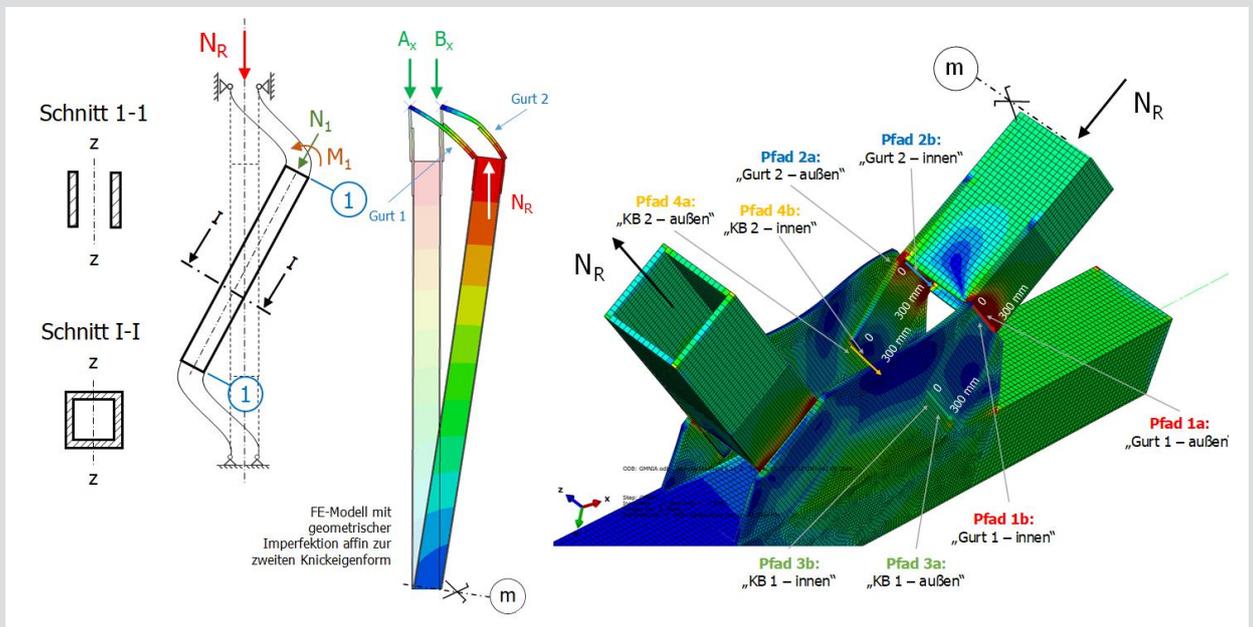


Tragverhalten von Druckstäben mit beidseitigem Knotenblechanschluss



D-5-74/2018

Andreas Kamleitner

Institut für Stahlbau
Technische Universität Graz

DISSERTATION

**TRAGVERHALTEN VON DRUCKSTÄBEN MIT
BEIDSEITIGEM KNOTENBLECHANSCHLUSS**

Verfasser:

Andreas Kamleitner

zur Erlangung des akademischen Grades

Doctor of Philosophy (Ph.D.) bzw. Doktor der technischen Wissenschaften (Dr.techn.)

eingereicht an der

Fakultät für Bauingenieurwissenschaften
Technische Universität Graz

Graz, im November 2018

Betreuer und Erstbegutachter:

Univ.-Prof. Dr.techn. Dipl.-Ing. Harald Unterweger

Zweitbegutachter:

Univ.-Prof. Dr. Markus Knobloch

Technische Universität Graz

Institut für Stahlbau

Institutsvorstand:

Univ.-Prof. DI Dr. Harald Unterwiesing

Lessingstraße 25/III

A-8010 Graz

Tel: ++43-316/873-6201

Fax: ++43-316/873-6707

www.stahlbau.tugraz.at

Eidesstattliche Erklärung

Ich erkläre an Eides statt, dass ich die vorliegende Arbeit selbstständig verfasst, andere als die angegebenen Quellen/Hilfsmittel nicht benutzt, und die den benutzten Quellen wörtlich und inhaltlich entnommenen Stellen als solche kenntlich gemacht habe.

Graz, 29. November 2018



Andreas Kamplleitner

Englische Fassung:

Statutory Declaration

I declare that I have authored this thesis independently, that I have not used other than the declared sources / resources, and that I have explicitly marked all material which has been quoted either literally or by content from the used sources.

Graz, 29 November 2018



Andreas Kamplleitner

DANKSAGUNG

Ich danke meinen Eltern, Großeltern und meiner gesamten Familie für das hervorragende und herzliche verwandtschaftliche Miteinander, auf welches man sich von Studienbeginn bis zum Abschluss der Dissertation stets verlassen konnte.

Besonderer Dank gilt Herrn Univ.-Prof. Dr.techn. Dipl.-Ing. Harald Unterweger dafür, dass ich meine Dissertation im Laufe meiner fünfjährigen Tätigkeit als Universitätsassistent am Institut für Stahlbau verfassen konnte. Durch die laufende Unterstützung, hilfreiche Anstöße und seine große Erfahrung konnten ständig Fortschritte während der Ausarbeitungszeit verzeichnet werden.

In guter Erinnerung behalte ich die bereits im Studium entstandene Freundschaft zu Katharina Winkler, Johannes Oppeneder und Thomas Pittner. Möge diese auch weiterhin von Bestand bleiben. Aber auch meinen tollen Arbeitskollegen und Freunden Fritz Novak, Alexander Ecker und Lisa Lebitsch ein großes Vergelt's Gott für die angenehme Zeit am Institut!

Danke auch an die Firma Stahlbau Haslinger aus A - 9560 Feldkirchen / Kärnten für den Anstoß zum behandelten Thema, der Zurverfügungstellung von Konstruktionsplänen, der finanziellen Unterstützung und der Herstellung der Versuchsträger.



Für die Übernahme der Zweitbegutachtung der Dissertation bedanke ich mich bei Herrn Univ.-Prof. Dr. Markus Knobloch, Lehrstuhlleiter für Stahl-, Leicht- und Verbundbau an der Ruhr-Universität Bochum.

TRAGVERHALTEN VON DRUCKSTÄBEN MIT BEIDSEITIGEM KNOTENBLECHANSCHLUSS

Kurzfassung

Fachwerkträger gehören seit Beginn des Stahlbaus zu den häufig eingesetzten Bauformen. Vor allem bei weitgespannten Brücken- und Hallentragwerken finden stählerne Fachwerke ihren Einsatz. Für die Fachwerkstäbe werden meist Kasten- und I-Querschnitte verwendet, welche in den Knotenpunkten in Hinblick auf eine einfache Montage mithilfe von Knotenblechen miteinander verbunden werden – eine direkte Verbindung zwischen den Fachwerkgurten und den Fachwerkfüllstäben besteht meist nicht. Die Verbindung zwischen den Knotenblechen und den Stäben kann sowohl geschweißt, als auch geschraubt bzw. früher genietet, ausgeführt werden.

In der vorliegenden Dissertation werden zwei Ausführungen für Fachwerkträger mit den typischen zugehörigen Knotenbauformen detailliert untersucht. Als erstes werden Fachwerkträger behandelt, bei denen alle Fachwerkstäbe als gewalzte I-Profile ausgeführt sind. Dabei liegen alle Stege der Einzelprofile in der Fachwerkebene und die Füllstäbe schließen nicht direkt an die Gurtstäbe an, sondern sind in die Knotenbleche an beiden Stabenden eingeschlizt (in der Arbeit als Knotentyp K1 bezeichnet).

Vor allem im schweren Stahlbau, wie etwa im Brückenbau, hat sich in den letzten Jahren die zweite untersuchte Ausführungsform für Fachwerkträger etabliert. Hierbei werden Hohlprofilquerschnitte bzw. geschweißte rechteckige Kastenquerschnitte ausgeführt. Für diese Querschnittsformen hat sich für die Knotenausbildung eine Ausführung durchgesetzt, bei welcher nur die beiden außenliegenden seitlichen Gurte der Diagonalen in den Knoten weitergeführt werden. Die Stege (oben und untenliegendes Blech) sind ab Beginn der Knotenbleche, welche wiederum mit dem Fachwerkgurt verschweißt sind, nicht weiter fortgesetzt. Somit ergibt sich ein überlappende Bereich von Knotenblech und weitergeführten Gurten der Diagonale, in welchem eine Schraubverbindung zur einfachen Montage direkt auf der Baustelle angeordnet werden kann. Diese Ausführungsvariante mit Füllstäben als Hohlprofilquerschnitt und alleinig weitergeführten Gurten mit Knotenblechanschluss wird in dieser Dissertation als Knotentyp K2 bezeichnet.

Vielfach wird bei Schraubverbindungen eine einfache Zugänglichkeit der Verbindungsmittel gefordert. Dieser Umstand führt vor allem in letzter Zeit zu immer größer werdenden freien Knotenblechlängen in der Praxis, wodurch es zu einer nicht vernachlässigbaren Steifigkeitsschwächung (Biegesteifigkeit aus der Fachwerkebene) im Bereich des Fachwerkknotens aus der Fachwerkebene kommt. Dieser Sachverhalt liegt auch bei Knotentyp K1 vor, obwohl kein Schraubanschluss vorliegt. Daher zeigt sich, dass ein konventioneller Knicknachweis nicht ausreicht, um die Drucktragfähigkeit zutreffend zu erfassen. Neben dem globalen Stabknicken muss zusätzlich auch der Querschnitt des alleinigen Knotenblechs bzw. der Gurtquerschnitt (Typ K2) ausreichende Querschnittstragfähigkeit aufweisen, um die Tragsicherheit des Gesamtstabes zu gewährleisten.

Schwerpunkt der Dissertation ist die Darstellung des Tragverhaltens derartiger Fachwerkträger, insbesondere in Hinblick der Drucktragfähigkeit der Füllstäbe. Anhand von umfangreichen numerischen Traglaststudien an repräsentativen Ausführungen wurde ein einfaches Ingenieurmodell zur Drucktragfähigkeit von Diagonalstäben entwickelt, das anhand von insgesamt vier Großversuchen an einfeldrigen Fachwerkträgern im Maßstab 1:1 für den Knotentyp K1 kalibriert werden konnte. Das vorgeschlagene Ingenieurmodell zur Drucktragfähigkeit derartiger Fachwerkstäbe beinhaltet neben einem konventionellen Knicknachweis mit erhöhter Knicklänge am Ersatzstab („Nachweis 1“) auch einen Querschnittsnachweis im Knotenblech („Nachweis 2“) im maßgebenden Querschnitt. Zusätzlich dienen die Ergebnisse der Großversuche auch dazu, die Treffsicherheit üblicher Stabmodelle für Fachwerkträger in der Praxis zu überprüfen. Für Knotentyp K2 wurde dieses Ingenieurmodell entsprechend adaptiert (Querschnittsnachweis im Gurtblech) und es wurde ergänzend ein zutreffendes FE-Modell des isolierten Einzelstabes entwickelt, um die Drucktragfähigkeit zu ermitteln.

LOAD CARRYING BEHAVIOUR OF COMPRESSION MEMBERS WITH GUSSET PLATE CONNECTIONS ON BOTH ENDS

Abstract

Since steel construction began, lattice girders have become an often used building structure. In particular lattice girders are regularly used for bridges and halls that span large distances. I-Sections and hollow sections are usually used for the individual members, which are then joined together using gusset plates to simplify the assembly. Normally, there is no direct connection between the diagonal members and the chords. The connection between the gusset plates and the members are usually welded or bolted.

In this PhD thesis, two typical types of construction for trusses and their joints have been investigated in detail. The first type of construction consists of truss members with rolled I-sections, whereby the webs of all sections are in the plane of the truss. The diagonal members of the truss are connected to the chords using slotted gusset plates at both ends (in this PhD-thesis called joint type K1).

Recently, the second type of construction has started to dominate in heavy steel construction, especially truss bridges. This type of trusses consists of truss members with rolled hollow sections or welded hollow sections. The joints of these trusses are executed by continuing only both chords of the diagonal members. The upper and lower web plates are not connected with the chords. Thus the extended chords and the gusset plates overlap and a simple bolted connection can be carried out. This joint is called joint type K1.

If bolted connections have been chosen it is necessary that the screws are accessible. This, in turn, has recently had an effect on the increasing free gusset plate lengths, which lead to a stiffness reduction orthogonal to the truss plane which cannot be neglected in the buckling design of the diagonal member. Joint type K1 is also effected by this phenomena even though there is no bolted connection. It has been shown, that a conventional buckling verification is insufficient for an accurate prediction of the compression member capacity. In addition to the global buckling verification of the compression members with modified slenderness, the load carrying capacity of the gusset plate respectively of the extended chord section (type K2) need to be checked.

The main aim of this PhD thesis is to present the load carrying behaviour of such lattice girders and in particular the compression member capacity of the diagonal members. A simplified design model for practical application has been developed for the compression members, based on numerous limit state calculations for both types of construction. This simplified model was calibrated using four truss tests. The proposed design model consists of a buckling check with an increased buckling length ("verification 1") and a section verification for the connection plates in the essential section based on 2nd order moments ("verification 2"). In addition also the overall load carrying behaviour of the truss in the tests is analyzed and compared with simplified models for global analyses. The developed simplified design model for practice was then adapted for joint type K2. In addition an appropriate FE-model for a single diagonal member was developed to determine the maximum load capacity.

VORWORT

Diese Arbeit wurde selbstständig verfasst – die verwendeten Quellen sind am Ende der Arbeit angeführt. Die aus den verwendeten Quellen direkt oder indirekt übernommenen Inhalte sind als solche kenntlich gemacht. Teile dieser Arbeit sind jedoch ident mit den nachfolgend aufgelisteten veröffentlichten bzw. auch nicht veröffentlichten „internen“ Forschungsberichten für die Firma Stahlbau Haslinger aus A - 9560 Feldkirchen / Kärnten. Einzelne Auszüge aus den Forschungsberichten bzw. Veröffentlichungen sind nicht extra hervorgehoben, da der Autor dieser Arbeit daran federführend mitgewirkt hat.

Folgende Veröffentlichungen werden auszugsweise zitiert:

- „Tragverhalten von Fachwerksdiagonalen aus I-Profilen mit beidseits eingeschlitzten Knotenblechen“, Masterarbeit, Institut für Stahlbau der Technischen Universität Graz
Verfasser: DI Kampleitner Andreas, Oktober 2013
- „Stability behaviour of truss members made of I-sections with slotted gusset plates on both sides“ in Proceedings of the 8th International Conference on Advances in Steel Structures, Lissabon
Verfasser: Univ.-Prof. DI Dr. Unterweger Harald, DI Kampleitner Andreas, Juli 2015
- „Fachwerkträger mit I-Profilen und eingeschlitzten Knotenblechen – Tragverhalten und Drucktragfähigkeit der Füllstäbe auf Basis von Großversuchen“ in Tagungsband: IV. Grazer Stahlbautag
Verfasser: Univ.-Prof. DI Dr. Unterweger Harald, DI Kampleitner Andreas, September 2016
- „Fachwerkträger mit I-Profilen und eingeschlitzten Knotenblechen – Tragverhalten und Drucktragfähigkeit der Füllstäbe auf Basis von Großversuchen“ in Stahlbau 85
Verfasser: Univ.-Prof. DI Dr. Unterweger Harald, DI Kampleitner Andreas, November 2016
- „Lattice girders with I-sections and slotted gusset plates – Tests and simulations for overall behaviour and compression member capacity“ in Journal of Constructional Steel Research 129
Verfasser: Univ.-Prof. DI Dr. Unterweger Harald, DI Kampleitner Andreas, Februar 2017
- „Lattice girders with I-sections and slotted gusset plates – Load carrying behaviour and ultimate capacity of compression members based on full scale girder tests“ in Proceedings of the 8th European Conference on Steel and Composite Structures, Eurosteel, Copenhagen
Verfasser: Univ.-Prof. DI Dr. Unterweger Harald, DI Kampleitner Andreas, September 2017
- „Drucktragfähigkeit von Fachwerkdiagonalen mit Kastenquerschnitt und alleinigem Gurtanschluss“ in Tagungsband: V. Grazer Stahlbautag
Verfasser: Univ.-Prof. DI Dr. Unterweger Harald, DI Kampleitner Andreas, September 2018

Folgende Forschungsberichte werden auszugsweise zitiert:

- „Gutachterliche Stellungnahme zum Tragverhalten von Fachwerkdruckdiagonalen aus I-Profilen mit beidseits eingeschlitzten Knotenblechen auf Basis der Konstruktionspraxis der Firma Stahlbau Haslinger“
Verfasser: Univ.-Prof. DI Dr. Unterweger Harald, DI Kampleitner Andreas, Jänner 2014
- „Drucktragfähigkeit von Fachwerkdiagonalen aus I-Profilen mit beidseits eingeschlitzten Knotenblechen auf Basis der Konstruktionspraxis der Firma Stahlbau Haslinger – Auswertung Fachwerkträgerversuche und Beurteilung der numerischen Studie“
Verfasser: Univ.-Prof. DI Dr. Unterweger Harald, DI Kampleitner Andreas, September 2015

INHALTSVERZEICHNIS

1. Einleitung und Überblick	1
1.1. Motivation zu dieser Arbeit	1
1.2. Untersuchte Knotenformen	4
1.3. Tragverhalten nach Stand der Technik	6
1.3.1. Grundsätzliche Vorgehensweise bei der Bemessung der Drucktragfähigkeit von Stäben mit angeschlossenen Knotenblechen	6
1.3.1.1. Allgemeines Stabknicken aus der Knotenblechebene	8
1.3.1.2. Interaktion globaler und lokaler Stabilitätseffekte	8
1.3.1.3. Vorgeschlagenes Bemessungsmodell für Hohlprofile mit beidseits eingeschlitzten Knotenblechen für die Praxis	10
1.3.2. Tragverhalten Knotentyp K1	13
1.3.3. Tragverhalten Knotentyp K2	17
2. Druckstäbe als I-Profile mit mittigen Knotenblechen (Typ K1)	21
2.1. Allgemeines	21
2.2. Untersuchte typische Ausführungsformen von Fachwerkdagonalen und anschließenden Fachwerkknoten	22
2.3. Auswahl repräsentativer Fachwerksdiagonalen für realitätsnahe numerische Studien und Vergleich mit vereinfachter Drucktragfähigkeit	29
2.4. Drucktragfähigkeiten der untersuchten Fachwerkdruckstäbe nach vereinfachten Modellen	42
2.5. Statische Auslegung der Knotenbleche für die Gruppen 1 bis 5	45
2.6. Numerische realitätsnahe Traglastuntersuchungen – Modelle und Ergebnisse	47
2.6.1. Überprüfung des numerischen Modells – Ergebnisvergleich für Knotenausführungen aus der Literatur	47
2.6.1.1. Ergebnisvergleich am Ständerfachwerkknoten nach [14]	51
2.6.1.2. Ergebnisvergleich am Strebenfachwerkknoten nach [15]	60
2.6.2. Grundlegendes FE-Modell für die Parameterstudie zu den Traglastberechnungen	71
2.6.2.1. Materialeigenschaften im FE-Modell	74
2.6.2.2. Erfasste Imperfektionen bei den Traglastberechnungen	77
2.6.3. Durchführung der Traglastberechnungen und Ergebnisse	80
2.6.3.1. Zusammenfassende Darstellung der Traglastberechnungen	81
2.6.3.2. Gesamtergebnisse – FE-Traglasten gegenüber Bemessungsmodellen für die Praxis	92
2.6.3.3. Ergänzende Parameterstudien	109
2.7. Großversuche an einem einfeldrigen Fachwerkträger	114
2.7.1. Notwendigkeit und Ziele eines Großversuchs	114

2.7.2. Zusammenfassung der Voruntersuchungen und vorausgesetzte typische Ausführungsformen von Fachwerkdiagonalen und anschließenden Fachwerkknoten	116
2.7.3. Anlageverhältnisse und Belastung des Fachwerkträgers im Versuch	117
2.7.4. Auslegung Fachwerkträger und erwartete Versagensformen	118
2.7.5. Versuchsdurchführung und Versuchsprogramm	119
2.7.6. Messprogramm bei den Traglastversuchen	122
2.7.7. Aufnahme der Imperfektionen der Druckdiagonalen	123
2.7.8. Zusätzliche Materialversuche	126
2.7.9. Querschnittstragfähigkeit der Druckstabquerschnitte	130
2.7.10. Untersuchte Ingenieurmodelle für den Fachwerkträger	135
2.7.11. Zutreffendes FE-Modell zum Großversuch.....	137
2.7.11.1. Materialeigenschaften im FE-Modell zum Großversuch	139
2.7.11.2. Erfasste Imperfektionen bei der Traglastberechnung zum Großversuch	140
2.7.12. Ergebnisse am Großversuch und Vergleich mit numerischen Ergebnissen	142
2.7.12.1. Globales Tragverhalten des Fachwerkträgers	143
2.7.12.2. Erreichte Traglasten in den Druckdiagonalen	151
2.8. Zusammenfassung der wesentlichen Ergebnisse aus den Traglastversuchen und abgeleitete Schlussfolgerungen im Vergleich zu den Tragfähigkeiten der begleitenden FE-Analysen	158
2.9. Ingenieurmodelle zur Drucktragfähigkeit der Diagonalstäbe.....	160
2.9.1. Vereinfachte Vorgehensweise für $a \leq 50$ mm	160
2.9.2. Ingenieurmodell für $a > 50$ mm – Modell IM.....	162
2.9.3. Modifiziertes Ingenieurmodell für $a > 50$ mm – Modell MIM.....	163
2.9.4. Treffsicherheit der Ingenieurmodelle	167
2.9.4.1. Untersuchte Stabkonfiguration	167
2.9.4.2. FE-Modell für Referenztraglasten	168
2.9.4.3. Ergebnisse der Traglastberechnungen mit vergrößerter freier Knotenblechlänge	169
2.9.4.4. Vergleich der Traglasten der numerischen Simulation mit den maximalen Tragfähigkeiten der Ingenieurmodelle IM und MIM.....	181
3. Druckstäbe als Hohlprofile mit beidseitigen Knotenblechen (Typ K2)	183
3.1. Allgemeines	183
3.2. Untersuchte typische Ausführungsformen von Fachwerkdiagonalen und anschließenden Fachwerkknoten	184
3.3. Auswahl repräsentativer Fachwerkdiagonalen für realitätsnahe numerische Parameterstudien.....	185
3.4. Numerische realitätsnahe Traglastuntersuchungen – Modelle und Ergebnisse	189
3.4.1. Grundlegendes FE-Modell für die Systemberechnungen.....	189
3.4.1.1. Materialeigenschaften im FE-Modell	193
3.4.1.2. Erfasste Imperfektionen bei der Traglastberechnung	193

3.4.2. Grundlegendes FE-Modell für zugehörige isolierte Stabberechnungen.....	195
3.4.2.1. Allgemeines	195
3.4.2.2. Zutreffende Rand- und Lagerungsbedingungen am FE-Modell für die isolierten Stabberechnungen	196
3.4.2.3. Materialeigenschaften im FE-Modell	197
3.4.2.4. Erfasste Imperfektionen bei der Traglastberechnung	197
3.4.3. Durchführung der Traglastberechnungen	198
3.5. Traglastergebnisse – am Fachwerkträger und am isolierten Einzelstab	199
3.5.1. Einzelergebnisse im Überblick	199
3.5.2. Traglastergebnisse im Vergleich und zutreffendes Einzelstabmodell	224
3.5.3. Einzelstabmodell – Analyse der Beanspruchungssituation in den Gurten und Knotenblechen.....	250
3.5.4. Einzelstabmodell – Bestimmung des fiktiven Stabendeinspannmomentes für Einzelstabberechnungen.....	303
3.6. Zusammenfassende Beurteilung zur Berechnung am isolierten Einzelstab.....	315
3.7. Vorgeschlagenes Ingenieurmodell für die Praxis für Hohlprofilquerschnitte mit weitergeführten ungestützten Gurten	318
3.7.1. Generelle Vorgehensweise.....	318
3.7.2. Hintergründe zur tatsächlichen Querschnittstragfähigkeit im kritischen Gurtquerschnitt im Traglastzustand – Querschnitt 1	323
3.7.3. Einschränkungen bei der Anwendung des vorgeschlagenen Ingenieurmodells infolge der numerischen Untersuchungen	327
3.7.4. Treffsicherheit des vorgeschlagenen Ingenieurmodells für die Praxis für Hohlprofilquerschnitte mit weitergeführten ungestützten Gurtanschlüssen.....	328
3.7.4.1. Vergleich der Traglasten des Ingenieurmodells mit den numerisch ermittelten realitätsnahen FE-Tragfähigkeiten der Fachwerkdruckdiagonalen.....	328
3.7.4.2. Vergleich der Traglasten des Ingenieurmodells mit den FE-Tragfähigkeiten am isolierten Einzelstab.....	337
3.7.4.3. Vergleich der Traglasten des Ingenieurmodells mit den FE-Tragfähigkeiten der isolierten Einzelstäbe – ergänzende Parametervarianten	341
3.7.5. Zusammenfassende Beurteilung der Treffsicherheit des vorgeschlagenen Ingenieurmodells zur Drucktragfähigkeit von Hohlprofilstäben mit beidseitigem Gurtblechanschluss	347
4. Zusammenfassung und Schlusswort.....	349
Anhang A : Ergänzende Ergebnisse: Druckstäbe als I-Profile mit mittig eingeschlitzten Knotenblechen (Typ K1)	A-1

1. Einleitung und Überblick

1.1. Motivation zu dieser Arbeit

Fachwerkträger gehören seit Beginn des Stahlbaus zu den häufig eingesetzten Bauformen. Vor allem bei weitgespannten Brücken- und Hallentragwerken finden stählerne Fachwerke ihren Einsatz. Für die Fachwerkstäbe werden häufig Kasten- und I-Querschnitte verwendet, welche in den Knoten in Hinblick auf eine einfache Montage mithilfe von Knotenblechen miteinander verbunden werden – eine direkte Verbindung zwischen den Fachwerkgurten und den Fachwerkfüllstäben besteht meist nicht. Die Verbindung zwischen den Knotenblechen und den Stäben kann sowohl geschweißt, als auch geschraubt bzw. früher genietet, ausgeführt werden.

Das Bild 1a [1] zeigt ein typisches Ausführungsbeispiel eines Fachwerktragwerkes einer Autobahnbrücke der A3 über den Rhein-Herne-Kanal in Oberhausen (Deutschland) aus stählernen Hohlprofilquerschnitten. Die Knoten sind mit beidseits außenliegenden Knotenblechen, welche mit dem Fachwerkgurt verschweißt sind, realisiert (siehe Bild 1b [1]). Die Fachwerkdiagonalen sind ebenfalls aus Kastenquerschnitten ausgeführt, wobei nur deren Gurte mit den Knotenblechen verschraubt sind. Die Stege sind im Bereich des Knotens nicht fortgesetzt, um die Schraubverbindung zugänglich zu halten.

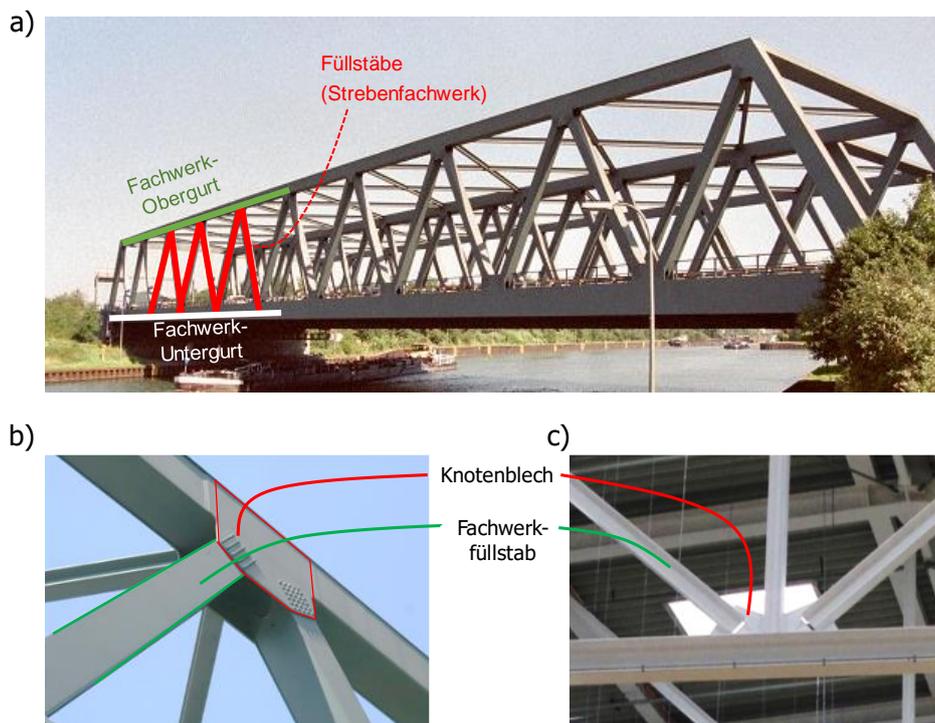


Bild 1: Beispiele von Fachwerktragwerken mit alleinigem Knotenblechanschluss der Füllstäbe: a) Autobahnbrücke der A3 über den Rhein-Herne-Kanal in Oberhausen [1] mit Hohlprofilquerschnitten, b) Knotendetail der Straßenbrücke aus a) [1] – beide Bilder von Nicolas Janberg; Structurae: Internationale Datenbank und Galerie für Ingenieurbauwerke, c) Beispiel eines Fachwerkträgers aus I-Profilen - Verkaufshalle des OBI Bau- und Heimwerkermarktes in 8051 Graz

Im Bild 1c ist eine andere mögliche Ausführung eines Fachwerkträgers gezeigt. Hierbei handelt es sich um I-Profile bei allen Fachwerkstäben, wobei die Füllstäbe in Knotenbleche eingeschlitzt sind, welche mittig in der Fachwerkebene angeordnet sind (in weiterer Folge als Knotentyp K1 bezeichnet).

Die Ausführungsvariante mit Füllstäben als Hohlprofilquerschnitt und alleinig weitergeführten Gurten mit Knotenblechanschluss wird in der vorliegenden Dissertation nachfolgend als Knotentyp K2 bezeichnet.

Vielfach wird bei Schraubverbindungen eine einfache Zugänglichkeit der Verbindungsmittel gefordert. Dieser Umstand führt vor allem in letzter Zeit zu immer größer werdenden freien Knotenblechlängen in der Praxis. Das Bild 2 zeigt zwei Ausführungsformen von Fachwerkstäben aus runden Hohlprofilquerschnitten und mittig eingeschlitzten Knotenblechen, wobei im Bild 2 links der Anschluss der Fachwerkdiagonale über eine umlaufende Schweißnaht zur weiterführenden Konstruktion ausgebildet ist, während im Bild 2 rechts eine beidseitig verschraubte Laschenverbindung zwischen eingeschlitztem Knotenblech und einem weiterführenden Knotenblech, welches mit dem Fachwerkgurt verschweißt ist, besteht. Dem offensichtlichen Vorteil bei letzterer Ausführung – die einfache und rasche Montagemöglichkeit auf der Baustelle, ein Verschweißen zweier Bauteile ist nicht von Nöten – steht die deutliche Verlängerung der freien Knotenblechlänge gegenüber (vgl. Bild 2 rechts). Der geschraubte Laschenstoß führt zu einer nicht zu vernachlässigbaren Steifigkeitsschwächung (Biegesteifigkeit aus der Fachwerkebene) im Bereich des Fachwerkknotens aus der Fachwerkebene. Im rechten Teilbild in Bild 2 ist erkennbar, dass sich durch Schraubanschlüsse zur weiterführenden Konstruktion mitunter sehr große freie Knotenblechlängen ergeben können.



Bild 2: Ausführungsbeispiele – Hohlprofile mit beidseits zentrisch eingeschlitzten Knotenblechen – geschweißt (links) und geschraubt (rechts) [2]

Hervorzuheben ist, dass trotz der bekannten Konstruktionsregeln, Knoten so kompakt als möglich zu konstruieren, das heißt die Füllstäbe so weit wie möglich an den Fachwerkgurt heranzuführen, die Knotenblechlängen heutzutage vermehrt sehr lange gestaltet werden. Bei Drucknormalkräften in derartigen Fachwerkdiagonalen ist das Tragverhalten demzufolge maßgeblich durch Biegeknicken aus der Fachwerkebene dominiert.

Aufgrund der erheblichen Biegesteifigkeitsschwächung aus der Ebene, im Bereich der Knotenbleche an den Druckstabenden, ist ein konventioneller Knicknachweis nicht ausreichend, um die Drucktragfähigkeit zutreffend zu erfassen [3], [4]. Die Reduktion der Drucktragfähigkeit eines Stabes durch den alleinigen Knotenblechanschluss stellt das Bild 3 schematisch dar. Im Bild 3a ist an der zweiten Knickeigenform zu erkennen, dass neben dem globalen Stabknicken auch der Querschnitt 1 des alleinigen Knotenblechs ausreichende Querschnittstragfähigkeit aufweisen muss (Beanspruchung M_1 , N_1 je Knotenblech), um die Tragsicherheit des Gesamtstabes zu gewährleisten. Das Bild 3b zeigt die erste Knickeigenform des Druckstabes. Bereits an diesem einfachen Beispiel ist offensichtlich, dass infolge der erhöhten Knicklänge gegenüber der eigentlichen Stablänge ($L_k \gg L_0$), ein konventioneller Knicknachweis mit der Stablänge L_0 und durchgehend konstantem Querschnitt (siehe Bild 3c) die Drucktragfähigkeit nicht hinreichend genau erfassen kann.

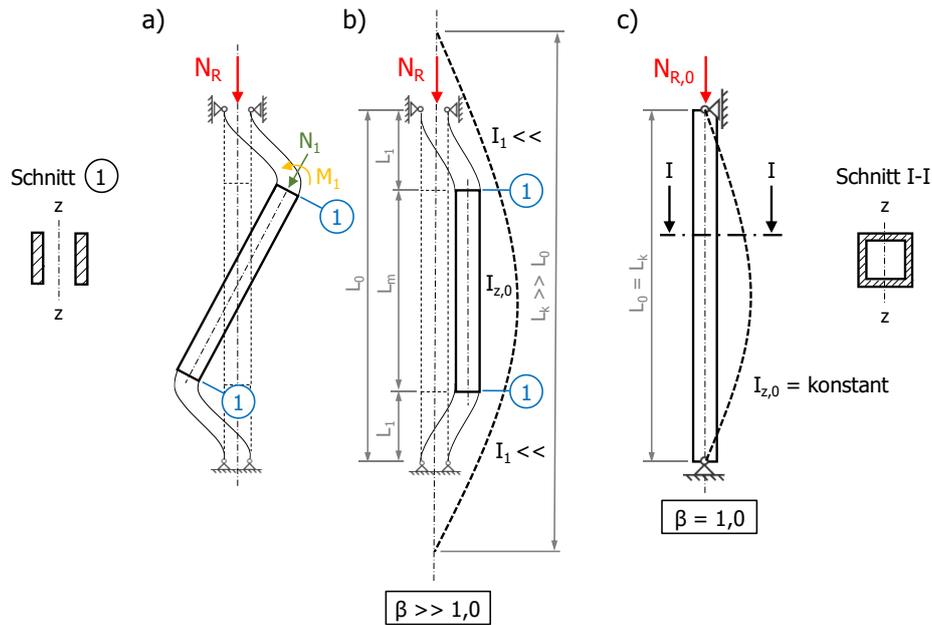


Bild 3: Grundsätzliches Drucktragverhalten eines beidseits gelenkig gelagerten Stabes aus der Ebene mit dem Stabquerschnitt und zugehöriger Biegesteifigkeit $I_{z,0}$ sowie beidseitigen Knotenblechanschlüssen mit der reduzierten Biegesteifigkeit I_1 : a) zweite Knickeigenform, b) erste Knickeigenform, c) Stab mit durchgehendem Querschnitt ($I_{z,0}$) und beidseits gelenkiger Lagerung (Eulerfall 2)

In diesem Zusammenhang berichtet [5] bedauerlicherweise von einem Schadensfall, bei welchem ein als Montagehilfskonstruktion dienender Fachwerkträger einstürzte (siehe Systemskizze in Bild 4a). Die versagende Druckdiagonale wies einen Kastenquerschnitt auf, wobei nur die Gurte (350 x 30 mm) in den Knoten weitergeführt wurden, um eine Schraubverbindung zu einem Knotenblech (dieses war verschweißt mit dem Fachwerkgurt als I-Profilquerschnitt) herzustellen. Die Stege der Druckdiagonale (295 x 30 mm) endeten vor Beginn der Knotenbleche, um die Montage der Schrauben zu vereinfachen (siehe Bild 4b bzw. schematisch auch in Bild 6a).

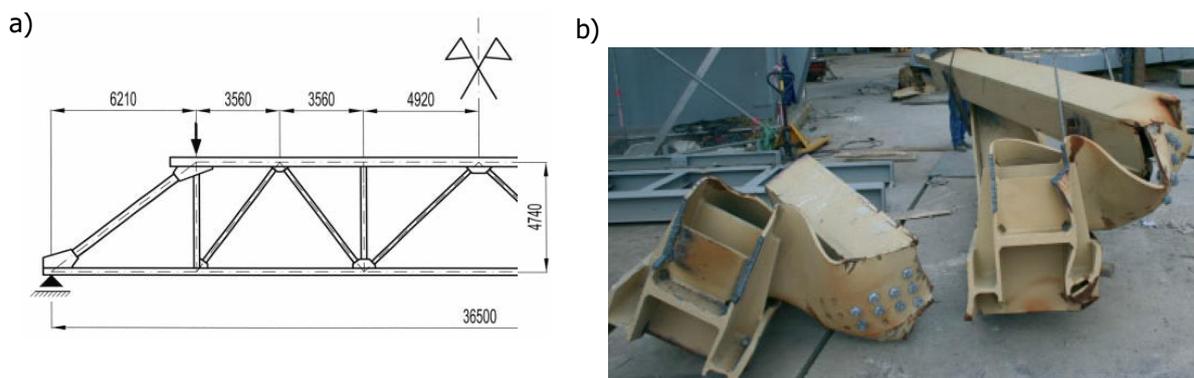


Bild 4: Schadensfall an einem Fachwerkträger mit Füllstäben aus Hohlprofilquerschnitten und beidseitigem Knotenblechanschluss: a) System des geschädigten Fachwerkträgers [5], b) Auflagerknoten nach dem Versagensfall [5]

Eine Berechnung in [5] für den verunfallten Fachwerkträger ergab, dass die kritische Euler'sche Knicklast ($N_{cr,Euler} = 22500 \text{ kN}$, ermittelt als Eulerfall II mit der Stablänge, welche sich aus der Systemlänge ableitet) etwa den fünffachen Wert des kleinsten tatsächlichen Eigenwertes ($N_{eig,1} \approx 4750 \text{ kN}$) ergibt, welcher mithilfe einer linearen Eigenwertanalyse an einem zutreffenden FE-Modell mit Erfassung des tatsächlichen Knotenblechanschlusses berechnet wurde.

Aufgrund dieses Umstandes zeigt sich die Notwendigkeit der genauen Analyse des komplexen Stabilitätstragverhaltens derartiger Druckstäbe. Ein konventioneller Knicknachweis mit der Systemlänge ist offenbar nicht zur Bemessung geeignet. Es ist demzufolge zumindest einerseits ein Knicknachweis am Ersatzstab mit einer erhöhten Knicklänge notwendig ($\beta \gg 1,0$, vgl. Bild 3b) und andererseits ist eine ausreichende Querschnittstragfähigkeit im Knotenblechquerschnitt 1 sicherzustellen (vgl. Bild 3a). Für diese spezielle Ausführungsform der Knotenbleche sind die Bemessungsregeln bzw. Tragsicherheitsnachweise für die Fachwerkknotenpunkte (Fachwerkanschlüsse) nicht unmittelbar im Eurocode EN 1993-1-8 [6] aufbereitet. In der einschlägigen Literatur (siehe Abschnitt 1.3) finden sich jedoch Bemessungsregeln, auf Basis des Bemessungskonzeptes des Eurocodes EN 1993-1-1 [7], die eine hinreichend genaue Auslegung der alleinigen Knotenbleche gestatten – darauf wird in Abschnitt 1.3 näher eingegangen.

Hinsichtlich der Drucktragfähigkeit der Fachwerksdiagonalstäbe und Pfostenstäbe – maßgebend ist das Knicken aus der Fachwerkebene – finden sich im Eurocode keine unmittelbaren Hinweise. Auch in der Fachliteratur finden sich nur sehr oberflächliche Hinweise, sodass in der Praxis immer wieder Diskussionen zur zutreffenden Drucktragfähigkeit dieser Fachwerkfüllstäbe entstehen. Dieser Sachverhalt ist die Motivation für diese Arbeit.

1.2. Untersuchte Knotenformen

Im Zuge der vorliegenden Dissertation wurden zwei Knotenausführungen (Bezeichnung mit K1 und K2) detailliert untersucht, wobei jeweils ausführliche numerische Studien zum grundsätzlichen Drucktragverhalten durchgeführt wurden. Zusätzlich erfolgten für den Knotentyp K1 auch Großversuche an einem Fachwerkträger im Labor zur Verifikation der numerischen Ergebnisse. Daraus wurden in weiterer Folge auch zutreffende Ingenieurmodelle zur Bemessung in der Praxis abgeleitet. Im Folgenden werden die beiden untersuchten Anschlussformen kurz erläutert.

a) Knotentyp K1: Druckstäbe als I-Profile mit mittigen eingeschlitzten Knotenblechen

In den letzten Jahren hat sich für die konstruktive Ausbildung von Fachwerkträgern im Industrie- und Anlagenbau eine Bauform etabliert, die für alle Stäbe gewalzte I-Profile vorsieht. Dabei liegen alle Stege der Einzelprofile in der Fachwerkebene und die Füllstäbe schließen nicht direkt an die Gurtstäbe an, sondern sind in die Knotenbleche eingeschlitzt. Das Bild 5a zeigt eine schematische Darstellung der Knotenform des Typ K1, das Bild 5b zeigt ein Anwendungsbeispiel in Form eines Fachwerkträgers im Hallenbau (in Abweichung zu dem Fachwerkknoten aus Bild 5b erfolgte in der vorliegenden Arbeit die Untersuchung von Knoten ohne Pfosteneinbindung). Aber auch in Dach- oder Wandverbänden werden diese Knotenausführungen eingesetzt.

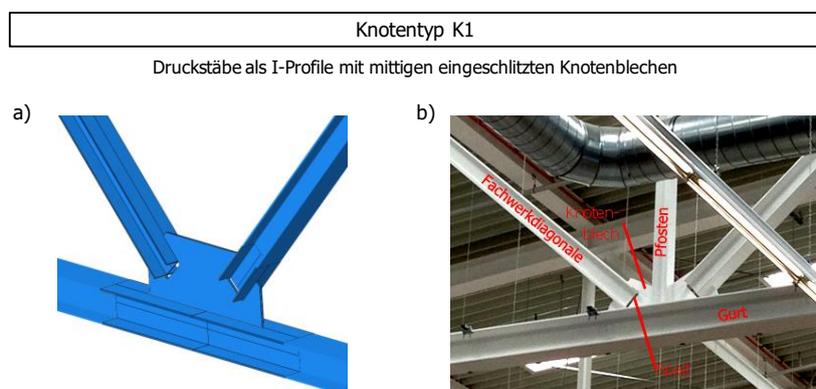


Bild 5: Knotentyp K1 – Druckstäbe als I-Profile mit mittigen eingeschlitzten Knotenblechen: a) schematische Darstellung der Knotenausführung, b) Ausführungsbeispiel mit zusätzlichem Pfosten als Fachwerkträger im Hallenbau

Die Stabnormalkräfte beim Knotentyp K1 hierbei über Schweißnähte an den Flanschen der Fachwerkfüllstäbe in die Knotenbleche an den Stabenden übertragen. Diese Knotenbleche sind ebenfalls über Schweißnähte an die weiterführende Konstruktion – zum Beispiel den Fachwerkgurten – angebunden. Eine Schweißnaht zwischen dem Steg des Fachwerkfüllstabes und dem Knotenblech existiert nicht. An dieser Stelle verbleibt ein Spalt, in der Größenordnung von etwa 10 bis 50 mm, um Fertigungstoleranzen ausgleichen zu können. Diese Ausführungsform erlaubt eine wirtschaftliche Fertigung, da aufwendige Einpassarbeiten entfallen, nur rechtwinkelige Trennschnitte an den Stäben erforderlich sind und die Knotenbleche zur Gänze brenn- oder lasergeschnitten werden können. Diese Vorteile eines einfachen Zusammenbaus, bei gleichzeitig vergleichbar geringem Materialeinsatz – es sind keine Laschen oder Kopfplatten erforderlich – ließen diese Lösung zum Standard bei der Herstellung von geschweißten Fachwerkträgern im Hochbau werden.

b) Knotentyp K2: Druckstäbe als Hohlprofile mit beidseitigen Knotenblechen

Vor allem im schweren Stahlbau, wie etwa im Brückenbau, benötigt es den Einsatz von gedrungenen dickwandigeren Stabquerschnitten in Fachwerkträgern, zufolge der hohen Stabnormalkräfte in diesem Einsatzgebiet. Hierfür werden häufig Hohlprofilquerschnitte bzw. geschweißte rechteckige Kastenquerschnitte ausgeführt. Für diese Querschnittsformen hat sich für die Knotenausbildung im Fachwerkbau – wie auch beim Knotentyp K1 – eine Ausführung mit Knotenblechen durchgesetzt. In der vorliegenden Arbeit wurde jene Variante beleuchtet, bei welcher nur die beiden außenliegenden Gurte (siehe Bild 6a) der Diagonale in den Knoten geführt werden. Die Stege sind ab Beginn der Knotenbleche, welche wiederum mit dem Fachwerkgurt verschweißt sind, nicht fortgesetzt. Somit ergibt sich ein überlappender Bereich von Knotenblech und weitergeführten Gurten der Diagonale, in welchem eine Schraubverbindung angeordnet wird (vgl. Bild 4b und Bild 6a). Zu beachten sind bei dieser Ausführung zweier exzentrisch gestoßener Bleche die zusätzlich entstehenden Blechbiegemomente zufolge des auftretenden Exzentrizitätsmomentes. Darauf wird noch näher eingegangen.

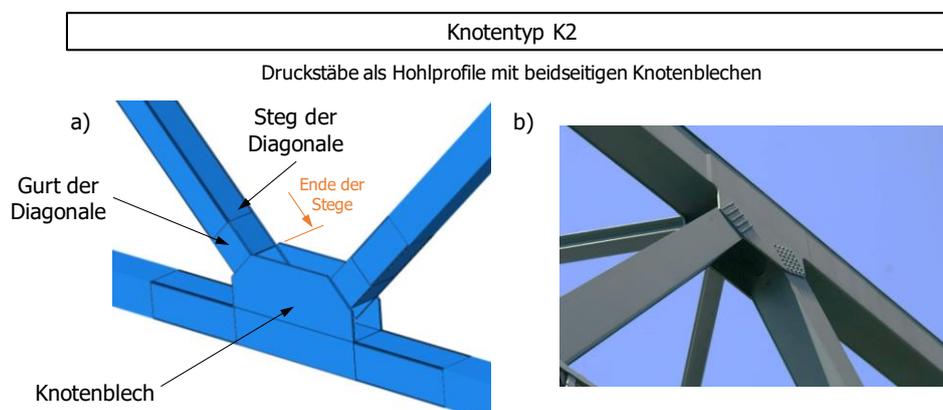


Bild 6: Knotentyp K2 – Druckstäbe als Hohlprofile mit beidseitigen Knotenblechen: a) schematische Darstellung der Knotenausführung, b) Ausführungsbeispiel im Brückenbau [1]

Das Bild 6a zeigt eine schematische Darstellung der Knotenform des Typs K2 mit außenliegenden Knotenblechen, welche außenseitig bündig am Kastenquerschnitt des Fachwerkuntergurtes anschließen. Die Gurte der Diagonalen sind zwischen die äußeren Knotenbleche geführt, der Steg ist ab den beginnenden Knotenblechen nicht fortgesetzt. Bild 6b zeigt ein Ausführungsbeispiel eines Fachwerkträgers aus Hohlprofilquerschnitten mit einem Fachwerkknoten des untersuchten Typs K2 anhand einer Autobahnbrücke der A3 über den Rhein-Herne-Kanal in Oberhausen [1]. Im Unterschied zur schematischen Abbildung der Knotenausführung in Bild 6a ist beim Beispiel in Bild 6b die Knotenblechaußenseite nicht bündig mit der Außenseite des Fachwerkobergurtes.

1.3. Tragverhalten nach Stand der Technik

Im nachfolgenden Kapitel 1.3.1 wird die Vorgehensweise zur Bestimmung der Drucktragfähigkeit von Stäben mit angeschlossenen Knotenblechen, auf Basis zweier Veröffentlichungen [3] und [4], nach Stand der Technik erläutert. Anschließend erfolgt in den kommenden Abschnitten eine kurze Zusammenstellung der wesentlichen Veröffentlichungen, welche sich ebenfalls mit den in der vorliegenden Dissertation untersuchten Ausführungsformen von Fachwerkdruckstäben beschäftigt haben. In Abschnitt 1.3.2 den Knotentyp K1 betreffend: Druckstäbe als I-Profile mit mittigen eingeschlitzten Knotenblechen bzw. in Abschnitt 1.3.3 den Knotentyp K2 betreffend: Druckstäbe als Hohlprofile mit beidseitigen Knotenblechen.

1.3.1. Grundsätzliche Vorgehensweise bei der Bemessung der Drucktragfähigkeit von Stäben mit angeschlossenen Knotenblechen

Im nachfolgenden werden zwei Veröffentlichungen von H. Unterweger und A. Taras (*„Hohlprofile mit beidseits zentrisch eingeschlitzten Knotenblechen – Drucktragverhalten und Bemessungsvorschlag“* [3] und *„Compression members with hollow sections and concentric slotted gusset plates - behaviour and recommended design model“* [4]) kurz zusammengefasst, die das komplexe reale Drucktragverhalten von Stäben behandeln, welche alleine über Knotenbleche angeschlossen sind. In diesen beiden Veröffentlichungen [3] und [4] wird das Drucktragverhalten von Hohlprofilstäben mit mittig eingeschlitzten Knotenblechen untersucht. Diese eingeschlitzten Knotenbleche werden entweder über einen beidseitigen Laschenstoß mit der weiterführenden Konstruktion verbunden bzw. es werden die eingeschlitzten Knotenbleche selbst mit der weiterführenden Konstruktion verschweißt. Eine numerische Parameterstudie in [3] bzw. [4] bestätigte, dass durch die deutlich geringere Biegesteifigkeit der Knotenbleche große Knicklängen der Stäbe vorliegen, die beim Knicknachweis unbedingt zu berücksichtigen sind („Ersatzstabverfahren“). Realitätsnahe Traglastberechnungen zeigten dabei jedoch, dass die Drucktragfähigkeit des Stabes mitunter durch die Querschnittstragfähigkeit des Knotenblechs beschränkt ist, wobei nun auch die zweite Knickform des Stabes möglicherweise die maßgebende Imperfektionsform darstellt. Dafür wurde ein zusätzlicher Nachweis entwickelt. Schlussendlich wird ein Ingenieurmodell für die Praxis vorgeschlagen, welches im Zuge einer numerischen Parameterstudie überprüft wurde.

Dieses in [3] und [4] vorgeschlagene Ingenieurmodell zur Drucktragfähigkeit derartiger Stäbe diene in weiterer Folge als Basis für die Entwicklung eines modifizierten Ingenieurmodells im Zuge dieser Arbeit für eine Bemessung der in Abschnitt 1.2 beschriebenen Knotenausführungen – K1 und K2.

Zwei weitere Veröffentlichungen: H. Unterweger und R. Ofner (*„Traglast von Verbandsstäben aus Hohlprofilen mit quasi-zentrischem Knotenblechanschluss“*) [8] und H. Dietz und M. Wörner [9] (*„Druckbeanspruchte Fachwerkstäbe mit exzentrischen Knotenblechanschlüssen – Teil 1“*) bzw. [10] (*„Druckbeanspruchte Fachwerkstäbe mit exzentrischen Knotenblechanschlüssen – Teil 2“*) behandeln ebenfalls die Thematik von Druckstäben bzw. Verbandsstäben mit Knotenblechanschlüssen. Allerdings werden in beiden Aufsätzen exzentrische Knotenblechanschlüsse behandelt, wodurch an dieser Stelle auf eine Zusammenfassung der jeweils in [8] und [9] (Teil 1) bzw. [10] (Teil 2) entwickelten Bemessungsmodelle verzichtet wird.

- Anlageverhältnisse der Untersuchungen:

Anm.: basierend auf Hohlprofilen mit beidseits zentrisch eingeschlitzten Knotenblechen – Zusammenfassung der Veröffentlichungen [3] und [4]

Das Bild 7 zeigt die Geometrie der untersuchten Hohlprofilansführungen mit zentrisch eingeschlitzten Knotenblechen und deren Randbedingungen (RB1 – gelenkig bzw. RB2 – eingespannt). Im Folgenden wird zusammenfassend nur auf die Randbedingung „gelenkig“ RB1 eingegangen. Die Traglasten der gedrückten Stäbe basieren auf GMNIA-Analysen (geometrisch und materiell nichtlineare Analysen mit Imperfektionen). Zusätzlich wurden zutreffende Annahmen für Eigenspannungen infolge des Schweißvorganges zwischen Hohlprofil und Knotenbleche mitmodelliert.

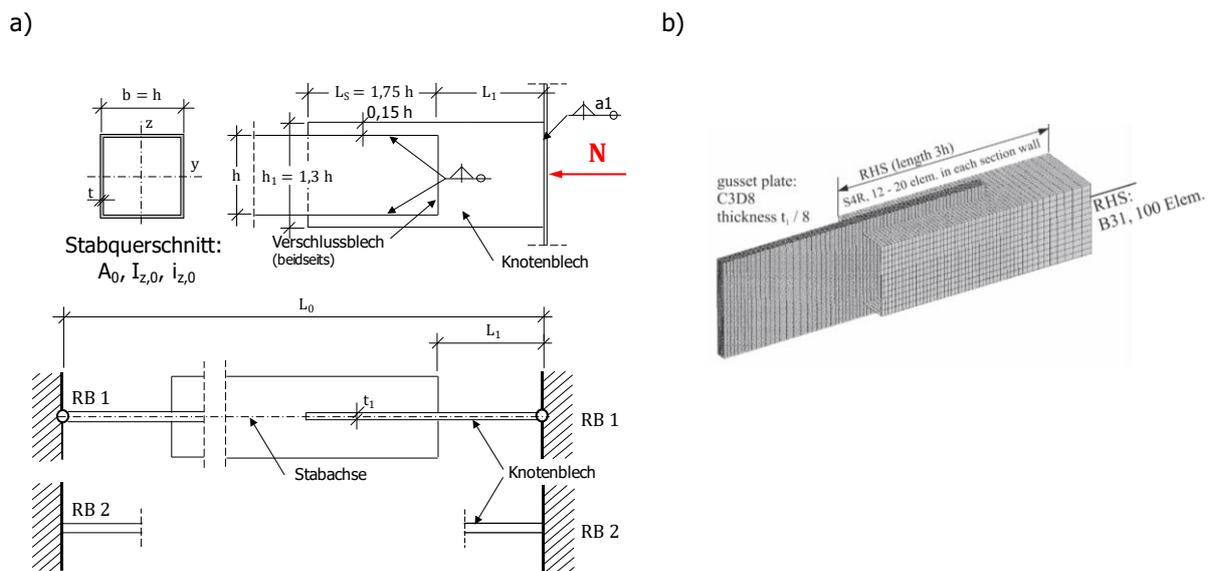


Bild 7: Untersuchte Hohlprofilansführungen mit zentrisch eingeschlitzten Knotenblechen [3], [4]: a) Knotengeometrie und Randbedingungen (RB1 – gelenkig, RB2 – eingespannt), b) zutreffendes FEM-Modell

Im Zuge einer Parameterstudie mit in der Praxis üblichen Geometrieabmessungen wurde ein Bemessungsvorschlag entwickelt. Vorwegnehmend kann gesagt werden, dass ein konventioneller Knicknachweis alleine nicht ausreicht, um die Steifigkeitsschwächung durch die Knotenbleche im Anschlussbereich, mitzuerfassen.

1.3.1.1. Allgemeines Stabknicken aus der Knotenblechebene

Aufgrund der reduzierten Biegesteifigkeit aus der Ebene der Knotenbleche ist es naheliegend, dass der Knicknachweis am Ersatzstab (Hohlprofilquerschnitt $A_0, I_{z,0}$; Trägheitsradius $i_{z,0}$ zur Berechnung der Stabschlankheit $\bar{\lambda}_z$) mit einer erhöhten Knicklänge ($L_{cr,1} = \beta_1 \cdot L_0$) geführt werden muss, wie Bild 8a zeigt.

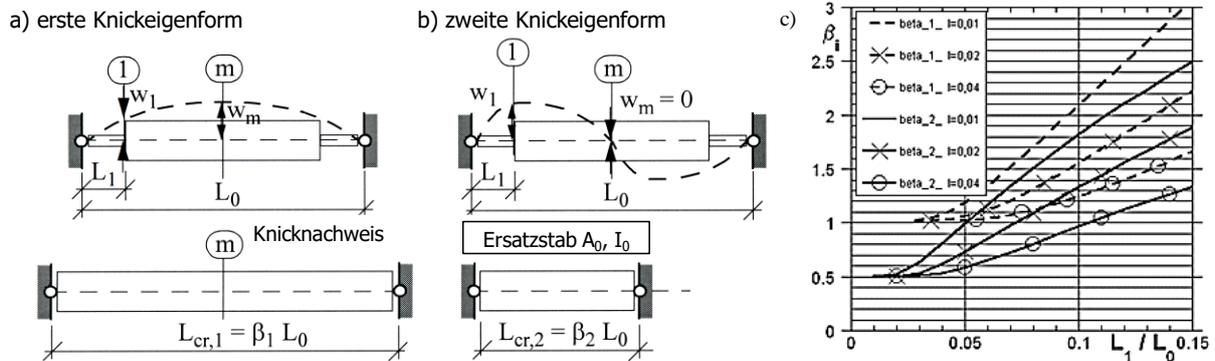


Bild 8: Knicknachweis basierend am Modell des Ersatzstabverfahrens: a) Knicklängen für die erste, bzw. b) zweite Knickeigenform, c) Knickbeiwert β zur Bestimmung der zutreffenden Knicklänge L_{cr} [3], [4]

In Bild 8c sind die zutreffenden Knickbeiwerte β , auch für die zweite Knickeigenform (siehe Bild 8b), angegeben. Diese sind vom Längenverhältnis L_1 / L_0 und dem Verhältnis der Trägheitsmomente $I = I_1 / I_{z,0}$ abhängig (Anm.: nachfolgend wird der Index z weggelassen, somit I_0 statt $I_{z,0}$). Der Index 1 kennzeichnet den Knotenblechquerschnitt, mit der freien Länge L_1 und der Dicke t_1 sowie der Höhe h_1 , mit dem zugehörigen Trägheitsmoment I_1 , berechnet nach Gl. 1.

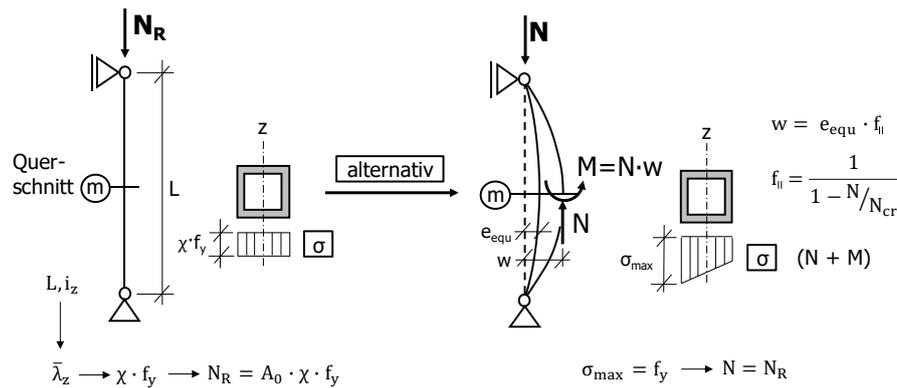
$$I_1 = \frac{h_1 \cdot t_1^3}{12} \quad \text{Gl. 1}$$

In der Praxis ergeben sich übliche Längenverhältnisse von etwa $L_1 / L_0 = 0,05 - 0,10$ und sehr kleine Verhältnisse der Trägheitsmomente von $I_1 / I_0 \approx 0,01$. In [3] und [4] wird gezeigt, dass für einige untersuchte Geometriefälle geometrische Ersatzimperfectionen mit Verläufen affin zur zweiten Knickeigenform maßgebend für die minimale Traglast werden. Hierfür wurde ein eigener Nachweis entwickelt, welcher nachfolgend als Nachweis 2 „Querschnittsnachweis im kritischen Knotenblechquerschnitt“ bezeichnet wird. Für Nachweis 1, dem „konventionellen Knicknachweis am Ersatzstab“ werden allerdings nur die Knickbeiwerte β_1 relevant, da das vorgeschlagene Bemessungsmodell auf dieser Knickeigenform basiert.

1.3.1.2. Interaktion globaler und lokaler Stabilitätseffekte

Eine wichtige Erkenntnis in [3] und [4] ist, dass ein am Ersatzstab basierender Knicknachweis mit der Knicklänge $L_{cr,1}$ (vgl. Bild 8a) zutreffende Tragfähigkeiten nur für Stäbe mit hohen Schlankheiten liefert, da hier die Tragfähigkeit des Querschnittes in Stabmitte nachgewiesen und maßgebend wird.

Bild 9 zeigt ein baupraktisches Beispiel: RHS 200/200/10, $L_0 = 8000$ mm, $L_1 = 400$ mm, $h_1 = 240$ mm, $t_1 = 28$ mm, bei welchem ein Knicknachweis am Ersatzstab die tatsächliche Drucktragfähigkeit überschätzt. Dies zeigt sich bei Anwendung eines alternativen Knicknachweises, bei welchem anstatt der Anwendung der Knickspannungslinien (Abminderungsfaktor χ) eine geometrische Ersatzimperfection e_{equ} verwendet wird und durch Ansatz der Momente 2. Ordnung (N & M) die Querschnittstragfähigkeit in Stabmitte (Querschnitt m) überprüft wird ($N = N_R$ in Bild 9).



- Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform

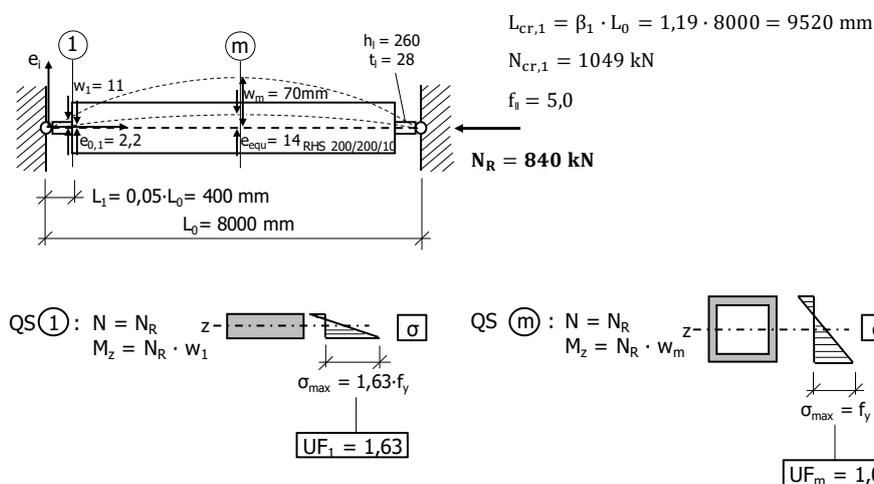


Bild 9: Baupraktisches Beispiel: alternativer Knicknachweis um zu zeigen, dass der Querschnitt 1 des Knotenblechs die Drucktragfähigkeit limitiert [3], [4]

Die Anwendung dieses Konzeptes, mit einer Normalkraft $N_R = 840 \text{ kN}$ – als Ergebnis eines Knicknachweises am Ersatzstab (χ basierend auf der erhöhten Knicklänge $\beta_1 \cdot L_0$) und Zugrundelegung der vereinfachten parabolischen Imperfektionsfigur aus Bild 9 – führt dazu, dass nun am maßgebenden Querschnitt 1 des Knotenblechs ein wesentlich höherer Ausnutzungsgrad (Querschnitt 1 mit $UF_1 = 1,63$) als am Querschnitt m in Stabmitte vorliegt (Querschnitt m mit $UF_m = 1,0$; ebenfalls mit $N_R = 840 \text{ kN}$).

Daraus resultiert, dass beim gezeigten baupraktischen Beispiel der Querschnitt 1 im Knotenblech die Drucktragfähigkeit des Stabes limitiert – der reine Knicknachweis mit Überprüfung des Querschnittes in Stabmitte überschätzt die maximale Tragfähigkeit. Wird dem Knicknachweis die Imperfektionsfigur mit Verlauf affin zur ersten Knickeigenform zugrunde gelegt, werden im Querschnitt 1 im Knotenblech noch signifikant höhere Ausnutzungsgrade erreicht (zufolge dem größeren Verhältnis w_1 / w_m als in Bild 9). Zusammenfassend kann gezeigt werden, dass die Interaktion zwischen lokalem Stabilitätsverhalten (Beulen des Knotenblechs) und globalem Stabilitätsverhalten (Biegeknicken um die schwache z-Achse des Stabes) deutlich ausgeprägt ist.

1.3.1.3. Vorgeschlagenes Bemessungsmodell für Hohlprofile mit beidseits eingeschlitzten Knotenblechen für die Praxis

Wie das Beispiel in Bild 9 zeigt, ist ein alleiniger Knicknachweis am Ersatzstab – trotz Erfassung der erhöhten Knicklänge (vgl. Bild 8a) – zur Überprüfung der Querschnittstragfähigkeit in Stabmitte alleine nicht ausreichend, um die tatsächliche reale Drucktragfähigkeit von Hohlprofilen mit beidseits eingeschlitzten Knotenblechen zu erhalten. Nur für sehr schlanke Stäbe ist der Knicknachweis am Ersatzstab mit erhöhter Knicklänge zutreffend – nachfolgend als Nachweis 1 bezeichnet.

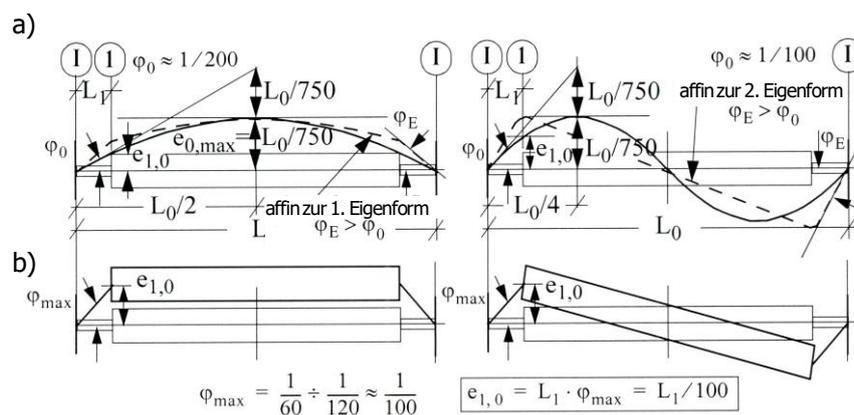


Bild 10: Zutreffende Annahmen geometrischer Ersatzimperfectionen für die erste (links) bzw. zweite Knickeigenform (rechts) in [3], [4] entsprechend: a) EN 1090-2 [11] und b) EN ISO 13920 [12]

Für die Interaktion von lokalem Beulen des Knotenblechs und globalem Stabknicken, somit für den Fall, dass der Querschnitt 1, des Knotenblechs die Drucktragfähigkeit N_R limitiert, wurde in [3], [4] ein Bemessungsvorschlag für die Praxis entwickelt, welcher alle maßgebenden auftretenden geometrische Imperfectionen miterfasst (siehe Bild 10). Dieser Nachweis führt schlussendlich zu einem Querschnittsnachweis in Querschnitt 1 unter Berücksichtigung der Momente 2. Ordnung – nachfolgend als Nachweis 2 bezeichnet. Hierbei kann nicht die volle plastische Querschnittstragfähigkeit ausgenutzt werden.

Zusammenfassend ist es notwendig, zwei unabhängige Nachweise nach den Gleichungen Gl. 5 und Gl. 7 zu führen (mit Bemessungsschnittkraft N_d in der betrachteten Druckdiagonale). Es kann auch aus den nachfolgend angeführten Nachweisgleichungen Gl. 5 und Gl. 7 die Grenzfragfähigkeit N_{Rd} ermittelt werden (maximale Beanspruchung N_d , sodass Nachweisgleichung zu 100% erfüllt wird; für Nachweis 2 nach Gl. 7 ist ein iteratives Vorgehen erforderlich).

Das Bild 8 beinhaltet zusammenfassend das Ingenieurmodell eines „Dreistabquerschnittes“, mit starrer Lagerung am Knotenblechende (Gesamtstablänge L_0 , mit Knotenblechstäben der Länge L_1 an den Enden). Der Stab mit unterschiedlicher Biegesteifigkeit I_z (I_1 im Knotenblechbereich, $I_{z,0}$ bzw. I_0 im Profilbereich) wird auf einen äquivalenten Ersatzstab mit vergrößerter Knicklänge $L_{cr,1}$ – ohne Knotenbleche (vgl. Bild 8a) – übergeführt. Für die Knicklänge $L_{cr,1}$ für die erste Knickeigenform gilt somit nach Gl. 2:

$$L_{cr,1} = \beta_1 \cdot L_0 \quad \text{Gl. 2}$$

Die zutreffenden Knicklängenfaktoren β_1 können direkt dem Bild 8c entnommen werden, auf Basis des Längenverhältnisses L_1 / L_0 und des Biegesteifigkeitsverhältnisses I_1 / I_0 . Alternativ dazu kann die Gl. 3, die aus [13] abgeleitet wurde (Funktion φ_4), verwendet werden (iterative Ermittlung von β_1 erforderlich).

$$\sqrt{\frac{I_1}{I_0}} \cdot \tan\left(\frac{L_1 \cdot \pi}{L_0 \cdot \beta_1 \cdot \sqrt{I_1/I_0}}\right) \cdot \tan\left[\left(\frac{1}{2} - \frac{L_1}{L_0}\right) \cdot \frac{\pi}{\beta_1}\right] - 1,0 = 0 \quad \text{Gl. 3}$$

Mit der Knicklänge $L_{cr,1}$ kann unmittelbar auch die ideale Knicklast $N_{cr,1}$ dieses Ersatzstabes bestimmt werden, siehe Gl. 4:

$$N_{cr,1} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_0}{(L_{cr,1})^2} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_0}{\beta_1^2 \cdot L_0^2} \quad \text{Gl. 4}$$

Nun sind folgende zwei unabhängige Nachweise, nach den Gleichungen Gl. 5 und Gl. 7, für die Stabbemessung notwendig, bzw. es kann daraus die Drucktragfähigkeit des Gesamtstabes bestimmt werden:

- **Nachweis 1 – konventioneller Knicknachweis am Ersatzstab**

Dieser Nachweis stellt sicher, dass der Profilquerschnitt in Stabmitte ausreichende Querschnittstragfähigkeit aufweist. (Bestimmung von $\bar{\lambda}_z$ und χ entsprechend der zutreffenden Knickspannungslinie für den Profilquerschnitt nach EN 1993-1-1 [7] mit $L_{cr,1}$ nach Gl. 2).

$$N_d \leq \chi \cdot A_0 \cdot f_{yd} \quad \text{Gl. 5}$$

- **Nachweis 2 – Querschnittsnachweis im kritischen Knotenblechquerschnitt 1**

Beim Querschnittsnachweis werden nun geometrische Ersatzimperfectionen $e_{1,eq}$ erfasst, sodass die ungünstigsten Annahmen zu den geometrischen Imperfectionen $e_{1,0}$ am Knotenblechquerschnitt 1 (vgl. Bild 10, mit $e_{1,0} = L_1/100$) um den Faktor $f_{equ} = 2,0$ erhöht werden müssen und ein Mindestwert von 4 mm unterstellt wird.

Anm.: diese Annahme ist basierend auf den Ausführungsnormen EN 1090-2 (2008) [11] und EN ISO 13920 (1996) [12]. Andere Imperfectionsamplituden, auf Basis abweichender nationaler Normen oder herstellungsspezifischer Toleranzanforderungen, müssen eventuell in Betracht gezogen werden. Der Faktor $f_{equ} = 2,0$ entspricht einer sehr konservativen Annahme zufolge der Effekte von Eigenspannungen, aufgrund des Schweißvorganges für die Verbindung von Knotenblech und Hohlprofilstab.

Somit gilt nach Gl. 6 für die geometrische Ersatzimperfectionen $e_{1,eq}$:

$$e_{1,eq} = f_{equ} \cdot e_{1,0} = 2,0 \cdot e_{1,0} = 2,0 \cdot L_1/100 \geq 4 \text{ mm} \quad \text{Gl. 6}$$

Die Effekte nach Theorie 2. Ordnung werden vereinfacht über den Dischinger-Faktor erfasst, mit $N_{cr,1}$ nach Gl. 4.

Zu beachten ist noch, dass die volle plastische Querschnittstragfähigkeit im Knotenblech nicht ausnutzbar ist – hier ist nur eine lineare Interaktion, jedoch mit den plastischen Querschnittstragfähigkeiten des Knotenblechs in Schnitt 1 ($M_{1,pl,Rd}$, $N_{1,pl,Rd}$), nutzbar. Somit ergibt sich folgende Nachweisgleichung nach Gl. 7 (iterative Ermittlung von N_d erforderlich):

$$N_d \cdot e_{1,eq} \cdot \frac{1}{1 - N_d/N_{cr,1}} \leq M_{1,pl,Rd} \cdot \left(1 - \frac{N_d}{N_{1,pl,Rd}}\right) \quad \text{Gl. 7}$$

Anm.: Die ideale kritische Knicklast $N_{cr,1}$ muss immer nach Gl. 4 für die erste Knickform berechnet werden.

Die plastischen Querschnittstragfähigkeiten $M_{1,pl,Rd}$ und $N_{1,pl,Rd}$ des Knotenblechs sind mit dem Bemessungswert der Fließgrenze f_{yd} nach den Gleichungen Gl. 8 und Gl. 9 zu ermitteln.

$$M_{1,pl,Rd} = \frac{h_1 \cdot t_1^2}{4} \cdot f_{yd} \quad \text{Gl. 8}$$

$$N_{1,pl,Rd} = h_1 \cdot t_1 \cdot f_{yd} \quad \text{Gl. 9}$$

Die maximale Drucktragfähigkeit des Hohlprofils, mit beidseits eingeschlitzten Knotenblechen, ergibt sich schlussendlich aus dem Minimum von N_d der beiden gezeigten unabhängigen Nachweisgleichungen Gl. 5 und Gl. 7.

1.3.2. Tragverhalten Knotentyp K1

Das Tragverhalten, der über eingeschlitzte Knotenbleche an die Gurtstäbe angeschlossenen Füllstäbe als I-Profile, wurde vor allem im deutschsprachigen Raum sehr umfassend untersucht (in [14], [15], [16], [17], [18], [19], [20], [21], international [22]) wobei jedoch interessanterweise nur das lokale Tragverhalten in der Knotenblechebene betrachtet wurde. Dabei erfolgten auch Bauteilversuche in [14] und [16], jedoch nur unter Zugbeanspruchung.

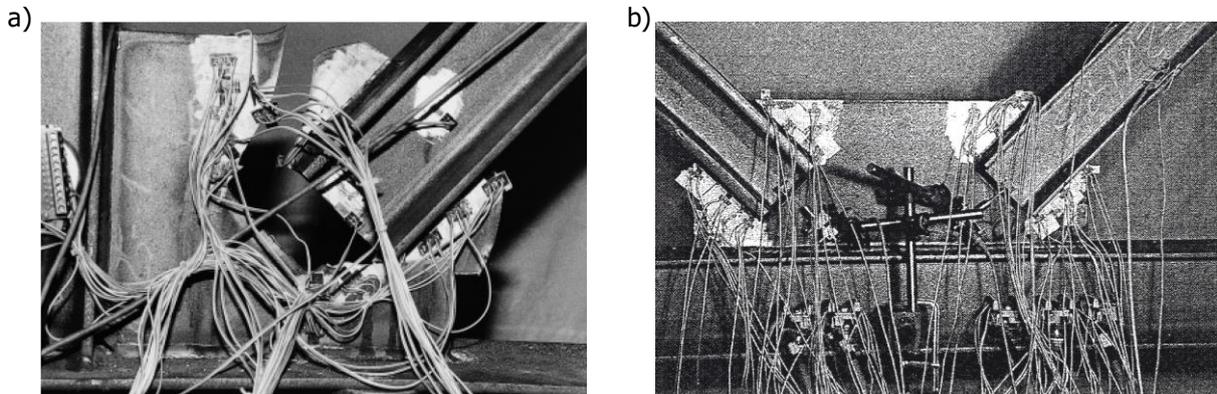


Bild 11: Versuch unter Zugkraft zur Verifikation der Spannungen im Knotenblech (aus [14] bzw. [16]): a) untersuchtes Knotenblech im System „Ständerfachwerk“ (Diagonalen und Pfosten) – ausgerissenes Knotenblech nach der Versuchsdurchführung, b) untersuchtes Knotenblech im System „Strebenfachwerk“ (nur Diagonalen)

Erst in der jüngsten Vergangenheit sind auch erste Forschungsaktivitäten zur Drucktragfähigkeit dieser Diagonalstäbe bekannt (in [23] und [24]).

Das Ergebnis der Arbeiten von A. Suppes [14] bzw. J. Lange, H. Friemann und A. Suppes [16] war die Entwicklung eines praxisgerechten Bemessungsverfahrens für Knotenbleche und deren zugehörige Schweißnähte. Es wurden sowohl drei Bauteilversuche an Knotenblechen unter Zugbeanspruchung (zwei an Ständerfachwerkknoten, siehe Bild 11a und ein Versuch an einem Strebenfachwerkknoten, siehe Bild 11b), als auch zutreffende FEM-Berechnungen durchgeführt. Betrachtet wurde vorwiegend das lokale Tragverhalten der Knotenbleche – das Stabilitätsdrucktragverhalten (lokales Knotenblechbeulen und globales Stabknicken bzw. deren Interaktion) wurde in den Arbeiten [14] und [16] nicht mituntersucht. Die Zugnormalkraft in den Diagonalen wurde bis zum Knotenblechversagen gesteigert, wobei sich bei allen drei Versuchen als Versagensmodus ein Ausreißen der Diagonale aus dem Knotenblech zeigte (siehe ausgerissenes Knotenblech in Bild 11a).

Anhand der durchgeführten Großversuche an Bauteilen und der zugehörigen FEM-Analysen wird in [14] bzw. [16] ein praxisnahes Berechnungsverfahren für Knotenbleche und Schweißnähte am Fachwerkknoten vorgeschlagen. Hierbei werden für Knoten von Strebenfachwerken (Fachwerkfurt, Diagonalen und Pfosten – vgl. Bild 12a) an insgesamt sieben Schnitten I bis VII im Knotenblech bzw. in den angrenzenden Bereichen des Fachwerkfurtes Querschnittsnachweise geführt. Für Ständerfachwerke sind es sechs Schnitte I bis VI (vgl. Bild 12b), an denen die Knotenblech- bzw. Schweißnahttragfähigkeit nachgewiesen wird.

Für alle notwendigen Schnitte im Knotenblech sind in [14] und [16] die entsprechenden Formeln für die Berechnung der vorhandenen Einwirkungen sowie der zugehörigen, zutreffenden plastischen Widerstände gegeben.

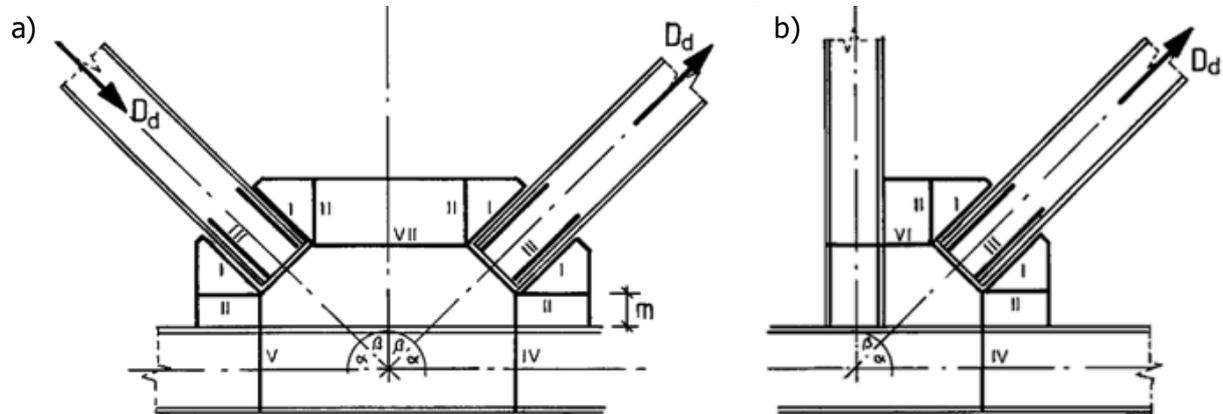


Bild 12: Maßgebende Schnitte in den Knotenblechen für ein praxisnahes Berechnungsverfahren [14], [16]: a) Knotenblech im System „Strebenfachwerk“, b) Knotenblech im System „Ständerfachwerk“

Zu beachten ist, dass die Arbeiten [14] und [16] im Fall von Drucknormalkräften in der Diagonale geometrische Imperfektionen aus der Druckstabebene bzw. Effekte nach Theorie 2. Ordnung nur sehr oberflächlich berücksichtigen. Die dadurch entstehenden Plattenbiegemomente aus der Knotenblechebene finden Eingang sehr pauschal in die Nachweise, indem in den einzelnen Schnitten die plastische Querkraft nur bis zu 90% ausgenutzt werden darf. Die restlichen 10% der Tragfähigkeit verbleiben für eine zusätzliche Momentenbeanspruchung.

Auch V. Adam und X. Zhang [15] entwickelten „eine praktische Bemessungsmethode für ausgeschnittene Knotenbleche zum Anschluss von I-Profilen“. Hierbei wird das Knotenblech mit einem Stabwerkmodell auf Basis der zweidimensionalen Elastizitätstheorie untersucht (vgl. Bild 13a und b). Als kritische Schnitte werden $b_1 - e_1$ und $b_2 - e_2$ betrachtet (vgl. Bild 13c), innerhalb deren lineare Spannungsverläufe unterstellt werden (vgl. Bild 13d). Auf Basis dieser Vorgangsweise werden in [15] Bemessungstabellen tabelliert, welche es ermöglichen, Knotenbleche zu dimensionieren. Zusätzlich wurden FEM-Berechnungen zur Verifikation dieser Ergebnisse angestellt.

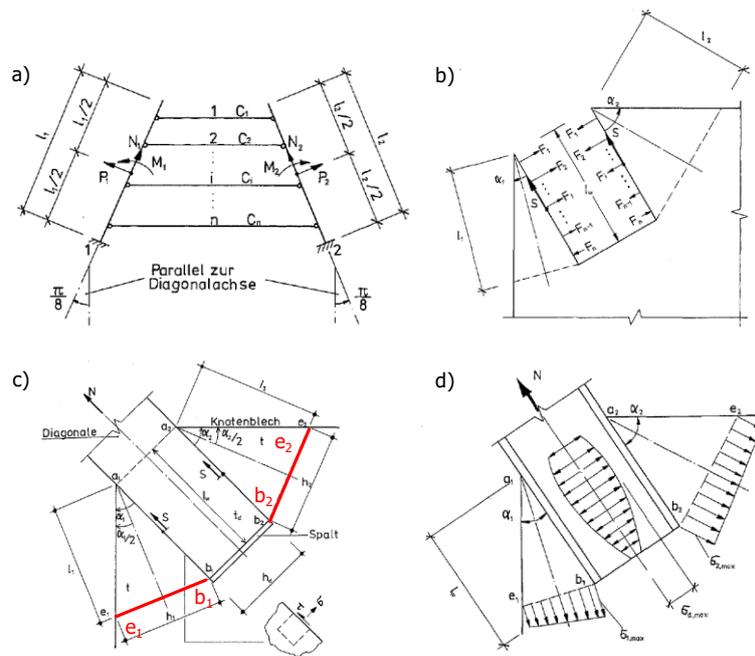


Bild 13: Bemessungsmethode für ausgeschnittene Knotenbleche nach [15]: a) statisches System mit Stabwerkmodell, b) auf die Knotenbleche wirkende innere Schnittgrößen, c) ausgeschnittener Knotenblechanschluss als zweidimensionales Problem, d) Spannungsverteilung von $\sigma_{d,max}$, $\sigma_{1,max}$ und $\sigma_{2,max}$

Die Thematik von ausgeschnittenen Knotenblechen wird auch von J. Vette in seiner Dissertation „Tragverhalten von Stabanschlüssen und Fachwerkknoten mit ausgeschnittenen Knotenblechen“ [23] bzw. in zugehörigen Veröffentlichungen [18] und [17] aufgegriffen. Im Zuge einer Parameterstudie werden für Druckstäbe mit ausgeschnittenen Anschlussblechen mehrere Ersatzstabmodellierungen untersucht und die zugehörige Verzweigungslast bzw. ideale Knicklast abgeschätzt.

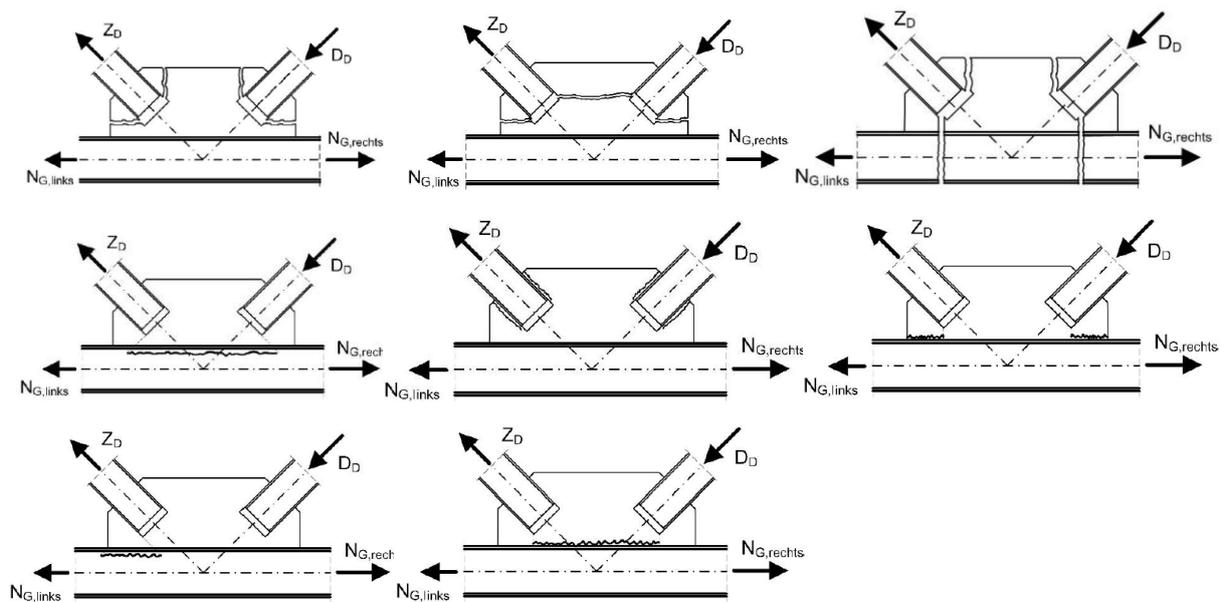


Bild 14: Mögliche Versagensmechanismen im Anschlussbereich Diagonalen – Knotenblech – Fachwerkgurt [23]

Auf Basis von FEM-Berechnungen wird auch in [23] ein Bemessungsvorschlag für den Anschlussbereich von derartigen Diagonalausführungen in Fachwerken gegeben. Basierend hierfür sind mehrere untersuchte Versagensmechanismen (Erreichen der Grenztragfähigkeit in verschiedenen Schnitten, vgl. Bild 14) im Anschlussbereich der Fachwerkknoten. Um lokales Stabilitätsversagen bei Drucknormalkräften in den Knotenblechen auszuschließen, werden einzuhaltende Grenzbedingungen für den vertikalen Abstand zwischen Fachwerkgurt und Diagonalstab angegeben.

Zwei weitere Arbeiten von A. Klinkenberg [19] bzw. A. Klinkenberg, W. Peter und H. Saal [21] stellen ein Bemessungsmodell für Anschlüsse von I-Profilen unter Zugnormalkräften in ausgeschnittenen Knotenblechen vor. Das Bemessungsmodell basiert auf FEM-Berechnungen und zwei Traglastversuchen. Dieses Bemessungsmodell nach [19] bzw. [21] untersucht vier verschiedene Versagensmodi (Fließen des Bleches zum parallelen Rand, Fließen des Bleches zum schrägen Rand, Schubversagen im Blech entlang der Schweißnaht und Schweißnahtversagen).

Für Ständerfachwerke entwickelte auch R. Hertle [20] ein weiteres Ingenieurmodell „zur Bemessung von Knotenblechen in Stahlfachwerkstrukturen“ – ebenfalls nur gültig unter Zugnormalkräften in den Fachwerkdiagonalen. Mithilfe von Bemessungsdiagrammen können die Tragfähigkeiten der Knotenbleche ermittelt werden.

Auf die Darstellung der jeweiligen vorgeschlagenen Nachweisführungen bzw. Bemessungsmodelle wird im Rahmen der vorliegenden Arbeit verzichtet und auf die einzelnen Literaturstellen verwiesen.

Zusammenfassend ist jedoch festzustellen, dass für die Drucktragfähigkeit der Fachwerkdiagonalen – für die vorliegende Bauform mit beidseits eingeschlitzten Knotenblechen – keine Forschungsergebnisse sowie daraus abgeleitete, aufbereitete Lösungen vorliegen, welche auch die Stabilitätsgefährdung miteinfassen. Grundsätzlich ist dabei das Biegeknicken aus der Fachwerkebene die maßgebende Versagensform, wobei die unterschiedliche Stützwirkung beider Gurte des I-Profiles durch das Knotenblech (stärkere Stützwirkung aus der Fachwerkebene für jenen Gurt des Diagonalstabes der näher am Ober- bzw. Untergurtstab liegt) auch ein geringfügiges Drillknicken mitüberlagert sein könnte.

Das zu erwartende Tragverhalten ist nur experimentell durch Versuche oder gleichwertige realitätsnahe numerische nichtlineare Traglastanalysen abbildbar. In beiden Fällen müssen dabei die Fachwerkknoten, einschließlich der dort angreifenden weiteren Stäbe (Gurtstab, Zugdiagonale), miteinfasst werden. In der vorliegenden Dissertation werden nachfolgend in Abschnitt 2.6 die Ergebnisse einer umfassenden numerischen FEM-Parameterstudie dargestellt. Es wurden auch Großversuche zum Drucktragverhalten von Fachwerkdiagonalen als I-Profile mit beidseits eingeschlitzten Knotenblechen durchgeführt (siehe Abschnitt 2.7).

1.3.3. Tragverhalten Knotentyp K2

H. Schmidt, M. Fastabend, P. Swadlo und H.-G. Lommen [5] griffen die Thematik des komplexen Drucktragverhaltens von Kastenquerschnitten mit beidseitigen Knotenblechanschlüssen nach einem Schadensfall an einem Fachwerkträger auf, welcher als Montagehilfskonstruktion diente (siehe Systemskizze in Bild 15a). Die versagenden Auflagerdruckdiagonale wiesen einen Kastenquerschnitt auf, wobei nur die seitlichen Gurte (350 x 30 mm) in den Knoten weitergeführt wurden, um eine Schraubverbindung zu den Knotenblechen herzustellen. Das Knotenblech selbst war wiederum mit dem Fachwerkfurt, ausgeführt als I-Profil, verschweißt (vgl. Bild 15a). Die Stege der Druckdiagonale (295 x 30 mm) endeten vor Beginn der Knotenbleche, um die Montage der Schrauben zu vereinfachen. Das Bild 16a zeigt die konstruktive Ausbildung der Druckstreben und ihrer Anschlüsse.

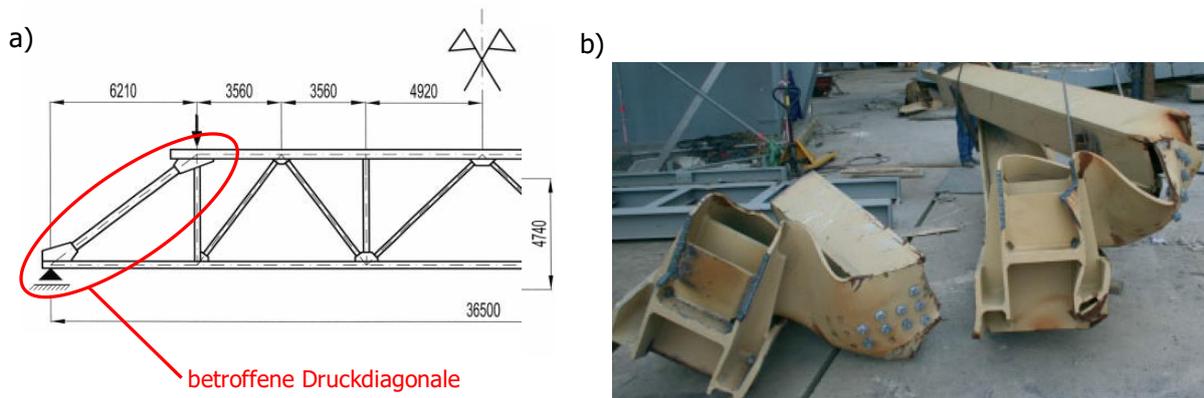


Bild 15: Schadensfall an einem Fachwerkträger mit Füllstäben aus Hohlprofilquerschnitten und beidseitigem Knotenblechanschluss: a) System des geschädigten Fachwerkträgers, b) Auflagerknoten nach dem Versagensfall [5]

Das Stabilitätsversagen der Druckstreben wird in [5] mithilfe einer linearen Stabilitätsanalyse an einem zutreffenden FEM-Modell untersucht. Eine Eigenwertanalyse ergab, dass die kritische Euler'sche Knicklast ($N_{cr,Euler} = 22500 \text{ kN}$, ermittelt als Eulerfall II mit beidseits gelenkiger Lagerung und mit der Stablänge, welche sich aus den Systemschnittpunkten ableitet und mit einem durchgehend konstanten Kastenquerschnitt) etwa dem fünffachen Wert des kleinsten Eigenwertes ($N_{eig,1} \approx 4750 \text{ kN}$) der realitätsnahen FE-Analyse entspricht. Die zugehörige Eigenform zum kleinsten Eigenwert liefert als Verformungsfigur eine antimetrische Knickeigenform zur Stabachse (das Hohlkastenprofil stellt sich schräg, siehe Bild 16b, wodurch zusätzlich Abtriebskräfte an den Knotenblechen entstehen) – erst der nächsthöhere Eigenwert ($N_{eig,2} \approx 6300 \text{ kN}$) liefert als Verformungsfigur eine symmetrische Knickeigenform (Verschiebung des Hohlkastenprofils parallel zur Stabachse, vgl. Bild 16c).

Die Bilder der zerstörten unteren Auflagerknoten (siehe Bild 15b) bestätigen diese Ergebnisse. An den Trümmern des Fachwerkträgers lässt sich der Versagensmechanismus affin zur antimetrischen Knickeigenform deutlich erkennen.

Die Autoren der Veröffentlichung [5] erkennen die Problematik der offensichtlichen zusätzlichen lokalen Beulerscheinungen der freien Knotenbleche beim Ausknicken der Druckdiagonalen und weisen auch in Anbetracht der auftretenden Eigenformen darauf hin, dass eine Bemessung der Druckdiagonale im betrachteten Fachwerkträger mit einem konventionellen Knicknachweis aus der Ebene, am Modell eines beidseits gelenkigen Stabes und der Systemlänge als Knicklänge, nicht zutreffend ist.

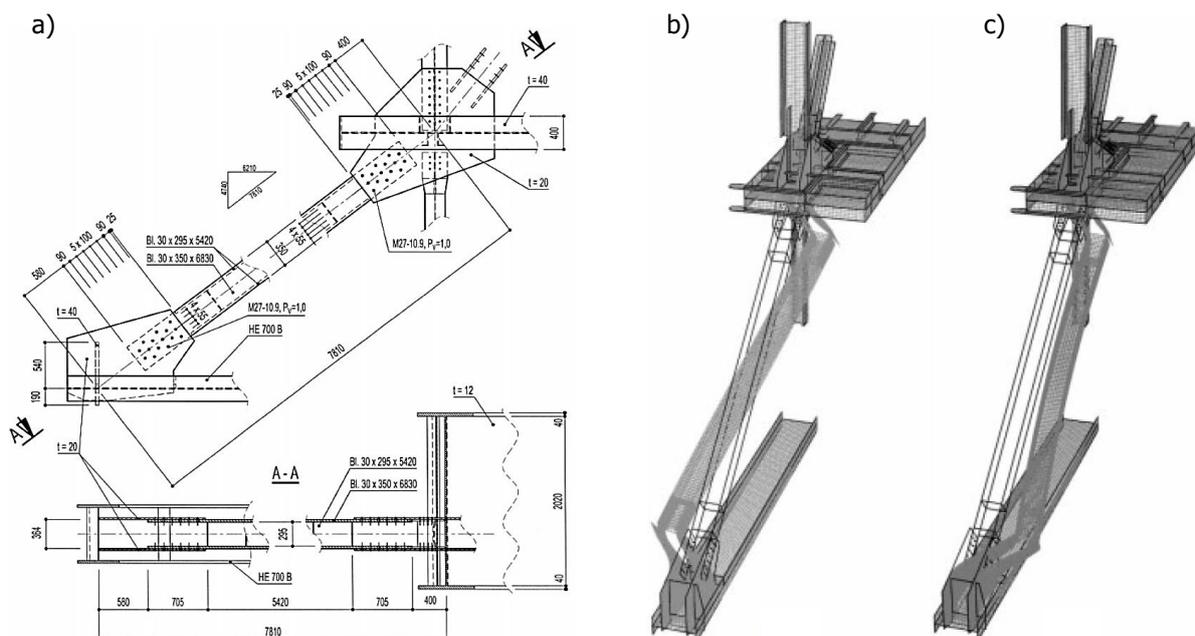


Bild 16: a) Konstruktive Ausbildung der Druckstreben und ihrer Anschlüsse; Verformungsfiguren einer linearen Stabilitätsanalyse: b) antimetrische Knickeigenform, c) symmetrische Knickeigenform – aus [5]

Des Weiteren weisen die Autoren in [5] ausführlich auf die Notwendigkeit hin, dass Knoten so kompakt als möglich gehalten werden sollten. Nur dadurch ist gewährleistet, dass die freien Knotenblechlängen ausreichend kurz bleiben. Die freie Knotenblechlänge des betroffenen verunfallten Fachwerkträgers betrug rund 900 mm, bei einer Systemlänge von 7810 mm, was den Autoren subjektiv empfunden als zu lange erscheint, auch wenn den Stahlbaumonteuren genug Platz gegeben werden muss, um die Schrauben in die Schraubenlöcher einführen zu können und um die Muttern beim Anziehen der Schrauben gegenhalten zu können.

Zusätzlich zu den linearen Stabilitätsanalysen wurden in [5] auch nichtlineare Traglastberechnungen mit geometrischen Ersatzimperfektionen durchgeführt. Als geometrische Ersatzimperfektion diente die antimetrische Knickeigenform aus Bild 16b (Abweichung der Sollform aus der Fachwerkebene), welche mit unterschiedlichen Anfangsimperfektionsamplituden w_0 an den Knotenblechenden skaliert wurde.

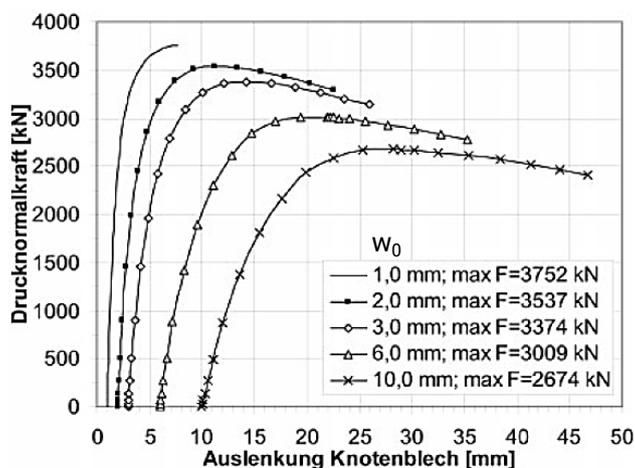


Bild 17: Lastverformungskurven der Traglastberechnungen mit geometrischen Ersatzimperfektionen: Drucknormalkraft N (im Diagramm „F“) über seitlicher Auslenkung w am Knotenblechende für verschiedene Anfangsimperfektionen w_0 – aus [5]

Die Ergebnisse der GMNIA-Analysen (geometrisch und materiell nichtlineare Traglastanalysen mit Imperfektionen) aus [5] zeigt Bild 17. Die Autoren identifizieren bei der betrachteten Druckdiagonale als Kastenprofilquerschnitt mit beidseitigen Knotenblechanschlüssen eine beträchtliche Imperfektionssensibilität. Die vorhandene Drucknormalkraft in der Diagonale des Fachwerkträgers betrug etwa 3700 kN beim Versagen, die maximale reale Tragfähigkeit laut Traglastberechnungen aus [5] liegt bereits bei einer Anfangsauslenkung von 2 mm am Knotenblechende bei nur 3500 kN. Nach [5] war der Einsturz demzufolge unausweichlich. Die Imperfektion in Form einer Schiefstellung der Knotenbleche aus der Fachwerkebene von 2 mm, bei einer Knotenblechlänge von 900 mm, liegt deutlich unterhalb zulässiger Ausführungstoleranzen.

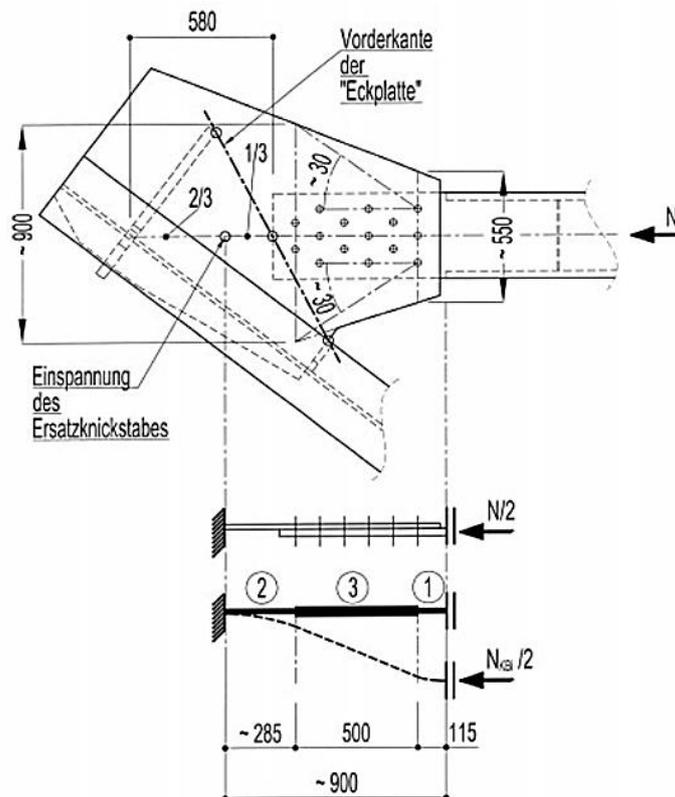


Bild 18: Lokales Ersatzknickstabmodell für antimetrisches Knickbeulen der Knotenbleche am Beispiel des Fachwerkknotens – aus [5]

Zur rechnerischen Überprüfung der Beulsicherheit der Knotenbleche wird in [5] empfohlen, ein lokales Knickstabmodell für die modellhafte einachsig gespannte Platte der Knotenbleche, wie Bild 18 zeigt, heranzuziehen. Diese kann als lokaler Ersatzknickstab betrachtet werden. Die Eigenwertanalyse liefert eine ideale „Knickbeulkraft“ für das lokale Ersatzknickstabmodell zweier paralleler Knotenbleche von $N_{\text{eig,KB}} \approx 4500$ kN. Dieser Abschätzwert liefert demzufolge eine ähnliche kritische Verzweigungslast, wie die lineare FE-Stabilitätsanalyse des realen Druckstabes von $N_{\text{eig,1}} \approx 4750$ kN. Auf eine genaue Wiedergabe der Ermittlung der Eigenwertanalyse des lokalen Ersatzstabes wird an dieser Stelle verzichtet und auf [5] verwiesen.

Eine Zuschrift von H. Dietz [25] zur vorgestellten Veröffentlichung [5] kritisiert die Vorgehensweise zur Berechnung der Drucktragfähigkeit über die Ermittlung der Verzweigungslasten $N_{\text{eig},i}$ mithilfe der Eigenwertbestimmung am FE-Modell bzw. am Ersatzstabknickmodell der Knotenbleche und anschließender Berechnung der Drucktragfähigkeit unter Anwendung des Abminderungsfaktors χ entsprechend den Knickspannungslinien [26], [7].

Hierbei spricht Dietz in [25] die nicht erfassten Exzentrizitäten zwischen den Blechen (einerseits dem Knotenblech und andererseits den verlängerten Gurten des Kastenquerschnittes) an. Die zusätzlichen Plattenbiegemomente sind seiner Ansicht nach zwingend zu berücksichtigen und die mangelnde Querschnittstragfähigkeit der Bleche sei primär die Ursache für den Einsturz des Fachwerkträgers, da die Bleche nicht ausreichend tragfähig dimensioniert worden wären, um die Beanspruchung zufolge des Exzentrizitätsmoments aufzunehmen. Bei der alleinigen Berechnung der Verzweigungslasten finden die Ausmittigkeiten der Anschlusskonstruktion keinen ausreichenden Eingang. Dadurch beinhaltet die Drucktragfähigkeit des Ersatzstabes nicht die Biegebeanspruchung der Bleche, infolge des Exzentrizitätsmoments. H. Dietz nennt demzufolge als Versagensursache für den Einsturz des betrachteten Fachwerkträgers alleiniges Querschnittsversagen der Anschlussbleche. Ein klassisches Stabilitätsproblem erkennt er im vorliegenden Fall nicht.

In einer Stellungnahme der Autoren von [5] zu [25] bzw. in einer abschließenden Stellungnahme in [27] wird allerdings als Versagensursache der beiden Auflagerdruckdiagonalen ein komplexes Stabilitätsproblem aus der Fachwerkebene bestärkt. Eine Auswertung der Vergleichsspannungen im FEM-Modell in den maßgebenden Schnitten der Knotenbleche, bei einem Lastniveau welches der Einsturzlast entspricht, ergab Spannungen in der Höhe von etwa 220 N/mm², bei einer überprüften maximalen Streckgrenze von 340 N/mm² der in S355 ausgeführten Knotenbleche. Eine Überschreitung der Querschnittstragfähigkeit in den Knotenblechen – hervorgerufen durch die zusätzlichen Plattenbiegespannungen infolge der Anschluss-exzentrizitäten – wird demnach nicht als Schadensursache in Betracht gezogen.

Diese fachliche Diskussion (H. Dietz nennt es in [25] „völlig unterschiedliche Sichtweisen und Bewertungen bezüglich des Tragverhaltens der vorliegenden Konstruktion“, Anm.: Instabilitätsdenken von [5] vs. Spannungsdenken von [25]) motivierte H. Dietz und M. Wörner offensichtlich zu eigenen Veröffentlichungen, welche sich mit dem Thema „Druckbeanspruchte Fachwerkstäbe mit exzentrischen Knotenblechanschlüssen“ in [9] und [10] beschäftigen. In den beiden Veröffentlichungen wird ausführlich unter anderem auf die zutreffende Erfassung der Einflüsse zufolge Blechexzentrizitäten aus den Knotenblechanschlüssen eingegangen.

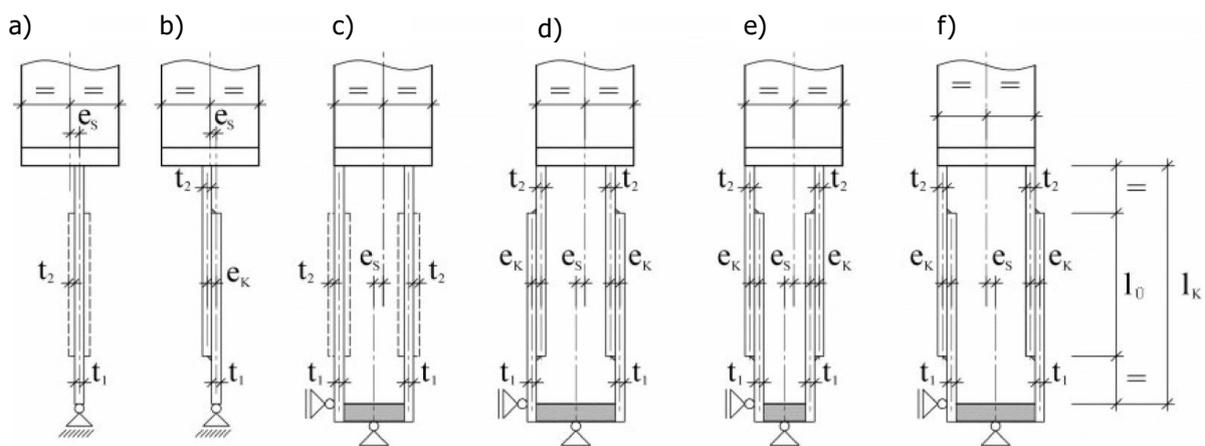


Bild 19: In [9] untersuchte Knotenblechanschlussvarianten: a) einfach – mittig, b) einfach – exzentrisch, c) gespreizt – mittig, d) und e) gespreizt – exzentrisch mit symmetrischer Blechanordnung und f) mit gleichgerichteter Blechanordnung – aus [9]

Allerdings werden in diesen Aufsätzen ausschließlich exzentrische Knotenblechanschlüsse behandelt (vgl. Bild 19), wodurch an dieser Stelle auf eine Darstellung der in [9] (Teil 1) bzw. [10] (Teil 2) entwickelten Bemessungsmodelle verzichtet wird.

2. Druckstäbe als I-Profile mit mittigen Knotenblechen (Typ K1)

2.1. Allgemeines

In den letzten Jahren hat sich für die konstruktive Ausbildung von Fachwerkträgern im Industrie- und Anlagenbau eine Bauform etabliert, die für alle Stäbe gewalzte I-Profile vorsieht. Dabei liegen alle Stege der Einzelprofile in der Fachwerkebene und die Füllstäbe schließen nicht direkt an die Gurtstäbe an, sondern sind in Knotenbleche eingeschlitzt. Das Bild 20 zeigt ein Anwendungsbeispiel dieser typischen Bauweise in Form eines Fachwerkträgers im Hallenbau.

Die nachfolgend dargestellten Untersuchungsergebnisse setzen voraus, dass die Diagonalstäbe an beiden (an den Stabenden) anschließenden Knotenblechen zumindest eine Einschlitzlänge L_s aufweisen, die der Höhe des Profils entspricht (siehe Bild 21). Die Diagonalstäbe selbst sind nur über die Profilflansche an das Knotenblech angeschlossen, da beidseits Schlitze vorliegen, um über den Spalt Herstellungstoleranzen auszugleichen (vgl. Bild 20).



Bild 20: Untersuchte FachwerkbaufORMen mit Stäben aus I-Profilen und Füllstäben (Diagonalen, Pfosten) mit beidseits eingeschlitzten Knotenblechen

Die Motivation für eine umfangreiche Analyse zum realen Drucktragverhalten derartiger Diagonalstäbe lag einerseits darin begründet, dass Forschungsergebnisse zu dieser Thematik weitestgehend fehlen (vgl. Abschnitt 1.3) und andererseits eine österreichische Stahlbaufirma (Haslinger Stahlbau, in Feldkirchen / Kärnten) Interesse bekundete, in ihrem Auftrag ein Bemessungsmodell zu entwickeln. Zu diesem Zweck wurden seitens der Stahlbaufirma mehrere Ausführungspläne zur Verfügung gestellt, sodass bereits im Zuge der Masterarbeit des Autors der vorliegenden Dissertation viele Druckstabkonfigurationen untersucht wurden [28], um das grundsätzliche Tragverhalten zu analysieren.

2.2. Untersuchte typische Ausführungsformen von Fachwerkdagonalen und anschließenden Fachwerkknoten

Seitens der Firma Haslinger Stahlbau wurden Pläne von typischen Fachwerkträgern bereitgestellt, die aus folgenden Projekten stammten: BMW AG Dingolfing - Werk 02.40-Geb, 34.0 TKB West; BMW AG Leipzig - Werk 07.10 Loslager Süd; BMW AG Leipzig - Werk 07.10, Gebäude 020.2; Erweiterung Presswerk.

Auf Basis der Analysen des Tragverhaltens der Hohlprofilstäbe [3] (vgl. Abschnitt 2.9.2), wurden insgesamt 65 Fachwerkdruckdiagonalen näher analysiert. Die dabei wesentlichen Geometrieparameter zeigt das Bild 21. Kennzeichnend sind vor allem Längen wie die Systemlänge L_{sys} , die Längen L_m (tatsächliche Stablänge) und L_1 (freie Knotenblechlänge), die Diagonalenlänge L_0 , die Einbindelänge L_s , der Diagonalenwinkel α , die Knotenblechdicke t_1 und die Profildimensionen (ausgeführt wurden IPE, HEA und HEB-Profile) von Druck- und Zugstrebe bzw. des Fachwerkuntergurtes.

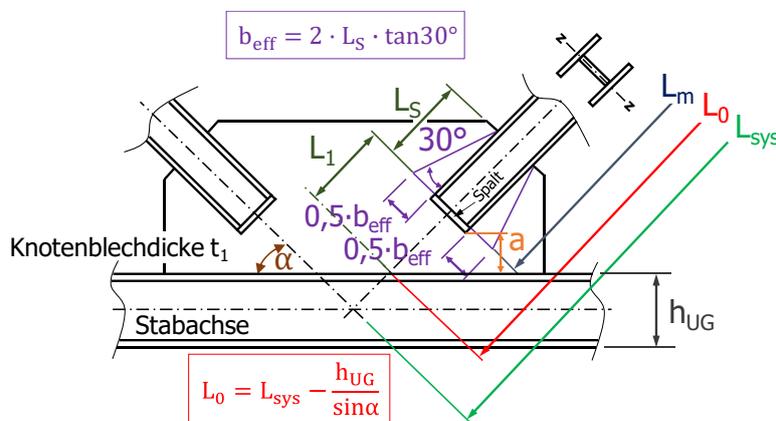


Bild 21: Wesentliche geometrische Parameter und deren Symbole bzw. Bezeichnungen

Entgegen den tatsächlich ausgeführten Beispielen mit verschiedenen Materialkombinationen (z.B. Knotenblech S355 und Profile S235), wurden bei der Parameterstudie sämtliche Bauteile mit Material S355 angenommen und in weiterer Folge berechnet.

Die Tabelle 1a bzw. deren Fortsetzung in Tabelle 1b (Druckdiagonalen aus Fachwerkträgern des Projektes BMW AG Werk Dingolfing) sowie die Tabelle 2a und 2b (Projekt BMW AG Werk Leipzig Loslager und Erweiterung Presswerk) zeigen zusammenfassend nicht nur die geometrischen Abmessungen dieser 65 Fachwerkdagonalen, sondern auch die wesentlichen Parameter für vereinfachte Knicknachweise aus der Fachwerkebene. Vereinfachend wurde immer eine Materialgüte S355 vorausgesetzt – sowohl für Knotenblech als auch Stabquerschnitt.

Zusätzlich zu den Ausführungsbeispielen der Fa. Haslinger Stahlbau wurde ein weiterer Strebenfachwerkanschluss aus der Literatur nach [15] aufgenommen. Aufgrund der dort fehlenden Angaben zu den Längen der Diagonalen (in [15] ist nur das Knotendetail als solches behandelt worden) wurden zwei unterschiedliche Schlankheitsannahmen mit $\bar{\lambda}_{z,0} = 0,7$ und $1,0$ (bezogen auf die Länge L_0) definiert und in die Parameterstudie integriert (siehe Tabelle 3). Grund für die Aufnahme von [15] in die Parameterstudie ist, dass der dort untersuchte Fachwerkknoten ident mit der Ausführungspraxis der Fachwerkträger der Firma Haslinger ist. Zudem liegen für den Fachwerkknoten aus [15] sowohl Versuchsergebnisse als auch numerische FE-Ergebnisse als Vergleich vor (siehe Abschnitt 2.6.1.2).

Tabelle 1a: Geometrische Abmessungen und wesentliche Parameter der seitens der Firma Haslinger Stahlbau zur Verfügung gestellten ausgeführten Fachwerkdigitalen (BMW AG Dingolfing)

Projekt: Fa. Haslinger - BMW AG - Werk Dingolfing West												
lfd. Nr.	Material	f_y [N/mm ²]	Profil Druckstab	Knick- linie	l_0 [mm]	l_{sys} [mm]	$I_{y,0}$ [cm ⁴]	A [cm ²]	$\bar{\lambda}_{y,0}$ [1]	$l_{j,unten}$ [mm]	$l_{j,oben}$ [mm]	l_{jn} [mm]
1	S355	355	HEB 300	c	3648	4303	8560,0	149,0	0,630	278	258	3112
2	S355	355	HEB 340	c	3648	4303	9690,0	171,0	0,634	307	291	3049
3	S355	355	HEA 200	c	3648	4303	1340,0	53,8	0,957	200	220	3228
4	S355	355	HEA 200	c	3648	4303	1340,0	53,8	0,957	200	220	3228
5	S355	355	HEB 340	c	3648	4303	9690,0	171,0	0,634	307	291	3049
6	S355	355	HEB 300	c	3648	4303	8560,0	149,0	0,630	274	278	2795
7	S355	355	HEB 300	c	3648	4303	8560,0	149,0	0,630	278	258	3112
8	S355	355	HEB 340	c	3648	4303	9690,0	171,0	0,634	299	299	3049
9	S355	355	HEA 200	c	3648	4303	1340,0	53,8	0,957	200	220	3228
10	S355	355	HEA 200	c	3648	4303	1340,0	53,8	0,957	200	220	3228
11	S355	355	HEB 340	c	3648	4303	9690,0	171,0	0,634	299	299	3049
12	S355	355	HEB 300	c	3648	4303	8560,0	149,0	0,630	274	235	3139
13	S355	355	HEA 120	c	4085	4358	231,0	25,3	1,769	155	371	3559
14	S355	355	HEA 200	c	4202	4468	1340,0	53,8	1,102	196	196	3811
15	S355	355	HEA 140	c	4202	4468	389,0	31,4	1,562	152	157	3892
16	S355	355	HEA 140	c	4320	4581	389,0	31,4	1,606	156	156	4008
17	S355	355	HEA 120	c	4085	4358	231,0	25,3	1,769	155	96	3834
18	S355	355	HEA 200	c	4202	4468	1340,0	53,8	1,102	196	191	3816
19	S355	355	HEA 140	c	4202	4468	389,0	31,4	1,562	143	155	3904
20	S355	355	HEA 140	c	4320	4581	389,0	31,4	1,606	169	150	4001
21	S355	355	HEA 140	c	4320	4581	389,0	31,4	1,606	156	156	4008
22	S355	235	HEA 140	c	4202	4468	389,0	31,4	1,271	153	153	3896
23	S355	355	HEA 200	c	4202	4468	1340,0	53,8	1,102	196	191	3816
24	S355	355	HEA 120	c	4085	4358	231,0	25,3	1,769	155	96	3834
25	S355	355	HEA 140	c	4270	4558	389,0	31,4	1,588	153	153	3965
26	S355	355	HEA 140	c	4159	4454	389,0	31,4	1,546	153	153	3854
27	S355	355	HEA 200	c	4159	4454	1340,0	53,8	1,091	189	198	3772
28	S355	355	HEA 140	c	4042	4344	389,0	31,4	1,503	166	435	3441
29	S355	355	HEA 140	c	4270	4558	389,0	31,4	1,588	153	153	3965
30	S355	355	HEA 140	c	4159	4454	389,0	31,4	1,546	153	153	3854
31	S355	355	HEA 200	c	4159	4454	1340,0	53,8	1,091	189	198	3772
32	S355	355	HEA 140	c	4042	4344	389,0	31,4	1,503	166	367	3509
33	S355	355	HEA 140	c	4042	4344	389,0	31,4	1,503	166	435	3441
34	S355	355	HEA 200	c	4159	4454	1340,0	53,8	1,091	189	198	3772
35	S355	355	HEA 140	c	4159	4454	389,0	31,4	1,546	153	153	3854
36	S355	355	HEA 140	c	4270	4558	389,0	31,4	1,588	153	153	3965
37	S355	355	HEA 240	c	3872	4372	2770,0	76,8	0,844	241	216	3415
38	S355	355	HEB 320	c	3872	4372	9240,0	161,0	0,669	285	289	3298
39	S355	355	HEA 180	c	3872	4372	925,0	45,3	1,121	173	224	3475
40	S355	355	HEA 180	c	3872	4372	925,0	45,3	1,121	173	224	3475
41	S355	355	HEB 320	c	3872	4372	9240,0	161,0	0,669	285	289	3298
42	S355	355	HEA 240	c	3872	4372	2770,0	76,8	0,808	239	214	3257

Tabelle 1b: Geometrische Abmessungen und wesentliche Parameter der seitens der Firma Haslinger Stahlbau zur Verfügung gestellten ausgeführten Fachwerkdigonalen (BMW AG Dingolfing) – Fortsetzung

Projekt: Fa. Haslinger - BMW AG - Werk Dingolfing West																
lfd. Nr.	$l_{s,unten}$ [mm]	$l_{s,oben}$ [mm]	$b_{eff,unten}$ [mm]	$b_{eff,oben}$ [mm]	$t_{s,unten}$ [mm]	$t_{s,oben}$ [mm]	$l_{1,unten} / l_0$ [1]	$l_{1,oben} / l_0$ [1]	$l_{1,unten} / l_0$ [1]	$l_{1,oben} / l_0$ [1]	$l_{1,mittel} / l_0$ [1]	$I_{1,unten}$ [cm ⁴]	$I_{1,oben}$ [cm ⁴]	$I_{1,unten} / I_{z,0}$ [1]	$I_{1,oben} / I_{z,0}$ [1]	$I_{1,mittel} / I_{z,0}$ [1]
1	370	400	427	462	45	25	0,076	0,071	0,074	0,074	0,074	324,4	60,1	0,038	0,007	0,022
2	360	360	416	416	45	45	0,084	0,080	0,082	0,082	0,082	315,7	315,7	0,033	0,033	0,033
3	190	200	219	231	25	45	0,055	0,060	0,057	0,057	0,057	28,6	175,4	0,021	0,131	0,076
4	190	200	219	231	25	45	0,055	0,060	0,057	0,057	0,057	28,6	175,4	0,021	0,131	0,076
5	360	360	416	416	45	45	0,084	0,080	0,082	0,082	0,082	315,7	315,7	0,033	0,033	0,033
6	370	300	427	346	45	25	0,075	0,158	0,117	0,117	0,117	324,4	45,1	0,038	0,005	0,022
7	370	400	427	462	45	25	0,076	0,071	0,074	0,074	0,074	324,4	60,1	0,038	0,007	0,022
8	360	360	416	416	45	45	0,082	0,082	0,082	0,082	0,082	315,7	315,7	0,033	0,033	0,033
9	200	200	219	231	25	45	0,055	0,060	0,057	0,057	0,057	28,6	175,4	0,021	0,131	0,076
10	190	200	219	231	25	45	0,055	0,060	0,057	0,057	0,057	28,6	175,4	0,021	0,131	0,076
11	360	360	416	416	45	45	0,082	0,082	0,082	0,082	0,082	315,7	315,7	0,033	0,033	0,033
12	370	300	427	346	45	25	0,075	0,158	0,117	0,117	0,117	324,4	45,1	0,038	0,005	0,022
13	190	190	219	219	25	30	0,038	0,091	0,064	0,064	0,064	28,6	49,4	0,124	0,214	0,169
14	250	230	289	266	25	25	0,047	0,047	0,047	0,047	0,047	37,6	34,6	0,028	0,026	0,027
15	140	140	162	162	20	25	0,036	0,037	0,037	0,037	0,037	10,8	21,0	0,028	0,054	0,041
16	140	140	162	162	20	20	0,036	0,036	0,036	0,036	0,036	10,8	10,8	0,028	0,028	0,028
17	190	190	219	219	25	25	0,038	0,023	0,031	0,031	0,031	28,6	28,6	0,124	0,124	0,124
18	250	190	289	219	25	15	0,047	0,045	0,046	0,046	0,046	37,6	6,2	0,028	0,005	0,016
19	140	140	162	162	12	15	0,034	0,037	0,035	0,035	0,035	2,3	4,5	0,006	0,012	0,009
20	140	140	162	162	12	12	0,039	0,035	0,037	0,037	0,037	2,3	2,3	0,006	0,006	0,006
21	140	140	162	162	12	12	0,036	0,036	0,036	0,036	0,036	2,3	2,3	0,006	0,006	0,006
22	140	140	162	162	12	15	0,036	0,036	0,036	0,036	0,036	2,3	4,5	0,006	0,012	0,009
23	190	250	219	289	25	15	0,047	0,045	0,046	0,046	0,046	28,6	8,1	0,021	0,006	0,014
24	190	190	219	219	25	25	0,038	0,023	0,031	0,031	0,031	28,6	28,6	0,124	0,124	0,124
25	140	140	162	162	20	20	0,036	0,036	0,036	0,036	0,036	10,8	10,8	0,028	0,028	0,028
26	140	140	162	162	20	25	0,037	0,037	0,037	0,037	0,037	10,8	21,0	0,028	0,054	0,041
27	250	230	289	266	25	25	0,045	0,045	0,045	0,045	0,045	37,6	34,6	0,028	0,026	0,027
28	215	215	248	248	25	25	0,041	0,108	0,074	0,074	0,074	32,3	32,3	0,083	0,083	0,083
29	140	140	162	162	20	20	0,036	0,036	0,036	0,036	0,036	10,8	10,8	0,028	0,028	0,028
30	140	140	162	162	20	25	0,037	0,037	0,037	0,037	0,037	10,8	21,0	0,028	0,054	0,041
31	250	230	289	266	25	25	0,045	0,045	0,045	0,045	0,045	37,6	34,6	0,028	0,026	0,027
32	215	215	248	248	25	35	0,041	0,091	0,066	0,066	0,066	32,3	88,7	0,083	0,228	0,156
33	215	215	248	248	25	25	0,041	0,108	0,074	0,074	0,074	32,3	32,3	0,083	0,083	0,083
34	250	230	289	266	25	25	0,045	0,048	0,047	0,047	0,047	37,6	34,6	0,028	0,026	0,027
35	140	140	162	162	20	25	0,037	0,037	0,037	0,037	0,037	10,8	21,0	0,028	0,054	0,041
36	140	140	162	162	20	20	0,036	0,036	0,036	0,036	0,036	10,8	10,8	0,028	0,028	0,028
37	340	340	393	393	50	25	0,062	0,056	0,059	0,059	0,059	409,0	51,1	0,148	0,018	0,083
38	320	320	370	370	50	50	0,074	0,075	0,075	0,075	0,075	384,9	384,9	0,042	0,042	0,042
39	190	180	219	208	25	50	0,045	0,058	0,051	0,051	0,051	28,6	216,5	0,031	0,234	0,132
40	190	180	219	208	25	50	0,045	0,058	0,051	0,051	0,051	28,6	216,5	0,031	0,234	0,132
41	320	320	370	370	50	50	0,074	0,075	0,074	0,074	0,074	384,9	384,9	0,042	0,042	0,042
42	340	340	393	393	50	25	0,064	0,058	0,061	0,061	0,061	409,0	51,1	0,148	0,018	0,083

Tabelle 2a: Geometrische Abmessungen und wesentliche Parameter der seitens der Firma Haslinger Stahlbau zur Verfügung gestellten ausgeführten Fachwerkdigitalen (BMW AG Leipzig)

Projekt: Fa. Haslinger - BMW AG - Werk Leipzig Loslager Süd / Presswerk												
Ifd. Nr.	Material	f_y [N/mm ²]	Profil Druckstab	Knick- linie	L_0 [mm]	l_{sys} [mm]	$I_{e,0}$ [cm ⁴]	A [cm ²]	$\lambda_{e,0}$ [1]	$L_{i,unten}$ [mm]	$L_{i,oben}$ [mm]	$L_{i,m}$ [mm]
43	S355	355	HEA 120	c	4309	4590	231,0	25,3	1,866	163	162	3984
44	S355	355	IPE 120	b	4171	4445	27,7	13,2	3,768	158	160	3853
45	S355	355	HEA 160	c	4177	4466	616,0	38,8	1,372	187	187	3802
46	S355	355	HEA 120	c	4041	4322	231,0	25,3	1,750	161	298	3582
47	S355	355	HEA 200	c	4085	4423	1340,0	53,8	1,071	197	485	3404
48	S355	355	HEB 240	c	4085	4423	3920,0	106,0	0,879	222	216	3647
49	S355	355	HEA 140	c	4085	4423	389,0	31,4	1,519	161	322	3602
50	S355	355	HEA 140	c	4085	4423	389,0	31,4	1,519	161	322	3602
51	S355	355	HEB 240	c	4085	4423	3920,0	106,0	0,879	222	216	3647
52	S355	355	HEA 200	c	4085	4423	1340,0	53,8	1,071	197	485	3404
53	S355	355	HEA 120	c	3816	4065	231,0	25,3	1,653	156	200	3460
54	S355	355	HEA 120	c	3756	4007	231,0	25,3	1,627	158	159	3439
55	S355	355	HEA 160	c	3745	3996	616,0	38,8	1,230	170	170	3405
56	S355	355	HEA 160	c	3677	3930	616,0	38,8	1,208	172	172	3332
57	S355	355	HEA 180	c	3581	3834	925,0	45,3	1,037	172	172	3236
58	S355	355	HEA 180	c	3599	3854	925,0	45,3	1,042	181	181	3236
59	S355	355	HEA 200	c	3586	3841	1340,0	53,8	0,940	188	188	3210
60	S355	355	HEA 140	c	3228	3464	389,0	31,4	1,200	149	336	2743
61	S355	355	HEA 120	c	5146	5497	231,0	25,3	2,229	195	195	4756
62	S355	355	HEA 120	c	5146	5497	231,0	25,3	2,229	195	195	4756
63	S355	355	HEA 100	c	5048	5406	134,0	21,2	2,628	191	191	4666
64	S355	355	HEA 180	c	5037	5400	925,0	45,3	1,459	249	258	4530
65	S355	355	HEA 160	c	4934	5301	616,0	38,8	1,621	241	380	4313

Tabelle 2b: Geometrische Abmessungen und wesentliche Parameter der seitens der Firma Haslinger Stahlbau zur Verfügung gestellten ausgeführten Fachwerkdigitalen (BMW AG Leipzig) – Fortsetzung

Projekt: Fa. Haslinger - BMW AG - Werk Leipzig Loslager Süd / Presswerk														
lfd. Nr.	$l_{S,unten}$ [mm]	$l_{S,oben}$ [mm]	$b_{eff,unten}$ [mm]	$b_{eff,oben}$ [mm]	$t_{I,unten}$ [mm]	$t_{I,oben}$ [mm]	$L_{I,unten} / L_0$ [/]	$L_{I,oben} / L_0$ [/]	$L_{I,mittel} / L_0$ [/]	$I_{I,unten}$ [cm ⁴]	$I_{I,oben}$ [cm ⁴]	$I_{I,unten} / I_{k,0}$ [/]	$I_{I,oben} / I_{k,0}$ [/]	$I_{I,mittel} / I_{k,0}$ [/]
43	140	140	162	162	20	20	0,038	0,038	0,038	10,8	10,8	0,047	0,047	0,047
44	140	140	162	162	20	25	0,038	0,038	0,038	10,8	21,0	0,389	0,760	0,574
45	180	180	208	208	30	25	0,045	0,045	0,045	46,8	27,1	0,076	0,044	0,060
46	160	160	185	185	30	35	0,040	0,074	0,057	41,6	66,0	0,180	0,286	0,233
47	260	260	300	300	30	30	0,048	0,119	0,083	67,5	67,5	0,050	0,050	0,050
48	320	320	370	370	30	25	0,054	0,053	0,054	83,1	48,1	0,021	0,012	0,017
49	160	160	185	185	20	25	0,039	0,079	0,059	12,3	24,1	0,032	0,062	0,047
50	160	160	185	185	20	25	0,039	0,079	0,059	12,3	24,1	0,032	0,062	0,047
51	320	320	370	370	30	25	0,054	0,053	0,054	83,1	48,1	0,021	0,012	0,017
52	260	260	300	300	30	30	0,048	0,119	0,083	67,5	67,5	0,050	0,050	0,050
53	150	150	173	173	20	20	0,041	0,052	0,047	11,5	11,5	0,050	0,050	0,050
54	150	150	173	173	20	20	0,042	0,042	0,042	11,5	11,5	0,050	0,050	0,050
55	210	210	242	242	20	20	0,045	0,045	0,045	16,2	16,2	0,026	0,026	0,026
56	210	210	242	242	20	20	0,047	0,047	0,047	16,2	16,2	0,026	0,026	0,026
57	230	230	266	266	25	20	0,048	0,048	0,048	34,6	17,7	0,037	0,019	0,028
58	230	230	266	266	25	30	0,050	0,050	0,050	34,6	59,8	0,037	0,065	0,051
59	250	250	289	289	35	30	0,052	0,052	0,052	103,1	65,0	0,077	0,048	0,063
60	190	190	219	219	35	35	0,046	0,104	0,075	78,4	78,4	0,202	0,202	0,202
61	130	130	150	150	25	20	0,038	0,038	0,038	19,5	10,0	0,085	0,043	0,064
62	130	130	150	150	25	20	0,038	0,038	0,038	19,5	10,0	0,085	0,043	0,064
63	130	130	150	150	25	25	0,038	0,038	0,038	19,5	19,5	0,146	0,146	0,146
64	250	250	289	289	30	25	0,049	0,051	0,050	65,0	37,6	0,070	0,041	0,055
65	230	230	266	266	30	30	0,049	0,077	0,063	59,8	59,8	0,097	0,097	0,097

Tabelle 3: Geometrische Abmessungen und wesentliche Parameter: Knotendetail nach [15]

Knotenausführung nach [15]														
lfd. Nr.	Material	f_y [N/mm ²]	Profil- Druckstab	Knick- linie	L_0 [mm]	L_{sys} [mm]	$I_{z,0}$ [cm ⁴]	A [cm ²]	$\bar{\lambda}_{z,0}$ [/]	$L_{i,unten}$ [mm]	$L_{i,oben}$ [mm]	L_m [mm]		
66	S355	355	HEA 220	c	4208	4618	1955,0	64,3	1,000	372	372	3463		
67	S355	355	HEA 220	c	2945	3355	1955,0	64,3	0,700	372	372	2201		
Knotenausführung nach [15]														
lfd. Nr.	$L_{S,unten}$ [mm]	$L_{S,oben}$ [mm]	$b_{eff,unten}$ [mm]	$b_{eff,oben}$ [mm]	$t_{i,unten}$ [mm]	$t_{i,oben}$ [mm]	$L_{i,unten} / L_0$ [/]	$L_{i,oben} / L_0$ [/]	$L_{i,mittel} / L_0$ [/]	$I_{i,unten}$ [cm ⁴]	$I_{i,oben}$ [cm ⁴]	$I_{i,unten} / I_{z,0}$ [/]	$I_{i,oben} / I_{z,0}$ [/]	$I_{i,mittel} / I_{z,0}$ [/]
66	300	300	346	346	40	40	0,088	0,088	0,088	184,8	184,8	0,095	0,095	0,095
67	300	300	346	346	40	40	0,126	0,126	0,126	184,8	184,8	0,095	0,095	0,095

In der Tabelle 1a und b, der Tabelle 2a und b sowie in der Tabelle 3 bedeuten (siehe auch Bild 21):

- Knicklinie: die angegebene europäische Knickspannungslinie (i.d.R Linie c) gilt für den Knicknachweis des Profils um die z-Achse – aus der Fachwerkebene
- Länge L_0 : fiktive Gesamtstablänge bis zum Ende des Knotenblechs am Gurtanschluss (in der Stabachse gemessen)
- Länge L_{sys} : Systemlänge des Diagonalstabes
- Länge L_1 : freie Knotenblechlänge – in Stabachse gemessen
- Länge L_m : tatsächliche Länge des Diagonalprofils
- $I_{z,0}$ und A : Querschnittswerte des Diagonalprofils
- Schlankheit $\bar{\lambda}_{z,0}$: ermittelt mit der fiktiven Gesamtstablänge L_0 und den Querschnittswerten des Diagonalprofils
- Länge L_s : Einschlitzlänge des Diagonalprofils im Knotenblech
- Knotenblechdicke t_1
- b_{eff} : effektive, wirksame Knotenblechbreite (siehe Bild 21), $b_{\text{eff}} = 2 \cdot L_s \cdot \tan 30^\circ$
- I_1 : Trägheitsmoment des effektiven Knotenblechquerschnitts aus der Fachwerkebene, $I_1 = b_{\text{eff}} \cdot t_1^3 / 12$

Anm.: aus den Ausführungsplänen ergeben sich mitunter unterschiedliche Abmessungen L_1 , L_s und t_1 am oberen und unteren Fachwerkknoten; für nachfolgende Knicknachweise werden daraus Mittelwerte ermittelt (z.B. $L_{1,\text{mittel}}$).

In Abschnitt 2.3 wird näher erläutert wie aus diesen 65 Fachwerkdagonalen der Firma Stahlbau Haslinger (in Tabelle 1 und Tabelle 2) insgesamt fünf repräsentative Stäbe selektiert wurden (in Tabelle 1 und Tabelle 2 mit Gruppe 1 bis 5 hervorgehoben). Nur für diese fünf Fachwerkdagonalen werden in Abschnitt 2.3 auch alle Detailabmessungen der Knotenbleche sowie der anschließenden Fachwerkstäbe (Zugdiagonale, Gurtstäbe) angeführt und dargestellt.

2.3. Auswahl repräsentativer Fachwerksdiagonalen für realitätsnahe numerische Studien und Vergleich mit vereinfachter Drucktragfähigkeit

Eine detaillierte Traglaststudie für alle 65 Fachwerksdiagonalstäbe in Tabelle 1 und Tabelle 2 ist mit unverhältnismäßig hohem Aufwand verbunden. Daher wurde aus den Erfahrungen mit den Hohlprofilstäben [3] (vgl. Abschnitt 2.9.2) ein konservatives Modell für die vorliegende Ausführung mit I-Profilen und anschließenden Fachwerkknoten entwickelt, das in Bild 22 schematisch dargestellt ist. Eine genaue Beschreibung dieses konservativen Modells erfolgt in Abschnitt 2.9.2.

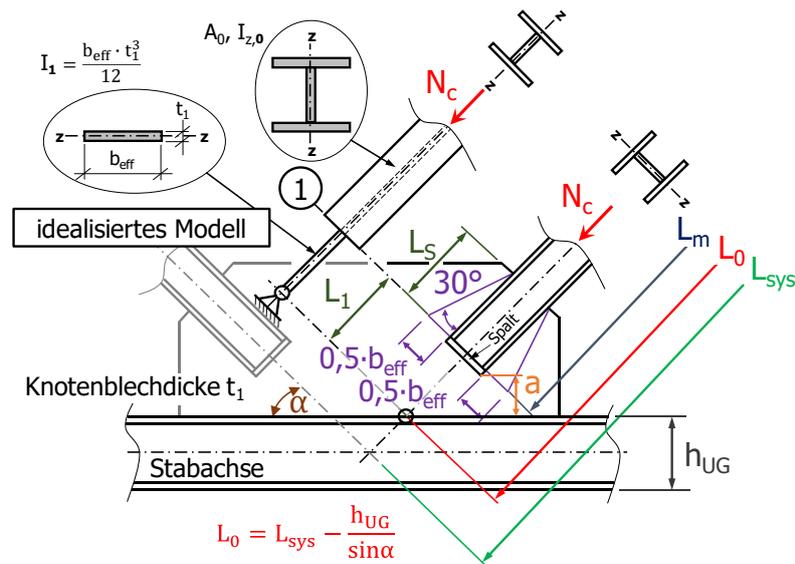


Bild 22: Konservatives Modell zum Biegeknicken aus der Fachwerkebene auf Basis von [3]; „Dreistabmodell“ mit unterschiedlicher Biegesteifigkeit (I_1 , $I_{z,0}$)

Wegen dem stirnseitigen Spalt beim Diagonalstabende, wird ein Knotenblech mit einer fiktiven konstanten Gesamtbreite von b_{eff} unterstellt (siehe Bild 22).

Nunmehr liegt ein beidseits gelenkig gelagerter Stab vor (Länge L_0), der jedoch im Knotenblechbereich eine deutlich geringere Biegesteifigkeit I_1 aufweist (Verhältnis $I = I_1 / I_{z,0} \sim 0,01 \div 0,04$). Der Knicknachweis nach dem Ersatzstabverfahren (mit $I_{z,0} = \text{konstant}$), der nur den Profilquerschnitt über die volle Länge erfasst, erfordert nun eine erhöhte Knicklänge $L_{K,z} = \beta_1 \cdot L_0$. Diese ist in [3] mittels Nomogrammen aufbereitet, wie Bild 23 (bzw. Bild 8 in Abschnitt 2.9.2) zeigt. Dieser Knicknachweis stellt die ausreichende Tragfähigkeit der Druckdiagonale in Stabmitte sicher.

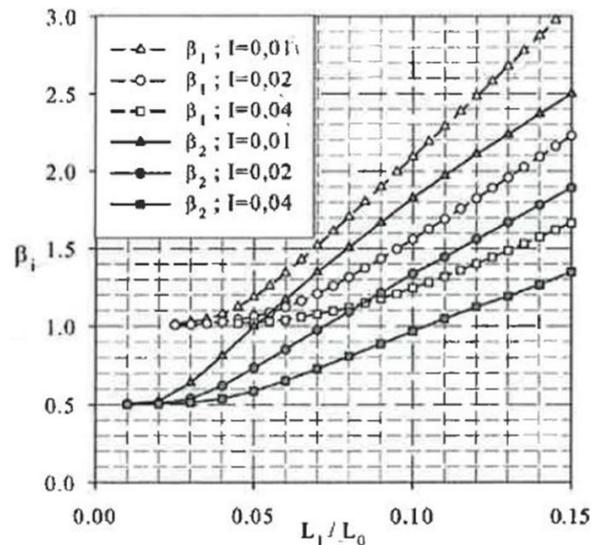


Bild 23: Knicklängenbeiwerte β_1 zur zutreffenden Anwendung des Ersatzstabverfahrens für Anlageverhältnisse nach Bild 22 (mit $I = I_1 / I_{z,0}$) – aus [3]

Vor allem bei geringeren Stabschlankheiten $\bar{\lambda}_{z,0}$ ist jedoch nach [3] die Drucktragfähigkeit des Gesamtstabes limitiert durch die Querschnittstragfähigkeit des Knotenblechs in Schnitt 1 (vgl. Abschnitt 2.9.2 und Bild 22). Nunmehr ist auch eine geometrische Imperfektion affin zur zweiten Stabeigenform maßgebend. Dies führt auf einen zusätzlichen Nachweis am Knotenblech (nachfolgend mit „Knotenblechtragfähigkeit“ bezeichnet), der mitunter bemessungsbestimmend wird.

Auf Basis des Modells in Bild 22 wurden für alle untersuchten 65 Fachwerkdagonalstäbe die wesentlichen Eingangsparameter $\bar{\lambda}_{z,0}$; $I_1/I_{z,0}$; L_1/L_0 ermittelt. Aus der Analyse dieser Ergebnisse konnten insgesamt fünf repräsentative Einzelstäbe – stellvertretend für alle Stäbe – selektiert werden. Diese sind in Tabelle 1a und b bzw. in Tabelle 2a und b hervorgehoben und mit Gruppe 1 bis Gruppe 5 bezeichnet.

Die Selektion der einzelnen Gruppen erfolgte aufgrund folgender Überlegungen:

- Gruppe 1: sehr große freie Knotenblechlänge L_1 und geringe bezogene Knotenblechsteifigkeiten bei geringer Schlankheit
(HEB 340, $L_1 / L_0 = 0,082$; $I_1 / I_{z,0} = 0,033$; $\bar{\lambda}_{z,0} = 0,634$)
- Gruppe 2: geringe Knotenblechdicke t_1 bzw. geringste bezogene Knotenblechsteifigkeit
(HEA 140, $t_1 = 12$ mm; $I_1 / I_{z,0} = 0,006$)
- Gruppe 3: geringe bezogene Knotenblechsteifigkeit bei geringer Stabschlankheit
(HEA 200, $L_1 / L_0 = 0,047$; $I_1 / I_{z,0} = 0,027$; $\bar{\lambda}_{z,0} = 1,091$)
- Gruppe 4: ähnliche Verhältnisse wie bei Gruppe 1
(HEB 320, $L_1 / L_0 = 0,075$; $I_1 / I_{z,0} = 0,042$; $\bar{\lambda}_{z,0} = 0,669$)
- Gruppe 5: geringe bezogene Knotenblechsteifigkeit mit vergleichsweise großer freier Knotenblechlänge und geringer Stabschlankheit
(HEB 240, $L_1 / L_0 = 0,054$; $I_1 / I_{z,0} = 0,017$; $\bar{\lambda}_{z,0} = 0,879$)

Da bei den numerischen Berechnungen (siehe Abschnitt 2.6) die Ausrundungsradien der Profile unberücksichtigt bleiben, muss dies auch bei den vergleichenden Knicknachweisen gleichwertig erfasst werden. In Tabelle 4 sind die jeweils verwendeten Querschnittswerte für die einzelnen Profile ($I_{z,0}$ (ohne R); $A_{(ohne R)}$) ohne Ausrundungsradien angeführt sowie sind zusätzlich auch die Größen nach den Profiltabellen ($I_{z,0}$; A) angegeben.

Tabelle 4: Idealisierte Querschnittswerte der Profile (ohne Ausrundungsradien)

Ausgewählte Gruppen basierend auf Plänen der Fa. Stahlbau Haslinger											
Gruppe	Profil Druckstab	Material	$I_{z,0}$ [cm ⁴]	$I_{z,0}$ (ohne R) [cm ⁴]	A [cm ²]	$A_{(ohne R)}$ [cm ²]	L_m [mm]	L_0 [mm]	$\bar{\lambda}_{z,L_0}$ [/]	L_{sys} [mm]	$\bar{\lambda}_{z,L_{sys}}$ [/]
Gruppe 1	HEB 340	S355	9690	9679	171,0	164,6	3049	3648	0,623	4303	0,735
Gruppe 2	HEA 140	S355	389,3	388,9	31,4	30,2	4008	4320	1,575	4581	1,670
Gruppe 3	HEA 200	S355	1340	1334	53,8	51,1	3772	4159	1,065	4454	1,141
Gruppe 4	HEB 320	S355	9240	9229	161,0	155,1	3298	3872	0,657	4372	0,742
Gruppe 5	HEB 240	S355	3923	3919	106,0	102,2	3647	4085	0,864	4423	0,935

Ausgewählte Gruppen basierend auf [15]											
Gruppe	Profil Druckstab	Material	$I_{z,0}$ [cm ⁴]	$I_{z,0}$ (ohne R) [cm ⁴]	A [cm ²]	$A_{(ohne R)}$ [cm ²]	L_m [mm]	L_0 [mm]	$\bar{\lambda}_{z,L_0}$ [/]	L_{sys} [mm]	$\bar{\lambda}_{z,L_{sys}}$ [/]
Gruppe 6a	HEA 220	S355	1955	1952,7	64,3	61,6	3463	4208	0,978	4618	1,073
Gruppe 6b	HEA 220	S355	1955	1952,7	64,3	61,6	2201	2945	0,684	3356	0,780

Anm.: in der Tabelle 4 sind die Stabschlankheiten $\bar{\lambda}_{z,L_0}$ (Schlankheit bezogen auf die Stablänge L_0 – vgl. Bild 22) bzw. die Stabschlankheiten $\bar{\lambda}_{z,L_{sys}}$ (Schlankheit bezogen auf die Systemlänge L_{sys}) mit den idealisierten Querschnittswerten der Profile, ohne Ausrundungsradien zwischen Gurt und Steg, berechnet. Grund hierfür ist die FEM-Modellierung, in welcher die Ausrundungsradien der Profile nicht mitabgebildet werden (vgl. Abschnitt 2.6.2).

Nachfolgend sind die Detailabmessungen der Druckdiagonalen sowie des anschließenden Fachwerkknotens – einschließlich Gurt- und Zugdiagonalstab – dargestellt.

a) Gruppe 1

Das Bild 24 zeigt den Konstruktionsplan der Fa. Stahlbau Haslinger mit der Fachwerkdruckdiagonale und anschließenden Fachwerkknoten der Gruppe 1.

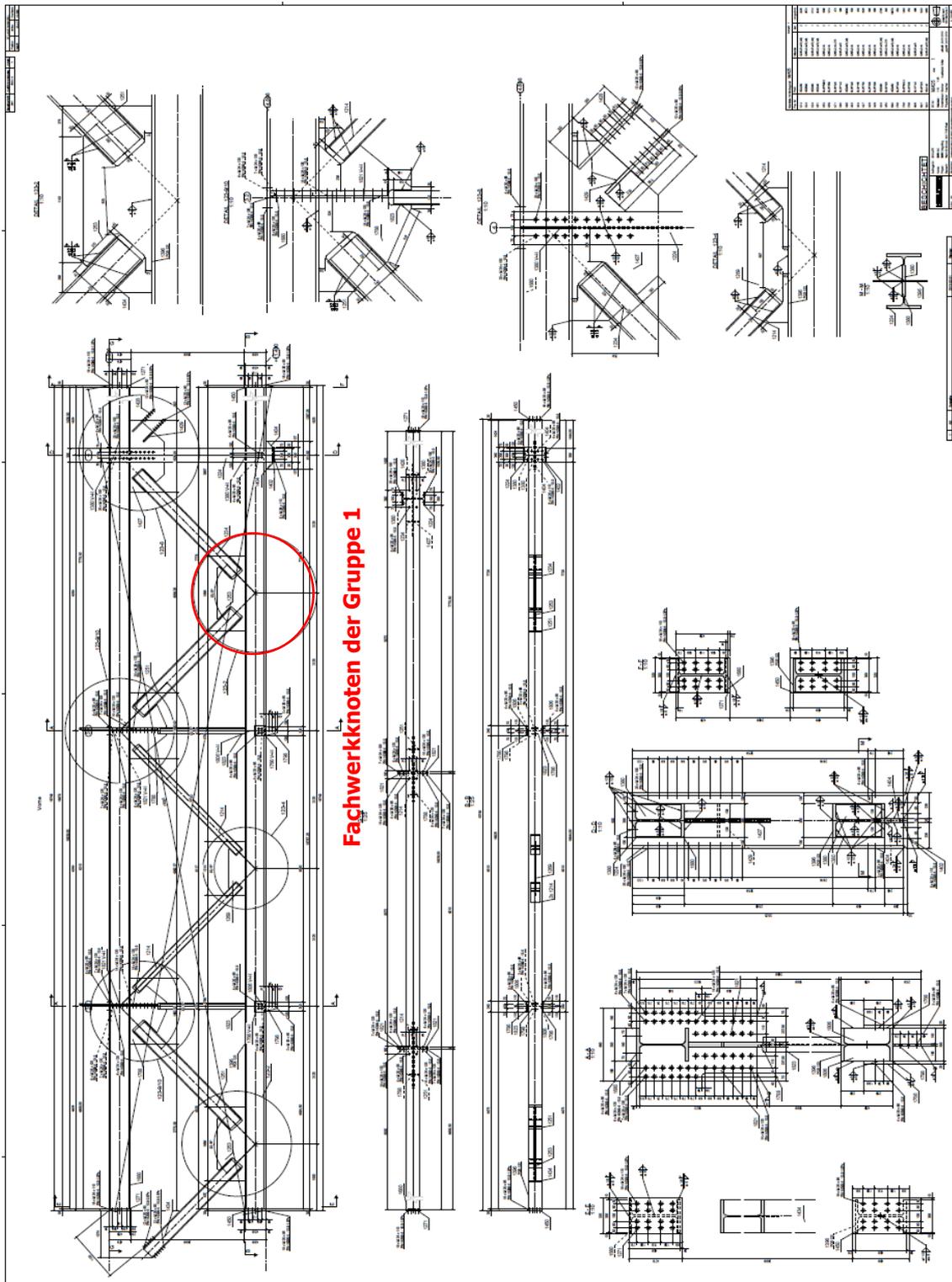


Bild 24: Plan der Gruppe 1

Detail Untergurt – Gruppe 1:

Das nachfolgende Bild 25 zeigt die Abmessungen des Knotendetails des Untergurtanschlusses der Gruppe 1. Eingezeichnet sind auch die verwendeten Profile und die Längen L_{sys} und L_0 der Druckdiagonale samt ihren Schlankheiten (gerechnet mit Querschnittswerten ohne Ausrundung nach Tabelle 4).

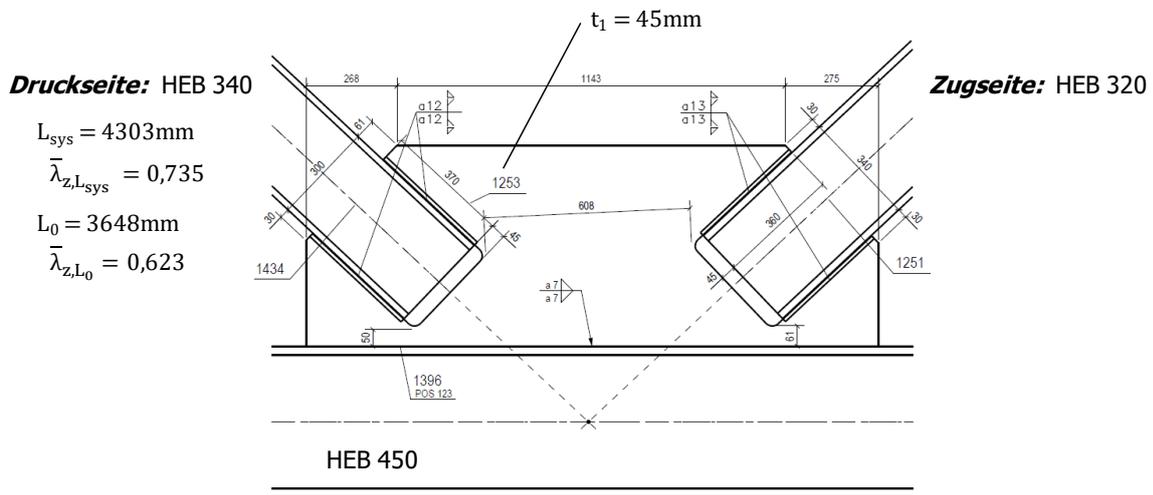


Bild 25: Knotendetail der Gruppe 1, Detail UG

b) Gruppe 2

Das Bild 26 zeigt den Konstruktionsplan der Fa. Stahlbau Haslinger mit der Fachwerkdruckdiagonale und anschließenden Fachwerkknoten der Gruppe 2.

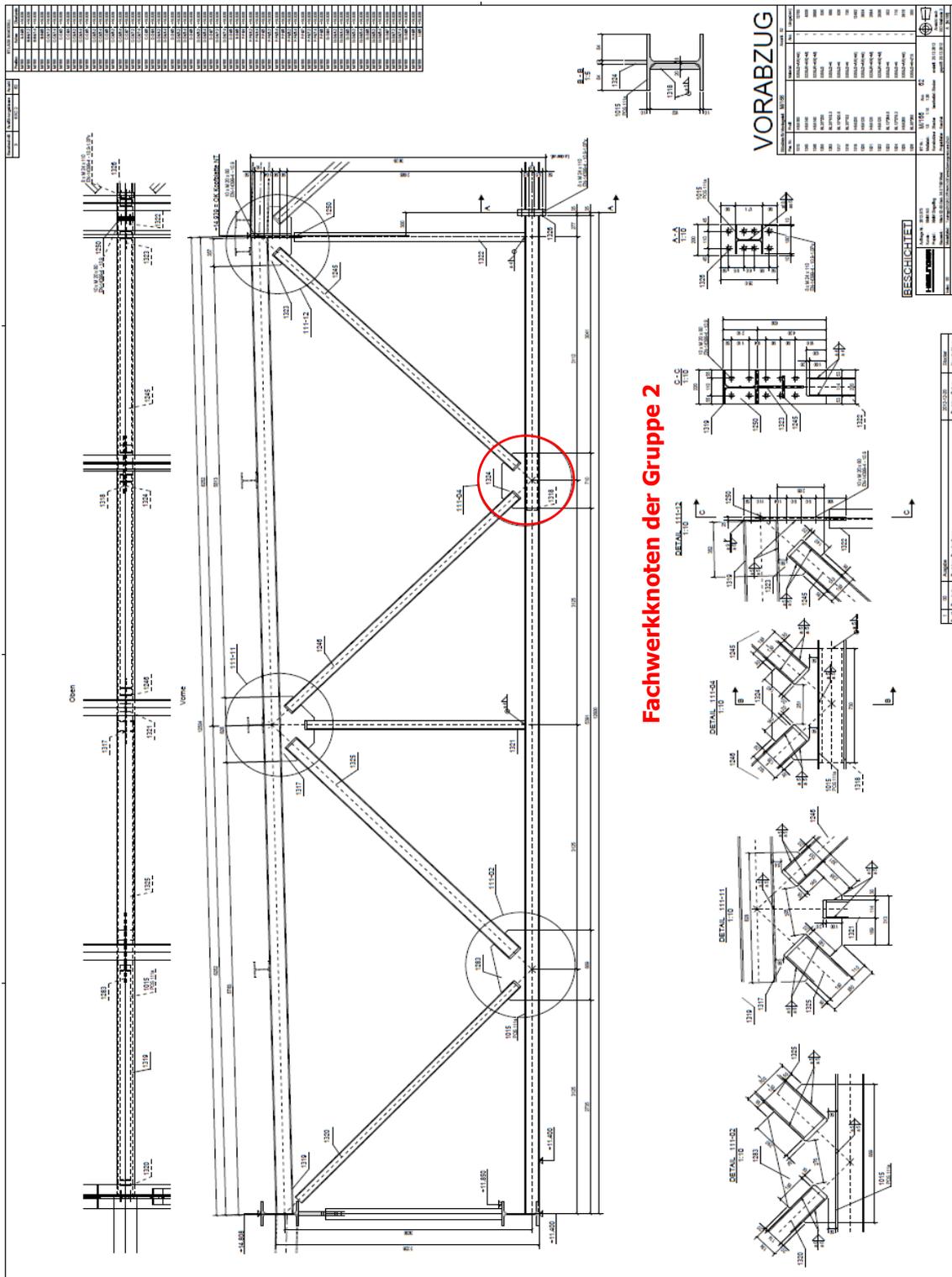


Bild 26: Plan der Gruppe 2

Detail Untergurt – Gruppe 2:

Das nachfolgende Bild 27 zeigt die Abmessungen des Knotendetails des Untergurtanschlusses der Gruppe 2. Eingetragen sind auch die verwendeten Profile und die Längen L_{sys} und L_0 der Druckdiagonale samt ihren Schlankheiten (gerechnet mit Querschnittswerten ohne Ausrundung nach Tabelle 4).

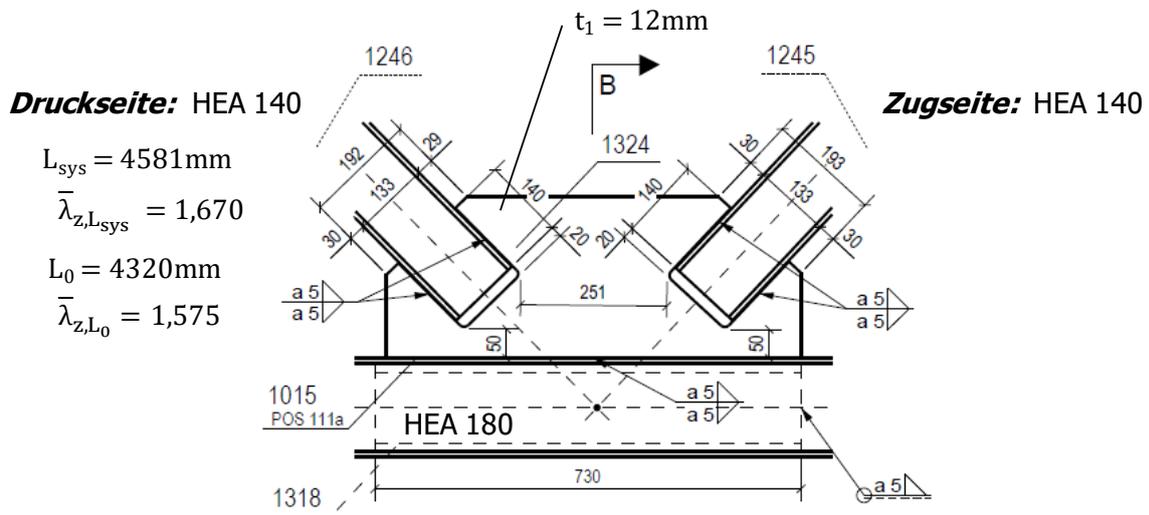


Bild 27: Knotendetail der Gruppe 2, Detail UG

Detail Untergurt – Gruppe 3:

Das nachfolgende Bild 29 zeigt die Abmessungen des Knotendetails des Untergurtanschlusses der Gruppe 3. Eingetragen sind auch die verwendeten Profile und die Längen L_{sys} und L_0 der Druckdiagonale samt ihren Schlankheiten (gerechnet mit Querschnittswerten ohne Ausrundung nach Tabelle 4).

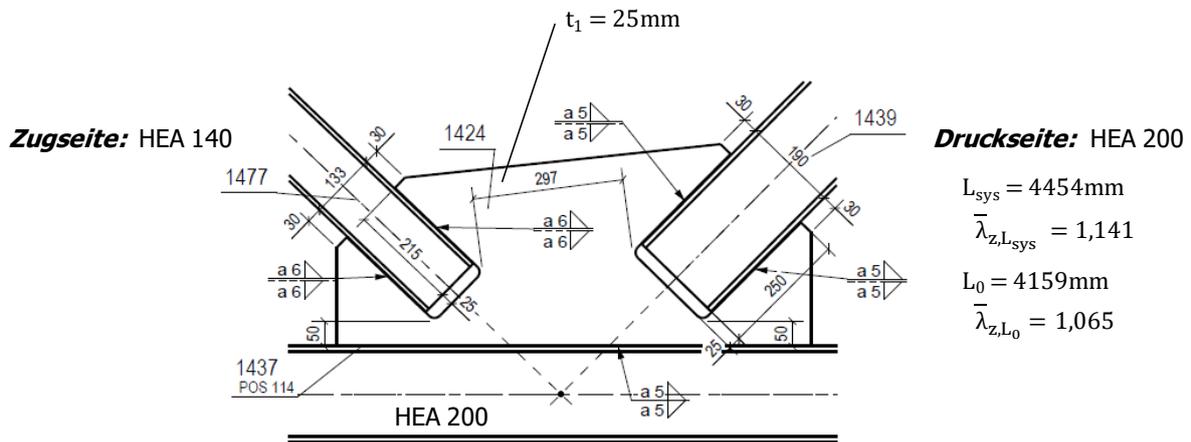


Bild 29: Knotendetail der Gruppe 3, Detail UG

d) Gruppe 4

Das Bild 30 zeigt den Konstruktionsplan der Fa. Stahlbau Haslinger mit der Fachwerkdruckdiagonale und anschließenden Fachwerkknoten der Gruppe 4.

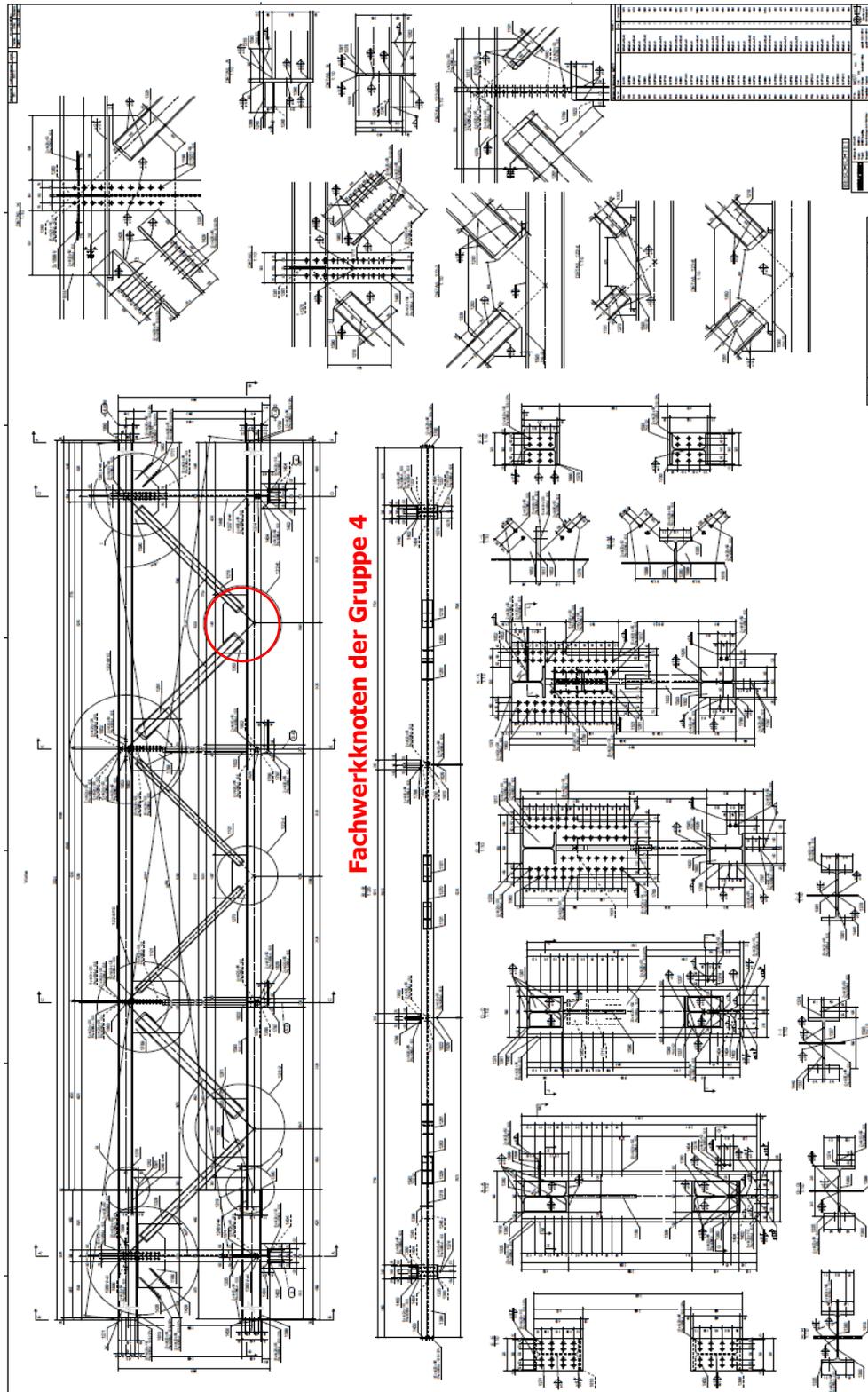


Bild 30: Plan der Gruppe 4

Detail Untergurt – Gruppe 4:

Das nachfolgende Bild 31 zeigt die Abmessungen des Knotendetails des Untergurtanschlusses der Gruppe 4. Eingetragen sind auch die verwendeten Profile und die Längen L_{sys} und L_0 der Druckdiagonale samt ihren Schlankheiten (gerechnet mit Querschnittswerten ohne Ausrundung nach Tabelle 4).

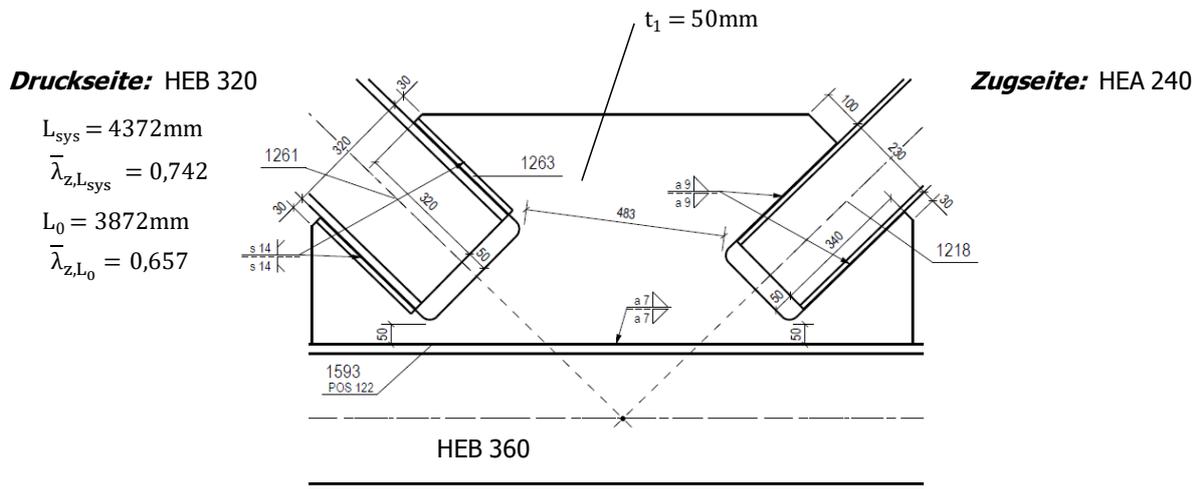


Bild 31: Knotendetail der Gruppe 4, Detail UG

e) Gruppe 5

Das Bild 32 zeigt den Konstruktionsplan der Fa. Stahlbau Haslinger mit der Fachwerkdruckdiagonale und anschließenden Fachwerkknoten der Gruppe 5.

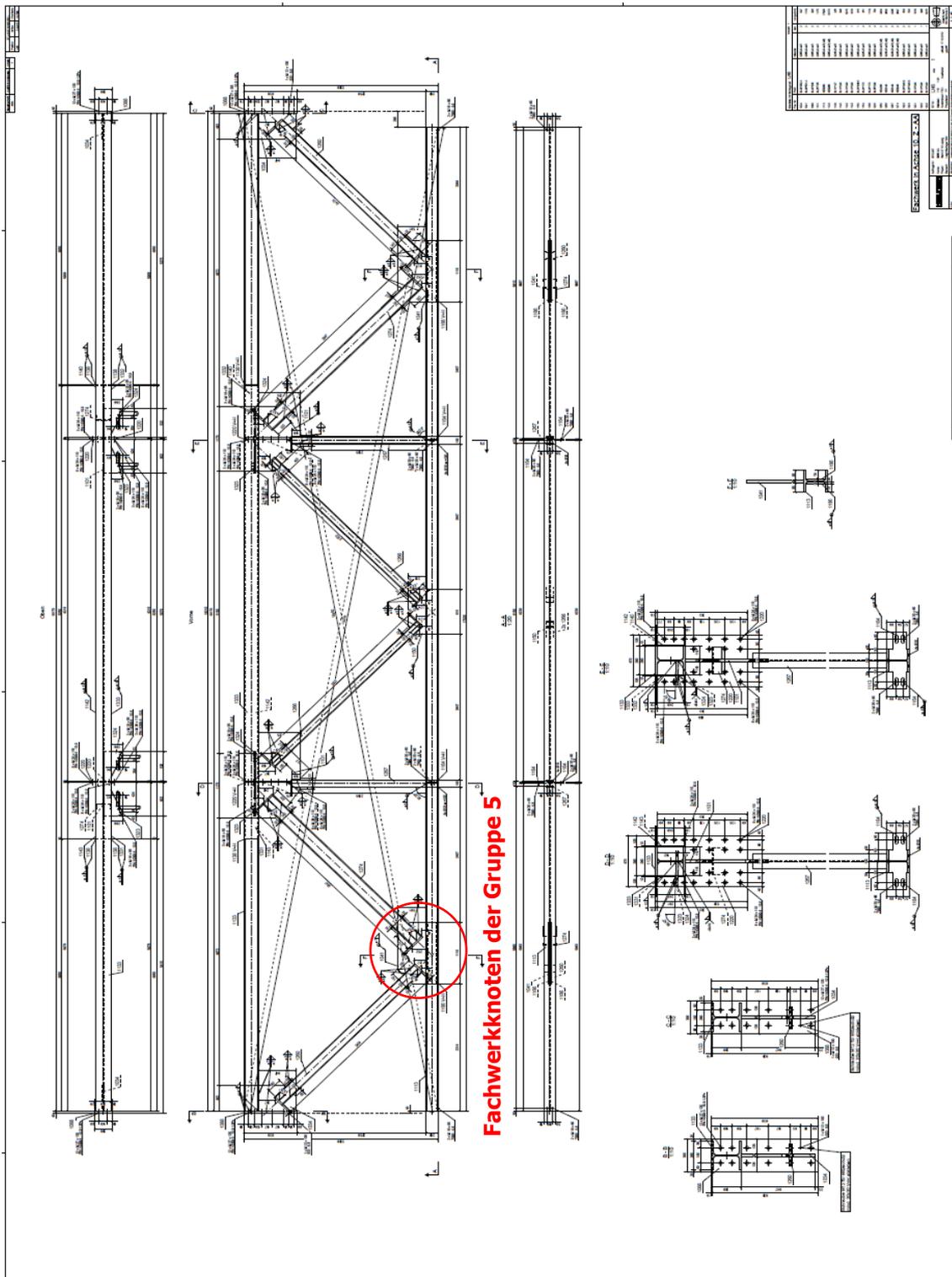


Bild 32: Plan der Gruppe 5

Detail Untergurt – Gruppe 5:

Das nachfolgende Bild 33 zeigt die Abmessungen des Knotendetails des Untergurtanschlusses der Gruppe 5. Eingetragen sind auch die verwendeten Profile und die Längen L_{sys} und L_0 der Druckdiagonale samt ihren Schlankheiten (gerechnet mit Querschnittswerten ohne Ausrundung nach Tabelle 4).

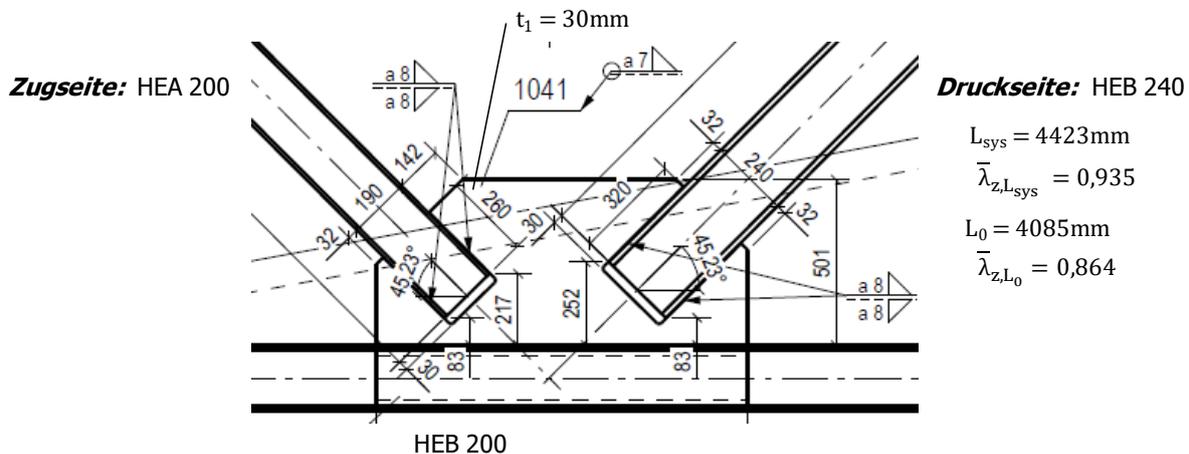


Bild 33: Knotendetail der Gruppe 5, Detail UG

f) Gruppe 6

Das nachfolgende Bild 34 zeigt die Abmessungen des Knotendetails des Fachwerkknotens der Gruppe 6 aus [15]. Angegeben sind auch die verwendeten Profile und die Längen L_{sys} und L_0 der Druckdiagonale samt der sich daraus ergebenden Schlankheiten, differenziert nach der Gruppe 6a und 6b.

Druckseite: HEA 220

- Gruppe 6a
 - $L_{sys} = 4618\text{mm}$
 - $\bar{\lambda}_{z,L_{sys}} = 1,073$
 - $L_0 = 4085\text{mm}$
 - $\bar{\lambda}_{z,L_0} = 0,978$
- Gruppe 6b
 - $L_{sys} = 3355\text{mm}$
 - $\bar{\lambda}_{z,L_{sys}} = 0,780$
 - $L_0 = 2945\text{mm}$
 - $\bar{\lambda}_{z,L_0} = 0,684$

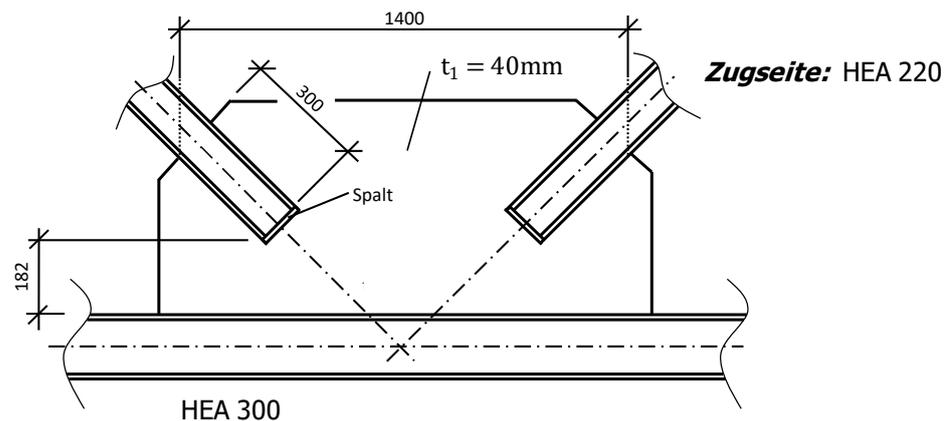


Bild 34: Knotendetail des Strebenfachwerkanschlusses nach [15]

In [15] ist nur das Knotendetail als solches behandelt worden. Demzufolge wurden zwei unterschiedliche Schlankheitsannahmen mit $\bar{\lambda}_{z,0} = 1,0$ und $0,7$ (bezogen auf die Länge L_0 , berechnet mit den Werten $I_{z,0}$ und A laut Profiltabelle) angenommen. Die Schlankheiten $\bar{\lambda}_{z,0} = 0,978$ bzw. $0,684$ nach Bild 34 ergeben sich bei Berechnung ohne Berücksichtigung der Ausrundungsradien der Profile (vgl. Tabelle 4 $I_{z,0}$ (ohne R); A (ohne R)).

Bei dem Knotendetail nach [15] in Bild 34 ist ersichtlich, dass der Abstand zwischen der Oberkante des Fachwerkgurtes und dem unteren Punkt der Knotenblechtasche mit 182mm im Vergleich zu den Ausführungen der Fa. Haslinger Stahlbau wesentlich größer ausgeführt ist. Der Knoten ist demzufolge nicht so kompakt konstruiert wie es möglich wäre.

2.4. Drucktragfähigkeiten der untersuchten Fachwerkdruckstäbe nach vereinfachten Modellen

Wie in der Praxis üblich, wurde auch in der vorliegenden Arbeit die Tragfähigkeit der Druckstreben zuerst mit bekannten und bewährten „Hand“-Rechnungsmethoden abgeschätzt, bevor aufwendige Finite Elemente – Simulationen herangezogen wurden. Hierbei wurden zwei Knickspannungstragfähigkeiten nach EN 1993-1-1 [7] bzw. NAD [26], einerseits als Referenz mit der Systemlänge L_{sys} und andererseits mit der Länge L_0 , welche der Länge von der Unterkante des Fachwerkobergurtes bis zur Oberkante des Fachwerkuntergurtes entspricht (siehe Bild 21 und Bild 22), bestimmt.

Des Weiteren wurde der Bemessungsvorschlag nach [3] für Hohlprofile, mit beidseits zentrisch eingeschlitzten Knotenblechen, auf die vorliegende Problemstellung mit I-Profilen und beidseits eingeschlitzten Knotenblechen angewandt (vgl. Abschnitt 1.3.1). Dieser Bemessungsvorschlag unterscheidet zwischen der Tragfähigkeit des Stabes und der des Knotenblechs. Die zutreffende Anwendung des Bemessungsvorschlages nach [3] für Hohlprofile auf den vorliegenden Fall mit I-Profilen und beidseits eingeschlitzten Knotenblechen wird in Abschnitt 2.9.2 erläutert.

Nachfolgend werden in Tabelle 5 bzw. in Tabelle 6 und Bild 35 für alle sechs untersuchten Fachwerkdruckstäbe folgende Drucktragfähigkeiten – auf Basis vereinfachter Modelle – gezeigt. Auf die detaillierten Berechnungsschritte wird an dieser Stelle verzichtet und auf [28] verwiesen.

- Knicktragfähigkeit des Druckstabes mit Knicklänge $L_{K,z}$ ident zur Systemlänge L_{sys}
 - Bezeichnung mit $N_{Rd,ref}$
 - Anm.: dies stellt die Vorgehensweise der Firma Stahlbau Haslinger dar
- Knicktragfähigkeit des Druckstabes mit Knicklänge $L_{K,z} = L_0$
 - Bezeichnung mit $N_{Rd,L0}$
 - Anm.: dies stellt eine reine Bezugsgröße dar, die die Traglast mitunter deutlich überschätzt, da die deutlich geringere Biegesteifigkeit im Knotenblechbereich außer Acht bleibt
- Modell nach Bild 22, angepasst an [3] – siehe Abschnitt 2.9.2
 - Nachweis 1 – konventioneller Knicknachweis am Ersatzstab
 - Bezeichnung mit $N_{Rd,0}$
 - Anm.: dieser Nachweis weist die ausreichende Querschnittstragfähigkeit im Bereich Stabmitte nach (siehe [3])
- Modell nach Bild 22, angepasst an [3] – siehe Abschnitt 2.9.2
 - Nachweis 2 – Querschnittstragfähigkeit im kritischen Knotenblechquerschnitt 1
 - Bezeichnung mit $N_{Rd,1}$

Anm.: Mit dem Modell nach [3] bzw. nach Bild 22 ergibt sich die eigentliche Drucktragfähigkeit des Stabes als Minimum aus $N_{Rd,0}$ und $N_{Rd,1}$: $N_{Rd,[4]} = \min(N_{Rd,0} ; N_{Rd,1})$

Zusammenfassung aller Ergebnisse

Tabelle 5 zeigt die Ergebnisse der Knicktragfähigkeit für $L_{K,z} = L_{sys}$ und $L_{K,z} = L_0$ mit angenommener beidseits gelenkiger Lagerung ($\beta = 1,0$). Tabelle 6 fasst die Ergebnisse des Ingenieurmodells nach [3] für Hohlprofile, getrennt nach der Tragfähigkeit des Ersatzstabes und des Knotenblechs, zusammen. Die resultierende Tragfähigkeit ist jeweils hervorgehoben (Minimum aus: - Nachweis 1; konventioneller Knicknachweis am Ersatzstab, und - Nachweis 2; Querschnittstragfähigkeit im kritischen Knotenblechquerschnitt 1).

Tabelle 5: Tragfähigkeitsvergleich der ausgewählten Gruppen – Knicktragfähigkeit nach EN 1993-1-1 [7]

Knicktragfähigkeit nach EN 1993-1-1 [7]									
Gruppe	Profil Druckstrebe	Stabknicken mit $L_{K,z} = L_{sys}$				Stabknicken mit $L_{K,z} = L_0$			
		$L_{K,z} = L_{sys}$ [mm]	$\bar{\lambda}_{z,L_{sys}}$ [/]	χ [/]	$N_{Rd,L_{sys}}$ [kN]	$L_{K,z} = L_0$ [mm]	$\bar{\lambda}_{z,L_0}$ [/]	χ [/]	N_{Rd,L_0} [kN]
Gruppe 1	HEB 340	4303	0,735	0,703	4108,8	3648	0,623	0,772	4512,1
Gruppe 2	HEA 140	4581	1,670	0,265	283,9	4320	1,575	0,291	311,8
Gruppe 3	HEA 200	4454	1,141	0,463	839,1	4159	1,065	0,503	911,6
Gruppe 4	HEB 320	4372	0,742	0,699	3848,3	3872	0,657	0,751	4134,6
Gruppe 5	HEB 240	4423	0,935	0,579	2100,7	4085	0,864	0,622	2256,7
Gruppe 6a	HEA 220	4618	1,073	0,499	1090,5	4208	0,978	0,553	1208,5
Gruppe 6b	HEA 220	3355	0,780	0,675	1475,1	2945	0,684	0,734	1604,1

Tabelle 6: Tragfähigkeitsvergleich der ausgewählten Gruppen – Ingenieurmodell nach Abschnitt 2.9.2 bzw. nach [3]

Ingenieurmodell für Hohlprofile nach Abschnitt 2.9.2 bzw. nach [3]								
Gruppe	Profil Druckstrebe	Nachweis 1 - konventioneller Knicknachweis am Ersatzstab					Nachweis 2 - KB	
		β_1 [/]	$\bar{\lambda}_z$ [/]	$L_{K,z} = \beta_1 \cdot L_0$ [mm]	χ [/]	$N_{Rd,0}$ [kN]	t_1 [mm]	$N_{Rd,1}$ [kN]
Gruppe 1	HEB 340	1,171	0,729	4272	0,707	4132,2	45	3692,1
Gruppe 2	HEA 140	1,123	1,769	4851	0,241	258,2	12	181,7
Gruppe 3	HEA 200	1,033	1,100	4296	0,484	877,2	25	904,3
Gruppe 4	HEB 320	1,086	0,714	4205	0,716	3941,9	50	3837,1
Gruppe 5	HEB 240	1,106	0,955	4518	0,566	2053,5	25	1541,8
Gruppe 6a	HEA 220	1,051	1,028	4423	0,524	1145,1	40	1434,0
Gruppe 6b	HEA 220	1,157	0,792	3407	0,667	1457,7	40	1879,1

Zur Veranschaulichung der Ergebnisse wurden diese in Bild 35 grafisch aufgetragen. Jede Gruppe hat vier Traglastergebnisse, dargestellt durch vier Balken:

- $N_{Rd,L_{sys}}$ Knicktragfähigkeit infolge Stabknicken mit $L_{K,z} = L_{sys}$ nach [7]
- N_{Rd,L_0} Knicktragfähigkeit infolge Stabknicken mit $L_{K,z} = L_0$ nach [7]
- $N_{Rd,0}$ Ingenieurmodell für eingeschlitzte Hohlprofile: Nachweis 1: konventioneller Knicknachweis am Ersatzstab nach [3]
- $N_{Rd,1}$ Ingenieurmodell für eingeschlitzte Hohlprofile: Nachweis 2: Querschnittstragfähigkeit im kritischen Knotenblechquerschnitt 1 nach [3]

In all jenen Fällen wo $N_{Rd,1} < N_{Rd,0}$ ist, ist die Nachgiebigkeit des Knotenblechs aus der Fachwerkebene signifikant und die Querschnittstragfähigkeit des Knotenblechs bestimmt die Drucktragfähigkeit des Diagonalstabes.

Bei der Interpretation der Ergebnisse fällt auf, dass die Tragfähigkeit infolge eines Knickspannungsnachweises, berechnet mit dem Knicklängenbeiwert $\beta = 1,0$ (beidseits gelenkige Lagerung) und der Systemlänge L_{sys} , für alle Gruppen nahezu der Tragfähigkeit des Ersatzstabverfahrens ($\beta_1 > 1,0$; dafür Berechnung mit der kürzeren Länge L_0) des Ingenieurmodells nach [3] entspricht.

Die höchste Tragfähigkeit zeigt selbstverständlich jener Fall bei Ermittlung der Traglast mit $\beta = 1,0$ und der Länge L_0 . Die Höhe des Unterschiedes der Knicktragfähigkeit zwischen der Berechnung mit L_{sys} und L_0 , jeweils mit $\beta = 1,0$, hängt vom Verhältnis dieser beiden Längen ab. Hierbei haben als Parameter die Höhe des Untergurtprofils h_{UG} und der Diagonalenwinkel α Einfluss (siehe Bild 22): $L_0 = L_{sys} - h_{UG} / \sin \alpha$. Die Tragfähigkeit des Knotenblechs nach [3] hängt wesentlich von dessen Dicke t_1 und der Breite b_{eff} ab (siehe Abschnitt 2.9.2).

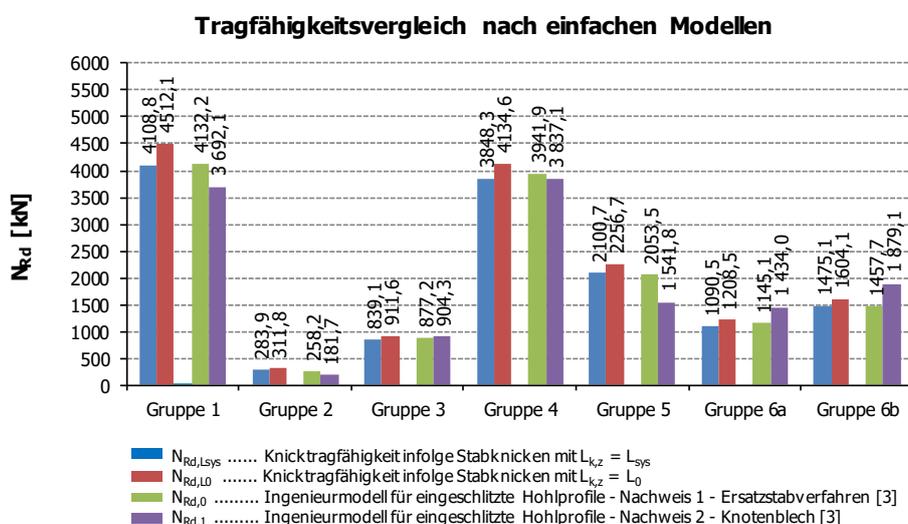


Bild 35: Vergleich der Drucktragfähigkeiten nach einfachen Modellen

Das nachfolgende Bild 36 zeigt die Drucktragfähigkeiten nach dem Modell aus Abschnitt 2.9.2 bzw. [3] in Bild 22, bezogen auf die Drucktragfähigkeit mit $L_{k,z} = L_{sys}$. Ersteres Modell liefert, wie in Abschnitt 2.9.4 noch gezeigt wird, konservative Traglastergebnisse. Wegen der geringen freien Knotenblechlängen L_1 der hier dargestellten Fälle, lässt sich zeigen, dass ein einfacher Knicknachweis mit L_{sys} ausreichende Tragfähigkeit liefert.

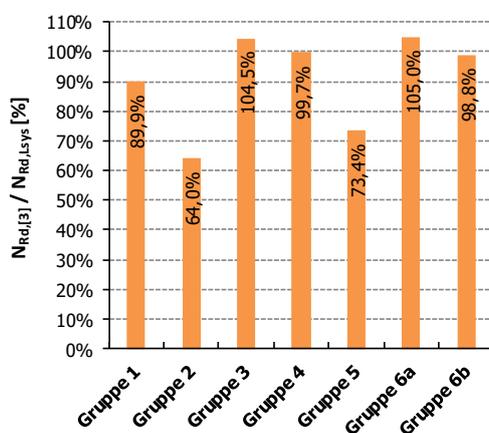


Bild 36: Drucktragfähigkeiten nach Modell [3] in Bild 22 bezogen auf die Drucktragfähigkeit mit $L_{k,z} = L_{sys}$

2.5. Statische Auslegung der Knotenbleche für die Gruppen 1 bis 5

Die Analyse der 65 untersuchten Fachwerkdagonalstäbe der Firma Stahlbau Haslinger zeigt, dass für deren Knotenbleche den Anforderungen in [16] entsprochen wurde.

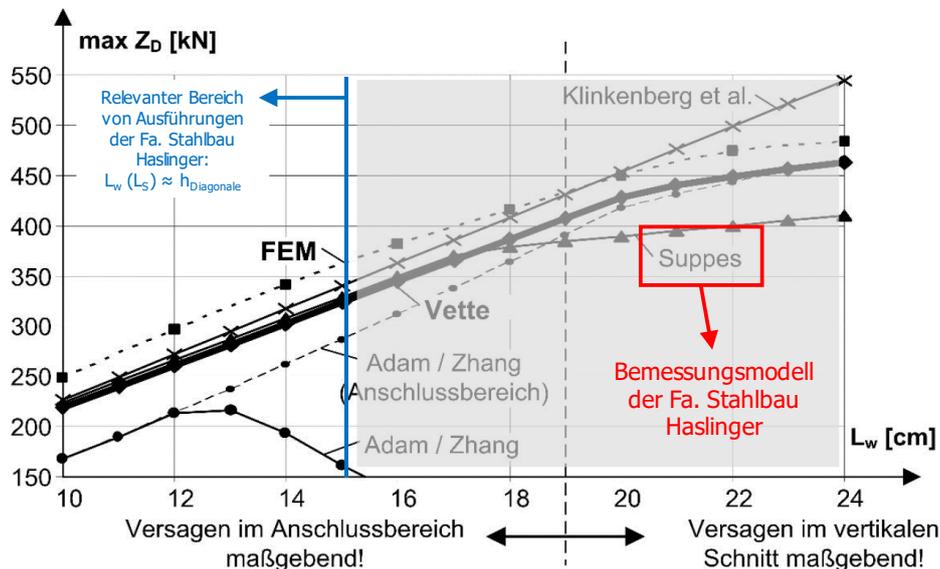


Bild 37: Vergleich der maximalen Traglasten der Knotenbleche – ausgedrückt als maximale Stabkraft Z_D – in Abhängigkeit von der Anschlusslänge L_w (L_S) – aus [23]

Da bei der Fa. Stahlbau Haslinger ausschließlich Einbindelängen L_w (ident zu L_S in Bild 21 und Bild 22) der Diagonalen in das Knotenblech mit ungefähr der Diagonalenhöhe ausgeführt werden, wird im Diagramm immer jener Bereich maßgebend (schwarze Linien – links der blauen Grenzlinie), in welchem die Knotenblechtragfähigkeit des Bemessungsmodells nach [16], welches bei der Fa. Stahlbau Haslinger Anwendung findet (Linie „Suppes“), die realitätsnahe FE-Tragfähigkeit unterschätzt. Die Knotenblechtragfähigkeit wird somit auf der sicheren Seite liegend bemessen. Die vertikale blaue Linie charakterisiert die relevante Grenze L_w (L_S) $\approx h_{\text{Diagonale}}$ im Diagramm, welche bei der Fa. Stahlbau Haslinger groÙtenteils eingehalten wird – im Beispiel aus [23] (auf jenes basiert das Diagramm in Bild 37) beträgt L_w (L_S) = 150 mm bei $h_{\text{Diagonale}} = 132$ mm (HEA 140), d.h. L_w (L_S) $\approx h_{\text{Diagonale}}$.

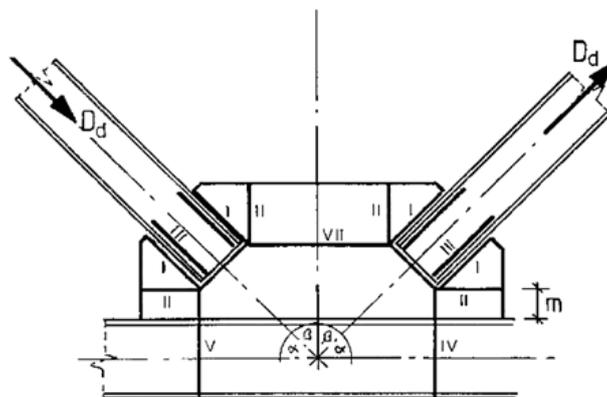


Bild 38: Maßgebende Schnitte des Bemessungsmodelles für Knotenbleche [16]

Die Traglastnachweise der Knotenbleche wurden nach dem Bemessungsmodell aus [16] geführt. Dieses Bemessungsmodell findet bei der Fa. Stahlbau Haslinger zum Nachweis der auszuführenden Knotenbleche Anwendung und wurde bereits in Abschnitt 1.3.2 erläutert. Die maßgebenden Schnitte sind aus Bild 38 zu entnehmen. Nach diesem Bemessungsmodell dürfen die Anschlussflächen bis zu 90% der plastischen Querkraft ausgenutzt werden. Die restlichen 10% Tragfähigkeit verbleiben für eine allfällige zusätzliche Momentenbeanspruchung aus der Knotenblechebene. Aufgrund der fehlenden Informationen zur Gurtnormalkraft in den Fachwerkträgern, aus welchen die untersuchten Fachwerkdiagonalen entnommen wurden – in der vorliegenden Arbeit werden ausschließlich die Fachwerkdruckdiagonalen mit anschließendem Fachwerkknoten behandelt – entfallen in den Nachweisführungen die Traglastberechnungen der Schnitte V und IV (vertikal durch den Untergurt). Die genauen Berechnungsschritte des Bemessungsmodells für Knotenbleche aus [16] werden an dieser Stelle nicht angeführt – es wird auf [29] verwiesen.

Die Knotenblechtragfähigkeiten der Gruppen 1 – 5 zeigt die Tabelle 7. Die Knotenblechtragfähigkeit in Bild 39 ist auf die Tragfähigkeit der Knickstabbemessung mit $L_{K,z} = L_{Sys}$ bezogen (siehe Abschnitt 2.4).

Tabelle 7: Knotenblechtragfähigkeit nach dem Bemessungsmodell [16]

Gruppe	Knickbemessung mit Knicklänge $L_{K,z} = L_{Sys}$	Adaptierung des Bemessungsvorschlags für Hohlprofile [3] $N_{Rd,[3]}$	Tragfähigkeit Knotenblech [16] $N_{Rd,KB}$
	[kN]	[kN]	[kN]
Gruppe 1	4108,8 (100%)	3692,1 (89,9%)	6527,0 (158,9%)
Gruppe 2	283,9 (100%)	181,7 (64,0%)	688,6 (242,5%)
Gruppe 3	839,1 (100%)	877,2 (104,5%)	2226,4 (265,3%)
Gruppe 4	3848,3 (100%)	3837,1 (99,7%)	6503,1 (169,0%)
Gruppe 5	2100,7 (100%)	1541,8 (73,4%)	2940,6 (140,0%)

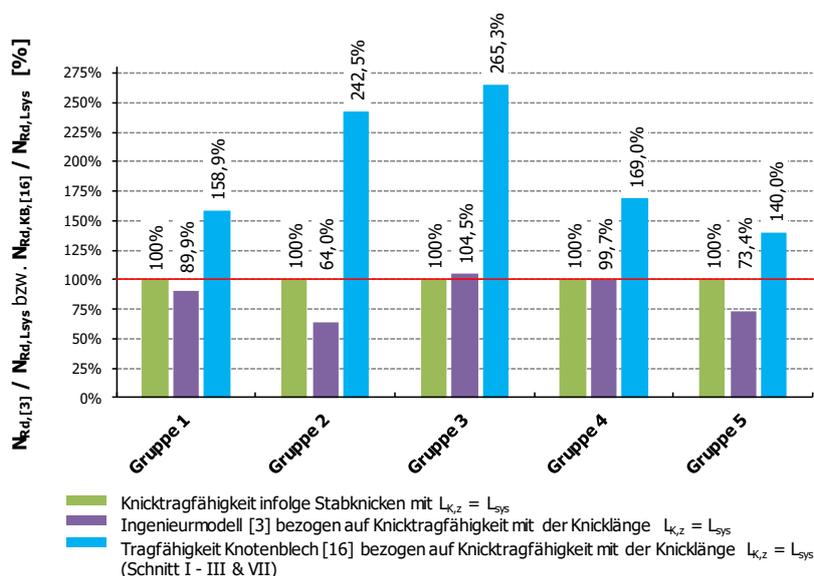


Bild 39: Knotenblechtragfähigkeit nach dem Ingenieurmodell [3] bzw. dem Bemessungsmodell [16] bezogen auf Knickstabbemessung mit $L_{K,z} = L_{Sys}$

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass die Knotenbleche – die maximale Tragfähigkeit wurde mit dem Bemessungsmodell nach [16] ermittelt – für die fünf untersuchten Gruppen eine ausreichende Querschnittstragfähigkeit besitzen und damit nicht die Stabtragfähigkeit begrenzen.

2.6. Numerische realitätsnahe Traglastuntersuchungen – Modelle und Ergebnisse

2.6.1. Überprüfung des numerischen Modells – Ergebnisvergleich für Knotenausführungen aus der Literatur

Zur Berechnung der Tragfähigkeit von Fachwerkdiagonalen mit beidseits eingeschlitzten Knotenblechen sollen numerische Finite Elemente-Analysen dienen. Als Softwarepaket wird für die Modellierung sowie für die Traglastberechnungen das FE-Programm Abaqus, Version 6.11, eingesetzt.

Zur Kontrolle des FE-Modells, welches neben der Druckdiagonale und dem Knotenblech auch den Fachwerkgurt sowie die Zugdiagonale mit enthält, erfolgte bereits im Zuge von [28] die Nachrechnung von zwei in Knotenbleche eingeschlitzte I-Profile aus der Literatur. Durch einen Vergleich der eigenen Spannungsverläufe entlang mehrerer Pfade mit jenen aus der Literatur, konnte die Knotenmodellierung kalibriert und die Plausibilität der Ergebnisse des entwickelten FE-Modells abschließend bestätigt werden. Hierfür dienten einerseits die Versuchsergebnisse eines Ständerfachwerkknotens aus [14] (siehe Bild 40a) und andererseits ein Strebenfachwerkknoten aus [15] (siehe Bild 40b). Für letzteren erfolgt sowohl ein Vergleich der in [15] berechneten Spannungsverläufe für mehrere Pfade im Knotenblech mit den eigenen FE-Ergebnissen, als auch ein Vergleich mit in [15] durchgeführten numerischen Simulationen.

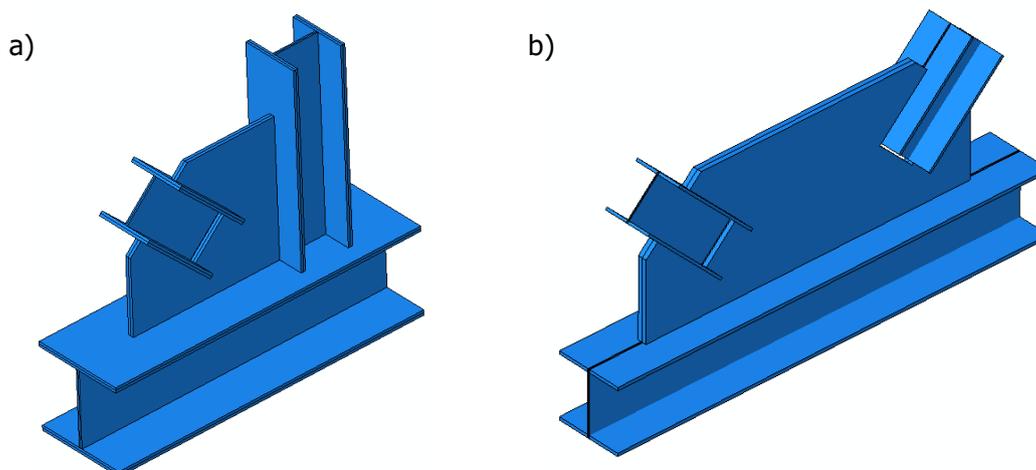


Bild 40: Aus der Literatur simulierte Fachwerkknoten als Verifikation des eigenen FE-Modells: a) Ständerfachwerkknoten nach [14], b) Strebenfachwerkknoten nach [15]

Anhand eines Vergleichs der Spannungsverläufe entlang verschiedener Pfade innerhalb der belasteten Knotenbleche erfolgte eine Bewertung des eigenen FE-Modells. Mit der überprüften und kalibrierten FE-Modellierung wurde im Anschluss eine Parameterstudie von Fachwerkdruckdiagonalen mit anschließenden Fachwerkknoten, basierend auf Plänen der Fa. Haslinger Stahlbau (vgl. Abschnitt 2.2), durchgeführt. Aufgrund geometrischer Ähnlichkeiten zwischen den untersuchten Knoten der Fa. Haslinger und jenem aus [15], wurde letzterer zusätzlich in die Berechnungsstudie mitaufgenommen (Gruppe 6).

a) Materialeigenschaften im FE-Modell

Entsprechend der jeweiligen Literatur wurden die Materialgesetze für die Vergleichsrechnungen der Fachwerkknoten gewählt. Für das Materialgesetz des Knotens nach [14] gilt eine linear elastische – ideal plastische Arbeitslinie für den Werkstoff Stahl (vgl. Bild 41a), während für den Knoten nach [15] ein rein linear elastisches Materialverhalten unterstellt wurde (vgl. Bild 41b).

- Materialeigenschaften für [14]
- Elastizitätsmodul $E = 210\,000\text{ N/mm}^2$
 - Poissonzahl $\nu = 0,3$
 - St37 (S235) - Fließgrenze $f_y = 235\text{ N/mm}^2$
 - der Werkstoff ist homogen und isotrop
 - der Werkstoff verhält sich linear elastisch – ideal plastisch
 - Eigenspannungen werden nicht berücksichtigt

- Materialeigenschaften für [15]
- Elastizitätsmodul $E = 210\,000\text{ N/mm}^2$
 - Poissonzahl $\nu = 0,3$
 - der Werkstoff ist homogen und isotrop
 - der Werkstoff verhält sich linear elastisch
 - Eigenspannungen werden nicht berücksichtigt

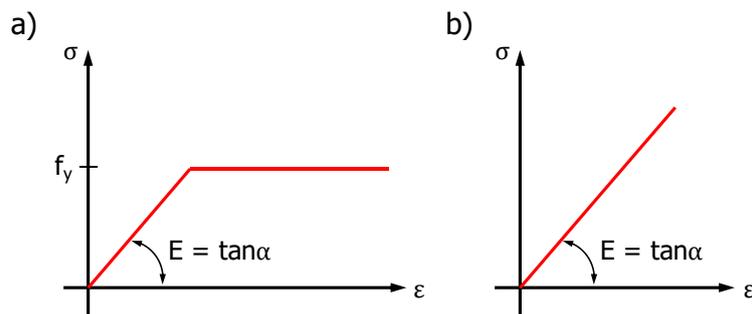


Bild 41: Materialarbeitslinien für Stahl: a) linear elastisch – ideal plastisch und b) rein linear elastisch

b) Grundlegendes FE-Modell

Sowohl die Stäbe (Diagonalen, Untergurt und wenn vorhanden Pfosten) als auch das Knotenblech wurden aus zusammengesetzten Schalenelementen modelliert. Als Elementtyp wurden sogenannte „S4R“ und „S8R“-Elemente verwendet. Hierbei handelt es sich um Elemente mit linearem bzw. quadratischem FE-Lösungsansatz. Jedes Element besitzt vier (S4R) bzw. acht Knoten (S8R) und einen Integrationspunkt. Damit können dicke und dünne Schalen sehr gut modelliert werden. Das „R“ im Elementnamen deutet auf die reduzierte Integration der Steifigkeitsmatrix hin. Jeder Knoten des Elements besitzt sechs Freiheitsgrade (drei der Rotation und drei der Translation), wodurch Normal- und Schubkräfte, als auch Momente sehr gut abgebildet werden können.

Es erfolgte je eine eigene Berechnung der Fachwerkknoten aus Elementen mit linearer bzw. quadratischer Lösungsfunktion. Die beiden Ergebnisse wurden bei den Auswertungen der Spannungsverläufe entlang der betrachteten Pfade jeweils gegenübergestellt und bewertet.

Die Netzgenerierung erfolgt mit rechteckigen Elementen mit einer Kantenlänge von maximal 10 mm für den Ständerfachwerkknoten nach [14] (siehe Bild 42a) und für den Strebenfachwerkknoten nach [15] (siehe Bild 42b).

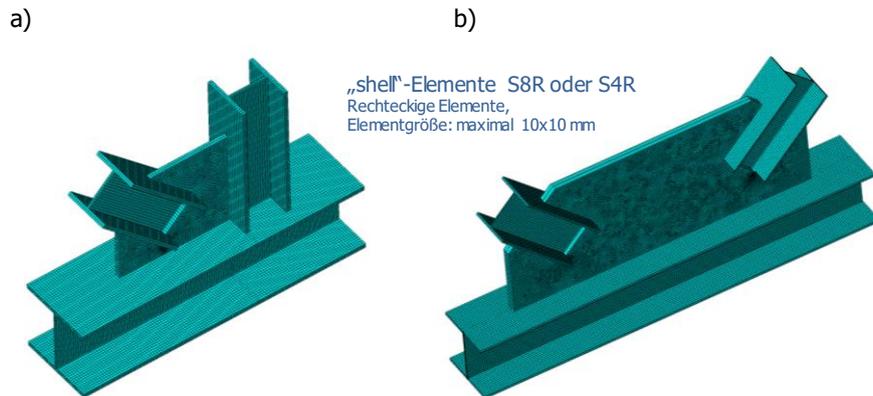


Bild 42: FE-Netze für die aus der Literatur simulierten Fachwerkknoten als Verifikation des eigenen FE-Modells: a) Ständerfachwerkknoten nach [14], b) Strebenfachwerkknoten nach [15]

Da für jedes Schalenelement ein eigenes lokales Koordinatensystem von Nöten ist, besitzt ein Stab (z.B. der Gurt), welcher aus drei modellierten Einzelschalen (Untergurt, Steg und Obergurt) zusammengesetzt ist, drei lokale Koordinatensysteme. Die entsprechenden Achsen sind in Bild 43a und b dargestellt.

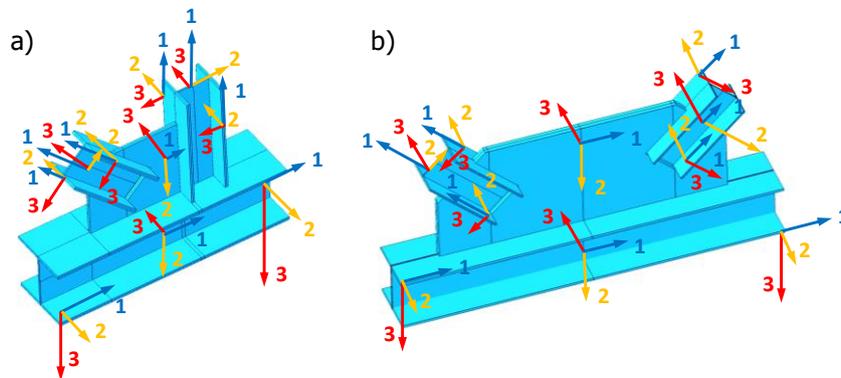


Bild 43: Lokale Koordinatensysteme für die aus der Literatur simulierten Fachwerkknoten als Verifikation des eigenen FE-Modells: a) Ständerfachwerkknoten nach [14], b) Strebenfachwerkknoten nach [15]

Bei den lokalen Koordinatensystemen handelt es sich um Rechtssysteme, bei welchem einerseits die "1"-Richtung als Längskoordinate jedes Bauteiles definiert ist und andererseits die "3"-Richtung die Flächennormale des jeweiligen Schalenelementes darstellt.

c) Randbedingungen und aufgebrachte Belastungen

Wie das Bild 44 zeigt, sind die Untergurte an ihren Stabenden, in einer Länge von jeweils einer Untergurthöhe über das Knotenblech hinausragend, starr eingespannt.

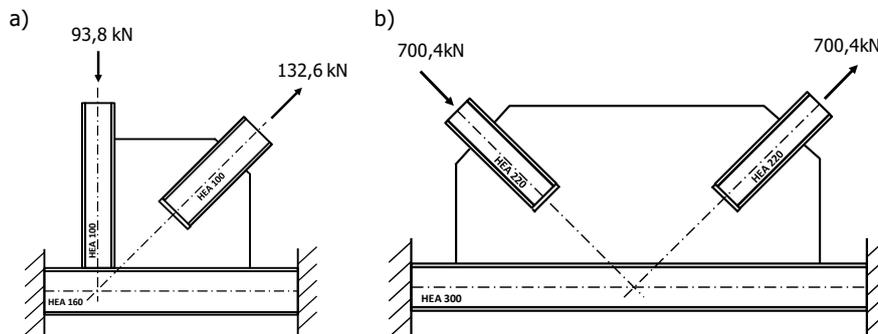


Bild 44: Lagerungsbedingungen und aufgebrachte Belastungen für die aus der Literatur simulierte Fachwerkknoten als Verifikation des eigenen FE-Modells: a) Ständerfachwerkknoten nach [14], b) Strebenfachwerkknoten nach [15]

Die Krafteinleitung in den Knoten erfolgt über externe Kräfte an den freien Enden der Diagonalen bzw. des Pfostenstabes. Die Größe der Kräfte ist ebenfalls Bild 44 zu entnehmen. Die Kraft wurde hierbei als Linienlast in der jeweiligen Stabrichtung an den Kanten der Schalenelemente aufgebracht. Eine zusätzliche Kopplung der Knoten am Stabende (Ebenbleiben des Querschnitts) erfolgte nicht.

Beim Ständerfachwerkknoten nach [14] betrug in der Diagonale (HEA 100: $h = 96 \text{ mm}$, $b = 100 \text{ mm}$, $t_F = 8 \text{ mm}$, $t_W = 5 \text{ mm}$) die Linienlast in den beiden Flanschen $530,4 \text{ N/mm}$ – dies entspricht bei einer Flanschdicke von $t_F = 8 \text{ mm}$ einer Normalspannung von $\sigma_x = 530,4 / 8 = 66,3 \text{ N/mm}^2$. Im Steg wurde eine Linienlast von $331,5 \text{ N/mm}$ aufgebracht – dies entspricht bei einer Stegdicke $t_W = 5 \text{ mm}$ ebenfalls einer Normalspannung von $\sigma_x = 331,5 / 5 = 66,3 \text{ N/mm}^2$. Die Fläche A des idealisierten HEA 100-Profiles, ohne Ausrundungsradien zwischen Gurt und Steg, beträgt 2000 mm^2 ($A = 2 \cdot b \cdot t_F + t_W \cdot (h - 2 \cdot t_F) = 2 \cdot 100 \cdot 8 + 5 \cdot (96 - 2 \cdot 8) = 2000 \text{ mm}^2$). Somit ergibt sich die Diagonalkraft $N = 132,6 \text{ kN}$ ($N = \sigma_x \cdot A = 66,3 \text{ N/mm}^2 \cdot 2000 \text{ mm}^2 = 132\,600 \text{ N} = 132,6 \text{ kN}$).

Im Pfosten (ebenfalls HEA 100) wurde eine Linienlast in den Flanschen von $375,05 \text{ N/mm}$ aufgebracht – dies entspricht bei einer Flanschdicke von $t_F = 8 \text{ mm}$ einer Normalspannung von $\sigma_x = 375,05 / 8 = 46,9 \text{ N/mm}^2$. Im Steg wurde eine Linienlast von $234,4 \text{ N/mm}$ aufgebracht – dies entspricht bei einer Stegdicke $t_W = 5 \text{ mm}$ auch einer Normalspannung von $\sigma_x = 234,4 / 5 = 46,9 \text{ N/mm}^2$. Somit ergibt sich die Diagonalkraft $N = 93,8 \text{ kN}$ ($N = \sigma_x \cdot A = 46,9 \cdot 2000 = 93\,800 \text{ N} = 93,8 \text{ kN}$).

Beim Strebenfachwerkknoten nach [15] betrug in den beiden Diagonalen (jeweils HEA 220: $h = 210 \text{ mm}$, $b = 220 \text{ mm}$, $t_F = 11 \text{ mm}$, $t_W = 7 \text{ mm}$) die Linienlast in den beiden Flanschen $1251,5 \text{ N/mm}$ – dies entspricht bei einer Flanschdicke von $t_F = 11 \text{ mm}$ einer Normalspannung von $\sigma_x = 1251,5 / 11 = 113,8 \text{ N/mm}^2$. Im Steg wurde eine Linienlast von $796,4 \text{ N/mm}$ aufgebracht – dies entspricht bei einer Stegdicke $t_W = 7 \text{ mm}$ ebenfalls einer Normalspannung von $\sigma_x = 796,4 / 7 = 113,8 \text{ N/mm}^2$. Die Fläche A des idealisierten HEA 220-Profiles, ohne Ausrundungsradien zwischen Gurt und Steg, beträgt 6156 mm^2 ($A = 2 \cdot 220 \cdot 11 + 7 \cdot (210 - 2 \cdot 11) = 6156 \text{ mm}^2$). Somit ergibt sich die Diagonalkraft $N = 700,4 \text{ kN}$ ($N = \sigma_x \cdot A = 113,8 \cdot 6156 = 700\,400 \text{ N} = 700,4 \text{ kN}$).

2.6.1.1. Ergebnisvergleich am Ständerfachwerkknoten nach [14]

Hierbei werden die Spannungsverläufe entlang mehrerer Pfade einer FE-Berechnung eines Ständerfachwerkknotens nach [14], siehe Bild 45, mit jenen einer eigenen FE-Berechnung verglichen.

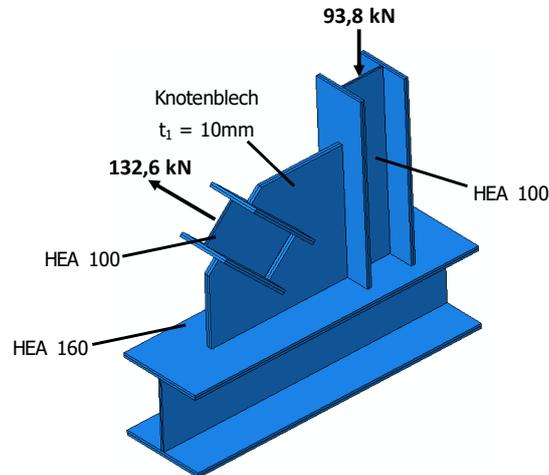


Bild 45: FE-Modell des Ständerfachwerkknotens nach [14]

a) Geometrie und Abmessungen, Belastung

Geometrie und Abmessungen sowie die Belastung des Strebenfachwerkanschlusses nach [14] können skizzenhaft Bild 46 entnommen werden.

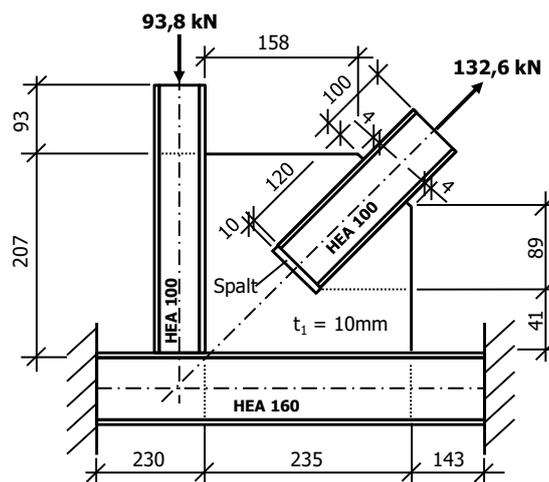


Bild 46: Geometrie und Abmessungen des Ständerfachwerkknotens nach [14]

Für den Untergurt wurde der Profiltyp HEA 160, für die Diagonale HEA 100 verwendet. Das Knotenblech ist 10 mm dick. Der Untergurt ist an beiden Stabenden in einer Länge von jeweils einer Untergurtprofilhöhe über das Knotenblech hinausragend, starr eingespannt. Die Krafteinleitung in den Knoten erfolgt über externe Linienlasten am freien Ende der Diagonale bzw. des Pfostens.

b) Normalspannungsverteilung am Endquerschnitt der Zugstrebe

Das nachfolgende Bild 47 zeigt, differenziert nach den Pfaden an der Oberkante, Unterkante und Mittelfläche der Flansche, bzw. Mitte- und Außenkante des Steges, den Verlauf der Normalspannung parallel zur Stabachse über den Querschnitt des Diagonalenprofils (HEA 100 ohne Ausrundungsradius zwischen Steg und Flansch) am Krafteinleitungsquerschnitt. Zu erkennen ist, dass sich – aufgrund eines gewissen unvermeidbaren Biegeeinflusses – die Spannungen an den Außenkanten der Flansche am Steganschluss etwas höher einstellen, anstatt wie erwartet konstant über den gesamten Querschnitt zu verlaufen.

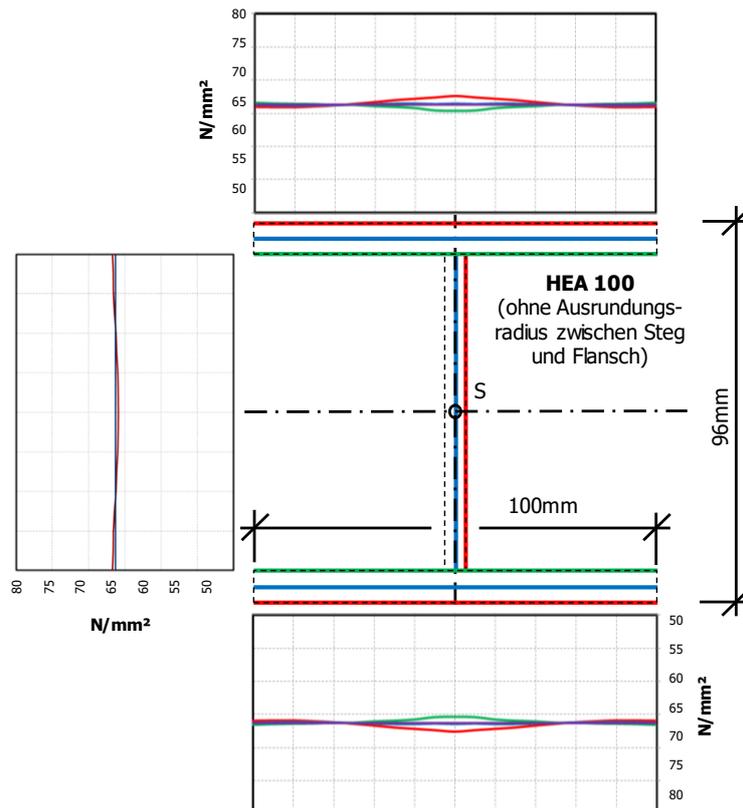


Bild 47: Normalspannungsverteilung σ_{11} am Endquerschnitt der Zugstrebe des Strebenfachwerkknotens nach [14]

Die rechnerische Normalspannung σ , konstant über den Querschnitt, deckt sich allerdings nahezu vollständig mit den jeweiligen mittleren Spannungen der FE-Berechnung (vgl. Spannungsverlauf in blau in Bild 47). Für das Profil HEA 100 ($h = 96 \text{ mm}$, $b = 100 \text{ mm}$, $t_f = 8 \text{ mm}$, $t_w = 5 \text{ mm}$) gilt: $\sigma = F / A = 132,6 \cdot 10^3 \text{ N} / [2 \cdot 100 \cdot 8 + 5 \cdot (96 - 2 \cdot 8)] = 66,3 \text{ N/mm}^2$.

c) FE-Ergebnisse im Belastungszustand – Überblick

Zufolge der Druck- und Zugkrafteinleitung verformt sich der Untergurt entsprechend der Belastung. Das Knotenblech ist im Anschlussbereich (Einbindebereich) der Diagonale und die Zugdiagonale in jenem Querschnitt, in welchem die Lastausleitung in das Knotenblech beginnt, am höchsten beansprucht, wie das folgende Bild 48 zeigt.

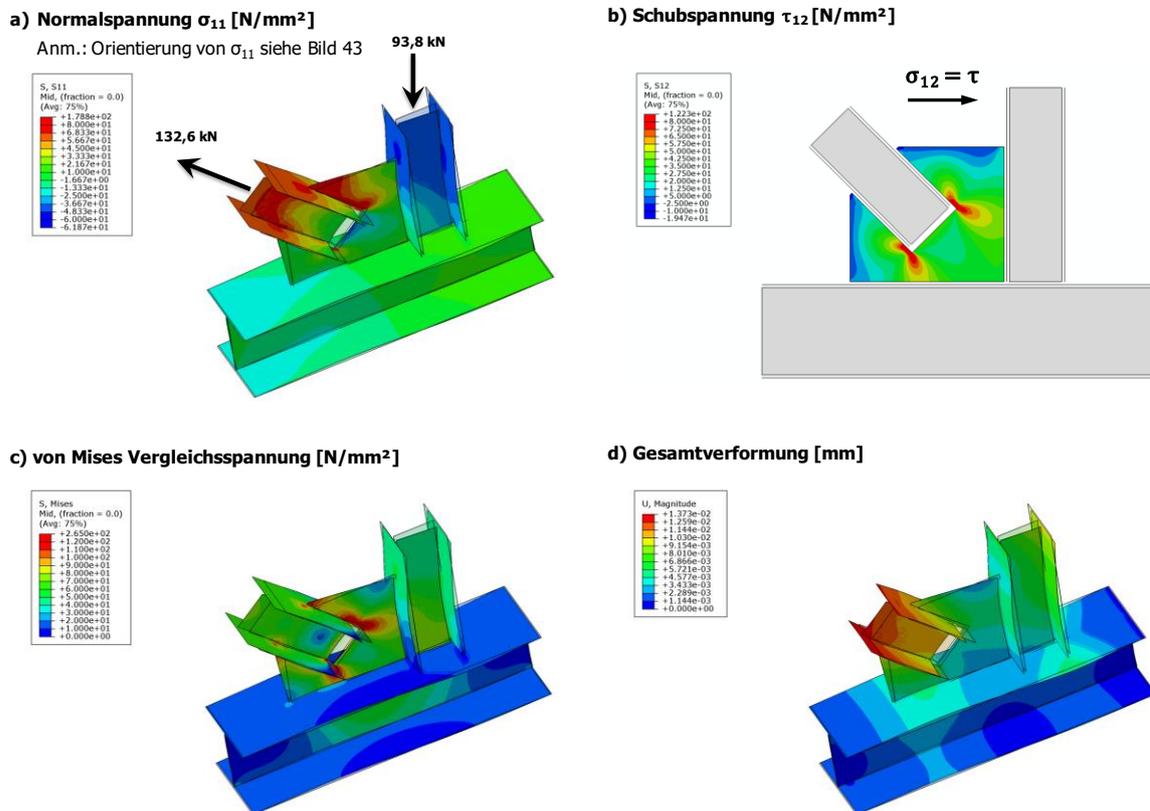


Bild 48: FE-Ergebnisse im Belastungszustand des Ständerfachwerkknotens nach [14]: a) Normalspannung σ_{11} [N/mm²], b) Schubspannung τ im Knotenblech [N/mm²], c) von Mises Vergleichsspannung [N/mm²], d) Gesamtverformung [mm]

d) Ausgewertete Pfade und Ergebnisvergleich

Der Vergleich der eigenen errechneten Spannungswerte mit jenen aus [14] wird anhand von sechs Pfaden vorgenommen. Für diese Pfade (vgl. Bild 49) finden sich die Spannungsverläufe in [14]. Diese wurden in [14] mittels Bauteilversuchen überprüft.

- **Pfad 1:** Diagonalensteg parallel zum Anschluss an das Knotenblech
- **Pfad 2:** Knotenblech parallel zum Anschluss an die Diagonale
- **Pfad 3:** Knotenblech parallel zum Anschluss an den Pfosten
- **Pfad 4:** Pfostensteg parallel zum Anschluss an den Pfosten
- **Pfad 5:** Knotenblech parallel zum Anschluss an den Untergurt
- **Pfad 6:** Gurtsteg in parallel zum Anschluss an den Untergurt

Es werden jeweils die Spannungsverläufe für σ_x , σ_y und τ_{xy} (Bezeichnung nach [14]) den eigenen Werten für σ_{11} , σ_{22} und σ_{12} gegenübergestellt und miteinander verglichen. Die Lage der Pfade kann dem Bild 49 entnommen werden.

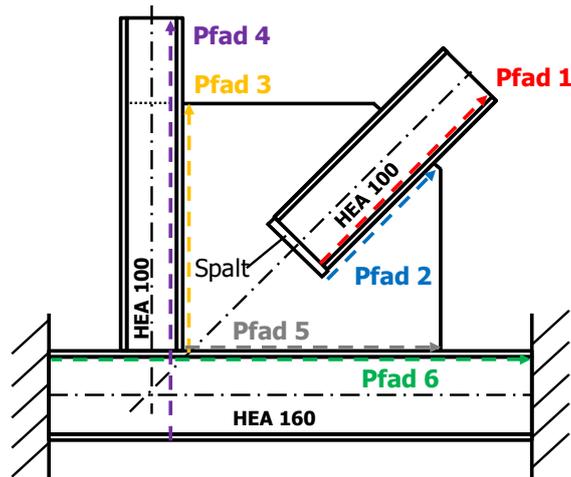


Bild 49: Auszuwertende Pfade des Ständerfachwerkknotens nach [14]

d.1) Spannungsverlauf im Pfad 1

In Bild 50 ist der Spannungsverlauf im Diagonalensteg parallel zum Anschluss an das Knotenblech aufgetragen. Unterschieden wird zwischen Werten aus [14] und eigenen FE-Ergebnissen. Der Pfad beginnt in der Diagonaleinbindung (120 mm innerhalb des Knotenblechendes) und endet im Diagonalensteg in einem Abstand von 40 mm außerhalb des Knotenblechs.

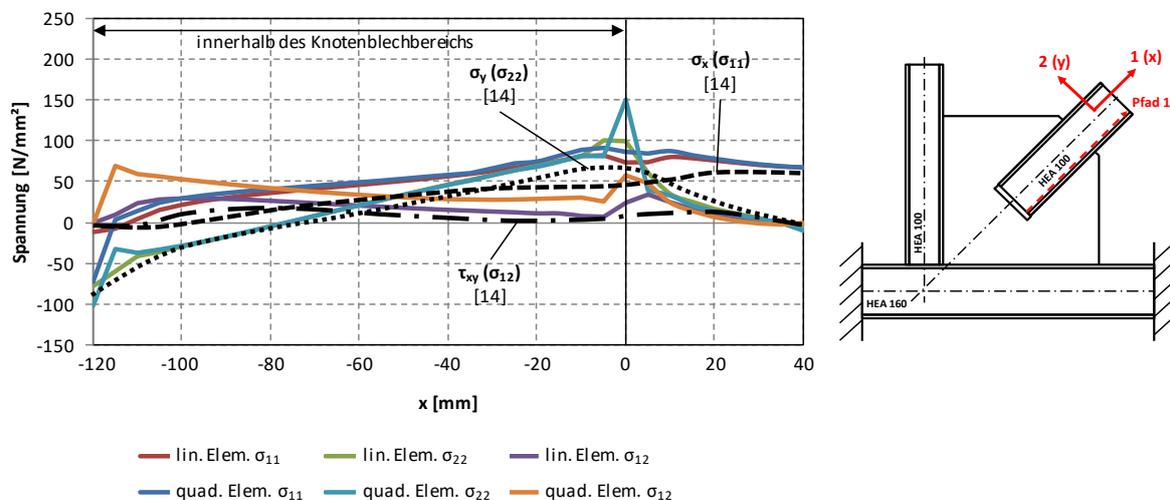


Bild 50: Ständerfachwerkknoten nach [14]: Spannungsverlauf im Pfad 1

Es zeigen sich bei den eigenen Ergebnissen Singularitäten am Ende des Knotenblechbereiches. Die S8R-Elemente mit quadratischer Lösungsfunktion zeigen, im Gegensatz zu den linearen S4R-Elementen, am Beginn des Spannungsverlaufes ($x = -120$ mm), unmittelbar nach dem Spalt zwischen der Knotenblechtasche und der Strebe, eine deutliche Spannungszunahme. Auch am Einbindepunkt ($x = 0$ mm) sind die abgebildeten Spannungsspitzen der linearen S4R-Elemente geringer. Die Spannungsverläufe nach [14] weisen keine dargestellten Singularitäten auf. Grundsätzlich stimmen die Tendenzen der Spannungsverläufe für σ_y , σ_x und τ_{xy} nach [14] mit den eigenen Werten für σ_{11} , σ_{22} und σ_{12} überein.

- Zitat aus [14], Seite 62:

Im Steg der Diagonale werden die Normalspannungen in x-Richtung zum Stabende hin bei $x = -120$ mm abgebaut. Die Schubspannungen zeigen durchgehend nur geringe Werte. Senkrecht zum Diagonalensteg treten in y-Richtung an den Anschlüssen des Knotenblechs Spannungsspitzen mit unterschiedlichen Vorzeichen auf. Außerhalb des Knotenblechbereichs werden die σ_y (σ_{22}) – Spannungen abgebaut und eine reine Normalkraftbeanspruchung stellt sich ein.

d.2) Spannungsverlauf im Pfad 2

In Bild 51 ist der Spannungsverlauf im Knotenblech parallel zur Einbindelänge der Diagonale aufgetragen. Unterschieden wird zwischen Werten aus [14] und eigenen FE-Ergebnissen. Der Pfad beginnt in der Diagonaleinbindung (120 mm innerhalb des Knotenblechendes) und endet mit dem Knotenblech.

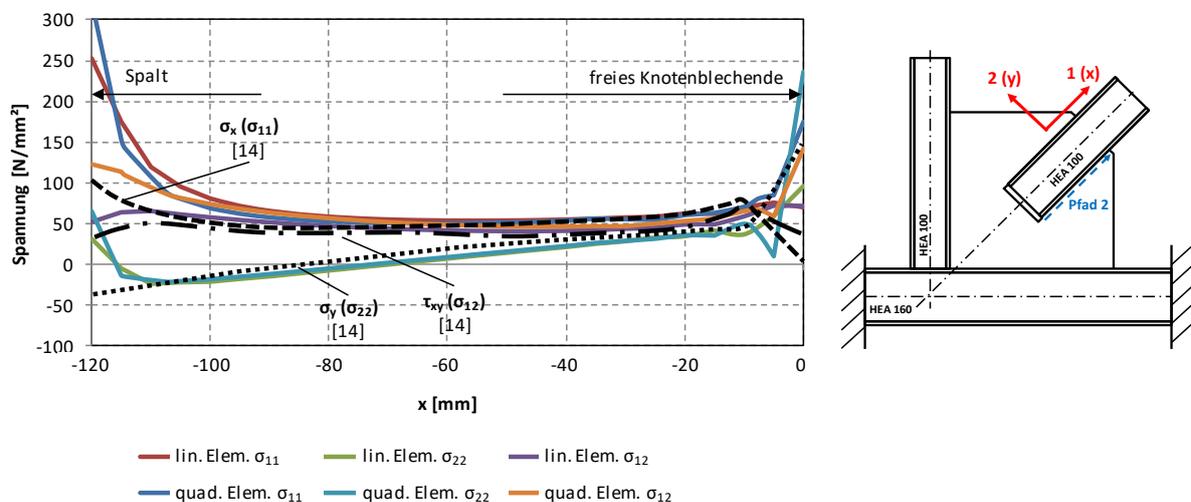


Bild 51: Ständerfachwerkknoten nach [14]: Spannungsverlauf im Pfad 2

Bei den eigenen FE-Werten sind wieder Spannungsspitzen nach dem Spalt zwischen der Knotenblechtasche und der Diagonale zu erkennen (bei $x = -120$ mm). Grundsätzlich stimmen die Werte der Spannungsverläufe für σ_y , σ_x und τ_{xy} nach [14] mit den eigenen Werten für σ_{11} , σ_{22} und σ_{12} überein.

- Zitat aus [14], Seite 63:

Die Diagonalkraft muss über Pfad 2 rechts und links der Diagonalen eingeleitet werden. Die Spannungsverläufe τ_{xy} (σ_{12}) liegen im Bereich des Mittelwertes τ_{xy} ($\sigma_{12}) = D / [2 \cdot (l_d \cdot t_1)] \approx 50$ N/mm² (Anm.: D entspricht der Zugkraft 132,6 kN, l_d der Einbindelänge L_S nach Bild 20, t_1 der Knotenblechdicke). Am Knotenblechspalt entsteht eine Spannungsspitze, die hier zur besseren Darstellung nicht weiter aufgezeichnet wurde. Die Spannungen σ_y (σ_{22}) senkrecht zum Schnitt zeigen am Knotenblechrand eine Spannungsspitze und wechseln im Verlauf das Vorzeichen. Die Spannungen σ_x (σ_{11}) verlaufen entsprechend der Schubspannung annähernd konstant über die Länge.

d.3) Spannungsverlauf im Pfad 3

In Bild 52 ist der Spannungsverlauf im Knotenblech parallel zum Anschluss an den Pfosten aufgetragen. Unterschieden wird zwischen Werten aus [14] und eigenen FE-Ergebnissen. Der Pfad beginnt an der Oberkante des Gurtes und verläuft vertikal nach oben bis zum Ende des Knotenblechs.

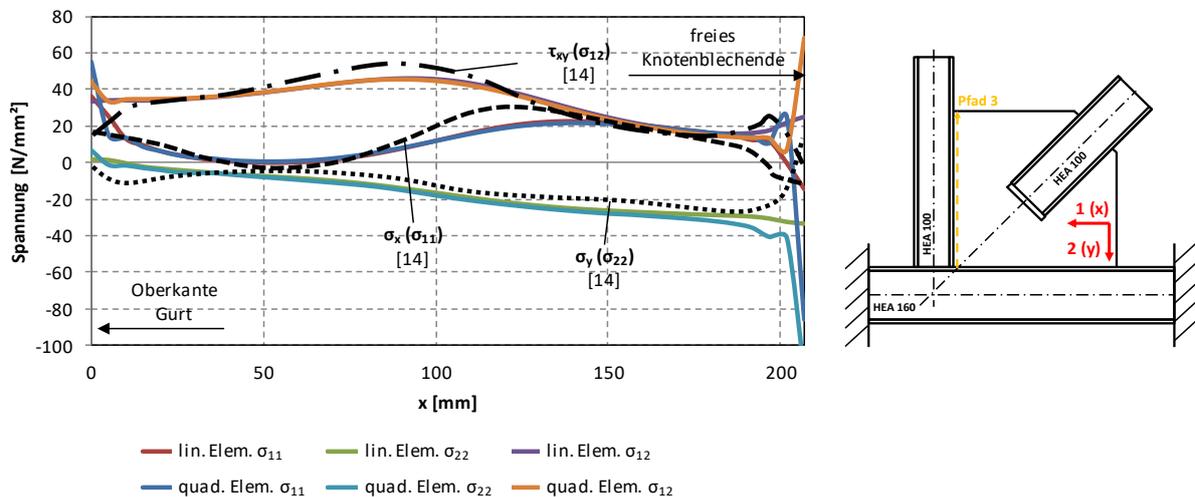


Bild 52: Ständerfachwerkknoten nach [14]: Spannungsverlauf im Pfad 3

Auch hier ist der Trend der Verläufe für σ_{11} , σ_{22} und σ_{12} mit jenen aus [14] nahezu ident. Die ersten und letzten Millimeter des Pfades der Spannungsverläufe sind für die Bewertung der eigenen Ergebnisse aufgrund auftretender Singularitäten auszuschließen. Dazwischen ist kein Unterschied zwischen den Ergebnissen der Modellierungen mit S4R bzw. S8R-Elementen zu erkennen.

- Zitat aus [14], Seite 64:

Der Vertikalanteil aus der Diagonalkraft wird von dem Pfosten aufgenommen. Aus dem Schubspannungsverlauf τ_{xy} (σ_{12}) wird ersichtlich, dass die Vertikalkomponente vorwiegend über Schub im Bereich des vertikalen Knotenblechanschlusses aufgenommen wird. Längs- und Querspannungsanteile sind wesentlich geringer als die Schubanteile und erreichen oberhalb des Knotenblechspaltes ihre Größtwerte.

d.4) Spannungsverlauf im Pfad 4

In Bild 53 ist die Spannungsverteilung im Untergurtprofil und im Pfostensteg hin zur Seite des Knotenblechs aufgetragen. Unterschieden wird zwischen Werten aus [14] und eigenen FE-Ergebnissen. Der Pfad hat seinen Ursprung an der Unterkante des Gurtprofils und endet nach 450 mm im Pfosten (152 mm im Gurt, 207 mm im Knotenblechbereich des Pfostens und 91 mm im Pfostensteg über das Knotenblech hinwegreichend).

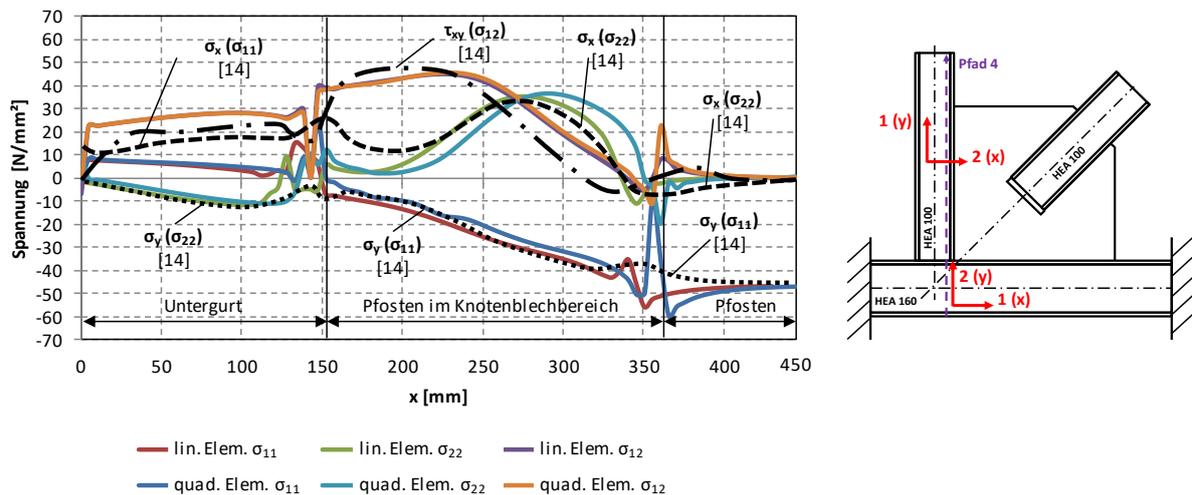


Bild 53: Ständerfachwerkknoten nach [14]: Spannungsverlauf im Pfad 4

Bis auf die σ_x (σ_{11}) – Verläufe innerhalb des Untergurtes zeigt sich eine sehr zufriedenstellende Übereinstimmung der eigenen Spannungsverläufe zu jenen aus [14]. Die Spannung σ_{11} (σ_x) ist die Normalspannung in Richtung der Längsachse des Gurtes. Im Pfosten entspricht σ_{11} der Normalspannung in Pfostenachse bei den eigenen Ergebnissen, während bei den Verläufen nach [14] diese Spannung σ_y darstellt. Dieser Koordinatenunterschied hat sich dadurch ergeben, dass im eigenen FE-Modell die Profilachsen die „1“ (bzw. die x) – Richtungen durchgehend definieren.

- Zitat aus [14], Seite 65:

Über Pfad 4 müssen 50% des vertikalen Diagonalkraftanteils in die gegenüberliegende Pfostenhälfte geleitet werden. Der Schubspannungsverlauf zeigt, dass der Gurtstab sowie der Pfostensteg auf Schub beansprucht werden. Durch die Querspannungen im Knotenblech wird auch der Pfostensteg beansprucht. Je weicher der Steg ist, desto kleiner werden die Querspannungen. Über die Pfadlänge werden die Längsspannungen σ_y (σ_{11}) aufgebaut. Außerhalb des Knotenblechs wird der Pfosten nur durch Normalspannungen beansprucht.

d.5) Spannungsverlauf im Pfad 5

In Bild 54 ist der Spannungsverlauf im Knotenblech parallel zum Anschluss an den Untergurt aufgetragen. Unterschieden wird zwischen Werten aus [14] und eigenen FE-Ergebnissen. Der Pfad beginnt an der Pfosteninnenseite und endet am Knotenblechende.

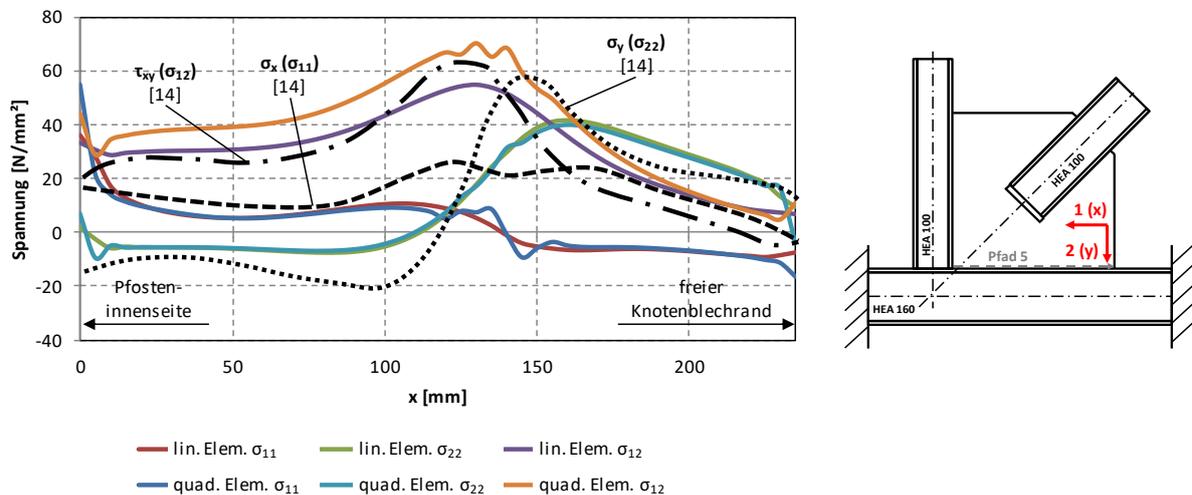


Bild 54: Ständerfachwerkknoten nach [14]: Spannungsverlauf im Pfad 5

Im Pfad 5 an der horizontalen unteren Kante des Knotenblechs gibt es Abweichungen im Betrag der aufgetragenen Spannungswerte zwischen den eigenen und den Ergebnissen nach [14]. Während für die Schubspannungen τ_{xy} (σ_{12}) noch eher geringe Abweichungen der Spannungswerte auftreten, gibt es bei den Spannungsverläufen für σ_x (σ_{11}) bzw. σ_y (σ_{22}) deutlich größere Unterschiede in den Spannungshöhen. Hierfür konnte keine Erklärung gefunden werden.

- Zitat aus [14], Seite 66:

Im horizontalen Anschluss des Knotenblechs werden rund 66% des horizontalen Kraftanteiles über Schub übertragen. Die Längsspannungen σ_x (σ_{11}) verlaufen zwischen Knotenblechspalt und Pfosten relativ konstant, erreichen ihr Maximum im Bereich des Knotenblechspaltes und werden dann zum Ende hin abgebaut. Die σ_y (σ_{22}) – Spannungen weisen unterhalb des Knotenblechspaltes eine Spannungsspitze auf. Zum Pfosten hin fällt die Kurve steil ab und nimmt negative Werte an, zum Rand hin bleiben die Spannungen positiv.

d.6) Spannungsverlauf im Pfad 6

In Bild 55 ist der Spannungsverlauf im Steg des Untergurtes in horizontaler Richtung nahe der Knotenblechseite aufgetragen. Unterschieden wird zwischen Werten aus [14] und eigenen FE-Ergebnissen. Der Pfad hat seinen Ursprung bei der linken Einspannung in einer Entfernung von 130 mm vor dem Pfosten und endet 139 mm nach Ende des Knotenblechs.

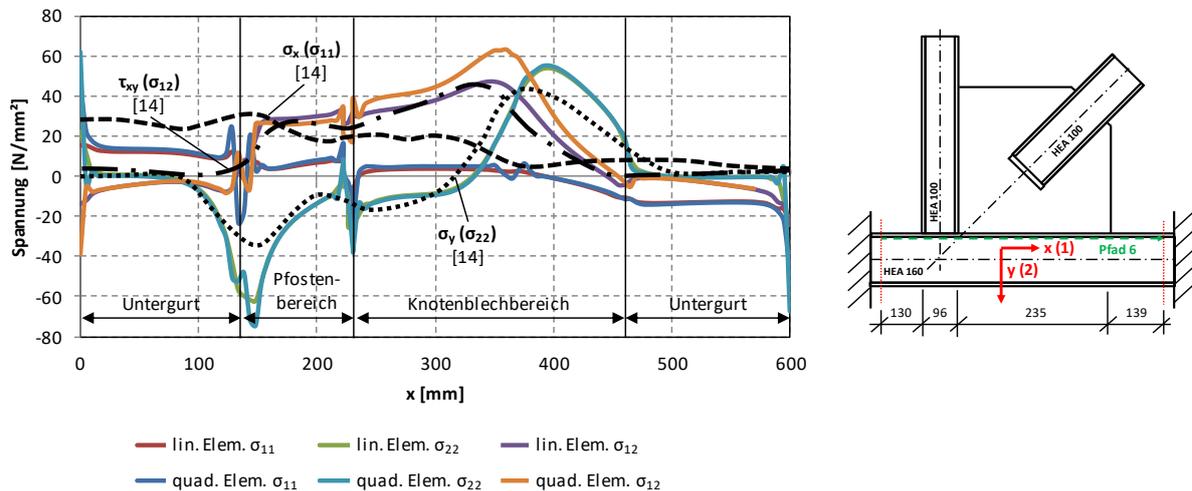


Bild 55: Ständerfachwerkknoten nach [14]: Spannungsverlauf im Pfad 6

Im Pfad 6 (horizontal im Steg des Untergurtes) folgen die Verläufe für σ_y (σ_{22}) und τ_{xy} (σ_{12}) nach [14] und die eigenen Ergebnisverläufe einen deutlich erkennbaren gemeinsamen Trend. Beim Spannungsverlauf für σ_x (σ_{11}) gibt es allerdings Differenzen.

- Zitat aus [14], Seite 67:

Die Horizontalkraft muss zu 50% über Pfad 6 in die untere Gurthälfte eingeleitet werden. Die Schubspannungen erreichen ähnlich wie in Pfad 5 ihr Maximum. Außerhalb des Anschlussbereiches treten keine Schubspannungen auf. Die Querspannungen σ_y (σ_{22}) haben unterhalb des Knotenblechspaltes eine positive Spannungsspitze, unter dem Pfosten einen negativen Spitzenwert. Die Längsspannungen werden nach dem Spalt aufgebaut und erreichen hinter dem Pfosten die erwartete Normalspannung des Gurtes.

e) Zusammenfassende Beurteilung des Vergleichs der ausgewerteten Pfade

Zusammenfassend ist die Übereinstimmung zwischen den eigenen Spannungsverläufen entlang der definierten Pfade und jenen aus [14] generell zufriedenstellend. Hauptsächlich fallen in den eigenen Kurven die dargestellten Singularitäten auf, während diese bei den Verläufen nach [14] nicht dargestellt wurden.

Vereinzelte gibt es Differenzen zu den Verläufen nach [14]. Erwähnenswert sind aber nur jene Abweichungen der Spannungen im Pfad 5 im Knotenblech, parallel zum Anschluss an den Untergurt und die Differenzen im Spannungsverlauf für σ_x (σ_{11}) im Pfad 6, da diese betragsmäßig bedeutend sind.

Grundsätzlich wurde die Richtigkeit der gelieferten Spannungswerte des eigenen entwickelten FE-Modelles bestätigt.

2.6.1.2. Ergebnisvergleich am Strebenfachwerkknoten nach [15]

Hierbei wurden die Spannungsverläufe einer FE-Berechnung eines Ständerfachwerkknotens nach [15], siehe Bild 56, mit jenen einer eigenen FE-Berechnung verglichen. Der Vergleich der Spannungen erfolgt einerseits anhand eines Spannungspfads in der Zugstrebe und andererseits an einem Pfad im Knotenblech. Für diese beiden Pfade finden sich Verläufe in [15]. Ergänzend erfolgen Darstellungen der eigenen FE-Berechnungen in zusätzlichen Schnitten bzw. Pfaden.

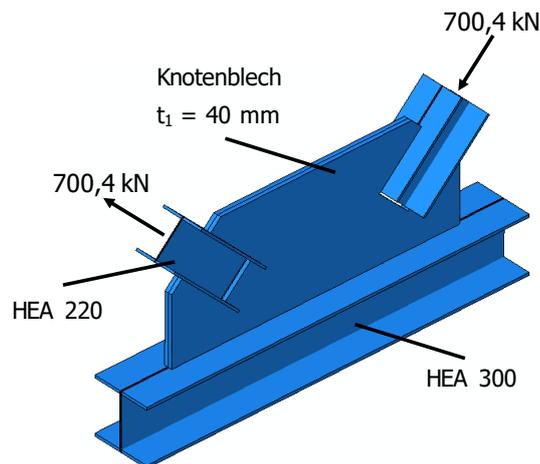


Bild 56: FE-Modell des Ständerfachwerkknotens nach [15]

a) Geometrie und Abmessungen, Belastung

Geometrie und Abmessungen sowie die Belastung des Strebenfachwerkknotens nach [15] können skizzenhaft Bild 57 entnommen werden.

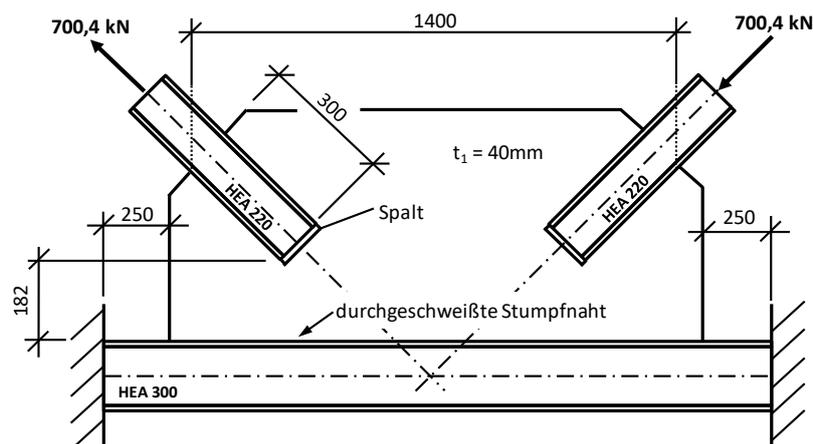


Bild 57: Geometrie und Abmessungen des Ständerfachwerkknotens nach [15]

Für den Untergurt wurde der Profiltyp HEA 300, für die Streben HEA 220 verwendet. Das Knotenblech ist 40 mm stark. Der Untergurt ist an beiden Enden, in einer Länge von jeweils einer Untergurtprofilhöhe über das Knotenblech hinausragend, starr eingespannt. Die Krafteinleitung in den Knoten erfolgt über externe Linienlasten an den freien Enden der Streben.

b) Normalspannungsverteilung am Endquerschnitt der Zugstrebe

Das nachfolgende Bild 58 zeigt, differenziert nach den Pfaden an der Oberkante, Unterkante und Mitte der Flansche, bzw. Mitte- und Außenkante des Steges, den Verlauf der Normalspannung parallel zur Stabachse über den Querschnitt der Strebe (HEA 220 ohne Ausrundungsradius zwischen Steg und Flansch) am Kräfteinleitungsquerschnitt. Zu erkennen ist, dass sich – aufgrund eines gewissen unvermeidbaren Biegeeinflusses – die Spannungen an den Außenkanten der Flansche am Steganschluss etwas höher einstellen als an den Innenkanten, anstatt wie erwartet konstant über den gesamten Querschnitt zu verlaufen.

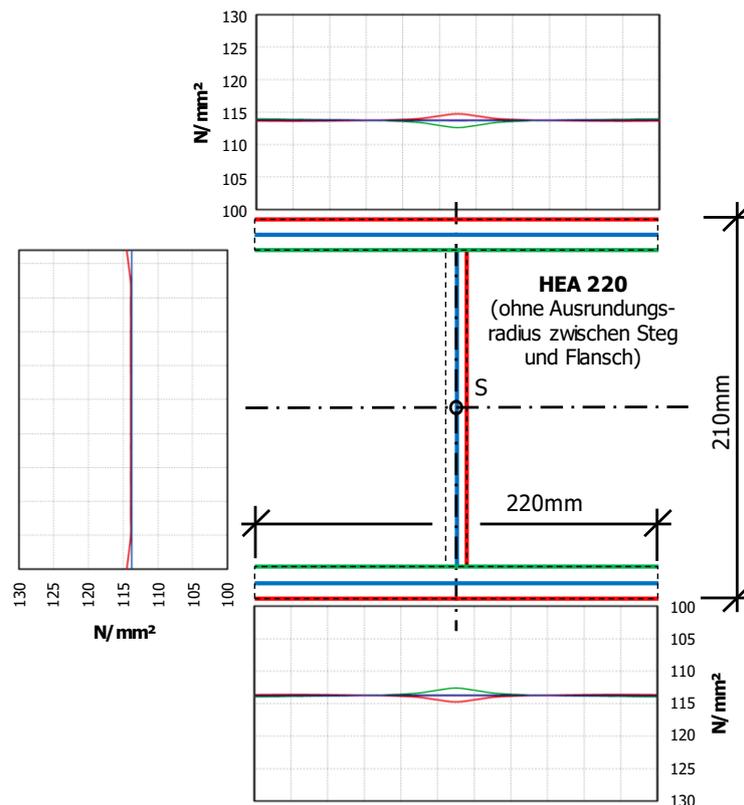


Bild 58: Normalspannungsverteilung σ_{11} am Endquerschnitt der Zugstrebe des Strebenfachwerkknotens nach [15]

Die rechnerische Normalspannung σ , konstant über den Querschnitt, deckt sich allerdings nahezu vollständig mit den jeweiligen mittleren Spannungen der FE-Berechnung (vgl. Spannungsverlauf in blau in Bild 58). Für das Profil HEA 220 ($h = 210 \text{ mm}$, $b = 220 \text{ mm}$, $t_f = 11 \text{ mm}$, $t_w = 7 \text{ mm}$) gilt: $\sigma = F / A = 700,4 \cdot 10^3 \text{ N} / [2 \cdot 220 \cdot 11 + 7 \cdot (210 - 2 \cdot 11)] = 113,8 \text{ N/mm}^2$.

c) FE-Ergebnisse im Belastungszustand – Überblick

Zufolge der Druck- und Zugkrafteinleitung verformt sich der Untergurt entsprechend der Belastung. Auf der Druckseite neigt das Knotenblech zu Verformungen aus der Knotenblechebene, wie das Bild 59 zeigt.

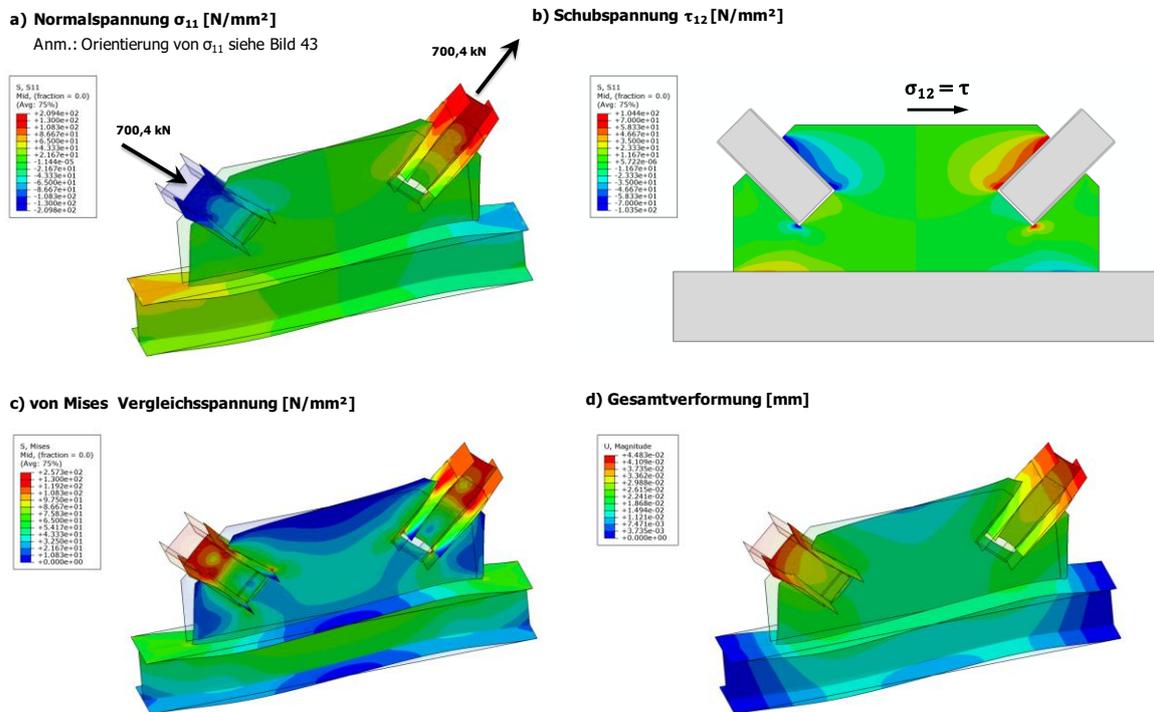


Bild 59: FE-Ergebnisse im Belastungszustand des Ständerfachwerkknotens nach [15]: a) Normalspannung σ_{11} [N/mm²], b) Schubspannung τ im Knotenblech [N/mm²], c) von Mises Vergleichsspannung [N/mm²], d) Gesamtverformung [mm]

d) Ausgewertete Pfade und Ergebnisvergleich

Für den Strebenfachwerkknoten wurden Spannungsverläufe entlang von sechs Pfaden ermittelt. Der Vergleich der eigenen Spannungswerte mit jenen aus [15] wurde anhand zweier Pfade vorgenommen. Für die Pfade 1 und 6 finden sich die Spannungsverläufe in [15]. Die Lage der Pfade kann Bild 60 entnommen werden.

- **Pfad 1:** Mittelschnitt des Steges der Diagonale
- **Pfad 2:** Mitte des Obergurtes der Diagonale
- **Pfad 3:** Mitte des Untergurtes der Diagonale
- **Pfad 4:** Außenkante des Obergurtes der Diagonale
- **Pfad 5:** Außenkante des Untergurtes der Diagonale
- **Pfad 6:** Vertikaler Schnitt im Knotenblech an der Stelle mit kürzestem Abstand zwischen Knotenblechausschnitt und Untergurt

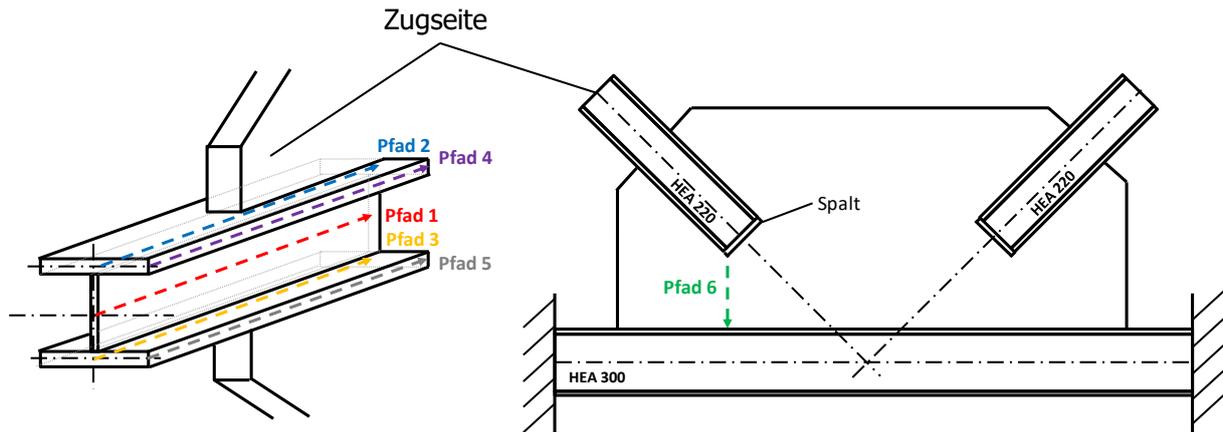


Bild 60: Auszuwertende Pfade des Strebenfachwerkknotens nach [15]

d.1) Normalspannungsverlauf im Pfad 1

In Bild 61 ist der Normalspannungsverlauf im Mittelschnitt des Steges der Zugdiagonale aufgetragen. Unterschieden wird zwischen Werten aus [15] und eigenen FE-Ergebnissen. Zudem ist die rechnerisch konstante Normalspannung σ_x außerhalb des Knotenblechs dargestellt. Der Pfad beginnt in einer Entfernung von 175 mm außerhalb des Knotenblechs und endet am Stabende ($x = 300$ mm). Der Koordinatenursprung wurde am Beginn des Knotenblechs festgelegt. In [15] findet sich der Spannungsverlauf im Pfad 1 sowohl aus einer durchgeführten FE-Analyse, als auch infolge des in [15] entwickelten Stabwerkmodells (vgl. Abschnitt 1.3.2).

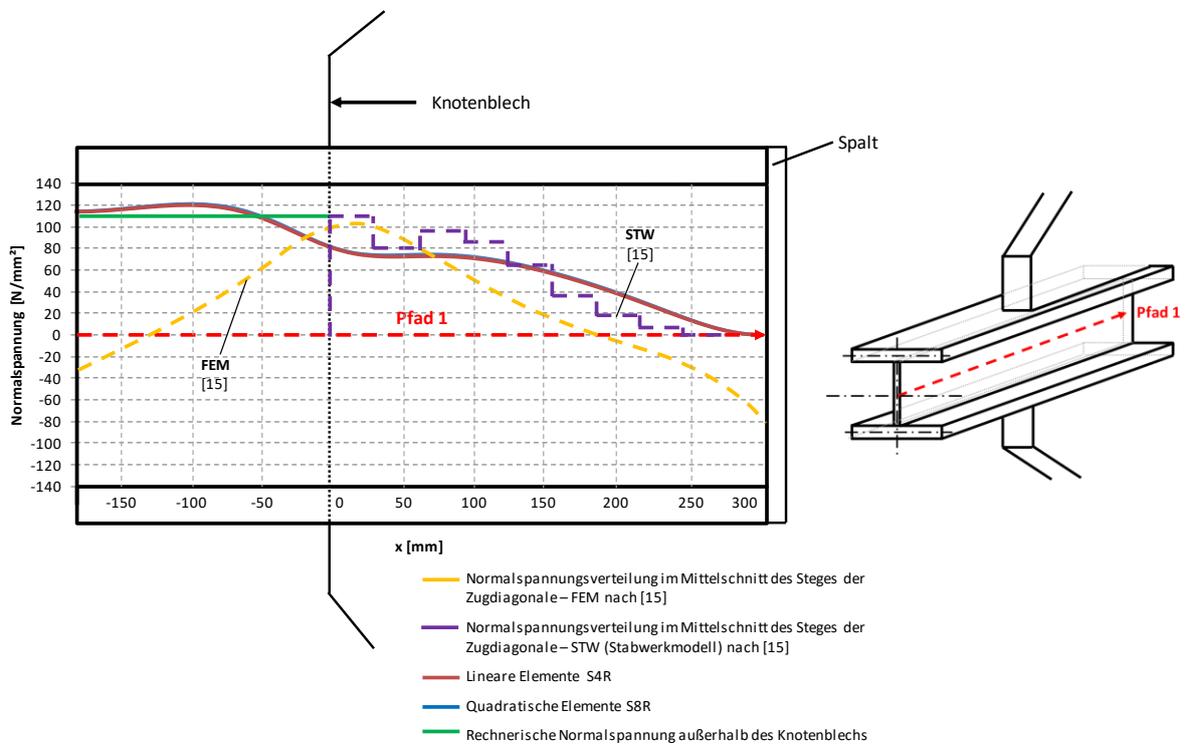


Bild 61: Strebenfachwerkknoten nach [15]: Normalspannungsverlauf σ_{11} im Pfad 1

Es zeigt sich innerhalb des Knotenblechs eine gewisse Übereinstimmung der einzelnen Ergebnisverläufe. Allerdings kann die Druckbeanspruchung am Ende des Steges der FEM-Berechnung aus [15] nicht erklärt werden. Auch eine Begründung für die FEM-Spannungsverteilung außerhalb des Knotenblechs nach [15] (Druckspannung in der Zugdiagonale im Mittelschnitt des Steges) auf der Zugseite wurde nicht gefunden. Die Ergebnisse der eigenen Berechnungen, einerseits mit Elementen mit linearem Lösungsansatz und andererseits mit quadratischem Ansatz, sind nahezu ident. Während zu Beginn des Pfades am Stabende die eigene FE-Lösung gleich der wahren Normalspannung σ_x ist, fällt die Spannung in der Stegmittelfaser bereits vor dem Knotenblech ab. Zum Knotenblechspalt hin wird die Normalspannung erwartungsgemäß zu 0 abgebaut.

d.2) Normalspannungsverlauf im Pfad 2

In Bild 62 ist der Normalspannungsverlauf im Mittelschnitt des Obergurtes der Zugdiagonale aufgetragen. Der Pfad beginnt in einer Entfernung von 175 mm außerhalb des Knotenblechs und endet mit der Einbindelänge des Profils in das Knotenblech bei $x = 300$ mm. Der Koordinatenursprung wurde am Beginn des Knotenblechs festgelegt.

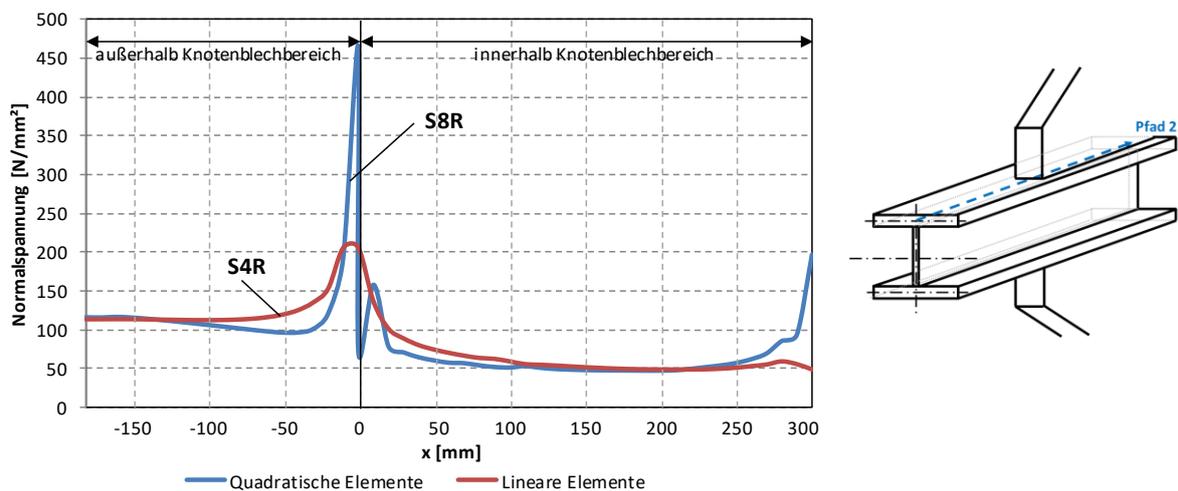


Bild 62: Strebenfachwerkknoten nach [15]: Normalspannungsverlauf σ_{11} im Pfad 2

Die FE-Rechnung mit S8R-Elementen, mit quadratischer Ansatzfunktion, bildet am Knotenblechende ($x = 0$ mm) eine wesentlich höhere Spannungsspitze, als die Rechnung mit linearen S4R-Elementen, ab. Dieser singuläre Punkt mit hoher Spannung entsteht aufgrund der Modellierung mit einer scharfen Kante zwischen Zugstrebe und Knotenblech. In der praktischen Fertigung würde hier der Wulst der Schweißnaht bestehen. Daher müssen die berechneten Maximalwerte der Spannungsspitze an dieser Stelle besonders bewertet werden (plastische Umlagerung möglich). Der Effekt der Singularität ist auch am Ende der Diagonaleinbindung zu erkennen.

Außerhalb des Knotenblechbereiches verlaufen die Normalspannungen annähernd konstant auf Niveau der berechneten mittleren Spannung von $\sigma_x = 113,8$ N/mm² in der Diagonale. Innerhalb des Knotenblechbereiches fällt die Spannung und nähert sich mit zunehmender Einbindelänge einem konstanten Wert von ungefähr 50 N/mm².

d.3) Normalspannungsverlauf im Pfad 3

In Bild 63 ist der Normalspannungsverlauf im Mittelschnitt des Untergurtes der Zugdiagonale aufgetragen. Der Pfad beginnt in einer Entfernung von 175 mm außerhalb des Knotenblechs und endet mit der Einbindelänge des Profils in das Knotenblech bei $x = 300$ mm. Der Koordinatenursprung wurde am Beginn des Knotenblechs festgelegt.

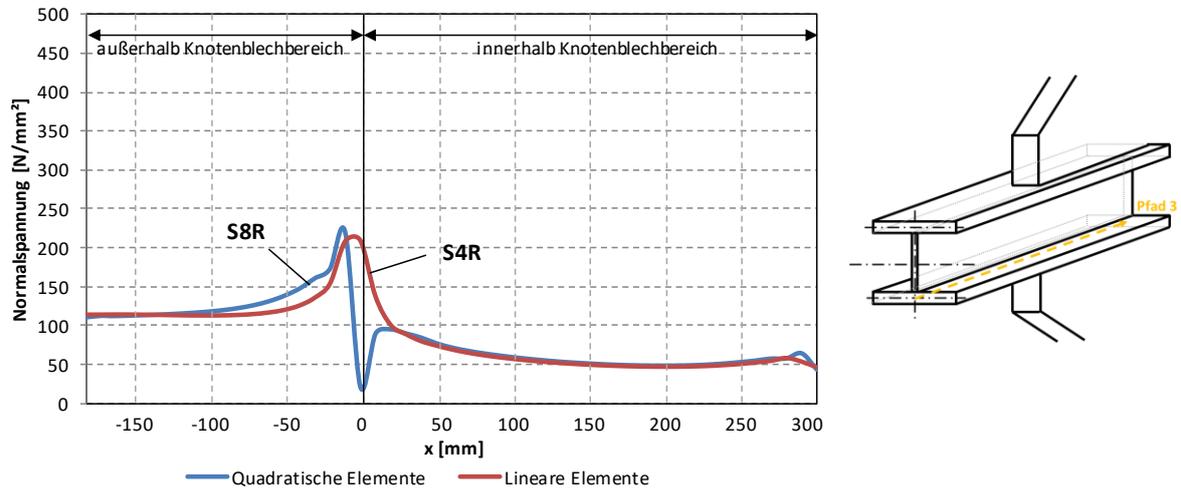


Bild 63: Strebenfachwerkknoten nach [15]: Normalspannungsverlauf σ_{11} im Pfad 3

Wie auch entlang des zweiten Pfades, im Mittelschnitt des Obergurtes der Zugdiagonale, gibt es Differenzen der Spannungswerte am Knotenblechende ($x = 0$ mm), aufgrund der auftretenden Singularität an dieser Stelle. Im übrigen Bereich können die berechneten Ergebnisse mit S8R bzw. S4R-Elementen als äquivalent angesehen werden.

Des Weiteren ist im Vergleich mit Bild 62 die Gleichheit der Spannungswerte im Pfad 2 und Pfad 3, vor allem für die S4R-Elemente mit linearer Lösungsfunktion, zu erkennen.

d.4) Normalspannungsverlauf im Pfad 4

In Bild 64 ist der Normalspannungsverlauf an der Außenkante des Obergurtes der Zugdiagonale aufgetragen. Der Pfad beginnt in einer Entfernung von 175 mm außerhalb des Knotenblechs und endet mit der Einbindelänge des Profils in das Knotenblech bei 300 mm. Der Koordinatenursprung wurde am Beginn des Knotenblechs festgelegt.

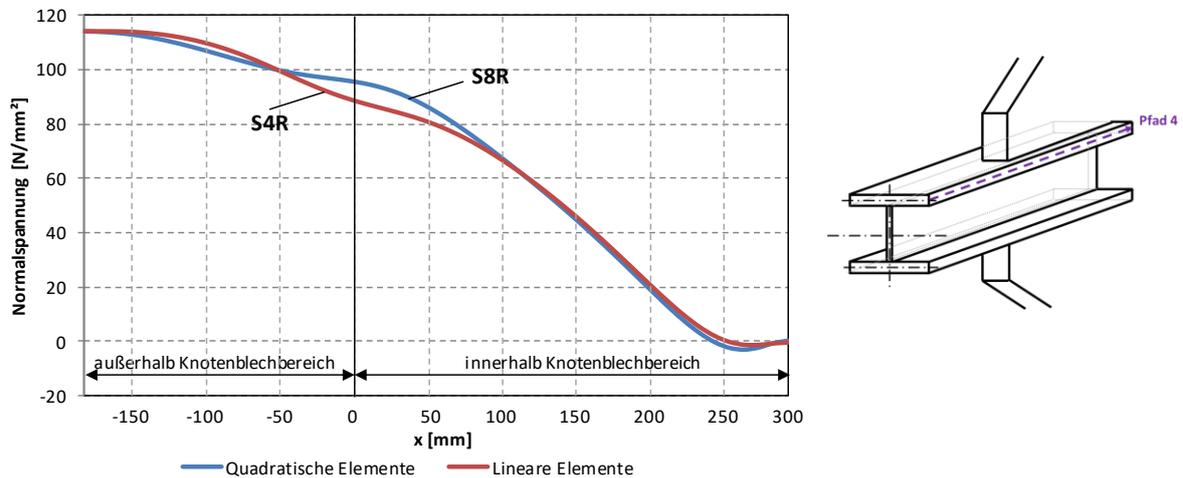


Bild 64: Strebenfachwerkknoten nach [15]: Normalspannungsverlauf σ_{11} im Pfad 4

Auch an der Außenkante des Obergurtes der Zugdiagonale können geringe Abweichungen der Normalspannungen, als Folge der Singularität am Einbindepunkt ($x = 0$ mm) der Strebe in das Knotenblech, zwischen linearen und quadratischen Elementen festgestellt werden. Der restliche Verlauf zeigt nahezu identische Ergebnisse für beide Elementtypen.

Bereits vor dem Knotenblechende ($x = 0$ mm) vermindert sich die Spannung in der Außenkante und lagert sich zu dem steiferen Bereich des Anschlusses Flansch-Knotenblech um. Zu beobachten ist, wie sich mit zunehmender x-Koordinate zum Diagonalenende hin die Normalspannung der Gurtaußenkante zu Null abbaut.

d.5) Normalspannungsverlauf im Pfad 5

In Bild 65 ist der Normalspannungsverlauf an der Außenkante des Untergurtes der Zugdiagonale aufgetragen. Der Pfad beginnt in einer Entfernung von 175 mm außerhalb des Knotenblechs und endet mit der Einbindelänge des Profils in das Knotenblech bei 300 mm. Der Koordinatenursprung wurde am Beginn des Knotenblechs festgelegt.

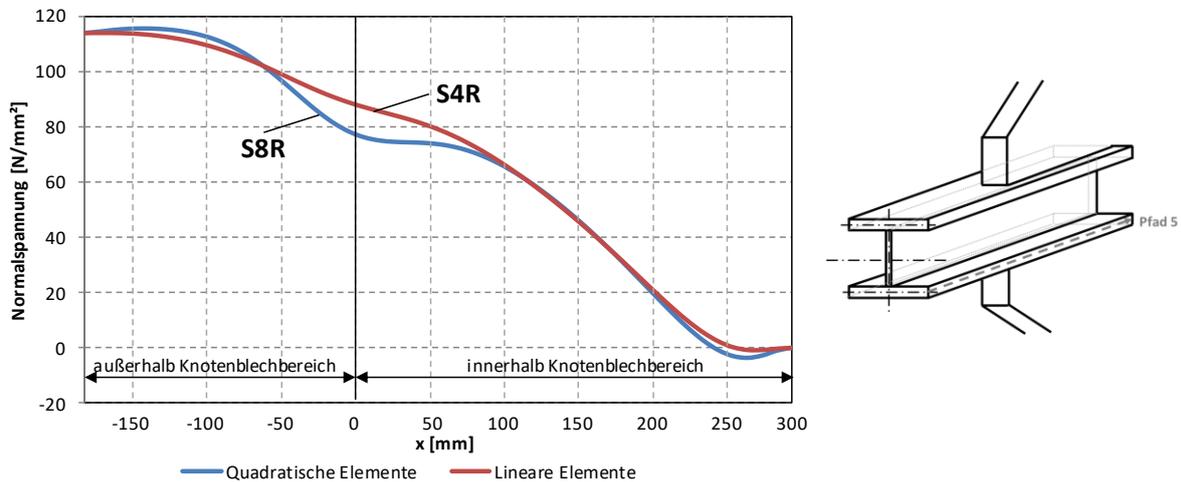


Bild 65: Strebenfachwerkknoten nach [15]: Normalspannungsverlauf σ_{11} im Pfad 5

Für die Normalspannungsverteilung in der Außenkante des Untergurtes der Zugdiagonale gilt das gleiche wie für Pfad 4 (Außenkante des Obergurtes der Zugdiagonale) in Bild 64.

Die Spannungswerte im Pfad 4 und Pfad 5 gleichen sich vor allem für die S4R-Elemente, mit linearer Lösungsfunktion. Bei der Berechnung mit S8R-Elementen gibt es allerdings Unterschiede der Ergebnisse im Einbindebereich am Knotenblechende ($x = 0$ mm) der Diagonale. Während bei Pfad 4 die Spannungswerte über jenen der S4R-Elemente liegen, ist der Verlauf im Pfad 5 darunter, was auf einen gewissen unvermeidbaren Biegeeinfluss zurückzuführen ist.

d.6) Normalspannungsverlauf im Pfad 6

In Bild 66 ist der Normalspannungsverlauf in vertikaler Richtung im vertikalen Schnitt zwischen unterstem Punkt der Knotenblechtasche und Gurtoberkante aufgetragen. Unterschieden wird zwischen Werten aus [15] und eigenen FE-Ergebnissen.

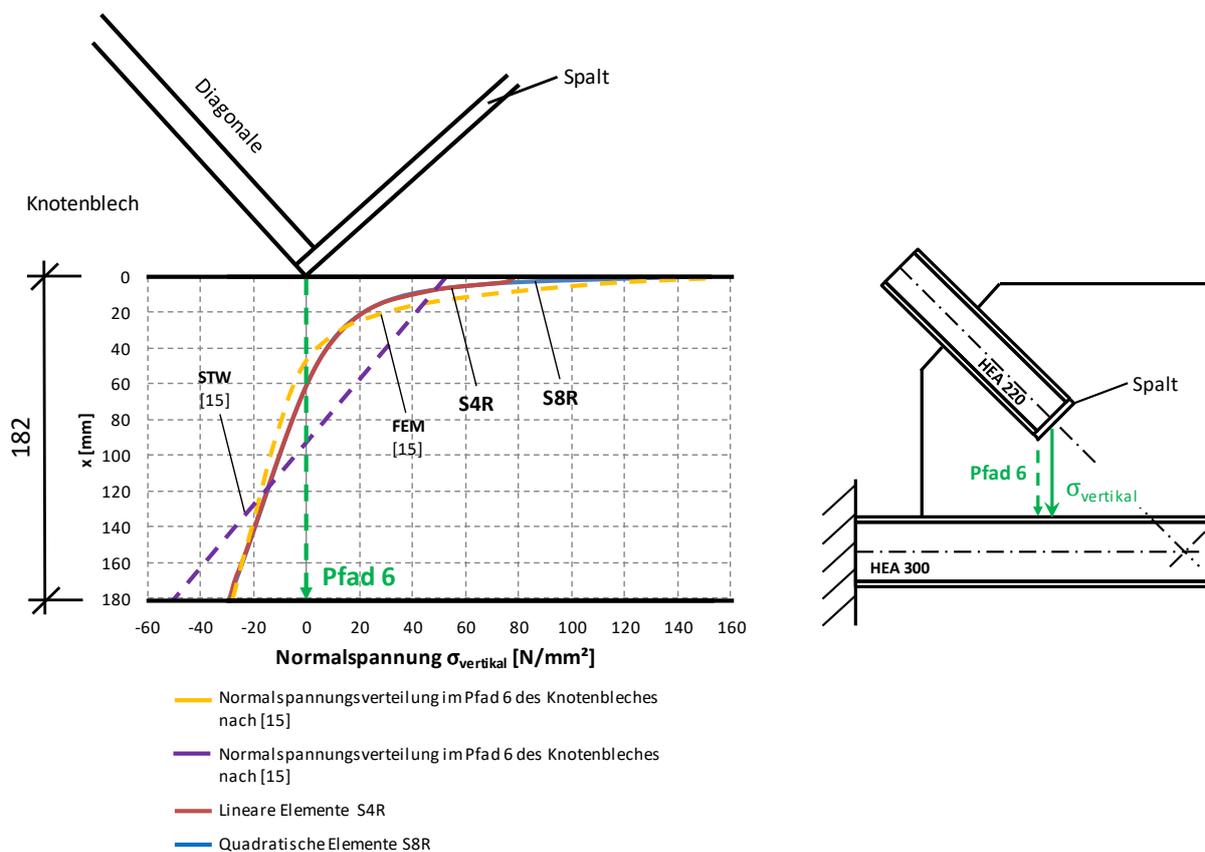


Bild 66: Strebenfachwerkknoten nach [15]: Normalspannungsverlauf σ_{vertikal} im Pfad 6

Es zeigt sich entlang des vertikalen Pfades innerhalb des Knotenblechs eine gute Übereinstimmung der FEM-Ergebnisse aus [15] und den eigenen FE-Ergebnissen. Auch das Stabwerkmodell (STW) nach [15] liefert für Überslagsrechnungen brauchbare Resultate. Die Ergebnisse der Berechnungen, einerseits mit Elementen mit linearem Lösungsansatz und andererseits mit quadratischem Ansatz, sind nahezu deckungsgleich. Am Beginn des Pfades (unterster Punkt der Tasche im Knotenblech) ist die Spannungssitze des singulären Punktes zu erkennen.

d.7) Schubspannungsverlauf im Pfad 6

In Bild 67 ist der Schubspannungsverlauf (Schubspannungsrichtung horizontal) im Schnitt zwischen untersten Punkt der Knotenblechtasche und Gurtoberkante aufgetragen. Unterschieden wird zwischen Werten aus [15] und eigenen FE-Ergebnissen.

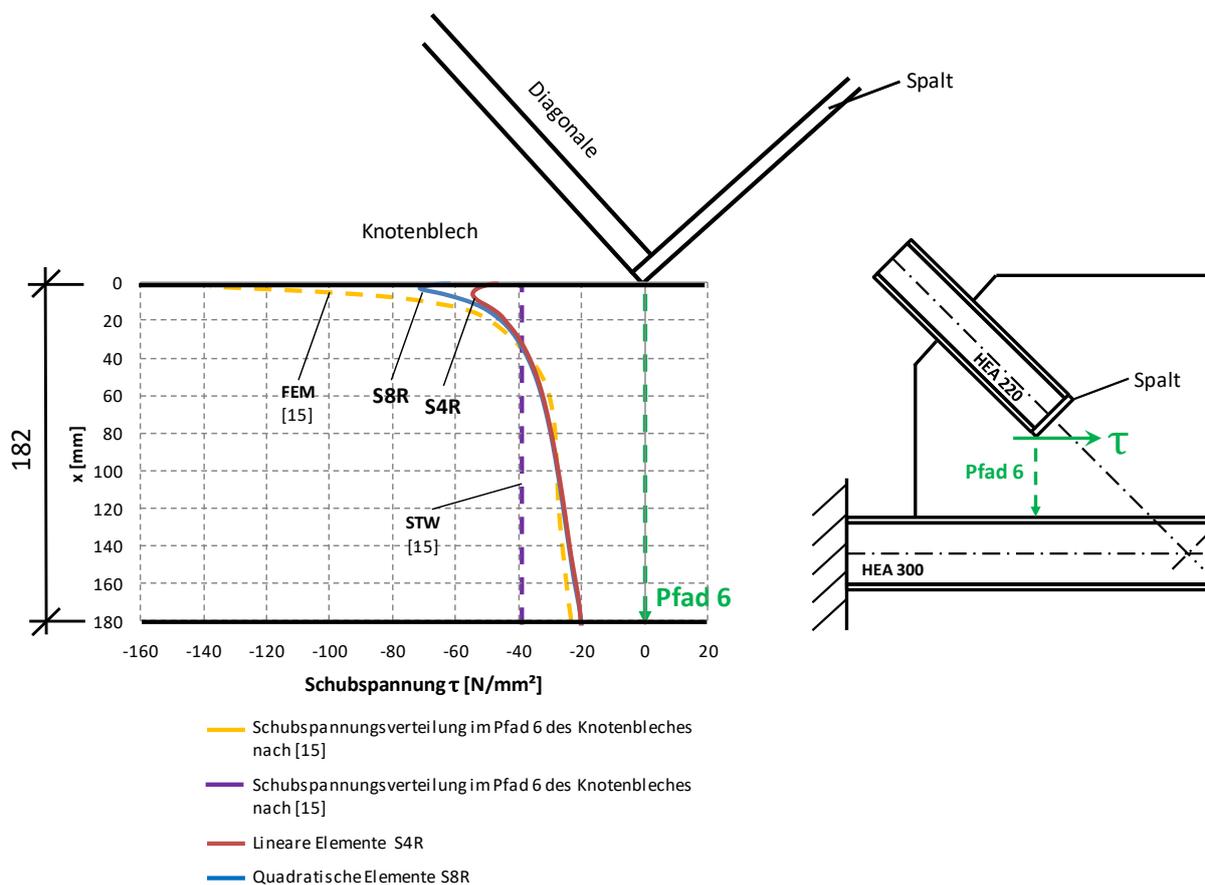


Bild 67: Strebenfachwerkknott nach [15]: Schubspannungsverlauf τ im Pfad 6

Auch für den Schubspannungsverlauf zeigt sich eine gute Übereinstimmung der FE-Werte von [15] und den eigenen FE-Ergebnissen. Auch das Stabwerkmodell (STW) nach [15] liefert für Übersichtsrechnungen brauchbare Ergebnisse. Die Resultate der Berechnungen, einerseits mit Elementen mit linearem Lösungsansatz und andererseits mit quadratischem Ansatz, sind, ausgenommen im Bereich der Singularitätsstörung, nahezu ident.

d.8) Vergleich der Pfade 1, 3 und 5

In Bild 68 sind die Normalspannungsverläufe im Mittelschnitt des Diagonalensteges (Pfad 1), im Mittelschnitt des Untergurtes (Pfad 3) und in der Außenkante des Untergurtes (Pfad 5) der Zugdiagonale einander gegenübergestellt. Der Pfad beginnt in einer Entfernung von 175 mm außerhalb des Knotenblechs und endet mit der Einbindelänge des Profils in das Knotenblech bei $x = 300$ mm. Der Koordinatenursprung wurde am Beginn des Knotenblechs festgelegt.

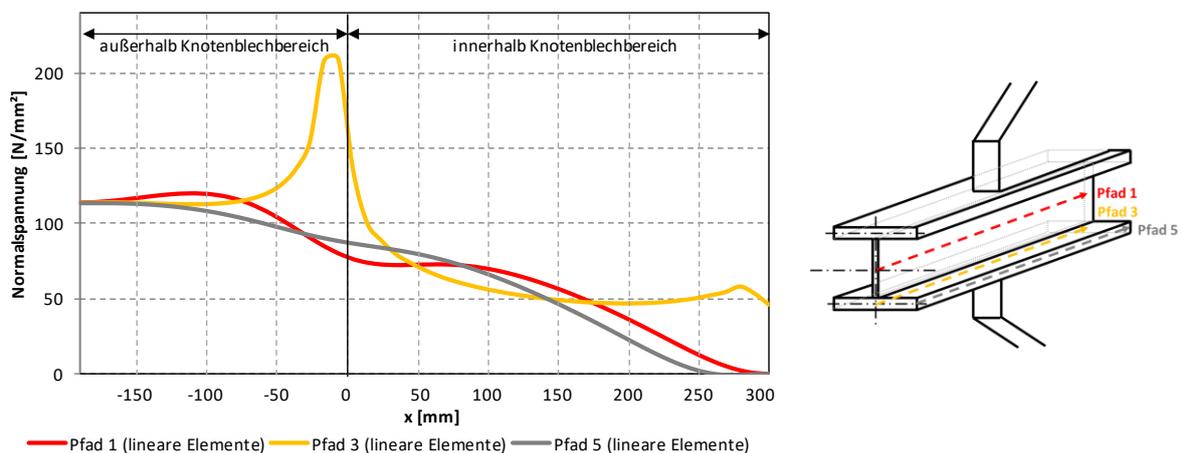


Bild 68: Strebenfachwerkknoten nach [15]: Vergleich der Normalspannungsverläufe σ_{11} in den Pfaden 1, 3 und 5

Der Vergleich der Verläufe von Pfad 1 (Mittelschnitt des Diagonalensteges) und 5 (Außenkante des Untergurtes) lässt einen ähnlichen Spannungsabbau in den beiden Schnitten erkennen. Als Gegenstück dazu zeigt der Pfad 3 (Mittelschnitt des Untergurtes) einen singulären Punkt an der Einbindestelle der Strebe in das Knotenblech ($x = 0$ mm) und eine nahezu konstant auslaufende Normalspannung an der Nahtstelle von Flansch und Knotenblech.

2.6.2. Grundlegendes FE-Modell für die Parameterstudie zu den Traglastberechnungen

Zur Modellierung und Berechnung der Traglasten der untersuchten Fachwerkdigitalen aus I-Profilen mit beidseits eingeschlitzten Knotenblechen wurde das FE-Programm Abaqus 6.11 eingesetzt. Für eine realitätsnahe Wiedergabe des Knicktragverhaltens der Fachwerkdigitalen aus der Fachwerkebene sind folgende Aspekte bei der Modellbildung mittels Finiter Elemente (FE-Modell) wesentlich:

- exakte geometrische Abbildung der an den betrachteten Fachwerkstab anschließenden Fachwerkknoten
- realitätsnahe Kraftweiterleitung vom Fachwerkknoten, d.h. notwendige Abbildung des anschließenden Gurtstabes und der Zugdiagonale
- zutreffende Stützwirkung des Knotenblechs aus seiner Ebene durch Modellierung von Zugdiagonale und Fachwerkurtstab

Zusätzlich sollten folgende Gesichtspunkte im FE-Modell miteingfasst werden:

- fehlende Abstützung der Anschlusspunkte der Fachwerkdruckdiagonale aus der Fachwerkebene. Demzufolge können sich die Knoten des Druckstabes (vgl. Knoten 5 in Bild 69) frei aus der Fachwerkebene verformen – eine Abstützung aus der Ebene erfolgt erst in den benachbarten Knoten 1, 2, 3 und 4 (siehe Bild 69)
- eine eventuell vorhandene Interaktion des Knickens von Druckdiagonale und Untergurt durch Ansatz einer zusätzlichen externen Untergurtnormalkraft N_{appl} (siehe Bild 69)

Um all den oben genannten Aspekten bzw. zu untersuchenden Bedingungen gerecht zu werden, erfolgte die Entwicklung des in Bild 69 gezeigten Ersatzsystems. Durch das Ausnutzen von symmetrischen bzw. antisymmetrischen Lagerungsbedingungen in Stabmitte (Querschnitt m) der Druckdiagonale, musste nur die halbe Diagonale mit einem anschließenden Fachwerkknoten im Modell abgebildet werden.

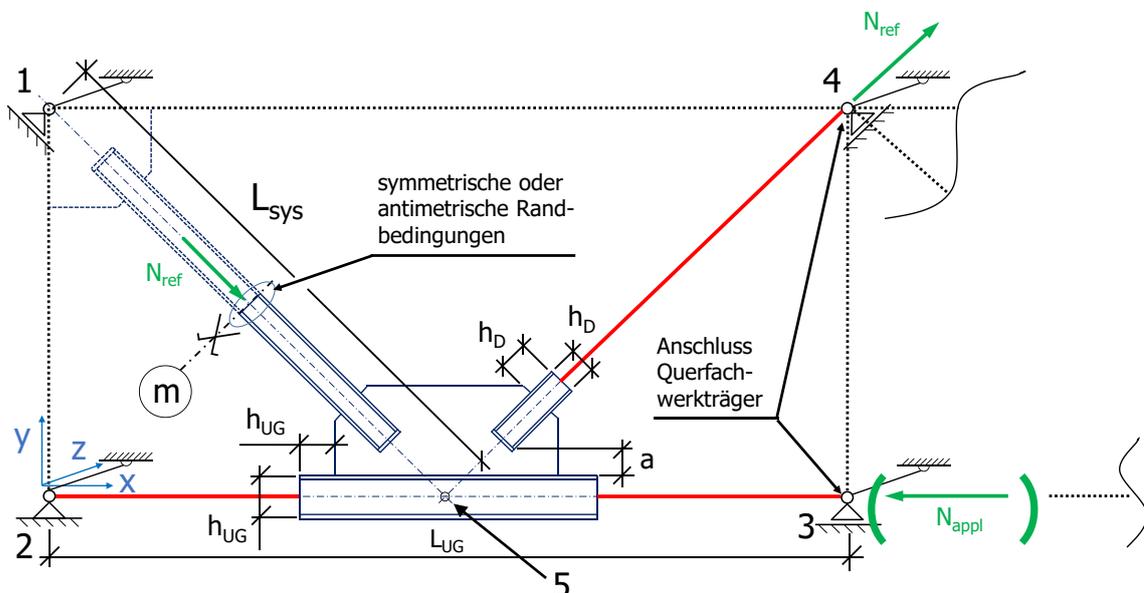


Bild 69: Grundlegendes FE-Modell der Traglastberechnungen der Diagonaldruckstäbe

Hierbei soll durch die „symmetrische Randbedingung“ in Stabmitte der Druckdiagonale (Querschnitt m) die erste Knickeigenform der Fachwerkdigitalen erzwungen werden, durch die „antisymmetrische Randbedingung“ die zweite Knickeigenform (vgl. Bild 71).

Das Profil der Druckdiagonale, des Untergurts und der Zugdiagonale im unmittelbaren Fachwerkknotenbereich sowie auch das Knotenblech werden aus zusammengesetzten Schalenelementen modelliert. Als Elementtyp werden sogenannte „S8R“-Elemente verwendet. Hierbei handelt es sich, wie bereits erwähnt, um Elemente mit quadratischem FE-Lösungsansatz. Jedes Element besitzt acht Knoten und fünf Integrationspunkte über die Schalendicke. Das „R“ im Elementnamen deutet auf die reduzierte Integration der Steifigkeitsmatrix hin. Jeder Knoten des Elements besitzt sechs Freiheitsgrade (drei der Rotation und drei der Translation), wodurch Normal- und Schubkräfte, als auch Momente sehr gut abgebildet werden können. Die Netzgenerierung erfolgte mit rechteckigen Elementen mit einer Kantenlänge von maximal 15 mm im Untergurt bzw. 10 mm für das Knotenblech und die Diagonalen. Bild 70a zeigt das FE-Netz im Bereich des Fachwerkknotens und Bild 70b die gewählten lokalen Koordinatensysteme in den einzelnen Schalenelementen. Die Qualität der Ergebnisse des FE-Fachwerkknotens zur Wiedergabe der lokalen Spannungen bzw. die hinreichende Anzahl an Elementen wurde bereits, wie im Abschnitt 2.6.1 dargestellt, durch Nachrechnung von in der Literatur verfügbaren Ergebnissen überprüft.

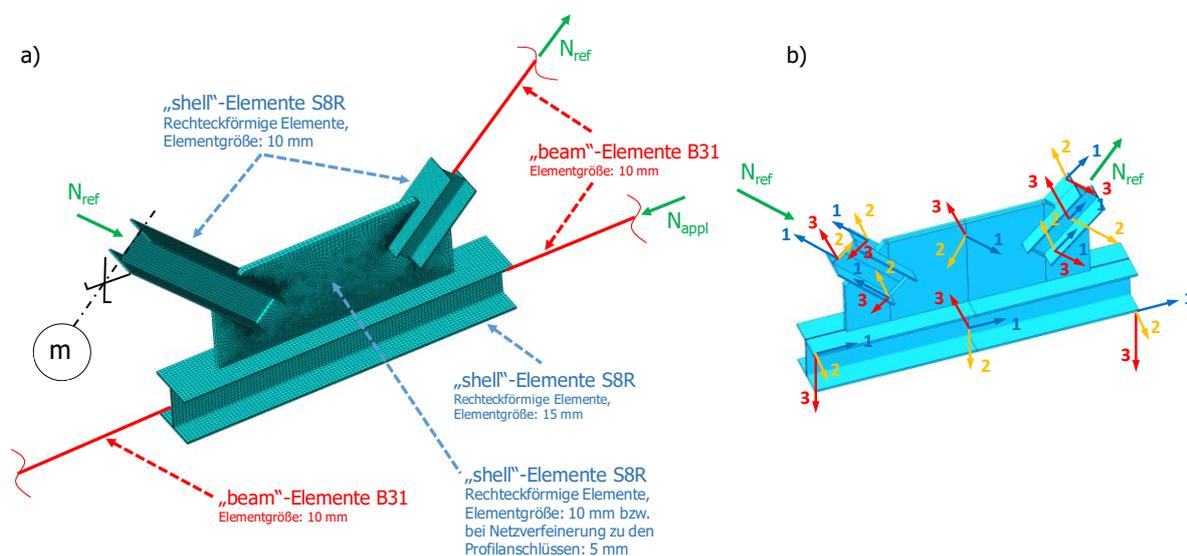


Bild 70: Grundlegendes FE-Modell für die Diagonaldruckstäbe: a) FE-Netz im Knotenbereich, b) lokale Koordinatensysteme der einzelnen Bauteile als Schalenelemente

Um die Anzahl an Freiheitsgraden und damit die Rechenzeiten gering zu halten, erfolgte eine Modellierung von Zugdiagonale und Untergurt außerhalb des Fachwerkknotens mit Stabelementen.

Die Belastung N_{ref} wurde sowohl am Druckstab (in Stabmitte, Querschnitt m) als auch am Zugstab (am benachbarten Fachwerkknoten 4, siehe Bild 69) gleichzeitig aufgebracht. Die in Bild 69 zusätzlich dargestellte Drucknormalkraft N_{appl} am Untergurt wurde nur im Zuge einer zusätzlichen Parameterstudie angesetzt, wo die Knickinteraktion zwischen Druckdiagonale und Untergurt detailliert studiert wurde. Der modellierte Fachwerkknoten ist aus der Ebene nicht gestützt, sondern dies erfolgt nur durch die anschließenden Gurt- und Zugdiagonalstäbe, die ihrerseits erst im nächsten Fachwerkknoten aus der Fachwerkebene abgestützt sind.

Hervorzuheben ist, dass das grundlegende FE-Modell in Bild 69 jeweils zwei unterschiedliche Einzelmodelle beinhaltet, um die erste und zweite Knickeigenform der Druckdiagonale richtig wiederzugeben, wie Bild 71 zeigt. In Bild 71 sind die Querschnitte der Stabelemente gerendert dargestellt – im Gegensatz zu Bild 70a.

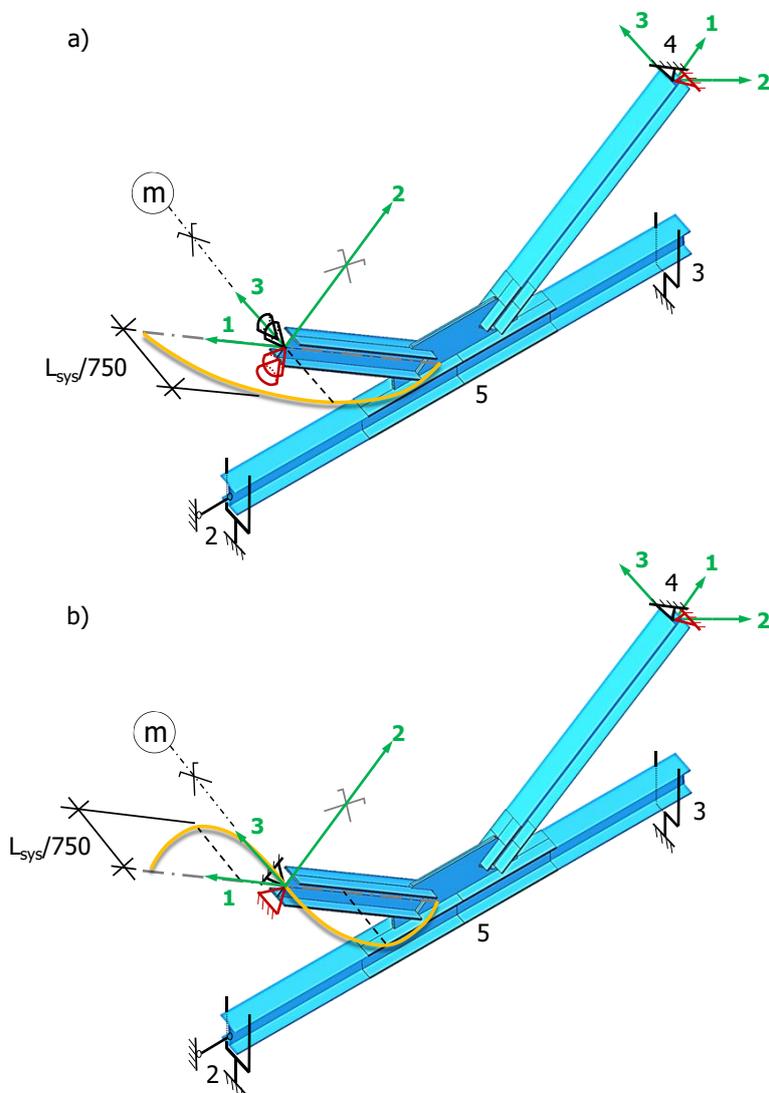


Bild 71: Unterschiedliche Randbedingungen am grundlegenden FE-Modell: a) Symmetriebedingungen in Druckstabmitte (Querschnitt m), b) Antimetriebedingungen in Druckstabmitte (Querschnitt m)

Die Lagerungsbedingungen des Ersatzsystems des Fachwerkschnitts setzen sich aus einer Gabellagerung des Untergurtstabes an beiden Enden, einer Sperrung der Verschiebung des oberen Endes der Zugdiagonale in der Fachwerkebene (lokale 2- und 3-Richtung, siehe Punkt 4 in Bild 71) und einer die erste bzw. zweite Knickeigenform erzwingenden Lagerung am Druckstabende (Querschnitt m) zusammen.

- Erzwingen der ersten Knickeigenform der Fachwerkdruckdiagonale

Um die erste Eigenform der Fachwerkdruckdiagonale (eine Halbwelle) zu erzwingen, wurde im Halbpunkt der Druckdiagonale die Rotation um die lokale 2- und 3-Richtung gesperrt, wie Bild 71a zeigt. Die Rotation um die 1-Achse sowie alle Verschiebungen bleiben frei.

- Erzwingen der zweiten Knickeigenform der Fachwerkdruckdiagonale

Um die zweite Eigenform (zwei Halbwellen der Druckdiagonale) zu erzwingen, wurde im Halbierungspunkt der Druckdiagonale die Verschiebung in die lokale 2- und 3-Richtung gesperrt (siehe Bild 71b). Die Verschiebung in Längsrichtung, sowie sämtliche Rotationen, bleiben in diesem Punkt frei.

2.6.2.1. Materialeigenschaften im FE-Modell

Für alle Bauteile (Knotenblech, Druckdiagonale, Zugdiagonale und Untergurt) wird eine einheitliche Stahlgüte S355 angenommen. Es wird von homogenen und isotropen Materialeigenschaften mit $E = 210\,000\text{ N/mm}^2$; Querdehnung $\nu = 0,3$ und einer Fließ- bzw. Streckgrenze von $f_y = 355\text{ N/mm}^2$ ausgegangen. Als Materialverhalten wurde ein linear elastisches – ideal plastisches Material, ohne jegliche Wiederverfestigung, zugrunde gelegt (siehe Bild 72a).

- Materialeigenschaften
- Elastizitätsmodul $E = 210\,000\text{ N/mm}^2$
 - Poissonzahl $\nu = 0,3$
 - S355 - Fließgrenze $f_y = 355\text{ N/mm}^2$
 - der Werkstoff ist homogen und isotrop
 - der Werkstoff verhält sich linear elastisch – ideal plastisch

Mit Ausnahme vom Stabsystem der Gruppe 2 (vgl. Bild 27) sind die untersuchten Fachwerkdruckstäbe derart beschaffen, dass durch die gewählte Belastung nach Bild 73 mitunter die Querschnittstragfähigkeit der Zugdiagonale (Gruppe 1, 3, 4 und 5) bzw. jene des Untergurtes (Gruppe 1) die Gesamttragfähigkeit limitiert, ohne dass die plastischen Drucktragfähigkeiten der Druckdiagonalen erreicht werden kann (siehe Bild 74).

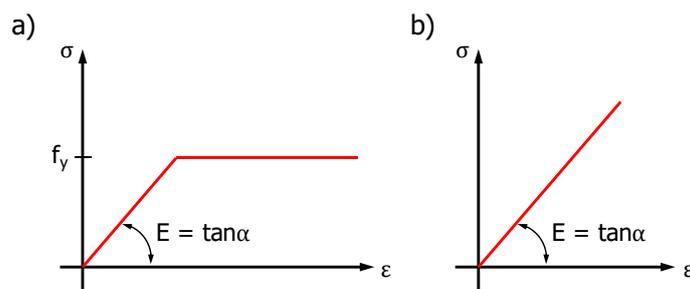


Bild 72: Materialarbeitslinien für Stahl: a) linear elastisch – ideal plastisch, b) rein elastisch

Bei der Gruppe 2, bzw. bei den Gruppen 6a bzw. 6b aus der Literatur [15], weisen Druck- und Zugdiagonale den gleichen Querschnitt auf. Des Weiteren ist die Querschnittstragfähigkeit des Untergurtes ausreichend, um die Tragfähigkeit der untersuchten Druckdiagonalen nicht zu beschränken ($N_H < N_{pl,UG}$ – vgl. Bild 73).

In der Tabelle in Bild 74 sind die jeweils limitierenden plastischen Tragfähigkeiten der einzelnen Stabquerschnitte (Druckdiagonale, Zugdiagonale oder Untergurtstab) hervorgehoben und immer auf die Stabnormalkraft der Druckdiagonale bezogen.

In der Spalte „Druckdiag.“ (Abkürzung für Druckdiagonale) der Tabelle in Bild 74 findet sich die plastische Querschnittstragfähigkeit $N_{pl,Rd}$ des jeweiligen Druckdiagonalenquerschnittes der sechs untersuchten Gruppen. In der ersten benachbarten Spalte „Zugdiagonale – $N_{pl,Zug}$ “ ist die plastische Querschnittstragfähigkeit $N_{pl,Zug}$ des jeweiligen Zugdiagonalenquerschnittes angegeben. Ist die Querschnittstragfähigkeit der Zugdiagonale geringer als jene Querschnittstragfähigkeit der zugehörigen Druckdiagonale, besteht die Gefahr, dass die Zugdiagonale die „Tragfähigkeit des Fachwerkausschnittes“ nach Bild 69 limitiert, ohne dass die tatsächliche Drucktragfähigkeit der Druckdiagonale erreicht wird. Dies ist bei den untersuchten Gruppen 1, 3, 4 und 5 der Fall. Daher würde eine numerische Traglastberechnung mit elastisch-plastischem Materialverhalten am Ersatzsystem eventuell nur eine maximale Traglast der Spalte „zug. $N_{Rd,Zug}$ “ liefern (falls dies für eine Gruppe eintreten könnte, sind die Werte in der Tabelle fett gedruckt).

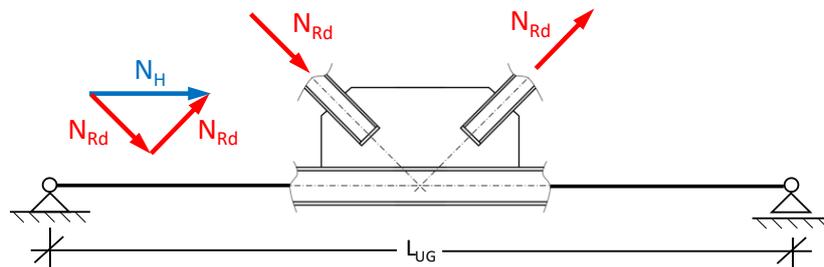


Bild 73: Geringste notwendige Querschnittstragfähigkeit des Untergurtes $N_{pl,UG} > N_H$

Neben der beschränkten Querschnittstragfähigkeit des Zugdiagonalenquerschnittes könnte jedoch auch die plastische Querschnittstragfähigkeit des Untergurtstabes die maximale Traglast des modellierten Fachwerkersatzsystemes nach Bild 69 limitieren. In der Spalte „Untergurtstab – $N_{pl,UG}$ “ der Tabelle in Bild 74 findet sich zusätzlich die plastische Querschnittstragfähigkeit $N_{pl,UG}$ der jeweiligen Untergurtstäbe der sechs untersuchten Gruppen. Setzt man $N_H = N_{pl,UG}$, kann nun die maximale Tragfähigkeit „zug. $N_{Rd,UG}$ “ berechnet werden. Ist diese Diagonalenkraft „zug. $N_{Rd,UG}$ “ zufolge der Untergurtstabtragfähigkeit geringer als die plastische Querschnittstragfähigkeit der Druckdiagonale, kann im modellierten Fachwerkausschnitt nach Bild 69 bei Vorgabe eines elastisch-plastischen Materialverhaltens mitunter die tatsächliche Drucktragfähigkeit der Druckdiagonale nicht erreicht werden. Die zugehörigen Diagonalenkraft „zug. $N_{Rd,UG}$ “ der ausgeführten Untergurtstäbe der untersuchten Gruppen 1, 3, 4 und 5 sind in der Tabelle in Bild 74 fett gedruckt, da hier der Untergurtstab eventuell die maximale Tragfähigkeit der Druckdiagonale im Ersatzsystem limitieren könnte.

Daher wurde dann – im Zuge einer erneuten Berechnung – für Zugdiagonale und Untergurtstab rein elastisches Verhalten unterstellt (siehe Bild 72b), sodass dann die tatsächliche Drucktragfähigkeit der Druckdiagonale erreicht werden konnte.

Das Diagramm in Bild 74 zeigt die maximale Drucktragfähigkeit der Druckdiagonale, auf Basis der Querschnittstragfähigkeit der anschließenden Stäbe, für alle untersuchten sechs Gruppen (sechs Fachwerkdruckdiagonalen mit anschließendem Fachwerkknoten). Die plastische Querschnittstragfähigkeit der Druckdiagonale ist für jede Gruppe mit 100% definiert (blaue Säule). Die rote Säule stellt die Diagonalkraft „zug. $N_{Rd,Zug}$ “, bezogen auf die Querschnittstragfähigkeit der Druckdiagonale $N_{pl,Druck}$ dar (zug. $N_{Rd,Zug} / N_{pl,Druck}$ [%]). Hingegen stellt die grüne Säule die infolge der Querschnittstragfähigkeit des Untergurtstabes sich errechnende Diagonalkraft „zug. $N_{Rd,UG}$ “, bezogen auf die Querschnittstragfähigkeit der Druckdiagonale $N_{pl,Druck}$ dar (zug. $N_{Rd,UG} / N_{pl,Druck}$ [%]).

Gruppe	Druckdiag.	Zugdiagonale		Untergurtstab	
	$N_{pl,Druck}$ (100%) [kN]	$N_{pl,Zug}$ [kN]	zug. $N_{Rd,Zug}$ [kN]	$N_{pl,UG}$ [kN]	zug. $N_{Rd,UG}$ [kN]
Gruppe 1	5844,7	5505,5	5505,5	7516,1	5174,8 (-11,5%)
Gruppe 2	1071,4	1071,4	1071,4	1537,9	1113,0
Gruppe 3	1812,3	1071,4	1071,4 (-40,9%)	1812,3	1275,4
Gruppe 4	5505,5	2593,3	2593,3 (-52,9%)	6190,3	4330,6
Gruppe 5	3628,1	1812,3	1812,3 (-50,0%)	2673,2	1897,8
Gruppe 6a	2185,4	2185,4	2185,4	3772,6	2667,6
Gruppe 6b	2185,4	2185,4	2185,4	3772,6	2667,6

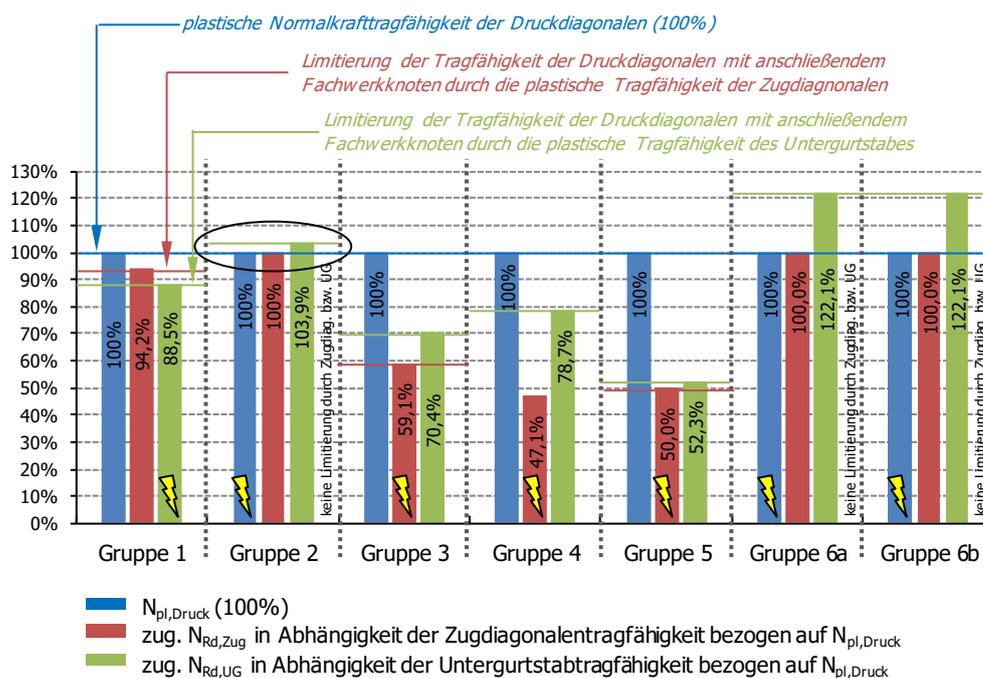


Bild 74: Grenztragfähigkeit der Druckdiagonale, infolge der plastischen Querschnittstragfähigkeiten der im Fachwerkknoten anschließenden Stäbe

Im Diagramm in Bild 74 ist erkennbar, dass nur die im Fachwerkknoten anschließenden Stäbe der Gruppe 2 und 6a bzw. 6b ausreichend Querschnittstragfähigkeit aufweisen, um die maximale Tragfähigkeit der Druckdiagonale nicht zu beeinflussen (im Diagramm gelbes Blitzsymbol bei Säule $N_{pl,Druck}$). Bei den Gruppen 3, 4 und 5 würde die Querschnittstragfähigkeit der Zugdiagonale mitunter die maximale Traglast im Fachwerkausschnitt limitieren (gelbes Blitzsymbol bei Säule „zug. $N_{Rd,Zug}$ “). Bei der Gruppe 1 würde die Tragfähigkeit des Untergurtstabes die maximale Traglast des Fachwerkausschnittes nach Bild 69 beschränken (gelbes Blitzsymbol bei Säule „zug. $N_{Rd,UG}$ “).

2.6.2.2. Erfasste Imperfektionen bei den Traglastberechnungen

Bei schlanken, druckbeanspruchten Bauteilen ist infolge Stabilitätseffekten zu erwarten, dass Versagen bei einem Lastniveau auftritt, welches unter Umständen deutlich niedriger liegt, als die aufgrund der Fließgrenze ermittelte Querschnittstragfähigkeit. Durch Stabilität bedingte Versagensformen können entweder den Gesamtstab oder nur Querschnittsteile betreffen. Für die in der vorliegenden Arbeit untersuchten Fachwerkstäbe unter reiner Drucknormalbeanspruchung wird hauptsächlich das Stabknicken maßgebend.

Für die praktische Bemessung ist bei Stabilitätsproblemen die Erfassung des realen Bauteilverhaltens wesentlich. Hierfür sind die Abweichungen von der idealen Form (vor allem Stabkrümmungen) und Lastexzentrizitäten (geometrische Imperfektionen) sowie Eigenspannungen und Fließgrenzenstreuungen (strukturelle Imperfektionen) von grundlegender Bedeutung.

Demzufolge sind auch für die realitätsnahen Traglastberechnungen der Fachwerkstäbe mit beidseits eingeschlitzten Knotenblechen die geometrischen sowie strukturellen Imperfektionen mitzuerfassen.

a) Geometrische Imperfektionen

Es wurden geometrische Imperfektionen bzw. geometrische Ersatzimperfektionen, die auch die Wirkung der strukturellen Imperfektionen mit erfassen, mit affinen Verläufen zur durchgeführten, vorgeschalteten Eigenwertanalyse gewählt (lineare Beulanalyse – LBA). Hierbei wurden den beiden eigenständigen Traglastberechnungen die Imperfektionsfiguren der ersten bzw. der zweiten Knickeigenform (siehe Bild 71) zugrunde gelegt und deren Maximalwert mit $L_{sys}/750$ skaliert. Entsprechend EN 1090-2 [11] wurde sowohl für die erste, als auch für die zweite Eigenform dieser Wert festgelegt. L_{sys} entspricht der Systemlänge (siehe Bild 21 bzw. Bild 69). In Tabelle 8 sind Systemlängen L_{sys} der untersuchten Gruppen sowie die maximalen Amplituden der Imperfektion $L_{sys}/750$ für die erste und zweite Knickeigenform der Druckdiagonale angegeben. Hervorzuheben ist, dass diese Imperfektionsamplituden vorerst nur die geometrischen Imperfektionen abdecken.

Tabelle 8: Amplitude der Imperfektion $L_{sys}/750$ für die erste und zweite Knickeigenform der Druckdiagonale

Gruppe	L_{sys} [mm]	$L_{sys}/750$ [mm]
1	4303	5,7
2	4581	6,1
3	4454	5,9
4	4372	5,8
5	4423	5,9
6a	4618	6,2
6b	3355	4,5

Neben diesen beiden genannten Imperfektionsverläufen, affin zur ersten und zweiten Knickeigenform, wurde eine weitere Traglastberechnung mit geometrischen Imperfektionen nur im Knotenblech vorgenommen. Hierbei wurde das Knotenblech um den Winkel von $1/100$ aus der Fachwerkebene schiefe gestellt. Damit weist auch der Diagonalstab eine Ausmitte auf – die zentrische Lage des Stabes zum Knotenblech liegt in der Mitte der Ausschnittslänge L_s vor (siehe Bild 75).

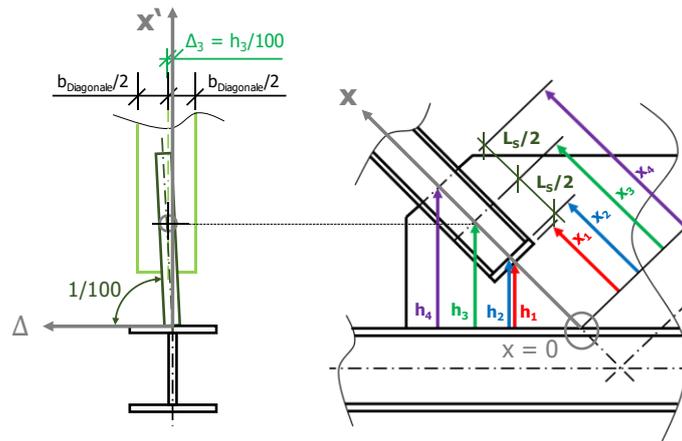


Bild 75: Ermittlung der Horizontalverschiebung Δ_3 der Diagonalen bei Imperfektion Knotenblechschiefstellung

Das folgende Bild 76 zeigt die Verschiebung Δ aus der Fachwerkebene, in Abhängigkeit der Laufvariable x in der Stabachse, beginnend an der Oberkante des Gurtes.

Bis zur Länge x_1 im Knotenblech nimmt die Verschiebung Δ linear zu, bis ab der Entfernung x_2 die Horizontalverschiebung der Diagonale konstant auf den Wert Δ_3 bleibt.

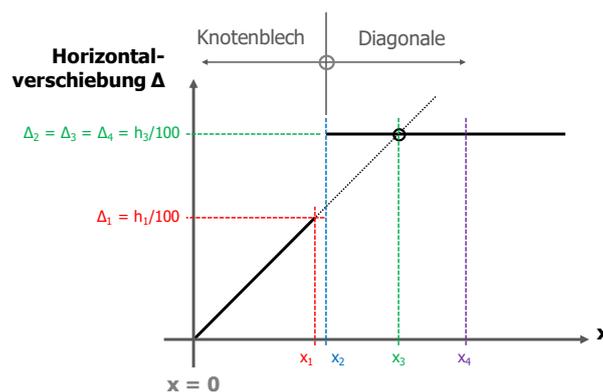


Bild 76: Horizontalverschiebung Δ in Abhängigkeit der Laufvariable x

Tabelle 9 gibt für die sechs Gruppen die Höhe h_3 , respektive die zugehörige Verschiebung Δ_3 , getrennt für die Druck- und die Zugseite des Fachwerkknotens, an.

Tabelle 9: Imperfektion im Knotenblech – Fall Knotenblechschiefstellung (1/100)

Gruppe	Höhe h_3 der Druckseite [mm]	Δ_3 der Druckseite [mm]	Höhe h_3 der Zugseite [mm]	Δ_3 der Zugseite [mm]
1	330	3,3	318	3,2
2	168	1,7	168	1,7
3	224	2,2	190	1,9
4	311	3,1	286	2,9
5	281	2,8	242	2,4
6a	375	3,75	375	3,75
6b	375	3,75	375	3,75

b) Strukturelle Imperfektionen

Als wichtigste strukturelle Imperfektionen sind, in Hinblick möglicher Traglastreduktionen von Druckstäben, Eigenspannungen zu nennen. Eigenspannungen treten in Bauteilen ohne Wirkung von äußeren Lasten und Reaktionen alleine aus dem Herstellungsprozess auf (z.B. aus Walzvorgängen oder aus Schweißung). Bei druckbeanspruchten Bauteilen führen sie zu früherem Plastizieren. Eigenspannungen treten bei Walzprofilen im Querschnitt in Abhängigkeit des h/b -Verhältnisses in der Höhe von 30 bis 50 % der Fließgrenze ($0,3 - 0,5 \cdot f_y$) auf [30]. Die Bereiche mit Druckeigenspannungen verlieren bei zunehmender Belastung an Steifigkeit und die Tragfähigkeit des Bauteils wird vermindert. Neben den Eigenspannungen zählen auch Fließgrenzenstreuungen über den Querschnitt der Profile zu den strukturellen Imperfektionen. Diese werden hier nicht erfasst.

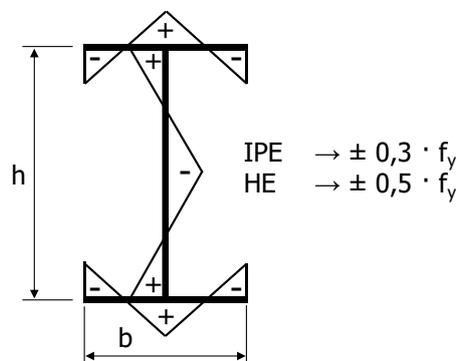


Bild 77: Eigenspannungsverlauf am gewalzten I-Profilquerschnitt

Aber auch Schweißeigenspannungen, infolge des Verschweißens der Diagonalen bzw. der Fachwerkträgergurte mit den Knotenblechen treten auf. Hierbei ergibt sich die Problematik der zutreffend anzusetzenden Größe aus diesen Schweißarbeiten. Denkbar ist eine zusätzliche Normalkraft ΔN_e , welche durch das Abschweißen des Fachwerkträgers in den Druckdiagonalen entstehen kann. Hierbei ist jedoch höchst unklar, in welcher Höhe bzw. mit welchem Vorzeichen (als zusätzliche Druck- bzw. eventuell sogar als Zugnormalkraft) die Zusatzwirkung ΔN_e in den Diagonalen auftritt. Dieser Einfluss möglicher Eigenspannungen durch die Herstellung kann nur an Bauteilgroßversuchen festgestellt werden, wodurch insgesamt vier Großversuche – unter anderen zur Verifikation der Eigenspannungswirkung – durchgeführt wurden (siehe Abschnitt 2.7).

Die Auswirkungen von strukturellen Imperfektionen auf die maximale Traglast der betrachteten Fachwerkdruckdiagonalen, vor allem die von Eigenspannungen, wurden daher zunächst in den numerischen Traglastanalysen nicht mituntersucht.

2.6.3. Durchführung der Traglastberechnungen und Ergebnisse

Um die Tragfähigkeit der modellierten Fachwerkdruckdiagonale zu erhalten, werden Druck- und Zugstrebe mit einer Referenznormalkraft N_{ref} (siehe Bild 69) belastet. Diese Normalkraft N_{ref} entspricht der plastischen Normalkraft der Druckstrebe mit Ausrundungsradius zwischen Steg und den Flanschen, obwohl die Ausrundungen selbst nicht im Modell abgebildet wurden.

$$N_{ref} = A \cdot f_y \quad \text{Gl. 10}$$

Mit der Streckgrenze $f_y = 35,5 \text{ kN/cm}^2$ für die Stahlgüte S355 und den Profilquerschnittsflächen $A \text{ [cm}^2\text{]}$ nach Tabelle 4 in Abschnitt 2.3 ergeben sich für die sechs behandelten Gruppen die plastischen Normalkräfte als Referenzkräfte N_{ref} nach Gl. 10 für die einzelnen FE-Rechnungen.

Das Ergebnis der Traglastanalyse bildet ein Lastfaktor (LF). Dieser gibt an, wie weit das Programm Abaqus die aufgebrachte Kraft N_{ref} steigern kann, bis die Traglast des Systems erreicht wird. Durch Multiplikation dieses Lastfaktors mit der Referenznormalkraft wird die Tragfähigkeit nach Gl. 11 bestimmt.

$$N_{Rd} = LF \cdot N_{ref} \quad \text{Gl. 11}$$

Anm. zu Gl. 11: es wurde mit $\gamma_{m0} = \gamma_{m1} = 1,0$ gerechnet

Zusätzlich zur Berechnung an der Druckdiagonale mit anschließendem Fachwerkknoten wird auch eine reine „Stabberechnung“ der alleinigen Druckstrebe mit der Systemlänge L_{sys} und gelenkiger Lagerung an beiden Enden, ohne Knotenbleche an den beiden Stabenden, durchgeführt. Ziel ist ein objektiver Vergleich zwischen den erhaltenen FE-Ergebnissen des isolierten Stabes, den Berechnungen mit Modellen aus der Praxis und den realitätsnahen Systemtragfähigkeiten.

Den Berechnungen am isolierten Druckstab werden zwei Imperfektionsgrößen zugrunde gelegt:

- $e_{0, equ} = L_{sys}/200$
- $e_0 = L_{sys}/750$

Die geometrische Ersatzimperfektion $e_{0, equ} = L_{sys}/200$ deckt auch vorhandene Eigenspannungen (z.B. durch Schweißen) des Profils mit ab. Diese stammt aus der zutreffenden Zuordnung des Druckstabquerschnittes zu den europäischen Knickspannungslinien (Knicken um die z-Achse – Linie c [7], [26]).

2.6.3.1. Zusammenfassende Darstellung der Traglastberechnungen

In diesem Kapitel sind die Ergebnisse der FE-Simulationen für die Gruppe 3 und die Gruppe 6a dargestellt. Gruppe 3 dient stellvertretend repräsentativ für die Fachwerkdruckdiagonalen nach Ausführungspraxis der Firma Stahlbau Haslinger. Zusätzlich erfolgte für die Gruppe 3 eine beschränkte numerische Parameterstudie zur Tragfähigkeit, mit Variation der Knotenblechschlankheit, zur Verifizierung der Treffsicherheit der vorgestellten Ingenieurmodelle in Abschnitt 2.9.4. Der Fachwerkknoten 6a ist der Literatur entnommen [15] – vergleiche Abschnitt 2.3. Die Darstellung der Ergebnisse der restlichen untersuchten Gruppen 1, 2, 4, 5 und 6b befindet sich im Anhang A.

Bei den Ergebnisdarstellungen sind die gezeigten Traglastzustände nach Art des Ansatzes der alleinigen geometrischen Imperfektionen gegliedert in:

- Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform
- Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform
- Imperfektion durch Knotenblechschiefstellung

Für jeden dieser oben genannten Imperfektionsfälle gibt es vier Grafiken a) – d) im Traglastzustand, welche jeweils folgende Situation zeigen:

- a) Normalspannung σ_{11} in Stablängsrichtung [N/mm²]
- b) Schubspannung σ_{12} im Knotenblech [N/mm²], orientiert in horizontaler Richtung
- c) Mises-Vergleichsspannung [N/mm²]
- d) Gesamtverformungen [mm]

Bei den FE-Grafiken der isolierten Stabberechnungen mit der Systemlänge L_{sys} (einerseits mit der geometrischen Ersatzimperfektion $e_{0,\text{equ}} = L_{\text{sys}}/200$, andererseits mit $e_0 = L_{\text{sys}}/750$) sind die Normalspannungsverläufe σ_{11} in Stablängsrichtung [N/mm²] dargestellt.

Die Imperfektionsamplitude $e_0 = L_{\text{sys}}/750$ entspricht nach Eurocode 1993-1-1 [7], [26] einer rein geometrischen Imperfektion als Stabvorkrümmung. Hingegen deckt die Imperfektionsamplitude $e_{0,\text{equ}} = L_{\text{sys}}/200$ als geometrische Ersatzimperfektion auch den Einfluss von strukturellen Imperfektionen (vor allem Eigenspannungen) auf die maximale Tragfähigkeit mit ab.

Für die FE-Systemberechnung sind die Ergebnisse jeweils mit linear elastisch – ideal plastischen Materialeigenschaften für das Druckdiagonalenprofil bzw. das Knotenblech dargestellt. Für die beiden nachfolgend gezeigten Gruppen (Gruppe 3 bzw. Gruppe 6a) schränkt die Querschnittstragfähigkeit von Zugdiagonale bzw. Untergurt die Drucktragfähigkeit ein (siehe Abschnitt 2.6.2), weshalb Zugdiagonale und Untergurt rein elastisches Materialverhalten aufweisen.

a) Darstellung der Ergebnisse der Traglastberechnungen – Gruppe 3

Die wichtigsten Daten, um die Fachwerkdruckdiagonale der Gruppe 3 zu charakterisieren, sind in Tabelle 10 zusammengefasst.

Tabelle 10: Charakteristische Daten für die Gruppe 3

Gruppe 3			
Profil der Druckdiagonale:	HEA 200	Systemlänge L_{sys} =	4454 mm
Material	S355	$\bar{\lambda}_{z,0,L_{sys}}$ =	1,141
Fläche des idealisierten Profils der FE-Rechnung (ohne R)	51,1 cm ²	L_0 =	4159 mm
		$\bar{\lambda}_{z,0,L_0}$ =	1,065
t_1 =	25 mm		
Profil der Zugdiagonale:	HEA 140		
Profil des Untergurtes:	HEA 200	Untergurtlänge L_{UG} =	6250 mm

- Erfasste Imperfektionen bei den Traglastberechnungen:

Den Traglastberechnungen werden geometrische Imperfektionen mit affinen Verläufen zur durchgeführten Eigenwertanalyse zugrunde gelegt. Die erste Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale zeigt Bild 78, die zweite Eigenform ist in Bild 79 dargestellt. Der Maximalwert der Verformung wird als geometrische Imperfektion jeweils mit $e_0 = L_{sys}/750$ skaliert. Neben diesen beiden Imperfektionsfiguren wird eine weitere Traglastberechnung mit alleinigem Imperfektionsauftritt im Knotenblech durchgeführt. Hierbei wird das Knotenblech um 1/100 mit der Unterkante der Mittelfläche als Rotationsachse schiefgestellt und die Diagonalen im entsprechend Maß horizontal verschoben, wie dem Bild 80 entnommen werden kann.

Geometrische Imperfektionsfigur affin zur ersten Knickeigenform:

Der Skalierungsfaktor der ersten Knickeigenform beträgt $e_0 = L_{sys}/750 = 4454\text{mm}/750 = 5,9$ mm. Bild 78 zeigt die erste Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale der Gruppe 3.

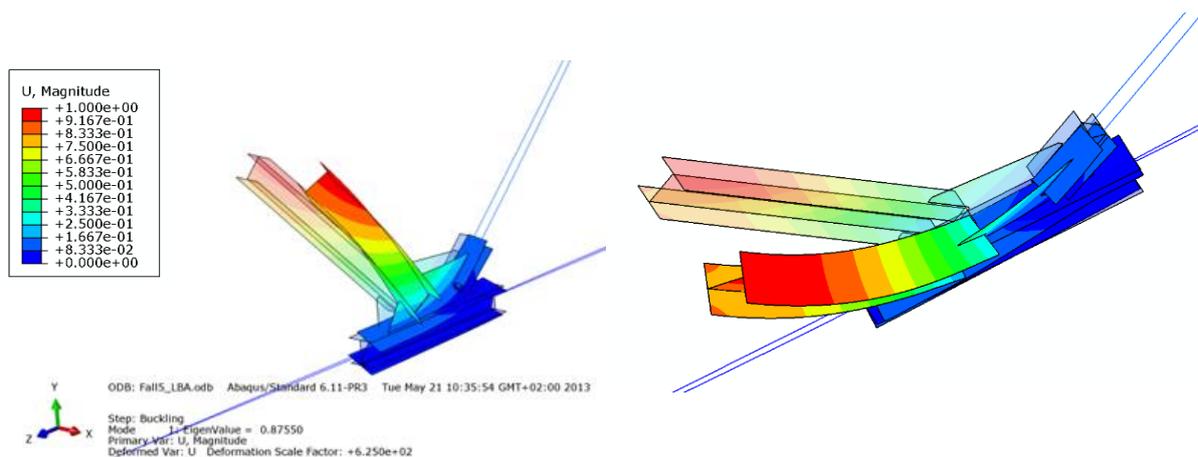


Bild 78: Zwei Ansichten der Eigenform der Gruppe 3 – erste Knickeigenform

Geometrische Imperfektionsfigur affin zur zweiten Knickeigenform:

Der Skalierungsfaktor der zweiten Knickeigenform beträgt ebenfalls $e_0 = L_{sys}/750 = 4454\text{mm}/750 = 5,9$ mm. Bild 79 zeigt die zweite Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale der Gruppe 3.

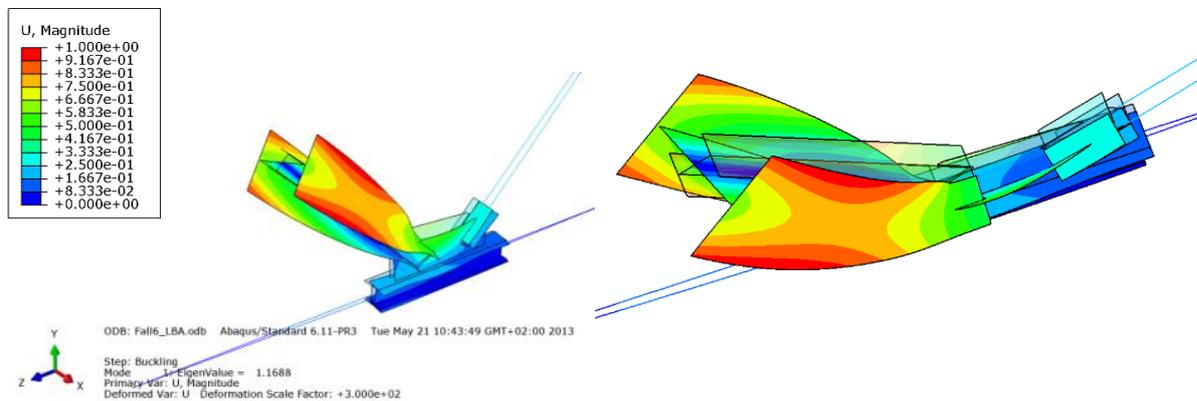


Bild 79: Zwei Ansichten der Eigenform der Gruppe 3 – zweite Knickeigenform

Aufgrund der mitüberlagerten Verdrehung der Druckdiagonale infolge der unterschiedlichen Stützwirkung von oberem bzw. unterem Flansch des Diagonalenprofils (stärkere Stützwirkung aus der Fachwerkebene für jenen Gurt des Diagonalstabes der näher am Ober- bzw. Untergurtstab liegt) bei der zweiten Knickeigenform wirkt der Profilquerschnitt in Bild 79 in Stabmitte durch die dargestellte große Überhöhung der Vorformung (Skalierungsfaktor 300) stark vergrößert. Dies ist dem Umstand geschuldet, dass – neben den globalen Verformungen aus der Fachwerkebene – auch die Verformungen zufolge der Verdrehungen des Diagonalenprofils um den Faktor 300 vergrößert abgebildet werden.

Imperfektion infolge Schiefstellung des Knotenblechs:

Das Knotenblech wird um $1/100$ mit der Unterkante der Mittelfläche als Rotationsachse schiefgestellt und die Diagonalen im entsprechend Maß horizontal verschoben (die Druckstrebe in der Höhe h_3 um $\Delta_3 = 2,2$ mm und die Zugstrebe um $\Delta_3 = 1,9$ mm), wie dem Bild 80 entnommen werden kann.

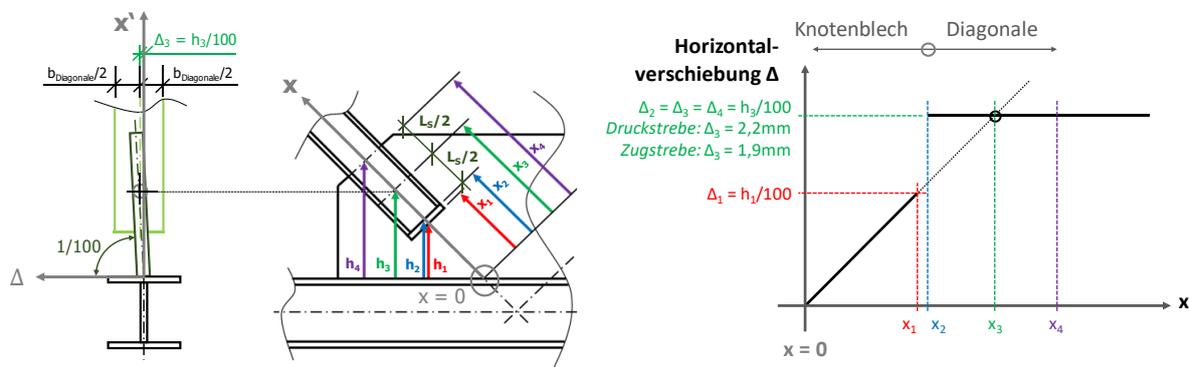


Bild 80: Geometrische Imperfektion – Schiefstellung des Knotenblechs der Gruppe 3

- Ergebnisse im Traglastzustand:

Geometrische Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform:

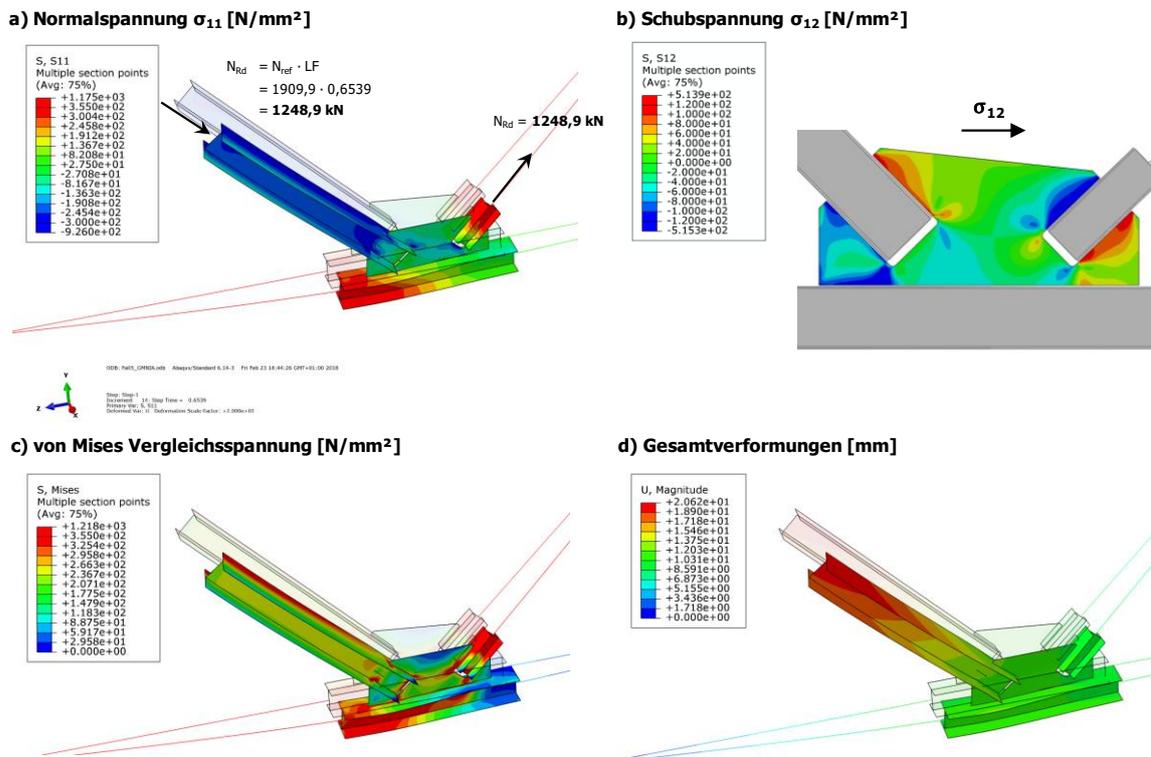


Bild 81: Traglastergebnisse der Gruppe 3 – Geometrische Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform

Geometrische Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform:

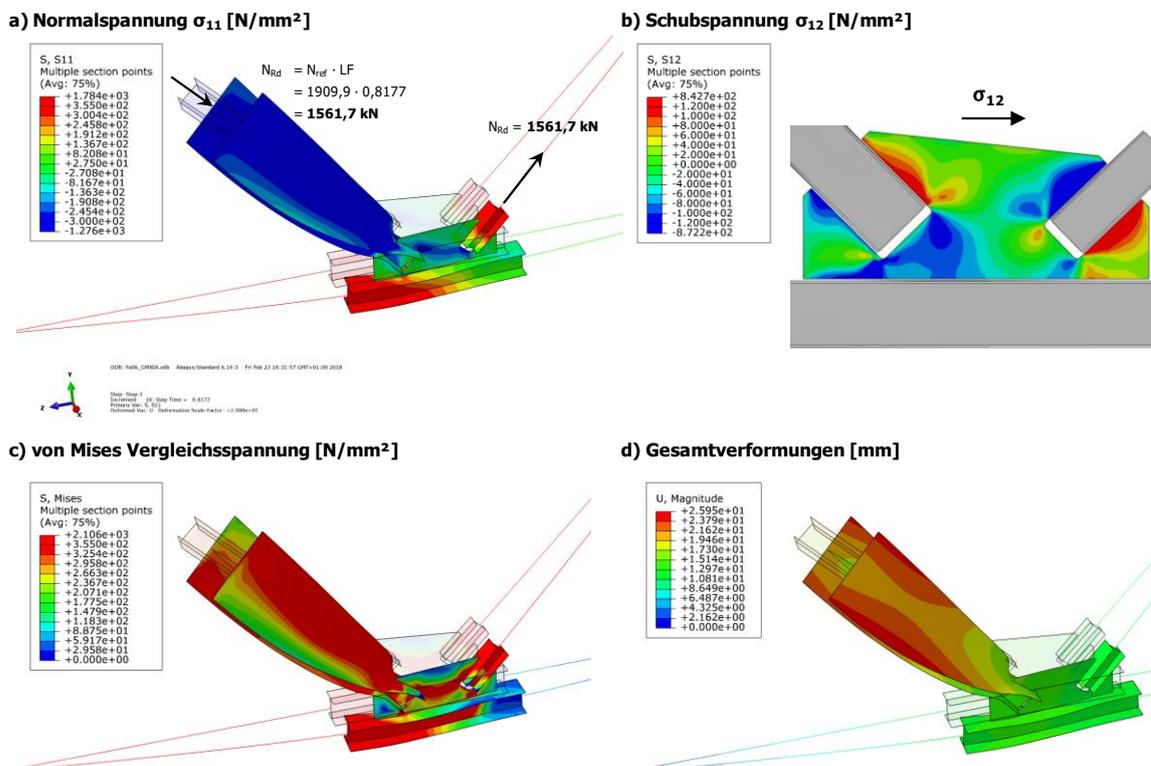


Bild 82: Traglastergebnisse der Gruppe 3 – Geometrische Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform

Geometrische Imperfektion als Knotenblechschiefstellung:

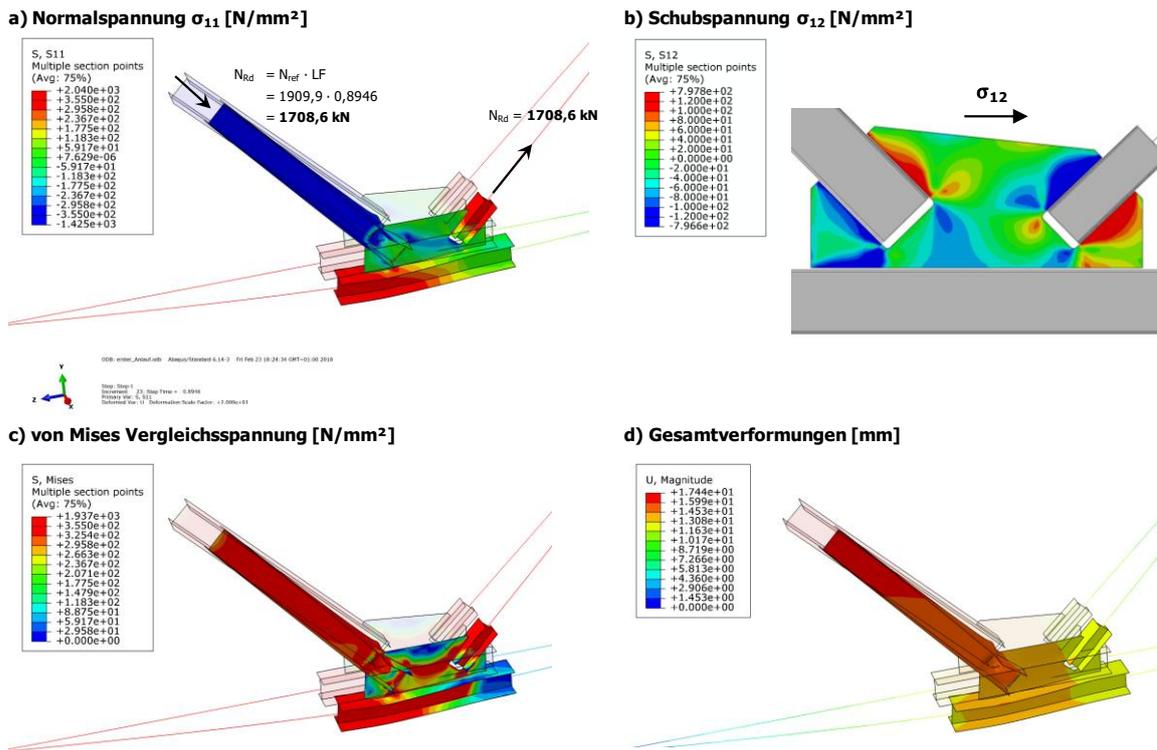


Bild 83: Traglastergebnisse der Gruppe 3 – Geometrische Imperfektion als Knotenblechschiefstellung

Isolierte Stabberechnung:

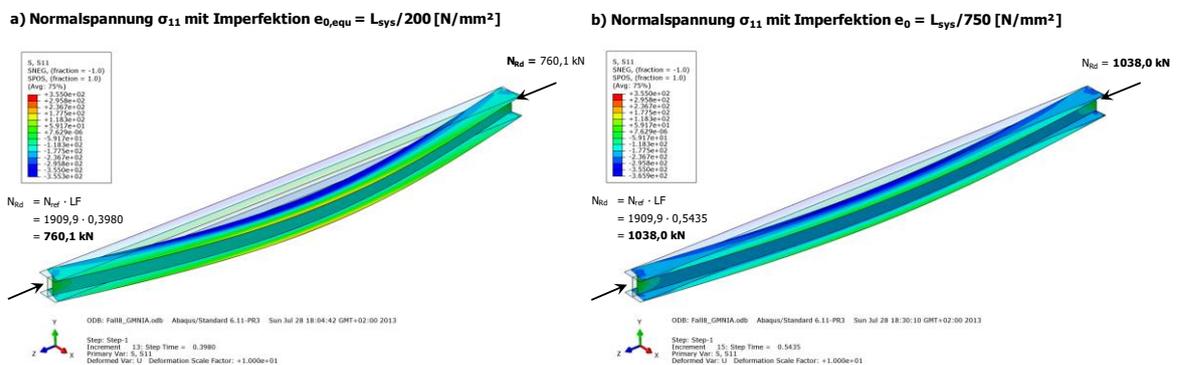


Bild 84: Traglastergebnisse der isolierten Stabberechnung der Gruppe 3 – Normalspannung σ_{11} [N/mm²]: a) mit geometrischer Ersatzimperfektion $e_{0,eq} = L_{sys}/200$, b) mit geometrischer Imperfektion $e_0 = L_{sys}/750$

Das Bild 81 zeigt die Fachwerkdruckdiagonale mit anschließendem Fachwerkknoten der Gruppe 3 im Traglastzustand bei einer Belastung $N_{Rd} = 1248,9$ kN. Hierbei weist die Druckdiagonale Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform (siehe Bild 78) auf. Als Versagensmechanismus stellt sich ein globales Stabknickversagen ein, mit den höchsten Spannungen in Stabmitte der Druckdiagonale. Im Traglastzustand mit Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform sind die Beanspruchungen im Knotenblech wesentlich höher, demzufolge limitiert die Knotenblechtragfähigkeit die maximale Traglast $N_{Rd} = 1561,7$ kN der Druckdiagonale (siehe von Mises Vergleichsspannungen in Bild 82c). Die Tragfähigkeit liegt jedoch um rund 25% höher als bei der unterstellten Imperfektionsfigur affin zur ersten Knickeigenform. An den Verformungen in Bild 82 ist im Traglastzustand mit Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform ein überlagertes Drillknicken der Druckdiagonale zu erkennen.

Diese Versagensform tritt durch die unterschiedliche Stützwirkung beider Gurte durch das Knotenblech (stärkere Stützwirkung aus der Fachwerkebene für jenen Gurt des Diagonalstabes der näher am Ober- bzw. Untergurtstab liegt) ein.

Im Fall mit geometrischen Imperfektionen als Anfangsschiefstellung des Knotenblechs (siehe Bild 83) ist der Versagenszustand globales Stabknicken – wie auch bei Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform. Aber auch große Bereiche im Knotenblech plastizieren bereits bei dem erreichten Traglastniveau von $N_{Rd} = 1708,6$ kN.

Die FE-Traglastberechnung am isolierten Druckstab (beidseits gabelgelagerter Einzelstab mit konstantem Walzprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche, mit Systemlänge L_{sys}) mit der Imperfektionamplitude der Systemanalysen ($e_0 = L_{sys}/750 = 4454\text{mm}/750 = 5,9$ mm) liefert eine Tragfähigkeit von $N_{Rd} = 1038,0$ kN (siehe Bild 84b) – dies ist um 17% geringer als die maximale Traglast der FE-Systemberechnungen. Mit der geometrischen Ersatzimperfektion $e_{0,equ} = L_{sys}/200 = 4454\text{mm}/200 = 22,3$ mm – welche implizit auch hohe strukturelle Imperfektionen, vor allem Eigenspannungen, mitabdeckt – fällt die Traglast um 27% auf $N_{Rd} = 760,1$ kN ab. Dieser Abfall der maximalen Tragfähigkeit zwischen den beiden untersuchten Imperfektionamplituden – rein geometrische Imperfektionen bzw. geometrische Ersatzimperfektionen, welche auch strukturelle Imperfektionen mitabdecken – ist in vergleichbarer Größenordnung auch bei den FE-Berechnungen des Stab-Knotenblech-Systems (vgl. Bild 69) zu erwarten.

b) Darstellung der Ergebnisse der Traglastberechnungen – Gruppe 6a

Die wichtigsten Daten, um die untersuchte Fachwerkdruckdiagonale der Gruppe 6a zu charakterisieren, sind in Tabelle 11 zusammengefasst.

Tabelle 11: Charakteristische Daten für die Gruppe 6a

Gruppe 6a			
Profil der Druckdiagonale:	HEA 220	Systemlänge L_{sys} =	4618 mm
Material	S355	$\bar{\lambda}_{z,0,L_{sys}}$ =	1,073
Fläche des idealisierten Profils der FE-Rechnung (ohne R)	61,6 cm ²	L_0 =	4208 mm
t_1 =	40 mm	$\bar{\lambda}_{z,0,L_0}$ =	0,978
Profil der Zugdiagonale:	HEA 220		
Profil des Untergurtes:	HEA 300	Untergurtlänge L_{UG} =	6530 mm

- Erfasste Imperfektionen bei den Traglastberechnungen:

Den Traglastberechnungen werden geometrische Imperfektionen mit affinen Verläufen zur durchgeführten Eigenwertanalyse zugrunde gelegt. Die erste Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale zeigt Bild 85, die zweite Eigenform ist in Bild 86 dargestellt. Der Maximalwert der Verformung wird als geometrische Imperfektion jeweils mit $e_0 = L_{sys}/750$ skaliert. Neben diesen beiden Imperfektionsfiguren wird eine weitere Traglastberechnung mit Imperfektionsauftritt im Knotenblech durchgeführt. Hierbei wird das Knotenblech um 1/100 mit der Unterkante der Mittelfläche als Rotationsachse schiefgestellt und die Diagonalen im entsprechend Maß horizontal verschoben, wie dem Bild 87 entnommen werden kann.

Geometrische Imperfektionsfigur affin zur ersten Knickeigenform:

Der Skalierungsfaktor der ersten Knickeigenform beträgt $e_0 = L_{sys}/750 = 4618\text{mm}/750 = 6,2$ mm. Bild 85 zeigt die erste Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale der Gruppe 6a.

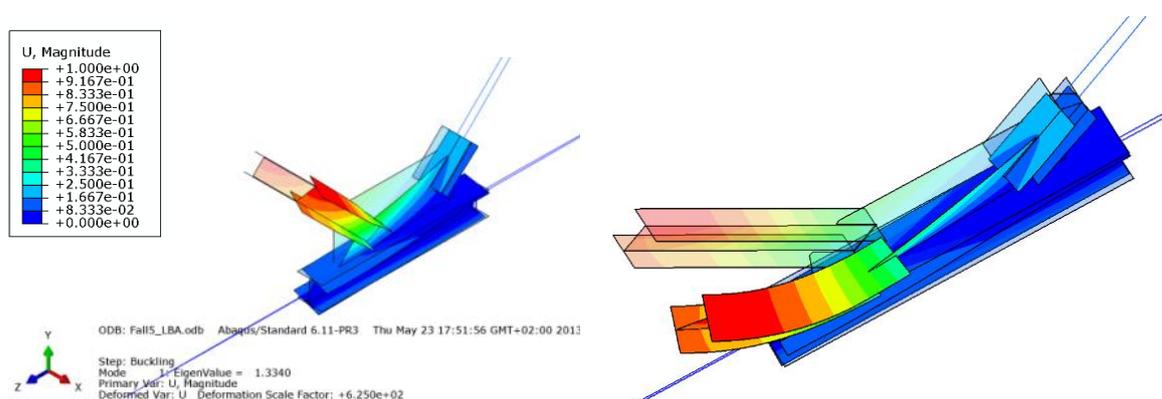


Bild 85: Zwei Ansichten der Eigenform der Gruppe 6a – erste Knickeigenform

Geometrische Imperfektionsfigur affin zur zweiten Knickeigenform:

Der Skalierungsfaktor der zweiten Knickeigenform beträgt $e_0 = L_{sys}/750 = 4618\text{mm}/750 = 6,2 \text{ mm}$. Bild 86 zeigt die zweite Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale der Gruppe 6a.

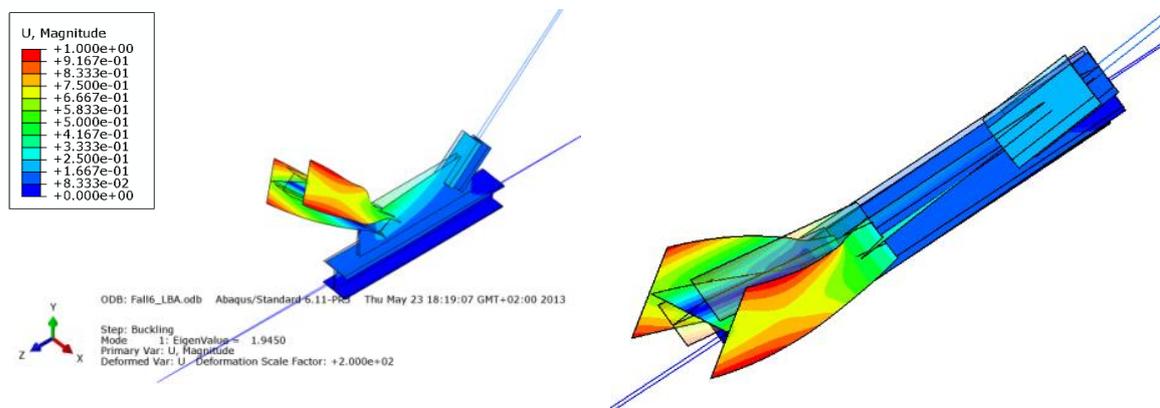


Bild 86: Zwei Ansichten der Eigenform der Gruppe 6a – zweite Knickeigenform

Imperfektion infolge Schiefstellung des Knotenblechs:

Das Knotenblech wird um $1/100$ mit der Unterkante der Mittelfläche als Rotationsachse schiefgestellt und die Diagonalen im entsprechend Maß horizontal verschoben (die Druckstrebe in der Höhe h_3 um $\Delta_3 = 3,75 \text{ mm}$ und die Zugstrebe um $\Delta_3 = 3,75 \text{ mm}$), wie dem Bild 87 entnommen werden kann.

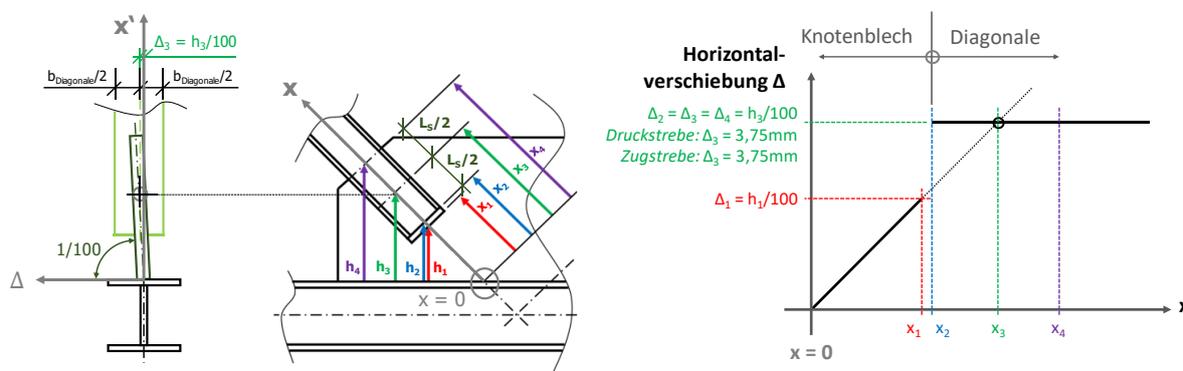


Bild 87: Geometrische Imperfektion – Schiefstellung des Knotenblechs der Gruppe 6a

- Ergebnisse im Traglastzustand:

Geometrische Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform:

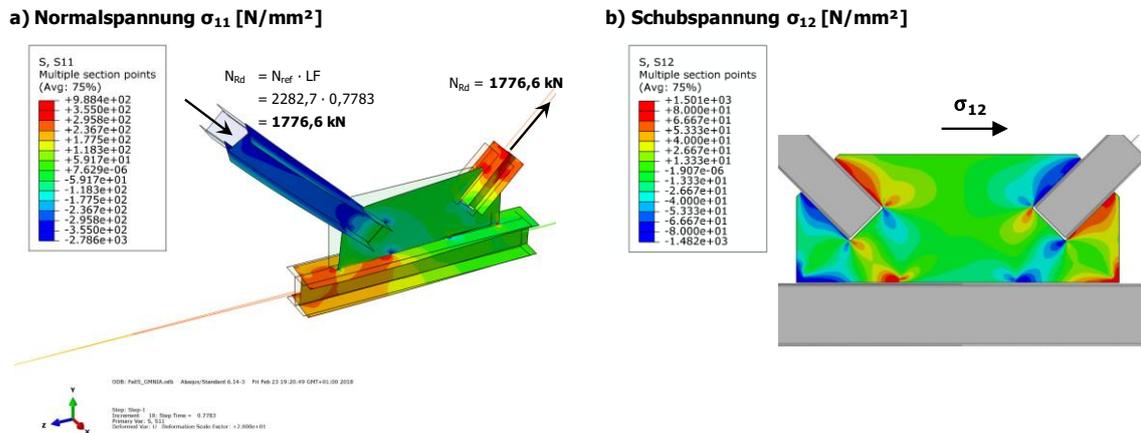


Bild 88: Traglastergebnisse der Gruppe 6a – Geometrische Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform

Geometrische Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform:

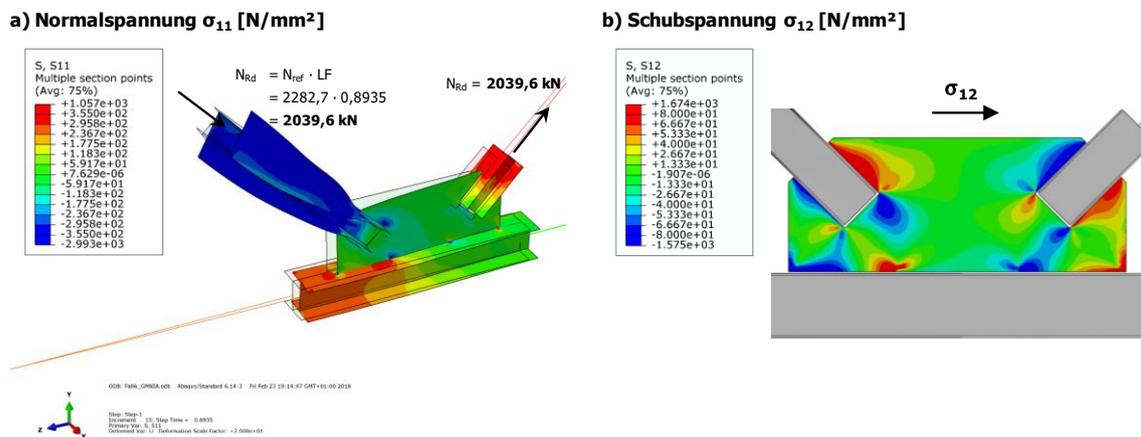


Bild 89: Traglastergebnisse der Gruppe 6a – Geometrische Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform

Geometrische Imperfektion als Knotenblechschiefstellung:

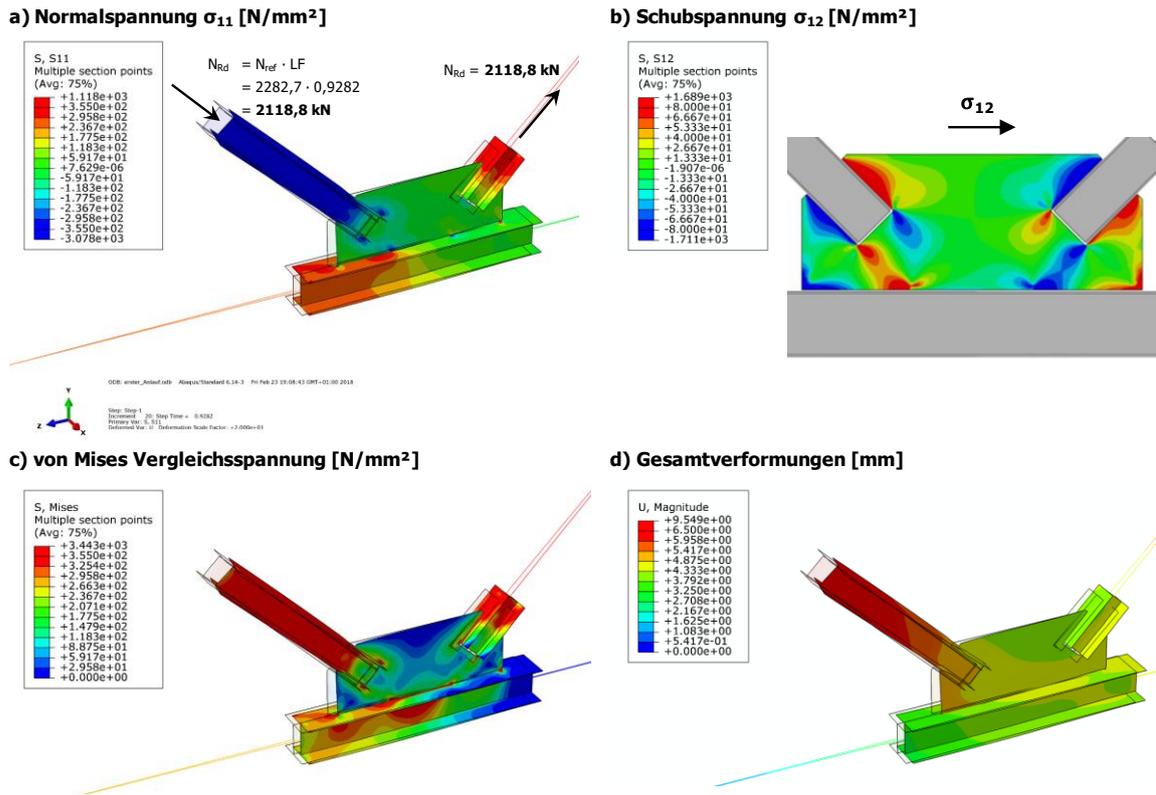


Bild 90: Traglastergebnisse der Gruppe 6a – Geometrische Imperfektion als Knotenblechschiefstellung

Isolierte Stabberechnung:

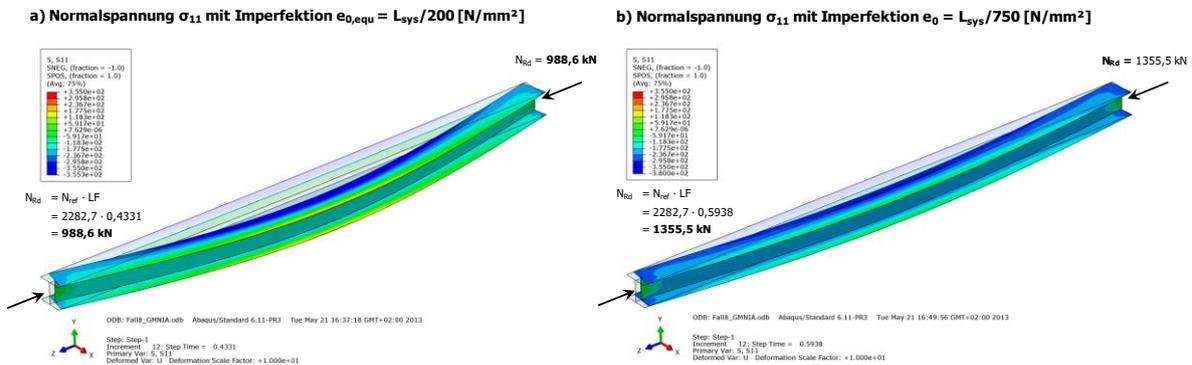


Bild 91: Traglastergebnisse der isolierten Stabberechnung der Gruppe 6a – Normalspannung σ_{11} [N/mm²]: a) mit geometrischer Ersatzimperfektion $e_{0,eq} = L_{sys}/200$, b) mit geometrischer Imperfektion $e_0 = L_{sys}/750$

Das Bild 88 zeigt die Fachwerkdruckdiagonale mit anschließendem Fachwerkknoten (entnommen aus der Literatur [15]) der Gruppe 6a im Traglastzustand bei einer Belastung $N_{Rd} = 1776,6$ kN. Hierbei weist die Druckdiagonale Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform (siehe Bild 85) auf. Als Versagensmechanismus stellt sich globales Stabknickversagen ein, mit den höchsten Spannungen in Stabmitte der Druckdiagonale. Auch im Traglastzustand mit Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform versagt primär das Druckdiagonalenprofil bei einer maximalen Traglast von $N_{Rd} = 2039,6$ kN. In beiden Traglastzuständen sind die Spannungen im Knotenblech sehr gering. Dies liegt an der großen Knotenblechdicke von $t_1 = 40$ mm.

An den Verformungen in Bild 89 ist im Traglastzustand, mit Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform, ebenfalls ein überlagertes Drillknicken der Druckdiagonale zu erkennen. Diese Versagensform tritt durch die unterschiedliche Stützwirkung beider Gurte durch das Knotenblech (stärkere Stützwirkung aus der Fachwerkebene für jenen Gurt des Diagonalstabes der näher am Ober- bzw. Untergurtstab liegt) ein.

Im Fall mit geometrischen Imperfektionen als Anfangsschiefstellung des Knotenblechs (siehe Bild 90) ist der Versagenszustand ebenfalls globales Stabknicken mit einer erreichten Traglast von $N_{Rd} = 2118,8$ kN.

Die FE-Traglastberechnung am isolierten Druckstab mit der Imperfektionamplitude der Systemanalysen ($e_0 = L_{sys}/750 = 4618\text{mm}/750 = 6,2$ mm) und der Stablänge L_{sys} liefert eine Tragfähigkeit von $N_{Rd} = 1355,5$ kN (siehe Bild 84b) – dies ist um 23% geringer als die maximale Traglast der FE-Systemberechnungen. Mit der geometrischen Ersatzimperfektion $e_{0,eq} = L_{sys}/200 = 4618\text{mm}/200 = 23,1$ mm – welche implizit auch hohe strukturelle Imperfektionen, vor allem Eigenspannungen, mitabdeckt – fällt die Traglast um 27% auf $N_{Rd} = 988,6$ kN ab. Dieser Abfall der maximalen Tragfähigkeit zwischen den beiden untersuchten Imperfektionamplituden – rein geometrische Imperfektionen bzw. geometrische Ersatzimperfektionen, welche auch strukturelle Imperfektionen mitabdecken – ist in vergleichbarer Größenordnung auch bei den FE-Systemberechnungen (vgl. Bild 69) zu erwarten und entspricht exakt jenem Abfall, welcher auch bei der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale der Gruppe 3 beobachtet wurde.

2.6.3.2. Gesamtergebnisse – FE-Traglasten gegenüber Bemessungsmodellen für die Praxis

Nachfolgend werden die Gesamtergebnisse für jede einzelne Gruppe kompakt in einer Tabelle (siehe Tabelle 12 bis Tabelle 18) sowie in einer Grafik (siehe Bild 92 bis Bild 98) zusammenfassend dargestellt. Dabei sind die Drucktragfähigkeiten N_{Rd} der einzelnen Diagonalstäbe nach folgenden Berechnungsverfahren ausgewiesen:

(Anm.: $\gamma_{M0} = \gamma_{M1} = 1,0$; Material S355; $f_{yd} = 355 \text{ N/mm}^2$)

- FE-Tragfähigkeiten des Systems mit alleiniger geometrischer Imperfektion:
 - Imperfektion als Vorkrümmung der Druckdiagonale affin zur ersten Knickeigenform
 - Imperfektion als Vorkrümmung der Druckdiagonale affin zur zweiten Knickeigenform
 - Imperfektion als Knotenblechschiefe
- Traglasten der isolierten FE-Stabberechnungen (beidseits gabelgelagerter Einzelstab mit konstantem Walzprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche, mit Systemlänge L_{sys}) mit:
 - geometrische Ersatzimperfektion $e_{0,eq} = L_{sys}/200$
 - geometrische Imperfektion $e_0 = L_{sys}/750$
- Bemessungsmodelle der Praxis:
 - Knicktragfähigkeit mit Knicklänge $L_{K,z} = L_{sys}$, Knickspannungslinie c
 - Knicktragfähigkeit mit Knicklänge $L_{K,z} = L_0$, Knickspannungslinie c
- Ingenieurmodell [3] bzw. [4] nach Bild 22 (entspricht dem Ingenieurmodell IM aus Abschnitt 2.9.2): getrennte Ergebnisse für die Tragfähigkeiten, welche sich aus Nachweis 1: konventioneller Knicknachweis am Ersatzstab und Nachweis 2: Querschnittsnachweis im kritischen Knotenblechquerschnitt 1 ergeben.

Für die FE-Systemberechnung (vgl. Bild 69) sind die Ergebnisse jeweils für linear elastisch – ideal plastische Materialeigenschaften des gesamten modellierten Fachwerkausschnittes angeführt. Für jene Gruppen, wo die Zugdiagonalen- oder Untergurtstabquerschnittstragfähigkeit die Drucktragfähigkeit der Druckdiagonale einschränkt (siehe Abschnitt 2.6.2), sind zusätzlich die Ergebnisse angeführt, wenn Zugdiagonale und Untergurt rein elastisches Materialverhalten aufweisen – dies gilt für die Gruppen 1, 3, 4, 5. Zudem erfolgt auch für die Gruppen 6a bzw. 6b eine Traglastberechnung mit linear elastischem Materialverhalten des Untergurtstabes und der Zugdiagonale. Um dies zu verdeutlichen, sind in den nachfolgenden Diagrammen der Vergleiche der ermittelten Druckdiagonalentragfähigkeiten (Bild 92 bis Bild 98) immer die plastischen Normalkrafttragfähigkeiten der Zugdiagonalen bzw. die Querschnittstragfähigkeiten der zugehörigen Untergurtstäbe (vgl. Bild 73) miteingetragen (immer ausgedrückt als maximale Drucktragfähigkeit der Druckdiagonale). Um die tatsächliche maximale Tragfähigkeit der Druckdiagonale zu erhalten, muss sichergestellt werden, dass weder Zugdiagonale noch Untergurtstab die ermittelte Tragfähigkeit im Ersatzmodell (siehe Bild 69) limitieren.

Zusätzlich zu den ermittelten Traglastberechnungen erfolgt in den nachfolgenden Tabellen (Tabelle 12 bis Tabelle 18) auch ein Vergleich der kritischen Verzweigungslasten. Es sind jeweils die kritischen Verzweigungslasten aus der FE-Eigenwertanalyse für die erste Knickeigenformen in den Tabellen unten rechts angegeben. Gegenübergestellt wird die ideale Knickdrucknormalkraft des beidseits gabelgelagerten Einzelstabes mit konstantem Walzprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche, mit Systemlänge L_{sys} als Eulerfall 2, nach Gl. 12.

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_{z,0}}{L_{sys}^2} \quad \text{Gl. 12}$$

Anm.: In den nachfolgenden Ergebnistabellen wurde die Referenznormalkraft N_{ref} – plastische Normalkrafttragfähigkeit der Druckdiagonale – mit ihren Sollquerschnitt ermittelt (vgl. Spalte „Fläche A“ in Tabelle 4). Die Referenznormalkräfte N_{ref} ($N_{ref} = A \cdot f_{yd}$ mit $f_{yd} = 35,5 \text{ kN/cm}^2$ für die Materialgüte S335, $\gamma_{m0} = 1,0$) sind in den folgenden Tabellen (Tabelle 12 bis Tabelle 18) im unteren Bereich angegeben.

a) Ergebnisse für Gruppe 1

Gruppe 1						
Profil der Druckdiagonale:	HEB 340		Systemlänge $L_{sys} =$	4303 mm		
Material	S355		$\bar{\lambda}_{Z,0,L_{sys}} =$	0,735		
Fläche des idealisierten Profils der FE-Rechnung (ohne R)	164,6 cm ²		$L_0 =$	3648 mm		
$t_1 =$	45 mm		$\bar{\lambda}_{Z,0,L_0} =$	0,623		
Profil der Zugdiagonale:	HEB 320					
Profil des Untergurtes:	HEB 450		Untergurtlänge $L_{UG} =$	6250 mm		
Imperf. affin 1. Eigenform	Imperf. affin 2. Eigenform	Imperf. im Knotenbl.	FE-Stab-RE $L_{sys}/750$	FE-Stab-RE $L_{sys}/200$	Knickbem. L_{sys} bzw. L_0	Ingenieur- modell IM
$LF^* = 0,8346$ $LF^* \cdot N_{ref} =$ $N_{Rd} =$ 5066 kN	$LF^* = 0,8344$ $LF^* \cdot N_{ref} =$ $N_{Rd} =$ 5065 kN	$LF^* = 0,8344$ $LF^* \cdot N_{ref} =$ $N_{Rd} =$ 5065 kN	$LF = 0,8142$ $LF \cdot N_{ref} =$ $N_{Rd} =$ 4943 kN	$LF = 0,6326$ $LF \cdot N_{ref} =$ $N_{Rd} =$ 3840 kN	$L_{sys}:$ $LF = 0,703$ $LF \cdot N_{pl,Druck} =$ $N_{Rd} =$ 4109 kN	<i>Stabknicken:</i> $LF = 0,707$ $LF \cdot N_{pl,Druck} =$ $N_{Rd} =$ 4132 kN
*) Querschnittstragfähigkeit des Untergurtstabes maßgebend						
<i>Zugdiagonale und Untergurt elastisch:</i>					$L_0:$	<i>Knotenblech:</i>
$LF = 0,8941$ $LF \cdot N_{ref} =$ $N_{Rd} =$ 5428 kN	$LF = 0,9003$ $LF \cdot N_{ref} =$ $N_{Rd} =$ 5465 kN	$LF = 0,9197$ $LF \cdot N_{ref} =$ $N_{Rd} =$ 5583 kN			$LF = 0,772$ $LF \cdot N_{pl,Druck} =$ $N_{Rd} =$ 4512 kN	3692 kN
N_{pl} - Druckdiagonale = 5844,7 kN					N_{cr} (Eulerfall 2)	N_{cr} aus FE-Analyse
N_{pl} - Zugdiagonale = 5505,5 kN					<i>mit</i> $L_{sys} = 430,3 \text{ cm}$ $I_z = 9679,3 \text{ cm}^4$ 10835 kN	$LF = 1,7591$ $LF \cdot N_{ref} =$ 10679 kN
$N_{Rd} (=0,5 \cdot N_H)$ für $N_{pl,UG} = 5174,8 \text{ kN}$ $N_{ref} = 6070,5 \text{ kN}$ (N_{ref} ...plastische Normalkraft der Druckstrebe mit Ausrundungsradius)						

Tabelle 12: Vergleich der Traglastberechnungen mit Bemessungsmodellen der Praxis – Gruppe 1

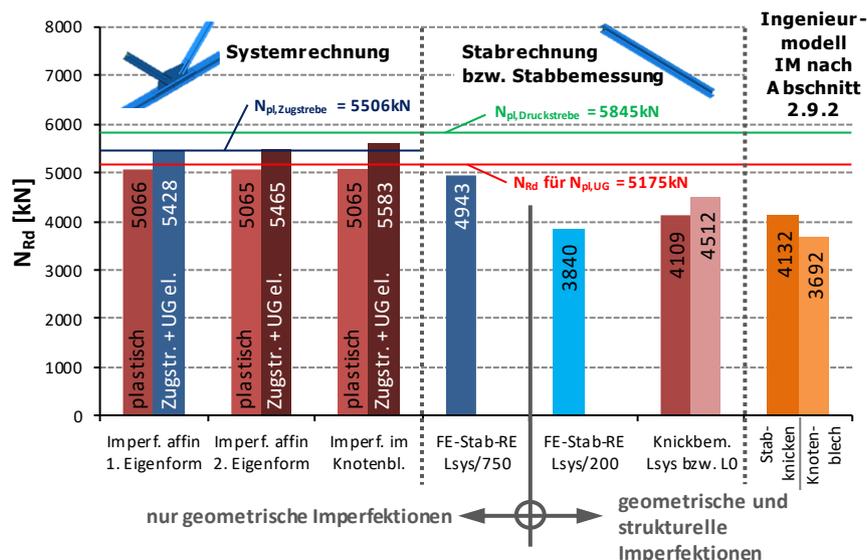


Bild 92 Vergleich der Traglastberechnungen mit Bemessungsmodellen der Praxis – Gruppe 1

Die detaillierte Darstellung der Ergebnisse der FE-Traglastberechnungen findet sich, in gleicher Form wie für die Gruppen 3 bzw. 6a in Abschnitt 2.6.3.1, in Anhang A.

Für die realitätsnahe numerische Simulation der maximalen Traglast wird im Zuge der FE-Systemberechnungen die Imperfektionsform mit geometrischen Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform maßgebend. Die maximale Tragfähigkeit der Fachwerkdruckdiagonale im System beträgt $N_{Rd} = 5427,6$ kN (siehe Tabelle 12 bzw. Bild 92). Die FE-Traglastberechnung am isolierten Druckstab (beidseits gabelgelagerter Einzelstab mit konstantem Walzprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche, mit Systemlänge L_{sys}) mit der Imperfektionamplitude der Systemanalysen ($e_0 = L_{sys}/750 = 4303\text{mm}/750 = 5,7$ mm) liefert eine Tragfähigkeit von $N_{Rd} = 4942,6$ kN – dies ist um 10% geringer als die maximale Traglast der Systemberechnungen. Mit der geometrischen Ersatzimperfektion $e_{0,eq} = L_{sys}/200 = 4303\text{mm}/200 = 21,5$ mm – welche implizit auch hohe strukturelle Imperfektionen, vor allem Eigenspannungen, mitabdeckt – fällt die Traglast um 22% auf $N_{Rd} = 3840,2$ kN ab. Dieser Abfall der maximalen Tragfähigkeit zwischen den beiden untersuchten Imperfektionamplituden – rein geometrische Imperfektionen bzw. geometrische Ersatzimperfektionen, welche auch strukturelle Imperfektionen mitabdecken – ist in vergleichbarer Größenordnung auch bei den FE-Systemberechnungen zu erwarten.

Die Knickbemessung des Druckstabes nach Eurocode 1993-1-1 [7], [26] (beidseits gabelgelagerter Einzelstab mit konstantem Walzprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche) liefert Drucktragfähigkeiten mit von $N_{Rd} = 4108,8$ kN der Systemlänge L_{sys} bzw. von $N_{Rd} = 4512,1$ kN mit der Stablänge L_0 . Diese Tragfähigkeiten infolge der Stabknickbemessung enthalten allerdings auch strukturelle Imperfektionen, bedingt durch den Umstand, dass die Knickbemessung die Knickspannungslinie c (I-Profil, Knicken um die z -Achse) anwendet, die implizit hohe Eigenspannungen abdeckt. Das Ingenieurmodell IM nach Abschnitt 2.9.2, welches hauptsächlich für Fälle mit größeren freien Knotenblechlängen vorgeschlagen wird, würde die Tragfähigkeit der Fachwerkdruckdiagonale mit $N_{Rd} = 3692,1$ kN bewerten, wobei hier der Nachweis 2 (Tragfähigkeit des Knotenblechquerschnittes) bemessungsbestimmend gegenüber dem Nachweis 1 (Knicktragfähigkeit am Ersatzstab) wird (eine genaue Erläuterung dieses Ingenieurmodells findet sich im Abschnitt 2.9.2).

Zur Verifikation der tatsächlichen Einflüsse der strukturellen Imperfektionen, welche numerisch nur mit großen Unsicherheiten mitabgebildet werden können, wurden insgesamt vier Großversuche durchgeführt (siehe Abschnitt 2.7). Neben Eigenspannungen am Querschnitt infolge des Walzvorganges (siehe Abschnitt 2.6.2.2) sind auch Schweißspannungen infolge des Verschweißens der Diagonalen der Fachwerkträgergurte und den Knotenblechen denkbar. Dieser Einfluss möglicher Eigenspannungen durch die Herstellung wurde an Bauteilgroßversuchen festgestellt. Für die untersuchten Stabkonfigurationen mit eingeschlitzten Knotenblechen wurde abgeleitet, dass der Einfluss von Eigenspannungen auf die Drucktragfähigkeit der Fachwerkdiagonalen vernachlässigt werden kann (siehe Abschnitt 2.8). Dieser Punkt ist ganz wesentlich für die Bewertung der Ergebnisse der numerischen Traglastrechnungen, da hierbei die Auswirkung von Eigenspannungen auf die maximale Traglast der betrachteten Fachwerkdruckdiagonalen nicht mituntersucht wurde. Zuzufolge der Auswertung der durchgeführten Großversuche ist aber keine Traglastreduktion infolge struktureller Imperfektionen zu erwarten.

Die kritische Verzweigungslast der Druckdiagonale mit anschließendem Fachwerkknoten – ermittelt am zutreffenden FE-Modell mithilfe einer linearen Eigenwertanalyse – beträgt für die erste Knickeigenform $N_{cr,FE} = 10678,6$ kN. Die ideale Knickdrucknormalkraft des beidseits gabelgelagerten Einzelstabes mit konstantem Walzprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche, mit Systemlänge L_{sys} als Eulerfall 2 nach Gl. 12 ergibt $N_{cr} = 10834,8$ kN. Obwohl diese kritische Verzweigungslast, ermittelt mit $L_{k,z} = L_{sys}$, den Einfluss der geringeren Biegesteifigkeit infolge der Knotenbleche an beiden Stabenden nicht erfasst, ist die Erhöhung im Vergleich zu $N_{cr,FE}$ unwesentlich (etwa 1,5%).

b) Ergebnisse für Gruppe 2

Gruppe 2						
Profil der Druckdiagonale:	HEA 140		Systemlänge $L_{sys} =$		4581 mm	
Material	S355		$\bar{\lambda}_{z,0,L_{sys}} =$		1,670	
Fläche des idealisierten Profils der FE-Rechnung (ohne R)	30,2 cm ²		$L_0 =$		4320 mm	
$t_1 =$	12 mm		$\bar{\lambda}_{z,0,L_0} =$		1,575	
Profil der Zugdiagonale:	HEA 140					
Profil des Untergurtes:	HEA 180		Untergurtlänge $L_{UG} =$		6250 mm	

Imperf. affin 1. Eigenform	Imperf. affin 2. Eigenform	Imperf. im Knotenbl.	FE-Stab-RE $L_{sys}/750$	FE-Stab-RE $L_{sys}/200$	Knickbem. L_{sys} bzw. L_0	Ingenieurmodell IM
LF = 0,3754	LF = 0,5978	LF = 0,6032	LF = 0,2976	LF = 0,2333	L_{sys} : LF = 0,265	<i>Stabknicken:</i> LF = 0,241
LF · N _{ref} = N _{Rd} = 418 kN	LF · N _{ref} = N _{Rd} = 666 kN	LF · N _{ref} = N _{Rd} = 672 kN	LF · N _{ref} = N _{Rd} = 332 kN	LF · N _{ref} = N _{Rd} = 260 kN	LF · N _{pl,Druck} = N _{Rd} = 284 kN	LF · N _{pl,Druck} = N _{Rd} = 258 kN
					L_0 : LF = 0,291	<i>Knotenblech:</i>
					LF · N _{pl,Druck} = N _{Rd} = 312 kN	182 kN

N_{pl} - Druckdiagonale = 1071,4 kN	N_{cr} (Eulerfall 2)	N_{cr} aus FE-Analyse
N_{pl} - Zugdiagonale = 1071,4 kN		
N_{Rd} für $N_{pl,UG}$ = 1113,0 kN	<i>mit</i> $L_{sys} = 458,1$ cm $I_z = 388,9$ cm ⁴	LF = 0,3423
$N_{ref} = 1114,7$ kN		

(N_{ref} ...plastische Normalkraft der Druckstrebe mit Ausrundungsradius)

Tabelle 13: Vergleich der Traglastberechnungen mit Bemessungsmodellen der Praxis – Gruppe 2

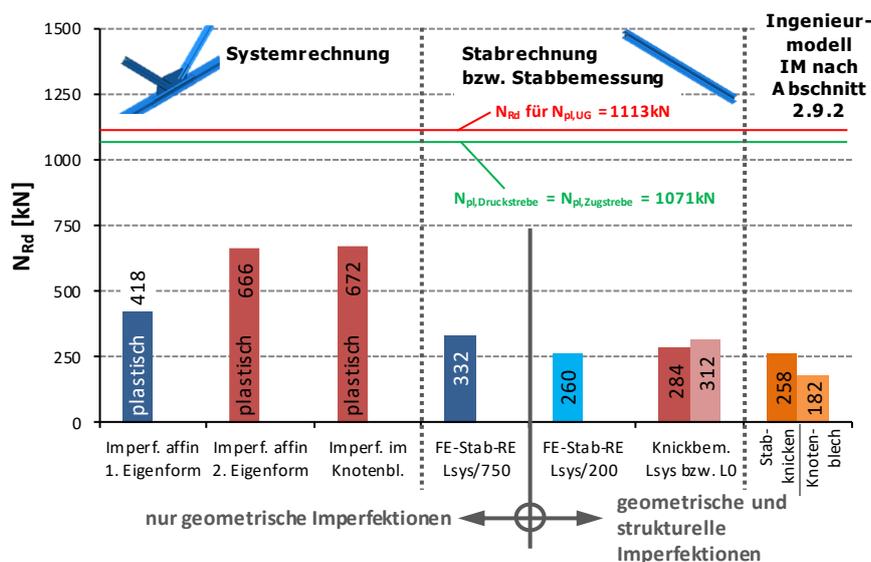


Bild 93 Vergleich der Traglastberechnungen mit Bemessungsmodellen der Praxis – Gruppe 2

Die detaillierte Darstellung der Ergebnisse der FE-Traglastberechnungen findet sich, in gleicher Form wie für die Gruppen 3 bzw. 6a in Abschnitt 2.6.3.1, in Anhang A.

Für die Fachwerkdruckdiagonale der untersuchten Gruppe 2 waren die anschließenden Stäbe im Fachwerkknoten, Zugdiagonale und Untergurtstab, als einzige Gruppe derart konstruiert, dass sie die Tragfähigkeit der Druckdiagonale im Ersatzsystem des Fachwerkausschnittes (siehe Bild 69) nicht limitieren.

Für die realitätsnahe numerische Simulation der maximalen Traglast wird im Zuge der FE-Systemberechnungen die Imperfektionsform mit geometrischen Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform maßgebend. Die maximale Tragfähigkeit der Fachwerkdruckdiagonale im System beträgt $N_{Rd} = 418,5$ kN (siehe Tabelle 13 bzw. Bild 93). Die FE-Traglastberechnung am isolierten Druckstab (beidseits gabelgelagerter Einzelstab mit konstantem Walzprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche, mit Systemlänge L_{sys}) mit der Imperfektionamplitude der Systemanalysen ($e_0 = L_{sys}/750 = 4581\text{mm}/750 = 6,1$ mm) liefert eine Tragfähigkeit von $N_{Rd} = 331,7$ kN – dies ist um 21% geringer als die maximale Traglast der FE-Systemberechnungen. Mit der geometrischen Ersatzimperfektion $e_{0,eq} = L_{sys}/200 = 4581\text{mm}/200 = 22,9$ mm – welche implizit auch hohe strukturelle Imperfektionen, vor allem Eigenspannungen, mitabdeckt – fällt die Traglast um 22% auf $N_{Rd} = 260,1$ kN ab. Dieser Abfall der maximalen Tragfähigkeit zwischen den beiden untersuchten Imperfektionamplituden – rein geometrische Imperfektionen bzw. geometrische Ersatzimperfektionen, welche auch strukturelle Imperfektionen mitabdecken – ist in vergleichbarer Größenordnung auch bei den FE-Systemberechnungen zu erwarten.

Die Knickbemessung des Druckstabes nach Eurocode 1993-1-1 [7], [26] (beidseits gabelgelagerter Einzelstab mit konstantem Walzprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche) liefert Drucktragfähigkeiten von $N_{Rd} = 283,9$ kN mit der Systemlänge L_{sys} bzw. von $N_{Rd} = 311,8$ kN mit der Stablänge L_0 . Diese Tragfähigkeiten infolge der Stabknickbemessung enthalten allerdings auch strukturelle Imperfektionen, bedingt durch den Umstand, dass die Knickbemessung die Knickspannungslinie c (I-Profil, Knicken um die z-Achse) anwendet, die implizit hohe Eigenspannungen abdeckt. Das Ingenieurmodell IM nach Abschnitt 2.9.2, welches hauptsächlich für Fälle mit größeren freien Knotenblechlängen vorgeschlagen wird, würde die Tragfähigkeit der Fachwerkdruckdiagonale mit $N_{Rd} = 181,7$ kN bewerten, wobei hier der Nachweis 2 (Tragfähigkeit des Knotenblechquerschnittes) bemessungsbestimmend gegenüber dem Nachweis 1 (Knicktragfähigkeit am Ersatzstab) wird (eine genaue Erläuterung dieses Ingenieurmodells findet sich im Abschnitt 2.9.2).

Die kritische Verzweigungslast der Druckdiagonale mit anschließendem Fachwerkknoten – ermittelt am zutreffenden FE-Modell mithilfe einer linearen Eigenwertanalyse – beträgt für die erste Knickeigenform $N_{cr,FE} = 381,6$ kN. Die ideale Knickdrucknormalkraft des beidseits gabelgelagerten Einzelstabes mit konstantem Walzprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche, mit Systemlänge L_{sys} als Eulerfall 2 nach Gl. 12 ergibt $N_{cr} = 384,1$ kN. Obwohl diese kritische Verzweigungslast, ermittelt mit $L_{k,z} = L_{sys}$, den Einfluss der geringeren Biegesteifigkeit infolge der Knotenbleche an beiden Stabenden nicht erfasst, ist die Erhöhung im Vergleich zu $N_{cr,FE}$ unwesentlich (etwa 1,0%)

c) Ergebnisse für Gruppe 3

Gruppe 3						
Profil der Druckdiagonale:	HEA 200		Systemlänge $L_{sys} =$		4454 mm	
Material	S355		$\bar{\lambda}_{z,0,L_{sys}} =$		1,141	
Fläche des idealisierten Profils der FE-Rechnung (ohne R)	51,1 cm ²		$L_0 =$		4159 mm	
$t_1 =$	25 mm		$\bar{\lambda}_{z,0,L_0} =$		1,065	
Profil der Zugdiagonale:	HEA 140		Untergurtlänge $L_{UG} =$		6250 mm	
Profil des Untergurtes:	HEA 200					
Imperf. affin 1. Eigenform	Imperf. affin 2. Eigenform	Imperf. im Knotenbl.	FE-Stab-RE $L_{sys}/750$	FE-Stab-RE $L_{sys}/200$	Knickbem. L_{sys} bzw. L_0	Ingenieurmodell IM
LF* = 0,5609 LF · N _{ref} = N _{Rd} = 1071 kN	LF* = 0,5607 LF · N _{ref} = N _{Rd} = 1071 kN	LF* = 0,5595 LF · N _{ref} = N _{Rd} = 1069 kN	LF = 0,5435 LF · N _{ref} = N _{Rd} = 1038 kN	LF = 0,3980 LF · N _{ref} = N _{Rd} = 760 kN	L_{sys} : LF = 0,463 LF · N _{pl,Druck} = N _{Rd} = 839 kN	<i>Stabknicken:</i> LF = 0,484 LF · N _{pl,Druck} = N _{Rd} = 877 kN
*) Querschnittstragfähigkeit der Zugdiagonale maßgebend						
<i>Zugdiagonale und Untergurt elastisch:</i>					L_0 : LF = 0,503 LF · N _{pl,Druck} = N _{Rd} = 912 kN	<i>Knotenblech:</i> 904 kN
LF = 0,6539 LF · N _{ref} = N _{Rd} = 1249 kN	LF = 0,8177 LF · N _{ref} = N _{Rd} = 1562 kN	LF = 0,8946 LF · N _{ref} = N _{Rd} = 1709 kN				
N _{pl} - Druckdiagonale = 1812,3 kN N _{pl} - Zugdiagonale = 1071,4 kN N _{Rd} für N _{pl,UG} = 1275,4 kN N _{ref} = 1909,9 kN <small>(N_{ref} ...plastische Normalkraft der Druckstrebe mit Ausrundungsradius)</small>			N _{cr} (Eulerfall 2) <i>mit</i> $L_{sys} = 445,4$ cm $I_z = 1333,7$ cm ⁴ 1393 kN		N _{cr} aus FE-Analyse LF = 0,7251 LF · N _{ref} = 1385 kN	

Tabelle 14: Vergleich der Traglastberechnungen mit Bemessungsmodellen der Praxis – Gruppe 3

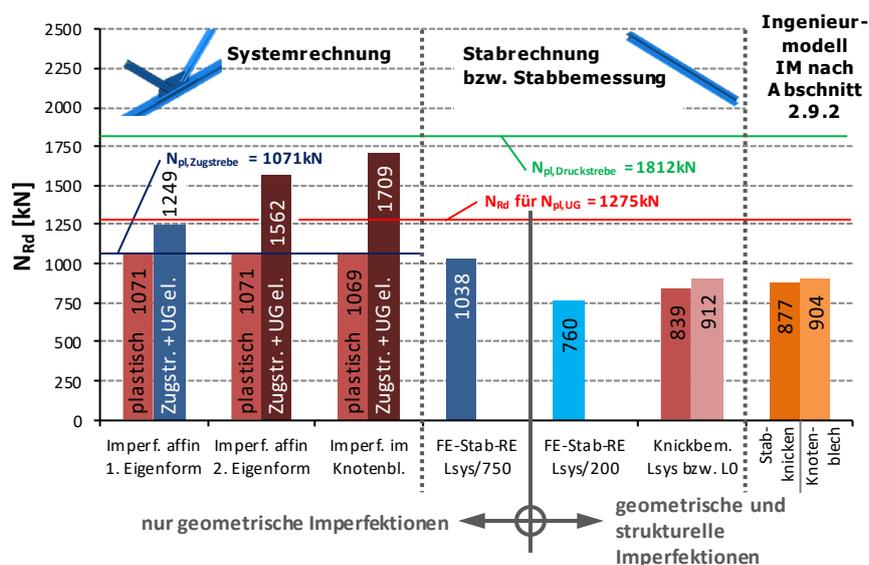


Bild 94 Vergleich der Traglastberechnungen mit Bemessungsmodellen der Praxis – Gruppe 3

Die detaillierte Darstellung der Ergebnisse der FE-Traglastberechnungen findet sich in Abschnitt 2.6.3. Für die realitätsnahe numerische Simulation der maximalen Traglast wird im Zuge der FE-Systemberechnungen die Imperfektionsform mit geometrischen Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform maßgebend. Die maximale Tragfähigkeit der Fachwerkdruckdiagonale im System beträgt $N_{Rd} = 1248,9$ kN (siehe Tabelle 14 bzw. Bild 94). Die FE-Traglastberechnung am isolierten Druckstab (beidseits gabelgelagerter Einzelstab mit konstantem Walzprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche, mit Systemlänge L_{sys}) mit der Imperfektionamplitude der Systemanalysen ($e_0 = L_{sys}/750 = 4454\text{mm}/750 = 5,9$ mm) liefert eine Tragfähigkeit von $N_{Rd} = 1038,0$ kN – dies ist um 3% geringer als die maximale Traglast der Systemberechnungen. Mit der geometrischen Ersatzimperfektion $e_{0,eq} = L_{sys}/200 = 4454\text{mm}/200 = 22,3$ mm – welche implizit auch hohe strukturelle Imperfektionen, vor allem Eigenspannungen, mitabdeckt – fällt die Traglast um 27% auf $N_{Rd} = 760,1$ kN ab. Dieser Abfall der maximalen Tragfähigkeit zwischen den beiden untersuchten Imperfektionamplituden – rein geometrische Imperfektionen bzw. geometrische Ersatzimperfektionen, welche auch strukturelle Imperfektionen mitabdecken – ist in vergleichbarer Größenordnung auch bei den FE-Systemberechnungen zu erwarten.

Die Knickbemessung des Druckstabes nach Eurocode 1993-1-1 [7], [26] (beidseits gabelgelagerter Einzelstab mit konstantem Walzprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche) liefert Drucktragfähigkeiten von $N_{Rd} = 911,6$ kN mit der Systemlänge L_{sys} bzw. von $N_{Rd} = 839,1$ kN mit der Stablänge L_0 . Diese Tragfähigkeiten infolge der Stabknickbemessung enthalten allerdings auch strukturelle Imperfektionen, bedingt durch den Umstand, dass die Knickbemessung die Knickspannungslinie c (I-Profil, Knicken um die z-Achse) anwendet, die implizit hohe Eigenspannungen abdeckt. Das Ingenieurmodell IM nach Abschnitt 2.9.2, welches hauptsächlich für Fälle mit größeren freien Knotenblechlängen vorgeschlagen wird, würde die Tragfähigkeit der Fachwerkdruckdiagonale mit $N_{Rd} = 877,2$ kN bewerten, wobei hier der Nachweis 1 (Knicktragfähigkeit am Ersatzstab) bemessungsbestimmend gegenüber dem Nachweis 2 (Tragfähigkeit des Knotenblechquerschnittes) wird (eine genaue Erläuterung dieses Ingenieurmodells findet sich im Abschnitt 2.9.2).

Die kritische Verzweigungslast der Druckdiagonale mit anschließendem Fachwerkknoten – ermittelt am zutreffenden FE-Modell mithilfe einer linearen Eigenwertanalyse – beträgt für die erste Knickeigenform $N_{cr,FE} = 1384,8$ kN. Die ideale Knickdrucknormalkraft des beidseits gabelgelagerten Einzelstabes mit konstantem Walzprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche, mit Systemlänge L_{sys} als Eulerfall 2 nach Gl. 12 ergibt $N_{cr} = 1394,4$ kN. Obwohl diese kritische Verzweigungslast, ermittelt mit $L_{k,z} = L_{sys}$, den Einfluss der geringeren Biegesteifigkeit infolge der Knotenbleche an beiden Stabenden nicht erfasst, ist die Erhöhung im Vergleich zu $N_{cr,FE}$ unwesentlich (etwa 1,0%).

d) Ergebnisse für Gruppe 4

Gruppe 4						
Profil der Druckdiagonale:	HEB 320		Systemlänge $L_{sys} =$		4372 mm	
Material	S355		$\bar{\lambda}_{z,0,L_{sys}} =$		0,742	
Fläche des idealisierten Profils der FE-Rechnung (ohne R)	155,1 cm ²		$L_0 =$		3872 mm	
$t_1 =$	50 mm		$\bar{\lambda}_{z,0,L_0} =$		0,657	
Profil der Zugdiagonale:	HEA 240		Untergurtlänge $L_{UG} =$		6250 mm	
Profil des Untergurtes:	HEB 360					

Imperf. affin 1. Eigenform	Imperf. affin 2. Eigenform	Imperf. im Knotenbl.	FE-Stab-RE $L_{sys}/750$	FE-Stab-RE $L_{sys}/200$	Knickbem. L_{sys} bzw. L_0	Ingenieurmodell IM
LF* = 0,4535 LF · N _{ref} = N _{Rd} = 2592 kN	LF* = 0,4536 LF · N _{ref} = N _{Rd} = 2593 kN	LF* = 0,4523 LF · N _{ref} = N _{Rd} = 2585 kN	LF = 0,8116 LF · N _{ref} = N _{Rd} = 4639 kN	LF = 0,6289 LF · N _{ref} = N _{Rd} = 3594 kN	L_{sys} : LF = 0,699 LF · N _{pl,Druck} = N _{Rd} = 3848 kN	<i>Stabknicken:</i> LF = 0,716 LF · N _{pl,Druck} = N _{Rd} = 3942 kN
*) Querschnittstragfähigkeit der Zugdiagonale maßgebend					L_0 : LF = 0,751 LF · N _{pl,Druck} = N _{Rd} = 4135 kN	<i>Knotenblech:</i> 3837 kN
<i>Zugdiagonale und Untergurt elastisch:</i>						
LF = 0,8837 LF · N _{ref} = N _{Rd} = 5051 kN	LF = 0,8920 LF · N _{ref} = N _{Rd} = 5098 kN	LF = 0,9225 LF · N _{ref} = N _{Rd} = 5273 kN				
N _{pl} - Druckdiagonale = 5505,5 kN N _{pl} - Zugdiagonale = 2593,3 kN N _{Rd} für N _{pl,UG} = 4330,6 kN N _{ref} = 5715,5 kN (N _{ref} ...plastische Normalkraft der Druckstrebe mit Ausrundungsradius)			N _{cr} (Eulerfall 2) <i>mit</i> $L_{sys} = 437,2$ cm $I_z = 9228,5$ cm ⁴ 10007 kN		N _{cr} aus FE-Analyse LF = 1,7318 LF · N _{ref} = 9898 kN	

Tabelle 15: Vergleich der Traglastberechnungen mit Bemessungsmodellen der Praxis – Gruppe 4

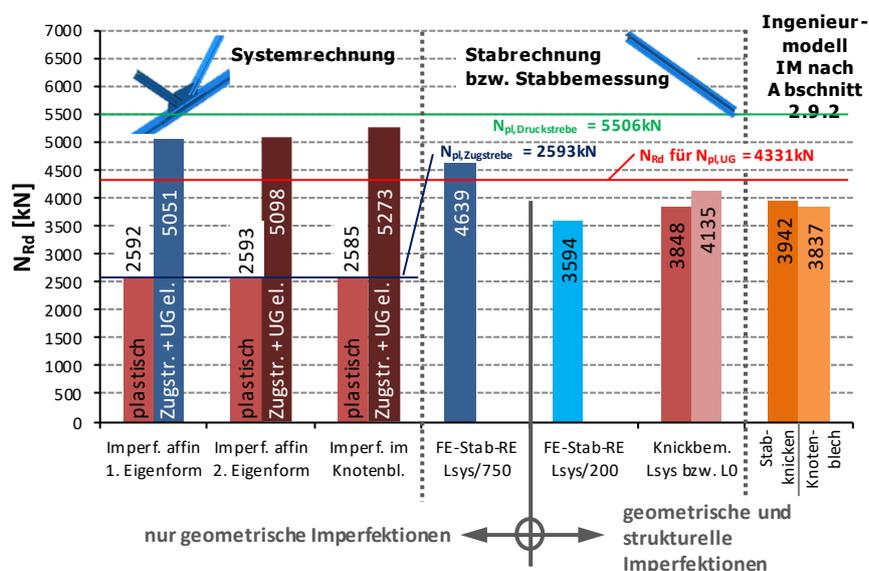


Bild 95 Vergleich der Traglastberechnungen mit Bemessungsmodellen der Praxis – Gruppe 4

Die detaillierte Darstellung der Ergebnisse der FE-Traglastberechnungen findet sich, in gleicher Form wie für die Gruppen 3 bzw. 6a in Abschnitt 2.6.3.1, in Anhang A.

Für die realitätsnahe numerische Simulation der maximalen Traglast wird im Zuge der FE-Systemberechnungen die Imperfektionsform mit geometrischen Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform maßgebend. Die maximale Tragfähigkeit der Fachwerkdruckdiagonale im System beträgt $N_{Rd} = 5050,8$ kN (siehe Tabelle 15 bzw. Bild 95). Die FE-Traglastberechnung am isolierten Druckstab (beidseits gabelgelagerter Einzelstab mit konstantem Walzprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche, mit Systemlänge L_{sys}) mit der Imperfektionamplitude der Systemanalysen ($e_0 = L_{sys}/750 = 4372\text{mm}/750 = 6,3$ mm) liefert eine Tragfähigkeit von $N_{Rd} = 4638,8$ kN – dies ist um 8% geringer als die maximale Traglast der FE-Systemberechnungen. Mit der geometrischer Ersatzimperfektion $e_{0,eq} = L_{sys}/200 = 4372\text{mm}/200 = 23,7$ mm – welche implizit auch hohe strukturelle Imperfektionen, vor allem Eigenspannungen, mitabdeckt – fällt die Traglast um 23% auf $N_{Rd} = 3594,5$ kN ab. Dieser Abfall der maximalen Tragfähigkeit zwischen den beiden untersuchten Imperfektionamplituden – rein geometrische Imperfektionen bzw. geometrische Ersatzimperfektionen, welche auch strukturelle Imperfektionen mitabdecken – ist in vergleichbarer Größenordnung auch bei den FE-Systemberechnungen zu erwarten.

Die Knickbemessung des Druckstabes nach Eurocode 1993-1-1 [7], [26] (beidseits gabelgelagerter Einzelstab mit konstantem Walzprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche) liefert Drucktragfähigkeiten von $N_{Rd} = 3848,3$ kN mit der Systemlänge L_{sys} bzw. von $N_{Rd} = 4134,6$ kN mit der Stablänge L_0 . Diese Tragfähigkeiten infolge der Stabknickbemessung enthalten allerdings auch strukturelle Imperfektionen, bedingt durch den Umstand, dass die Knickbemessung die Knickspannungslinie c (I-Profil, Knicken um die z -Achse) anwendet, die implizit hohe Eigenspannungen abdeckt. Das Ingenieurmodell IM nach Abschnitt 2.9.2, welches hauptsächlich für Fälle mit größeren freien Knotenblechlängen vorgeschlagen wird, würde die Tragfähigkeit der Fachwerkdruckdiagonale mit $N_{Rd} = 3837,1$ kN bewerten, wobei hier der Nachweis 2 (Tragfähigkeit des Knotenblechquerschnittes) bemessungsbestimmend gegenüber dem Nachweis 1 (Knicktragfähigkeit am Ersatzstab) wird (eine genaue Erläuterung dieses Ingenieurmodells findet sich im Abschnitt 2.9.2).

Die kritische Verzweigungslast der Druckdiagonale mit anschließendem Fachwerkknoten – ermittelt am zutreffenden FE-Modell mithilfe einer linearen Eigenwertanalyse – beträgt für die erste Knickeigenform $N_{cr,FE} = 9898,1$ kN. Die ideale Knickdrucknormalkraft des beidseits gabelgelagerten Einzelstabes mit konstantem Walzprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche, mit Systemlänge L_{sys} als Eulerfall 2 nach Gl. 12 ergibt $N_{cr} = 10006,7$ kN. Obwohl diese kritische Verzweigungslast, ermittelt mit $L_{k,z} = L_{sys}$, den Einfluss der geringeren Biegesteifigkeit infolge der Knotenbleche an beiden Stabenden nicht erfasst, ist die Erhöhung im Vergleich zu $N_{cr,FE}$ unwesentlich (etwa 1,0%).

e) Ergebnisse für Gruppe 5

Gruppe 5						
Profil der Druckdiagonale:	HEB 240		Systemlänge $L_{sys} =$		4423 mm	
Material	S355		$\bar{\lambda}_{z,0,L_{sys}} =$		0,935	
Fläche des idealisierten Profils der FE-Rechnung (ohne R)	102,2 cm ²		$L_0 =$		4085 mm	
$t_1 =$	30 mm		$\bar{\lambda}_{z,0,L_0} =$		0,864	
Profil der Zugdiagonale:	HEA 200		Untergurtlänge $L_{UG} =$		6250 mm	
Profil des Untergurtes:	HEB 200					
Imperf. affin 1. Eigenform	Imperf. affin 2. Eigenform	Imperf. im Knotenbl.	FE-Stab-RE $L_{sys}/750$	FE-Stab-RE $L_{sys}/200$	Knickbem. L_{sys} bzw. L_0	Ingenieurmodell IM
LF* = 0,4802 LF · N _{ref} = N _{Rd} = 1807 kN	LF* = 0,4813 LF · N _{ref} = N _{Rd} = 1811 kN	LF* = 0,4803 LF · N _{ref} = N _{Rd} = 1807 kN	LF = 0,6950 LF · N _{ref} = N _{Rd} = 2615 kN	LF = 0,5100 LF · N _{ref} = N _{Rd} = 1919 kN	L_{sys} : LF = 0,579 LF · N _{pl,Druck} = N _{Rd} = 2101 kN	<i>Stabknicken:</i> LF = 0,566 LF · N _{pl,Druck} = N _{Rd} = 2054 kN
*) Querschnittstragfähigkeit der Zugdiagonale maßgebend						
<i>Zugdiagonale und Untergurt elastisch:</i>					L_0 : LF = 0,622 LF · N _{pl,Druck} = N _{Rd} = 2257 kN	<i>Knotenblech:</i> LF = 0,622 LF · N _{pl,Druck} = N _{Rd} = 1542 kN
LF = 0,7705 LF · N _{ref} = N _{Rd} = 2899 kN	LF = 0,8230 LF · N _{ref} = N _{Rd} = 3097 kN	LF = 0,8193 LF · N _{ref} = N _{Rd} = 3083 kN				
N _{pl} - Druckdiagonale = 3628,1 kN N _{pl} - Zugdiagonale = 1812,3 kN N _{Rd} für N _{pl,UG} = 1897,8 kN N _{ref} = 3763,0 kN (N _{ref} ...plastische Normalkraft der Druckstrebe mit Ausrundungsradius)						
				N _{cr} (Eulerfall 2)	N _{cr} aus FE-Analyse	
				mit $L_{sys} = 442,3$ cm $I_z = 3918,5$ cm ⁴ 4151 kN	LF = 1,0953 LF · N _{ref} = 4122 kN	

Tabelle 16: Vergleich der Traglastberechnungen mit Bemessungsmodellen der Praxis – Gruppe 5

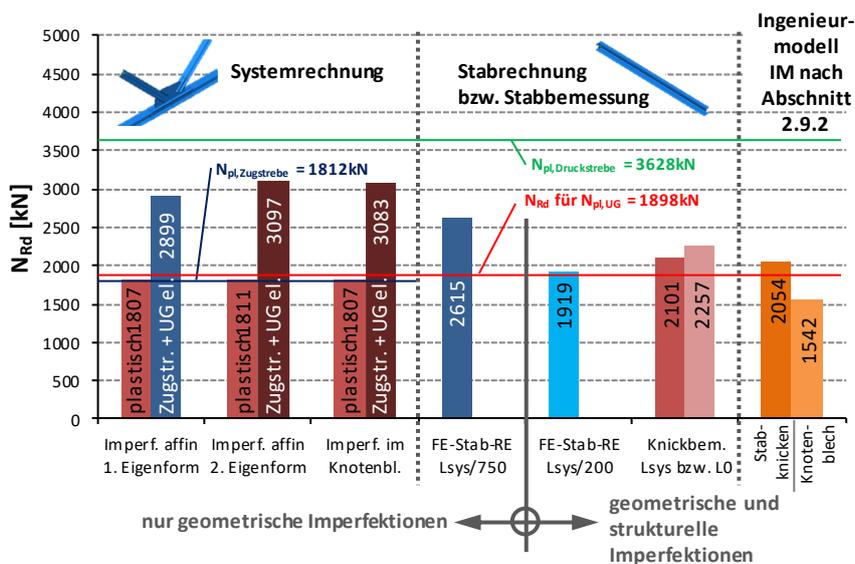


Bild 96 Vergleich der Traglastberechnungen mit Bemessungsmodellen der Praxis – Gruppe 5

Die detaillierte Darstellung der Ergebnisse der FE-Traglastberechnungen findet sich, in gleicher Form wie für die Gruppen 3 bzw. 6a in Abschnitt 2.6.3.1, in Anhang A.

Für die realitätsnahe numerische Simulation der maximalen Traglast wird im Zuge der FE-Systemberechnungen die Imperfektionsform mit geometrischen Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform maßgebend. Die maximale Tragfähigkeit der Fachwerkdruckdiagonale im System beträgt $N_{Rd} = 2899,4$ kN (siehe Tabelle 16 bzw. Bild 96). Die FE-Traglastberechnung am isolierten Druckstab (beidseits gabelgelagerter Einzelstab mit konstantem Walzprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche, mit Systemlänge L_{sys}) mit der Imperfektionamplitude der Systemanalysen ($e_0 = L_{sys}/750 = 4423\text{mm}/750 = 5,9$ mm) liefert eine Tragfähigkeit von $N_{Rd} = 2615,3$ kN – dies ist um 10% geringer als die maximale Traglast der FE-Systemberechnungen. Mit der geometrischen Ersatzimperfektion $e_{0,eq} = L_{sys}/200 = 4423\text{mm}/200 = 22,1$ mm – welche implizit auch hohe strukturelle Imperfektionen, vor allem Eigenspannungen, mitabdeckt – fällt die Traglast um 27% auf $N_{Rd} = 1919,1$ kN ab. Dieser Abfall der maximalen Tragfähigkeit zwischen den beiden untersuchten Imperfektionamplituden – rein geometrische Imperfektionen bzw. geometrische Ersatzimperfektionen, welche auch strukturelle Imperfektionen mitabdecken – ist in vergleichbarer Größenordnung auch bei den FE-Systemberechnungen zu erwarten.

Die Knickbemessung des Druckstabes nach Eurocode 1993-1-1 [7], [26] (beidseits gabelgelagerter Einzelstab mit konstantem Walzprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche) liefert Drucktragfähigkeiten von $N_{Rd} = 2100,7$ kN mit der Systemlänge L_{sys} bzw. von $N_{Rd} = 2256,7$ kN mit der Stablänge L_0 . Diese Tragfähigkeiten infolge der Stabknickbemessung enthalten allerdings auch strukturelle Imperfektionen, bedingt durch den Umstand, dass die Knickbemessung die Knickspannungslinie c (I-Profil, Knicken um die z -Achse) anwendet, die implizit hohe Eigenspannungen abdeckt. Das Ingenieurmodell IM nach Abschnitt 2.9.2, welches hauptsächlich für Fälle mit größeren freien Knotenblechlängen vorgeschlagen wird, würde die Tragfähigkeit der Fachwerkdruckdiagonale mit $N_{Rd} = 1541,8$ kN bewerten, wobei hier der Nachweis 2 (Tragfähigkeit des Knotenblechquerschnittes) bemessungsbestimmend gegenüber dem Nachweis 1 (Knicktragfähigkeit am Ersatzstab) wird (eine genaue Erläuterung dieses Ingenieurmodells findet sich im Abschnitt 2.9.2).

Die kritische Verzweigungslast der Druckdiagonale mit anschließendem Fachwerkknoten – ermittelt am zutreffenden FE-Modell mithilfe einer linearen Eigenwertanalyse – beträgt für die erste Knickeigenform $N_{cr,FE} = 4121,6$ kN. Die ideale Knickdrucknormalkraft des beidseits gabelgelagerten Einzelstabes mit konstantem Walzprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche, mit Systemlänge L_{sys} als Eulerfall 2 nach Gl. 12 ergibt $N_{cr} = 4151,5$ kN. Obwohl diese kritische Verzweigungslast, ermittelt mit $L_{k,z} = L_{sys}$, den Einfluss der geringeren Biegesteifigkeit infolge der Knotenbleche an beiden Stabenden nicht erfasst, ist die Erhöhung im Vergleich zu $N_{cr,FE}$ unwesentlich (etwa 1,0%).

f) Ergebnisse für Gruppe 6a

Gruppe 6a						
Profil der Druckdiagonale:	HEA 220		Systemlänge $L_{sys} =$		4618 mm	
Material	S355		$\bar{\lambda}_{z,0,L_{sys}} =$		1,073	
Fläche des idealisierten Profils der FE-Rechnung (ohne R)	61,6 cm ²		$L_0 =$		4208 mm	
$t_1 =$	40 mm		$\bar{\lambda}_{z,0,L_0} =$		0,978	
Profil der Zugdiagonale:	HEA 220		Untergurtlänge $L_{UG} =$		6530 mm	
Profil des Untergurtes:	HEA 300					

Imperf. affin 1. Eigenform	Imperf. affin 2. Eigenform	Imperf. im Knotenbl.	FE-Stab-RE $L_{sys}/750$	FE-Stab-RE $L_{sys}/200$	Knickbem. L_{sys} bzw. L_0	Ingenieurmodell IM
LF = 0,7766	LF = 0,8916	LF = 0,9259	LF = 0,5938	LF = 0,4331	L_{sys} : LF = 0,499	<i>Stabknicken:</i> LF = 0,524
$LF \cdot N_{ref} =$ $N_{Rd} =$ 1773 kN	$LF \cdot N_{ref} =$ $N_{Rd} =$ 2035 kN	$LF \cdot N_{ref} =$ $N_{Rd} =$ 2114 kN	$LF \cdot N_{ref} =$ $N_{Rd} =$ 1355 kN	$LF \cdot N_{ref} =$ $N_{Rd} =$ 989 kN	$LF \cdot N_{pl,Druck} =$ $N_{Rd} =$ 1091 kN	$LF \cdot N_{pl,Druck} =$ $N_{Rd} =$ 1145 kN
<i>Zugdiagonale und Untergurt elastisch:</i>					L_0 : LF = 0,553	<i>Knotenblech:</i>
LF = 0,7783	LF = 0,8935	LF = 0,9282			$LF \cdot N_{pl,Druck} =$ $N_{Rd} =$ 1209 kN	$LF \cdot N_{pl,Druck} =$ $N_{Rd} =$ 1434 kN
$LF \cdot N_{ref} =$ $N_{Rd} =$ 1777 kN	$LF \cdot N_{ref} =$ $N_{Rd} =$ 2040 kN	$LF \cdot N_{ref} =$ $N_{Rd} =$ 2119 kN				
N_{pl} - Druckdiagonale = 2185,4 kN					N_{cr} (Eulerfall 2)	N_{cr} aus FE-Analyse
N_{pl} - Zugdiagonale = 2185,4 kN					<i>mit</i> $L_{sys} = 461,8$ cm	LF = 0,8261
N_{Rd} für $N_{pl,UG} = 2667,6$ kN					$I_z = 1947,7$ cm ⁴	$LF \cdot N_{ref} =$
$N_{ref} = 2282,7$ kN					1893 kN	1886 kN
<small>(N_{ref} ...plastische Normalkraft der Druckstrebe mit Ausrundungsradius)</small>						

Tabelle 17: Vergleich der Traglastberechnungen mit Bemessungsmodellen der Praxis – Gruppe 6a

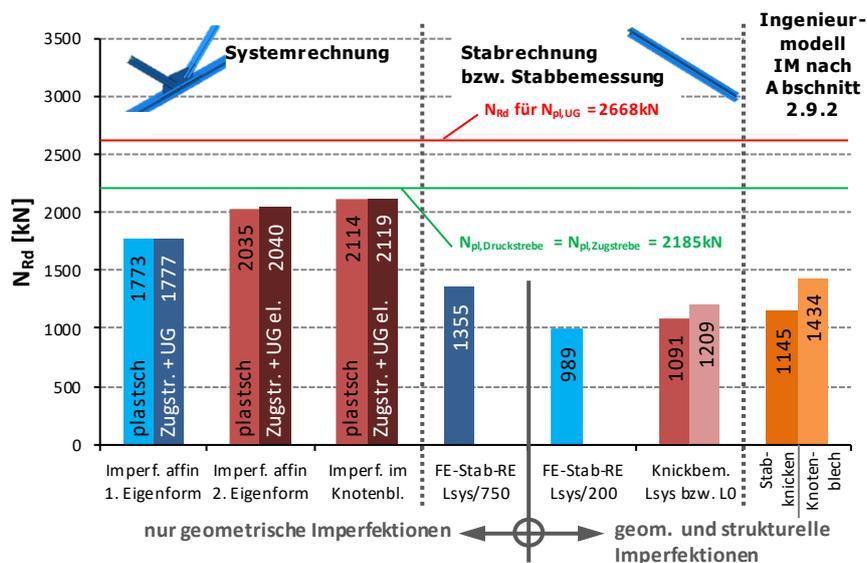


Bild 97 Vergleich der Traglastberechnungen mit Bemessungsmodellen der Praxis – Gruppe 6a

Die detaillierte Darstellung der Ergebnisse der FE-Traglastberechnungen findet sich in Abschnitt 2.6.3. Für die realitätsnahe numerische Simulation der maximalen Traglast wird im Zuge der FE-Systemberechnungen die Imperfektionsform mit geometrischen Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform maßgebend. Die maximale Tragfähigkeit der Fachwerkdruckdiagonale im System beträgt $N_{Rd} = 1776,6$ kN (siehe Tabelle 17 bzw. Bild 97). Die FE-Traglastberechnung am isolierten Druckstab (beidseits gabelgelagerter Einzelstab mit konstantem Walzprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche, mit Systemlänge L_{sys}) mit der Imperfektionamplitude der Systemanalysen ($e_0 = L_{sys}/750 = 4618\text{mm}/750 = 6,2$ mm) liefert eine Tragfähigkeit von $N_{Rd} = 1355,5$ kN – dies ist um 24% geringer als die maximale Traglast der Systemberechnungen. Mit der geometrischen Ersatzimperfektion $e_{0,eq} = L_{sys}/200 = 4618\text{mm}/200 = 23,1$ mm – welche implizit auch hohe strukturelle Imperfektionen, vor allem Eigenspannungen, mitabdeckt – fällt die Traglast um 27% auf $N_{Rd} = 988,6$ kN ab. Dieser Abfall der maximalen Tragfähigkeit zwischen den beiden untersuchten Imperfektionamplituden – rein geometrische Imperfektionen bzw. geometrische Ersatzimperfektionen, welche auch strukturelle Imperfektionen mitabdecken – ist in vergleichbarer Größenordnung auch bei den FE-Systemberechnungen zu erwarten.

Die Knickbemessung des Druckstabes nach Eurocode 1993-1-1 [7], [26] (beidseits gabelgelagerter Einzelstab mit konstantem Walzprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche) liefert Drucktragfähigkeiten von $N_{Rd} = 1090,5$ kN mit der Systemlänge L_{sys} bzw. von $N_{Rd} = 1208,5$ kN mit der Stablänge L_0 . Diese Tragfähigkeiten infolge der Stabknickbemessung enthalten allerdings auch strukturelle Imperfektionen, bedingt durch den Umstand, dass die Knickbemessung die Knickspannungslinie c (I-Profil, Knicken um die z-Achse) anwendet, die implizit hohe Eigenspannungen abdeckt. Das Ingenieurmodell IM nach Abschnitt 2.9.2, welches hauptsächlich für Fälle mit größeren freien Knotenblechlängen vorgeschlagen wird, würde die Tragfähigkeit der Fachwerkdruckdiagonale mit $N_{Rd} = 1145,1$ kN bewerten, wobei hier der Nachweis 1 (Knicktragfähigkeit am Ersatzstab) bemessungsbestimmend gegenüber dem Nachweis 2 (Tragfähigkeit des Knotenblechquerschnittes) wird (eine genaue Erläuterung dieses Ingenieurmodells findet sich im Abschnitt 2.9.2).

Die kritische Verzweigungslast der Druckdiagonale mit anschließendem Fachwerkknoten – ermittelt am zutreffenden FE-Modell mithilfe einer linearen Eigenwertanalyse – beträgt für die erste Knickeigenform $N_{cr,FE} = 1885,7$ kN. Die ideale Knickdrucknormalkraft des beidseits gabelgelagerten Einzelstabes mit konstantem Walzprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche, mit Systemlänge L_{sys} als Eulerfall 2 nach Gl. 12 ergibt $N_{cr} = 1892,9$ kN. Obwohl diese kritische Verzweigungslast, ermittelt mit $L_{k,z} = L_{sys}$, den Einfluss der geringeren Biegesteifigkeit infolge der Knotenbleche an beiden Stabenden nicht erfasst, ist die Erhöhung im Vergleich zu $N_{cr,FE}$ unwesentlich (etwa 1,0%).

g) Ergebnisse für Gruppe 6b

Gruppe 6b						
Profil der Druckdiagonale:	HEA 220		Systemlänge L* =		3355 mm	
Material	S355		$\bar{\lambda}_{z,0,L_{sys}} =$		0,780	
Fläche des idealisierten Profils der FE-Rechnung (ohne R)	61,6 cm ²		L ₀ =		2945 mm	
t ₁ =	40 mm		$\bar{\lambda}_{z,0,L_0} =$		0,684	
Profil der Zugdiagonale:	HEA 220					
Profil des Untergurtes:	HEA 300		Untergurtlänge L _{UG} =		4750 mm	
Imperf. affin 1. Eigenform	Imperf. affin 2. Eigenform	Imperf. im Knotenbl.	FE-Stab-RE L _{sys} /750	FE-Stab-RE L _{sys} /200	Knickbem. L _{sys} bzw. L ₀	Ingenieurmodell IM
LF = 0,8836 LF · N _{ref} = N _{Rd} = 2017 kN	LF = 0,9062 LF · N _{ref} = N _{Rd} = 2069 kN	LF = 0,9366 LF · N _{ref} = N _{Rd} = 2138 kN	LF = 0,7853 LF · N _{ref} = N _{Rd} = 1793 kN	LF = 0,5991 LF · N _{ref} = N _{Rd} = 1368 kN	L _{sys} : LF = 0,675 LF · N _{pl,Druck} = N _{Rd} = 1475 kN	Stabknicken: LF = 0,667 LF · N _{pl,Druck} = N _{Rd} = 1458 kN
<i>Zugdiagonale und Untergurt elastisch:</i>					L ₀ : LF = 0,734 LF · N _{pl,Druck} = N _{Rd} = 1604 kN	Knotenblech: 1879 kN
LF = 0,8888 LF · N _{ref} = N _{Rd} = 2029 kN	LF = 0,9078 LF · N _{ref} = N _{Rd} = 2072 kN	LF = 0,9379 LF · N _{ref} = N _{Rd} = 2141 kN				
N _{pl} - Druckdiagonale = 2185,4 kN N _{pl} - Zugdiagonale = 2185,4 kN N _{Rd} für N _{pl,UG} = 2667,6 kN N _{ref} = 2282,7 kN <small>(N_{ref} ...plastische Normalkraft der Druckstrebe mit Ausrundungsradius)</small>			N _{cr} (Eulerfall 2) <i>mit</i> L _{sys} = 335,5 cm I _z = 1947,7 cm ⁴ 3586 kN		N _{cr} aus FE-Analyse LF = 1,5525 LF · N _{ref} = 3544 kN	

Tabelle 18: Vergleich der Traglastberechnungen mit Bemessungsmodellen der Praxis – Gruppe 6b

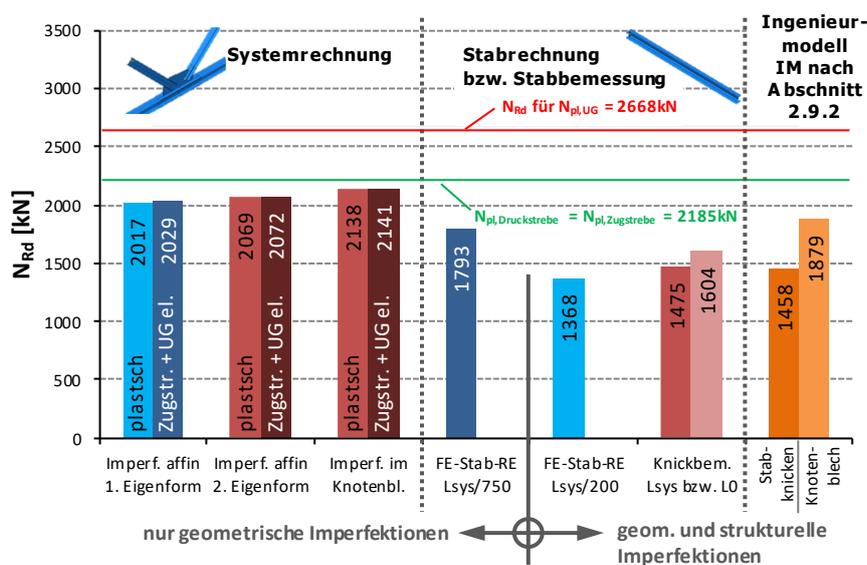


Bild 98 Vergleich der Traglastberechnungen mit Bemessungsmodellen der Praxis – Gruppe 6b

Die detaillierte Darstellung der Ergebnisse der FE-Traglastberechnungen findet sich, in gleicher Form wie für die Gruppen 3 bzw. 6a in Abschnitt 2.6.3.1, in Anhang A.

Für die realitätsnahe numerische Simulation der maximalen Traglast wird im Zuge der FE-Systemberechnungen die Imperfektionsform mit geometrischen Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform maßgebend. Die maximale Tragfähigkeit der Fachwerkdruckdiagonale im System beträgt $N_{Rd} = 2028,9$ kN (siehe Tabelle 18 bzw. Bild 98). Die FE-Traglastberechnung am isolierten Druckstab (beidseits gabelgelagerter Einzelstab mit konstantem Walzprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche, mit Systemlänge L_{sys}) mit der Imperfektionamplitude der Systemanalysen ($e_0 = L_{sys}/750 = 3355\text{mm}/750 = 4,5$ mm) liefert eine Tragfähigkeit von $N_{Rd} = 1792,6$ kN – dies ist um 12% geringer als die maximale Traglast der FE-Systemberechnungen. Mit der geometrischen Ersatzimperfektion $e_{0,eq} = L_{sys}/200 = 3355\text{mm}/200 = 16,8$ mm – welche implizit auch hohe strukturelle Imperfektionen, vor allem Eigenspannungen, mitabdeckt – fällt die Traglast um 24% auf $N_{Rd} = 1367,6$ kN ab. Dieser Abfall der maximalen Tragfähigkeit zwischen den beiden untersuchten Imperfektionamplituden – rein geometrische Imperfektionen bzw. geometrische Ersatzimperfektionen, welche auch strukturelle Imperfektionen mitabdecken – ist in vergleichbarer Größenordnung auch bei den FE-Systemberechnungen zu erwarten.

Die Knickbemessung des Druckstabes nach Eurocode 1993-1-1 [7], [26] (beidseits gabelgelagerter Einzelstab mit konstantem Walzprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche) liefert Drucktragfähigkeiten von $N_{Rd} = 1475,1$ kN mit der Systemlänge L_{sys} bzw. von $N_{Rd} = 1604,1$ kN mit der Stablänge L_0 . Diese Tragfähigkeiten infolge der Stabknickbemessung enthalten allerdings auch strukturelle Imperfektionen, bedingt durch den Umstand, dass die Knickbemessung die Knickspannungslinie c (I-Profil, Knicken um die z -Achse) anwendet, die implizit hohe Eigenspannungen abdeckt. Das Ingenieurmodell IM nach Abschnitt 2.9.2, welches hauptsächlich für Fälle mit größeren freien Knotenblechlängen vorgeschlagen wird, würde die Tragfähigkeit der Fachwerkdruckdiagonale mit $N_{Rd} = 1457,7$ kN bewerten, wobei hier der Nachweis 1 (Knicktragfähigkeit am Ersatzstab) bemessungsbestimmend gegenüber dem Nachweis 2 (Tragfähigkeit des Knotenblechquerschnittes) wird (eine genaue Erläuterung dieses Ingenieurmodells findet sich im Abschnitt 2.9.2).

Die kritische Verzweigungslast der Druckdiagonale mit anschließendem Fachwerkknoten – ermittelt am zutreffenden FE-Modell mithilfe einer linearen Eigenwertanalyse – beträgt für die erste Knickeigenform $N_{cr,FE} = 3543,9$ kN. Die ideale Knickdrucknormalkraft des beidseits gabelgelagerten Einzelstabes mit konstantem Walzprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche, mit Systemlänge L_{sys} als Eulerfall 2 nach Gl. 12 ergibt $N_{cr} = 3586,4$ kN. Obwohl diese kritische Verzweigungslast, ermittelt mit $L_{k,z} = L_{sys}$, den Einfluss der geringeren Biegesteifigkeit infolge der Knotenbleche an beiden Stabenden nicht erfasst, ist die Erhöhung im Vergleich zu $N_{cr,FE}$ unwesentlich (etwa 1,0%).

Zusammenfassende Beurteilung der Ergebnisse der numerischen realitätsnahen Traglastberechnungen der untersuchten Fachwerkdruckdiagonalen im Vergleich zu den Tragfähigkeiten aus Ingenieurmodellen der Praxis

Aus den numerischen Traglastberechnungen der sechs untersuchten Fachwerkdruckdiagonalen mit anschließendem Fachwerkknoten (Gruppe 1 bis 6) ergeben sich folgende Schlussfolgerungen:

- Für jede Fachwerkdruckdiagonale wird die Imperfektionsform maßgebend, welche geometrische Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform beinhalten. Eine der Traglastberechnung zugrunde gelegten Imperfektionsfigur affin zur zweiten Knickeigenform oder eine Imperfektion als Knotenblechschiefstellung liefern für die sechs untersuchten Fachwerkdruckdiagonalen stets höhere Tragfähigkeiten.
- Die FE-Tragfähigkeiten der isolierten Einzelstäbe (beidseits gabelgelagerter Einzelstab mit konstantem Walzprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche, mit Systemlänge L_{sys}) mit der Imperfektionamplitude der Systemanalysen $e_0 = L_{sys}/750$ sind für alle Gruppen geringer als die FE-Tragfähigkeiten der Druckdiagonale mit anschließendem Fachwerkknoten – und zwar zwischen 3% und 21%.

Die Knickbemessungen der isolierten Druckstäbe nach Eurocode 1993-1-1 [7], [26] (beidseits gabelgelagerter Einzelstab mit konstantem Walzprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche) liefern somit sowohl mit der Systemlänge L_{sys} als auch mit der geringeren Stablänge L_0 Tragfähigkeiten auf der sicheren Seite liegend.

- Da zur Verifikation der tatsächlichen Einflüsse der strukturellen Imperfektionen – insbesondere Eigenspannungen, welche numerisch nur mit großen Unsicherheiten mitabgebildet werden können, wurden insgesamt vier Großversuche durchgeführt (siehe Abschnitt 2.7). Neben Eigenspannungen am Querschnitt infolge des Walzvorganges (siehe Abschnitt 2.6.2.2) sind auch Schweißeigenspannungen infolge Verschweißens der Diagonalen und der Fachwerkträgergurte mit den Knotenblechen denkbar. Dieser Einfluss möglicher Eigenspannungen durch die Herstellung wurde an Bauteilgroßversuchen festgestellt. Für die untersuchten Stabkonfigurationen mit eingeschlitzten Knotenblechen wurde abgeleitet, dass der Einfluss von Eigenspannungen auf die Drucktragfähigkeit der Fachwerkdiagonalen vernachlässigt werden kann (siehe Abschnitt 2.8). Dieser Punkt ist ganz wesentlich für die Bewertung der Ergebnisse der numerischen Traglastrechnungen, da hierbei die Auswirkung von Eigenspannungen auf die maximale Traglast der betrachteten Fachwerkdruckdiagonalen nicht mituntersucht wurde. Zuzufolge der Auswertung der durchgeführten Versuche ist aber keine nennenswerte Traglastreduktion infolge struktureller Imperfektionen zu erwarten. Demzufolge wird als Ingenieurmodell für kurze freie Knotenblechlängen ($a \leq 50$ mm – diese freie Knotenblechlänge wird in keiner der untersuchten Ausführungsbeispiele Gruppe 1 bis Gruppe 5 überschritten) in Abschnitt 2.9.1 auch vorgeschlagen, dass eine Knickbemessung aus der Ebene um die z-Achse der I-Profile nach Eurocode 1993-1-1 [7], [26] stets zu sicheren Auslegungen führt. In Abschnitt 2.9.1 sind die Traglastvergleiche – numerisch ermittelte maximale Traglasten und Knicktragfähigkeiten – für alle untersuchten Gruppen kompakt zusammengefasst.
- Die kritische Verzweigungslast der Druckdiagonale mit anschließendem Fachwerkknoten – ermittelt am zutreffenden FE-Modell mithilfe einer linearen Eigenwertanalyse – ist durchgehend nahezu ident mit der idealen Knickdrucknormalkraft des beidseits gabelgelagerten Einzelstabes mit konstantem Walzprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche, mit Systemlänge L_{sys} als Eulerfall 2 nach Gl. 12. Die maximale Abweichung beträgt lediglich 1,5%.

2.6.3.3. Ergänzende Parameterstudien

In [28] wurden zusätzliche Parameterstudien gemacht mit dem Ziel folgende Effekte näher zu beleuchten:

- Auswirkungen der für das Knotenblech stabilisierend wirkenden Zugdiagonale
- Auswirkungen sehr schmaler Untergurtprofile im Falle von aus der Fachwerkebene nicht abgestützter Knotenpunkte
- Auswirkungen einer möglichen Interaktion des Knickversagens der Druckdiagonale mit jenem des Untergurtes, wenn der Fachwerkknoten nicht konstruktiv aus der Fachwerkebene abgestützt ist

Aus Platzgründen können die Ergebnisse dieser Studien hier nicht detailliert ausgeführt werden – es wird auf [28] verwiesen. Zusammenfassend ergibt sich folgendes Bild aus den beiden Parameterstudien:

ad a) Stabilisierende Wirkung der Zugdiagonale

Bei den untersuchten Fachwerkstäben liegt am Knotenblech immer ein stabilisierender Effekt durch die Zugdiagonale vor, deren Normalkraft immer dem Betrag nach ident ist zu jener in der Druckdiagonale (vgl. Bild 69). Um auch eine Übertragung der Ergebnisse auf andere Fachwerktypen (z.B. mit Pfostenstab) vornehmen zu können, bei denen die stabilisierende Wirkung der Zugdiagonale fehlt, erfolgte eine ergänzende Traglaststudie am Modell ohne Zugdiagonale – jedoch mit vertikaler Stützung des Untergurtknotens (ansonst unverhältnismäßig hohe Biegebeanspruchung im Untergurtstab). Ohne Zugdiagonale ergeben sich geringe Traglasteinbußen von maximal 10%.

ad b) Fehlende Stützung des Fachwerkknotens aus der Ebene bei gleichzeitig sehr schmaler Untergurtstäbe

Bei schmalen Untergurtstäben und fehlender Stützung des Fachwerkknotens aus der Ebene ist zu befürchten, dass der Fachwerkknoten zusätzlich auch Verformungen aus der Fachwerkebene aufweist und damit unter Umständen die Drucktragfähigkeit der Diagonale eingeschränkt ist. Das Bild 99 zeigt beispielhaft die Ergebnisse für Gruppe 5 – die Reduktion der Gurtbreiten des Untergurtes von $b = 200\text{mm}$ auf $b^* = 100\text{mm}$ führt zu einer moderaten Traglastreduktion von etwa 7%. Ähnliche Ergebnisse liegen für die anderen untersuchten Gruppen vor.

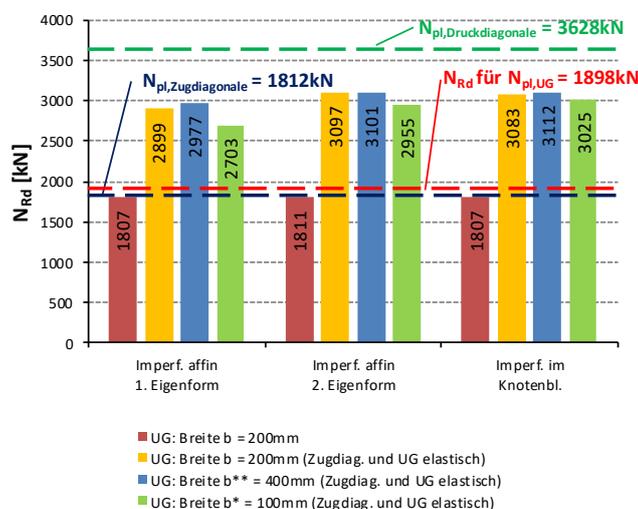


Bild 99: Auswirkung einer Reduktion der Breite des Untergurtes auf die Drucktragfähigkeit des Diagonalstabes am Beispiel der Fachwerkdruckdiagonale der Gruppe 5

ad c) Mögliche Interaktion des Knickversagens von Druckgurt und Untergurtstab

Für diese Studie wurden zusätzliche Drucknormalkräfte N_{appl} am Untergurtstab aufgebracht (siehe Bild 69). Die umfassende Ergebnisdarstellung findet sich in [28] (Kapitel 7.3.2 und B.9). Zusammenfassend ergibt sich keine nennenswerte negative Interaktionswirkung, sodass – wie in der Praxis üblich – das Knicken von Diagonalstab und Untergurtstab isoliert betrachtet werden kann.

Um den Einfluss der Normalkraftverhältnisse im Untergurtstab an der Tragfähigkeit der Fachwerkdruckdiagonale bestimmen zu können, wurden Traglastberechnungen mit verschiedenen großen externen Kräften N_{appl} durchgeführt (siehe Bild 69). Neben dem bisher betrachteten Fall ohne externer Untergurtkraft wurde nun am verschieblichen Auflager (Knoten 3 in Bild 69) eine Kraft N_{appl} aufgebracht. Bislang existierte nur die Normalkraft N_H als horizontale Komponente der Diagonalkräfte N_{Rd} in der gezogenen (linken) Untergurthälfte. Nun können drei weitere Normalkraftsituationen im Untergurt auftreten (vgl. Bild 100):

- a) $N_{\text{appl}} < N_H$: im Untergurtstab nur rechts vom Knoten Drucknormalkräfte
- b) $N_{\text{appl}} = N_H$: im Untergurtstab nur rechts vom Knoten Drucknormalkräfte; links ist die Drucknormalkräfte nahezu 0
- c) $N_{\text{appl}} > N_H$: im gesamten Untergurtstab sind Drucknormalkräfte vorhanden

Für die Wahl der Größe von N_{appl} wurde zuerst die rechnerisch maximal mögliche Kraft $N_{\text{appl,lim}}$ des Untergurtstabes bestimmt. Sie entspricht der Knicktragfähigkeit des Untergurtstabes nach Gl. 13 bei Berücksichtigung des günstigen Normalkraftverlaufes am Untergurt (vgl. B - 9.2 bis B - 9.8 für die untersuchten Gruppen in [28]).

Der Kraft $N_{\text{appl,lim}}$, auf welcher die FE-Parameterstudie der Belastungssituation im Untergurt basiert, wurde ein Multiplikationsfaktor (z.B. 0,25; 0,5; 1,0, usw.) vorgesetzt, um verschiedene Normalkraftverläufe im Untergurtstab zu simulieren (Gl. 14).

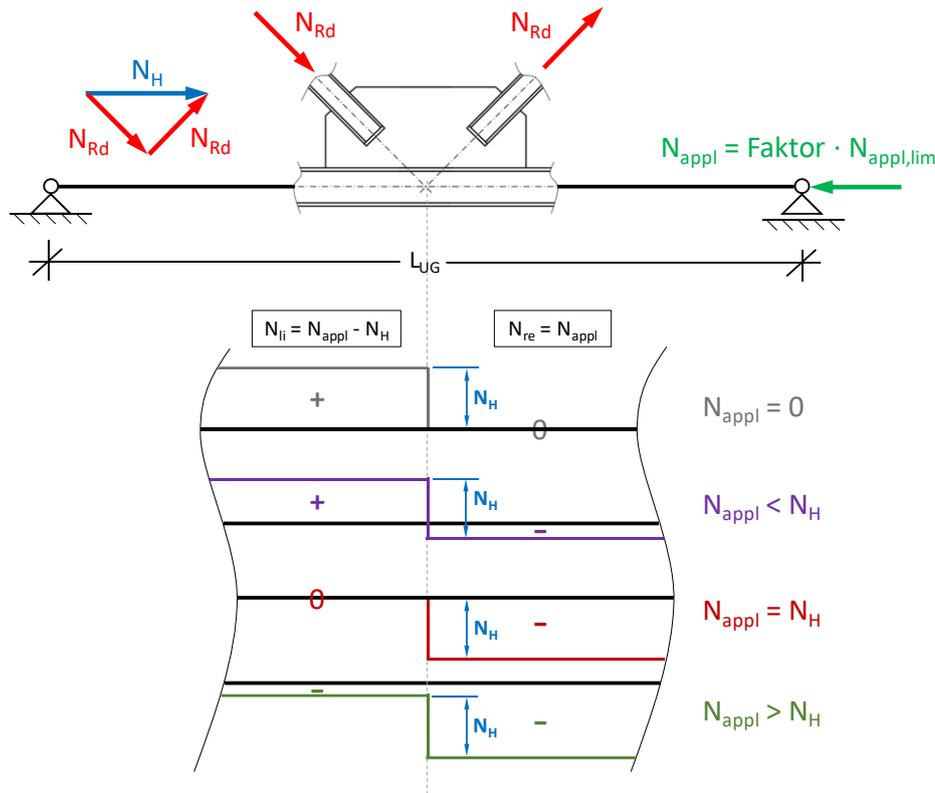
$$N_{\text{appl,lim}} = \chi_{z,UG} \cdot N_{pl,UG} \quad \text{Gl. 13}$$

$$N_{\text{appl}} = \text{Faktor} \cdot N_{\text{appl,lim}} \quad \text{Gl. 14}$$

Bei den Berechnungen mit Variation der Belastungssituation (N_{appl}) erfolgte die Annahme eines rein elastischen Materialverhaltens der Zugdiagonale, um die Systemtragfähigkeit durch Kombination eines Untergurt-Druckstreben-Knotenblech-Versagens zu erhalten.

Für die Traglastberechnung der Druckdiagonalen im Fachwerk mit der externen Kraft N_{appl} wurde zwischen zwei Imperfektionensformen unterschieden:

- Imperfektion im Untergurtstab mit $e_0 = L_{UG}/750$ (siehe Tabelle B.59 in [28])
- Imperfektion in der Druckdiagonalen mit $e_0 = L_{sys}/750$ (siehe Tabelle 8)


 Bild 100: mögliche Normalkraftverläufe im Untergurtstab in Abhängigkeit von N_{appl}

Repräsentativ ist an dieser Stelle der Tragfähigkeitsvergleich der Gruppe 5 angeführt ($\chi_{z,UG} = 0,607$ in Gl. 13). Das Bild 101 zeigt für die beiden untersuchten Imperfektionsarten (einerseits in der Druckdiagonale und andererseits im Untergurtstab) die Traglastergebnisse der Druckdiagonale der Gruppe 5 in Abhängigkeit der ansteigenden externen Untergurtkraft N_{appl} . Daher gibt es für jede Kraft N_{appl} zwei FE-Ergebnisse für die Tragfähigkeit der Druckdiagonale.

Ausgewertet wurden die folgenden ansteigenden Laststufen für die Untergurtkraft N_{appl} :

- 0% $N_{appl,lim}$ (Materialverhalten der Zugdiagonale bzw. der Zugdiagonale und des Untergurtstabs linear elastisch)
- 25% $N_{appl,lim}$ (Materialverhalten von Zugdiagonale linear elastisch)
- 50% $N_{appl,lim}$ (Materialverhalten von Zugdiagonale linear elastisch)
- 75% $N_{appl,lim}$ (Materialverhalten von Zugdiagonale linear elastisch)
- 100% $N_{appl,lim}$ (Materialverhalten von Zugdiagonale linear elastisch)
- 120% $N_{appl,lim}$ (Materialverhalten von Zugdiagonale linear elastisch)
- 130% $N_{appl,lim}$ (Materialverhalten von Zugdiagonale linear elastisch)
- 135% $N_{appl,lim}$ (Materialverhalten von Zugdiagonale linear elastisch)
- 145% $N_{appl,lim}$ (Materialverhalten von Zugdiagonale linear elastisch) – nur möglich für den Fall mit Imperfektion in der Druckdiagonale, beim Fall mit Imperfektion im Untergurt ist das Tragfähigkeitslimit bei 135% $N_{appl,lim}$ erreicht

Eine höhere Belastung als 145% $N_{\text{appl,lim}}$ war auch für den Fall mit Imperfektion in der Druckdiagonale nicht mehr möglich. Eine Steigerung über den theoretisch maximalen Wert von $N_{\text{appl,lim}}$ war möglich, da bei der FE-Systemberechnung eine gewisse Stützung aus der Fachwerkebene durch die Diagonalen im Knoten 5 (siehe Bild 69) vorliegt. Diese stabilisierenden Effekte wurden bei der Ermittlung von $N_{\text{appl,lim}}$ nicht berücksichtigt.

In Bild 101 ist erkennbar, dass die maximale Tragfähigkeit N_{Rd} der Druckdiagonale durch eine schrittweise gesteigerte Untergurtkraft N_{appl} , im Vergleich zu der Tragfähigkeit bei $N_{\text{appl}} = 0$ kN, ansteigt (Vergleich der Traglastberechnungen mit Materialverhalten der Zugdiagonale linear elastisch):

- im Fall mit Imperfektion in der Druckdiagonale von 1897 kN auf 2721 kN bei 75% $N_{\text{appl,lim}}$
- im Fall mit Imperfektion im Untergurtstab von 1864 kN auf 2840 kN bei 120% $N_{\text{appl,lim}}$

Infolge der externen Druckkraft N_{appl} vermindert sich die Zugnormalkraft im Untergurt links des Knotens (siehe N_{li} in Bild 100) – die scheinbare Erhöhung der Tragfähigkeit der Druckdiagonale ist dadurch zu erklären. Zurückzuführen auf plastizierende Zonen im Untergurt kann jedoch bei keiner Laststufe für N_{appl} jene Traglast, die bei der Berechnung mit einem rein linear elastischen Materialverhalten des Untergurtes die obere Grenze bildet (2899 kN für Imperfektion in der Druckdiagonale bzw. 3109 kN für Imperfektion im Untergurtstab, jeweils mit $N_{\text{appl}} = 0$ kN), erreicht werden.

Bis zur theoretischen Grenze von $N_{\text{appl,lim}}$ ist kein Abfall der Tragfähigkeit erkennbar. Erst bei großen externen Untergurtkräften N_{appl} ist ein Abfall der Tragfähigkeit festzustellen (am deutlichsten im oberen Diagramm in Bild 101 für 145% $N_{\text{appl,lim}}$ bei Imperfektion in der Druckdiagonale).

Zusätzlich zu den Traglasten N_{Rd} in der Druckdiagonalen werden die zugehörigen Kräfte N_{li} des Untergurtes links des Knotens in einem eigenen Diagramm (Bild 101 unten) dargestellt. Die Normalkräfte N_{li} innerhalb der Laststufen 25% bis 75% $N_{\text{appl,lim}}$ entsprechen nahezu der Querschnittstragfähigkeit $N_{\text{pl,UG}}$ des Untergurtes. Das heißt, dass hier ein Versagen in Form von Plastizieren im gezogenen (linken) Bereich des Untergurtstabes auftritt. Vor allem an diesen drei Balken sieht man, wie die Tragfähigkeit der Fachwerkdiagonale scheinbar mit zunehmender N_{appl} ansteigt (siehe Bild 101 oben).

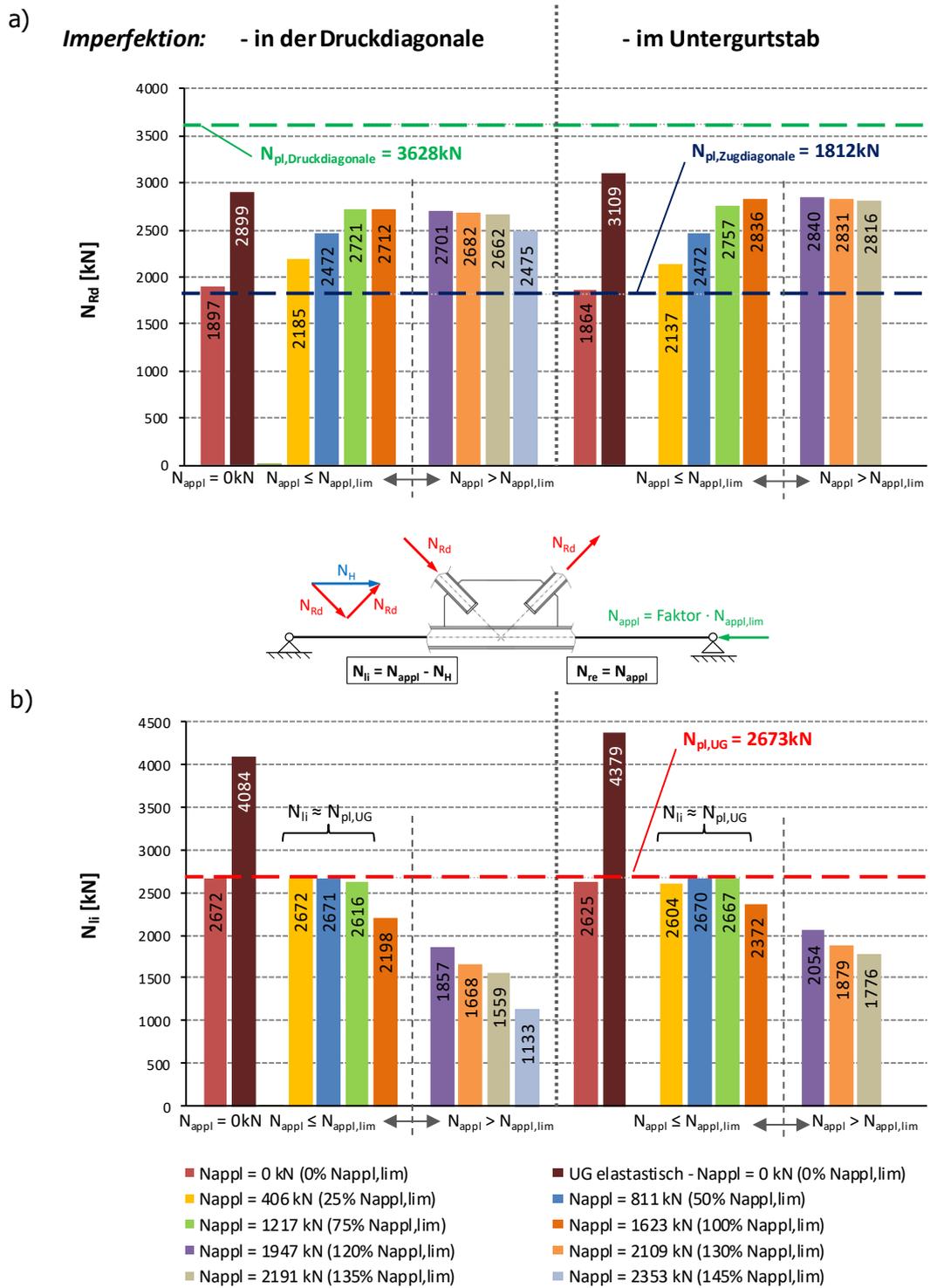


Bild 101: a) Ergebnisse der Traglastberechnungen mit Variation der Belastungssituation im Untergurt, b) Normalkraft N_{II} im Untergurt links des Knotens in Abhängigkeit der aufgebrachtten Kraft N_{appl} – Gruppe 5

2.7. Großversuche an einem einfeldrigen Fachwerkträger

2.7.1. Notwendigkeit und Ziele eines Großversuchs

Das zu erwartende Tragverhalten von Druckstäben mit eingeschlitzten Knotenblechen ist nur experimentell durch Versuche oder gleichwertige realitätsnahe numerische nichtlineare Traglastanalysen abbildbar. Die Gründe dafür einen gesamten Fachwerkträger im Maßstab 1:1 im Versuch zu testen werden nachfolgend erläutert. In beiden Fällen müssen dabei die Fachwerkknoten, einschließlich der dort angreifenden weiteren Stäbe (Gurtstab, Zugdiagonale), miterfasst werden. Grundsätzlich ist dabei das Biegeknicken der Druckdiagonale aus der Fachwerkebene die zu erwartende maßgebende Versagensform, wobei durch die unterschiedliche Stützwirkung beider Gurte durch das Knotenblech (stärkere Stützwirkung aus der Fachwerkebene für jenen Gurt des Diagonalstabes der näher am Ober- bzw. Untergurtstab liegt) auch ein geringfügiges Drillknicken mitüberlagert sein könnte.



Bild 102: Untersuchte Fachwerkbauf orm mit Stäben aus I-Profilen und Füllstäben (Diagonalen, Pfosten) mit beidseits eingeschlitzten Knotenblechen; Ausführungsbeispiel (links) und Versuchsträger (rechts)

Die wesentlichen Aspekte für die Notwendigkeit von Großversuchen an einem einfeldrigen Fachwerkträger sind folgende:

- Am Einzelstab ist das komplexe Tragverhalten der untersuchten Fachwerkdiagonalen aus I-Profilen mit beidseits eingeschlitzten Knotenblechen nicht abbildbar. Die realen Lagerungsbedingungen der Druckdiagonale aus der Ebene (vgl. Knoten 5, welcher aus der Ebene frei verschiebbar ist, siehe Bild 69) können nur in einem Großversuch zutreffend wiedergegeben werden. Weiters muss der Versuch auch die Fachwerkgurte sowie die Zugdiagonale mitenthalten, da diese Stäbe den Beanspruchungszustand im Knotenblech wesentlich beeinflussen. Das Bild 102 zeigt die untersuchte Fachwerkbauf orm mit Stäben aus I-Profilen und Füllstäben (Diagonalen, Pfosten) mit beidseits eingeschlitzten Knotenblechen; exemplarisch für ein Ausführungsbeispiel (Bild 102 links) und den Versuchsträger (Bild 102 rechts).
- Zusätzlich sollen auch die Einflüsse von möglichen Eigenspannungen durch die Herstellung festgestellt werden. Hierbei sind neben den Eigenspannungen am Querschnitt infolge des Walzvorganges (siehe Abschnitt 2.6.2.2) auch die Schweißeigenspannungen infolge des Verschweißens der Diagonalen mit den Knotenblechen und der Fachwerkträgergurte mitzubersichtigen. Denkbar ist eine zusätzliche Normalkraft ΔN_e in der Fachwerkdruckdiagonale, welche durch das Abschweißen des Fachwerkträgers in den Druckdiagonalen entstehen könnte.

Hierbei ist jedoch höchst unklar, in welcher Höhe bzw. mit welchem Vorzeichen (als zusätzliche Druck- bzw. eventuell sogar als Zugnormalkraft) die Zusatzwirkung ΔN_e in den Diagonalen auftritt. Dieser Einfluss möglicher Eigenspannungen durch die Herstellung kann nur an Großversuchen für gesamte Fachwerkträger festgestellt werden. Dieser Punkt ist ganz wesentlich für die Bewertung der Ergebnisse der in Abschnitt 2.6 durchgeführten numerischen Traglastberechnungen, da hierbei die Auswirkungen von Eigenspannungen auf die maximale Traglast der betrachteten Fachwerkdruckdiagonalen nicht mituntersucht wurden.

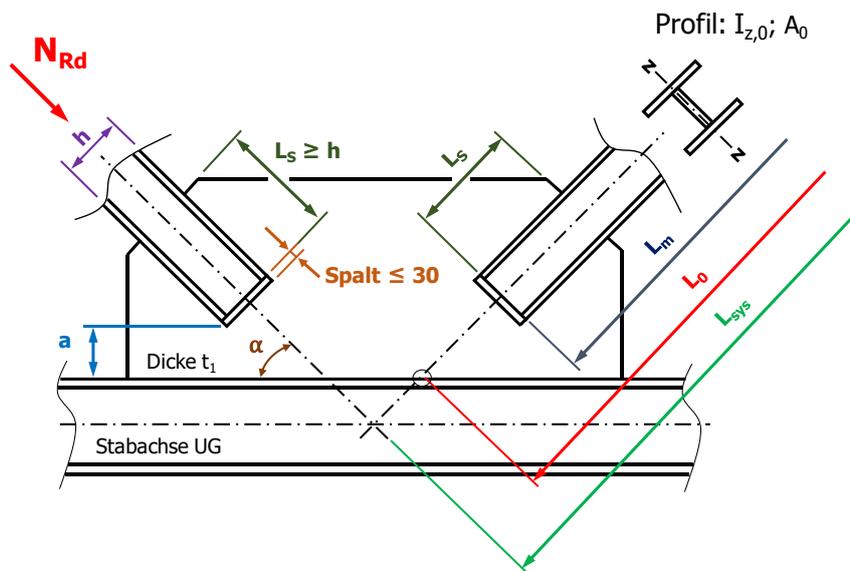
- Neben den vorhin genannten strukturellen Imperfektionen sind auch die Größen der tatsächlich auftretenden geometrischen Imperfektionen nur am Großversuch feststellbar. Hierfür wurden an allen geprüften Fachwerkdruckdiagonalen die Abweichungen vom ideal geraden Stab aus der Fachwerkebene aufgenommen (siehe 2.7.7) und direkt in die vergleichenden numerischen Traglastberechnungen übernommen.
- Zur Verifikation der Einflüsse aus Eigenspannungen und geometrischen Imperfektionen ist es von Bedeutung, dass die Herstellung des untersuchten Fachwerkträgers bewusst unter exakt gleichen Bedingungen erfolgt, wie sie auch bei Ausführungsprojekten stattfindet. Um dies zu gewährleisten, übernahm die Firma Stahlbau Haslinger aus Feldkirchen / Kärnten die Herstellung der Fachwerkträger für die Großversuche mit den üblichen Qualitätsstandards. Die von der Firma Stahlbau Haslinger zur Verfügung gestellten Ausführungspläne derartiger Fachwerkträger bildeten auch die Basis der untersuchten Fachwerkdiagonalen aus I-Profilen mit beidseits eingeschlitzten Knotenblechen. Nur dadurch ist eine Verallgemeinerung der Versuchsergebnisse, bei Einhaltung der Voraussetzungen nach Bild 103, möglich. Wegen der gedungenen Bauhöhe des Versuchsträgers mit vergleichsweise großen Gurtprofilen, kann auch davon ausgegangen werden, dass – verglichen mit tatsächlich ausgeführten Fachwerkträgern – hohe Eigenspannungen aus dem Schweißprozess vorliegen. Da sich diese in der Regel negativ auf die Drucktragfähigkeit der Diagonalstäbe auswirken, ist eine Überschätzung der Tragfähigkeit im Versuch auszuschließen.

Die Ziele der Großversuche zur Ermittlung der Drucktragfähigkeit von Fachwerkdiagonalen aus I-Profilen mit beidseits eingeschlitzten Knotenblechen waren:

- Verifizierung der Einflüsse aus strukturellen Imperfektionen (vor allem jener aus Eigenspannungen im Walzprofil sowie Schweißspannungen aus dem Herstellprozess) und Kalibrierung des entwickelten FE-Modells zur numerischen Traglastanalyse.
- Erkenntnisgewinn über die tatsächlich auftretenden geometrischen Imperfektionen aus der Ebene von derartigen Fachwerkdiagonalen.
- Vergleich des globalen Last-Verformungsverhaltens des Fachwerkträgers im Großversuch mit verschiedenen Ingenieurmodellen (Stabmodellen) aus der Praxis.
- Kontrolle der tatsächlich in den Druckdiagonalen auftretenden Stabnormalkräfte im Vergleich mit diesen Ingenieurmodellen.

2.7.2. Zusammenfassung der Voruntersuchungen und vorausgesetzte typische Ausführungsformen von Fachwerkdagonalen und anschließenden Fachwerkknoten

Im Zuge einer umfangreichen numerischen Studie (siehe Abschnitt 2.6 bzw. [28]), wurde eine Vielzahl von verschiedenen Druckdiagonalen – auf Basis der von der Firma Haslinger bereitgestellten Ausführungspläne zu Fachwerkträgern dieser Bauform – untersucht.



- Einschlitzlänge $L_s \geq h$
- Knotenblechnachweis nach [16] → Dicke t_1
- Stahlgüte Knotenblech zumindest ident zu jener im Druckstab
- Anwendung auch auf Pfostenstab möglich, wenn Diagonalanschluss im Knoten vorhanden

Bild 103: Konstruktive Voraussetzungen für Bemessungsmodelle zur Ermittlung der Drucktragfähigkeit der Diagonalestäbe

Durch die umfassende Parameterstudie in Abschnitt 2.6 bzw. [28] war es möglich, für die beiden Fachwerkträgerversuche repräsentative Druckstabsysteme festzulegen (Druckstabprofil, Knotenblech und Anschlussstäbe), sodass damit auch Fachwerke mit anderer Geometrie und anderen Profilabmessungen mit abgedeckt sind.

Bei der Profilauswahl für die Druckdiagonalen wurden bewusst Profile mit hohem Breiten zu Dicken Verhältnis gewählt ($h/b > 1,2$), sodass sich dafür rechnerisch die höchste Tragfähigkeit nach Knickspannungslinie b ergibt (ansonsten KSPL c). Damit ist die Übertragung der Versuchsergebnisse auf beliebige I-Profile möglich.

Für die Gültigkeit der Versuchsergebnisse müssen folgende Voraussetzungen in Bild 103 eingehalten werden, welche auch der numerischen Parameterstudie bzw. der Ausführungspraxis der Firma Stahlbau Haslinger entspricht: Eine Einschlitzlänge L_s , die zumindest der Profilhöhe h entspricht, ein Spalt zum Ausgleich von Fertigungstoleranzen kleiner als 30 mm, eine Knotenblechdicke t_1 bemessen nach den Vorgaben aus [16] sowie eine Stahlgüte der Knotenbleche mit zumindest jener des Druckstabprofils.

Werden diese Mindestanforderungen nach Bild 103 eingehalten, so ist die Profilwahl der einzelnen Fachwerkstäbe sowie die Geometrie des Fachwerkes (Länge, Höhe, Knotenabstände) frei wählbar.

2.7.3. Anlageverhältnisse und Belastung des Fachwerkträgers im Versuch

Wie bereits erwähnt, zeigen die numerischen Traglaststudien, dass das reale Tragverhalten der Druckdiagonalstäbe nur an einem kompletten Fachwerkträger zutreffend wiedergegeben werden kann. Das Bild 104 zeigt die Anlageverhältnisse des untersuchten Fachwerkträgers, der einen Einfeldträger darstellt und mit einer mittigen Einzellast P belastet wird. Dieser Fachwerkträger besitzt zwei Druckdiagonalen, die unterschiedliche Profile aufweisen, sodass insgesamt mit diesem Träger zwei Traglastversuche durchgeführt werden können. Die beiden Profile (IPE 140 für Diagonale 1 und IPE 240 für Diagonale 2) werden, angepasst an die Systemlängen des Fachwerkträgers, so gewählt, dass repräsentative Schlankheiten $\bar{\lambda}_z$ vorliegen, um eine Übertragung auf andere Ausführungen sicherzustellen.

Für die Schlankheiten $\bar{\lambda}_z$ gilt, auf Basis der Nennfestigkeiten:

Diagonale 1: IPE 140; $L_{\text{sys}} = 2121,3 \text{ mm}$; $i_{z,0} = 16,5 \text{ mm}$; Material: S235; $\bar{\lambda}_z = 1,369$

Diagonale 2: IPE 240; $L_{\text{sys}} = 2121,3 \text{ mm}$; $i_{z,0} = 26,9 \text{ mm}$; Material: S235; $\bar{\lambda}_z = 0,840$

Der untersuchte und geprüfte Fachwerkträger ist insgesamt 9 Meter lang und 1,5 Meter hoch (Achismaße). Dadurch ergeben sich Neigungswinkel der Diagonalen von 45° . Zur Lasteinleitung wird in Fachwerkmittle ein Pfosten angeordnet, ansonsten ist der Fachwerkträger als Strebenfachwerk ausgeführt. Die Systemlänge der Fachwerkd diagonalen beträgt $L_{\text{sys}} = 2121,3 \text{ mm}$.

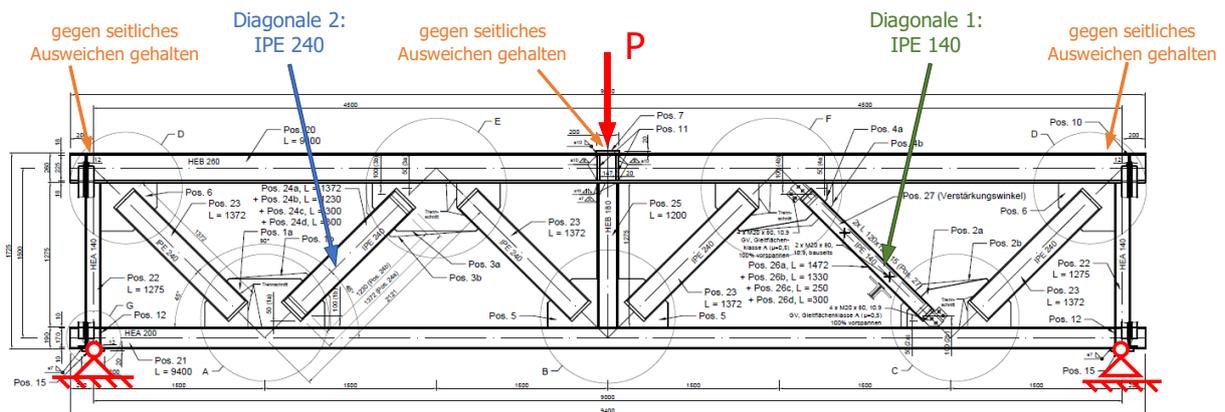


Bild 104: Anlageverhältnisse und Belastung des Versuchsträgers

Die Stabenden des Fachwerkträgerobergurtes sind jeweils durch eine entsprechende Hilfskonstruktion (siehe Bild 102 rechts) gegen seitliches Ausweichen gehalten. In Stabmitte erfolgt diese Abstützung aus der Ebene durch den Lasteinleitungsstempel der Prüfmaschine.

Folgende Profile werden verwendet: der Fachwerkobergurt als HEB 260, der Fachwerkuntergurt als HEA 200, die Randpfosten als HEA 140, der Pfosten in Fachwerkmittle zur Lasteinleitung als HEB 180 sowie alle Zugdiagonalen als IPE 240. Alle Stahlbauteile weisen eine Stahlgüte S235 auf. Die Knotenbleche sind 20 mm dick (Knotendetails siehe Bild 106). Der Spalt zwischen Diagonalenprofil und Knotenblech, zum Toleranzausgleich infolge des Herstellungsprozesses, beträgt 25 mm.

2.7.4. Auslegung Fachwerkträger und erwartete Versagensformen

Der Versuchsträger wird derart statisch-konstruktiv ausgelegt, dass bei Steigerung der Belastung P zuerst die Drucktragfähigkeit der Diagonale 1 und – nach deren Verstärkung – die Drucktragfähigkeit der Diagonale 2 erreicht wird, ohne dass davor andere Fachwerkstäbe bzw. –knoten lokal plastizieren bzw. versagen. Dies wird sichergestellt, indem alle Fachwerkstäbe (mit Ausnahme der Druckdiagonale 1 und 2), gegenüber der zur erwarteten rechnerischen Tragfähigkeit (Knickbemessung der Druckdiagonale mit $L_{k,z} = L_{sys}$) adäquaten Gesamtbelastung P , um etwa 30 % höher ausgelegt bzw. dimensioniert werden. Alle Stahlbauteile weisen eine Stahlgüte S235 auf, wobei die tatsächlichen Festigkeitskennwerte aller Stäbe einheitlich um etwa 20-40% höher sind, als die Nennfestigkeitswerte.

2.7.5. Versuchsdurchführung und Versuchsprogramm

Insgesamt werden vier Traglastversuche an einem vollständigen einfeldrigen Fachwerkträger durchgeführt, mit mittiger vertikaler Einzellast. Bild 105 zeigt den Versuchsaufbau und die Detailabmessungen des Fachwerkträgers. Der Träger weist zwei Druckdiagonalen auf, die bewusst unterschiedliche Profile aufweisen (Diagonale 1: IPE 140; Diagonale 2: IPE 240). Zuerst wird der Fachwerkträger mit einer freien Knotenblechlänge $a = 50 \text{ mm}$ gebaut, angepasst an die Ausführungspraxis der Stahlbaufirma (Detail a und c in Bild 106, Stab 2B und 1B). Nach dem ersten Traglastversuch für Diagonale 1B (IPE 140) und vollständiger Entlastung, wird dieser Stab mittels zweier Winkelprofile (L120.15) verstärkt, die mit hochfesten Schrauben gleitfest angeschlossen werden. Damit vergrößert sich die Stabquerschnittsfläche deutlich von $A_{1,\text{nom}} = 16,4 \text{ cm}^2$ auf $A_{1,\text{verstärkt}} = 84,2 \text{ cm}^2$. Danach erfolgt der zweite Traglastversuch für Diagonale 2B (Diagonale 2B, $A_{2,\text{nom}} = 39,1 \text{ cm}^2$).

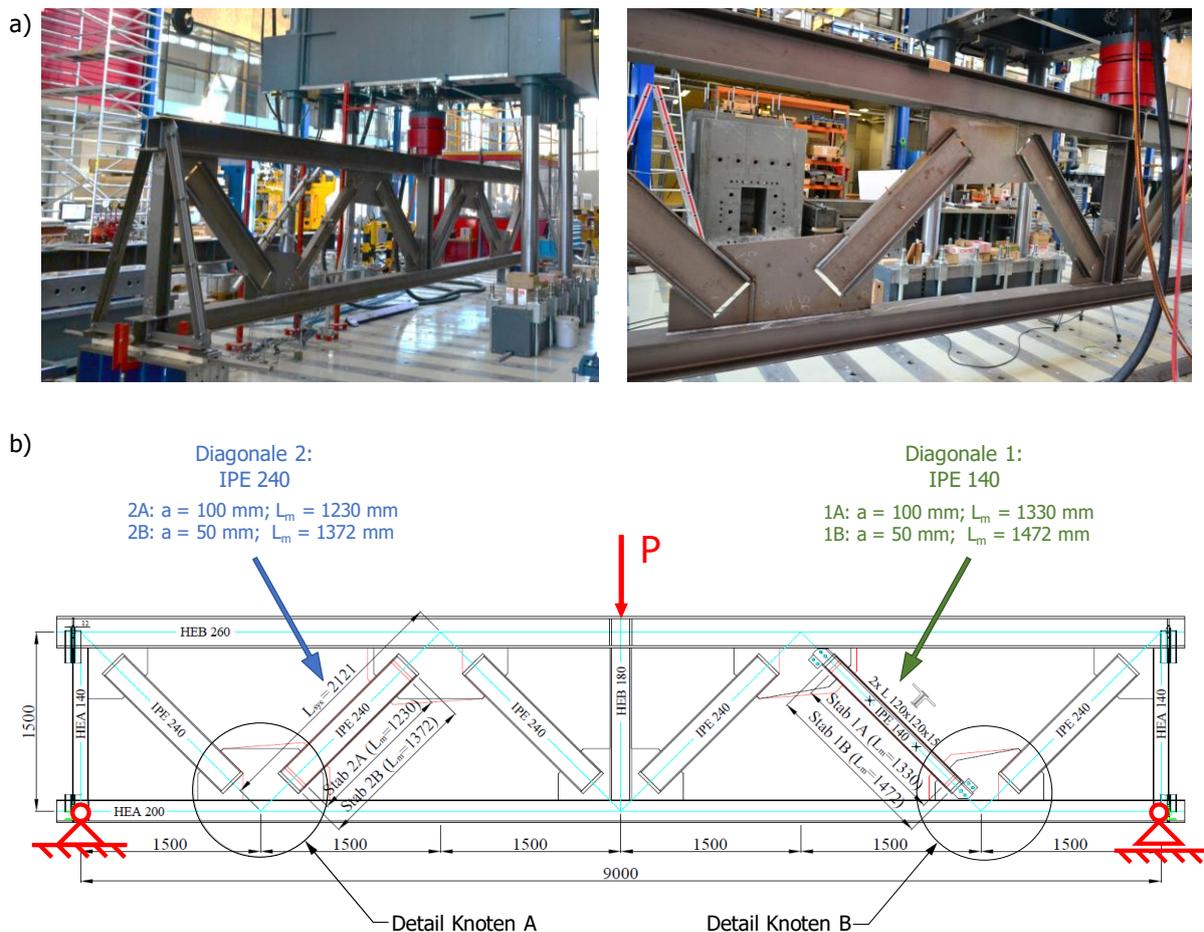
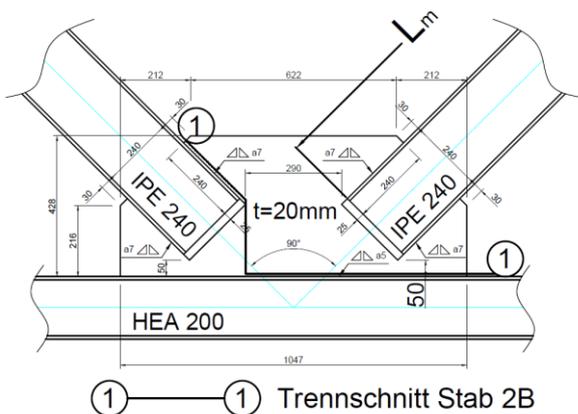


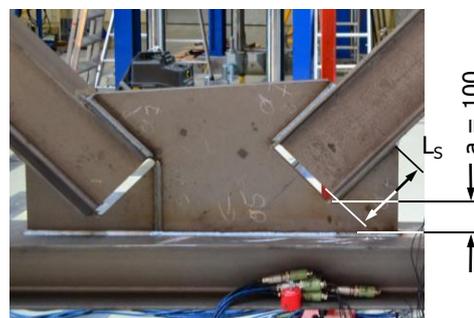
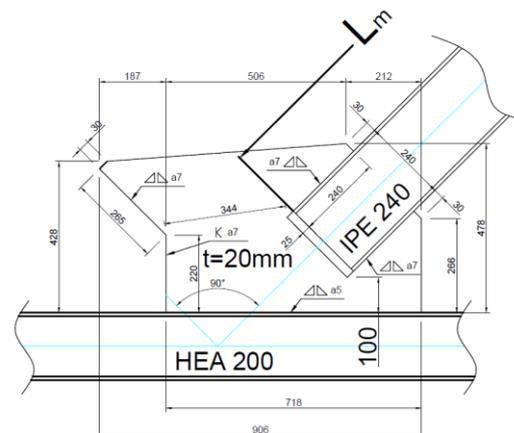
Bild 105: Untersucher einfeldriger Fachwerkträger im Großversuch: a) Versuchsaufbau, b) Detailgeometrie und Druckdiagonalstäbe 1 und 2

Um das Tragverhalten auch für größere freie Knotenblechlängen zu verifizieren bzw. ein zugehöriges Ingenieurmodell zur Drucktragfähigkeit zu entwickeln, werden anschließend an die beiden ersten Versuche die beiden Druckstäbe 2B und 1B mit einem Großteil der Knotenbleche herausgeschnitten (siehe Trennschnitt dargestellt in Bild 106a und c) und durch neue Stäbe ersetzt, die nunmehr $a = 100 \text{ mm}$ aufweisen (Detail b und d in Bild 106, Stab 2A und 1A). Die dadurch notwendige zusätzliche Schweißnaht am Knotenblech ist im unteren Teilbild von Bild 106b gut erkennbar.

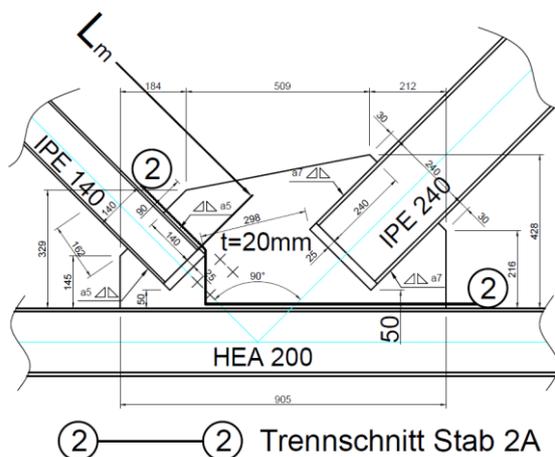
a) Knoten A:
Diagonale 2B ($L_m = 1372$ mm)



b) Knoten A:
Diagonale 2A ($L_m = 1230$ mm)



c) Knoten B:
Diagonale 1B ($L_m = 1472$ mm)



d) Knoten B:
Diagonale 1A ($L_m = 1330$ mm)

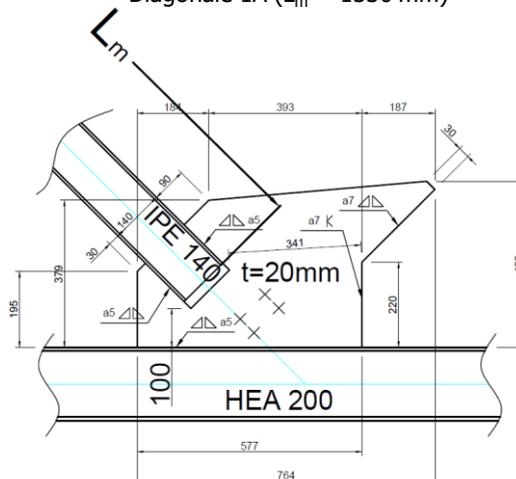


Bild 106: Anschlussknoten des untersuchten einfeldrigen Fachwerkträgers im Großversuch im Detail: a) Knoten A - Diagonale 2B als IPE 240 mit $a = 50$ mm und $L_m = 1372$ mm; b) Knoten A - Diagonale 2A als IPE 240 mit $a = 100$ mm und $L_m = 1230$ mm; c) Knoten B - Diagonale 1B als IPE 140 mit $a = 50$ mm und $L_m = 1472$ mm und d) Knoten B - Diagonale 1A als IPE 140 mit $a = 100$ mm und $L_m = 1330$ mm

Nunmehr erfolgt dieselbe Vorgehensweise wie für den ursprünglichen Fachwerkträger. Der dritte Traglastversuch bezog sich auf Diagonale 1A (IPE 140 – siehe Bild 106d) und der letzte – nach der Stabverstärkung von Diagonale 1A wieder mit den beiden Winkelprofilen (L120.15) – auf Diagonale 2A (IPE 240).

Zusammenfassung der zeitlichen Reihenfolge im Zuge der Versuchsdurchführung:

- *Versuch 1:* Test Diagonale 1B (IPE 140 mit $a = 50$ mm und $L_m = 1472$ mm), währenddessen gegenüberliegende Druckdiagonale 2 als IPE 240
- *Versuch 2:* Test Diagonale 2B (IPE 240 mit $a = 50$ mm und $L_m = 1372$ mm), währenddessen gegenüberliegende Diagonale 1 als IPE 140 verstärkt
- *Versuch 3:* Test Diagonale 1A (IPE 140 mit $a = 100$ mm und $L_m = 1330$ mm), währenddessen gegenüberliegende Diagonale 2 als IPE 240
- *Versuch 4:* Test Diagonale 2A (IPE 240 mit $a = 100$ mm und $L_m = 1230$ mm), währenddessen gegenüberliegende Diagonale 1 als IPE 140 verstärkt

Die Profilwahl der beiden Druckstäbe war von folgenden Überlegungen geleitet:

- Geometrieverhältnis $h/b > 1,2$, da dann für den Biegeknicknachweis nach EN 1993-1-1 die höhere Knickspannungslinie b maßgebend wird (ansonst Linie c)
- unterschiedliche Stabschlankheit $\bar{\lambda}_{z,0}$ für die beiden Druckstäbe (auf Basis der gemessenen Materialkennwerte und der Systemlänge $L_{sys} = 2121$ mm ergibt sich $\bar{\lambda}_{z,0} = 1,635$ für IPE 140 bzw. $\bar{\lambda}_{z,0} = 0,970$ für IPE 240)
- limitierte Bauhöhe des Fachwerkträgers in der Versuchseinrichtung, sodass kleinere Walzprofilquerschnitte verwendet wurden, als in der praktischen Anwendung

Das Bild 107 zeigt zwei Bilder der Traglastversuche. In Bild 107a ist die mittig am Fachwerkobergurt angreifende vertikale Belastung P zu erkennen, Bild 107b zeigt die Stabverstärkung von Diagonale 1 mit zwei Winkelprofilen (L120.15), welche mit hochfesten Schrauben gleitfest angeschlossen wurden, für den Traglastversuch der Diagonale 2. Die Versuchsdurchführung erfolgt am Labor für konstruktiven Ingenieurbau (LKI) der TU Graz unter Leitung von Univ.Dozent DI Dr. Bernd Freytag.

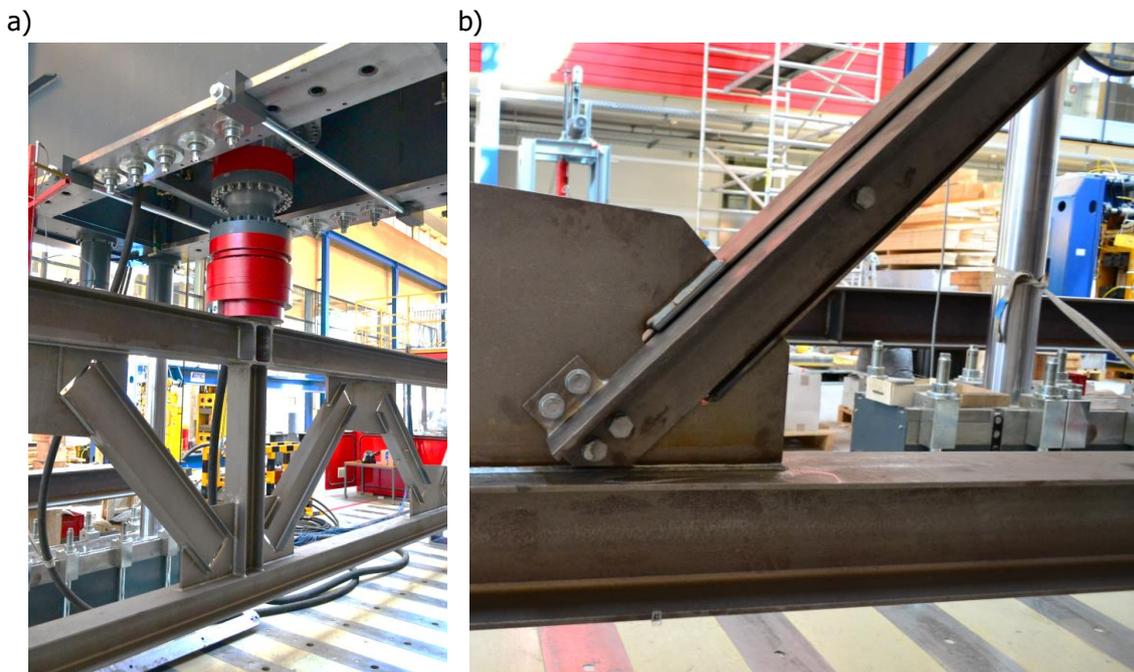


Bild 107: Traglastversuche am Labor für konstruktiven Ingenieurbau (LKI) der TU Graz: a) Belastungsstempel am Obergurt in Fachwerkmitte, b) Stabverstärkung von Diagonale 1 mit zwei Winkelprofilen (L120.15)

2.7.6. Messprogramm bei den Traglastversuchen

Der Hauptmessquerschnitt in der Stabmitte der Druckdiagonale weist insgesamt sechs Messwertgeber auf. Die Längsdehnungen in den beiden Flanschen werden mit jeweils zwei Dehnungsaufnehmern, die nahe dem Rand ($e = 10$ mm, siehe Bild 108) angebracht wurden, gemessen. Die Stegblechdehnungen werden mit jeweils zwei gegenüberliegenden Aufnehmern entlang der Schwerachse des Stabes erfasst.

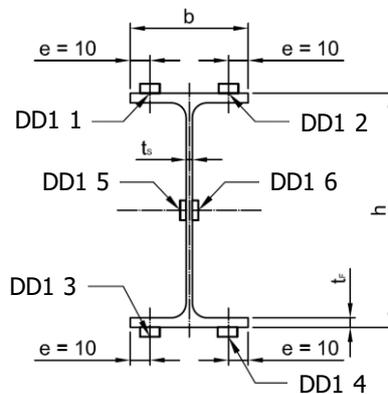


Bild 108: Lage der Dehnungsaufnehmer (DD1 i) am Hauptmessquerschnitt in Stabmitte der Druckdiagonale

Als Messwertgeber kommen Dehnungsaufnehmer DD1 von Hottinger Baldwin Messtechnik zum Einsatz. Diese werden mit einer 50 mm Messbasis eingesetzt, welche den Initialabstand der beiden Messspitzen bestimmt. Die Genauigkeit dieser Sensoren liegt bei $\pm 0,001$ mm, bzw. $\pm 0,02\%$

Die Verformung der Druckdiagonale aus der Fachwerkebene, um die z-Achse des Profils, wird mittels induktiver Wegaufnehmer von Hottinger Baldwin Messtechnik erfasst. Diese sind als Messtaster ausgeführt und werden mit einer speziellen Messspitzenverlängerung ausgerüstet. Diese Verlängerungen tasten in kleine Messpfannen, welche an die Flansche der Druckdiagonalen geklebt wurden (siehe Bild 109a). Die Messung wird an insgesamt fünf Positionen entlang der beiden Gurte vorgenommen: in Stabmitte, im Abstand $0,2 \cdot L_m$ von der Stabmitte und am Stabende ($L_m =$ Stablänge des Profils); Lage der Messquerschnitte siehe Bild 111b. Zur Befestigung diente eine Schienenkonstruktion, die an Magnetständern geklemmt war. Die Messtoleranz dieser Wegaufnehmer liegt bei 0,2%. In Stabmitte wurden Aufnehmer mit 40 mm Messweg verwendet (W20TK), im Abstand $0,2 \cdot L_m$ bzw. am Stabende Wegaufnehmer mit 20 mm (W10TK).

Die Verformung in vertikaler x-Richtung und horizontaler y-Richtung, aus der Fachwerkebene, wurde ebenfalls mittels induktiver Wegaufnehmer erfasst. Die Messungen der globalen Verformungen in x- und y-Richtung erfolgten an folgenden Messquerschnitten bzw. Messpunkten:

- in Stabmitte und an beiden Enden der untersuchten Druckstrebe an beiden Gurten
- im Schnittpunkt der Diagonalenachse mit Ober- bzw. Unterkante des Fachwerkträgers

In der Regel kamen Messwertgeber WA50 (Messlänge 50 mm) zum Einsatz. Die Genauigkeit liegt hier bei 0,2%. Das Bild 109 zeigt zwei Bilder zu den begleitenden Messungen der Verformungen bzw. Dehnungen bei den insgesamt vier Traglastversuchen. Bei allen Versuchen wurde kontinuierlich die Vertikalverformung des Fachwerkträgers in Feldmitte am Obergurt gemessen. Vor jedem Traglastversuch wurden die geometrischen Imperfektionen von Druckstab und den beiden anschließenden Knotenblechen mittels Photogrammetrie genau aufgenommen. Weiters wurden die Querschnitte der beiden Druckstabtypen genau vermessen.

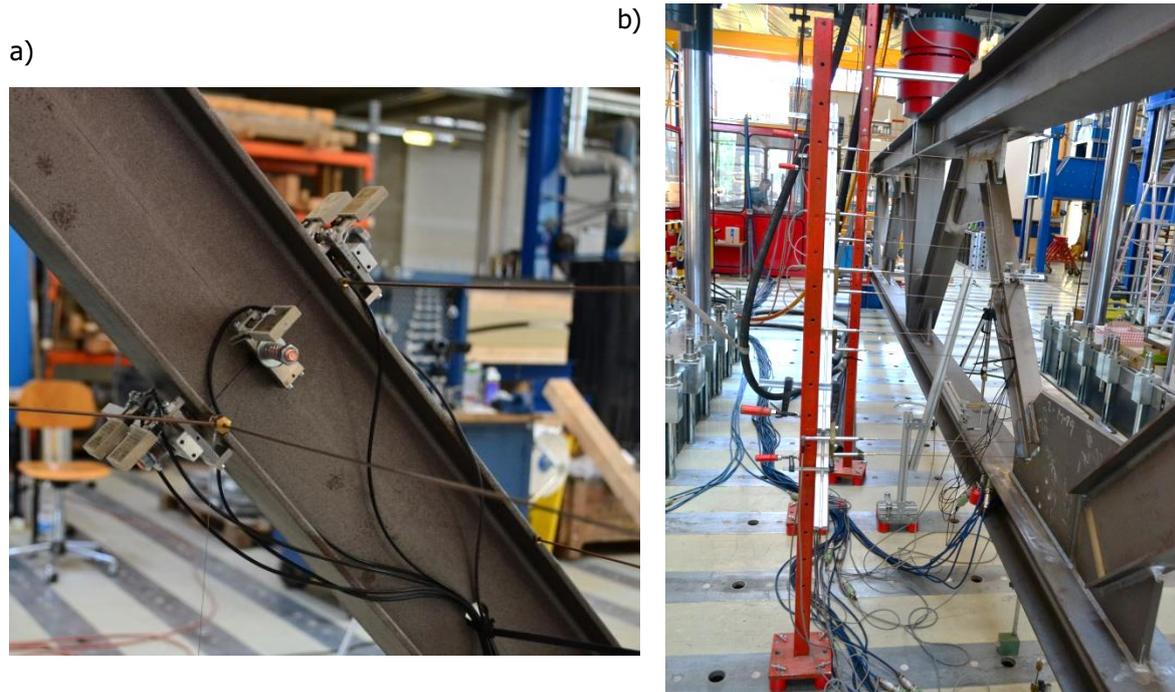


Bild 109: Begleitende Verformungs- und Dehnungsmessungen zu den Traglastversuchen am LKI der TU Graz: a) Hauptmessquerschnitt in der Stabmitte der Druckdiagonale; b) insgesamt zehn Wegaufnehmer in fünf Messquerschnitten zur Messung der Horizontalverformung der beiden Flansche der Druckdiagonale aus der Fachwerkebene

2.7.7. Aufnahme der Imperfektionen der Druckdiagonalen

Die reale Geometrie der Druckdiagonalen einschließlich eines Großteils der anschließenden Knotenbleche des untersuchten einfeldrigen Fachwerkträgers im Großversuch (siehe Bild 106 a – Knoten A - Diagonale 2B als IPE 240 mit $a = 50$ mm und $L_m = 1372$ mm; b) Knoten A - Diagonale 2A als IPE 240 mit $a = 100$ mm und $L_m = 1230$ mm; c) Knoten B - Diagonale 1B als IPE 140 mit $a = 50$ mm und $L_m = 1472$ mm und d) Knoten B - Diagonale 1A als IPE 140 mit $a = 100$ mm und $L_m = 1330$ mm) wird mithilfe der 3D-Photogrammetrie genau erfasst. Das Bild 110 zeigt die Vermessungseinrichtung im Einsatz (Roboterarm System Romer), am Beispiel von Diagonale 1A als IPE 140 mit $a = 100$ mm.



Bild 110: Aufnahme der realen Geometrie mithilfe eines 3D-Photogrammetriesystems (System Romer)

Das Ergebnis der Vermessung sind einzelne 3D-Koordinaten in etwa vier Millionen Punkten pro Fachwerkdruckdiagonale und anschließendem Knotenblech. Mit dem Softwaretool „Geomagic Studio 2014“ erfolgte anschließend die Auswertung der unzähligen Einzelkoordinaten. Mithilfe der Bildsynthese („Rendering“) werden aus den Einzelpunkten Flächen erstellt, wobei jeweils drei Punkte eine dreieckige ebene Oberfläche bilden. Das Bild 111a zeigt die Druckdiagonale IPE 140, $a = 100$ mm im Versuch, im Bild 111b links ist die digitalisierte Fachwerkdruckdiagonale mit den anschließenden Knotenblechen zu sehen, rechts der Detailausschnitt in Stabmitte.

Aufgrund der benötigten intensiven Rechenleistung, welche bei der Bearbeitung der 3D-Punktekoordinaten notwendig ist, wird die Druckdiagonale allerdings nicht vollflächig aufgenommen. Für die Knotenbleche reicht ein etwa 50 mm breiter Rand für die Auswertung der Imperfektionen (Schiefstellung des Knotenblechs) vollkommen aus. Für das Profil werden insgesamt fünf Stabquerschnitte innerhalb der Stablänge L_m ausgewertet – in Stabmitte bzw. jeweils in einem Abstand von $0,2 \cdot L_m$ davon sowie an den beiden Stabenden zur Bestimmung der Vorkrümmung der Druckstäbe (vgl. Bild 111b bzw. Bild 112).

Als Referenz, zu welcher die in Bild 112 ausgewiesenen Imperfektionsmaße angegeben sind, wird eine dreiecksförmige 0-Ebene festgelegt, welche sich durch die Schnittpunkte der Achse der Druckdiagonale mit den jeweiligen inneren Flanschen der Fachwerkgurte ergibt (Punkte E1 und E3) und dem äußeren Endpunkt des Knotenblechs am Fachwerkgurt (Punkte E3) definiert. Diese Punkte E1, E2 und E3 liegen in der definierten „Fachwerkebene“, d.h. die jeweiligen Punkte sind in der Mittelfläche der Knotenbleche projiziert. Die Imperfektionsmaße der Diagonalen mit $a = 50$ mm sind geringfügig kleiner als jene der Diagonalen mit $a = 100$ aus Bild 112.

In Bild 112 sind für zwei Druckdiagonalen (in Bild 112a die Diagonale 2A als IPE 240 mit $a = 100$ mm, in Bild 112b die Diagonale 1A als IPE 140 mit $a = 100$ mm) die Imperfektionen aus der Ebene, welche durch die Punkte E1-E2-E3 aufgespannt wird, auszugsweise für jeweils drei Punkte am unteren Knotenblech (Punkte KBU1, KBU2 und KBU3) sowie für drei Punkte am oberen Knotenblech (Punkte KBO1, KBO2 und KBO3) angegeben. Für die Diagonalenprofile zeigt das Bild 112 jeweils zehn Imperfektionsmaße, und zwar in Stabmitte, im Abstand $0,2 \cdot L_m$ von der Stabmitte und am Stabende ($L_m =$ Stablänge des Profils), wobei fünf Punkte am oberen Flansch der Diagonalen (Punkte S1', S2', S3', S4', S5') und fünf Punkte am unteren Flansch liegen (Punkte S1'', S2'', S3'', S4'', S5'').

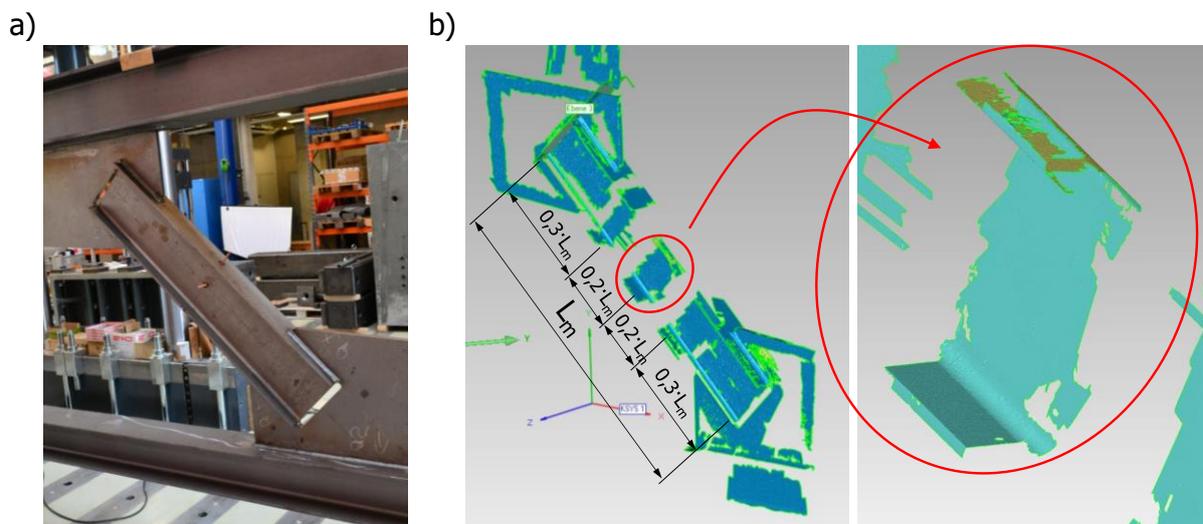


Bild 111: Digitalisierung der realen Druckdiagonale: a) Druckdiagonale 2A als IPE 240 mit $a = 100$ mm im Versuchsträger, b) gerenderte digitale Koordinatenwolke der Druckdiagonale 2A mit Detailausschnitt Stabmitte

Es zeigt sich eine erstaunlich hohe Fertigungsgenauigkeit, auch nach dem Einbau der neuen Diagonalstäbe (maximale horizontale Verformungen aus der Fachwerkebene: 2,5 mm bei den Knotenblechen, 2 mm bei den Flanschen der Druckstäbe – vgl. Bild 112).

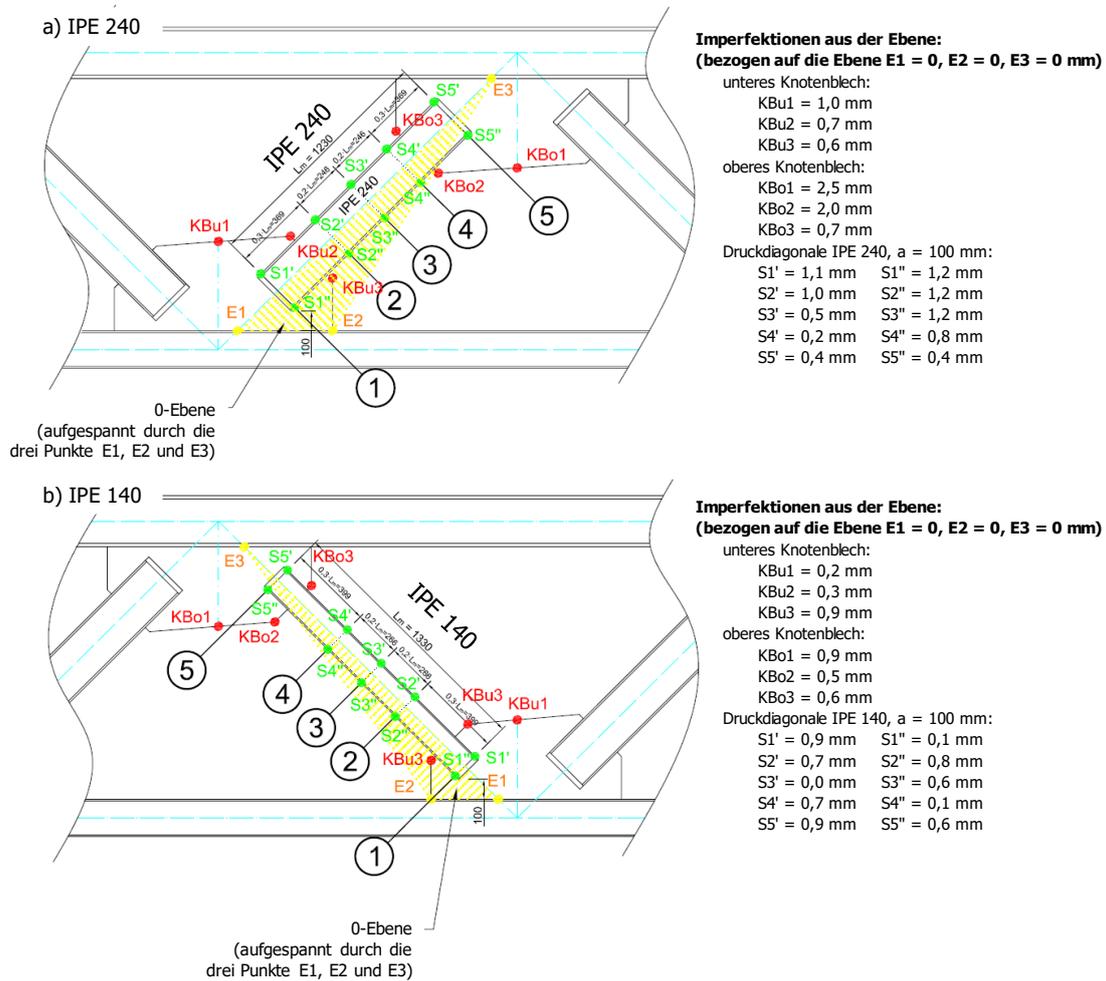
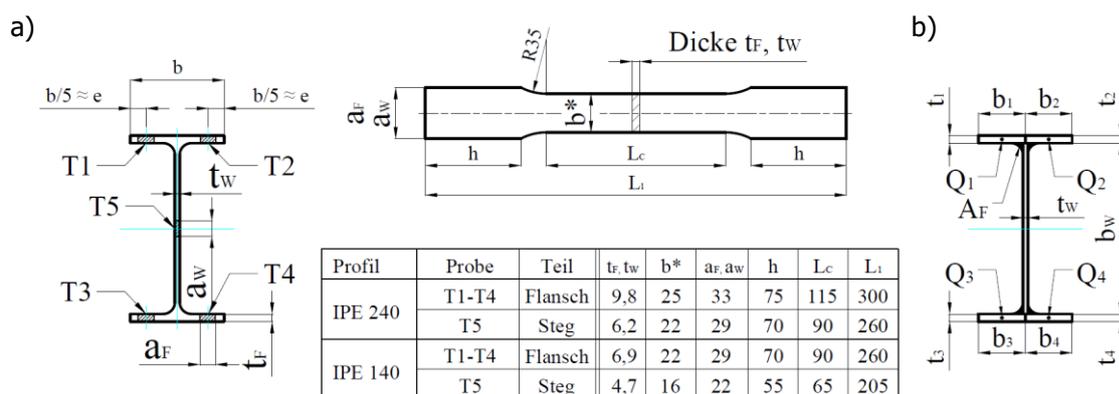


Bild 112: Wesentliche ausgewertete geometrische Imperfektionen aus der Fachwerkebene der Druckdiagonalen am Stabquerschnitt bzw. an den Knotenblechen: a) Diagonale 2A als IPE 240 mit a = 100 mm, b) Diagonale 1A als IPE 140 mit a = 100 mm

2.7.8. Zusätzliche Materialversuche

Für beide untersuchte Druckdiagonalquerschnitte (IPE 140, IPE 240) erfolgten Zugversuche für die einzelnen Querschnittsteile (Lage der Proben siehe Bild 113a, mit T1 bis T5 bezeichnet) sowie zusätzliche sogenannte Stub column Tests. Es wurde sorgfältig überprüft, dass alle Materialversuche am selben I-Profil durchgeführt wurden, aus dem auch die beiden Druckstäbe gefertigt sind (Diagonale 1 und 2, jeweils für die verschiedenen Stäbe A und B). Die Geometrie sowie die zugehörigen Abmessungen der einzelnen Zugproben, welche von der Dicke der Proben – t_F für die Flansche bzw. t_w für die Stege abhängt (Form E nach DIN 50 125), zeigt die Tabelle in Bild 113a. In Bild 113c sind zwei Bilder der insgesamt zehn Zugproben dargestellt (links: aus dem Querschnitt IPE 240, rechts: aus dem Querschnitt IPE 140).



c) Zugproben aus dem Querschnitt IPE 240:



Zugproben aus dem Querschnitt IPE 140:

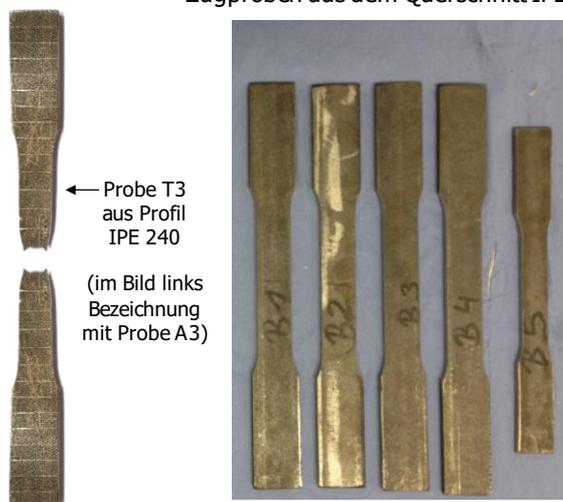


Bild 113: Zugversuche an den beiden Druckstabquerschnitten: a) Lage und Geometrie der fünf Zugproben für jedes Profil, b) Bezeichnungen zur Berechnung der Querschnittstragfähigkeit, c) Bilder der insgesamt zehn Zugproben – links: aus dem Querschnitt IPE 240, rechts: aus dem Querschnitt IPE 140

In Tabelle 19 sind die mechanischen Kennwerte für die einzelnen Zonen der beiden I-Profile zusammengefasst (Lage am Gesamtquerschnitt siehe Bild 113a). Insgesamt werden für jedes Profil fünf Zugversuche durchgeführt, wobei jeweils vier Zugproben aus den Gurtvierteln stammen (Zugproben T1 bis T4) sowie eine weitere Zugprobe aus dem Steg entnommen wird (Zugprobe T5). Im Zuge der Materialtests werden jeweils die Fließgrenze f_y , die Zugfestigkeit f_u und der E-Modul für jedes Gurtviertel (Proben T1 bis T4) bzw. für den Steg (Probe T5) der beiden Profiltypen IPE 140 bzw. IPE 240 bestimmt.

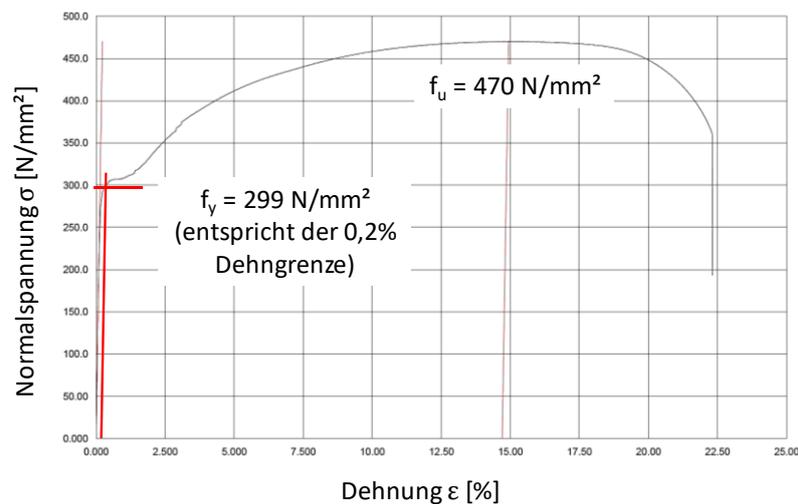
Tabelle 19: Gemessene Materialkennwerte an den beiden untersuchten Profilquerschnitten

Quer-schnitt	Zug-probe	$f_{y,i}$ [N/mm ²]	$f_{u,i}$ [N/mm ²]	E_i [N/mm ²]
IPE 140	T1	299	470	201600
	T2	324	483	194600
	T3	305	477	200800
	T4	332	488	211300
	T5	341	490	206600
IPE 240	T1	294	469	213900
	T2	307	457	213900 *)
	T3	283	451	195400
	T4	304	457	197200
	T5	326	467	208000

*) E-Modul konnte von der Prüfsoftware nicht ausgewertet werden, es wurde der Wert von IPE 240 - T1 angenommen

Da für die Probe IPE 240 – T2 (Gurt) die Prüfsoftware den Wert des E-Moduls bzw. die Arbeitslinie nicht auswerten konnte, wird für diese Probe der Wert der Probe T1 angenommen. Darüberhinaus ist für die Probe IPE 240 – T2 nachfolgend keine Materialarbeitslinie verfügbar. Das Bild 114 zeigt die Arbeitslinien (Spannungs-Dehnungslinien) der neun Zugversuche, für welche die Prüfsoftware die Arbeitslinien korrekt auswerten konnte.

a) Zugversuch Probe IPE 140 – T1 (Gurt)



b) Zugversuch Probe IPE 140 – T2 (Gurt)

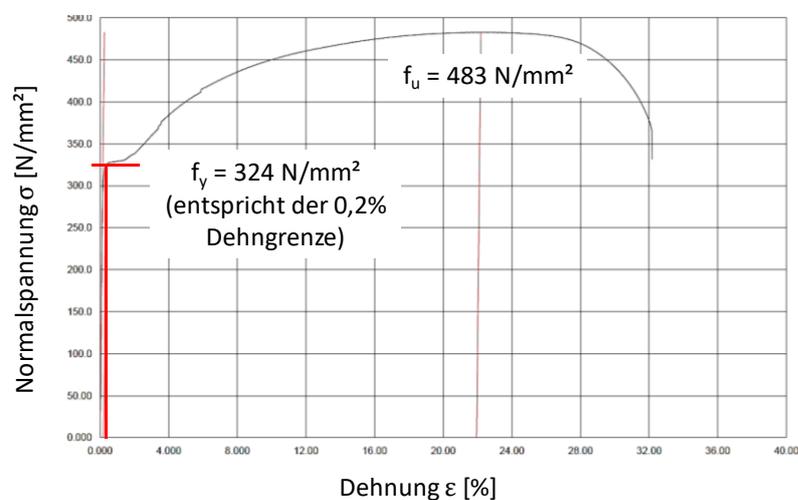
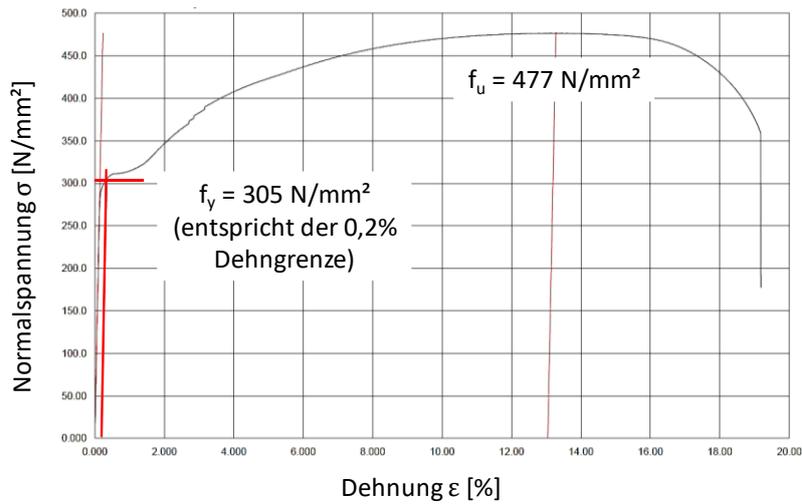
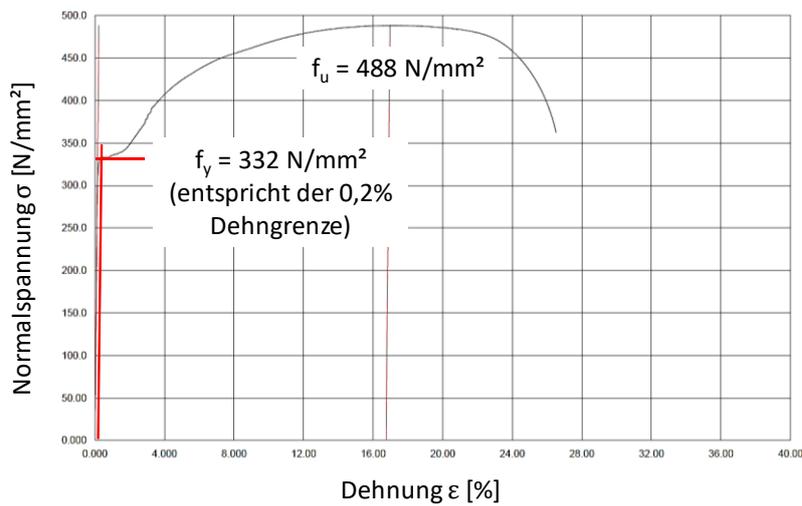


Bild 114: Arbeitslinien der durchgeführten Zugversuche: a) Probe IPE 140 – T1 (Gurt), b) Probe IPE 140 – T2 (Gurt)

c) Zugversuch Probe IPE 140 – T3 (Gurt)



d) Zugversuch Probe IPE 140 – T4 (Gurt)



e) Zugversuch Probe IPE 140 – T5 (Steg)

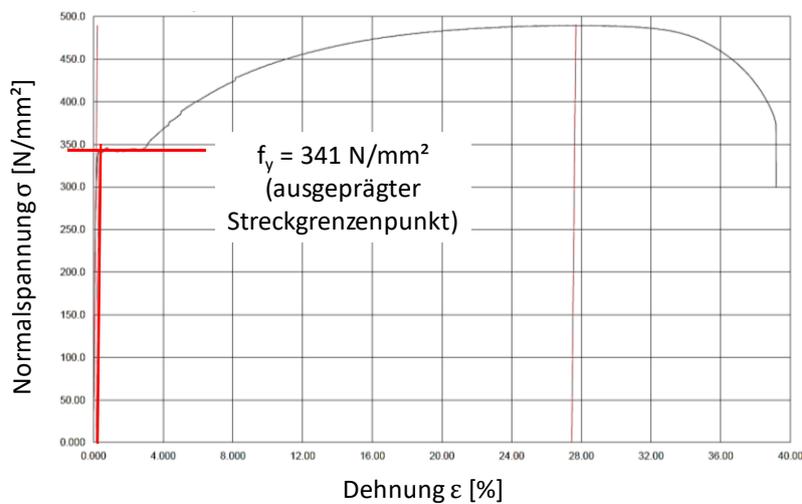
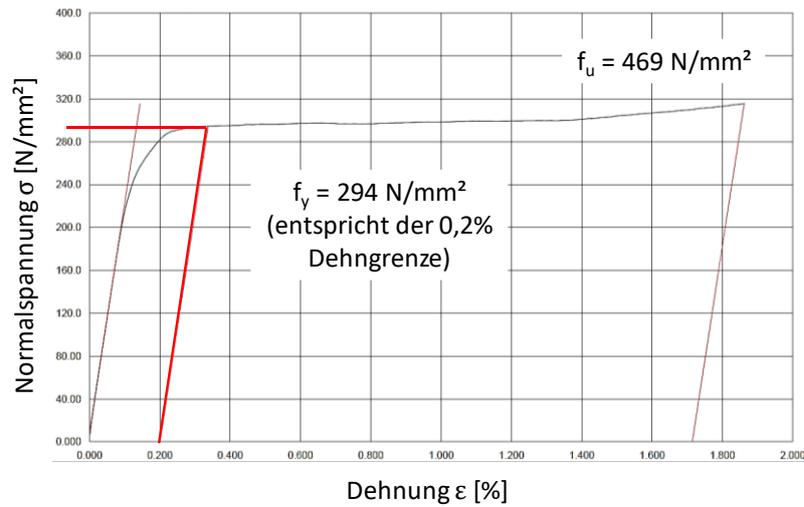
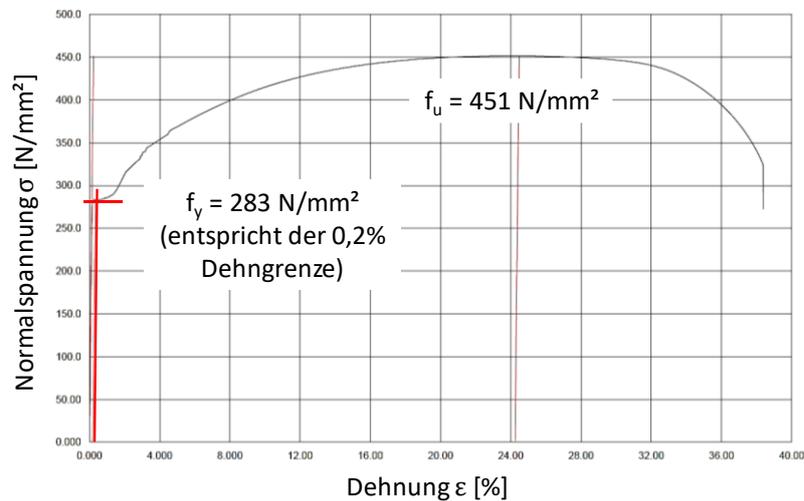


Bild 114 Fortsetzung: Arbeitslinien der durchgeführten Zugversuche: c) Probe IPE 140 – T3 (Gurt), d) Probe IPE 140 – T4 (Gurt), e) Probe IPE 140 – T5 (Steg)

f) Zugversuch Probe IPE 240 – T1 (Gurt)



g) Zugversuch Probe IPE 240 – T3 (Gurt)



h) Zugversuch Probe IPE 240 – T4 (Gurt)

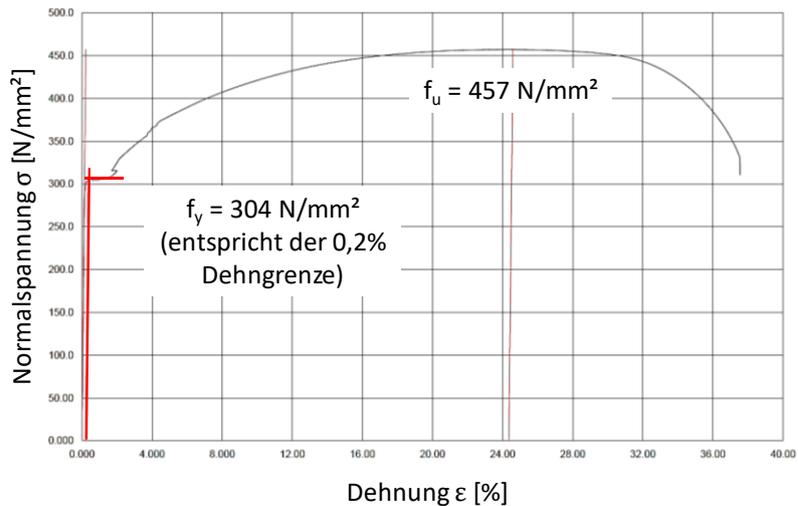


Bild 114 Fortsetzung: Arbeitslinien der durchgeführten Zugversuche: f) Probe IPE 240 – T1 (Gurt), g) Probe IPE 240 – T3 (Gurt), h) Probe IPE 240 – T4 (Gurt)

i) Zugversuch Probe IPE 240 – T5 (Steg)

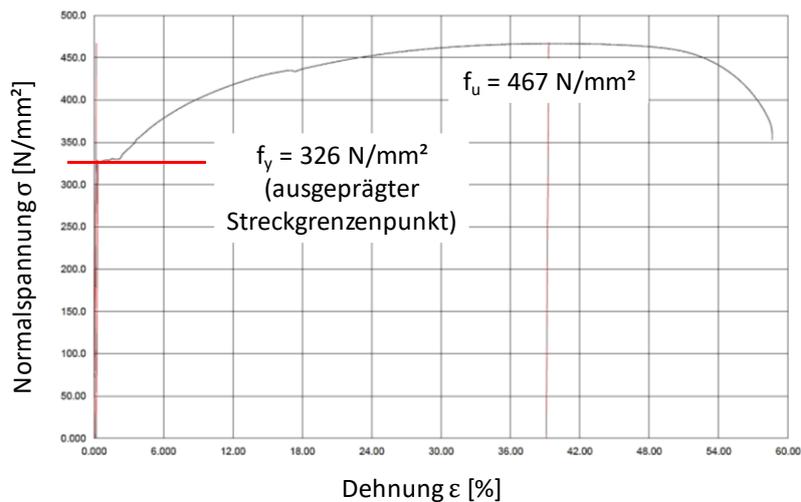


Bild 114 Fortsetzung: Arbeitslinien der durchgeführten Zugversuche: i) Probe IPE 240 – T5 (Steg)

An den entsprechenden Arbeitslinien der Materialproben in Bild 114 der Zugversuche ist ersichtlich, dass nur die jeweiligen Proben aus dem Steg (Proben T5, Bild 114e für IPE 140 und Bild 114i für IPE 240) einen ausgeprägten Fließbereich mit oberer bzw. unterer Fließgrenze zeigen. Für die restlichen Proben wird als Fließgrenze f_y die 0,2% Dehngrenze definiert.

2.7.9. Querschnittstragfähigkeit der Druckstabquerschnitte

Für einen zutreffenden Vergleich der Ergebnisse am Großversuch des geprüften Fachwerkträgers mit den Ergebnissen eines Ingenieurmodells sowie der zusätzlich erfolgten FE-Berechnung des Fachwerkträgers ist es notwendig, dass die FE-Simulationen die exakte Querschnittstragfähigkeit der tatsächlich eingebauten Profile aufweisen. Hierfür wird die Querschnittstragfähigkeit der beiden Querschnitte (IPE 140, IPE 240), entsprechend den Vorgaben in ÖNORM EN 1991-1-1 [7], auf Basis der gemessenen Zugprobendaten in den einzelnen Querschnittsbereichen (siehe Tabelle 19 in Abschnitt 2.7.8) ermittelt. Die Querschnittstragfähigkeit $N_{R,0}$ ergibt sich dabei nach Gl. 15 und ist für beide Querschnitte in Tabelle 20 ausgewiesen, mit den Bezeichnungen in Bild 113b.

$$N_{R,0} = \sum A_i \cdot f_{y,i} \quad \text{Gl. 15}$$

Die Querschnittstragfähigkeit $N_{Ru,0}$ ergibt sich nach Gl. 16 und ist ebenfalls für beide Querschnitte in Tabelle 20 ausgewiesen.

$$N_{Ru,0} = \sum A_i \cdot f_{u,i} \quad \text{Gl. 16}$$

Für die vier Ausrundungen zwischen den beiden Flanschen und dem Steg werden die Sollwerte für die Flächen angesetzt und der entsprechende Festigkeitswert des Steges verwendet (siehe Ausrundung $4 \cdot A_R$ in Tabelle 20). Zur Bestimmung der Querschnittstragfähigkeiten der beiden Diagonalstäbe wird jedes Zugprobenergebnis (Probe T1 bis T4) dem zugehörigen Gurtflächenviertel (Q1 bis Q4 – vgl. Bild 113b) zugeordnet. Für den Steg wird die Probe T5 angesetzt. Dabei werden auch die Istabmessungen (Dicken der Profile) der Flansche und Stege vorausgesetzt.

In der Tabelle 20 sind auch die errechneten Mittelwerte für die Fließgrenze f_y^* , die Zugfestigkeit f_u^* und den E-Modul E^* ausgewiesen, wobei hier eine Gewichtung entsprechend der Größe der einzelnen Querschnittsteile erfolgte, wie die Gleichungen Gl. 17, Gl. 18 und Gl. 19 zeigen.

$$f_y^* = \frac{\sum A_i \cdot f_{y,i}}{\sum A_i} \quad \text{Gl. 17}$$

$$f_u^* = \frac{\sum A_i \cdot f_{u,i}}{\sum A_i} \quad \text{Gl. 18}$$

$$E^* = \frac{\sum A_i \cdot E_i}{\sum A_i} \quad \text{Gl. 19}$$

Tabelle 20: Ermittlung der Querschnittstragfähigkeit $N_{R,0}$ bzw. $N_{Ru,0}$ beider Profilquerschnitte, auf Basis der Messdaten

Querschnittstragfähigkeit - IPE 140											
Teil (Probe)	$f_{y,i}$ [N/mm ²]	$f_{u,i}$ [N/mm ²]	E_i [N/mm ²]	t_i [mm]	b_i [mm]	A_i [mm ²]	$N_{R,i}$ [kN]	$N_{Ru,i}$ [kN]	$A_i \cdot f_{y,i}$ [kN]	$A_i \cdot f_{u,i}$ [kN]	$A_i \cdot E_i$ [kN]
Q1 (T1)	299	470	201600	6,91	36,5	252,2	75,41	118,54	75,41	118,54	50847
Q2 (T2)	324	483	194600	6,65	36,5	242,7	78,64	117,24	78,64	117,24	47234
Q4 (T3)	305	477	200800	6,76	36,5	246,7	75,26	117,69	75,26	117,69	49545
Q4 (T4)	332	488	211300	6,68	36,5	243,8	80,95	118,98	80,95	118,98	51519
Steg (T5)	341	490	206600	5,24	126,2	661,3	225,50	324,03	225,50	324,03	136622
Ausrundung (4·A _R)	341	490	206600	-	-	42,1	14,36	20,63			
Gesamtergebnis	-	-	-	-	-	A = 1689	$N_{R,0} = 550,1$	$N_{Ru,0} = 817,1$	325,3 (1)	483,7 (2)	203892 (3)

Querschnittstragfähigkeit - IPE 240											
Teil (Probe)	$f_{y,i}$ [N/mm ²]	$f_{u,i}$ [N/mm ²]	E_i [N/mm ²]	t_i [mm]	b_i [mm]	A_i [mm ²]	$N_{R,i}$ [kN]	$N_{Ru,i}$ [kN]	$A_i \cdot f_{y,i}$ [kN]	$A_i \cdot f_{u,i}$ [kN]	$A_i \cdot E_i$ [kN]
Q1 (T1)	294	469	213900	9,28	60,0	556,8	163,70	261,14	163,70	261,14	119100
Q2 (T2)	307	457	213900	9,66	60,0	579,6	177,94	264,88	177,94	264,88	123976
Q4 (T3)	283	451	195400	9,38	60,0	562,8	159,27	253,82	159,27	253,82	109971
Q4 (T4)	304	457	197200	9,12	60,0	547,2	166,35	250,07	166,35	250,07	107908
Steg (T5)	326	467	208000	6,47	220,4	1426,0	464,87	665,94	464,87	665,94	296606
Ausrundung (4·A _R)	326	467	208000	-	-	193,1	62,95	90,24			
Gesamtergebnis	-	-	-	-	-	A = 3865	$N_{R,0} = 1195,1$	$N_{Ru,0} = 1786,1$	308,3 (1)	461,8 (2)	206286 (3)

Anm: (1)... Wert f_y^* [N/mm²]
 (2)... Wert f_u^* [N/mm²]
 (3)... Wert E^* [N/mm²]

Nach Gl. 15 ergeben sich folgende Querschnittstragfähigkeiten $N_{R,0}$ für die beiden Profile IPE 140 bzw. IPE 240:

$$N_{R,0, IPE 140} = \sum A_i \cdot f_{y,i} = 550,1 \text{ kN}$$

$$N_{R,0, IPE 240} = \sum A_i \cdot f_{y,i} = 1195,1 \text{ kN}$$

Nach Gl. 16 betragen die Querschnittstragfähigkeiten $N_{Ru,0}$ auf Basis der Zugfestigkeiten $f_{u,i}$:

$$N_{Ru,0, IPE 140} = \sum A_i \cdot f_{u,i} = 817,1 \text{ kN}$$

$$N_{Ru,0, IPE 240} = \sum A_i \cdot f_{u,i} = 1786,1 \text{ kN}$$

Nach Gl. 17 ergeben sich folgende mittlere Fließgrenzen f_y^* für die beiden Profile IPE 140 bzw. IPE 240 (Anm.: ohne Berücksichtigung der vier Ausrundungen zwischen Flanschen und Steg, mit $\sum A_i = A_{Q1} + A_{Q2} + A_{Q3} + A_{Q4} + A_{\text{Steg}}$):

$$f_{y, IPE 140}^* = \frac{\sum A_i f_{y,i}}{\sum A_i} = \frac{535,758 \cdot 10^3}{1646,8} = 325,4 \text{ N/mm}^2$$

$$f_{y, IPE 240}^* = \frac{\sum A_i f_{y,i}}{\sum A_i} = \frac{1132,127 \cdot 10^3}{3672,4} = 308,3 \text{ N/mm}^2$$

Nach Gl. 18 sind die mittleren Zugfestigkeiten f_u^* (Anm.: ohne Berücksichtigung der vier Ausrundungen zwischen Flanschen und Steg, mit $\Sigma A_i = A_{Q1} + A_{Q2} + A_{Q3} + A_{Q4} + A_{\text{Steg}}$):

$$f_{u, \text{IPE 140}}^* = \frac{\Sigma A_i f_{u,i}}{\Sigma A_i} = \frac{796,487 \cdot 10^3}{1646,8} = 483,7 \text{ N/mm}^2 \quad f_{u, \text{IPE 240}}^* = \frac{\Sigma A_i f_{u,i}}{\Sigma A_i} = \frac{1695,846 \cdot 10^3}{3672,4} = 461,8 \text{ N/mm}^2$$

Nach Gl. 19 sind die mittleren E-Moduli E^* (Anm.: ohne Berücksichtigung der vier Ausrundungen zwischen Flanschen und Steg, mit $\Sigma A_i = A_{Q1} + A_{Q2} + A_{Q3} + A_{Q4} + A_{\text{Steg}}$):

$$E_{\text{IPE 140}}^* = \frac{\Sigma A_i E_i}{\Sigma A_i} = \frac{335767 \cdot 10^3}{1646,8} = 203892 \text{ N/mm}^2 \quad E_{\text{IPE 240}}^* = \frac{\Sigma A_i E_i}{\Sigma A_i} = \frac{757560,4 \cdot 10^3}{3672,4} = 206286 \text{ N/mm}^2$$

• Vergleich mit Nennwerten

Auf Basis der aus den Zugversuchen der Einzelproben abgeleiteten mechanischen Kennwerte ergeben sich die unten angeführten bzw. in Tabelle 21 zusammengefassten Unterschiede zu den Nennwerten (Material S235; $f_{y, \text{nom}} = 235 \text{ N/mm}^2$, $E_{\text{nom}} = 210000 \text{ N/mm}^2$). Die gemessenen Fließgrenzwerte (gewichteter Wert f_y^* für jedes Profil) und Querschnittstragfähigkeiten $N_{R,0}$ bzw. $N_{Ru,0}$ sind um etwa 30% (IPE 240) bzw. 40% (IPE 140) größer als die Nennwerte.

Vergleich der Querschnittsabmessungen:

Vergleich A_{nom} zu A_{ist} – IPE 140:

$$A_{\text{nom, IPE 140}} = 16,40 \text{ cm}^2 \quad (100\%)$$

$$A_{\text{ist, IPE 140}} = 16,89 \text{ cm}^2 \quad (103\%)$$

Vergleich A_{nom} zu A_{ist} – IPE 240:

$$A_{\text{nom, IPE 240}} = 39,10 \text{ cm}^2 \quad (100\%)$$

$$A_{\text{ist, IPE 240}} = 38,66 \text{ cm}^2 \quad (99\%)$$

In Klammer sind die Abweichungen der Istflächen gegenüber den Sollflächen laut Profiltabelle der Profile IPE 140 (Diagonale 1) und IPE 240 (Diagonale 2) angegeben. Die Istflächen entsprechen nahezu den Sollflächen, mit einer maximalen Abweichung von +3% beim IPE 140, bzw. mit -1% bei dem Profil IPE 240.

Vergleich der Fließgrenzen:

Vergleich $f_{y, \text{nom}}$ zu f_y^* – IPE 140:

$$f_{y, \text{nom}} = 235 \text{ N/mm}^2 \quad (100\%)$$

$$f_{y, \text{IPE 140}}^* = 325,3 \text{ N/mm}^2 \quad (138\%)$$

Vergleich $f_{y, \text{nom}}$ zu f_y^* – IPE 240:

$$f_{y, \text{nom}} = 235 \text{ N/mm}^2 \quad (100\%)$$

$$f_{y, \text{IPE 240}}^* = 308,3 \text{ N/mm}^2 \quad (131\%)$$

In Klammer sind die Abweichungen der gemessenen gemittelten Fließgrenze f_y^* gegenüber der nominellen Fließgrenze $f_{y, \text{nom}}$ angegeben. Gemessen wurden erheblich höhere Werte gegenüber den nominellen Nennwerten des Eurocodes ($f_{y, \text{nom}} = 235 \text{ N/mm}^2$, Material S235): +38% beim IPE 140 bzw. +31% bei dem Profil IPE 240.

Vergleich der Querschnittstragfähigkeiten $N_{R,0}$ mit Nennfestigkeiten und Querschnittsollabmessungen:

Vergleich $N_{R,0,nom}$ zu $N_{R,0,ist}$ – IPE 140:

$$N_{R,0,nom,IPE\ 140} = 385,4\ \text{kN} \quad (100\%)$$

$$N_{R,0,ist,IPE\ 140} = 550,1\ \text{kN} \quad (143\%)$$

Vergleich $N_{R,0,nom}$ zu $N_{R,0,ist}$ – IPE 240:

$$N_{R,0,nom,IPE\ 240} = 918,9\ \text{kN} \quad (100\%)$$

$$N_{R,0,ist,IPE\ 240} = 1195,1\ \text{kN} \quad (130\%)$$

In der Klammer sind die Abweichungen der Ist-Querschnittstragfähigkeiten $N_{R,0,ist}$ gegenüber den Soll-Querschnittstragfähigkeiten $N_{R,0,nom}$ (berechnet mit der Fläche A laut Profiltabelle (siehe Tabelle 21) und der Nennfließgrenze des Eurocodes $f_{y,nom} = 235\ \text{N/mm}^2$, Material S235) der Profile IPE 140 (Diagonale 1) und IPE 240 (Diagonale 2) angegeben. Aufgrund der – gegenüber der Nennfließgrenze – gemessenen höheren Werte für die Fließgrenze ergeben sich demzufolge auch für die Ist-Querschnittstragfähigkeiten $N_{R,0,ist}$ mit +43% (IPE 140) bzw. +30% (IPE 240) größere Werte im Vergleich zu den Soll-Querschnittstragfähigkeiten $N_{R,0,nom}$. Der Vergleich der Querschnittsabmessungen A_{nom} zu A_{ist} zeigt für die Flächen nahezu idente Ergebnisse von Soll- zu Istflächen.

Vergleich der Zugfestigkeiten:

Vergleich $f_{u,nom}$ zu f_u^* – IPE 140:

$$f_{u,nom} = 360\ \text{N/mm}^2 \quad (100\%)$$

$$f_{u,IPE\ 140}^* = 483,7\ \text{N/mm}^2 \quad (134\%)$$

Vergleich $f_{u,nom}$ zu f_u^* – IPE 240:

$$f_{u,nom} = 360\ \text{N/mm}^2 \quad (100\%)$$

$$f_{u,IPE\ 240}^* = 461,8\ \text{N/mm}^2 \quad (128\%)$$

In Klammer sind die Abweichungen der gemessenen gemittelten Zugfestigkeit f_u^* gegenüber der nominellen Zugfestigkeit $f_{u,nom}$ angegeben. Gemessen wurden erheblich höhere Werte gegenüber den nominellen Nennwerten des Eurocodes ($f_{u,nom} = 360\ \text{N/mm}^2$, Material S235) : +34% beim IPE 140 bzw. +28% bei dem Profil IPE 240.

Vergleich der Querschnittstragfähigkeiten $N_{Ru,0}$ mit Nennzugfestigkeit und Querschnittsollabmessungen:

Vergleich $N_{Ru,0,nom}$ zu $N_{Ru,0,ist}$ – IPE 140:

$$N_{Ru,0,nom,IPE\ 140} = 590,4 \quad (100\%)$$

$$N_{Ru,0,ist,IPE\ 140} = 817,1\ \text{kN} \quad (138\%)$$

Vergleich $N_{Ru,0,nom}$ zu $N_{Ru,0,ist}$ – IPE 240:

$$N_{Ru,0,nom,IPE\ 240} = 1407,6\ \text{kN} \quad (100\%)$$

$$N_{Ru,0,ist,IPE\ 240} = 1786,1\ \text{kN} \quad (127\%)$$

In der Klammer sind die Abweichungen der Ist-Querschnittstragfähigkeiten $N_{Ru,0,ist}$ gegenüber den Soll-Querschnittstragfähigkeiten $N_{Ru,0,nom}$ (berechnet mit der Fläche A laut Profiltabelle (siehe Tabelle 21) und der Nennzugfestigkeit des Eurocodes $f_{u,nom} = 360\ \text{N/mm}^2$, Material S235) der Profile IPE 140 (Diagonale 1) und IPE 240 (Diagonale 2) angegeben. Aufgrund der – gegenüber der Nennzugfestigkeit – gemessenen höheren Werte für die Zugfestigkeit ergeben sich demzufolge auch für die Ist-Querschnittstragfähigkeiten $N_{Ru,0,ist}$ mit +38% (IPE 140) bzw. +27% (IPE 240) größere Werte im Vergleich zu den Soll-Querschnittstragfähigkeiten $N_{Ru,0,nom}$.

Vergleich der E-Moduli:

Vergleich E_{nom} zu E_{ist} – IPE 140:

$$E_{nom} = 210000 \text{ N/mm}^2 \quad (100\%)$$

$$E_{ist, IPE 140} = 203892 \text{ N/mm}^2 \quad (97\%)$$

Vergleich E_{nom} zu E_{ist} – IPE 240:

$$E_{nom} = 210000 \text{ N/mm}^2 \quad (100\%)$$

$$E_{ist, IPE 240} = 206286 \text{ N/mm}^2 \quad (98\%)$$

In Klammer sind die Abweichungen der gemessenen gemittelten E-Moduli gegenüber den nominellen E-Moduli angegeben. Gemessen wurden geringfügig kleinere Werte, gegenüber den nominellen Nennwerten des Eurocodes ($E_{nom} = 210000 \text{ N/mm}^2$): -3% beim IPE 140 bzw. -2% bei dem Profil IPE 240.

Tabelle 21: Vergleich der gemessenen Materialkennwerte mit den Nennwerten nach der Norm für beide Druckstäbe

Querschnitt	Basis	E [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	A [mm ²]	$N_{R,0}$ [kN]	$N_{Ru,0}$ [kN]
IPE 140	nominell	210 000	235,0	360,0	1640	385,4	590,4
	gemessen	203 892 *)	325,3 *)	483,7 *)	1689	550,1	817,1
	Δ [%]	-2,9	+38,4	+34,4	+3,0	+42,7	+38,4
IPE 240	nominell	210 000	235,0	360,0	3910	918,9	1407,6
	gemessen	206 286 *)	308,3 *)	461,8 *)	3865	1195,1	1786,1
	Δ [%]	-1,8	+31,2	+28,3	-1,2	+30,1	+26,9

*) gewichtete Mittelwerte, basierend auf Gl. 17, Gl. 18, Gl. 19 (siehe Tabelle 20)

- **Stub column Tests**

Für beide Druckdiagonalquerschnitte (IPE 140, IPE 240) wurden zusätzlich Stub column Tests durchgeführt. Für die Querschnitte IPE 140 / IPE 240 wird eine Gesamtlänge der Probenquerschnitte von 250 / 300 mm gewählt. Bild 115 zeigt die Ergebnisse beider Versuche.

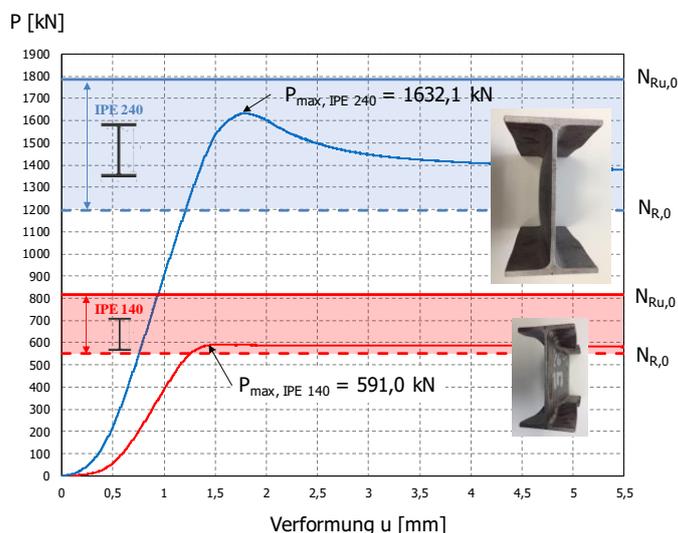


Bild 115: stub column Tests und Vergleich mit den Querschnittstragfähigkeiten $N_{R,0}$ und $N_{Ru,0}$

Beide Querschnitte (IPE 140, IPE 240) gehören entsprechend EN 1993-1-1 der Querschnittsklasse 1 an. Zur besseren Orientierung sind die berechneten Querschnittstragfähigkeiten $N_{R,0}$ – basierend auf der mittleren Fließgrenze f_y^* – und $N_{Ru,0}$ – basierend auf der mittleren Zugfestigkeit f_u^* – miteingetragen. Die erreichten Tragfähigkeiten (Maxima) liegen um etwa 7% (IPE 140: $P_{max} = 591,0 \text{ kN}$) bzw. 37% (IPE 240: $P_{max} = 1632,1 \text{ kN}$) höher als die errechneten Querschnittstragfähigkeiten $N_{R,0}$ nach Tabelle 20.

2.7.10. Untersuchte Ingenieurmodelle für den Fachwerkträger

Nachfolgend wird das Tragverhalten des geprüften Fachwerkträgers mit den in der Praxis üblichen Ingenieurmodellen zur Systemberechnung verglichen und zwar:

- System 1: Reines Gelenkfachwerk (S1_g)
- System 2: Fachwerkmodell mit biegesteifen Gurten und gelenkig angeschlossenen Füllstäben (S2_hg)
- System 3: Fachwerkmodell mit biegesteifen, starren Knoten (S3_s)

Bild 116a zeigt schematisch die drei untersuchten Systeme, welche die Grundlage für eine Systemberechnung mit dem Stabwerksprogramm Dlubal RSTAB 8.12.01 bildeten. Hierbei wurden – wie in der Praxis üblich – die Diagonalen des Fachwerkes durchgehend über die gesamte Länge bis zu den Systempunkten als Profilquerschnitte modelliert. Der Einfluss der Knotenblechanschlüsse in den Fachwerkknoten wird im Zuge der Stabwerksberechnung nicht miterfasst (siehe Bild 116b am Beispiel mit Diagonale 1 als IPE 140 und Diagonale 2 als IPE 240).

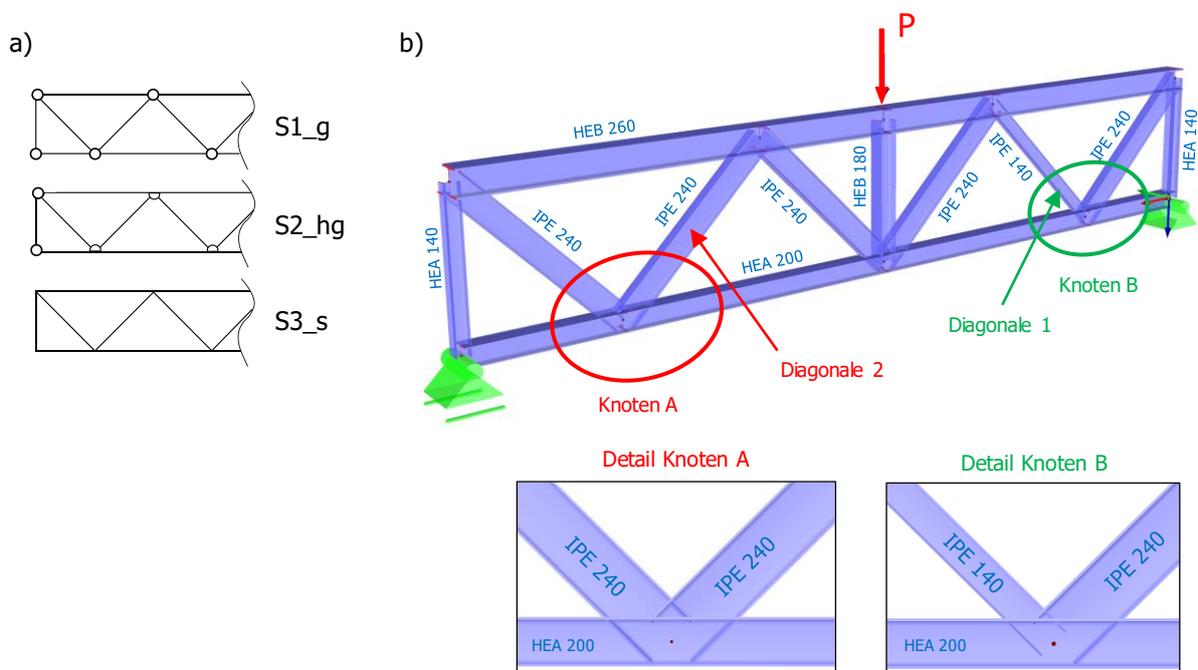


Bild 116: Ingenieurmodelle aus der Praxis zur Systemberechnung: a) schematische Darstellung der verschiedenen untersuchten Systeme, b) Stabmodell mit durchgehenden Profilen als Diagonalen: Diagonale 1 als IPE 140 und Diagonale 2 als IPE 240

In der globalen Systemberechnung für die einzelnen Systeme werden die gemessenen Materialkennwerte verwendet. Das Materialverhalten ist linear-elastisch angenommen mit dem E-Modul E^* (gemessener Wert) der Druckdiagonale 1 (IPE 140) nach Tabelle 20 oben und der Druckdiagonale 2 (IPE 240) nach Tabelle 20 unten. Die restlichen Stäbe wurden mit dem Nennwert des E-Moduls mit $E_{nom} = 210000 \text{ N/mm}^2$ modelliert.

Zusätzlich ist bei den nachfolgenden Vergleichen die Stabverstärkung der Diagonale 1 mit zwei Winkelprofilen (L120.15) im Stabmodell mitberücksichtigt (durch eine vergrößerte Stabquerschnittsfläche der Diagonale 1 von $A_{1,nom} \text{ IPE 140} = 16,4 \text{ cm}^2$ auf $A_{1,verstärkt} = 84,2 \text{ cm}^2$ mit zwei Winkelprofilen zu je $A_{L120.15} = 33,9 \text{ cm}^2$). Nur dadurch können zutreffende Gegenüberstellungen des globalen Tragverhaltens des Fachwerkträgers (Vergleich der vertikalen Durchbiegungen) und beim Zusammenhang zwischen Belastung P und Stabkraft N in der Druckdiagonale 2 getätigt werden.

Es erfolgt ein Vergleich zwischen Versuch und Ingenieurmodellen in Hinblick der Treffsicherheit von:

- Verformungsverhalten des Trägers, durch Vergleich der vertikalen Durchbiegungen in Feldmitte
- Zutreffender Schnittkraftverlauf, durch Vergleich der Stabnormalkräfte in den untersuchten Druckdiagonalstäben (Diagonale 1 bei Versuch 1 und 3, Diagonale 2 bei Versuch 2 und 4)

Insgesamt erfolgen sechs Systemberechnungen an den drei Stabwerksmodellen:

- *Konfiguration 1:* Test Diagonale 1 - IPE 140, währenddessen gegenüberliegende Druckdiagonale 2 als IPE 240 – mit Knotenmodellierung nach System S1_g, System S2_hg und System S3_s
- *Konfiguration 2:* Test Diagonale 2 - IPE 240, währenddessen gegenüberliegende Druckdiagonale 1 als IPE 140 verstärkt – mit Knotenmodellierung nach System S1_g, System S2_hg und System S3_s

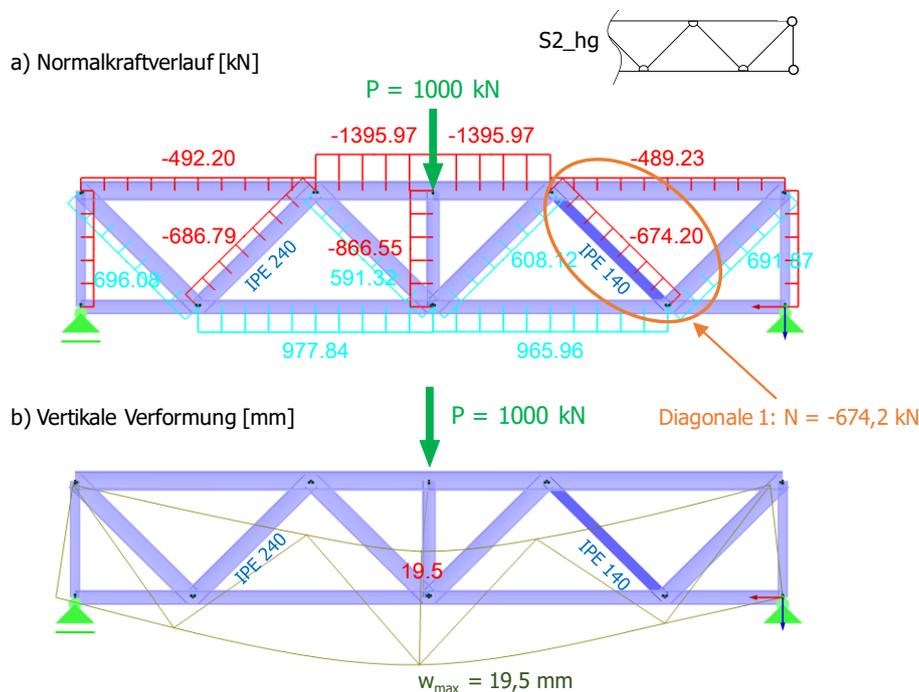


Bild 117: Systemberechnung des Fachwerkträgers mit Ingenieurmodellen aus der Praxis – Beispiel für Konfiguration 1: Diagonale 1 als IPE 140, währenddessen gegenüberliegende Druckdiagonale 2 als IPE 240 – mit Knotenmodellierung nach System 2: Fachwerkmodell mit biegesteifen Gurten und gelenkig angeschlossenen Füllstäben (S2_hg)

Das Bild 117 zeigt anhand eines Beispiels die Ergebnisse der Stabmodell-Systemberechnung des Fachwerkträgers (Konfiguration 1: Diagonale 1 als IPE 140, währenddessen gegenüberliegende Druckdiagonale 2 als IPE 240 – mit Knotenmodellierung nach System 2: Fachwerkmodell mit biegesteifen Gurten und gelenkig angeschlossenen Füllstäben). Einerseits die Normalkraftverläufe in den Fachwerkträgerstäben (in Bild 117a) sowie andererseits die vertikalen Verformungen (in Bild 117b). Die Normalkraft in der Diagonale 1 beträgt bei einer vertikalen Einzellast $P = 1000$ kN in Feldmitte $N_1 = -674,20$ kN (siehe Bild 117a). Demzufolge ergibt sich ein N_1/P -Verhältnis von 0,674 (siehe Tabelle 23 oben: S2_hg). Die zugehörige Vertikalverformung des Fachwerkträgers beträgt 19,5 mm (siehe Bild 117b). Auf die graphische Darstellung der restlichen Stabmodell-Systemberechnungen für die diversen Systeme bzw. für die Diagonale 2 wird an dieser Stelle verzichtet – alle Ergebnisse der N_i/P -Verhältnisse sind jedoch in der Tabelle 23 gegeben.

2.7.11. Zutreffendes FE-Modell zum Großversuch

Zusätzlich zu den Stabwerksmodellen aus Abschnitt 2.7.10 erfolgte auch eine numerische Simulation der Versuchsbelastung des Fachwerkträgers mit den schlankeren Knotenblechen ($a = 100 \text{ mm}$), mithilfe des Softwarepaketes Abaqus, Version 6.13:

- Versuch 3: Diagonale 1A als IPE 140 mit $a = 100 \text{ mm}$ und $L_m = 1330 \text{ mm}$, gegenüberliegende Diagonale 2 als IPE 240
- Versuch 4: Diagonale 2A als IPE 240 mit $a = 100 \text{ mm}$ und $L_m = 1230 \text{ mm}$, gegenüberliegende Diagonale 1 als IPE 140 verstärkt

Das Bild 118a zeigt das FE-Modell des im Großversuch geprüften Fachwerkträgers mit der Prüfkfiguration für die Diagonale 2A als IPE 240 mit $a = 100 \text{ mm}$ und $L_m = 1230 \text{ mm}$ (Versuch 4). Die gegenüberliegende Diagonale 1A ist hierbei das mit zwei Winkelprofilen (L120.15) verstärkte IPE 140-Profil. Die Stabverstärkung der Druckdiagonale 1A wird als quadratischer Vollquerschnitt mit Stabelementen in der Schwerachse des Profils modelliert (siehe Bild 118a) – mit der Länge, die auch die beiden Winkelverstärkungen im Großversuch haben (bis annähernd zu den Innenseiten der Flansche der Fachwerkträgergurte – siehe Bild 107b). Durch diesen Ersatzstab wird die Fläche der Diagonale 1 von $A_{1,nom \text{ IPE 140}} = 16,4 \text{ cm}^2$ auf $A_{1,verstärkt} = 84,2 \text{ cm}^2$ angehoben ($A_{L120.15} = 33,9 \text{ cm}^2$; somit $\Delta A_1 = 67,8 \text{ cm}^2$, daraus ergibt sich die Kantenlänge des quadratischen Ersatzstabes zu $a = 8,23 \text{ cm}$).

Die Diagonalen bzw. der Untergurt im unmittelbaren Fachwerkknotenbereich sowie die Knotenbleche sind aus Schalenelementen modelliert. Als Elementtyp werden sogenannte „S8R“-Elemente verwendet. Die Netzgenerierung erfolgt mit rechteckigen Elementen mit einer Kantenlänge von maximal 10 mm in den Diagonalen und im Untergurt bzw. mit 5 mm Kantenlänge in den Knotenblechen. Bild 118b zeigt das FE-Netz im Bereich des Fachwerkknotens, mit anschließender Druckdiagonale 2A. Um die Anzahl an Freiheitsgraden und damit die Rechenzeiten gering zu halten, erfolgt für die Fachwerkstäbe – ausgenommen sind die Druckdiagonalen sowie die mittleren Zugdiagonalen – außerhalb der unmittelbaren Fachwerkknoten eine Modellierung mit Stabelementen mit einer maximalen Länge von 10 mm (siehe Bild 118c mit Ergebnisdarstellung der von Mises-Spannungen im Traglastzustand). Die Abrundungen der Profile zwischen Flanschen und Steg werden ebenfalls mit Stabelementen modelliert (vgl. Bild 118b und Bild 119). Die Knotenbleche an den Randpfosten zum Anschluss der äußeren Zugdiagonalen werden nicht modelliert. Die ausreichende Qualität der Ergebnisse des FE-Fachwerkknotens, zur Wiedergabe der lokalen Spannungen, bzw. die hinreichende Anzahl an Elementen wurde bereits im Abschnitt 2.6.1 durch Nachrechnung von in der Literatur verfügbaren Ergebnissen überprüft.

Die Belastung erfolgt äquivalent zum Großversuch als vertikale Kraft P in Fachwerkmitte. Vertikal ist der Fachwerkträger an den Fachwerkuntergurtstabenden gelagert. Wie auch im Versuch, ist im FE-Modell der Fachwerkobergurt an den Stabenden sowie in Fachwerkmitte gegen Ausweichen aus der Ebene gehalten. In Fachwerkmitte deswegen, da die große Reibung zwischen Druckstempel des Prüfgerüsts und Lasteinleitung am Fachwerkträgerobergurt das seitliche Ausweichen nicht zulässt. Die Knoten der Druckdiagonalen können sich im FE-Modell frei aus der Ebene verformen.

Im Zuge der Traglastberechnungen (GMNIA-Analysen: geometrisch und materiell nichtlineare Analysen mit Imperfektionen) wird die vertikale Kraft P in Fachwerkmitte schrittweise gesteigert, bis kein Gleichgewicht mehr gefunden werden kann.

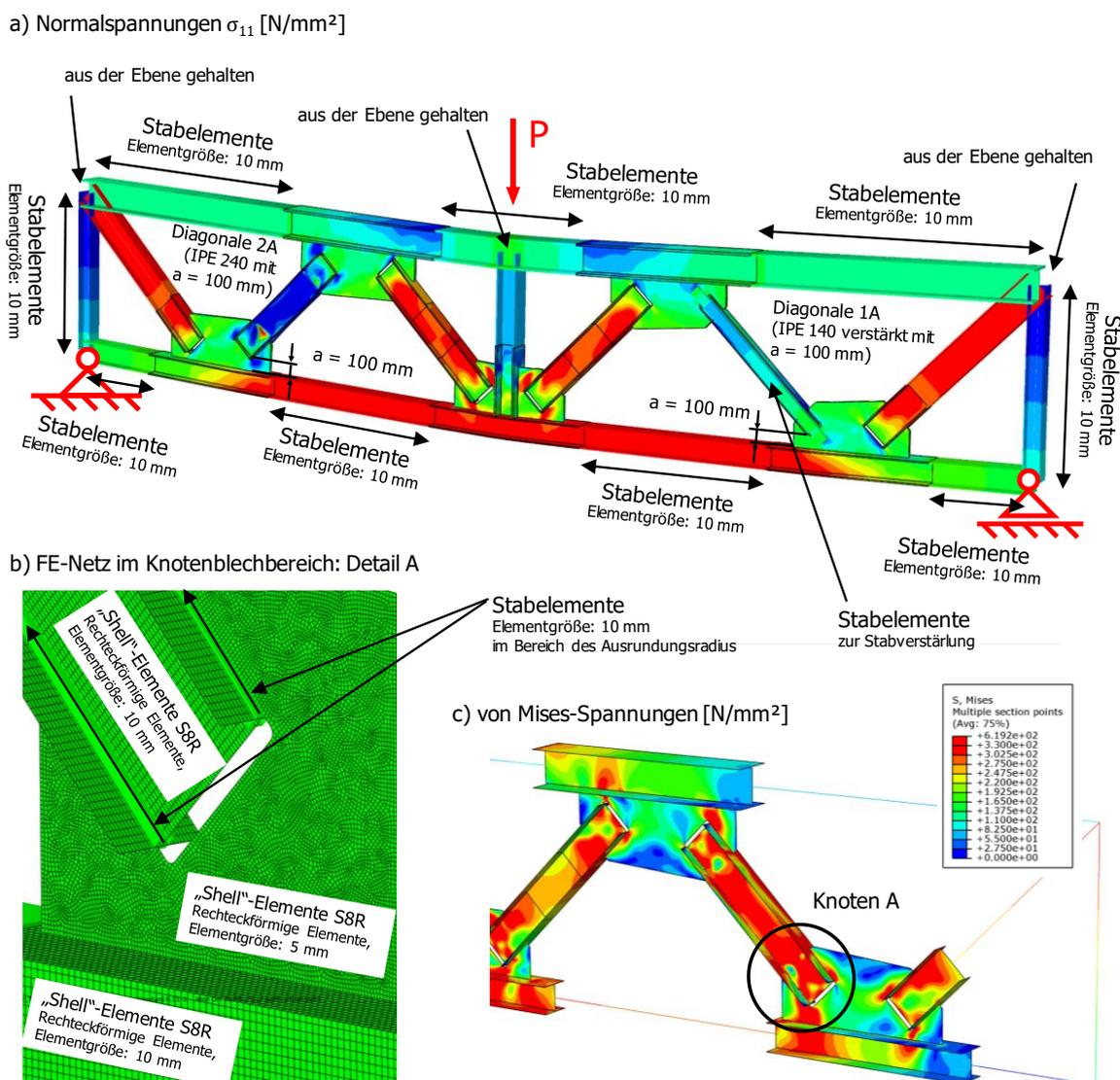


Bild 118: Zutreffendes FE-Modell zum Großversuch: a) Darstellung des gesamten Fachwerkträgers als FE-Modell mit der Diagonale 2A (IPE 240 mit $a = 100$ mm und $L_m = 1230$ mm) und gegenüberliegender Diagonale 1A als IPE 140 verstärkt, b) FE-Netz im Knotenblechbereich mit Ersatzstäben im Druckdiagonalenprofil zur Berücksichtigung der Ausrundungen zwischen Flanschen und Steg, c) von Mises-Spannungen im Traglastzustand in der Druckdiagonale 2A

Im zutreffenden FE-Modell zum Großversuch wird auch der Ausrundungsradius zwischen Flanschen und Steg als Ersatzstab im Druckdiagonalenprofil mitberücksichtigt. Flansche und Stege der Profile werden aus zusammengesetzten Schalen modelliert. Die Achse des Ersatzstabes liegt an der Flanschenkante im Schnittpunkt mit der Stegmittelfläche (siehe Bild 118b bzw. Bild 119). Die Querschnittsfläche des Ersatzstabes als Hohlprofilquerschnitt entspricht der Querschnittsfläche zweier Ausrundungen. Die Breite a und Dicke t des Ersatzstabes mit Hohlprofilquerschnitt wird derart festgelegt, dass das tatsächliche Trägheitsmoment $I_{z,0}$ laut Profiltabelle erreicht wird:

- IPE 140: $a_{IPE\ 140} = 20,38$ mm, $t_{IPE\ 140} = 0,26$ mm
- IPE 240: $a_{IPE\ 240} = 26,95$ mm, $t_{IPE\ 240} = 0,93$ mm

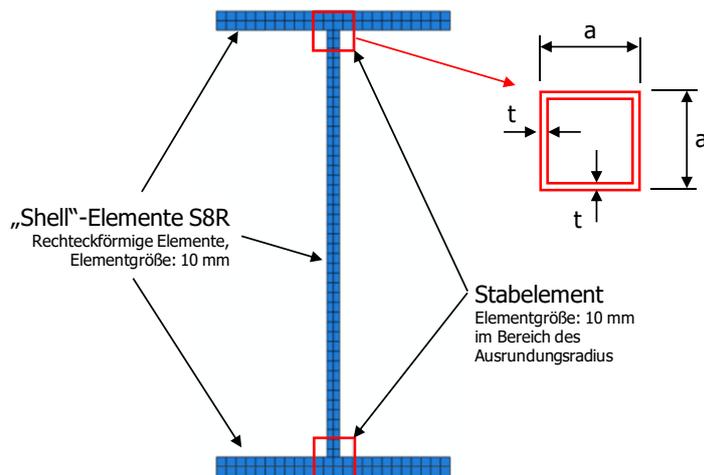


Bild 119: Querschnitt der FE-modellierten I-Profile aus zusammengesetzten Schalenelementen und Ersatzstäbe an beiden Gurten zur Berücksichtigung der Ausrundungen zwischen Flanschen und Steg

2.7.11.1. Materialeigenschaften im FE-Modell zum Großversuch

Für die beiden Druckdiagonalen (Stab 1A als IPE 140 und Stab 2A als IPE 240) werden die in Abschnitt 2.7.9 aus den Materialversuchen ermittelten mittleren Materialkennwerte für den E-Modul E^* und für die Fließgrenze f_y^* verwendet. Es wird von homogenen und isotropen Materialeigenschaften ausgegangen. Als Materialverhalten wird ein linear elastisches – ideal plastisches Materialgesetz, ohne jegliche Wiederverfestigung, zugrunde gelegt (siehe Bild 72a).

- Materialeigenschaften der Druckdiagonale 1A als IPE 140:
 - Elastizitätsmodul $E^* = 203892 \text{ N/mm}^2$
 - Poissonzahl $\nu = 0,3$
 - Fließgrenze $f_y^* = 325,3 \text{ N/mm}^2$
 - der Werkstoff ist homogen und isotrop
 - der Werkstoff verhält sich linear elastisch – ideal plastisch
- Materialeigenschaften der Druckdiagonale 2A als IPE 240:
 - Elastizitätsmodul $E^* = 206286 \text{ N/mm}^2$
 - Poissonzahl $\nu = 0,3$
 - Fließgrenze $f_y^* = 308,3 \text{ N/mm}^2$
 - der Werkstoff ist homogen und isotrop
 - der Werkstoff verhält sich linear elastisch – ideal plastisch

Für die restlichen Profile sowie für die Knotenbleche werden die Werte der Fließgrenzen f_y aus den Abnahmeprüfzeugnissen des Stahllieferanten ArcelorMittal angesetzt (Material S235). Für den E-Modul gilt der Nennwert nach Eurocode – dieser wurde in den Abnahmeprüfzeugnissen nicht mitüberprüft.

- für alle Profile (ausgenommen Druckdiagonalen) gilt:
 - Elastizitätsmodul $E = 210000 \text{ N/mm}^2$
 - Poissonzahl $\nu = 0,3$
 - der Werkstoff ist homogen und isotrop
 - der Werkstoff verhält sich linear elastisch – ideal plastisch
- für den Fachwerkobergurt (HEB 260) gilt laut Abnahmeprüfzeugnis:
 - Fließgrenze $f_y = 334,9 \text{ N/mm}^2$
- für den Fachwerkuntergurt (HEA 200) gilt laut Abnahmeprüfzeugnis:
 - Fließgrenze $f_y = 317,1 \text{ N/mm}^2$
- für den Pfosten in Fachwerkmitte (HEB 180) gilt laut Abnahmeprüfzeugnis:
 - Fließgrenze $f_y = 289,0 \text{ N/mm}^2$
- für die Randpfosten (HEA 140) gilt laut Abnahmeprüfzeugnis:
 - Fließgrenze $f_y = 339,0 \text{ N/mm}^2$
- für die beiden Winkel zur Verstärkung der Diagonale 1 als IPE 140 (modelliert als quadratischer Vollstab) gilt laut Abnahmeprüfzeugnis:
 - Fließgrenze $f_y = 306,0 \text{ N/mm}^2$

2.7.11.2. Erfasste Imperfektionen bei der Traglastberechnung zum Großversuch

Für die zutreffende FE-Simulation des Großversuches werden im FE-Modell auch Imperfektionen miterfasst. Hierbei werden sowohl geometrische Imperfektionen als auch strukturelle Imperfektionen als Eigenspannungen berücksichtigt.

a) Geometrische Imperfektionen

Die reale Geometrie der Druckdiagonalen, einschließlich eines Großteils der anschließenden Knotenbleche des untersuchten einfeldrigen Fachwerkträgers im Großversuch, wird mithilfe der 3D-Photogrammetrie genau erfasst (siehe Abschnitt 2.7.7). Daher sind die geometrischen Imperfektionen exakt bekannt und können unmittelbar in das FE-Modell übertragen werden. Eine punktuelle Zusammenfassung von Lageabweichungen aus der Fachwerkebene der beiden Druckdiagonalen 1A als IPE 140 und 2A als IPE 240 zeigte bereits das Bild 112 im Abschnitt 2.7.7.

b) Strukturelle Imperfektionen

Als wichtigste strukturelle Imperfektionen sind Eigenspannungen zu nennen. Eigenspannungen treten in Bauteilen ohne Wirkung von äußeren Lasten und Reaktionen auf. Bei druckbeanspruchten Bauteilen führen sie zu früherem Plastizieren – Eigenspannungen treten bei Walzprofilen im Querschnitt in Abhängigkeit des h/b -Verhältnisses in der Höhe von 30 bis 50 % der Fließgrenze ($0,3 - 0,5 \cdot f_y$) auf [30]. Die Bereiche mit Druckeigenspannungen verlieren an Steifigkeit und die Drucktragfähigkeit des Bauteils wird dadurch vermindert.

Walzeigenspannungen werden in den Traglastberechnungen im FE-Modell zum Großversuch in den Profilquerschnitten der Druckdiagonalen mitabgebildet (Eigenspannungsverlauf am I-Querschnitt siehe Bild 120a). Zuzufolge des h/b -Verhältnisses der eingesetzten Profile der Druckdiagonalen (IPE-Querschnitte) sind Eigenspannungen in der Höhe von $\pm 0,3 \cdot f_y$ anzusetzen. Infolge der in Abschnitt 2.7.9 aus den Materialversuchen ermittelten mittleren Fließgrenzen (IPE 140: $f_y^* = 325,3 \text{ N/mm}^2$, IPE 240: $f_y^* = 308,3 \text{ N/mm}^2$) errechnen sich folgende anzusetzende Eigenspannungen:

- IPE 140: $f_y^* = 325,3 \text{ N/mm}^2 \rightarrow$ Eigenspannungen $\pm 0,3 \cdot f_y^* = 97,6 \text{ N/mm}^2$
- IPE 240: $f_y^* = 308,3 \text{ N/mm}^2 \rightarrow$ Eigenspannungen $\pm 0,3 \cdot f_y^* = 92,5 \text{ N/mm}^2$

Fließgrenzenstreuungen innerhalb des Profilquerschnittes über die einzelnen Querschnittsteile (Flansche, Steg) wurden nicht berücksichtigt.

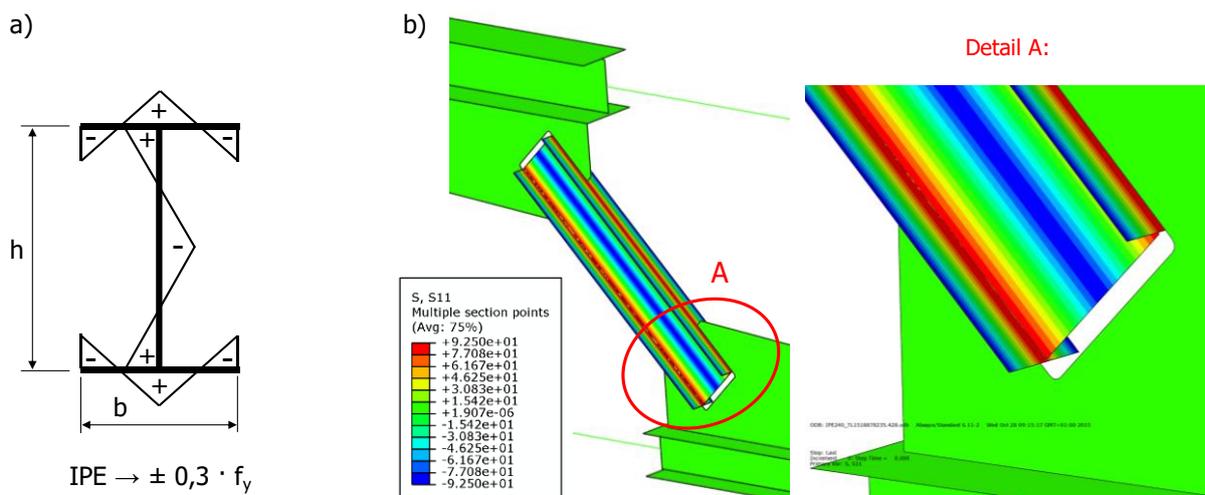


Bild 120: Eigenspannungen im FE-Modell zum Großversuch: a) Eigenspannungsverlauf am I-Querschnitt, b) Darstellung der Eigenspannungen im Druckdiagonalenprofil im FE-Modell am Beispiel der Diagonale 2A (IPE 240 mit $a = 100 \text{ mm}$ und $L_m = 1230 \text{ mm}$)

Das Bild 120b zeigt den Eigenspannungsverlauf im Druckdiagonalenprofil im FE-Modell am Beispiel der Diagonale 2A (IPE 240 mit $a = 100 \text{ mm}$ und $L_m = 1230 \text{ mm}$). Die Höhe der Eigenspannungen beträgt $\pm 92,5 \text{ N/mm}^2$. Schweißeigenspannungen infolge Verschweißens der Diagonalen und der Fachwerkträgergurte mit den Knotenblechen werden aufgrund der äußerst unklar anzusetzenden Höhe im FE-Modell nicht mitmodelliert. Denkbar ist eine zusätzliche Normalkraft ΔN_e in der Fachwerkdruckdiagonale, welche durch das Abschweißen des Fachwerkträgers in den Druckdiagonalen entstehen kann. Hierbei ist jedoch höchst unklar, in welcher Höhe bzw. mit welchem Vorzeichen (als zusätzliche Druck- bzw. eventuell sogar als Zugnormalkraft) die Zusatzwirkung ΔN_e in den Diagonalen auftritt. Dieser Einfluss möglicher Schweißeigenspannungen auf die Drucktragfähigkeit der Diagonalen infolge der Herstellung soll im Zuge der Großversuche festgestellt werden.

2.7.12. Ergebnisse am Großversuch und Vergleich mit numerischen Ergebnissen

Insgesamt werden vier Traglastversuche am Fachwerkträger mit den verschiedenen Druckdiagonalen durchgeführt. Die untersuchten Druckdiagonalen bzw. die zugehörigen Fachwerkknoten zeigt das Bild 105 sowie das Bild 106 in Abschnitt 2.7.5.

- *Versuch 1:* Test Diagonale 1B (IPE 140 mit $a = 50$ mm und $L_m = 1472$ mm), gegenüberliegende Druckdiagonale 2 als IPE 240
- *Versuch 2:* Test Diagonale 2B (IPE 240 mit $a = 50$ mm und $L_m = 1372$ mm), gegenüberliegende Diagonale 1 als IPE 140 verstärkt
- *Versuch 3:* Test Diagonale 1A (IPE 140 mit $a = 100$ mm und $L_m = 1330$ mm), gegenüberliegende Diagonale 2 als IPE 240
- *Versuch 4:* Test Diagonale 2A (IPE 240 mit $a = 100$ mm und $L_m = 1230$ mm), gegenüberliegende Diagonale 1 als IPE 140 verstärkt

Die tatsächliche Drucktragfähigkeit der Diagonale 2 (IPE 240 mit $a = 50$ mm) in Versuch 2 wurde nicht vollends bestimmt – die erreichte Drucktragfähigkeit war jedoch weit höher als der Erwartungswert (Knickbemessung mit $L_{k,z} = L_{sys}$) – sodass aus Sorge vor einem Trägerkollaps der Versuch vorzeitig abgebrochen wurde, da die eingebauten Druckdiagonalen mit $a = 50$ mm in den Versuchen 1 und 2 noch durch die Druckdiagonalen mit schlankeren Knotenblechen ($a = 100$ mm) ersetzt werden sollten (siehe Abschnitt 2.7.5) und demzufolge der restliche Fachwerkträger intakt bleiben musste. Im letzten Versuch – Versuch 4 – wurde die Diagonale 2A als IPE 240 (mit $a = 100$ mm) schlussendlich bis zum Stabilitätsversagen geprüft – hier wurde die maximale Drucktragfähigkeit auch tatsächlich erreicht.

Folgende maximale Traglasten wurden in den Versuchen erreicht (vertikale Belastung P in Fachwerkmittle – siehe Bild 105):

- *Versuch 1 – Test Diagonale 1B:* $P = 887,3$ kN
- *Versuch 2 – Test Diagonale 2B:* $P = 1300$ kN (bei dieser Belastung wurde aus Sorge vor einem Trägerkollaps abgebrochen)
- *Versuch 3 – Test Diagonale 1A:* $P = 931,3$ kN
- *Versuch 4 – Test Diagonale 2A:* $P = 1680,0$ kN

Im Anschluss erfolgt nun ein Vergleich zwischen Versuch und Ingenieurmodellen für Fachwerkträger in Hinblick der Treffsicherheit zum:

- Verformungsverhalten des Trägers, durch Vergleich der vertikalen Durchbiegungen in Feldmitte
- Zutreffenden Schnittkraftverlauf, durch Vergleich der Stabnormalkräfte in den untersuchten Druckdiagonalstäben

2.7.12.1. Globales Tragverhalten des Fachwerkträgers

Zum Vergleich des gemessenen Tragverhaltens des Fachwerkträgers, mit den in die Knotenbleche eingeschlitzten Diagonalstäben, dienen die in der Praxis üblichen vereinfachten Stabmodelle für die Systemberechnung (vgl. Abschnitt 2.7.10), die in Bild 121 nochmals grafisch dargestellt sind:

- System 1: reines Gelenkfachwerk (System S1_g)
- System 2: Fachwerk mit gelenkig angeschlossenen Diagonalstäben (System S2_hg)
- System 3: biegesteifes Fachwerk (System S3_s)

a) Last-Verformungsverhalten

Das Bild 121 zeigt die Vertikalverformung des Obergurtes in Trägermitte unmittelbar unter der Einzellast P , in Abhängigkeit der aufgebrachten Einzellast P . Im Bild 121a sind die Versuchsergebnisse der Versuche 1 und 2 dargestellt, mit der freien Knotenblechlänge $a = 50$ mm, im Bild 121b die Ergebnisse der Versuche 3 und 4, mit der vergrößerten freien Knotenblechlänge $a = 100$ mm. Das steifere Verhalten in den Versuchen 2 und 4 rührt aus der Stabverstärkung der Druckdiagonale IPE 140 mit den beiden Winkelprofilen.

Vergleichend sind auch die Ergebnisse eingetragen, die sich aus einer globalen Systemberechnung (vgl. Abschnitt 2.7.10) für die einzelnen Systeme (Anm.: Materialverhalten linear-elastisch, E-Modul E^* als gemessener Mittelwert für die Druckdiagonalen; restliche Stäbe $E = 210000$ N/mm²) ergeben. Dabei werden die oben angeführten drei unterschiedlichen Modellierungsvarianten – Systeme 1 bis 3 – untersucht. Auch die eingetragenen Rechenergebnisse der Ingenieurmodelle berücksichtigen die vergrößerte Querschnittsfläche der verstärkten Druckdiagonale im Versuch 2 bzw. 4. Wie zu erwarten, liefert das Gelenkfachwerk zu große Verformungen, wogegen die beiden anderen Modellierungen das Steifigkeitsverhalten des Fachwerkträgers sehr gut treffen. Zusätzlich enthält das Bild 121b das Last-Verformungsverhalten der numerischen FE-Simulation des Fachwerkträgers (vgl. Abschnitt 2.7.11).

Das Bild 117 in Abschnitt 2.7.10 zeigte als Beispiel für die durchgeführten Systemberechnungen des Fachwerkträgers mit Ingenieurmodellen aus der Praxis, die Konfiguration des Versuches 1 und 3: Diagonale 1 als IPE 140, währenddessen die gegenüberliegende Druckdiagonale 2 als IPE 240 ausgebildet ist – mit Knotenmodellierung nach System 2: Fachwerkmodell mit biegesteifen Gurten und gelenkig angeschlossenen Füllstäben (S2_hg). Bei einer mittigen vertikalen Belastung des Fachwerkträgers $P = 1000$ kN ergibt sich eine vertikale Durchbiegung in Feldmitte am Obergurt von 19,5 mm.

Auf die graphische Darstellung der Ermittlung der vertikalen Verformungen in Feldmitte am Obergurt der Fachwerkträger, in Abhängigkeit der Belastung P , für die restlichen untersuchten Systeme bzw. Druckdiagonalen wird an dieser Stelle verzichtet.

In Bild 121 ist zu erkennen, wie die Systemsteifigkeit des Fachwerkträgers in Hinblick auf die Vertikalverformung in Feldmitte durch die unterschiedlichen Knotenmodellierungen des Stabmodells beeinflusst wird. Die größte Steifigkeit – respektive die geringste Vertikalverformung in Feldmitte – ergibt sich bei System 3 (orange Linien) mit biegesteif angeschlossenen Füllstäben an die Fachwerkgurte.

Die Durchbiegung der Stabmodellsimulation des Versuchsaufbaus 1 (Test Diagonale 1 als IPE 140, Diagonale 2 als IPE 240) in Bild 121a als biegesteifes Fachwerk (System 3) beträgt 15,12 mm bei einer Höhe der Einzellast von $P = 800$ kN.

Werden die Füllstäbe halbgelenkig angeschlossenen (System 2 – blaue Linie) erhöht sich die Vertikalverformung nur geringfügig auf 15,6 mm (+2%) bei $P = 800$ kN. Die deutlich biegeweichste Modellierungsform ist jene als Gelenkfachwerk (System 1 – rote Linie) – hier beträgt die Verformung 16,40 mm (+8% gegenüber System 3). Im Versuch 1 betrug die tatsächlich gemessene Vertikalverformung bei der Prüfkraft von $P = 800$ kN 15,30 mm.

Da bis zu einer Laststeigerung von etwa $P = 100$ kN kein satter Sitz über die gesamte Flanschbreite des unteren Fachwerkgurtes an beiden Auflagern vorlag, kann die gemessene Vertikalverformung um rund 0,2 mm auf 15,10 mm reduziert werden (siehe nichtlinearer Kraft-Verformungsverlaufs in Bild 121a zwischen $P = 0$ und 100 kN).

Diese im Versuch aufgetretene Verformung wird mit einer Stabwerksmodellierung mit gelenkig angeschlossenen Füllstäben (System 2) nahezu exakt erreicht, wodurch diese Modellierung für die praktische ingenieurmäßige Anwendung empfohlen wird.

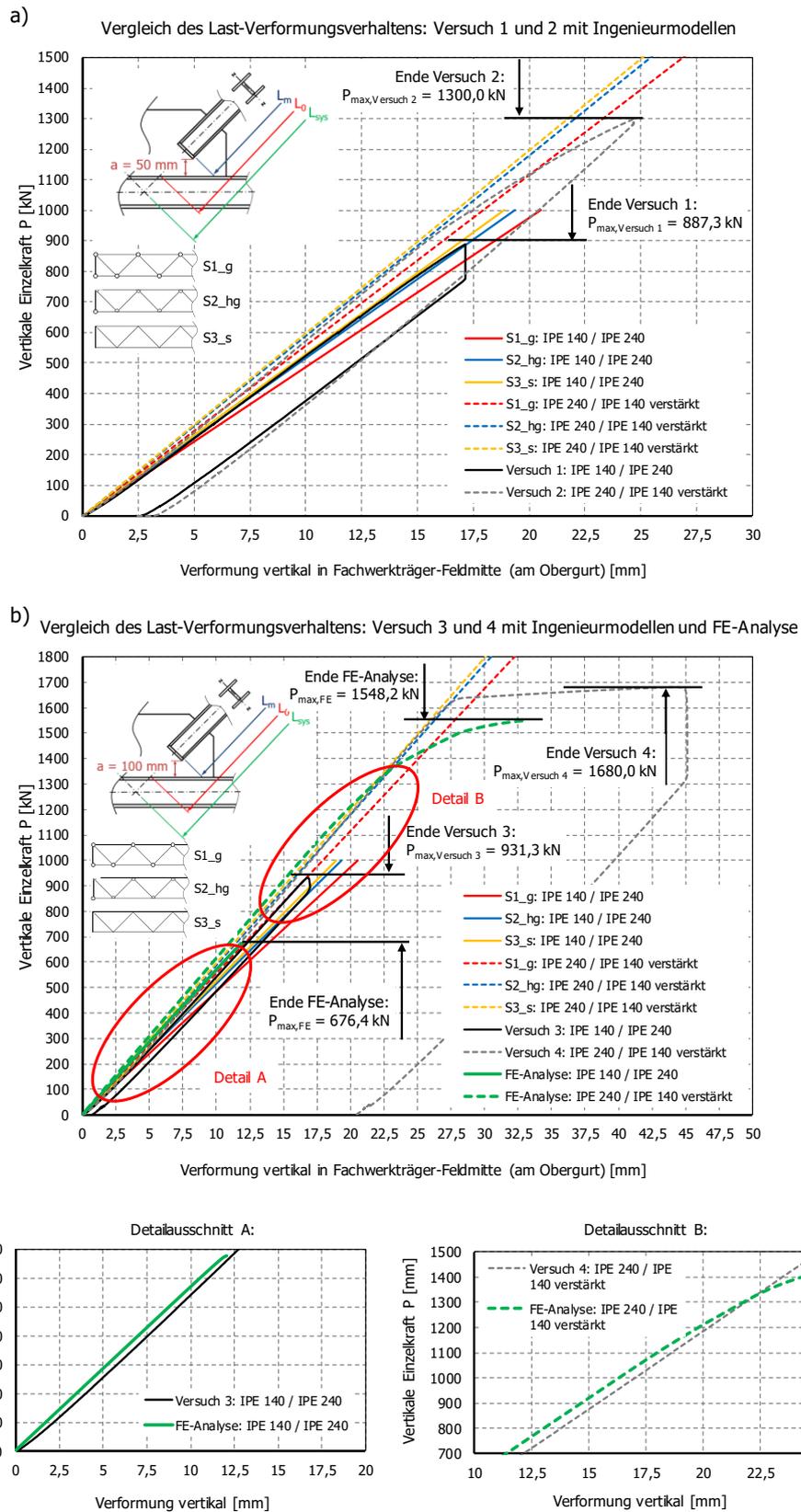


Bild 121: Vertikale Verformungen des Fachwerkträgers in Feldmitte bei zunehmender Belastung P. Vergleich der Versuchsergebnisse mit üblichen Stabmodellen in der Praxis und der FE-Analyse: a) Fachwerkknoten mit der freien Knotenblechlänge a = 50 mm, b) Fachwerkknoten mit der vergrößerten freien Knotenblechlänge a = 100 mm

Bei Versuchsaufbau 2 (Test Diagonale 2 als IPE 240, Diagonale 1 als IPE 140 verstärkt, mit $a = 50\text{mm}$) in Bild 121a (strichlierte Linien) gelten die gleichen Schlussfolgerungen für die untersuchten Systeme. Bei System 3 (orange strichlierte Linie) mit biegesteif angeschlossenen Füllstäben an die Fachwerkgurte beträgt die maximale Durchbiegung der Simulation des Versuchsaufbaus 2 in Bild 121a $13,36\text{ mm}$ bei einer Einzellast von $P = 800\text{ kN}$. Werden die Füllstäbe halb gelenkig angeschlossenen (System 2 – blau strichlierte Linie), erhöht sich die Vertikalverformung auf $13,56\text{ mm}$ (+1%) bzw. bei der Modellierung als Gelenkfachwerk (System 1 – rot strichlierte Linie) auf $14,32\text{ mm}$ (+7%). Im Versuch 2 betrug die tatsächlich gemessene Vertikalverformung bei der Prüfkraft von $P = 800\text{ kN}$ $13,71\text{ mm}$.

Auch hier ist anhand des nichtlinearen Kraft-Verformung-Verlaufs zwischen $P = 0$ und 100 kN erkennbar, dass eine geringe Verdrillung des Fachwerkträgeruntergurtes im Versuch in der Ausgangslage vorlag. Ab einer Prüfkraft von $P = 100\text{ kN}$ liegen beide Auflager vollflächig satt auf. Es kann auch hier – wie in Versuch 1 – die gemessene resultierende Vertikalverformung um rund $0,2\text{ mm}$ auf $13,51\text{ mm}$ reduziert werden. Die gemessene Vorformung entspricht wiederum einer Stabwerksmodellierung mit gelenkig angeschlossenen Füllstäben an die Fachwerkträgergurte (System 2).

In Bild 121b sind die Versuchsergebnisse für Versuch 3 (Test Diagonale 1 als IPE 140, Diagonale 2 als IPE 240, jeweils mit $a = 100\text{mm}$) und Versuch 4 (Test Diagonale 2 als IPE 240, Diagonale 1 als IPE 140 verstärkt, mit $a = 100\text{mm}$) dargestellt. Da die Stabwerksmodelle die nun vergrößerte freien Knotenblechlängen nicht berücksichtigen, sind deren Last-Verformungs-Linien ident zu jenen aus Bild 121a mit $a = 50\text{ mm}$ freier Knotenblechlänge. Im Versuch 3 beträgt bei einer Einzellast $P = 800\text{ kN}$ die gemessene vertikale Verformung $14,43\text{ mm}$ (gegenüber $15,30\text{ mm}$ im Versuch 1). In diesem Fall überschätzen die Stabmodelle die Verformung ($15,48\text{ mm}$ bei System 2 mit gelenkig angeschlossenen Füllstäben). Auch hier kann die gemessene Vertikalverformung um rund $0,2\text{ mm}$ auf $14,22\text{ mm}$ reduziert werden, da bis zu einer Laststeigerung auf etwa $P = 100\text{ kN}$ kein satter Sitz über die gesamte Flanscbreite des unteren Fachwerkgurtes (ohne Luftspalt) an beiden Auflagern vorlag (siehe nichtlinearer Kraft-Verformungsverlauf in Bild 121b, Detailausschnitt A zwischen $P = 0$ und 100 kN). Obwohl die zutreffende FE-Simulation des Last-Verformungsverhaltens des Fachwerkträgers aus Versuch 3 (mit Diagonale 1 als IPE 140 und Diagonale 2 als IPE 240) die im Versuch erreichte Traglast P nicht erreicht ($P_{\max, \text{Versuch 3}} = 931,3\text{ kN}$, $P_{\max, \text{FE}} = 676,4\text{ kN}$) stimmen die Trägersteifigkeiten exakt überein – erkennbar an den parallelen Last-Verformungskurven in Bild 121b, Detailausschnitt A. Auch die FE-Analyse des Last-Verformungsverhaltens des Fachwerkträgers für Versuch 4 (mit Diagonale 2 als IPE 240 und Diagonale 1 als IPE 140 verstärkt) erreicht die im Versuch ermittelte Traglast P nicht ($P_{\max, \text{Versuch 4}} = 1680,0\text{ kN}$, $P_{\max, \text{FE}} = 1548,2\text{ kN}$). Die Trägersteifigkeiten sind allerdings zwischen Versuch und Numerik wieder ident – erkennbar an den parallelen Last-Verformungskurven in Bild 121b, Detailausschnitt B. Im Versuch 4 beträgt bei einer Einzellast $P = 800\text{ kN}$ die vertikale Verformung $13,80\text{ mm}$ (gegenüber $13,71\text{ mm}$ im Versuch 2).

Die Ursache, warum die numerisch ermittelten Traglasten nicht die Versuchstraglasten erreichen, liegt vermutlich darin begründet, dass im modellierten Materialverhalten keine Wiederverfestigung des Materials berücksichtigt wird. Wie das Bild 124 zeigt, treten im Traglastzustand Dehnungen von bis zu $2,83\%$ beim IPE 140 bzw. $2,11\%$ beim IPE 240 in den Randfasern der Flansche auf. Vergleicht man hierzu die aus den Zugproben ermittelten Arbeitslinien in Bild 114, liegen die aufnehmbaren einachsigen Normalspannungen bei derartig hohen Dehnungen mitunter bereits deutlich höher.

- Ein Beispiel:

Bild 114a zeigt die Dehnungs-Normalspannungs-Beziehung für den Zugversuch der Probe IPE 140 – T1 (Gurt). Die $0,2\%$ Dehngrenze ergibt eine Fließgrenze von 299 N/mm^2 . Bei einer Dehnung von $2,83\%$ beträgt die aufnehmbare einachsige Normalspannungen jedoch bereits etwa 365 N/mm^2 , dies entspricht einer Steigerung der Festigkeit um rund 22% .

Zusammenfassung des Last-Verformungsverhaltens der vier Traglastversuche:

- Das globale Last-Verformungsverhalten des Fachwerk-Versuchsträgers wird am genauesten mit dem Ingenieurmodell mit gelenkig an den Gurten angeschlossenen Füllstäben wiedergegeben (System S2_hg).
- Infolge der nahezu identen vertikalen Durchbiegungen in Feldmitte am Fachwerkträgerobergurt bei einer vertikalen Einzellast $P = 800 \text{ kN}$ im Versuch 2 (IPE 240 / IPE 140 verstärkt mit $a = 50 \text{ mm}$: $13,71 \text{ mm}$ – siehe Bild 121a) und im Versuch 4 (IPE 240 / IPE 140 verstärkt mit $a = 100 \text{ mm}$: $13,80 \text{ mm}$ – siehe Bild 121b) beeinflusst die freie Knotenblechlänge im linear-elastischen Bereich das Last-Verformungsverhalten nur unwesentlich.

b) Zusammenhang zwischen Belastung P und Stabkraft N_i in der Druckdiagonale

Um die Tragfähigkeit des Fachwerkträgers mit den einfachen Ingenieurmodellen zutreffend wiederzugeben, ist auch die Treffsicherheit des statischen Modells bei der Systemberechnung ganz wesentlich. Um dies zu überprüfen, erfolgt auch ein Vergleich des Verhältnisses zwischen Normalkraft N_i in der Druckdiagonale und der Belastung P . Dieser Vergleich erfolgt im elastischen Bereich (Belastungsniveau etwa 70% der gemessenen Traglast).

Ermittlung der Stabkraft N_i in der Druckdiagonale aus den Dehnungsmessungen im Versuch

Die Tabelle 22 zeigt die Ermittlung der Verhältniswerte Stabnormalkraft N_i zur Belastung P aus der Versuchsauswertung für eine Einzelkraft P von 650 kN für die Versuche 1 und 3 (Druckdiagonale IPE 140) bzw. für eine Einzelkraft P von 1200 kN für die Versuche 2 und 4 (Druckdiagonale IPE 240). Die Diagonalkraft N_i wird bestimmt, indem die Dehnungen in den „Gurtvierteln“ bzw. im Steg (Flächen A_i) mit den Istabmessungen des Profils in Stabmitte und dem mittleren E-Modul E^* (siehe Abschnitt 2.7.9) multipliziert werden – siehe Gl. 20. Beim Steg handelt es sich direkt um die Messwerte; am Gurt erfolgt eine Interpolation aufgrund der außenliegenden Lage der Messpunkte. Die Flächen der vier Ausrundungsradien (A_F) – jeweils zwischen Steg und Gurt – werden der Dehnung des anschließenden „Gurtviertels“ (entspricht $\frac{1}{4}$ der gesamten Gurtfläche – die Breite dieses Gurtflächenteils b_i – siehe Bild 122 – entspricht somit der halben Gurtbreite b) zugeordnet. Für den Steg wird die mittlere Dehnung herangezogen – aus den gemessenen Dehnungen an beiden Stegseiten.

$$N_i = E^* \cdot \sum (A_i + A_F) \cdot \varepsilon_{Qi} \quad \text{Gl. 20}$$

Das Bild 122 verdeutlicht die Ermittlung der Stabkraft N_i der betroffenen Druckdiagonalstäbe, auf Basis der gemessenen Dehnungen sowie der zugehörigen gemessenen Fließgrenzwerte. Aus den gemessenen Dehnungen an den Flanschen werden die Dehnungen in jedem „Flanschviertel“ linear interpoliert (Q1 bis Q4) und die zugehörigen Zugversuche (T1 bis T4) genutzt, um die aktuelle Längsnormalspannung zu erhalten.

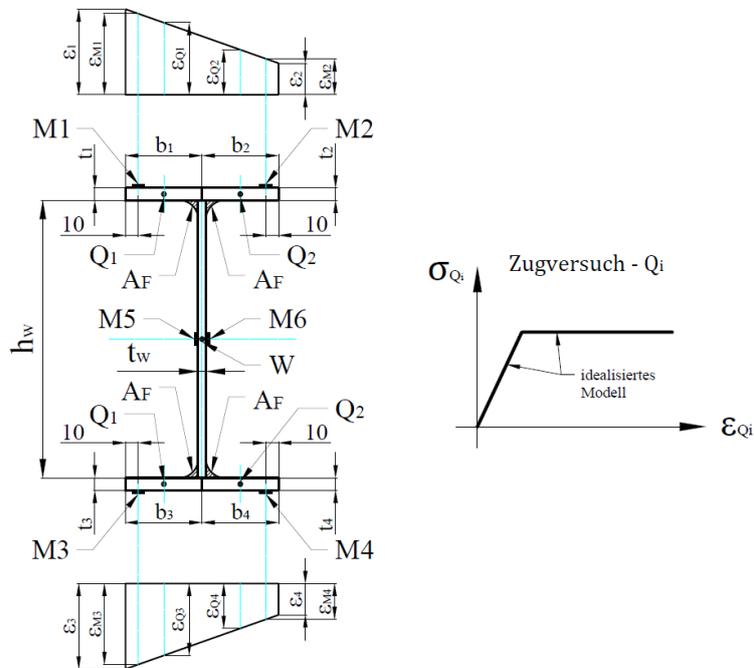


Bild 122: Ermittlung der Stabkraft N_i in der Druckdiagonale

Tabelle 22: Ermittlung der Verhältniszerte Stabnormalkraft N_i zur Belastung P : a) links – IPE 140 mit $a = 50$ mm; rechts – IPE 140 mit $a = 100$ mm und b) links – IPE 240 mit $a = 50$ mm; rechts – IPE 240 mit $a = 100$ mm aus den Versuchen

a)

IPE 140, a = 50 mm P = 650 kN	Obergurt		Untergurt		Steg	
	Bereich Q1	Bereich Q2	Bereich Q3	Bereich Q4	links	rechts
gemessene Dehnung $\epsilon_{m,i}$ [0/00]	-1,19166	-1,18690	-1,16106	-1,19293	-1,19166	-1,13021
Dehnung an den Außenkanten ϵ_e [0/00]	-1,19258	-1,18598	-1,15506	-1,19894	-	-
Dehnung in Mitte des Gurtviertels ϵ_{Q_i} [0/00]	-1,19093	-1,18763	-1,16603	-1,18797	$\epsilon_w = -1,16094$	
Spannung in Mitte des Gurtviertels σ_{Q_i} [N/mm ²]	-240,7	-240,0	-235,6	-240,1	-239,8	
b_i [mm]	36,1	36,1	36,6	36,6	$h_w = 126,3$	
t_i [mm]	6,7	6,9	6,6	6,3	$t_w = 5,3$	
A_i [mm ²]	242	249	241	230	669	
A_F [mm ²]	11	11	11	11	-	
N_{R_i} [kN]	60,9	62,4	60,0	57,9	160,6	
$N_{1,a=50}$ [kN]	401,7					
P = 650 kN: $N_{1,a=50} / P =$	0,618					

*) gewichteter Mittelwert f_y * der vier Gurt-Zugproben IPE 140

IPE 140, a = 100 mm P = 650 kN	Obergurt		Untergurt		Steg	
	Bereich Q1	Bereich Q2	Bereich Q3	Bereich Q4	links	rechts
gemessene Dehnung $\epsilon_{m,i}$ [0/00]	-0,90482	-1,35491	-0,99576	-1,22948	-1,08871	-1,06611
Dehnung an den Außenkanten ϵ_e [0/00]	-0,81958	-1,44015	-0,95215	-1,27309	-	-
Dehnung in Mitte des Gurtviertels ϵ_{Q_i} [0/00]	-0,97472	-1,28501	-1,03238	-1,19285	$\epsilon_w = -1,07742$	
Spannung in Mitte des Gurtviertels σ_{Q_i} [N/mm ²]	-197,0	-259,7	-208,6	-241,1	-222,6	
b_i [mm]	36,4	36,4	36,8	36,8	$h_w = 126,3$	
t_i [mm]	6,8	6,9	6,7	6,8	$t_w = 5,3$	
A_i [mm ²]	248	251	247	250	669	
A_F [mm ²]	11	11	11	11	-	
N_{R_i} [kN]	51,3	67,7	57,9	62,8	149,0	
$N_{1,a=100}$ [kN]	388,7					
P = 650 kN: $N_{2,a=100} / P =$	0,598					

*) gewichteter Mittelwert f_y * der vier Gurt-Zugproben IPE 140

b)

IPE 240, a = 50 mm P = 1200 kN	Obergurt		Untergurt		Steg	
	Bereich Q1	Bereich Q2	Bereich Q3	Bereich Q4	links	rechts
gemessene Dehnung $\epsilon_{m,i}$ [0/00]	-0,93264	-1,09069	-1,09013	-0,90546	-0,99140	-0,98583
Dehnung an den Außenkanten ϵ_e [0/00]	-0,91694	-1,10638	-1,10831	-0,88728	-	-
Dehnung in Mitte des Gurtviertels ϵ_{Q_i} [0/00]	-0,96430	-1,05902	-1,05305	-0,94254	$\epsilon_w = -0,98862$	
Spannung in Mitte des Gurtviertels σ_{Q_i} [N/mm ²]	-197,9	-217,3	-216,1	-193,4	-205,6	
b_i [mm]	60,4	60,4	60,8	60,8	$h_w = 220$	
t_i [mm]	9,3	9,6	9,5	9,4	$t_w = 6,4$	
A_i [mm ²]	561	579	578	572	1408	
A_F [mm ²]	48	48	48	48	-	
N_{R_i} [kN]	121,0	135,9	134,6	120,4	289,5	
$N_{2,a=50}$ [kN]	801,4					
P = 1200 kN: $N_{2,a=50} / P =$	0,668					

*) gewichteter Mittelwert f_y * der vier Gurt-Zugproben IPE 240

IPE 240, a = 100 mm P = 1200 kN	Obergurt		Untergurt		Steg	
	Bereich Q1	Bereich Q2	Bereich Q3	Bereich Q4	links	rechts
gemessene Dehnung $\epsilon_{m,i}$ [0/00]	-1,17707	-0,98076	-0,98348	-1,02790	-1,02919	-0,94853
Dehnung an den Außenkanten ϵ_e [0/00]	-1,19628	-0,96155	-0,97918	-1,03219	-	-
Dehnung in Mitte des Gurtviertels ϵ_{Q_i} [0/00]	-1,13760	-1,02023	-0,99244	-1,01894	$\epsilon_w = -0,98886$	
Spannung in Mitte des Gurtviertels σ_{Q_i} [N/mm ²]	-233,4	-209,4	-203,6	-209,1	-205,7	
b_i [mm]	61,1	61,1	61,7	61,7	$h_w = 221$	
t_i [mm]	9,5	9,8	9,4	9,6	$t_w = 6,4$	
A_i [mm ²]	580	599	580	592	1414	
A_F [mm ²]	48	48	48	48	-	
N_{R_i} [kN]	146,1	136,0	128,0	133,8	289,6	
$N_{2,a=100}$ [kN]	833,5					
P = 1200 kN: $N_{2,a=100} / P =$	0,695					

*) gewichteter Mittelwert f_y * der vier Gurt-Zugproben IPE 240

$N_{1,a=50} = 401,7$ kN

Es ergibt sich ein Verhältnis von Stabkraft $N_{1,a=50}$ zu Einzelkraft P von $N_{1,a=50} / P = 401,7 / 650 = 0,618$ in der Diagonale 1B als IPE 140 mit freier Knotenblechlänge $a = 50$ mm.

$N_{1,a=100} = 388,7$ kN

Somit ergibt sich ein Verhältnis von Stabkraft $N_{1,a=100}$ zu Einzelkraft P von $N_{1,a=100} / P = 388,7 / 650 = 0,598$ in der Diagonale 1A als IPE 140 mit freier Knotenblechlänge $a = 100$ mm.

$N_{2,a=50} = 801,4$ kN

Es ergibt sich ein Verhältnis von Stabkraft $N_{2,a=50}$ zu Einzelkraft P von $N_{2,a=50} / P = 801,4 / 1200 = 0,668$ in der Diagonale 2B als IPE 240 mit freier Knotenblechlänge $a = 50$ mm.

$N_{2,a=100} = 833,5$ kN

Somit ergibt sich ein Verhältnis von Stabkraft $N_{2,a=100}$ zu Einzelkraft P von $N_{2,a=100} / P = 833,5 / 1200 = 0,695$ in der Diagonale 2A als IPE 240 mit freier Knotenblechlänge $a = 100$ mm.

Bei Erreichen der Traglast in den Großversuchen ergeben sich geringfügig kleinere Werte N_i / P , als im dargestellten elastischen Bereich.

Zusammenfassung der Verhältnisse der Stabkraft N_i in der Druckdiagonale zur Belastung P

In Tabelle 23 sind die an allen vier Großversuchen abgeleiteten Verhältniswerte N_i / P ausgewiesen und dienen als Bezugsgrößen (100%). Die mit den drei untersuchten Ingenieurmodellen (siehe Abschnitt 2.7.10) errechneten Abweichungen sind demgegenüber auch prozentuell ausgewiesen. In diesen Modellen besteht zwischen den Ausführungen $a = 50 \text{ mm}$ und $a = 100 \text{ mm}$ kein Unterschied in den Ergebnissen. Beim reinen Gelenkfachwerk sind naturgemäß die Ergebnisse unabhängig von der vorhandenen Verstärkung am Druckstab 1 (IPE 140). Wie zu erwarten, liefert das Gelenkfachwerk immer konservative Ergebnisse, insbesondere für Stab 1 vor der Verstärkung, d.h. die vorhandenen Stabnormalkräfte werden überschätzt (mit bis zu 18% im Versuch 3).

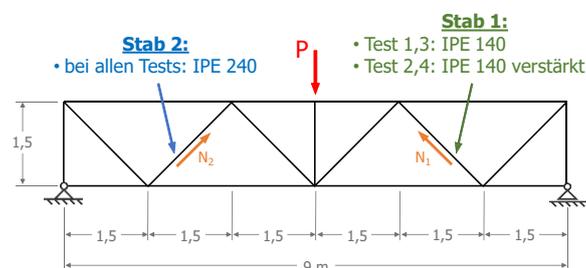
Durchgehend konservative Ergebnisse liefert das Stabmodell mit gelenkig angeschlossenen Diagonalstäben (System S2_hg), das auch hinsichtlich der Verformungsberechnung auf der sicheren Seite liegt und damit für die Praxis empfehlenswert ist.

Das Ingenieurmodell mit biegesteif angeschlossenen Füllstäben (System S3_s) unterschätzt zum Teil die tatsächliche Stabnormalkraft im Versuch (siehe Versuch 4 in Tabelle 22: - 2%).

Tabelle 23: Zusammenhang zwischen Normalkraft N_i in der maßgebenden Druckdiagonale und der Belastung P im elastischen Bereich

Diagonale 1 (IPE 140) - Versuch 1 (a = 50mm) und Versuch 3 (a = 100mm)			
Modell	Querschnitt Stab 1 / Stab 2	N_1 / P für a = 50	N_1 / P für a = 100
Versuch 1, 3	IPE 140 / IPE 240	0,618 (100%)	0,598 (100%)
S1_g gelenkig	IPE 140 / IPE 240	0,707 (+14%)	0,707 (+18%)
S2_hg halbgelenkig	IPE 140 / IPE 240	0,674 (+9%)	0,674 (+13%)
S3_s steif	IPE 140 / IPE 240	0,643 (+4%)	0,643 (+8%)

Diagonale 2 (IPE 240) - Versuch 2 (a = 50mm) und Versuch 4 (a = 100mm)			
Modell	Querschnitt Stab 1 / Stab 2	N_2 / P für a = 50	N_2 / P für a = 100
Versuch 2, 4	IPE 140 verstärkt / IPE 240	0,668 (100%)	0,695 (100%)
S1_g gelenkig	IPE 140 verstärkt / IPE 240	0,707 (+6%)	0,707 (+2%)
S2_hg halbgelenkig	IPE 140 verstärkt / IPE 240	0,692 (+4%)	0,692 (±0%)
S3_s steif	IPE 140 verstärkt / IPE 240	0,680 (+2%)	0,680 (-2%)



Das Bild 117 in Abschnitt 2.7.10 zeigte als Beispiel für die durchgeführten Systemberechnungen des Fachwerkträgers mit Ingenieurmodellen aus der Praxis die Konfiguration des Versuches 1 und 3. Hierbei ist die Diagonale 1 als IPE 140 und die gegenüberliegende Druckdiagonale 2 als IPE 240 ausgeführt. Die Knotenmodellierung erfolgt nach System 2: Fachwerkmodell mit biegesteifen Gurten und gelenkig angeschlossenen Füllstäben (S2_hg). Bei einer mittigen vertikalen Belastung des Fachwerkträgers $P = 1000 \text{ kN}$ ergibt sich in der Diagonale 1 eine Stabkraft von $N_1 = 674,20 \text{ kN}$.

$N_1 = 674,20 \text{ kN}$ Es ergibt sich ein Verhältnis von Stabkraft N_1 zu Einzelkraft P von $N_1 / P = 674,20 / 1000 = 0,674$ in der Diagonale 1 als IPE 140.

Die Darstellung der Ermittlung der Stabkraft N_i in Abhängigkeit der Belastung P für die restlichen untersuchten Systeme bzw. Druckdiagonalen wird in dieser Arbeit nicht angeführt. Alle Ergebnisse sind jedoch in Tabelle 23 ersichtlich.

2.7.12.2. Erreichte Traglasten in den Druckdiagonalen

Im Versuch 2 mit den längeren Diagonalstäben und der kürzeren freien Knotenblechlänge von $a = 50 \text{ mm}$ wurde die Last P nicht bis zur maximalen Traglast der maßgebenden Druckdiagonale gesteigert, aus den beiden folgenden Gründen:

- alleinige Bestätigung der konservativen Auslegungsregel, dass ein vereinfachter Knicknachweis mit $L_{K,z} = L_{\text{sys}}$ auf der sicheren Seite liegt
- Verhinderung ungewollter plastischer Verformungen, insbesondere an den Knotenblechen und anderen Stäben, in Hinblick der neuerlichen Versuche mit den kürzeren Stäben und der vergrößerten freien Knotenblechlängen $a = 100 \text{ mm}$

Anm.: aus wirtschaftlichen Gründen war das Fachwerk außerhalb der maßgebenden Druckdiagonalen nur in geringem Maß „überbemessen“

Vergleich der Druckdiagonalverformungen aus der Fachwerkebene:

In Bild 123 ist der Zusammenhang zwischen Gesamtbelastung P und der Horizontalverformung u aus der Fachwerkebene in Stabmitte dargestellt. Die Horizontalverschiebungen sind hierbei getrennt für beide Flansche (oberer Flansch u_{uf} , unterer Flansch u_{lf}) an der maßgebenden Druckdiagonale im Traglastversuch abgebildet.

Im Bild 123a ist erkennbar, dass im Versuch 1 (Diagonale 1 als IPE 140, Diagonale 2 als IPE 240) tatsächlich das Traglastmaximum bereits überschritten wurde. Die Belastung P konnte nicht mehr weiter gesteigert werden – lediglich die Horizontalverformung der Druckdiagonale 1 nimmt infolge steigender Belastung P zu.

An der Last-Verformungskurve der Druckdiagonale im Versuch 2 (Diagonale 2 als IPE 240, Diagonale 1 als IPE 140 verstärkt) im Bild 123a ist ersichtlich, dass die Traglast der maßgebenden Druckdiagonale nicht erreicht wurde, da kein Abfall der Belastung infolge übermäßiger Zunahme der Horizontalverformung erkennbar ist.

Im Traglastzustand sind für alle drei untersuchten Druckdiagonalen die Horizontalverschiebungen beider Flansche aus der Fachwerkebene annähernd ident, sodass sich die vereinfachte Modellvorstellung hinsichtlich eines reinen Biegeknickversagens aus der Fachwerkebene bestätigt (kein überlagertes Drillknick- bzw. Biegedrillknickversagen).

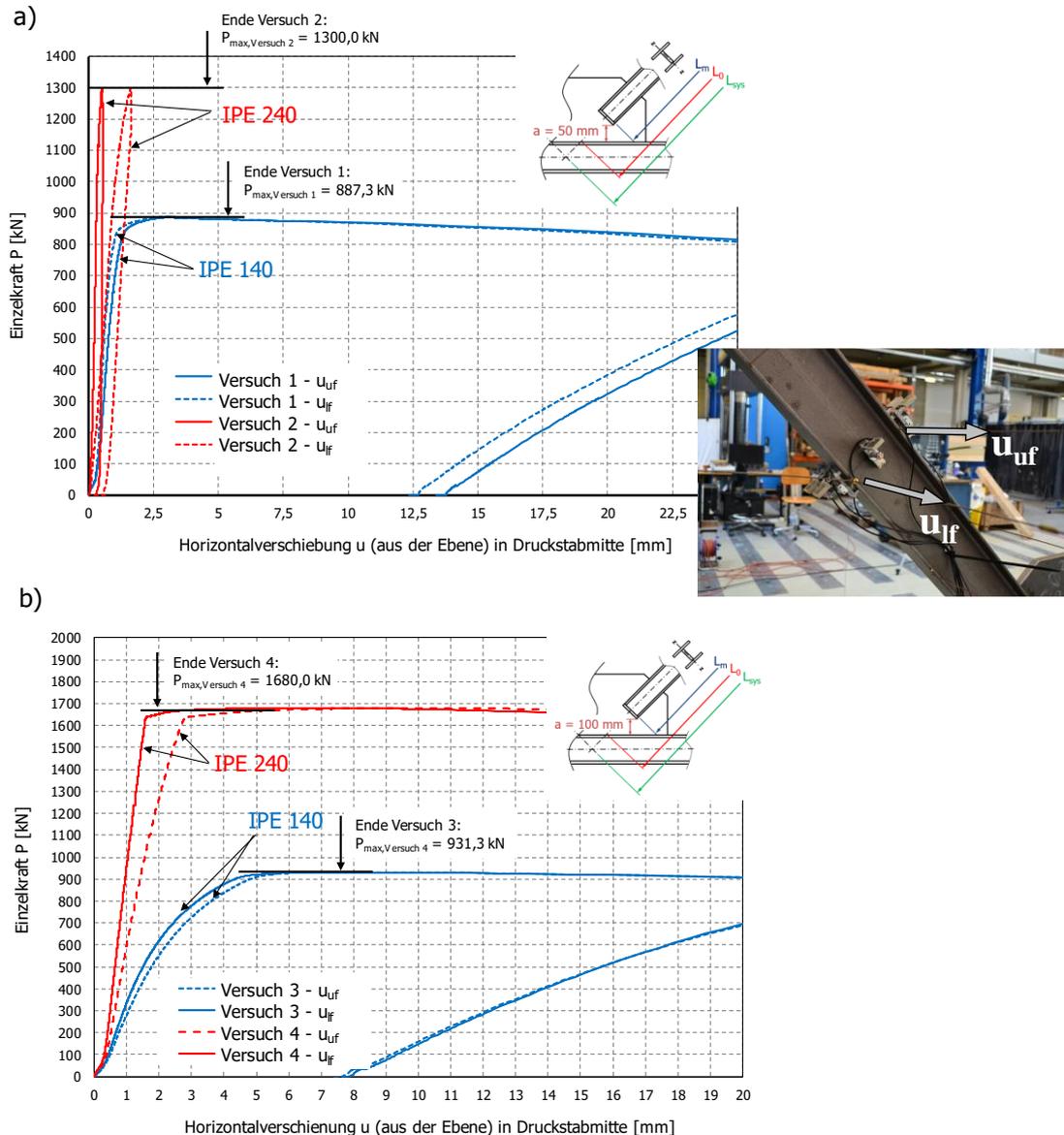


Bild 123: Horizontale Verschiebungen u aus der Fachwerkebene in Stabmitte der maßgebenden Druckdiagonale, für oberen (u_{uf}) und unteren Flansch (u_{lf}): a) für die Stäbe mit $a = 50 \text{ mm}$, b) für die Stäbe mit $a = 100 \text{ mm}$

Ein Vergleich der Horizontalverschiebungen der Versuche 1 und 3 in Stabmitte – im Test jeweils die Druckdiagonale IPE 140, einerseits mit $a = 50 \text{ mm}$ (siehe Bild 123a) und andererseits mit der vergrößerten freien Knotenblechlänge $a = 100 \text{ mm}$ (siehe Bild 123b) – zeigt für die schlankeren Knotenbleche eine etwa doppelt so große Vorformung aus der Fachwerkebene bei Erreichen des Traglastzustandes:

- $U_{\text{Versuch 1}}, P=887,3 \text{ kN}, \text{ IPE 140}, a=50 \approx 2,5 \text{ mm}$
- $U_{\text{Versuch 3}}, P=931,3 \text{ kN}, \text{ IPE 140}, a=100 \approx 5,0 \text{ mm}$

Die Horizontalverschiebung in Stabmitte des Versuchs 4 mit dem Diagonalprofil IPE 240 ist am Beginn des Traglastzustandes etwas geringer als jene der Versuche 1 und 3:

- $U_{\text{Versuch 4, } P=1680,0 \text{ kN, IPE 240, } a=100} \approx 4,0 \text{ mm}$

Jedoch ist die Horizontalverschiebung der Druckdiagonale 2 im Versuch 4 bei der Belastung $P = 931,3 \text{ kN}$, welche dem Traglastzustand der Druckdiagonale 1 im Versuch 3 entspricht, deutlich niedriger als jene Horizontalverschiebung der Druckdiagonale 1 im Versuch 3 (siehe Bild 123b):

- $U_{\text{Versuch 3, } P=931,3 \text{ kN, IPE 140, } a=100} \approx 5,0 \text{ mm}$
- $U_{\text{Versuch 4, } P=931,3 \text{ kN IPE 240, } a=100} \approx 1,2 \text{ mm}$

Ermittlung der maximalen tatsächlichen Traglasten der Druckdiagonalen 1 und 2 für die vergrößerte freie Knotenblechlänge im Großversuch:

Das Bild 124 verdeutlicht die Ermittlung der Traglast $N_{ult,i}$ der betroffenen Druckdiagonalstäbe, auf Basis der gemessenen Dehnungen sowie der zugehörigen gemessenen Fließgrenzen. Aus den gemessenen Dehnungen an den Flanschen werden die Dehnungen in jedem „Flanschviertel“ linear interpoliert (Q1 bis Q4) und die zugehörigen Zugversuche (T1 bis T4) genutzt, um die aktuelle Längsnormalspannung zu erhalten (Anm.: vereinfacht werden hier die Abrundungen A_F dem jeweiligen Flanschviertel zugeschlagen).

Da im Versuch 2 mit den längeren Diagonalstäben und der kürzeren freien Knotenblechlänge von $a = 50 \text{ mm}$ die vertikale Belastung P in Fachwerkmitte nicht bis zur Traglast der maßgebenden Druckdiagonale gesteigert wurde, werden nachfolgend nur die Gesamtergebnisse für die Versuche 3 und 4 dargestellt, mit der größeren freien Knotenblechlänge von $a = 100 \text{ mm}$.

a)

IPE 140 a = 100 mm	Obergurt		Untergurt		Steg	
	Bereich Q1	Bereich Q2	Bereich Q3	Bereich Q4	links	rechts
gemessene Dehnung ϵ_{M_i} [0/00]	-1,57770	-2,63452	-1,71727	-2,63264	-1,63436	-1,72131
Dehnung an den Außenkanten ϵ_i [0/00]	-1,37754	-2,83468	-1,54649	-2,80342	-	-
Dehnung in Mitte des Gurtviertels ϵ_{Q_i} [0/00]	-1,74182	-2,47039	-1,86072	-2,48919	$\epsilon_w = -1,67778$	
Spannung in Mitte des Gurtviertels σ_{Q_i} [N/mm ²]	-314,8 *)	-314,8 *)	-314,8 *)	-314,8 *)	-341,0	
b_i [mm]	36,4	36,4	36,8	36,8	$h_w = 126,3$	
t_i [mm]	6,8	6,9	6,7	6,8	$t_w = 5,3$	
A_i [mm ²]	248	251	247	250	669	
A_F [mm ²]	11	11	11	11	-	
$N_{R,i}$ [kN]	71,6	82,5	80,3	82,2	228,1	
$N_{ult,stab}$ [kN]	544,7					

) gewichteter Mittelwert f_y^ der vier Gurt-Zugproben IPE 140

b)

IPE 240 a = 100 mm	Obergurt		Untergurt		Steg	
	Bereich Q1	Bereich Q2	Bereich Q3	Bereich Q4	links	rechts
gemessene Dehnung ϵ_{M_i} [0/00]	-2,00341	-0,88964	-2,05562	-1,27113	-1,58581	-1,43575
Dehnung an den Außenkanten ϵ_i [0/00]	-2,11239	-0,78066	-2,13149	-1,19526	-	-
Dehnung in Mitte des Gurtviertels ϵ_{Q_i} [0/00]	-1,77946	-1,11359	-1,89743	-1,42932	$\epsilon_w = -1,51078$	
Spannung in Mitte des Gurtviertels σ_{Q_i} [N/mm ²]	-296,9 *)	-228,4	-296,9 *)	-293,2	-314,2	
b_i [mm]	61,1	61,1	61,7	61,7	$h_w = 221$	
t_i [mm]	9,5	9,8	9,4	9,6	$t_w = 6,4$	
A_i [mm ²]	580	599	580	592	1414	
A_F [mm ²]	48	48	48	48	-	
$N_{R,i}$ [kN]	186,6	151,0	186,4	178,8	444,3	
$N_{ult,stab}$ [kN]	1147,2					

) gewichteter Mittelwert f_y^ der vier Gurt-Zugproben IPE 240

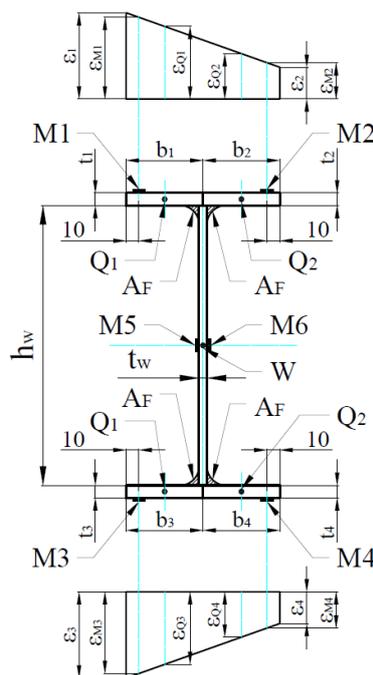


Bild 124: Vorgehensweise zur Ermittlung der maximalen Traglast $N_{ult,stab}$ im Versuch: a) Diagonale 1 als IPE 140 im Versuch 3 mit $a = 100$ mm , b) Diagonale 2 als IPE 240 im Versuch 4 mit $a = 100$ mm

Da nicht eindeutig kontrolliert wurde, ob die Zuordnung stimmt – zum Beispiel Probe T1 für Flanschviertel Q1 – wurden rechnerisch die beiden Grenzfälle ausgewertet (höchste bzw. kleinste Fließgrenze im Bereich der höchsten gemessenen Dehnungen). Da die Unterschiede beider Auswertungen unter 1% lagen, erfolgte die endgültige Auswertung mit derselben Fließgrenze für alle Flanschviertel (mit gewichtetem Wert f_y^* nach Tabelle 19).

Ermittlung der maximalen Traglasten der Druckdiagonalen 1 und 2 für die vergrößerte freie Knotenblechlänge in der FE-Simulation:

Mit dem in Abschnitt 2.7.11 gezeigten FE-Modell erfolgten zutreffende GMNIA-Analysen (geometrisch und materiell nichtlineare Analysen mit Imperfektionen) am Fachwerkträger mit den kürzeren Diagonalstäben und vergrößerten freien Knotenblechlängen. Das Bild 125a zeigt das FEM-Modell, das den gesamten Fachwerkträger beinhaltet. Die gemessenen geometrischen Imperfektionen am Fachwerkträger, im Bereich des maßgebenden Druckstabes und der angrenzenden Knotenbleche, wurden direkt in das FE-Modell übernommen (siehe Abschnitt 2.7.7). Ergänzend wurden im Zuge der Berechnung für die Druckstäbe zusätzlich die Eigenspannungen, entsprechend den vereinfachten Vorgaben in [30], mitangesetzt (siehe Abschnitt 2.7.11.2 für die erfassten Imperfektionen bei den Traglastberechnungen zum Großversuch).

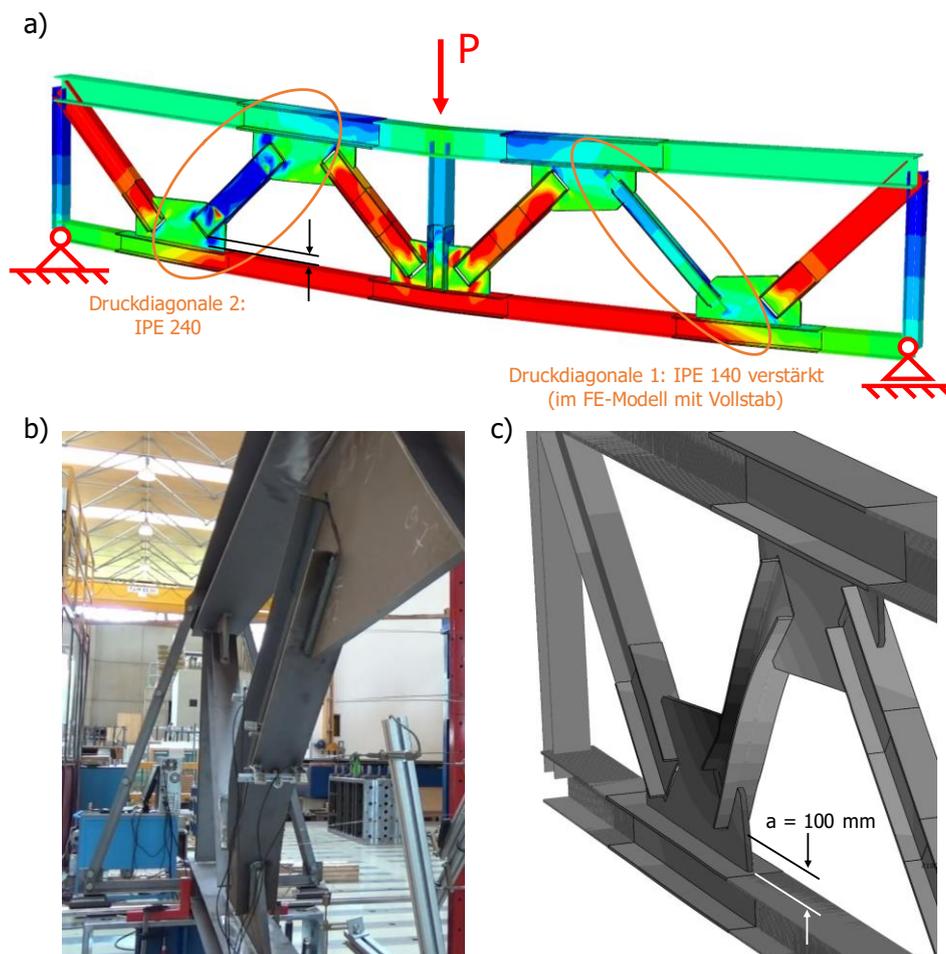


Bild 125: a) FEM-Modell des Fachwerkträgers für Versuch 4 im Traglastzustand, b) Versagende Druckdiagonale 2 (IPE 240), c) Versagende Druckdiagonale 2 (IPE 240) im FEM-Modell

Das Bild 125b zeigt die versagende Druckdiagonale 2 als IPE 240 mit der vergrößerten freien Knotenblechlänge $a = 100 \text{ mm}$ im Versuch 4 – mit der Gegenüberstellung der versagenden Druckdiagonale im zutreffenden FE-Modell des Fachwerkträgers in Bild 125c.

Entsprechend dem Versuchsaufbau wird die Stabnormalkraft $N_{ult,Stab}$ aus der numerischen Berechnung des Fachwerkträgers auch an zwei verschiedenen FE-Modellen ermittelt (vgl. Abschnitt 2.7.11):

- FE-Modell zur Nachrechnung von Versuch 3: Diagonale 1 als IPE 140 mit $a = 100\text{mm}$, gegenüberliegende Druckdiagonale IPE 240, mit $a = 100\text{ mm}$
- FE-Modell zur Nachrechnung von Versuch 4: Diagonale 2 als IPE 240 mit $a = 100\text{mm}$, gegenüberliegende Druckdiagonale IPE 140 verstärkt, mit $a = 100\text{ mm}$

- Maximale Fachwerkträgerbelastung P

Unabhängig davon erfolgen auch Traglastberechnungen mit den alleinigen gemessenen geometrischen Imperfektionen, ohne Eigenspannungen im Stabbereich. In den durchgeführten numerischen Traglastberechnungen des Fachwerkträgers können folgende Belastungen P in Feldmitte am Obergurt des Fachwerkträgers (vgl. Bild 125a) erreicht werden:

- Nachrechnung von Versuch 3: Diagonale 1 als IPE 140 mit $a = 100\text{mm}$, gegenüberliegende Druckdiagonale IPE 240 mit $a = 100\text{ mm}$:
 - mit angesetzten Eigenspannungen nach Abschnitt 2.7.11.2: $P = 676,4\text{ kN}$
 - ohne Eigenspannungen (nur geom. Imperfektionen): $P = 723,7\text{ kN}$
(zum Vergl.: $P_{Test} = 931,3\text{ kN}$)
- Nachrechnung von Versuch 4: Diagonale 2 als IPE 240 mit $a = 100\text{mm}$, gegenüberliegende Druckdiagonale IPE 140 verstärkt mit $a = 100\text{ mm}$:
 - mit angesetzten Eigenspannungen nach Abschnitt 2.7.11.2: $P = 1548,2\text{ kN}$
 - ohne Eigenspannungen (nur geom. Imperfektionen): $P = 1554,6\text{ kN}$
(zum Vergl.: $P_{Test} = 1680,0\text{ kN}$)

- Traglasten der Druckdiagonalen

Die Auswertung der Stabnormalkraft $N_{ult,Stab}$ aus der numerischen Berechnung erfolgt analog der Auswertung aus dem Traglastversuch – die Dehnungen werden an den gleichen Stellen aus dem FE-Modell abgegriffen, an welchen auch in den Großversuchen die Dehnungsaufnehmer angebracht sind – 10 mm entfernt von den Außenkanten der Profile (vgl. Bild 108). Aus diesen sechs Dehnungen (ein Wert je Gurtviertel bzw. zwei Werte in Stegmitte je Seite) wird ein Dehnungs- bzw. Spannungsverlauf ermittelt und daraus die Stabnormalkraft $N_{ult,Stab}$ berechnet, wie Tabelle 24 zeigt.

Tabelle 24: Ermittlung der Stabnormalkraft $N_{ult,Stab}$ aus der numerischen Traglastberechnung: a) links – IPE 140 mit modellierten Eigenspannungen σ_{res} ; rechts – IPE 140 ohne modellierten Eigenspannungen σ_{res} und b) links – IPE 240 mit modellierten Eigenspannungen σ_{res} ; rechts – IPE 240 ohne modellierten Eigenspannungen σ_{res}

a)

IPE 140 a = 100 mm, mit σ_{res}	Obergurt		Untergurt		Steg	
	Bereich Q1	Bereich Q2	Bereich Q3	Bereich Q4	links	rechts
gemessene Dehnung $\epsilon_{St, [0/00]}$	-0,41987	-2,54597	-0,45759	-2,71755	-1,45003	-1,64606
Dehnung an den Außenkanten $\epsilon_{E [0/00]}$	-0,01720	-2,94864	-0,03596	-3,13918	0,00000	0,00000
Dehnung in Mitte des Gurtviertels $\epsilon_{G, [0/00]}$	-0,75006	-2,21578	-0,81177	-2,36337	$\epsilon_w = -1,54804$	
Spannung in Mitte des Gurtviertels $\sigma_{G, [N/mm^2]}$	-151,6	-314,8 *	-164,0	-314,8 *	-319,8	
b [mm]	36,4	36,4	36,8	36,8	$h_w = 126,3$	
t_f [mm]	6,8	6,9	6,7	6,8	$t_w = 5,3$	
A_f [mm ²]	248	251	247	250	669	
A_f [mm ²]	11	11	11	11	-	
$N_{R,i}$ [kN]	40,8	80,4	44,0	83,1	214,1	
$N_{ult,Stab}$ [kN]	462,3					

*) gewichteter Mittelwert f_y * der vier Gurt-Zugproben IPE 140

IPE 140 a = 100 mm, ohne σ_{res}	Obergurt		Untergurt		Steg	
	Bereich Q1	Bereich Q2	Bereich Q3	Bereich Q4	links	rechts
gemessene Dehnung $\epsilon_{St, [0/00]}$	-1,20037	-1,51354	-1,08207	-1,68122	-1,35273	-1,39120
Dehnung an den Außenkanten $\epsilon_{E [0/00]}$	-1,14106	-1,57285	-0,97029	-1,79300	0,00000	0,00000
Dehnung in Mitte des Gurtviertels $\epsilon_{G, [0/00]}$	-1,24901	-1,46490	-1,17597	-1,58732	$\epsilon_w = -1,37196$	
Spannung in Mitte des Gurtviertels $\sigma_{G, [N/mm^2]}$	-252,4	-296,0	-237,6	-314,8 *	-283,4	
b [mm]	36,4	36,4	36,8	36,8	$h_w = 126,3$	
t_f [mm]	6,8	6,9	6,7	6,8	$t_w = 5,3$	
A_f [mm ²]	248	251	247	250	669	
A_f [mm ²]	11	11	11	11	-	
$N_{R,i}$ [kN]	65,5	77,4	71,9	79,3	189,7	
$N_{ult,Stab}$ [kN]	483,8					

*) gewichteter Mittelwert f_y * der vier Gurt-Zugproben IPE 140

b)

IPE 240 a = 100 mm, mit σ_{res}	Obergurt		Untergurt		Steg	
	Bereich Q1	Bereich Q2	Bereich Q3	Bereich Q4	links	rechts
gemessene Dehnung $\epsilon_{St, [0/00]}$	-1,63337	-1,06251	-2,93408	-0,53153	-1,57546	-1,45284
Dehnung an den Außenkanten $\epsilon_{E [0/00]}$	-1,68924	-1,00646	-3,16590	-0,29912	0,00000	0,00000
Dehnung in Mitte des Gurtviertels $\epsilon_{G, [0/00]}$	-1,51854	-1,17715	-2,44921	-1,01582	$\epsilon_w = -1,51390$	
Spannung in Mitte des Gurtviertels $\sigma_{G, [N/mm^2]}$	-296,9 *)	-241,6	-296,9 *)	-208,4	-314,9	
b [mm]	61,1	61,1	61,7	61,7	$h_w = 221$	
t_f [mm]	9,5	9,8	9,4	9,6	$t_w = 6,4$	
A_f [mm ²]	580	599	580	592	1414	
A_f [mm ²]	48	48	48	48	-	
$N_{R,i}$ [kN]	183,9	157,9	186,4	120,4	445,4	
$N_{ult,Stab}$ [kN]	1094,0					

*) gewichteter Mittelwert f_y * der vier Gurt-Zugproben IPE 240

IPE 240 a = 100 mm, ohne σ_{res}	Obergurt		Untergurt		Steg	
	Bereich Q1	Bereich Q2	Bereich Q3	Bereich Q4	links	rechts
gemessene Dehnung $\epsilon_{St, [0/00]}$	-1,33032	-1,19132	-1,45437	-1,28766	-1,37077	-1,36171
Dehnung an den Außenkanten $\epsilon_{E [0/00]}$	-1,34393	-1,17771	-1,47049	-1,27154	0,00000	0,00000
Dehnung in Mitte des Gurtviertels $\epsilon_{G, [0/00]}$	-1,30237	-1,21927	-1,42075	-1,32128	$\epsilon_w = -1,36624$	
Spannung in Mitte des Gurtviertels $\sigma_{G, [N/mm^2]}$	-296,9 *)	-250,2	-296,9 *)	-271,1	-284,2	
b [mm]	61,1	61,1	61,7	61,7	$h_w = 221$	
t_f [mm]	9,5	9,8	9,4	9,6	$t_w = 6,4$	
A_f [mm ²]	580	599	580	592	1414	
A_f [mm ²]	48	48	48	48	-	
$N_{R,i}$ [kN]	173,7	162,2	183,6	174,1	401,9	
$N_{ult,Stab}$ [kN]	1095,5					

*) gewichteter Mittelwert f_y * der vier Gurt-Zugproben IPE 240

Zusätzlich sind in Tabelle 25 auch die Stabnormalkräfte $N_{ult,Stab}$ aus der numerischen Berechnung angegeben, wenn anstatt der gezeigten Auswertungsmethode, die Längsnormalspannungen exakt integriert werden (Differenz sehr gering mit etwa 1,3%). In Tabelle 25 sind auch die Ergebnisse angeführt, wenn vereinfacht ein alleiniger Knicknachweis mit der Systemlänge L_{sys} erfolgt (zum zutreffenden Vergleich mit den Versuchsdaten mit den gemessenen Materialdaten gerechnet). Diese in der Praxis häufige Vorgehensweise liefert hier sehr konservative Ergebnisse, auch bedingt durch die sehr geringen Imperfektionen im Versuch.

Tabelle 25: Traglasten $N_{ult,i}$ der Druckdiagonalen mit der vergrößerten freien Knotenblechlänge $a = 100$ mm im Versuch und Vergleich mit FEM-Vergleichsrechnungen sowie einem einfachen Knicknachweis

Stab / Querschnitt	Test N_{ult} [kN]	FEM N_{ult} [kN]		Knicknachweis (Knickspannungslinie b) mit L_{sys}			
		mit σ_{res}	ohne σ_{res}	$\bar{\lambda}_{z,sys}$ **)	χ_z	$N_{R,0}$ [kN]	N_{ult} [kN]
1A / IPE 140	544,7	462,3	483,8	1,635	0,297	533,5	158,4
2A / IPE 240	1147,2	1094,0 (1079,9 *)	1095,5 (1092,1 *)	0,970	0,616	1205,5	742,6

*) exakte Integration der Spannungen

**) Berechnung mit E^* und f_y *

Die Tabelle 25 enthält nun einen Vergleich der Druckdiagonalstabkräfte $N_{ult,i}$ im Traglastzustand des Versuchs (siehe Bild 124a für Diagonale 1 als IPE 140 im Versuch 3 mit $a = 100$ mm und Bild 124b für Diagonale 2 als IPE 240 im Versuch 4 mit $a = 100$ mm) mit den Ergebnissen der begleitend durchgeführten FE-Berechnungen am Modell des Versuchsträgers. Eine Zusammenfassung der Vergleichsergebnisse erfolgt im nachfolgenden Abschnitt 2.8.

2.8. Zusammenfassung der wesentlichen Ergebnisse aus den Traglastversuchen und abgeleitete Schlussfolgerungen im Vergleich zu den Tragfähigkeiten der begleitenden FE-Analysen

Der Ergebnisvergleich in Tabelle 25 zeigt, dass bei der FE-Traglastberechnung die Eigenspannungen (Bezeichnung mit σ_{res}) im Stabbereich, für die hier untersuchte Stabkonfiguration mit den eingeschlitzten Knotenblechen, vernachlässigt werden können. Hierbei wurde die Stabnormalkraft jeweils für beide Diagonalen (IPE 140 bzw. IPE 240) aus dem FE-Modell mit bzw. ohne modellierte Eigenspannungen ermittelt (vgl. mit / ohne σ_{res} in Tabelle 24 bzw. in Tabelle 25). Einerseits sind die ermittelten Traglasten der Druckdiagonalen mit erfassten Eigenspannungen nur unwesentlich geringer als die numerisch berechneten Traglasten ohne Eigenspannungen (-4% bei der Diagonale 1 als IPE 140 bzw. nahezu ident bei der Diagonale 2 als IPE 240), andererseits sind die Tragfähigkeiten der Druckdiagonalen im Versuch größer als jene der Simulation mit Eigenspannungen (+15% bei der Diagonale 1 als IPE 140 bzw. +6% bei der Diagonale 2 als IPE 240). Demzufolge ist es nicht erforderlich, ergänzende Traglastberechnungen mit schwer zutreffend abschätzbaren Eigenspannungsverläufen – auch in den Knotenblechen – durchzuführen.

Die Ursache, warum die numerisch ermittelten Traglasten nicht die Versuchstraglasten erreichen, liegt vermutlich darin begründet, dass im modellierten Materialverhalten keine Wiederverfestigung des Materials berücksichtigt wird. Wie das Bild 124 zeigt, treten im Traglastzustand Dehnungen von bis zu 2,83% beim IPE 140 bzw. 2,11% beim IPE 240 in den Randfasern der Flansche auf. Vergleicht man hierzu die aus den Zugproben ermittelten Arbeitslinien in Bild 114, liegen die aufnehmbaren einachsigen Normalspannungen bei derartig hohen Dehnungen mitunter bereits deutlich höher.

- Ein Beispiel:

Das Bild 114a zeigt die Dehnungs-Normalspannungs-Beziehung für den Zugversuch der Probe IPE 140 – T1 (Gurt). Die 0,2% Dehngrenze ergibt eine Fließgrenze von 299 N/mm². Bei einer Dehnung von 2,83% beträgt die aufnehmbare einachsige Normalspannungen jedoch bereits etwa 365 N/mm², dies entspricht einer Steigerung der Festigkeit um rund 22%.

Anhand der Traglastergebnisse der Druckdiagonalen in den durchgeführten Großversuchen kann gezeigt werden, dass die durch den Fertigungsprozess derartiger Fachwerkträger allenfalls eingepprägten Eigenspannungen die Drucktragfähigkeit der Diagonalstäbe nicht negativ beeinflussen. Somit ist es möglich, die an den in Abschnitt 2.6 bzw. in [28] dargestellten FE-Modellen ermittelten Traglastergebnissen (GMNIA-Analysen), die nur geometrische Imperfektionen in ungünstigster Weise beinhalten, direkt zur Kalibrierung der noch nachfolgend in Abschnitt 2.9 dargestellten Ingenieurmodelle zu verwenden.

Die beiden ersten Traglastversuche mit der freien Knotenblechlänge von $a = 50$ mm an einem vollständigen Fachwerkträger, mit der speziellen Bauform nach Bild 103, der im üblichen Produktionsprozess für derartige Fachwerkträger im Werk der Firma Stahlbau Haslinger hergestellt wurde, sowie die umfangreichen numerischen Studien belegen:

- Die Ermittlung der Drucktragfähigkeit N_{Rd} auf Basis eines Knicknachweises um die z-Achse des Stabprofils mit einer Knicklänge ident zur Systemlänge L_{sys} , liefert, bei Einhaltung der Voraussetzung nach Bild 103 sowie einer Knotenblechauslegung nach Abschnitt 2.5, immer untere Grenzen der tatsächlichen Traglast dieser Stäbe. Die durchgeführten numerischen Traglastberechnungen lassen den Schluss zu, dass damit die realen Traglasten um etwa 9 bis 21% unterschätzt werden. Basis hierfür bilden die umfangreich untersuchten sechs Gruppen.

- Diese Aussage gilt für eine Ausführung der Druckdiagonalen mit beliebigem Walzprofilquerschnitt als I-Profil (Anm.: im Versuch wurde der Grenzfall der höchsten Tragfähigkeit im Bemessungsmodell, mit Knickspannungslinie b, abgeprüft).
- Die Anwendung dieser Bemessungsregeln sind auch bei Pfostenstäben möglich, so diese am Knotenblech einen zusätzlichen Diagonalstabanschluss aufweisen.

Für die Bemessung von Stabkonfigurationen mit eingeschlitzten Knotenblechen und größeren freien Knotenblechlängen ($a > 50$ mm) wird im nachfolgenden Abschnitt 2.9.2 bzw. 2.9.3 ein Bemessungsvorschlag angegeben.

2.9. Ingenieurmodelle zur Drucktragfähigkeit der Diagonalstäbe

Auf Basis der vielen in Abschnitt 2.6.3 und [28] untersuchten Stabkonfigurationen, den umfangreichen numerischen Untersuchungen mit dem in Bild 69 dargestellten FE-Modell und den insgesamt vier Großversuchen zur Kalibrierung der Ergebnisse, wurden die nachfolgend dargestellten Ingenieurmodelle zur Bestimmung der Drucktragfähigkeit der Diagonalstäbe abgeleitet. Sie setzen voraus, dass die Knotenbleche nach [16] bemessen bzw. ausgelegt werden und dass die Einschlitzlänge L_s zumindest gleich groß ist wie die Profilhöhe der Diagonalstäbe ($L_s \geq h$) – siehe Bild 103. Solange die Gurtstäbe nicht zu schmal werden (Breite $b > 0,5 \cdot h$, mit $h =$ Profilhöhe), müssen die Anschlussknoten beidseits der untersuchten Druckdiagonale nicht zusätzlich aus der Fachwerkebene abgestützt werden.

2.9.1. Vereinfachte Vorgehensweise für $a \leq 50$ mm

Solange die freie Knotenblechlänge a (vgl. Bild 22) auf $a \leq 50$ mm beschränkt ist, ist ein alleiniger Knicknachweis der Druckdiagonale mit der Systemlänge L_{sys} (vgl. Bild 22), ohne jegliche Berücksichtigung der Knotenbleche an den Stabenden, ausreichend (Knickspannungslinie entsprechend EN 1993-1-1). Diese Vorgehensweise für freie Knotenblechlängen $a \leq 50$ mm bestätigten die numerische Parameterstudie in Abschnitt 2.6.3 und [28] sowie die durchgeführten Großversuche.

Tabelle 26 zeigt einerseits zusammenfassend die Drucktragfähigkeiten der in Abschnitt 2.6.3 untersuchten Fachwerkdruckdiagonalen und andererseits die Drucktragfähigkeiten der isolierten FE-Stabberechnungen (siehe Abschnitt 2.6.3). Desweiteren sind die ermittelten Tragfähigkeiten der Knickbemessung für den Einzelstab mit $L_{K,z} = L_{sys}$ und des Bemessungsvorschlages nach [3] (entspricht Ingenieurmodell IM nach Abschnitt 2.9.2) angegeben. Die untersuchten Ausführungsbeispiele (Gruppe 1 bis 5) sind durchgehend mit einer freien Knotenblechlängen $a \leq 50$ mm konstruiert. Lediglich die Gruppe 6 aus der Literatur [15] weist eine größere freie Knotenblechlänge auf ($a = 182$ mm, siehe Bild 34), hat aber auch sehr dicke Knotenbleche ($t_1 = 40$ mm).

Tabelle 26: Vergleich der FE-Drucktragfähigkeiten, Knicktragfähigkeiten mit $L_{K,z} = L_{sys}$ und Tragfähigkeiten nach Bemessungsvorschlag [3] (entspricht Ingenieurmodell IM nach Abschnitt 2.9.2)

Gruppe	FE-System	FE-Einzelstab $e_0 = L_{sys}/750$	Knickbemessung mit $L_{K,z} = L_{sys}$	Ingenieurmodell IM (Abschnitt 2.9.2)
	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]
Gruppe 1	5427,6	4942,6 (91,1%)	4108,8	3692,1 (89,9%)
Gruppe 2	418,5	331,7 (79,3%)	283,9	181,7 (64,0%)
Gruppe 3	1248,9	1038,0 (83,1%)	839,1	877,2 (104,5%)
Gruppe 4	5050,8	4638,7 (91,8%)	3848,3	3837,1 (99,7%)
Gruppe 5	2899,4	2615,3 (90,2%)	2100,7	1541,8 (73,4%)
Gruppe 6a	1776,6	1355,4 (76,3%)	1090,5	1145,1 (105,0%)
Gruppe 6b	2028,9	1792,6 (88,4%)	1475,1	1457,7 (98,8%)

Das nachfolgende Bild 126 gibt anschaulich die relativen Größenordnungen der Drucktragfähigkeiten am FE-Einzelstab bezogen auf die FE-Systemberechnungen (100%) und der Tragfähigkeit des Bemessungsvorschlages nach [3] (entspricht Ingenieurmodell IM nach Abschnitt 2.9.2) bezogen auf die Bestimmung der Knicktragfähigkeit mit $L_{K,z} = L_{sys}$ (100%) wieder.

Die durchgeführten numerischen Traglastberechnungen lassen den Schluss zu, dass – wie Tabelle 26 und Bild 126 zusammenfassend zeigen – eine Knickbemessung nach Eurocode 1993-1-1 mit der Knicklänge $L_{k,z} = L_{sys}$ die realen Traglasten um etwa 24 bis 39% für die untersuchten sechs Gruppen unterschätzt (Vergleich der FE-Berechnungen am System zu Knickbemessung nach Eurocode 1993-1-1 mit der Knicklänge $L_{k,z} = L_{sys}$).

Ergänzend anzumerken ist, dass dieser Vergleich sich auf die alleinige Erfassung der geometrischen Imperfektionen bezieht. Die Auswirkungen der zusätzlichen strukturellen Imperfektionen, insbesondere der Eigenspannungen, wurden in Abschnitt 2.8 als vernachlässigbar eingestuft.

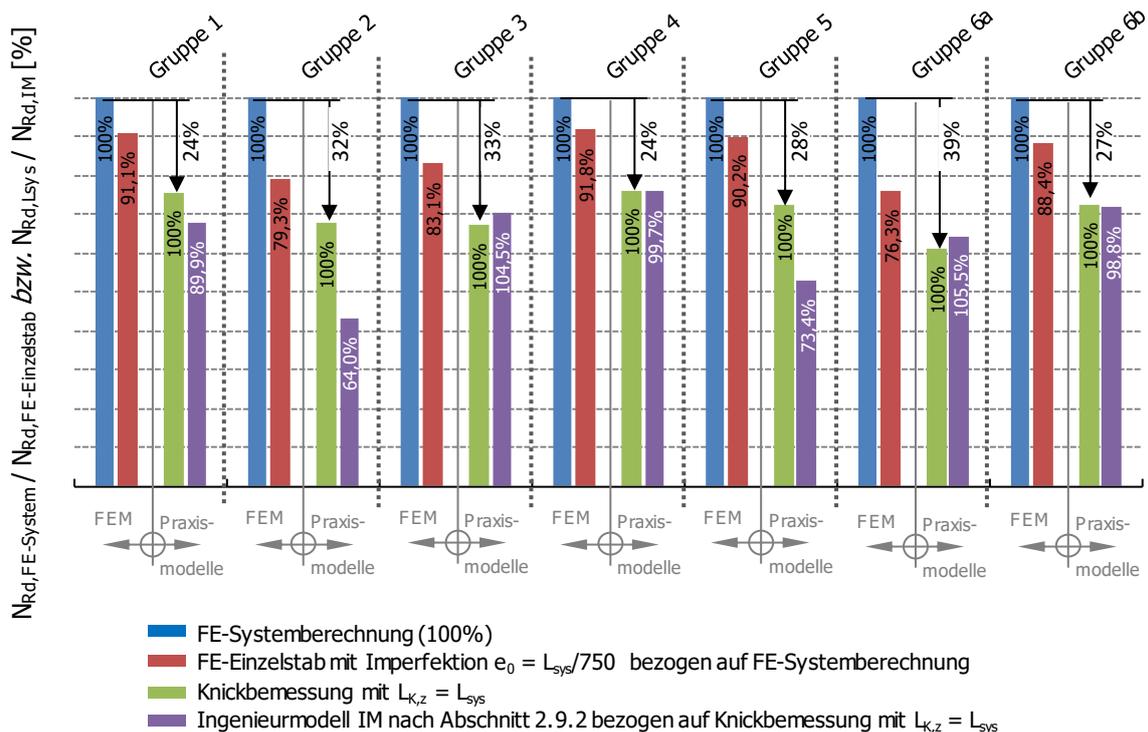


Bild 126: Vergleich der FE-Drucktragfähigkeiten am Einzelstab bezogen auf FE-Systemberechnung und Tragfähigkeit Bemessungsvorschlag [3] (entspricht Ingenieurmodell IM nach Abschnitt 2.9.2) bezogen auf die Knicktragfähigkeit mit $L_{k,z} = L_{sys}$

Bedingt durch die umfangreichen Studien (vgl. Abschnitt 2.6.3 und [28]) hinsichtlich der alleinigen Stützwirkung des Fachwerkknotens aus der Fachwerkebene durch den Untergurtstab, ist keine konstruktive Abstützung der Fachwerkknoten aus der Fachwerkebene notwendig, um die dargestellten Drucktragfähigkeiten in den anschließenden Druckdiagonalen zu erreichen. Der notwendige Knicknachweis der Gurte aus der Fachwerkebene (so Drucknormalkräfte vorliegen) – angepasst an die tatsächlichen Abstützungen – ist natürlich zu führen.

Damit zeigt sich, dass eine durchgeführte Knickbemessung mit dem alleinigen Diagonalstabprofil und der Knicklänge $L_{k,z} = L_{sys}$ (Systemlänge), um die z-Achse des Profils, als ausreichend sicher anzusehen ist. Nur wenn die freie Knotenblechlänge außerhalb des untersuchten Bereiches liegt (Maß $a > 50\text{mm}$), dann muss das Ingenieurmodell aus Abschnitt 2.9.2 (Modell IM) bzw. das modifizierte Ingenieurmodell aus Abschnitt 2.9.3 (Modell MIM) angewendet werden. Wie die Tabelle 26 ergänzend zeigt (letzte Spalte) liegt das Bemessungsmodell aus Abschnitt 2.9.2 (Modell IM) gegenüber der realen Drucktragfähigkeit deutlich auf der sicheren Seite. Daher ist nach Abschnitt 2.9.3 ein modifiziertes Ingenieurmodell (Modell MIM) entwickelt worden.

2.9.2. Ingenieurmodell für $a > 50 \text{ mm}$ – Modell IM

In Sonderfällen, mit großen freien Knotenblechlängen (überprüft bis $a \leq 200 \text{ mm}$), sind zwei Nachweise zu führen, entsprechend der für Hohlprofilstäbe und Knotenbleche mit konstanter Breite in [3], [4] entwickelten Vorgehensweise für Hohlprofile mit beidseits eingeschlitzten Knotenblechen. Dieses Bemessungsmodell diene als Basis für die Entwicklung eines Ingenieurmodells für den vorliegenden Fall von beidseits in Knotenbleche eingeschlitzte I-Profile.

Das Bild 127 beinhaltet zusammenfassend das Ingenieurmodell eines „Dreistabquerschnittes“, mit starrer Lagerung am innenliegenden Gurtflansch (Gesamtstablänge L_0 , mit Knotenblechstäben der Länge L_1 an den Enden und Profilquerschnitt der Länge L_m). Der Stab mit unterschiedlicher Biegesteifigkeit I_z (I_1 im Knotenblechbereich, $I_{z,0}$ bzw. I_0 im Profilbereich) wird auf einen äquivalenten Ersatzstab mit vergrößerter Knicklänge $L_{cr,e}$ – ohne Knotenbleche (vgl. Bild 8) – übergeführt. Für die Knicklänge $L_{cr,e}$ gilt nach Gl. 21:

$$L_{cr,e} = \beta_1 \cdot L_0 \quad \text{Gl. 21}$$

Die zutreffenden Knicklängenfaktoren β_1 können direkt dem Bild 128 entnommen werden (mit $I_1 = I_{1,mod}$ im Diagramm), auf Basis des Längenverhältnisses L_1/L_0 und des Biegesteifigkeitsverhältnisses $I_{1,mod}/I_0$. Alternativ dazu kann die Gl. 3, die in [3], [4] aus [13] abgeleitet wurde (Funktion ϕ_4), verwendet werden (iterative Ermittlung von β_1 erforderlich).

In [3], [4] wurden Knotenbleche mit konstanter Breite h_1 über die Länge (siehe Bild 7) und der Dicke t_1 untersucht – die Biegesteifigkeit aus der Ebene ergibt sich somit zu $I_1 = (h_1 \cdot t_1^3) / 12$ (vgl. Gl. 1). Umgelegt auf den vorliegenden Fall von in die Knotenbleche eingeschlitzten I-Profilen wird – als erste konservative Näherung – die Biegesteifigkeit des Knotenblechs im Querschnitt 1 (am Ende der Einschlitzlänge L_S des I-Profils – siehe Bild 127b) nach Gl. 23 berechnet.

Die effektive Breite b_{eff} nach Gl. 22 im Knotenblechquerschnitt 1 ergibt sich unter Zugrundelegung eines Lastausbreitungswinkels von 30° im Knotenblech und berücksichtigt zusätzlich den Spalt am Stabende der Druckdiagonale zum Ausgleich von Herstellungstoleranzen.

$$b_{eff} = 2 \cdot L_S \cdot \tan 30^\circ \quad \text{Gl. 22}$$

$$I_1 = \frac{b_{eff} \cdot t_1^3}{12} \quad \text{Gl. 23}$$

Ein Vergleich mit FE-Berechnungen, auf die nachfolgend noch näher eingegangen wird (Abschnitt 2.9.4.3), zeigt, dass die Annahme der effektiven Breite b_{eff} nach Gl. 22 sehr konservativ ist. Dies belegt auch das Bild 146, das exemplarisch für die Druckdiagonale der Gruppe 3 (HEA 200, $L_{sys} = 4454 \text{ mm}$, $L_0 = 4159 \text{ mm}$), jedoch mit variierten Knotenblechschlankheiten ($a = 100/200 \text{ mm}$; $t_1 = 15/25 \text{ mm}$), einen Vergleich von numerischen Traglastergebnissen (GMNIA-Berechnungen, wobei die Ergebnisse für alle drei angenommenen Imperfektionsannahmen ausgewiesen sind, vgl. Bild 71 und Bild 75), mit den maximalen Traglasten des Ingenieurmodells IM enthält. Eine genaue Beschreibung des FE-Modells zur Beschreibung der Referenztraglast findet sich in Abschnitt 2.9.4.2. Die unzureichende Treffsicherheit des Ingenieurmodells IM wird ausführlich im nachfolgenden Abschnitt 2.9.4 erläutert.

2.9.3. Modifiziertes Ingenieurmodell für $a > 50 \text{ mm}$ – Modell MIM

Die Annahme der Knotenblechbreite b_{eff} nach Gl. 22 zur Berechnung der Biegesteifigkeit des Knotenblechs I_1 aus der Ebene und in weiterer Folge zur Ermittlung des Knicklängenfaktors β_1 liefert sehr konservative Ergebnisse. Daher erfolgte eine Modifikation des Ingenieurmodelles IM nach Abschnitt 2.9.2 in Hinblick auf eine zutreffendere mitwirkende Breite des Knotenblechs zur Berechnung einer erhöhten Biegesteifigkeit $I_{1,\text{mod}}$ aus der Ebene – bezeichnet als modifiziertes Ingenieurmodell MIM.

Der Hintergrund zur Ermittlung einer vergrößerten Knotenblechbreite b_m des modifizierten Ingenieurmodells MIM sind Auswertungen der tatsächlichen Normalspannungsverteilung σ_x im Knotenblechbereich (Orientierung in Stabrichtung), wie beispielhaft in Bild 127a dargestellt, sowie Vergleiche mit der korrekten idealen Knicklast am FE-Modell. In Bild 127a sind die Membranspannungen im Knotenblech in Richtung der Diagonalenachse in verschiedenen Schnitten dargestellt. Im Querschnitt 1 sind die Normalspannungen getrennt für beide Seiten, bezeichnet mit Achse I und II, ausgehend von den Achsen A und B der Flansche der Druckdiagonalen) abgebildet. Zum Vergleich ist auch die nominelle Normalspannung des Ingenieurmodells IM miteingetragen ($\sigma_{\text{eff}} = N_R / (b_{\text{eff}} \cdot t_1)$). Bei Erreichen der Fließgrenze am Anschluss zum Flansch sind Spannungsumlagerungen möglich – daher ist die Annahme von b_{eff} im Querschnitt 1 im Ingenieurmodell für den Querschnittsnachweis im Knotenblechquerschnitt 1 zutreffend. Im Vergleich dazu ist in den Achsen III und IV – diese befinden sich mittig innerhalb der freien Knotenblechlänge L_1 – die Normalspannungsverteilung wesentlich günstiger, wodurch die Annahme von $b_{\text{eff}} = 2 \cdot L_s \cdot \tan 30^\circ$ für die Berechnung der Biegesteifigkeit des Knotenblechquerschnittes sehr konservativ ist. Eine genaue Beschreibung des FE-Modells, an welchem der Normalspannungsverlauf im Knotenblech untersucht wird, findet sich in Abschnitt 2.9.4.2.

Basierend auf den Auswertungen der tatsächlichen Normalspannungsverteilung σ_x im Knotenblechbereich wird eine vergrößerte mitwirkende Breite des Knotenblechs von $b_m = 1,75 \cdot b_{\text{eff}}$ vorgeschlagen – jedoch nur für die Biegesteifigkeitsermittlung $I_{1,\text{mod}}$. Dadurch ergibt sich die modifizierte Biegesteifigkeit des Knotenblechs $I_{1,\text{mod}}$ nach Gl. 24:

$$I_{1,\text{mod}} = \frac{b_m \cdot t_1^3}{12} = 1,75 \cdot \frac{b_{\text{eff}} \cdot t_1^3}{12} \quad \text{Gl. 24}$$

Mithilfe einer vergrößerten Knotenblechbreite b_m zur Ermittlung des Knicklängenfaktor β_1 können anschließend die FE-Traglasten verbessert abgebildet werden (vgl. Bild 146 – „modifiziertes Ingenieurmodell MIM“).

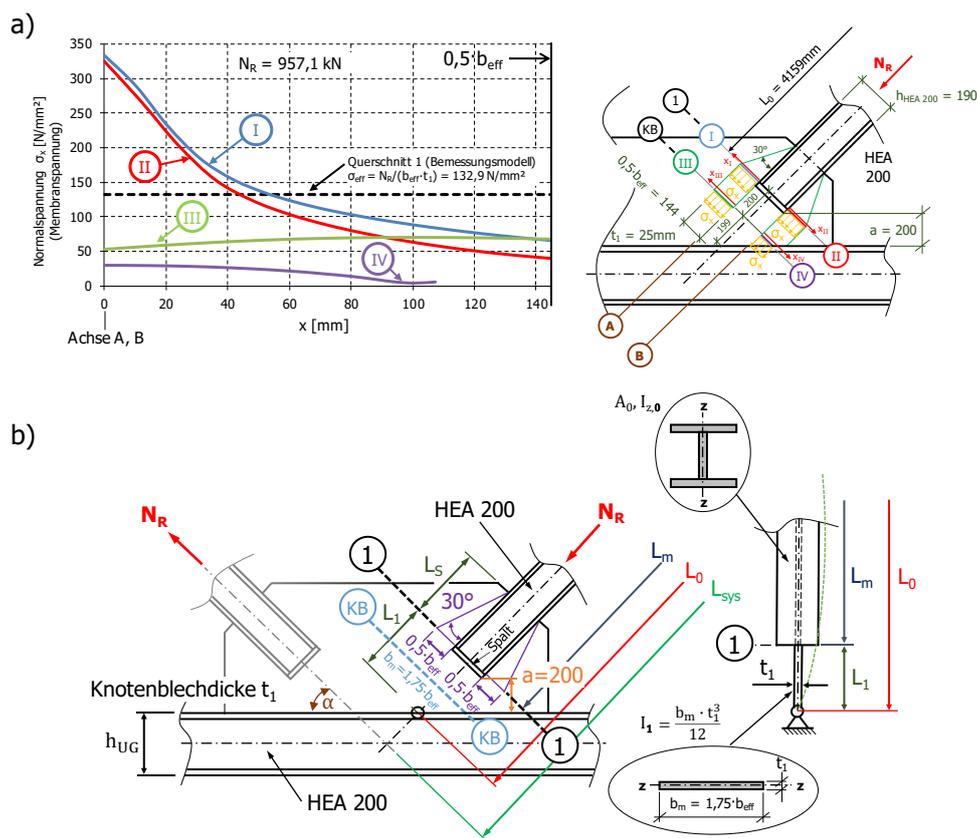


Bild 127: Hintergrund zur Ermittlung der vergrößerten Knotenblechbreite b_m des modifizierten Ingenieurmodells MIM: a) Normalspannungsverläufe σ_x parallel zur Diagonalstabachse im kritischen Knotenblechquerschnitt 1 sowie im Querschnitt KB für ein Anwendungsbeispiel (Druckdiagonale der Gruppe 3 mit erhöhter freier Knotenblechlänge $a = 200$ mm), b) vergrößerte Knotenblechbreite $b_m = 1,75 \cdot b_{eff}$ des modifizierten Ingenieurmodells MIM

Das Ingenieurmodell IM nach 2.9.2 und das modifizierte Ingenieurmodell MIM unterscheiden sich demzufolge nur in der Annahme der mitwirkenden Knotenblechbreite zur Ermittlung der idealen Knicklast $N_{cr,e}$. Im ursprünglichen Modell (Ingenieurmodell IM) gilt entsprechend Bild 127b: $b_m = b_{eff}$, wogegen für das modifizierte Ingenieurmodell MIM $b_m = 1,75 \cdot b_{eff}$ gilt.

Die zutreffenden Knicklängenfaktoren β_1 können direkt dem Bild 128 entnommen werden, auf Basis des Längenverhältnisses L_1/L_0 und des Biegesteifigkeitsverhältnisses $I_{1,mod}/I_0$. Alternativ dazu kann die Gl. 25, die in [3], [4] aus [13] abgeleitet wurde (Funktion φ_4), verwendet werden (iterative Ermittlung von β_1 erforderlich). Hierfür kann nun die modifizierte – erhöhte – Biegesteifigkeit des Knotenblechs $I_{1,mod}$ nach Gl. 24 angesetzt werden.

$$\sqrt{\frac{I_{1,mod}}{I_0}} \cdot \tan\left(\frac{L_1 \cdot \pi}{L_0 \cdot \beta_1 \cdot \sqrt{I_{1,mod}/I_0}}\right) \cdot \tan\left[\left(\frac{1}{2} - \frac{L_1}{L_0}\right) \cdot \frac{\pi}{\beta_1}\right] - 1,0 = 0 \quad \text{Gl. 25}$$

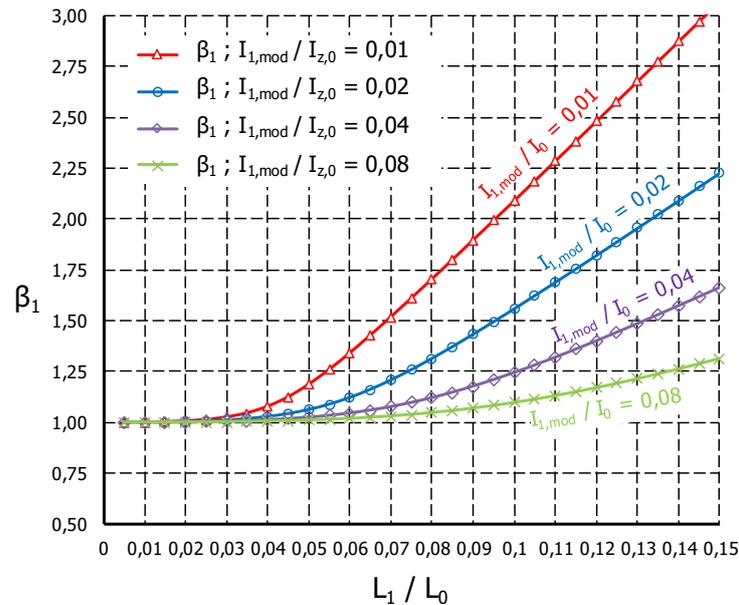


Bild 128: Diagramm zur Ermittlung des Knicklängenfaktors β_1 bzw. für die ideale Knicklast $N_{cr,e}$ des "Dreistabmodells"

Mit der Knicklänge $L_{cr,e}$ kann unmittelbar auch die ideale Knicklast $N_{cr,e}$ dieses Ersatzstabes bestimmt werden, nach Gl. 26:

$$N_{cr,e} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_{z,0}}{(L_{cr,e})^2} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_{z,0}}{\beta_1^2 \cdot L_0^2} \quad \text{Gl. 26}$$

Die Drucktragfähigkeit von I-Profilstäben mit beidseits eingeschlitzten Knotenblechen ist vielfach durch die beschränkte Querschnittstragfähigkeit der Knotenbleche selbst bestimmt. Für große freie Knotenblechlängen L_1 (bzw. für Abstände $a > 50\text{mm}$, vgl. Bild 128) ist demzufolge ein konventioneller Knicknachweis am Ersatzstab und Überprüfung der Stabtragfähigkeit in Stabmitte nicht ausreichend, um die Tragfähigkeit derartiger Druckstäbe zu berechnen. Insbesondere bei sehr schlanken Knotenblechen bzw. bei gedrungenen Stäben (Stablänge L_m) überschätzt der Knicknachweis aus der Ebene die Drucktragfähigkeit des Gesamtstabes – auch dann, wenn die reduzierte Biegesteifigkeit der Knotenbleche in einer erhöhten Knicklänge am Ersatzstab miterfasst wird.

Daher ist neben dem konventionellen Knicknachweis am Ersatzstab (in weiterer Folge als „Nachweis 1“ bezeichnet) ein weiterer Nachweis, ein Querschnittsnachweis im Knotenblech („Nachweis 2“) im maßgebenden Querschnitt 1 (Breite b_{eff} nach Gl. 22), erforderlich.

• Nachweis 1 – konventioneller Knicknachweis am Ersatzstab

Dieser Nachweis nach Gl. 27 stellt sicher, dass der Profilquerschnitt in Stabmitte ausreichende Querschnittstragfähigkeit aufweist. Mit der modifizierten Knicklänge $L_{cr,e} = \beta_1 \cdot L_0$ wird die Schlankheit $\bar{\lambda}_z$ bestimmt und in weiterer Folge der Abminderungsfaktor χ der Querschnittstragfähigkeit, entsprechend der zutreffenden Knickspannungslinie für den Profilquerschnitt in EN 1993-1-1 [7], ermittelt.

$$N_d \leq \chi \cdot A_0 \cdot f_{yd} \quad \text{Gl. 27}$$

• **Nachweis 2 – Querschnittsnachweis im kritischen Knotenblechquerschnitt 1**

Wie Bild 127 anhand der Normalspannungsverteilung im kritischen Knotenblechquerschnitt 1 für ein Anwendungsbeispiel zeigt, sorgt der Schlitz am Stabende für eine lokale Spannungskonzentration hin zu den Flanschen des Diagonalstabes. Bedingt durch lokale Spannungsumlagerungen ist im kritischen Knotenblechquerschnitt 1 eine wirksame Breite der Größe b_{eff} nach Gl. 22 zutreffend.

Beim Querschnittsnachweis werden nun geometrische Ersatzimperfectionen $e_{1,eq}$ erfasst, sodass die ungünstigsten Annahmen zu den geometrischen Imperfectionen $e_{1,0}$ am Knotenblech (vgl. Bild 10c, mit $e_{1,0} = L_1/100$) um den Faktor $f_{equ} = 2,0$ erhöht werden müssen und ein Mindestwert von 4 mm unterstellt wird (Hintergründe dazu in [3], [4]). Somit gilt Gl. 28:

$$e_{1,eq} = f_{equ} \cdot e_{1,0} = 2,0 \cdot e_{1,0} = 2,0 \cdot L_1/100 \geq 4 \text{ mm} \quad \text{Gl. 28}$$

Die Effekte nach Theorie 2. Ordnung werden vereinfacht über den Dischinger-Faktor erfasst (3. Term in Gl. 29), mit $N_{cr,e}$ nach Gl. 26.

Zu beachten ist noch, dass die volle plastische Querschnittstragfähigkeit im Knotenblech nicht ausnutzbar ist – hier ist nur eine lineare Interaktion, jedoch mit den plastischen Querschnittstragfähigkeiten des Knotenblechs in Schnitt 1 ($M_{1,pl,Rd}$ nach Gl. 30 bzw. $N_{1,pl,Rd}$ nach Gl. 31), nutzbar ([3], [4]). Somit ergibt sich folgende Nachweisgleichung Gl. 29:

$$N_d \cdot e_{1,eq} \cdot \frac{1}{1 - N_d/N_{cr,e}} \leq M_{1,pl,Rd} \cdot \left(1 - \frac{N_d}{N_{1,pl,Rd}}\right) \quad \text{Gl. 29}$$

mit:

$$M_{1,pl,Rd} = \frac{b_{eff} \cdot t_1^2}{4} \cdot f_{yd} \quad \text{Gl. 30}$$

$$N_{1,pl,Rd} = b_{eff} \cdot t_1 \cdot f_{yd} \quad \text{Gl. 31}$$

Die maximale Drucktragfähigkeit des I-Profiles mit beidseits eingeschlitzten Knotenblechen ergibt sich schlussendlich aus dem Minimum von N_{Rd} der beiden gezeigten unabhängigen Nachweisgleichungen Gl. 27 und Gl. 29.

- Anm.: N_{Rd} ist jene maximale Normalkraft N , sodass Gl. 27 und Gl. 29 zu 100% ausgenutzt werden.

2.9.4. Treffsicherheit der Ingenieurmodelle

Die Überprüfung der Treffsicherheit des Ingenieurmodells IM aus Abschnitt 2.9.2 für vergrößerte freie Knotenblechlängen ($a > 50$ mm) bzw. die Kalibrierung des Ingenieurmodell MIM aus Abschnitt 2.9.3 erfolgte mithilfe einer beschränkten numerischen Parameterstudie auf Basis der Fachwerkdruckdiagonale der Gruppe 3.

2.9.4.1. Untersuchte Stabkonfiguration

Hierbei dient die bereits in Abschnitt 2.6.3 untersuchte Fachwerkdruckdiagonale der Gruppe 3 mit $a = 50$ mm als Basis. Allerdings wird die freie Knotenblechlänge mit $a = 50$ mm des Ausführungsbeispiels (ursprünglicher Fachwerkknoten siehe Bild 29 bzw. Bild 129a) erhöht – auf 100 mm (siehe Bild 129b) bzw. 200 mm (siehe Bild 129c). Die Einschlitzlänge L_s des Profils in das Knotenblech (vgl. Bild 29) sowie die Systemlänge L_{sys} bleiben unverändert – wodurch sich kürzere Diagonalprofillängen L_m ergeben. Die Schlankheiten $\bar{\lambda}_{z,L_0}$ (bezogen auf die Stablänge $L_0 = 4159$ mm) bzw. $\bar{\lambda}_{z,L_{sys}}$ (bezogen auf die Systemlänge $L_{sys} = 4454$ mm) bleiben durch die Variation der freien Knotenblechlänge jedoch unberührt. Es gelten weiterhin die Werte aus Bild 29. Für die Knotenblechdicke t_1 wird im Zuge der numerischen Parameterstudie einerseits die Dicke des ursprünglichen Knotenblechs von $t_1 = 25$ mm beibehalten und andererseits zusätzlich eine verkleinerte Knotenblechdicke $t_1 = 15$ mm mituntersucht. Diese Knotenblechdicke ergibt sich nach dem Bemessungsmodell für Knotenbleche nach [16].

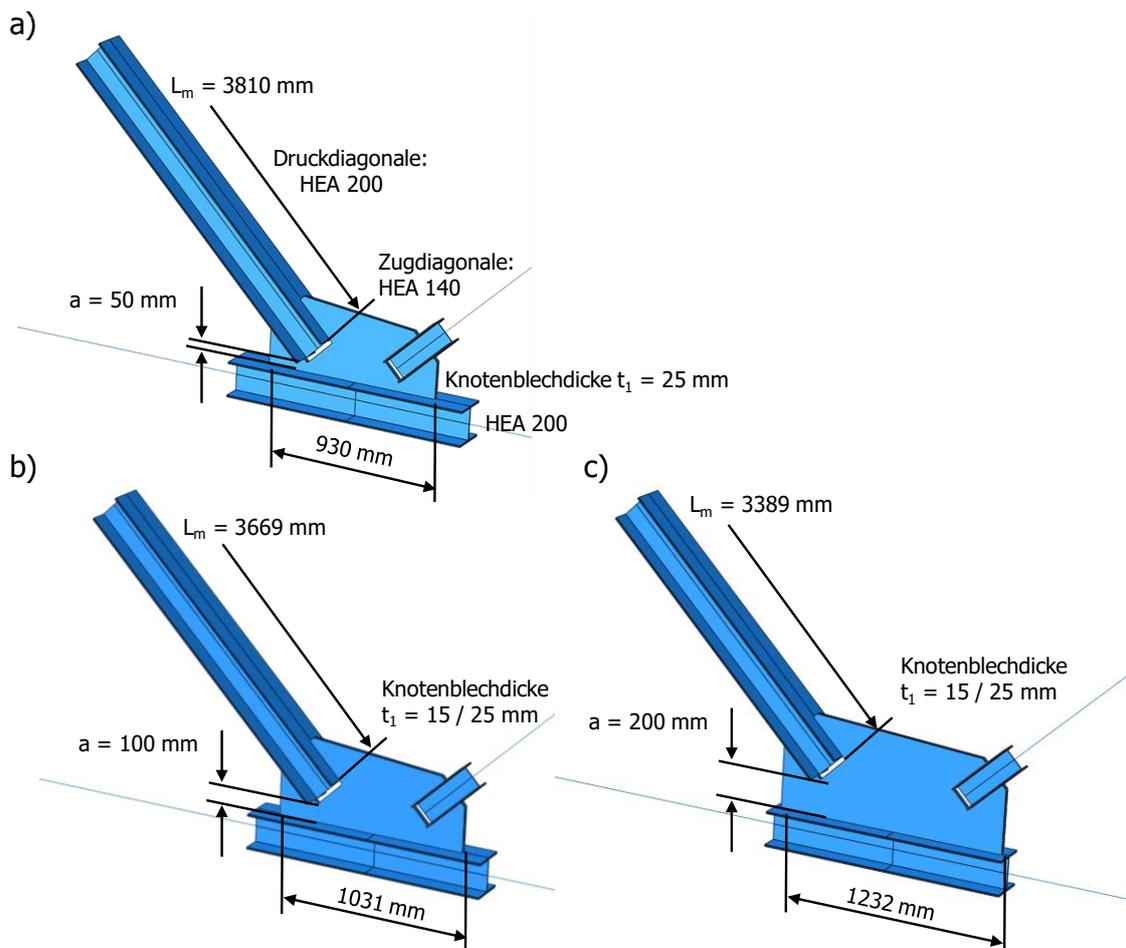


Bild 129: Fachwerkdruckdiagonalen der numerischen Parameterstudie: a) ursprünglicher Fachwerkknoten der Gruppe 3 mit freier Knotenblechlänge $a = 50$ mm, b) modifizierter Fachwerkknoten mit $a = 100$ mm, c) modifizierter Fachwerkknoten mit $a = 200$ mm

Bild 129a zeigt den ursprünglicher Fachwerkknoten der Gruppe 3 mit freier Knotenblechlänge $a = 50$ mm und einer Knotenblechdicke $t_1 = 25$ mm. Durch die größer werdenden Knotenblechlängen (vgl. Bild 129b mit $a = 100$ mm bzw. Bild 129c mit $a = 200$ mm) muss zwangsläufig auch das gesamte Knotenblech vergrößert werden – von ursprünglich 930 mm auf bis zu 1232 mm.

2.9.4.2. FE-Modell für Referenztraglasten

Für die Traglastberechnungen der vergrößerten Knotenbleche der Fachwerkdruckdiagonale Gruppe 3 wird das bereits bekannte FE-Modell aus Abschnitt 2.6.2 herangezogen. Auch die Materialeigenschaften sind jene aus Abschnitt 2.6.2.1, ident zu den Materialeigenschaften der Traglastberechnung der ursprünglichen Fachwerkdruckdiagonale (Gruppe 3). Als Imperfektionen wurden Ersatzimperfektionen mit affinen Verläufen einer vorgeschalteten linearen Eigenwertanalyse (IMP 1 mit geometrischen Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform bzw. IMP 2 mit geometrischen Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform) angesetzt (vgl. Abschnitt 2.6.2.2).

Bedingt durch den Umstand, dass das Ingenieurmodell IM bzw. das modifizierte Ingenieurmodell MIM der Druckdiagonalen im vorliegenden Beispiel die zutreffende Knickspannungslinie b (gewalztes HEA 200-Profil, Knicken um die z -Achse: $h/b = 190/200 = 0,95 \leq 1,2$) anwendet – die implizit hohe Eigenspannungen abdeckt – werden nachfolgend geometrische Ersatzimperfektionen affin zu den Knickeigenformen mit einer Skalierung $e_{0, \text{equ}} = L_{\text{sys}} / 200 = 4454 / 200 = 22,3$ mm angesetzt. Somit werden – entgegen den Traglastrechnungen in Abschnitt 2.6.3 – auch strukturelle Imperfektionen nach ÖNORM EN 1993-1-1 [7] vereinfachend miterfasst. Die Traglastrechnungen aus Abschnitt 2.6.3 beinhalten hingegen durch die Skalierung auf $e_0 = L_{\text{sys}} / 750 = 4454 / 750 = 5,9$ mm nur geometrische Imperfektionen.

2.9.4.3. Ergebnisse der Traglastberechnungen mit vergrößerter freier Knotenblechlänge

Um die Tragfähigkeit der modellierten Fachwerkdruckdiagonalen, mit Variation der Knotenblechslankheiten zu erhalten, werden Druck- und Zugdiagonale mit einer Referenznormalkraft N_{ref} (siehe Bild 69) belastet. Diese Normalkraft N_{ref} entspricht der plastischen Normalkraft der Druckdiagonale mit Ausrundungsradius zwischen Steg und den Flanschen, obwohl die Ausrundungen selbst nicht im Modell abgebildet werden. Mit der Streckgrenze $f_y = 35,5 \text{ kN/cm}^2$ ($\gamma_{M0} = \gamma_{M1} = 1,0$) für die Stahlgüte S355 und der Profilquerschnittsfläche für das Profil HEA 200 ($A = 53,8 \text{ cm}^2$) ergibt sich für die untersuchte Gruppe 3 die plastische Normalkraft als Referenzkraft nach Gl. 32 für die FE-Berechnungen.

$$N_{ref} = A \cdot f_y = 53,8 \text{ cm}^2 \cdot 35,5 \text{ kN/cm}^2 = 1909,9 \text{ kN} \quad \text{Gl. 32}$$

Das Ergebnis der Analyse bildet ein Lastfaktor (LF). Dieser gibt an, wie weit das Programm Abaqus die aufgebrachte Kraft N_{ref} steigern kann, bis die Traglast des Systems erreicht wird. Durch Multiplikation dieses Lastfaktors mit der Referenznormalkraft wird die Tragfähigkeit nach Gl. 33 bestimmt.

$$N_{Rd} = LF \cdot N_{ref} = LF \cdot 1909,9 \text{ kN} \quad \text{Gl. 33}$$

Nachfolgend sind die Ergebnisse der FE-Simulationen für die Gruppe 3, mit Variation der Knotenblechslankheit, gezeigt ($a = 100/200 \text{ mm}$, $t_1 = 15/25 \text{ mm}$). Hierbei sind die gezeigten Traglastzustände nach Art der angesetzten geometrischen Ersatzimperfektion gegliedert in:

- Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform
- Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform

Für jeden dieser oben genannten Imperfektionsfälle gibt es vier Grafiken zum Traglastzustand, welche jeweils folgende Situation zeigen:

- a) Normalspannung σ_{11} in Stablängsrichtung [N/mm^2]
- b) Schubspannung σ_{12} im Knotenblech [N/mm^2]
- c) Mises-Vergleichsspannung [N/mm^2]
- d) Gesamtverformungen [mm]

Die wichtigsten Daten, um die Fachwerkdruckdiagonale der Gruppe 3 zu charakterisieren, sind in Tabelle 27 zusammengefasst.

Tabelle 27: Charakteristische Daten für die Gruppe 3

Gruppe 3			
Profil der Druckdiagonale:	HEA 200	Systemlänge $L_{sys} =$	4454 mm
Material	S355	$\bar{\lambda}_{z,0,L_{sys}} =$	1,141
Fläche des idealisierten Profils der FE-Rechnung (ohne R)	51,1 cm ²	$L_0 =$	4159 mm
		$\bar{\lambda}_{z,0,L_0} =$	1,065
$t_1 =$	15 / 25 mm		
Profil der Zugdiagonale:	HEA 140		
Profil des Untergurtes:	HEA 200	Untergurtlänge $L_{UG} =$	6250 mm

a) Fall 1: Knotenblechschlankheit: $a = 200$ mm, $t_1 = 25$ mm

Erfasste Imperfektionen bei den Traglastberechnungen:

Den Traglastberechnungen werden geometrische Ersatzimperfektionen mit affinen Verläufen zur durchgeführten Eigenwertanalyse zugrunde gelegt. Die erste Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale zeigt Bild 130, die zweite Eigenform ist in Bild 131 dargestellt. Der Maximalwert der Verformung wird als geometrische Ersatzimperfektion jeweils mit $e_{0,eq} = L_{sys}/200$ skaliert.

Imperfektionsfigur affin zur ersten Knickeigenform:

Der Skalierungsfaktor der ersten Knickeigenform beträgt $e_{0,eq} = L_{sys}/200 = 4454\text{mm}/200 = 22,3$ mm. Bild 130 zeigt die erste Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale der Gruppe 3 mit erhöhter freier Knotenblechlänge $a = 200$ mm.

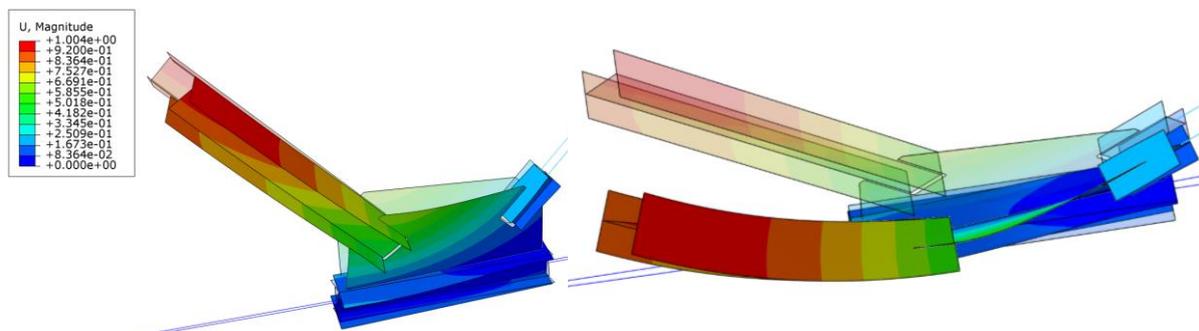


Bild 130: Zwei Ansichten der Eigenform der Gruppe 3 mit erhöhter freier Knotenblechlänge $a = 200$ mm – erste Knickeigenform

Imperfektionsfigur affin zur zweiten Knickeigenform:

Der Skalierungsfaktor der zweiten Knickeigenform beträgt ebenfalls $e_{0,eq} = L_{sys}/200 = 4454\text{mm}/200 = 22,3 \text{ mm}$. Bild 131 zeigt die zweite Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale der Gruppe 3 mit erhöhter freier Knotenblechlänge $a = 200 \text{ mm}$.

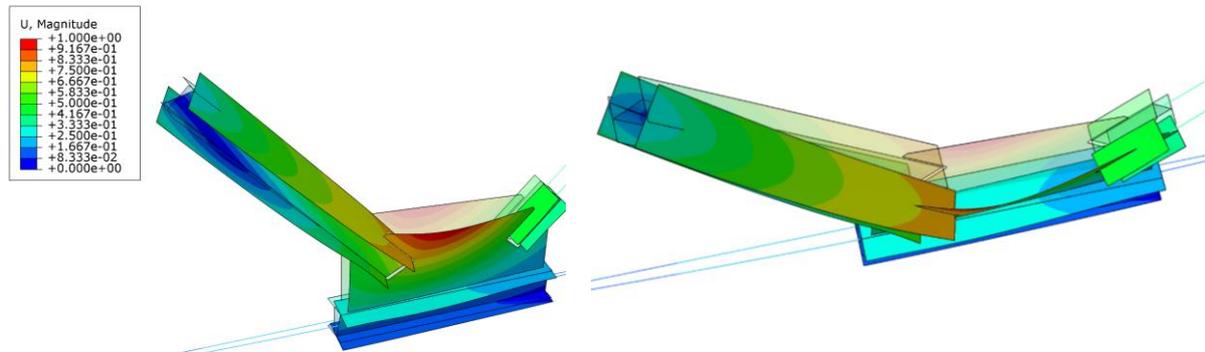


Bild 131: Zwei Ansichten der Eigenform der Gruppe 3 mit erhöhter freier Knotenblechlänge $a = 200 \text{ mm}$ – zweite Knickeigenform

- Ergebnisse im Traglastzustand:

Das Bild 132 zeigt die Fachwerkdruckdiagonale mit anschließendem Fachwerkknoten der Gruppe 3 mit erhöhter freier Knotenblechlänge $a = 200 \text{ mm}$ im Traglastzustand bei einer Belastung $N_{Rd} = 957,1 \text{ kN}$. Hierbei weist die Druckdiagonale Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform (siehe Bild 130) auf. Als Versagensmechanismus stellt sich globales Stabnickversagen ein, mit den höchsten Spannungen in Stabmitte der Druckdiagonale. Hingegen limitiert im Traglastzustand mit Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform die Knotenblechtragfähigkeit die maximale Traglast von $N_{Rd} = 1230,0 \text{ kN}$ der Druckdiagonale (siehe von Mises Vergleichsspannungen in Bild 133c). Die Tragfähigkeit liegt jedoch um rund 29% höher, als bei der unterstellten Imperfektionsfigur affin zur ersten Knickeigenform.

Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform:

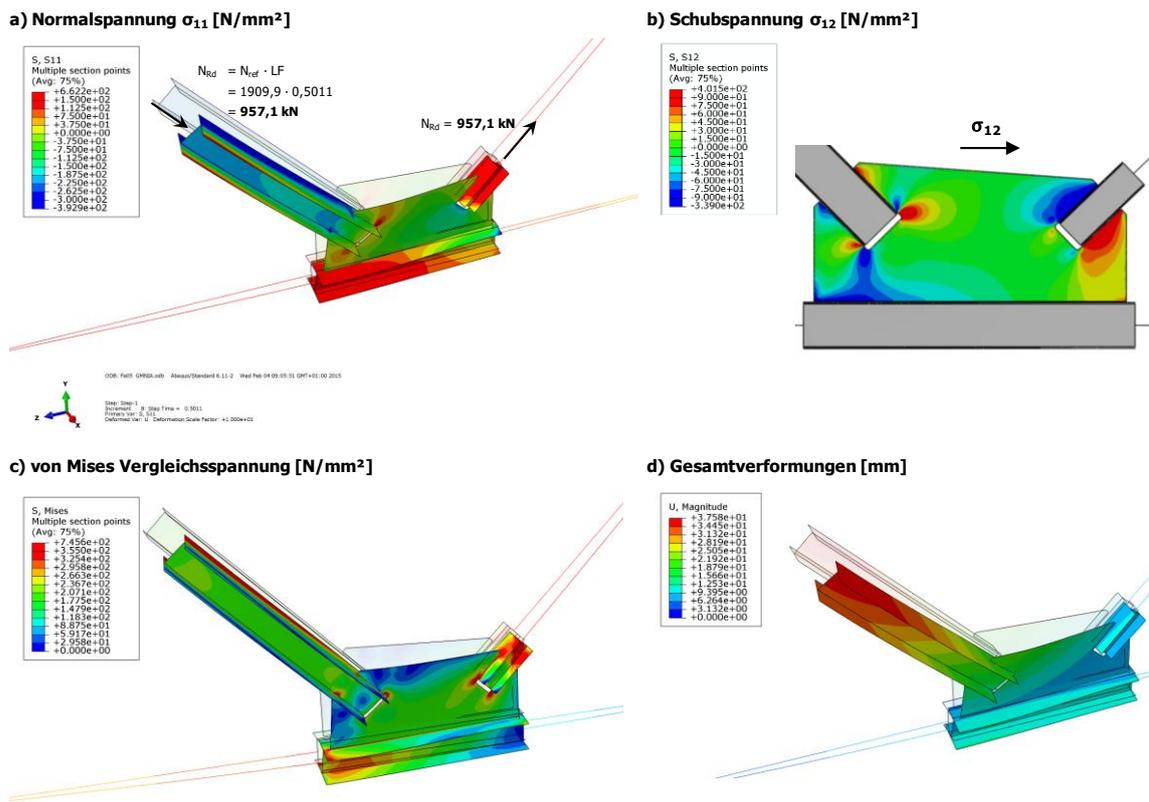


Bild 132: Traglastergebnisse der Gruppe 3 mit erhöhter freier Knotenblechlänge $a = 200 \text{ mm}$ – Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform

Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform:

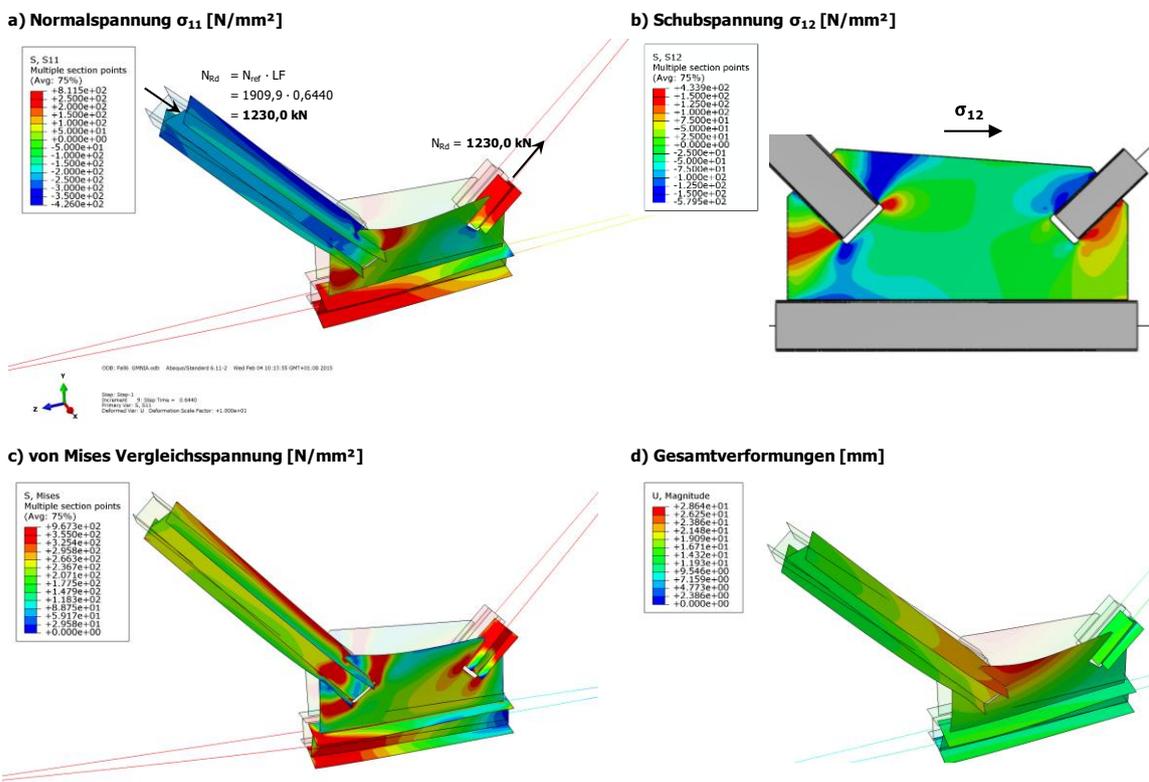


Bild 133: Traglastergebnisse der Gruppe 3 mit erhöhter freier Knotenblechlänge $a = 200 \text{ mm}$ – Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform

b) Fall 2: Knotenblechschlankheit: $a = 200 \text{ mm}$, $t_1 = 15 \text{ mm}$
Erfasste Imperfektionen bei den Traglastberechnungen:

Den Traglastberechnungen werden geometrische Ersatzimperfektionen mit affinen Verläufen zur durchgeführten Eigenwertanalyse zugrunde gelegt. Die erste Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale zeigt Bild 134, die zweite Eigenform ist in Bild 135 dargestellt. Der Maximalwert der Verformung wird als geometrische Ersatzimperfektion jeweils mit $e_{0,\text{equ}} = L_{\text{sys}}/200$ skaliert.

Imperfektionsfigur affin zur ersten Knickeigenform:

Der Skalierungsfaktor der ersten Knickeigenform beträgt $e_{0,\text{equ}} = L_{\text{sys}}/200 = 4454\text{mm}/200 = 22,3 \text{ mm}$. Bild 134 zeigt die erste Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale der Gruppe 3 mit erhöhter freier Knotenblechlänge $a = 200 \text{ mm}$ und reduzierter Knotenblechdicke $t_1 = 15 \text{ mm}$.

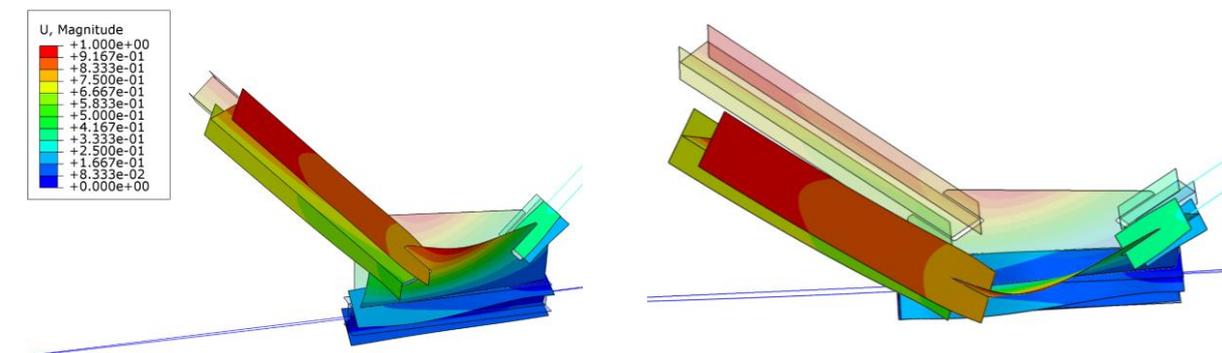


Bild 134: Zwei Ansichten der Eigenform der Gruppe 3 mit erhöhter freier Knotenblechlänge $a = 200 \text{ mm}$ und reduzierter Knotenblechdicke $t_1 = 15 \text{ mm}$ – erste Knickeigenform

Imperfektionsfigur affin zur zweiten Knickeigenform:

Der Skalierungsfaktor der zweiten Knickeigenform beträgt ebenfalls $e_{0,\text{equ}} = L_{\text{sys}}/200 = 4454\text{mm}/200 = 22,3 \text{ mm}$. Bild 135 zeigt die zweite Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale der Gruppe 3 mit erhöhter freier Knotenblechlänge $a = 200 \text{ mm}$ und reduzierter Knotenblechdicke $t_1 = 15 \text{ mm}$.

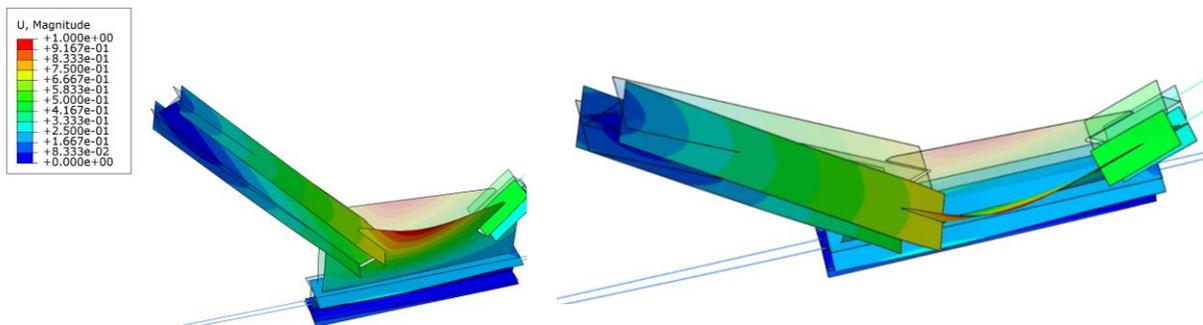


Bild 135: Zwei Ansichten der Eigenform der Gruppe 3 mit erhöhter freier Knotenblechlänge $a = 200 \text{ mm}$ und reduzierter Knotenblechdicke $t_1 = 15 \text{ mm}$ – zweite Knickeigenform

- Ergebnisse im Traglastzustand:

Wird die Knotenblechdicke t_1 im Vergleich zu Fall a) – Knotenblechdicke $t_1 = 25$ mm – auf $t_1 = 15$ mm reduziert, stellt sich ein wesentlich geändertes Tragverhalten ein.

Während im Fall a) die Traglastberechnung mit Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform die kleinere Tragfähigkeit liefert, ist bei reduzierter Knotenblechdicke $t_1 = 15$ mm die Traglastberechnung mit Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform maßgebend (siehe Bild 137 – $N_{Rd} = 513,6$ kN).

Das Bild 136 zeigt die Fachwerkdruckdiagonale mit anschließendem Fachwerkknoten der Gruppe 3, mit erhöhter freier Knotenblechlänge $a = 200$ mm und reduzierter Knotenblechdicke $t_1 = 15$ mm, im Traglastzustand bei einer Belastung von $N_{Rd} = 568,6$ kN mit Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform (siehe Bild 134). Das Bild 137 zeigt die Ergebnisse bei einer Traglast von $N_{Rd} = 513,6$ kN, mit Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform (siehe Bild 135).

Durch die sehr schlanken Knotenbleche ($a = 200$ mm, $t_1 = 15$ mm) tritt bei beiden untersuchten Imperfektionsformen ein Versagen im Knotenblech auf. Die maximalen Traglasten sind jeweils durch die Querschnittstragfähigkeit des Knotenblechs limitiert (siehe von Mises Vergleichsspannungen in Bild 136c und Bild 137c). Durch die höheren Imperfektionen im kritischen Knotenblechquerschnitt am Ende des Spaltes bei der Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform (siehe hohe Normalspannungen σ_{11} im Knotenblech in Bild 137c) wird diese Imperfektionsform maßgebend für die Tragfähigkeit der Druckdiagonale mit erhöhter Knotenblechschlankheit ($a = 200$ mm, $t_1 = 15$ mm).

Infolge der Reduzierung der Knotenblechdicke von $t_1 = 25$ mm auf $t_1 = 15$ mm (-60%) nimmt die Traglast der Druckdiagonale von $N_{Rd} = 957,1$ kN auf $N_{Rd} = 513,6$ kN (-46%) ab.

Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform:

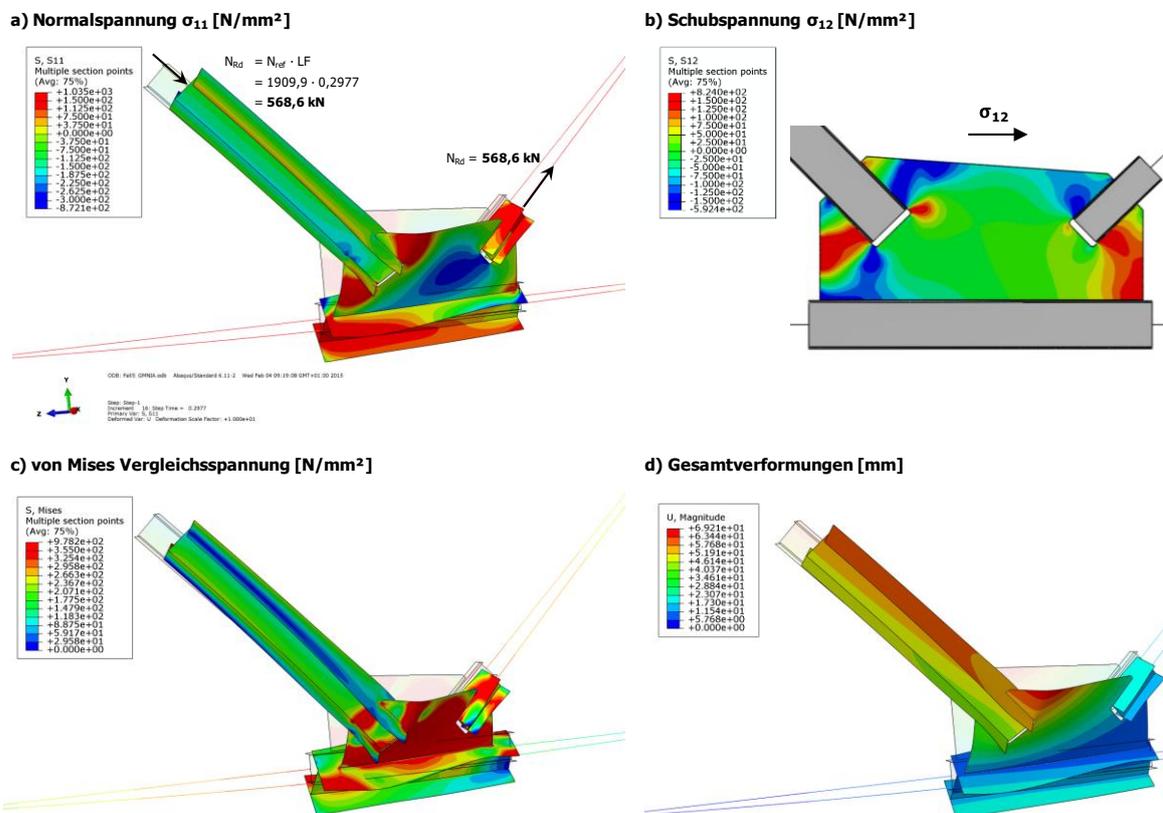


Bild 136: Traglastergebnisse der Gruppe 3 mit erhöhter freier Knotenblechlänge $a = 200$ mm und reduzierter Knotenblechdicke $t_1 = 15$ mm – Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform

Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform:

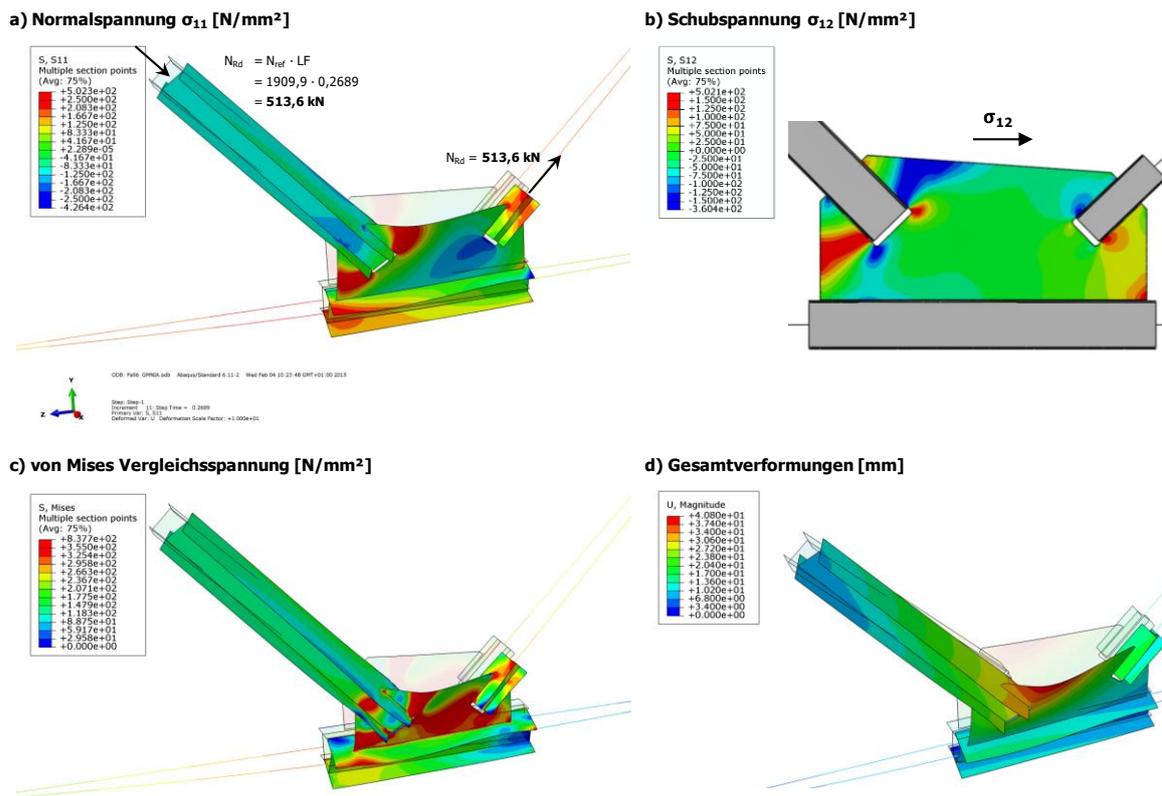


Bild 137: Traglastergebnisse der Gruppe 3 mit erhöhter freier Knotenblechlänge $a = 200 \text{ mm}$ und reduzierter Knotenblechdicke $t_1 = 15 \text{ mm}$ – Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform

c) Fall 3: Knotenblechschlankheit: $a = 100 \text{ mm}$, $t_1 = 25 \text{ mm}$

Erfasste Imperfektionen bei den Traglastberechnungen:

Den Traglastberechnungen werden geometrische Ersatzimperfektionen mit affinen Verläufen zur durchgeführten Eigenwertanalyse zugrunde gelegt. Die erste Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale zeigt Bild 138, die zweite Eigenform ist in Bild 139 dargestellt. Der Maximalwert der Verformung wird als geometrische Ersatzimperfektion jeweils mit $e_{0,eq} = L_{sys}/200$ skaliert.

Imperfektionsfigur affin zur ersten Knickeigenform:

Der Skalierungsfaktor der ersten Knickeigenform beträgt $e_{0,eq} = L_{sys}/200 = 4454\text{mm}/200 = 22,3 \text{ mm}$. Bild 138 zeigt die erste Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale der Gruppe 3 mit erhöhter freier Knotenblechlänge $a = 100 \text{ mm}$.

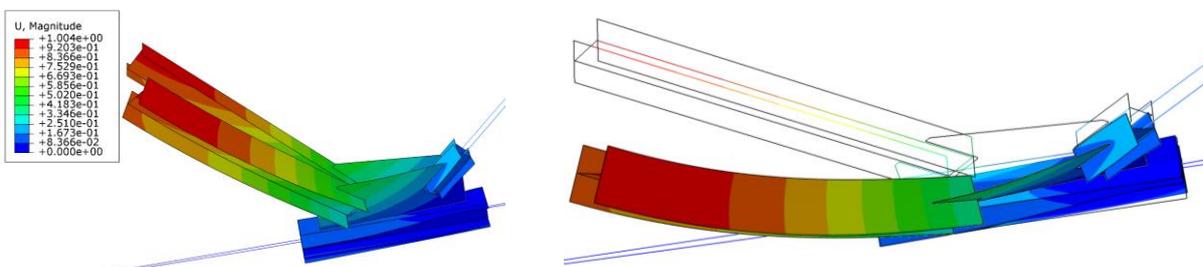


Bild 138: Zwei Ansichten der Eigenform der Gruppe 3 mit erhöhter freier Knotenblechlänge $a = 100 \text{ mm}$ – erste Knickeigenform

Imperfektionsfigur affin zur zweiten Knickeigenform:

Der Skalierungsfaktor der zweiten Knickeigenform beträgt ebenfalls $e_{0,eq} = L_{sys}/200 = 4454\text{mm}/200 = 22,3 \text{ mm}$. Bild 139 zeigt die zweite Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale der Gruppe 3 mit erhöhter freier Knotenblechlänge $a = 100 \text{ mm}$.

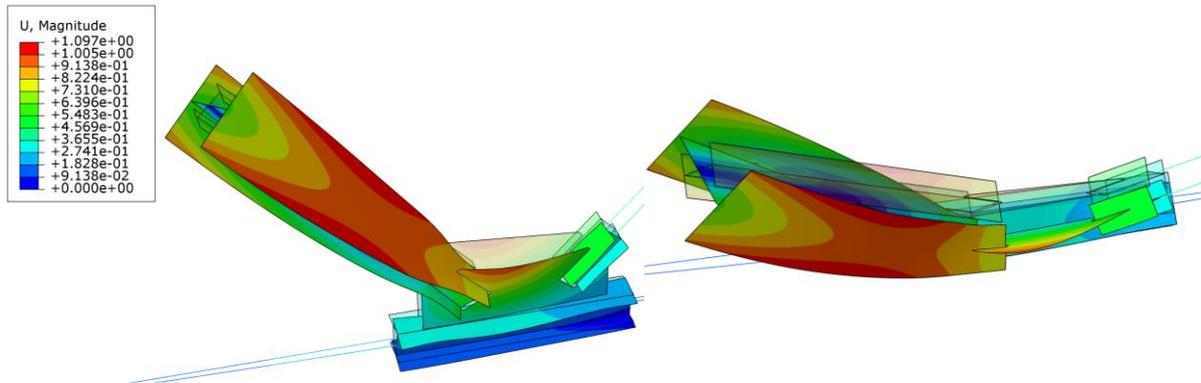


Bild 139: Zwei Ansichten der Eigenform der Gruppe 3 mit erhöhter freier Knotenblechlänge $a = 100 \text{ mm}$ – zweite Knickeigenform

- Ergebnisse im Traglastzustand:

Das Bild 140 zeigt die Fachwerkdruckdiagonale mit anschließendem Fachwerkknoten der Gruppe 3 mit erhöhter freier Knotenblechlänge $a = 100 \text{ mm}$ im Traglastzustand bei einer Belastung $N_{Rd} = 950,6 \text{ kN}$. Hierbei weist die Druckdiagonale Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform (siehe Bild 138) auf. Als Versagensmechanismus stellt sich globales Stabknickversagen ein, mit den höchsten Spannungen in Stabmitte der Druckdiagonale. Im Traglastzustand mit Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform ist ein überlagertes Drillknicken der Druckdiagonale zu erkennen (siehe Bild 141). Diese Versagensform tritt durch die unterschiedliche Stützwirkung beider Gurte durch das Knotenblech (stärkere Stützwirkung aus der Fachwerkebene für jenen Gurt des Diagonalstabes der näher am Ober- bzw. Untergurtstab liegt) ein. Die maximale Traglast der Druckdiagonale ist limitiert durch das Versagen der Druckdiagonale, aber auch große Bereiche im Knotenblech plastizieren bereits bei diesem Lastniveau. Die Traglast beträgt $N_{Rd} = 1387,7 \text{ kN}$ und ist um rund 46% höher als bei der unterstellten Imperfektionsfigur affin zur ersten Knickeigenform.

Die Reduzierung der freien Knotenblechlänge von $a = 200 \text{ mm}$ auf $a = 100 \text{ mm}$ (bei gleichbleibender Knotenblechdicke $t_1 = 25 \text{ mm}$) beeinflusst die Traglast der Druckdiagonale bemerkenswert gering ($N_{Rd} = 957,1 \text{ kN}$ bzw. $N_{Rd} = 950,6 \text{ kN}$). Dies ist darauf zurückzuführen, dass nicht die Querschnittstragfähigkeit des Knotenblechs maßgebend wird, sondern die Knicktragfähigkeit in Stabmitte.

Imperfektion affin zur ersten Knickform:

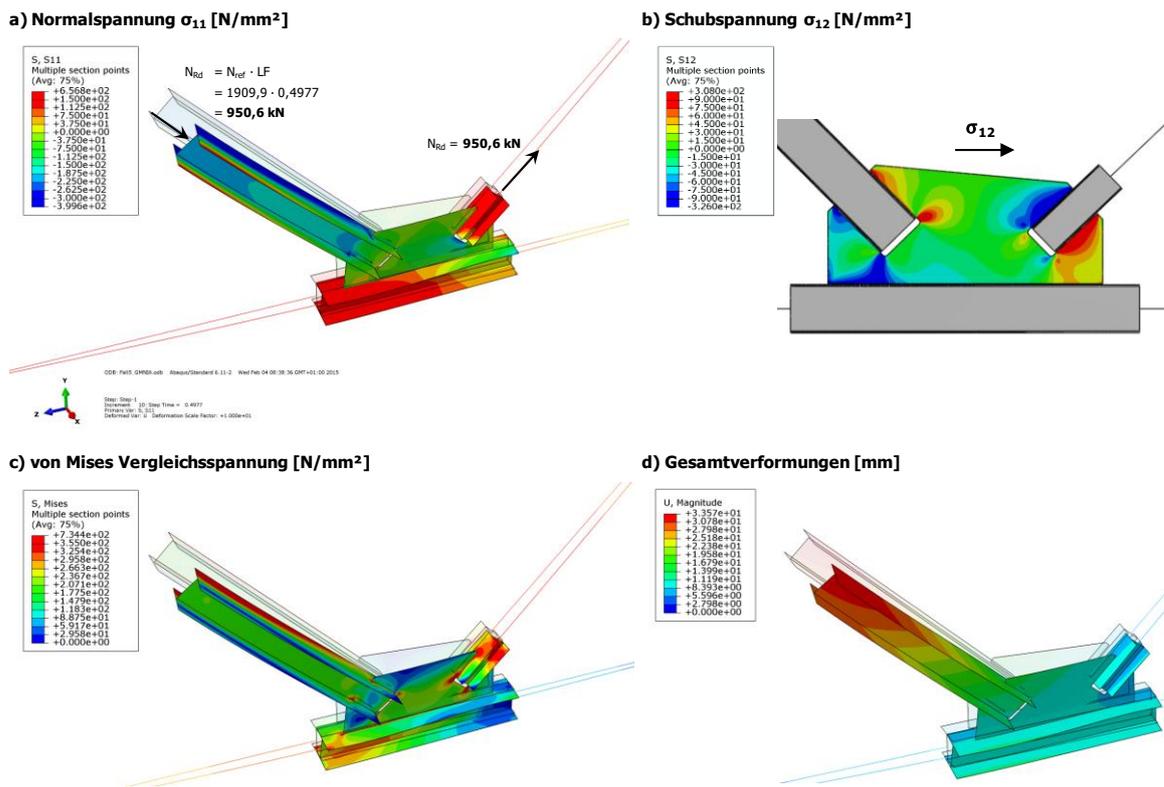


Bild 140: Traglastergebnisse der Gruppe 3 mit erhöhter freier Knotenblechlänge $a = 100 \text{ mm}$ – Imperfektion affin zur ersten Knickform

Imperfektion affin zur zweiten Knickform:

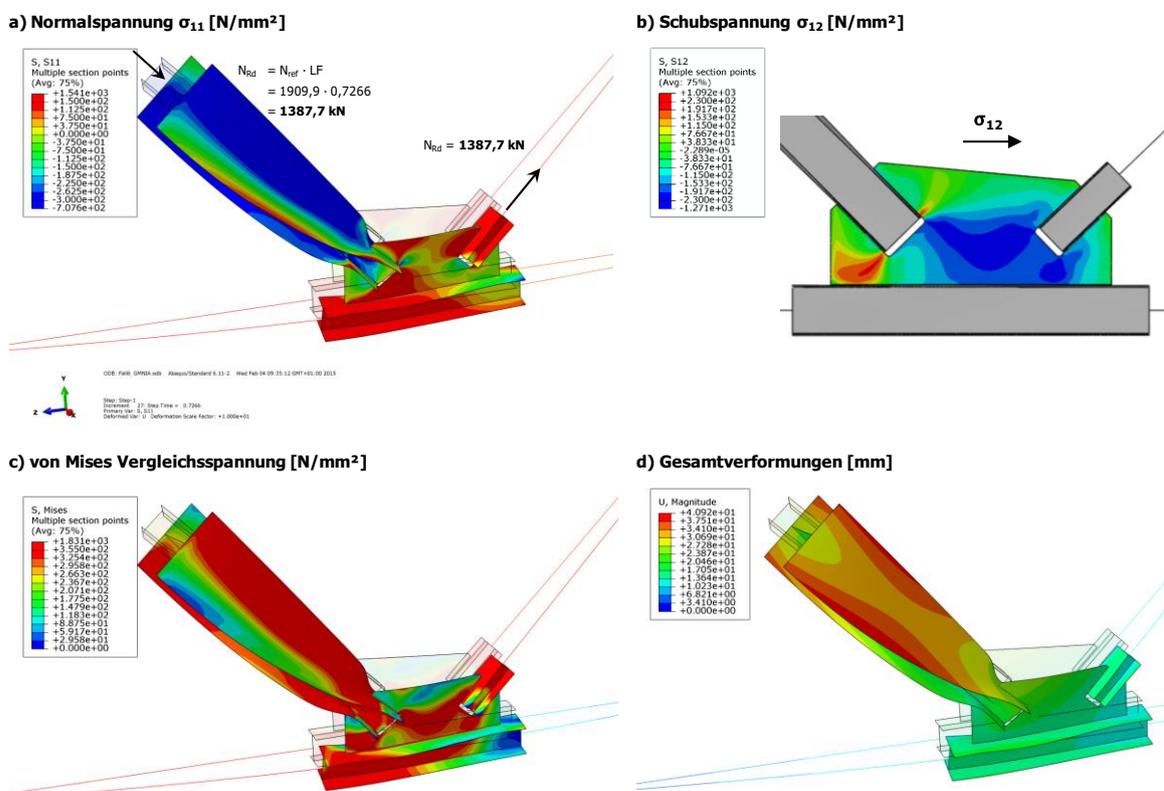


Bild 141: Traglastergebnisse der Gruppe 3 mit erhöhter freier Knotenblechlänge $a = 100 \text{ mm}$ – Imperfektion affin zur zweiten Knickform

d) Fall 4: Knotenblechschlankheit: $a = 100 \text{ mm}$, $t_1 = 15 \text{ mm}$

Erfasste Imperfektionen bei den Traglastberechnungen:

Den Traglastberechnungen werden geometrische Ersatzimperfektionen mit affinen Verläufen zur durchgeführten Eigenwertanalyse zugrunde gelegt. Die erste Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale zeigt Bild 142, die zweite Eigenform ist in Bild 143 dargestellt. Der Maximalwert der Verformung wird als geometrische Ersatzimperfektion jeweils mit $e_{0, \text{equ}} = L_{\text{sys}}/200$ skaliert.

Imperfektionsfigur affin zur ersten Knickeigenform:

Der Skalierungsfaktor der ersten Knickeigenform beträgt $e_{0, \text{equ}} = L_{\text{sys}}/200 = 4454 \text{ mm}/200 = 22,3 \text{ mm}$. Bild 142 zeigt die erste Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale der Gruppe 3 mit erhöhter freier Knotenblechlänge $a = 100 \text{ mm}$ und reduzierter Knotenblechdicke $t_1 = 15 \text{ mm}$.

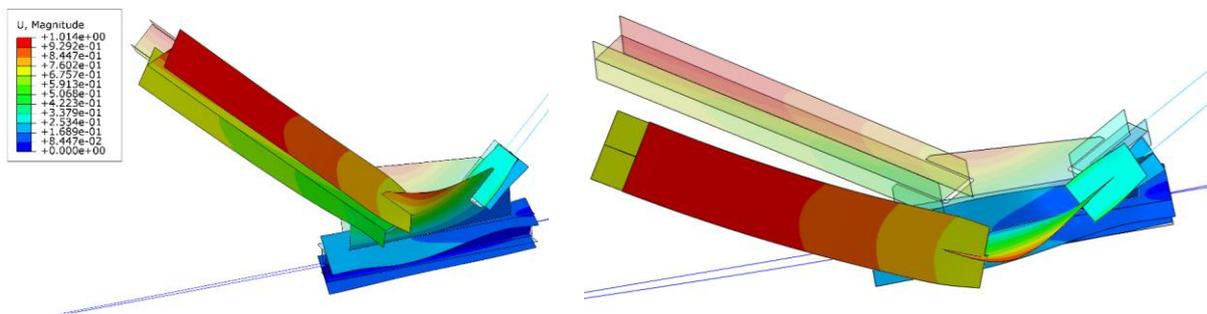


Bild 142: Zwei Ansichten der Eigenform der Gruppe 3 mit erhöhter freier Knotenblechlänge $a = 100 \text{ mm}$ und reduzierter Knotenblechdicke $t_1 = 15 \text{ mm}$ – erste Knickeigenform

Imperfektionsfigur affin zur zweiten Knickeigenform:

Der Skalierungsfaktor der zweiten Knickeigenform beträgt $e_{0, \text{equ}} = L_{\text{sys}}/200 = 4454 \text{ mm}/200 = 22,3 \text{ mm}$. Bild 143 zeigt die zweite Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale der Gruppe 3 mit erhöhter freier Knotenblechlänge $a = 100 \text{ mm}$ und reduzierter Knotenblechdicke $t_1 = 15 \text{ mm}$.

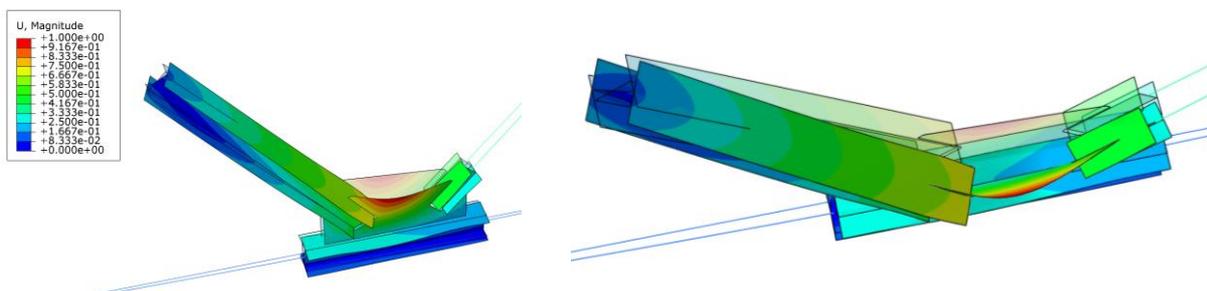


Bild 143: Zwei Ansichten der Eigenform der Gruppe 3 mit erhöhter freier Knotenblechlänge $a = 100 \text{ mm}$ und reduzierter Knotenblechdicke $t_1 = 15 \text{ mm}$ – zweite Knickeigenform

- Ergebnisse im Traglastzustand:

Wird die Knotenblechdicke t_1 im Vergleich zu Fall c) – Knotenblechdicke $t_1 = 25$ mm – auf $t_1 = 15$ mm reduziert, stellt sich ein wesentlich geändertes Tragverhalten ein.

Während im Fall c) (Knotenblechdicke $t_1 = 25$ mm) die Traglast durch Versagen des Diagonalprofils beschränkt war, limitiert bei schlankerem Knotenblech ($t_1 = 15$ mm) die Querschnittstragfähigkeit des Knotenblechs die maximale Traglast. Sowohl bei Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform (siehe Bild 144: $N_{Rd} = 772,6$ kN) als auch bei Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform (siehe Bild 145: $N_{Rd} = 710,3$ kN). Durch die höheren Imperfektionen im kritischen Knotenblechquerschnitt am Ende des Spaltes bei der Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform wird diese Imperfektionsform maßgebend für die Tragfähigkeit der Druckdiagonale mit erhöhter Knotenblechschlankheit ($a = 100$ mm, $t_1 = 15$ mm).

Infolge der Reduzierung der Knotenblechdicke von $t_1 = 25$ mm auf $t_1 = 15$ mm (-60%) nimmt die Traglast der Druckdiagonale von $N_{Rd} = 950,6$ kN auf $N_{Rd} = 710,3$ kN (-25%) ab.

e) Zusammenfassende Beurteilung

Während die Reduzierung der freien Knotenblechlänge von $a = 200$ mm auf $a = 100$ mm – bei den Fällen mit Knotenblechdicke $t_1 = 25$ mm – die maximale Traglast der Druckdiagonale kaum beeinflusst hat, ist der Abfall der Tragfähigkeit bei den untersuchten Fällen mit Knotenblechdicke $t_1 = 15$ mm eklatant. Die Traglast fällt um 28% von $N_{Rd} = 710,3$ kN auf 513,6 kN ab. Dies ist darauf zurückzuführen, dass nun die Querschnittstragfähigkeit des Knotenblechs maßgebend wird.

Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform:

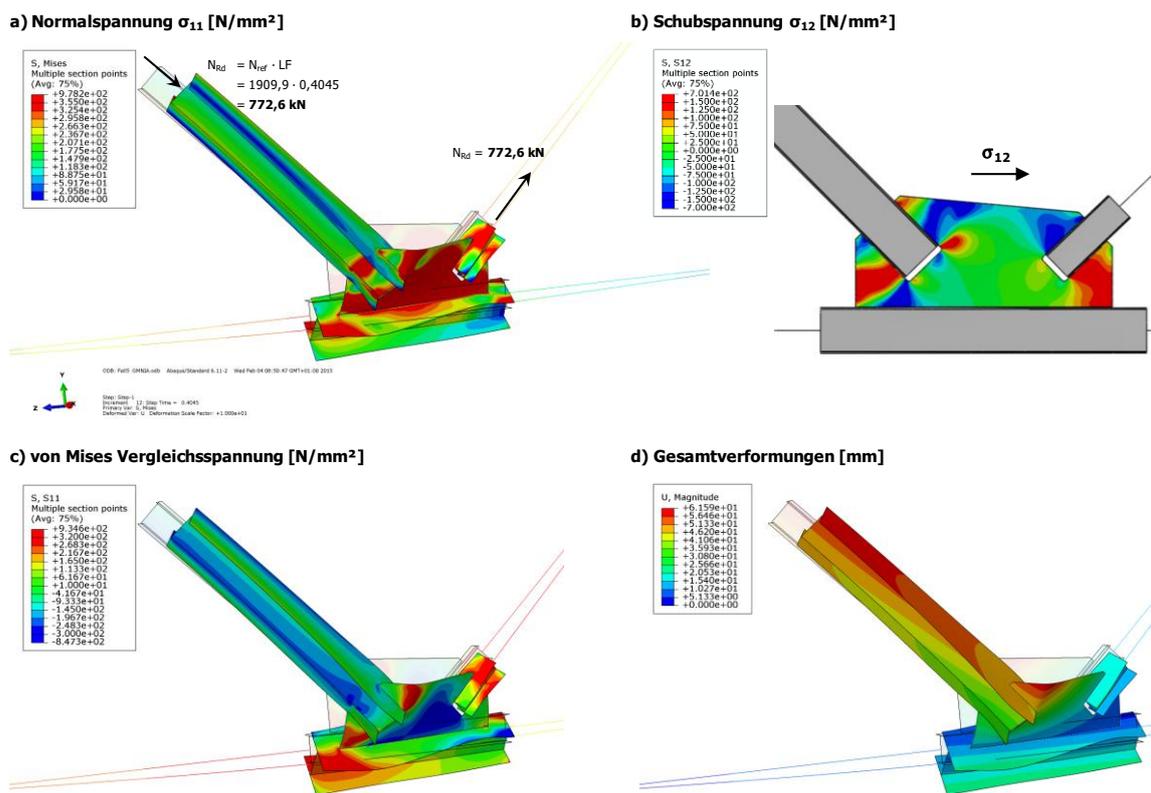


Bild 144: Traglastergebnisse der Gruppe 3 mit erhöhter freier Knotenblechlänge $a = 100 \text{ mm}$ und reduzierter Knotenblechdicke $t_1 = 15 \text{ mm}$ – Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform

Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform:

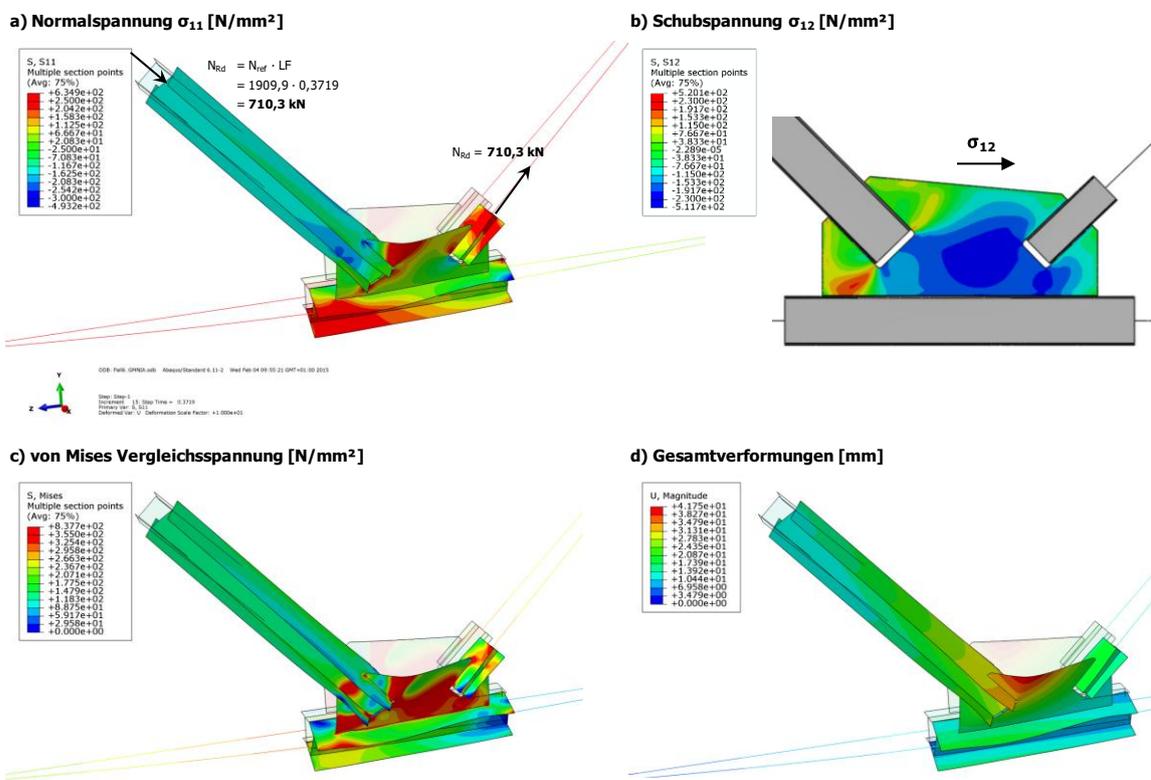


Bild 145: Traglastergebnisse der Gruppe 3 mit erhöhter freier Knotenblechlänge $a = 100 \text{ mm}$ und reduzierter Knotenblechdicke $t_1 = 15 \text{ mm}$ – Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform

2.9.4.4. Vergleich der Traglasten der numerischen Simulation mit den maximalen Tragfähigkeiten der Ingenieurmodelle IM und MIM

Das Bild 146 zeigt vergleichend die Traglastergebnisse der ursprünglichen Fachwerkdigonale der Gruppe 3 mit Variation der Knotenblechschlankheit ($a = 100/200$ mm und $t_1 = 15/25$ mm). Dargestellt sind die numerischen Traglastergebnisse der vier Variationen mit unterschiedlichen freien Knotenblechlängen a bzw. Knotenblechdicken t_1 für die Imperfektionsformen affin zur ersten Knickeigenform (blaue Säule) bzw. affin zur zweiten Knickeigenform (rote Säule) – entsprechend den Ergebnissen in Abschnitt 2.9.4.3 sowie die Tragfähigkeiten entsprechend dem Ingenieurmodell IM aus Abschnitt 2.9.2 bzw. dem modifizierten Ingenieurmodell MIM aus Abschnitt 2.9.3.

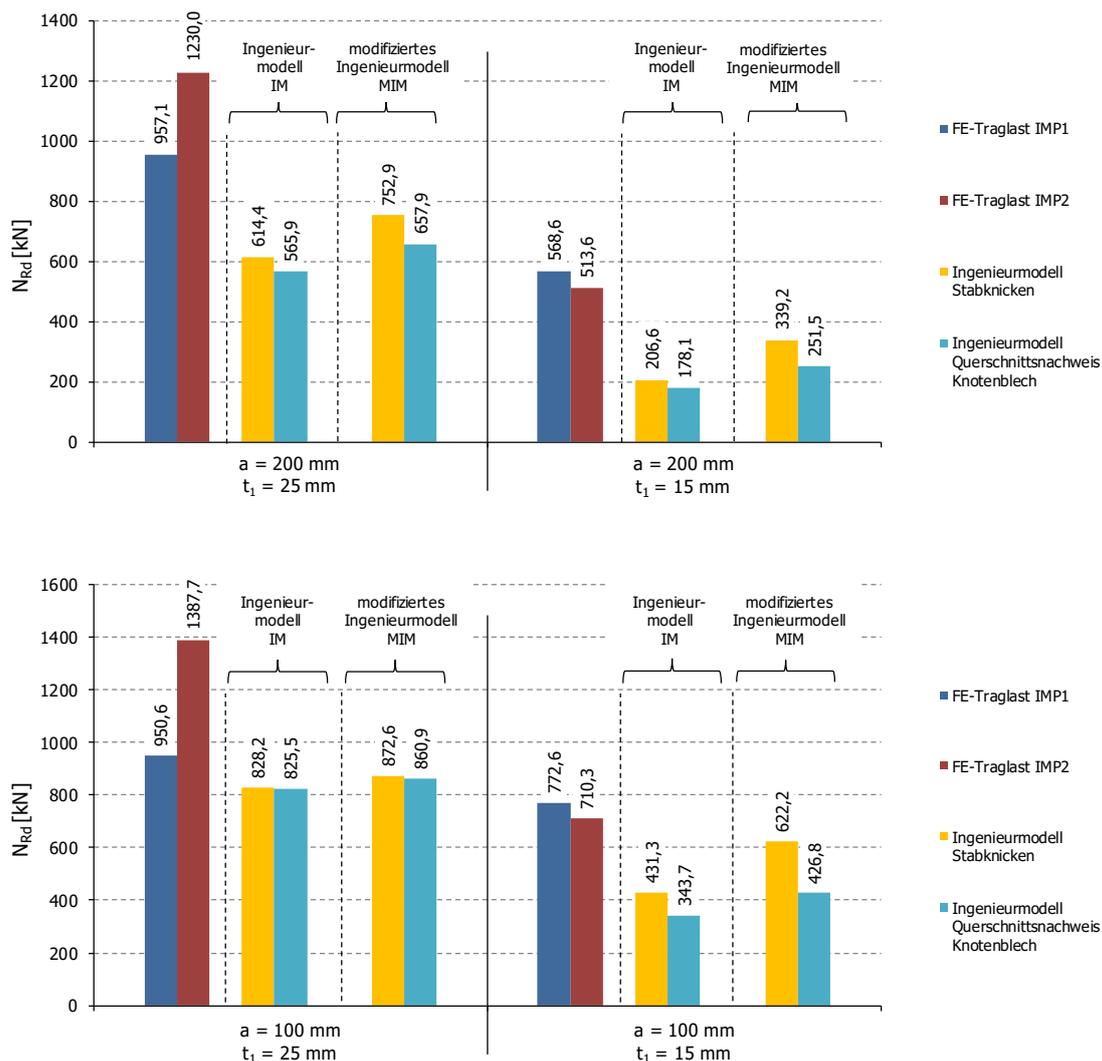


Bild 146: Treffsicherheit der Ingenieurmodelle IM und MIM im Vergleich zu den FE-Ergebnissen für ein Anwendungsbeispiel (Gruppe 3: HEA 200, Material S355, $L_{sys} = 4454$ mm, $L_0 = 4159$ mm), bei Variation der Knotenblechschlankheit

Entsprechend der in [3] und [4] für Hohlprofile entwickelten Vorgehensweise zur Bemessung sind bei beiden Ingenieurmodellen IM bzw. MIM zwei unabhängige Nachweise zu führen (mit Bemessungsschnittkraft N_d in der betrachteten Druckdiagonale) bzw. es kann aus den Nachweisgleichungen Gl. 27 und Gl. 29 die Grenztragfähigkeit N_{Rd} ermittelt werden (maximale Beanspruchung N_d , sodass Nachweisgleichung zu 100% erfüllt wird; für Nachweis 2 nach Gl. 29 ist ein iteratives Vorgehen erforderlich).

Im Diagramm in Bild 146 entsprechen die gelben Säulen „Ingenieurmodell Stabknicken“ dem Nachweis 1 – konventioneller Knicknachweis am Ersatzstab nach Gl. 27 bzw. die türkisen Säulen „Ingenieurmodell Querschnittsnachweis Knotenblech“ dem Nachweis 2 – Querschnittsnachweis im kritischen Knotenblechquerschnitt 1 nach Gl. 29.

In Bild 146 sind die Ergebnisse beider Nachweise ausgewiesen, jeweils getrennt für das Ingenieurmodell IM aus Abschnitt 2.9.2 sowie für das modifizierte Ingenieurmodell MIM aus Abschnitt 2.9.3, mit der vergrößerten Knotenblechbreite zur Erfassung der zutreffenden höheren Biegesteifigkeit des Knotenblechs aus der Ebene. Man erkennt, dass bei großer Knotenblechschlankheit ($a/t_1 = 200/15$, $200/25$ bzw. $100/15$) der Querschnittsnachweis im kritischen Knotenblechquerschnitt (Gl. 29) deutlich gegenüber dem Knicknachweis am Ersatzstab bemessungsbestimmend wird, wohingegen im vorgestellten Beispiel bei geringer Knotenblechschlankheit (insbesondere $a/t_1 = 100/25$) die Knicktragfähigkeit am Ersatzstab nach Gl. 27 und die Querschnittstragfähigkeit im kritischen Knotenblechquerschnitt nahezu gleiche Traglasten liefern. Dieser Umstand spiegelt sich auch ähnlich in den Ergebnissen der numerischen Traglastuntersuchungen wider. Für die geringeren Knotenblechdicken $t_1 = 15$ mm liefern die Traglastergebnisse mit Imperfektionsverläufen affin zur zweiten Knickeigenform die kleineren Tragfähigkeiten (größte Stabauslenkung aus der Ebene im Knotenblechquerschnitt 1). Für die größeren Knotenblechdicken $t_1 = 25$ mm werden die Imperfektionsverläufe affin zur ersten Knickeigenform maßgebend.

Zusammenfassende Beurteilung der Treffsicherheit des entwickelten modifizierten Ingenieurmodells MIM

Das modifizierte Ingenieurmodells MIM nach Abschnitt 2.9.3 liefert für die untersuchte Druckdiagonale bei Variation der Knotenblechschlankheit stets Traglasten auf der sicheren Seite liegend.

Für die dickeren Knotenbleche ($t_1 = 25$ mm) ist die Treffsicherheit gegenüber den numerischen Traglastberechnungen -31% (bei $a = 200$ mm) bzw. -9% (bei $a = 100$ mm). Für die geringeren Knotenblechdicken ($t_1 = 15$ mm) liegt die Treffsicherheit bei -45% (bei $a = 200$ mm) bzw. -40% (bei $a = 100$ mm). Dabei wird immer der Nachweis 2 – Querschnittsnachweis im kritischen Knotenblechquerschnitt 1 – bemessungsbestimmend.

3. Druckstäbe als Hohlprofile mit beidseitigen Knotenblechen (Typ K2)

3.1. Allgemeines

Vor allem im schweren Stahlbau, wie etwa im Brückenbau, sind häufig dickwandigere Kastenquerschnitte in Fachwerkträgern erforderlich, aufgrund der hohen Stabnormalkräfte in diesem Einsatzgebiet. Hierfür werden Hohlprofile oder meist geschweißte rechteckige Kastenquerschnitte ausgeführt. Für diese Querschnittformen hat sich für die Knotenausbildung im Fachwerkbau – wie auch beim Knotentyp K1 – eine Ausführung mit außenliegenden Knotenblechen durchgesetzt. In der vorliegenden Arbeit wird jene Variante beleuchtet, bei welcher nur die beiden, in der Fachwerkebene liegenden Gurte der Diagonalen, in den Knoten geführt werden. Die oben- und untenliegenden „Stege“ der Diagonalen sind ab Beginn der Knotenbleche, welche wiederum mit dem Fachwerkgurt verschweißt sind, ausgespart. Somit ergibt sich bei geschraubtem einschnittigem Anschluss ein überlappender Bereich von außenliegenden Knotenblechen und weitergeführten Gurten der Diagonalen, in welchem die Schrauben angeordnet werden. Zu beachten sind bei dieser Ausführung zweier exzentrisch gestoßener Bleche die zusätzlich entstehenden lokalen Blechbiegemomente zufolge des auftretenden Exzentrizitätsmomentes. Das Bild 147a zeigt ein Beispiel eines Fachwerktragwerks aus stählernen Kastenquerschnitten in Form einer Autobahnbrücke der A3 über den Rhein-Herne-Kanal in Oberhausen [1], in Bild 147b ist ein zugehöriger Fachwerkknoten der Straßenbrücke dargestellt.

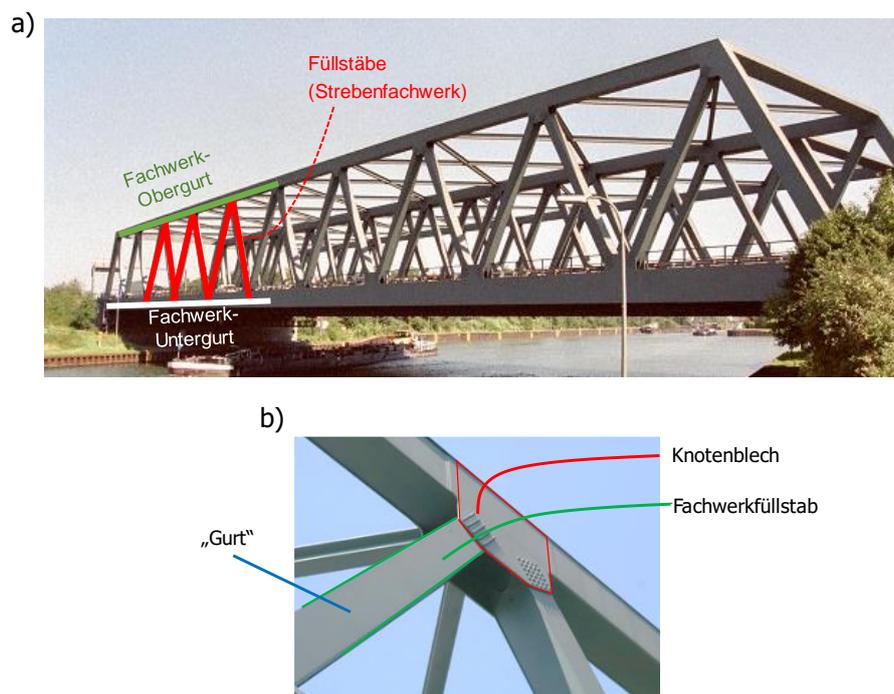


Bild 147: Druckstäbe als geschweißte Kastenprofile mit beidseitigen Knotenblechen (Typ K2): a) Beispiel eines Fachwerktragwerks in Form einer Autobahnbrücke der A3 über den Rhein-Herne-Kanal in Oberhausen [1], b) Knotendetail der Straßenbrücke aus a) [1]

Die Motivation für eine Analyse zum realen Drucktragverhalten solcher Diagonalstäbe ist ein Schadensfall in jüngerer Vergangenheit in Deutschland an einer Fachwerkträgerkonstruktion mit derartig ausgeführten Fachwerkknoten (siehe Abschnitt 1.3.3). Erst seit diesem Schadensfall beginnen Forschungsaktivitäten zum komplexen Drucktragverhalten von Druckdiagonalen als Hohlprofilquerschnitte mit der oben beschriebenen Knotenausbildung.

3.2. Untersuchte typische Ausführungsformen von Fachwerkdiagonalen und anschließenden Fachwerkknoten

In der vorliegenden Arbeit werden Fachwerkdiagonalen aus quadratischen Hohlprofil- bzw. Kastenquerschnitten untersucht. Im Zuge einer beschränkten numerischen Parameterstudie werden realitätsnahe Traglastberechnungen an Druckstäben von Strebenfachwerken (Druck- und Zugdiagonalen im Fachwerkknoten, vgl. Bild 147a) durchgeführt.

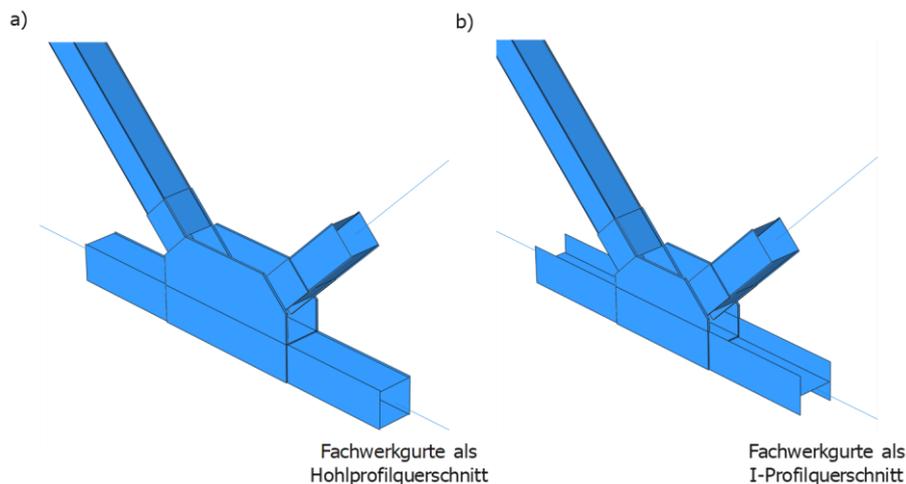


Bild 148: Untersuchte typische Ausführungsformen von Fachwerkdiagonalen und anschließenden Fachwerkknoten: a) Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitte, b) Fachwerkgurte als liegende I-Profilquerschnitte

Da hierbei nicht nur der isolierte Einzelstab betrachtet werden darf, sind auch die im Fachwerkknoten anschließenden Stäbe wesentlich. Während in dieser Arbeit die Zugdiagonale den identen Querschnitt der Druckdiagonale aufweist, wird zusätzlich zwischen zwei verschiedenen Ausführungen der Fachwerkgurte unterschieden. Es erfolgt eine Studie des Tragverhaltens für Fachwerkgurte, die einerseits ebenfalls als Hohlprofilquerschnitt ausgeführt sind und andererseits als liegender I-Profilquerschnitt. Das Bild 148 zeigt die beiden untersuchten Fachwerkfurtvarianten direkt in Form eines Ausschnittes des FE-Modells. In Bild 148a ist der Fachwerkfurt als Hohlprofilquerschnitt ausgeführt, in Bild 148b hingegen als liegender I-Profilquerschnitt.

3.3. Auswahl repräsentativer Fachwerkdigitalen für realitätsnahe numerische Parameterstudien

Für die beschränkte Parameterstudie wird ein baupraktischer Kastenquerschnitt für die Druckdiagonale mit den Abmessungen 300 x 300 x 20 mm festgelegt ($A_0 = 224 \text{ cm}^2$, $I_{y,0} = I_{z,0} = 29419 \text{ cm}^4$, siehe Bild 149a). Als zu untersuchende Stabschlankheiten werden $\bar{\lambda}_{z,L_{\text{sys}}} = 1,0$ bzw. $\bar{\lambda}_{z,L_{\text{sys}}} = 0,5$ – bezogen auf die Systemlänge – aus der Fachwerkebene definiert. Daraus ergeben sich die Systemlängen der Fachwerkdruckdiagonalen $L_{\text{sys}} = 10760 \text{ mm}$ bzw. 5380 mm bei einer angenommenen Materialgüte von S235 (mit $\lambda_1 = 93,9$ für S235 und $i_z = 11,46 \text{ cm}$). Größere Stabschlankheiten werden hier nicht untersucht, da dann das Drucktragverhalten nicht mehr so stark von der Knotenausbildung abhängt und dann weitgehend dem einfachen Knicktragverhalten eines beidseits gelenkigen Stabes entspricht.

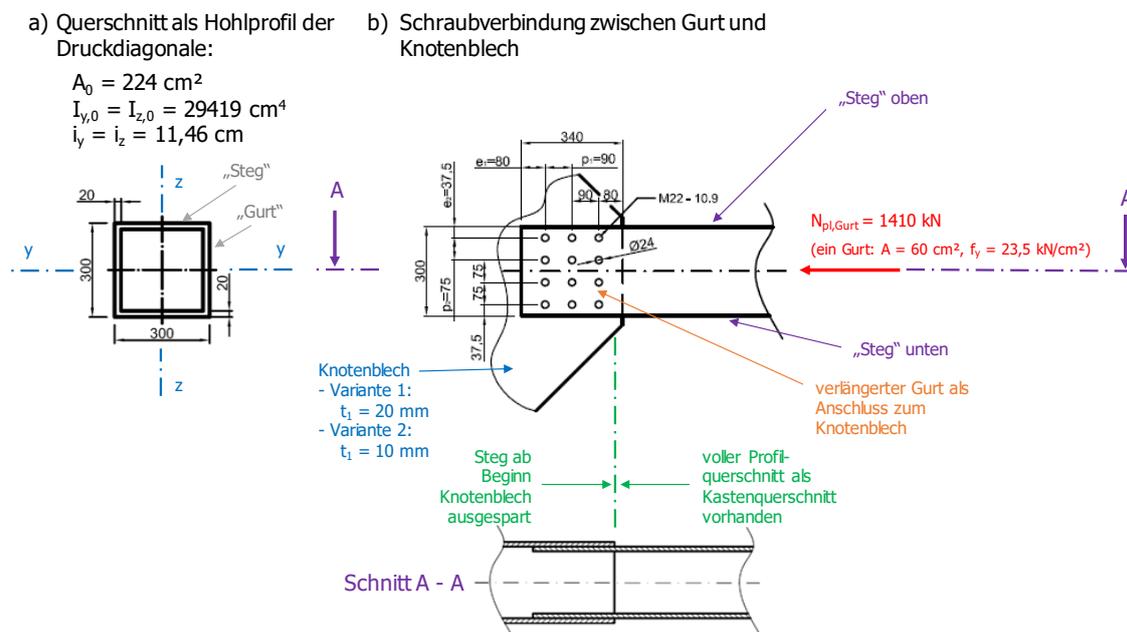


Bild 149: a) Querschnitt als Hohlprofil der Druckdiagonale, b) Schraubverbindung zwischen Gurt und Knotenblech

Der Anschluss der verlängerten Gurte des Diagonalstabes mit dem Knotenblech soll geschraubt ausgeführt sein – mit der angenommenen Schraubendimension M22 und der Schraubengüte 10.9 (Anm.: für die übliche Ausführung mit Schrauben M24 ergeben sich keine wesentlichen Änderungen der Anschlussgeometrie). Es wird von einer gleitfest vorgespannten Verbindung ausgegangen, sodass der Schlupf in der Verbindung vernachlässigt werden kann. Durch die konstruktionsbedingte Ausführung, dass die Stege des Kastenquerschnittes der Diagonale über die Länge der Schraubverbindung ausgespart sind (vgl. Bild 149b), ist die maximale plastische Tragfähigkeit der Diagonale durch die Querschnittstragfähigkeit der beiden verlängerten Gurte limitiert. Die Querschnittstragfähigkeit der beiden an die außenliegenden Knotenbleche angeschlossenen Gurte beträgt $N_{pl,ges} = 2 \cdot N_{pl,Gurt} = 2820 \text{ kN}$ (mit $A = 2 \cdot 30 \text{ cm} \cdot 2 \text{ cm} = 120 \text{ cm}^2$ und $f_y = 23,5 \text{ kN/cm}^2$ bei einer Materialgüte S235, $\gamma_{m0} = 1,0$) bzw. für einen Gurt $N_{pl,Gurt} = 1410 \text{ kN}$ (mit $A = 30 \text{ cm} \cdot 2 \text{ cm} = 60 \text{ cm}^2$ und $f_y = 23,5 \text{ kN/cm}^2$ bei einer Materialgüte S235, $\gamma_{m0} = 1,0$). Demzufolge muss eine einschnittige Schraubverbindung derart ausgelegt sein, dass die Normalkraft $N_{pl,Gurt} = 1410 \text{ kN}$ eines verlängerten Gurtes in das Knotenblech übertragen werden kann. Bei einer Grenzabscherkraft von $F_{V,Rd} = 121,2 \text{ kN}$ (mit Spannungsquerschnitt $A_S = 303 \text{ mm}^2$, $\alpha_V = 0,5$, $f_{ub} = 1000 \text{ N/mm}^2$ und $\gamma_{m2} = 1,25$) für eine Schraube M22 – 10.9 sind demzufolge zwölf Schrauben erforderlich ($F_{V,Ed} = 1410 \text{ kN} / 12 \text{ Schrauben} = 117,5 \text{ kN} < F_{V,Rd} = 121,2 \text{ kN}$).

Im Sinne einer Grenzwertbetrachtung werden zwei Knotenblechdicken untersucht: a) Variante 1, mit einer Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm (ident zur Gurtblechdicke) und, b) Variante 2, mit $t_1 = 10$ mm (baupraktisch unüblich, dient als Grenzwertbetrachtung). Die Randabstände der äußeren Schrauben (Lochdurchmesser $d_0 = 24$ mm für Schraubendimension M22) werden mit $e_1 = 80$ mm in Krafrichtung bzw. $e_2 = 37,5$ mm quer zur Krafrichtung gewählt (siehe Bild 149b). Die Lochabstände der Schrauben untereinander werden mit $p_1 = 90$ mm in Krafrichtung bzw. $p_2 = 75$ mm quer zur Krafrichtung gewählt. Somit ergibt sich eine freie Länge von 340 mm für den verlängerten Gurt bei einer Schraubenanordnung in drei Reihen, mit vier Schrauben nebeneinander. Infolge der gewählten Abstände ergibt sich eine Grenzlochleibungskraft je Schraube von $F_{b,Rd} = 316,8$ kN ($> F_{b,Ed} = 121,2$ kN) für $t_1 = 20$ mm bzw. $F_{b,Rd} = 158,4$ kN ($> F_{b,Ed} = 121,2$ kN) für $t_1 = 10$ mm (mit Schraubendurchmesser $d = 22$ mm, den Beiwerten $\alpha_b = 1,0$ und $k_1 = 2,5$, der Zugfestigkeit $f_u = 360$ N/mm² für die Materialgüte S235 und $\gamma_{m2} = 1,25$).

a) Fachwerkträgergurte als Hohlprofilquerschnitte

Als erste mögliche Ausführungsform der zugehörigen Fachwerkgurte soll ebenfalls ein Kastenquerschnitt untersucht werden (340 x 340 x 20 mm). Die beiden außenliegenden Knotenbleche liegen in der Ebene der Seitenbleche der Fachwerkgurte. Es ergibt sich die Geometrie des Fachwerkknotens nach Bild 150. Die verlängerten Gurte der Fachwerkdruckdiagonale werden bis 50 mm zum innenliegenden Flansch der Fachwerkträgergurte geführt.

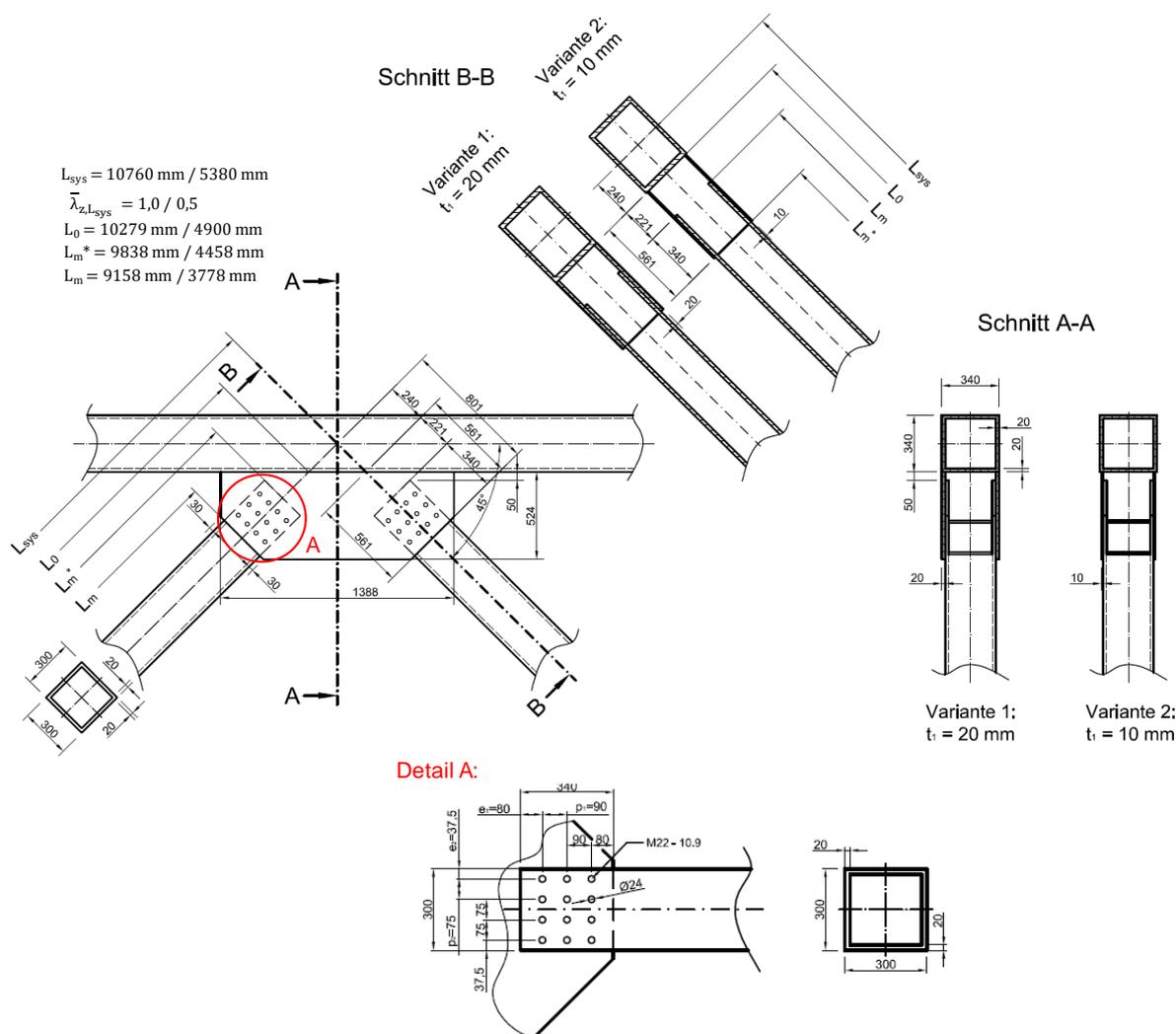


Bild 150: Knotendetails der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale als Hohlprofil mit beidseitigen Knotenblechen – Fachwerkträgergurte als Hohlprofilquerschnitte

Als Variante 1 wird die Knotenblechdicke $t_1 = 20 \text{ mm}$, ident zur Dicke der Seitenbleche der Fachwerkgurte, gewählt. Bei einer Breite des Fachwerkgurtes von 340 mm schließen die Knotenbleche demzufolge mit dem Gurt außen bündig ab (Breite des Kastenquerschnittes der Druckdiagonale: 300 mm). Bei Variante 2 – dies stellt eine Grenzwertbetrachtung mit sehr schlanken Knotenblechen dar (baupraktisch unüblich) – werden die Knotenblechdicken $t_1 = 10 \text{ mm}$ ausgeführt (siehe Schnitt B-B in Bild 150). Zwischen den Außenflächen der Knotenbleche und den Außenflächen der Fachwerkfurtstege verbleiben somit beidseits 10 mm.

b) Fachwerkträgergurte als I-Profilquerschnitte

Als zweite denkbare Ausführungsform der zugehörigen Fachwerkgurte werden liegende I-Profile mit der starken Achse aus der Fachwerkebene untersucht ($h = 340 \text{ mm}$, $b = 340 \text{ mm}$, $t_{\text{Flansch}} = 20 \text{ mm}$, $t_{\text{Steg}} = 20 \text{ mm}$). Die beiden außenliegenden Knotenbleche sind wiederum auf die Flansche der Fachwerkgurte geschweißt. Es ergibt sich die Geometrie des Fachwerkknotens nach Bild 151. Die verlängerten Gurte der Fachwerkdruckdiagonale werden bis 50 mm zum Steg der Fachwerkträgergurte geführt. Im Vergleich zur Ausführung der Fachwerkträgergurte als Hohlprofilquerschnitte ist in Bild 151 erkennbar, dass der Diagonalstab näher an den Schnittpunkt der Systemachsen herangeführt werden kann und demzufolge länger ist. Bei gleicher Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760 \text{ mm}$ (5380 mm) ist die Stablänge $L_m = 10292 \text{ mm}$ (4912 mm) bei Ausführung der Fachwerkträgergurte als I-Profilquerschnitte (Anm.: innerhalb der Stablänge L_m liegt der vollständige Kastenquerschnitt vor). Bei Ausführung der Fachwerkträgergurte als Hohlprofilquerschnitte (siehe Bild 150) ergibt sich eine kürzere Stablänge $L_m = 9838 \text{ mm}$ (4458 mm). Aufgrund dieser näher an die Systemachsen herangeführten Diagonalstäbe sind auch die Abmessungen der Knotenbleche kleiner.

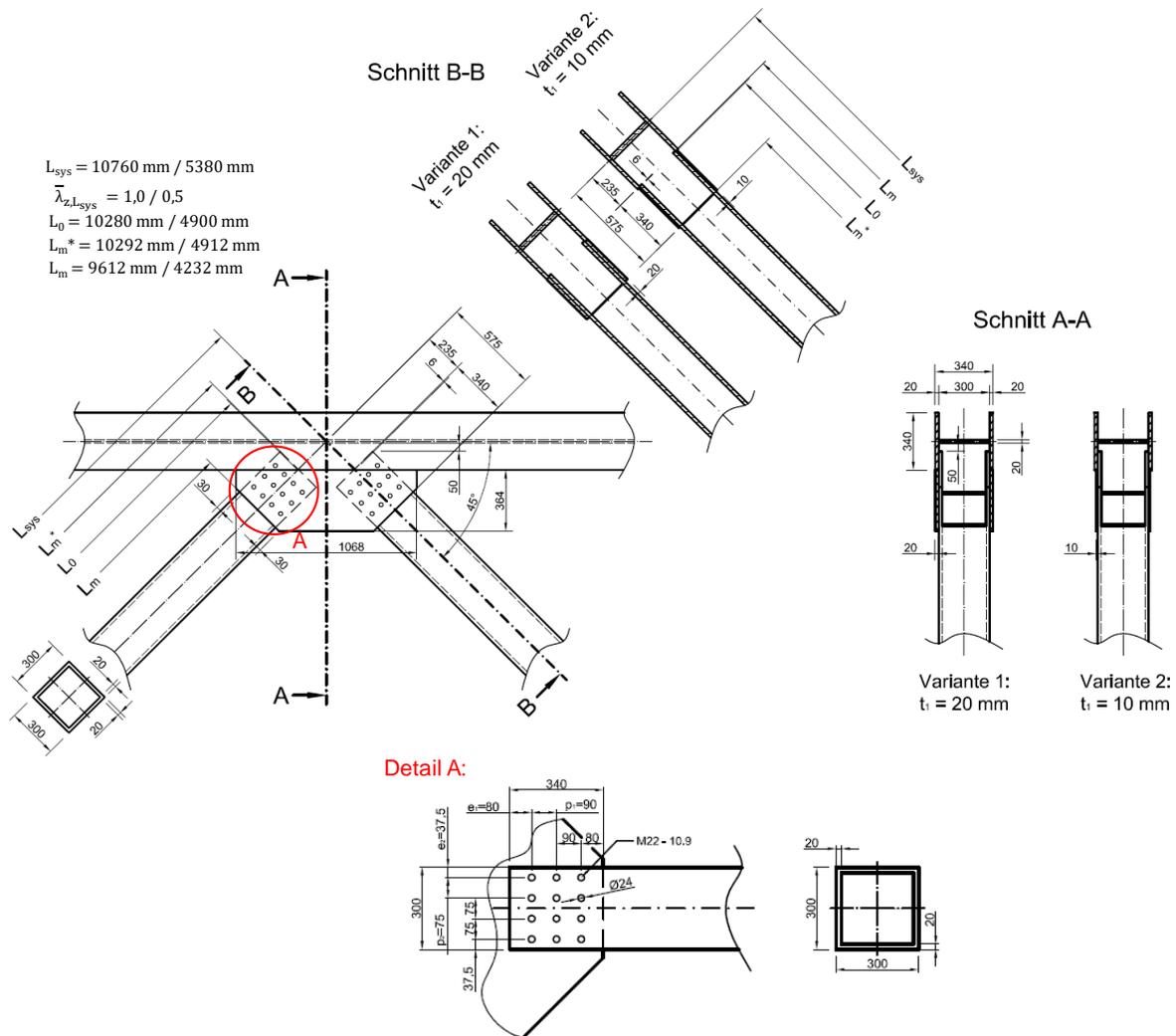


Bild 151: Knotendetails der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale als Hohlprofil mit beidseitigen Knotenblechen – Fachwerkträgergurte als I-Profilquerschnitte

Als Variante 1 wird die Knotenblechdicke wieder mit $t_1 = 20 \text{ mm}$ gewählt. Bei einer Höhe von 340 mm des als Fachwerktrug dienenden I-Profiles mit ebenfalls 20 mm Flanschdicke schließen die Knotenbleche demzufolge mit dem Flansch des I-Profiles bündig ab. Bei Variante 2 werden die Knotenblechdicken $t_1 = 10 \text{ mm}$ ausgeführt (siehe Schnitt B-B in Bild 151). Dies stellt wieder den baupraktischen unüblichen Grenzfall dar. Hierbei sind die Innenseiten der Knotenbleche und die Innenseiten der Flansche der Fachwerktrugte bündig – außen verbleiben 10 mm Versatz.

3.4. Numerische realitätsnahe Traglastuntersuchungen – Modelle und Ergebnisse

3.4.1. Grundlegendes FE-Modell für die Systemberechnungen

Zur Modellierung und Berechnung der zu untersuchenden Fachwerkdigitalen als Hohlprofile mit beidseits ungestützten Knotenblechanschlüssen wird das FE-Programm Abaqus, Version 6.14, eingesetzt. Für eine realitätsnahe Wiedergabe des Knicktragverhaltens der Fachwerkdigitalen aus der Fachwerkebene sind – wie bei Knotentyp K1 – folgende Aspekte bei der Modellbildung mittels Finiter Elemente (FE-Modell) wesentlich:

- exakte geometrische Abbildung der an den betrachteten Fachwerkstab anschließenden Fachwerkknoten
- realitätsnahe Kraftweiterleitung vom Fachwerksknoten, d.h. notwendige Abbildung des anschließenden Gurtstabes und der Zugdiagonale
- zutreffende Stützwirkung der Knotenbleche aus deren Ebene durch Zugdiagonale und Gurtstab

Zusätzlich sollen folgende Gesichtspunkte im FE-Modell miterfasst werden:

- fehlende Abstützung der Lagerungspunkte der Fachwerkdruckdiagonale aus der Fachwerkebene. Demzufolge können sich die Knoten des Druckstabes (vgl. Knoten 5 in Bild 152) frei aus der Fachwerkebene verformen – eine Abstützung aus der Ebene erfolgt erst in den benachbarten Knoten 2 und 3 (siehe Bild 152)

Um all den oben genannten Aspekten bzw. zu untersuchenden Bedingungen gerecht zu werden, erfolgen die realitätsnahen Traglastberechnungen der Druckdiagonalen mit dem in Bild 152 gezeigten Modell. Dieses Modell wurde in gleicher Form bereits für die in Kapitel 2 untersuchten Fachwerkdruckdiagonalen aus I-Profilen mit beidseits eingeschlitzten Knotenblechen (Typ K1) verwendet.

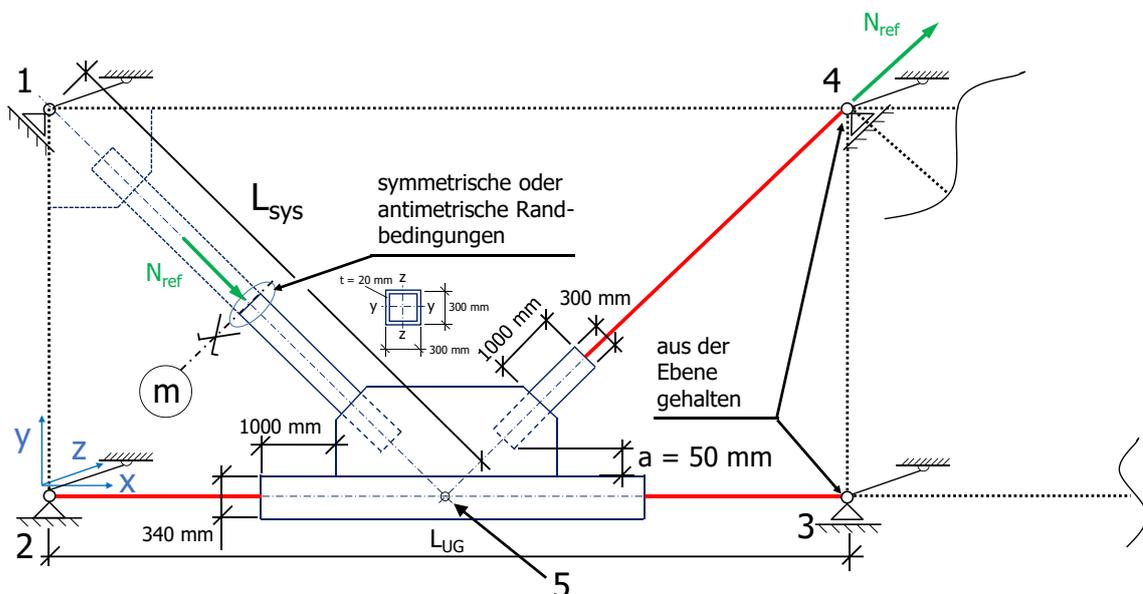


Bild 152: Grundlegendes FE-Modell für die Diagonaldruckstäbe

Durch das Ausnutzen von symmetrischen bzw. antimetrischen Lagerungsbedingungen in Stabmitte (Querschnitt m) der Druckdiagonale, muss nur die halbe Diagonale mit einem anschließenden Fachwerkknoten im Modell abgebildet werden.

Das gesamte Profil der Druckdiagonale bzw. Teile des Untergurts und der Zugdiagonale im unmittelbaren Fachwerkknotenbereich werden aus zusammengesetzten Schalenelementen modelliert. Als Elementtyp werden wieder sogenannte „S8R“-Elemente verwendet (vgl. Abschnitt 2.6.2). Hierbei handelt es sich um Elemente mit quadratischem FE-Lösungsansatz. Jedes Element besitzt acht Knoten und fünf Integrationspunkte über die Schalendicke. Das „R“ im Elementnamen deutet auf die reduzierte Integration der Steifigkeitsmatrix hin. Jeder Knoten des Elements besitzt sechs Freiheitsgrade (drei der Rotation und drei der Translation), wodurch Normal- und Schubkräfte, als auch Momente sehr gut abgebildet werden können. Die Netzgenerierung erfolge mit rechteckigen Elementen mit einer Kantenlänge von 20 mm im Untergurt bzw. in den Diagonalen. Bild 153a und b, jeweils Teilbild links, zeigt das FE-Netz im Bereich des Fachwerkknotens, und Bild 153a und b, jeweils Teilbild rechts, zeigt die gewählten lokalen Koordinatensysteme in den einzelnen Elementen. Für die Knotenbleche und die Gurte der Druckdiagonale im unmittelbaren Anschlussbereich – im knotenblechüberlappenden Bereich des Schraubenanschlusses (freie Länge 340 mm) plus 300 mm über das Knotenblech hinausragend – werden Volumenelemente C3D20R gewählt. Die quaderförmigen Elemente weisen eine Kantenlänge von maximal 10 mm auf, mit einer Dicke von 4 mm, bei einer Blechdicke von 20 mm (Elementdicke von 2 mm bei einer Blechdicke von 10 mm bei Variante 2). Somit ergeben sich fünf Elemente über die jeweilige Blechdicke. Auch bei den C3D20R-Elementen besitzt jeder Knoten sechs Freiheitsgrade (drei der Rotation und drei der Translation) mit einer reduzierten Integration der Steifigkeitsmatrix (2x2x2 Integrationspunkte). Vorteil dieser Elemente sind das nicht mögliche "shear locking" bzw. "membran locking". Als Lösungsansatz wird ein quadratischer Ansatz pro Elementkante verwendet.

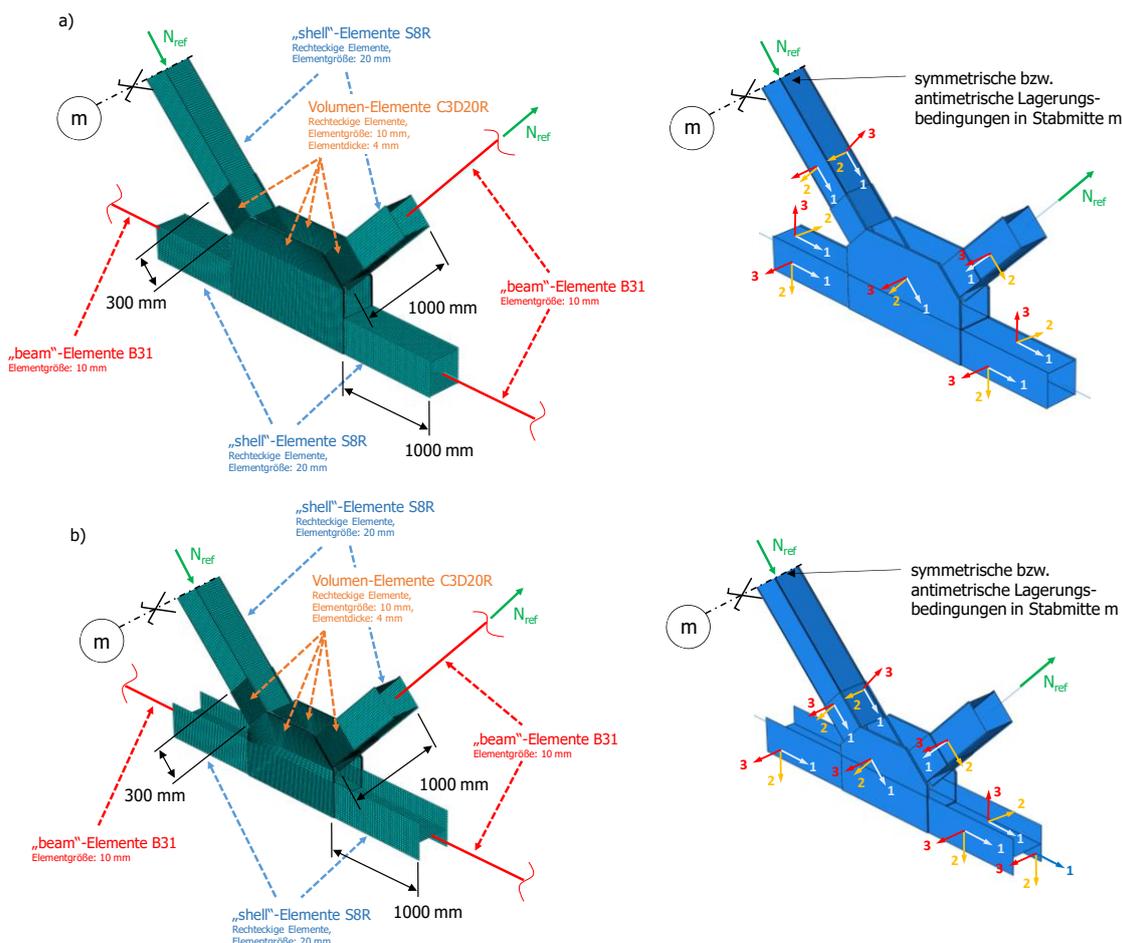


Bild 153: Grundlegendes FE-Modell für die Diagonaldruckstäbe als Hohlprofile mit beidseits Knotenblechen: a) Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt; links: FE-Netz im Knotenbereich; rechts: lokales Koordinatensystem der einzelnen Bauteile, b) Fachwerkgurte als I-Profilquerschnitt; links: FE-Netz im Knotenbereich; rechts: lokales Koordinatensystem der einzelnen Bauteile

Um die Anzahl an Freiheitsgraden und damit die Rechenzeiten gering zu halten, erfolgte eine Modellierung von Zugdiagonale bzw. Untergurt mit Stabelementen. Hierbei werden über den Knotenbereich hinausragende Profile – von Zugdiagonale bzw. Untergurt – als Stabelemente modelliert (Elementtyp B31) mit einer Elementlänge von 10 mm.

Die Belastung N_{ref} wird sowohl am Druckstab (in Feldmitte) als auch am Zugstab (am benachbarten Fachwerkknoten 4) gleichzeitig aufgebracht (vgl. Bild 153). Der modellierte Fachwerkknoten ist aus der Ebene nicht gestützt, dies erfolgt nur durch die anschließenden Gurt- und Zugdiagonalstäbe, die ihrerseits erst im nächsten Fachwerkknoten aus der Fachwerkebene abgestützt sind.

Hervorzuheben ist, dass das grundlegende FE-Modell in Bild 152 jeweils zwei unterschiedliche Einzelmodelle beinhaltet, um die erste und zweite Knickeigenform der Druckdiagonale richtig wiederzugeben, wie Bild 154 zeigt.

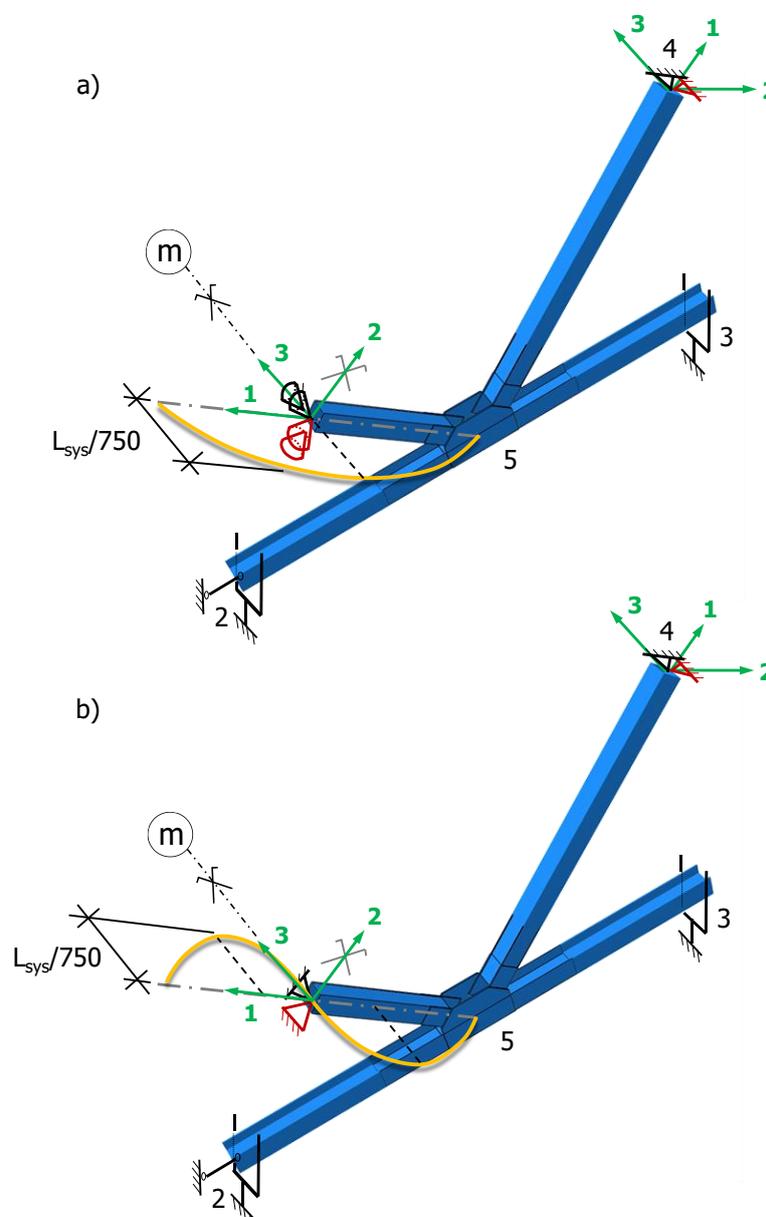


Bild 154: Unterschiedliche Randbedingungen am grundlegenden FE-Modell: a) Symmetriebedingungen in Druckstabmitte (Querschnitt m), b) Antimetriebedingungen in Druckstabmitte (Querschnitt m)

Die Lagerungsbedingungen des Fachwerkausschnitts setzen sich aus einer Gabellagerung des Untergurtstabes, einer Sperrung der Verschiebung des oberen Endes der Zugstrebe in die lokale 2- und 3-Richtung (siehe Punkt 4 in Bild 154) und einer die erste bzw. zweite Knickeigenform erzwingenden Lagerung im Druckstrebenmitte (Querschnitt m) zusammen.

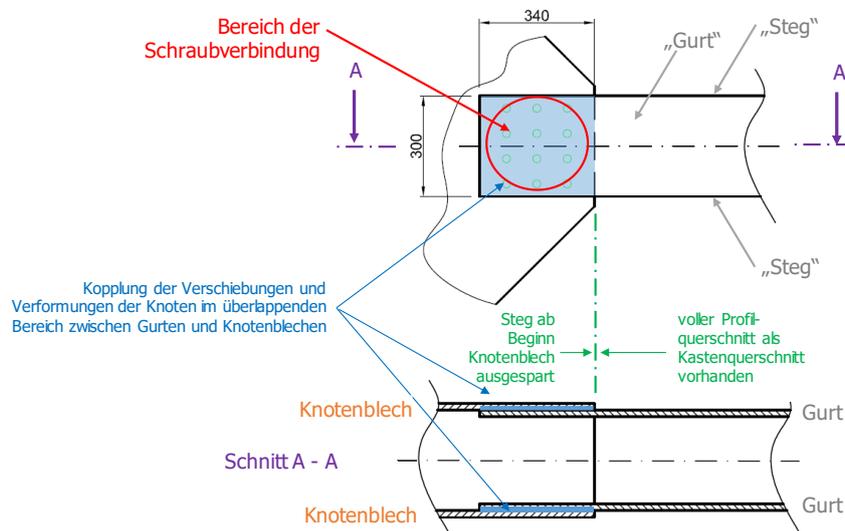


Bild 155: Ersatzmodell der Schraubverbindung zwischen Gurten der Druckdiagonale und Knotenblechen

Die Schraubverbindung zwischen den beiden verlängerten Gurten der Druckdiagonale und den beidseitigen Knotenblechen wird im FE-Modell nicht detailliert abgebildet. Im überlappenden Bereich (340 x 300 mm) werden an allen Knoten die Verschiebungen und Verdrehungen gekoppelt, wie das Bild 155 zeigt. Dies bedeutet, dass von einer schlupffreien gleitfest vorgespannten Schraubverbindung ausgegangen wird.

- Erste Knickeigenform der Fachwerkdruckdiagonale

Um die erste Eigenform (eine Halbwellen) zu erzwingen, wird im Halbpunkt der Druckdiagonale (Querschnitt m) die Rotation um die lokale 2- und 3-Richtung gesperrt, wie Bild 154a zeigt. Die Rotation um die 1-Achse sowie alle Verschiebungen bleiben frei.

- Zweite Knickeigenform der Fachwerkdruckdiagonale

Um die zweite Eigenform (zwei Halbwellen der Druckdiagonale) zu erzwingen, wird im Halbpunkt der Druckdiagonale (Querschnitt m) die Verschiebung in die lokale 2- und 3-Richtung gesperrt (siehe Bild 154b). Die Verschiebung in Längsrichtung, sowie sämtliche Rotationen bleiben in diesem Punkt frei.

3.4.1.1. Materialeigenschaften im FE-Modell

Es wird eine einheitliche Stahlgüte S235 für alle Bauteile (Knotenblech, Druckdiagonale und Zugdiagonale, Untergurt) angenommen. Es wird von homogenen und isotropen Materialeigenschaften mit $E = 210\,000\text{ N/mm}^2$; Querdehnung $\nu = 0,3$ und einer Fließ- bzw. Streckgrenze von $f_y = 235\text{ N/mm}^2$ ausgegangen. Als Materialverhalten wird ein linear elastisches – ideal plastisches Material, ohne jegliche Wiederverfestigung, zugrunde gelegt (siehe Bild 156a).

- Materialeigenschaften
- Elastizitätsmodul $E = 210\,000\text{ N/mm}^2$
 - Poissonzahl $\nu = 0,3$
 - S235 - Fließgrenze $f_y = 235\text{ N/mm}^2$
 - der Werkstoff ist homogen und isotrop
 - der Werkstoff verhält sich linear elastisch – ideal plastisch

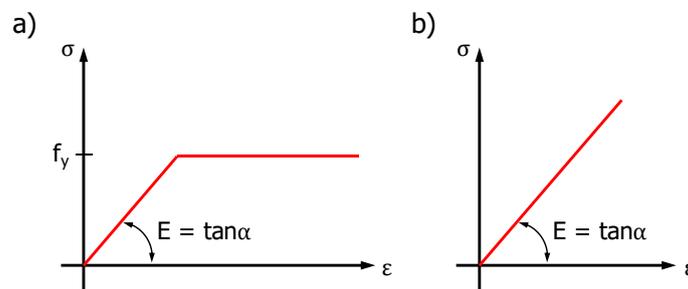


Bild 156: modellierte Materialarbeitslinien für Stahl: a) linear elastisch – ideal plastisch, b) rein elastisch

Da der Untergurtstab als I-Profil durch die Belastung nach Bild 152 eine zu geringe Querschnittstragfähigkeit aufweist, um die plastische Drucktragfähigkeit der Druckdiagonale am Ersatzmodell zu erreichen, wird für den Untergurt als I-Profil ein rein linear elastisches Materialverhalten nach Bild 156b unterstellt.

3.4.1.2. Erfasste Imperfektionen bei der Traglastberechnung

Bei schlanken, druckbeanspruchten Bauteilen tritt Versagen bei einem Lastniveau auf, welches unter Umständen wesentlich niedriger liegen kann, als die aufgrund der Fließgrenze ermittelte Querschnittstragfähigkeit. Durch Ausweichen bedingte Versagensformen können entweder den Gesamtstab oder nur Querschnittsteile betreffen. Für die in der vorliegenden Arbeit untersuchten Fachwerkstäbe unter reiner Drucknormalkraftbeanspruchung kann Stabknicken maßgebend werden. Lokale Stabilitätseffekte (z.B. lokales Beulen) ist nur im Bereich der freien Knotenbleche zu erwarten und wird im Stabbereich durch die dickwandig ausgeführten Querschnittswandungen unterbunden.

Für die praktische Bemessung ist bei Stabilitätsproblemen die Erfassung des realen Bauteilverhaltens wesentlich. Hierfür sind die Abweichungen von der idealen Form und Lastexzentrizitäten (geometrische Imperfektionen) sowie Eigenspannungen und Fließgrenzenstreuungen (strukturelle Imperfektionen) von grundlegender Bedeutung. Demzufolge sind für realitätsnahe Traglastberechnungen Imperfektionen mitzuerfassen.

a) Geometrische Imperfektionen

Es werden geometrische Imperfektionen bzw. geometrische Ersatzimperfektionen mit affinen Verläufen zur durchgeführten, vorgeschalteten Eigenwertanalyse gewählt (lineare Beulanalyse – LBA). Hierbei werden den eigenständigen Traglastberechnungen die Imperfektionsfiguren der ersten bzw. der zweiten Knickeigenform (siehe Bild 154) zugrunde gelegt und deren Maximalwert mit $e_0 = L_{sys}/750$ skaliert. Entsprechend EN 1090-2 [11] wird sowohl für die erste, als auch für die zweite Eigenform dieser Wert festgelegt. L_{sys} entspricht der Systemlänge (siehe Bild 152). In Tabelle 28 sind die beiden untersuchten Systemlängen L_{sys} sowie die zugehörigen Amplituden der geometrischen Imperfektion $e_0 = L_{sys}/750$ für die erste und zweite Knickeigenform der Druckdiagonale angegeben.

Tabelle 28: Amplituden der geometrischen Imperfektion $e_0 = L_{sys}/750$ für die erste und zweite Knickeigenform der Druckdiagonale

L_{sys} [mm]	$L_{sys}/750$ [mm]
10760	14,3
5380	7,2

b) Strukturelle Imperfektionen

Als wesentliche strukturelle Imperfektion sind Eigenspannungen zu nennen. Eigenspannungen treten in Bauteilen ohne Wirkung von äußeren Lasten und Reaktionen auf (z.B. aus Walzvorgängen oder aus Schweißung). Bei druckbeanspruchten Bauteilen können sie zu früherem Plastizieren führen – Eigenspannungen treten im Querschnitt in Abhängigkeit des h/t -Verhältnisses auf. Bei den vorliegenden geschweißten Hohlprofilquerschnitten können Eigenspannungen bis zur Höhe der Fließgrenze auftreten [31]. Durch die Eigenspannungen können Querschnittsteile bereits bei geringen Laststufen an Steifigkeit verlieren und die Tragfähigkeit des Bauteils wird vermindert. Neben den Eigenspannungen zählen auch Fließgrenzenstreuungen über den Querschnitt der Profile zu den strukturellen Imperfektionen.

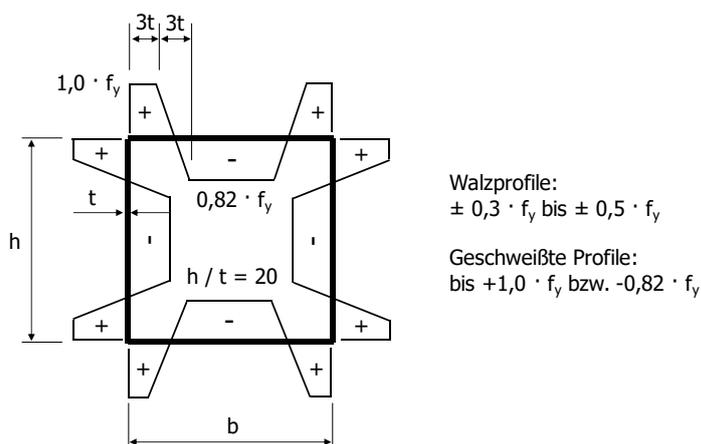


Bild 157: Eigenspannungsverlauf am geschweißten Hohlprofilquerschnitt mit dicken Schweißnähten [31]

Die Auswirkungen von strukturellen Imperfektionen auf die maximale Traglast der betrachteten Fachwerkdruckdiagonalen werden in den numerischen Traglastanalysen nicht mituntersucht. Grund hierfür sind auch die Ergebnisse der Großversuche an I-Profilen mit beidseits eingeschlitzten Knotenblechen aus Kapitel 2. Im Vergleich zu den durchgeführten realitätsnahen numerischen Traglastberechnungen mit bzw. ohne Eigenspannungen zeigte sich dabei ein vernachlässigbarer Einfluss der Eigenspannungen auf die Tragfähigkeit der Druckdiagonalen (vgl. Abschnitt 2.8).

3.4.2. Grundlegendes FE-Modell für zugehörige isolierte Stabberechnungen

3.4.2.1. Allgemeines

Zusätzlich zu den realitätsnahen numerischen Traglastberechnungen der Fachwerkdruckdiagonalen am FE-Modell nach Bild 152 werden auch vergleichende Berechnungen an den herausgelösten Druckstäben mit beidseitiger Lagerung durchgeführt. Hierbei erfolgt keine Abbildung der realen Knotenblechgeometrie, sondern die Knotenbleche werden vereinfacht mit konstanter Höhe modelliert (diese Höhe entspricht der Höhe des Druckdiagonalen-Hohlprofilquerschnittes, siehe Bild 158). Dieses herausgelöste Einzelstabmodell stellt bereits ein erstes vereinfachtes Ingenieurmodell dar, um die Drucktragfähigkeit der Diagonale zu ermitteln. Auf die notwendigen zutreffenden Lagerungsbedingungen wird in Abschnitt 3.4.2.2 näher eingegangen. Für die Traglastberechnungen der isolierten Einzelstäbe wird zwischen zwei verschiedenen Modellierungsvarianten im Anschlussbereich unterschieden. Einerseits wird – wie Bild 158a zeigt – der Versatz zwischen den weitergeführten Gurten des Hohlprofilstabes und den Knotenblechen für die Traglastberechnungen mitmodelliert (Variante I), andererseits wird als zweite Variante ein durchgehender verlängerter Gurt, ohne Exzentrizität im Anschlussbereich, untersucht (Variante II, siehe Bild 158b). Variante II entspricht somit auch einer alternativen geschweißten Anschlusslösung, in der die Gurtbleche gleichzeitig die Knotenbleche darstellen. Hierbei soll im Zuge der durchgeführten beschränkten Parameterstudie der ausgewählten Stäbe festgestellt werden, wie das durch die Blechexzentrizität entstehende Blechbiegemoment bei Variante I die Tragfähigkeit beeinflusst. Bei der Variante II mit durchgehenden Gurten existiert dieses besagte Exzentrizitätsmoment nicht – dafür liegt jedoch auch keine vergrößerte Blechbiegesteifigkeit, infolge der überlappenden Bleche im Anschlussbereich, vor. Ziel dieser Vergleichsberechnungen ist, für die Praxis ein einfaches Modell eines isolierten Einzelstabes bereitzustellen, um konservative Drucktragfähigkeiten zu erhalten.

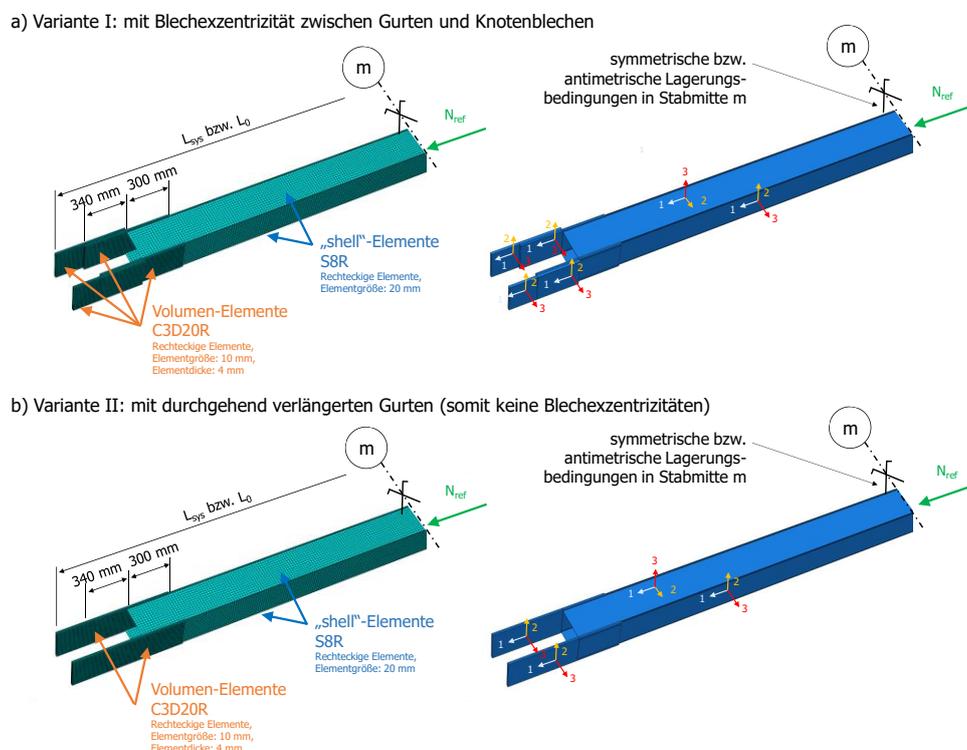


Bild 158: Grundlegendes FE-Modell für die isolierten Stabberechnungen der Diagonaldruckstäbe als Hohlprofile mit beidseitigen Knotenblechen und beidseitiger Lagerung: a) mit geometrischem Versatz zwischen verlängerten Gurten und Knotenblechen; links: FE-Netz; rechts: lokales Koordinatensystem der einzelnen Bauteile, b) mit durchgehendem Gurt (ohne geometrischem Versatz zwischen verlängertem Gurt und Knotenblech); links: FE-Netz; rechts: lokales Koordinatensystem der einzelnen Bauteile

In Stabmitte (Querschnitt m in Bild 158) werden wiederum Symmetrierandbedingungen (Sperrung der Verdrehung um die Achse 2 und 3) oder Antimetriebedingungen (Sperrung der Verschiebung in die Richtung 2 und 3) zur Erzwingung der ersten bzw. zweiten Knickeigenform genutzt, wodurch nur die Modellierung einer Stabhälfte erforderlich ist.

3.4.2.2. Zutreffende Rand- und Lagerungsbedingungen am FE-Modell für die isolierten Stabberechnungen

Infolge der Analysen des Verformungsverhaltens im Traglastzustand der durchgeführten numerischen realitätsnahen FE-Systemberechnungen wurden die zutreffenden Randbedingungen der Einzelstäbe abgeleitet. In Bild 159 sind mittig die verformten Figuren im vertikalen Schnitt A-A (im Schnitt der Systemachsen, Lage siehe Bild 159 links) exemplarisch für zwei Systeme im Traglastzustand dargestellt – in Bild 159a mit Untergurt als Hohlprofilquerschnitt und in Bild 159b mit Untergurt als I-Profilquerschnitt (jeweils mit $e_0 = L_{sys} = 10760$ mm; 50fache Überhöhung der Verformung). Aufgrund der sehr geringen Verdrehungen der jeweiligen Untergurtstäbe mit Kastenquerschnitt werden als zutreffende Randbedingungen der isolierten Einzelstäbe horizontalunverschiebliche Auflager an beiden Knotenblechenden festgelegt, sodass die Gesamtstablänge $L = L_0$ beträgt. Hierbei wird nachfolgend noch zusätzlich zwischen eingespannten und gelenkigen Knotenblechrändern unterschieden (vgl. rechte Teilbilder in Bild 159), wobei sich erstere Lösung als zutreffender zeigt.

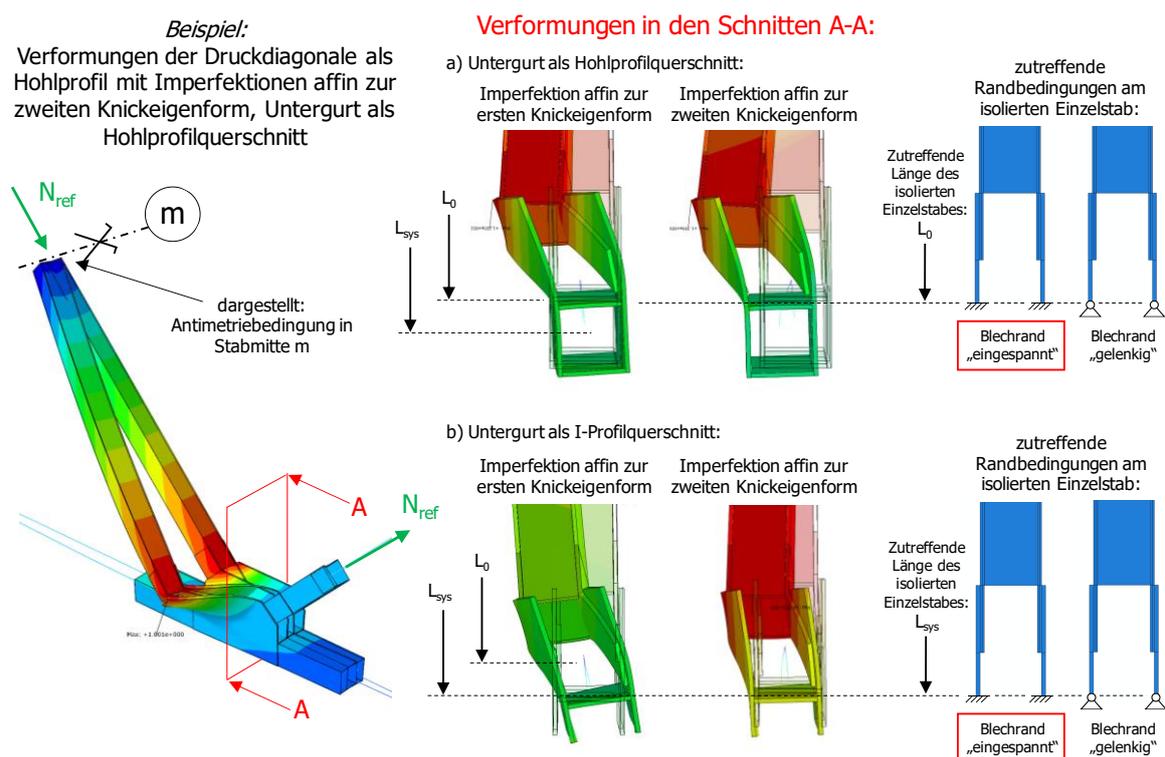


Bild 159: Aus den realitätsnahen Traglastberechnungen infolge der Verformungen abgeleitete zutreffende Randbedingungen der Knotenblechränder und entsprechende Stablängen der isolierten Einzelstäbe: a) Fachwerkurt als Hohlprofilquerschnitt und b) Fachwerkurt als I-Profilquerschnitt

Weiters ist im rechten Teilbild in Bild 159a zu erkennen, dass die zutreffende Stablänge des isolierten Einzelstabes beim System mit Hohlprofilquerschnitt als Fachwerkurtstab die Länge L_0 ist (siehe auch Bild 150 oben).

Die Enden des Einzelstabes sind durch die Oberkanten der Fachwerkgurte definiert. Bei als liegende I-Profile ausgebildeten Fachwerkgurten können – bedingt durch die offene Querschnittsform – die weitergeführten Gurte der Diagonalen weiter in den Fachwerkknoten hineingeführt werden (siehe Bild 159b bzw. Bild 151). In der Stegebene des Gurtprofils ist der Diagonalenstab in Querrichtung als unverschieblich gelagert anzusehen.

Die Analyse der verformten Figuren im Schnitt A-A (vgl. mittlere Teilbilder in Bild 159) zeigt, dass im Fall mit einer Fachwerkgurtausbildung als liegender I-Profilquerschnitt die horizontale Lagerung zwingend die freie Knotenblechlänge bis zum Ende der Systemlänge L_{sys} geführt werden muss (bis zur Stegebene des I-Profiles des Fachwerkgurtes). Wird der Einzelstab nur bis zur Länge L_0 betrachtet (Länge bis zur Oberkante der Flansche der Fachwerkgurte – vgl. Bild 151), würden die Gurte des liegenden I-Profiles nicht mit in die Betrachtung der freien Knotenblechlänge miteinbezogen werden. Diese sind jedoch als eine Weiterführung der aufgesetzten Knotenbleche zu sehen – mit ihrer geringen Biegesteifigkeit aus der Fachwerkebene. Demzufolge ist hier die zutreffende Stablänge des isolierten Einzelstabes die Systemlänge L_{sys} . Auch hier zeigt sich die Lagerung mit Endeinspannung der Knotenbleche als zutreffend, wie nachfolgend noch gezeigt wird.

3.4.2.3. Materialeigenschaften im FE-Modell

Das Materialverhalten bei den Traglastsimulationen der isolierten Einzelstäbe ist ident zu jenem der FE-Systemberechnungen. Es wird eine einheitliche Stahlgüte S235 für die Druckdiagonale angenommen. Es wird von homogenen und isotropen Materialeigenschaften mit $E = 210\,000\text{ N/mm}^2$; Querdehnung $\nu = 0,3$ und einer Fließ- bzw. Streckgrenze von $f_y = 235\text{ N/mm}^2$ ausgegangen. Als Materialverhalten wird ein linear elastisches – ideal plastisches Material, ohne jegliche Wiederverfestigung, zugrunde gelegt (vgl. Abschnitt 3.4.1.1, siehe Bild 156a).

3.4.2.4. Erfasste Imperfektionen bei der Traglastberechnung

Für die realitätsnahen Traglastberechnungen der Einzelstäbe werden, wie bei den FE-Systemberechnungen, alleinig geometrische Imperfektionen mit eigenformaffinen Verläufen angesetzt. Hierbei werden geometrische Imperfektionen mit affinen Verläufen zur durchgeführten, vorgeschalteten Eigenwertanalyse gewählt (lineare Beulanalyse – LBA). Den Traglastberechnungen werden dabei die Imperfektionsfiguren der ersten bzw. der zweiten Knickeigenform zugrunde gelegt und deren Maximalwert mit $e_0 = L_{\text{sys}}/750$ skaliert. Entsprechend EN 1090-2 [11] wird sowohl für die erste, als auch für die zweite Eigenform dieser Wert festgelegt. L_{sys} entspricht der Systemlänge (siehe Bild 152). In Tabelle 28 sind die beiden untersuchten Systemlängen L_{sys} sowie die zugehörigen Amplituden der Imperfektion $e_0 = L_{\text{sys}}/750$ für die erste und zweite Knickeigenform der Druckdiagonale angegeben.

3.4.3. Durchführung der Traglastberechnungen

Um die realitätsnahen Tragfähigkeiten der modellierten Fachwerkdruckdiagonalen zu erhalten, werden Druck- und Zugdiagonale mit einer Referenznormalkraft N_{ref} (siehe Bild 152) belastet. Diese Normalkraft N_{ref} entspricht der plastischen Querschnittstragfähigkeit der Druckdiagonale als Hohlprofilquerschnitt (Abmessungen: 300 x 300 x 20 mm) nach Gl. 34.

$$N_{ref} = A_0 \cdot f_y = 224 \text{ cm}^2 \cdot 23,5 \text{ kN/cm}^2 = 5264 \text{ kN} \quad \text{Gl. 34}$$

Mit der Streckgrenze $f_y = 23,5 \text{ kN/cm}^2$ ($\gamma_{m0} = 1,0$) für die Stahlgüte S235 und der Profilquerschnittsfläche $A_0 = 224 \text{ cm}^2$ ergibt sich die plastische Normalkrafttragfähigkeit als Referenzkraft nach Gl. 34 für die FE-Traglastberechnungen.

Das Ergebnis der numerischen Berechnungen bildet ein Lastfaktor (LF). Dieser gibt an, wie weit das Programm Abaqus die aufgebrachte Kraft N_{ref} steigern konnte, bis die Traglast des Systems erreicht ist bzw. bis kein Gleichgewicht mehr bestimmt werden kann. Durch Multiplikation dieses Lastfaktors mit der Referenznormalkraft N_{ref} wird die Tragfähigkeit nach Gl. 35 bestimmt.

$$N_{Rd} = LF \cdot N_{ref} \quad \text{Gl. 35}$$

Zusätzlich zu den Berechnungen der Druckdiagonalen mit anschließenden Fachwerkknoten (siehe Abschnitt 3.4.1) wird auch eine reine „Stabberechnung“ an isolierten Einzelstäben vorgenommen (siehe Abschnitt 3.4.2). Ziel ist ein Vergleich der Tragfähigkeiten am realen Fachwerkträger und jenen der isolierten Einzelstäbe. Bei den isolierten FE-Stabberechnungen entspricht die aufgebrachte Normalkraft (vgl. Bild 158) ebenfalls der Kraft N_{ref} nach Gl. 34.

3.5. Traglastergebnisse – am Fachwerkträger und am isolierten Einzelstab

3.5.1. Einzelergebnisse im Überblick

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse der FE-Simulationen gezeigt. Bei den Ergebnisdarstellungen der realitätsnahen FE-Systemberechnungen sind die gezeigten Traglastzustände nach Art der geometrischen Imperfektionen affin zur ersten bzw. zweiten Knickeigenform gegliedert.

Für jeden dieser beiden Imperfektionsfälle gibt es vier Grafiken a) – d) im Traglastzustand, welche jeweils folgende Situation zeigen:

- a) Normalspannung σ_{11} in Stablängsrichtung [N/mm²], mit Orientierung der Spannung σ_{11} nach Bild 153
- b) Schubspannung σ_{12} in Knotenblechen bzw. Diagonalgurten [N/mm²]
- c) Mises-Vergleichsspannung [N/mm²]
- d) Gesamtverformung [mm]

Im Anschluss an die Darstellung der jeweiligen Ergebnisse der realitätsnahen FE-Systemberechnungen sind die Traglastergebnisse der zugehörigen zutreffenden isolierten Einzelstäbe gezeigt – und zwar jeweils getrennt für die Modellierung als Variante I mit Knotenblechexzentrizität zwischen Gurten und Knotenblechen bzw. als Variante II mit durchgehenden verlängerten Gurten (ohne Blechexzentrizität zwischen Gurten und Knotenblechen) – vgl. Abschnitt 3.4.2.

Für beide Modellierungsvarianten gibt es jeweils vier Grafiken a) – d) im Traglastzustand, welche jeweils folgende Situation zeigen:

- a) Normalspannung σ_{11} in Stablängsrichtung [N/mm²], Blechrand eingespannt, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform
- b) Normalspannung σ_{11} in Stablängsrichtung [N/mm²], Blechrand eingespannt, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform
- c) Normalspannung σ_{11} in Stablängsrichtung [N/mm²], Blechrand gelenkig, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform
- d) Normalspannung σ_{11} in Stablängsrichtung [N/mm²], Blechrand gelenkig, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform

Für folgende Einzelfälle werden nachfolgend die Ergebnisse gezeigt:

- a) Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm (Variante 1)
- b) Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm (Variante 2)
- c) Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 5380$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm (Variante 1)
- d) Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 5380$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm (Variante 2)
- e) Fachwerkgurte als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm (Variante 1)
- f) Fachwerkgurte als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm (Variante 2)

- g) Fachwerkgurte als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 5380$ mm und Knotenblech-dicke $t_1 = 20$ mm (Variante 1)
- h) Fachwerkgurte als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 5380$ mm und Knotenblech-dicke $t_1 = 10$ mm (Variante 2)

- Anm. zu Fall a) bis d): Berechnung am isolierten Einzelstab mit Gesamtlänge $L_0 = 10279$ bzw. 4900 mm (vgl. Bild 159).

a) Darstellung der Ergebnisse der Traglastberechnungen: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm, Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm

Erfasste Imperfektionen bei den Traglastberechnungen:

Den Traglastberechnungen werden geometrische Imperfektionen mit affinen Verläufen zur durchgeführten Eigenwertanalyse zugrunde gelegt. Die erste Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale zeigt Bild 160a, die zweite Eigenform ist in Bild 160b dargestellt. Der Maximalwert der Verformung wird als geometrische Imperfektion jeweils mit $e_0 = L_{\text{sys}}/750$ skaliert. Der Skalierungsfaktor der Knickeigenformen beträgt $e_0 = L_{\text{sys}}/750 = 10760\text{mm}/750 = 14,35$ mm.

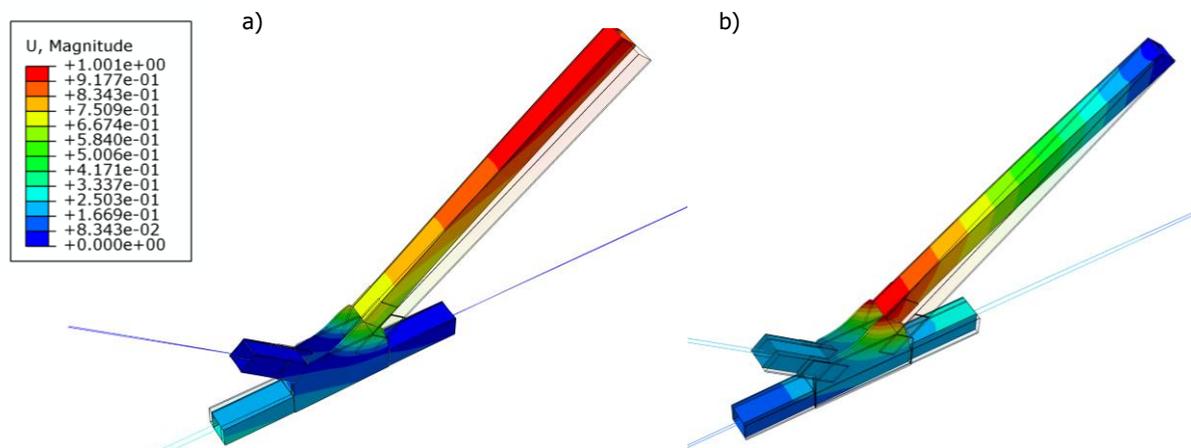


Bild 160: a) erste und b) zweite Knickeigenform der untersuchten Druckdiagonale mit Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm und der Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm

Das nachfolgende Bild 161 zeigt die Traglastergebnisse der untersuchten Druckdiagonale mit Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm und der Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm, mit geometrischen Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform. Bild 162 zeigt die Traglastergebnisse mit Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform.

In Bild 163 sind die Traglastergebnisse der isolierten FE-Stabberechnung mit Knotenblechexzentrizität und der Länge $L_0 = 10279$ mm (Variante I) für die beiden untersuchten Randbedingungen (Knotenblechrand eingespannt bzw. gelenkig) und beiden Imperfektionsarten – affin zur ersten bzw. zweiten Eigenform – dargestellt. Die Ergebnisse mit durchgehenden Gurten (Variante II) zeigt in gleicher Form das Bild 164.

Ergebnisse im Traglastzustand:

Geometrische Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform:

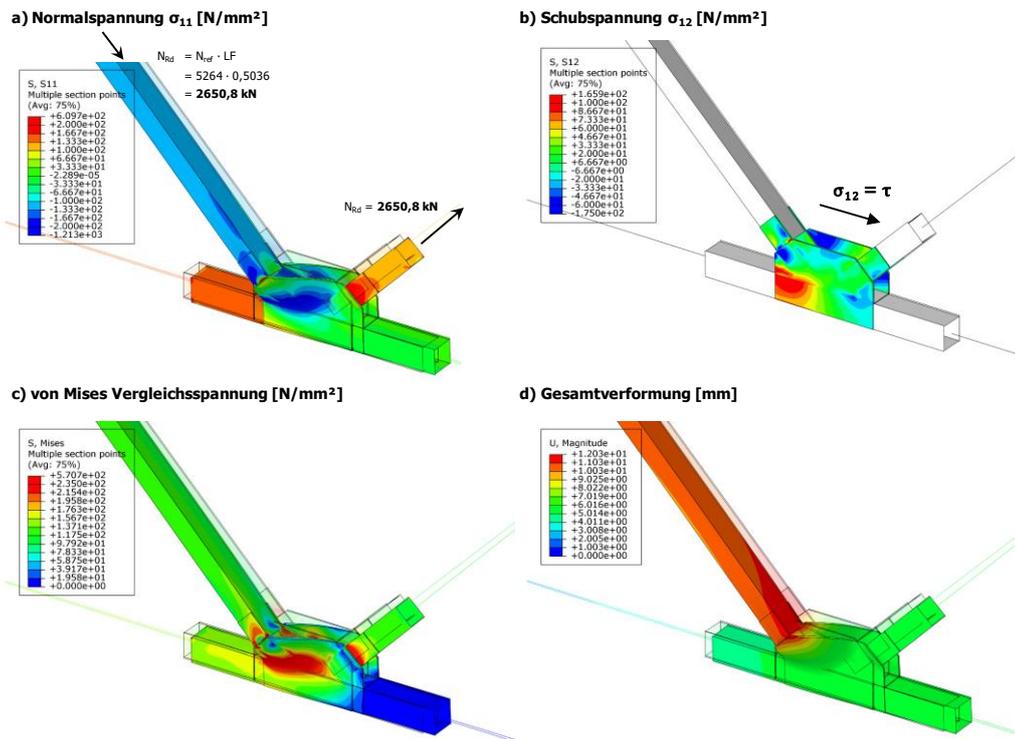


Bild 161: Traglastergebnisse der untersuchten Druckdiagonale mit Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{Sys} = 10760$ mm und der Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform

Geometrische Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform:

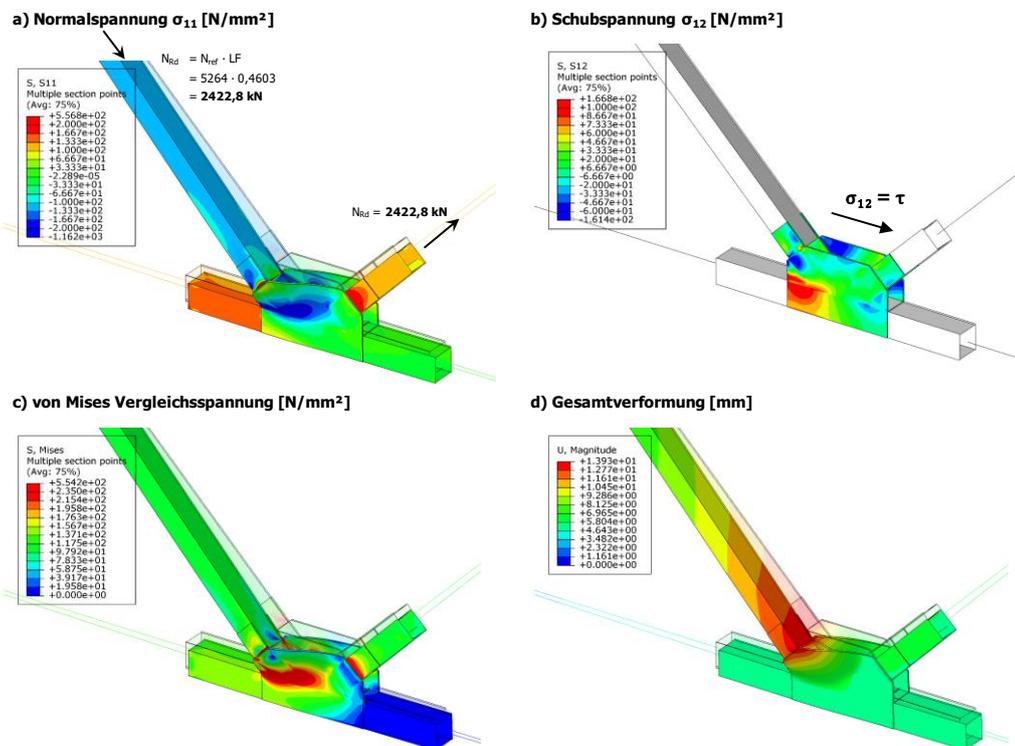


Bild 162: Traglastergebnisse der untersuchten Druckdiagonale mit Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{Sys} = 10760$ mm und der Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform

Ergebnisse der isolierten FE-Stabberechnungen im Traglastzustand:

Variante I: mit Knotenblechexzentrizität, Stablänge $L_0 = 10279$ mm:

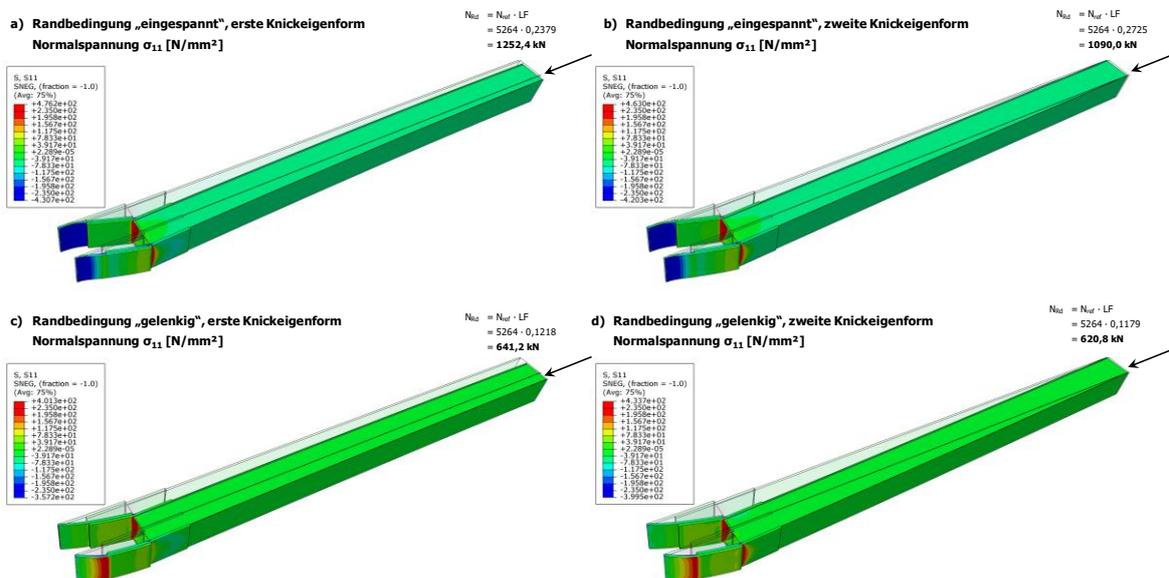


Bild 163: Traglastergebnisse der isolierten FE-Stabberechnung, mit Knotenblechexzentrizität und der zutreffenden Stablänge $L_0 = 10279$ mm: Normalspannung σ_{11} : a) RB „eingespannt“, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, b) RB „eingespannt“, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, c) RB „gelenkig“, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, d) RB „gelenkig“, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform

Variante II: mit durchgehenden Gurten, Stablänge $L_0 = 10279$ mm:

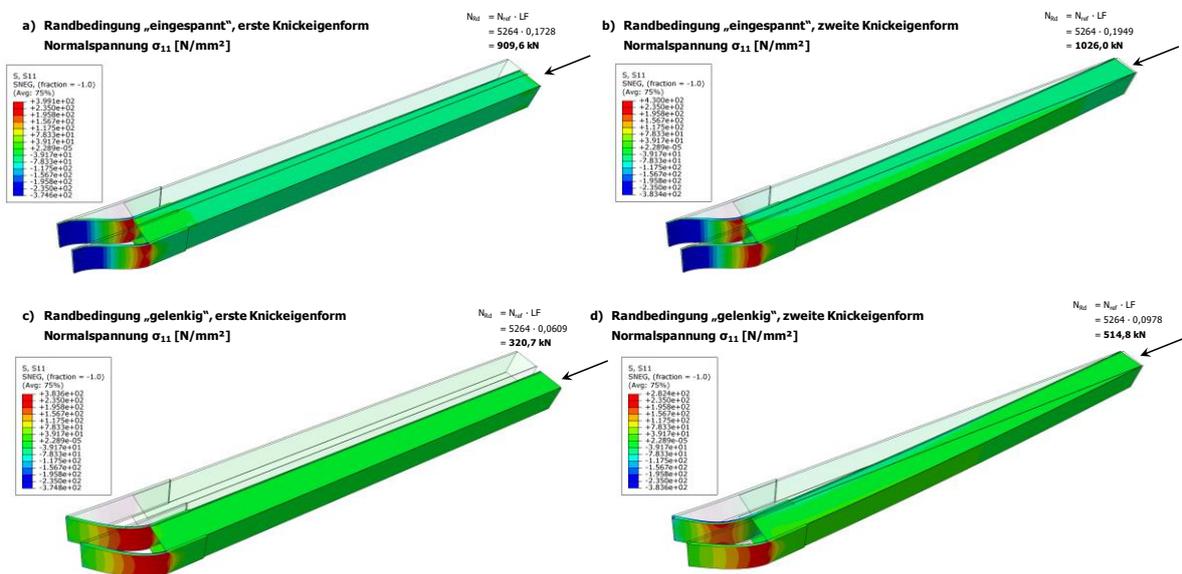


Bild 164: Traglastergebnisse der isolierten FE-Stabberechnung, ohne Knotenblechexzentrizität und der zutreffenden Stablänge $L_0 = 10279$ mm: Normalspannung σ_{11} : a) RB „eingespannt“, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, b) RB „eingespannt“, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, c) RB „gelenkig“, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, d) RB „gelenkig“, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform

b) Darstellung der Ergebnisse der Traglastberechnungen: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm, Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm

Erfasste Imperfektionen bei den Traglastberechnungen:

Den Traglastberechnungen werden geometrische Imperfektionen mit affinen Verläufen zur durchgeführten Eigenwertanalyse zugrunde gelegt. Die erste Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale zeigt Bild 165a, die zweite Eigenform ist in Bild 165b dargestellt. Der Maximalwert der Verformung wird als geometrische Imperfektion jeweils mit $e_0 = L_{sys}/750$ skaliert. Der Skalierungsfaktor der Knickeigenformen beträgt $e_0 = L_{sys}/750 = 10760\text{mm}/750 = 14,35$ mm.

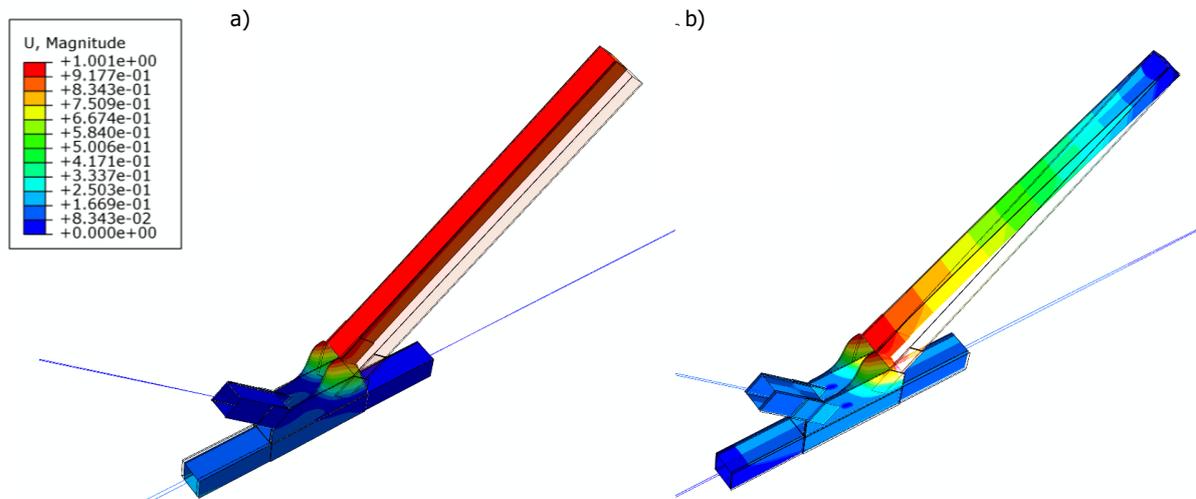


Bild 165: a) erste und b) zweite Knickeigenform der untersuchten Druckdiagonale mit Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm und der Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm

Das nachfolgende Bild 166 zeigt die Traglastergebnisse der untersuchten Druckdiagonale mit Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm und der Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm, mit geometrischen Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform. Bild 167 zeigt die Traglastergebnisse mit Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform.

In Bild 168 sind die Traglastergebnisse der isolierten FE-Stabberechnung mit Knotenblechexzentrizität und der Länge $L_0 = 10279$ mm (Variante I) für die beiden untersuchten Randbedingungen (Knotenblechrand eingespannt bzw. gelenkig) und beiden Imperfektionsarten – affin zur ersten bzw. zweiten Eigenform – dargestellt. Die Ergebnisse mit durchgehenden Gurten (Variante II) zeigte in gleicher Form bereits das Bild 164, da das nun dünnere Knotenblech ($t_1 = 10$ mm) bei Variante II im Modell nicht abgebildet wird.

Ergebnisse im Traglastzustand:

Geometrische Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform:

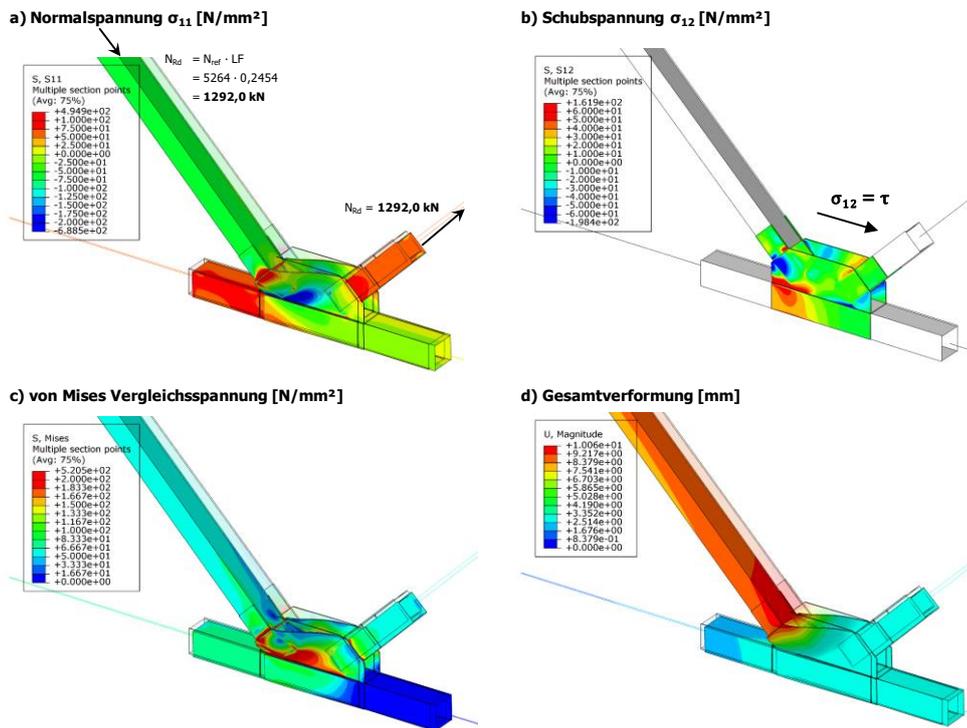


Bild 166: Traglastergebnisse der untersuchten Druckdiagonale mit Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760 \text{ mm}$ und der Knotenblechdicke $t_1 = 10 \text{ mm}$ – Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform

Geometrische Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform:

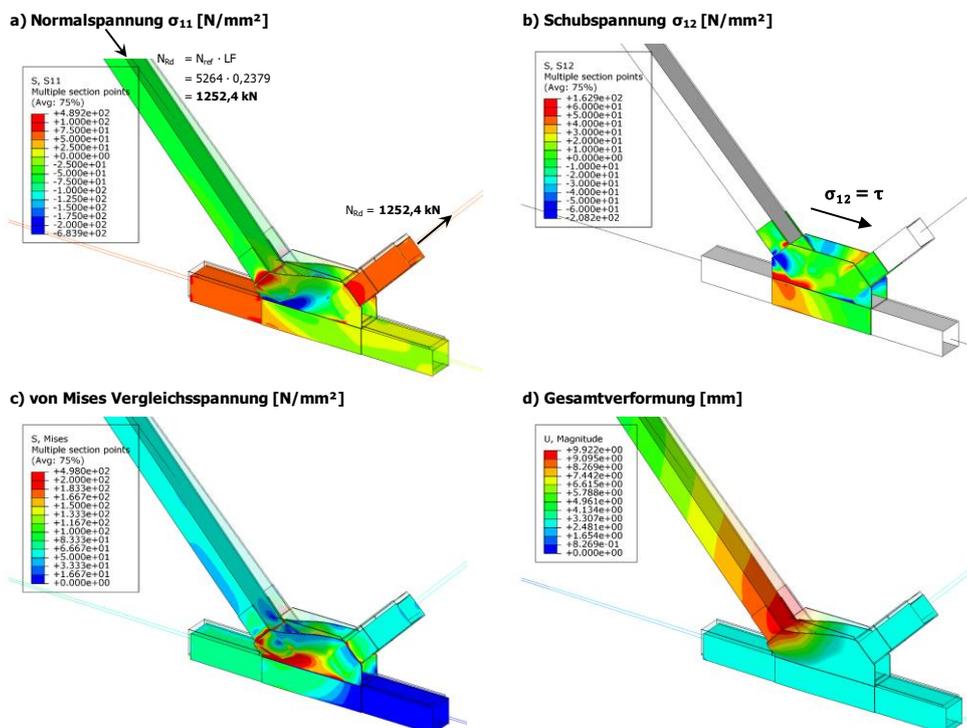


Bild 167: Traglastergebnisse der untersuchten Druckdiagonale mit Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760 \text{ mm}$ und der Knotenblechdicke $t_1 = 10 \text{ mm}$ – Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform

Ergebnisse der isolierten FE-Stabberechnungen im Traglastzustand:

Variante I: mit Knotenblechexzentrizität, Stablänge $L_0 = 10279$ mm:

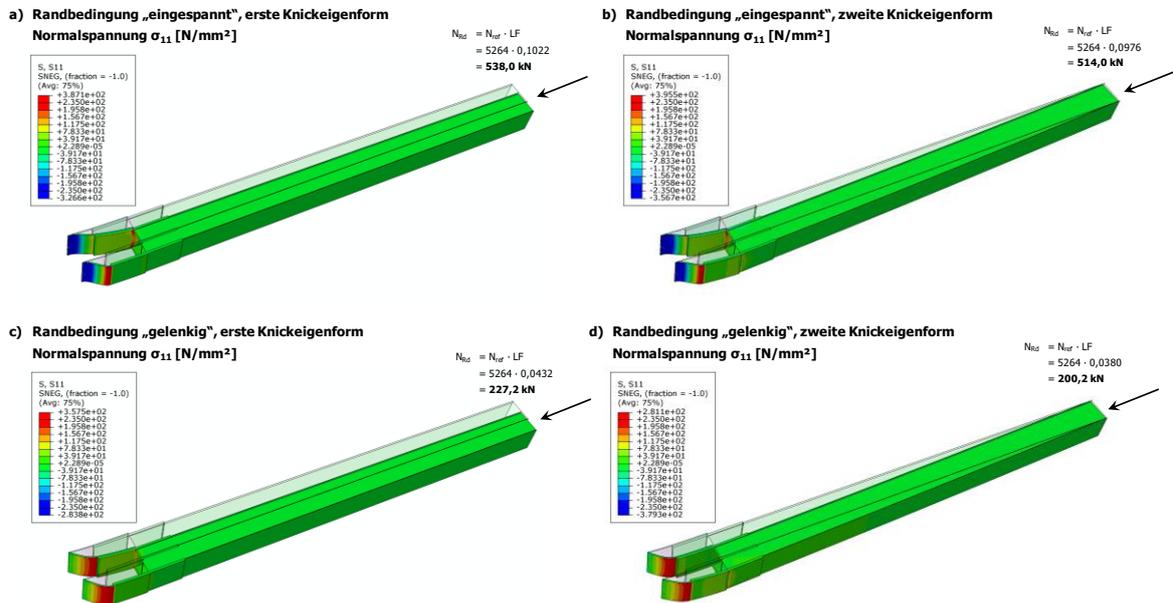


Bild 168: Traglastergebnisse der isolierten FE-Stabberechnung, mit Knotenblechexzentrizität und der zutreffenden Stablänge $L_0 = 10279$ mm mit der Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm: Normalspannung σ_{11} : a) RB „eingespannt“, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, b) RB „eingespannt“, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, c) RB „gelenkig“, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, d) RB „gelenkig“, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform

Variante II: mit durchgehenden Gurten, Stablänge $L_0 = 10279$ mm:

Die Ergebnisse mit durchgehenden Gurten sind ident mit jenen aus Punkt a) – siehe Bild 164. Die reduzierte Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm hat im Fall mit durchgehenden Gurten keinen Einfluss auf die maximale Traglast des betrachteten Einzelstabes, da die Gurte im idealisierten Modell mit konstanter Dicke (20 mm) bis zu den Auflagern geführt werden.

c) Darstellung der Ergebnisse der Traglastberechnungen: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit Systemlänge $L_{sys} = 5380$ mm, Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm

Erfasste Imperfektionen bei den Traglastberechnungen:

Den Traglastberechnungen werden geometrische Imperfektionen mit affinen Verläufen zur durchgeführten Eigenwertanalyse zugrunde gelegt. Die erste Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale zeigt Bild 169a, die zweite Eigenform ist in Bild 169b dargestellt. Der Maximalwert der Verformung wird als geometrische Imperfektion jeweils mit $e_0 = L_{sys}/750$ skaliert. Der Skalierungsfaktor der Knickeigenformen beträgt $e_0 = L_{sys}/750 = 5380\text{mm}/750 = 7,17$ mm.

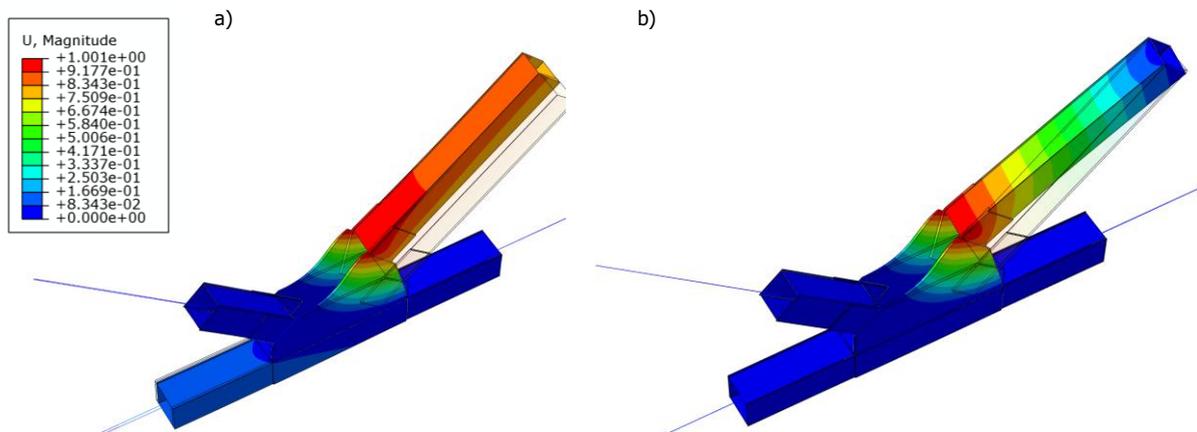


Bild 169: a) erste und b) zweite Knickeigenform der untersuchten Druckdiagonale mit Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 5380$ mm und der Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm

Das nachfolgende Bild 170 zeigt die Traglastergebnisse der untersuchten Druckdiagonale mit Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 5380$ mm und der Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm, mit geometrischen Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform. Bild 171 zeigt die Traglastergebnisse mit Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform.

In Bild 172 sind die Traglastergebnisse der isolierten FE-Stabberechnung mit Knotenblechexzentrizität und der Länge $L_0 = 4900$ mm (Variante I) für die beiden untersuchten Randbedingungen (Knotenblechrand eingespannt bzw. gelenkig) und beiden Imperfektionsarten – affin zur ersten bzw. zweiten Eigenform – dargestellt. Die Ergebnisse mit durchgehenden Gurten (Variante II) zeigt in gleicher Form das Bild 173.

Ergebnisse im Traglastzustand:

Geometrische Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform:

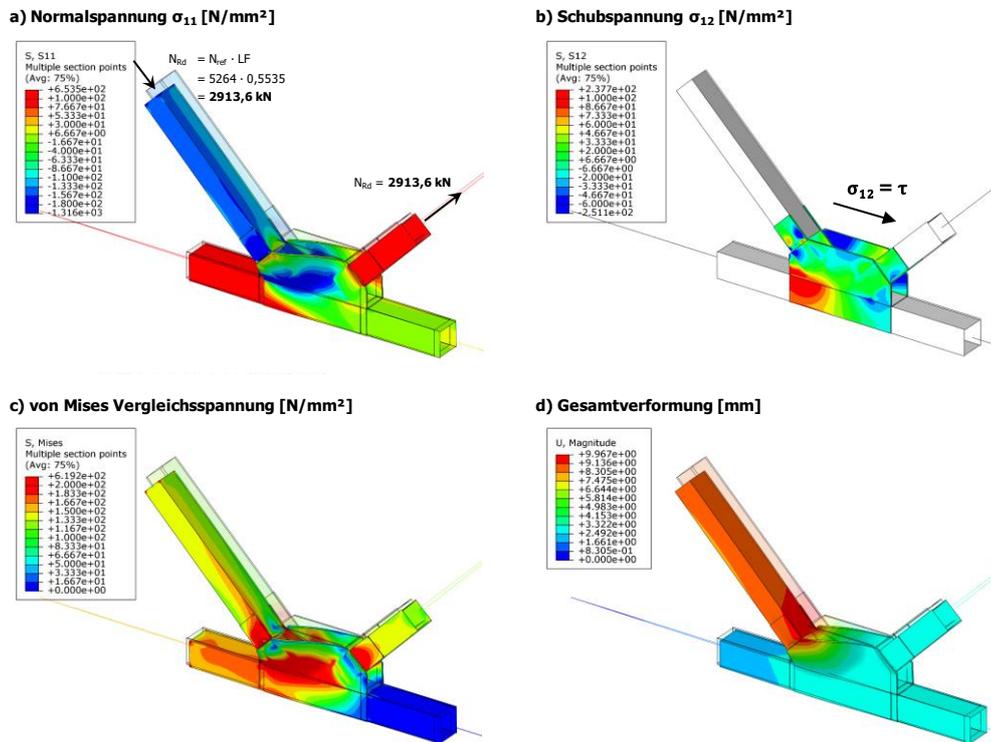


Bild 170: Traglastergebnisse der untersuchten Druckdiagonale mit Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{Sys} = 5380$ mm und der Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform

Geometrische Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform:

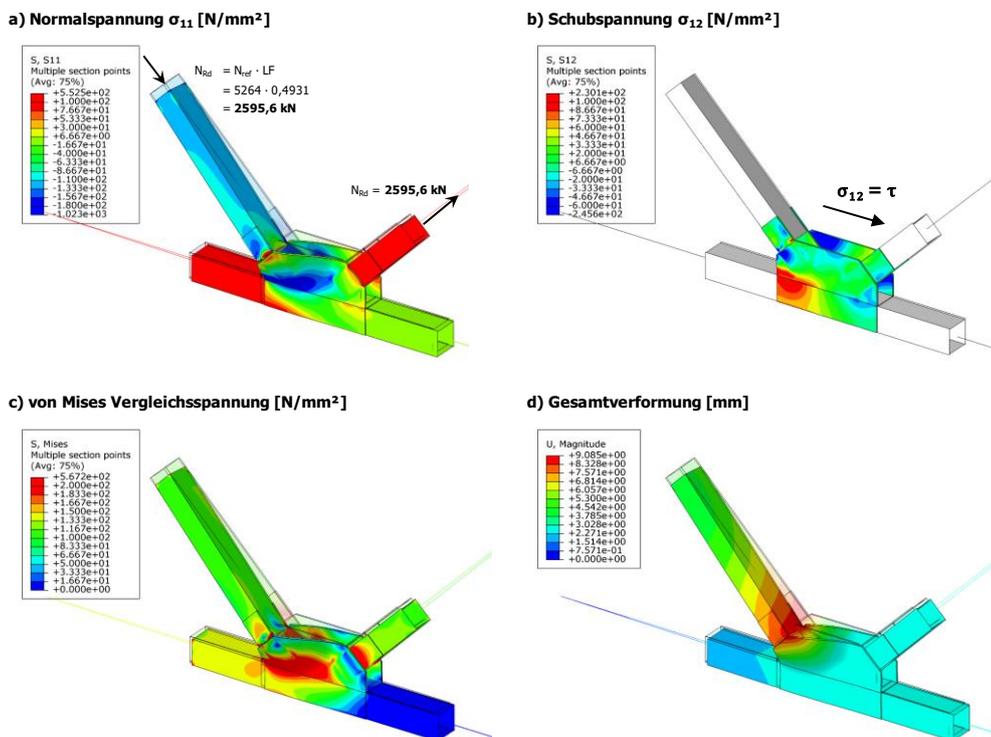


Bild 171: Traglastergebnisse der untersuchten Druckdiagonale mit Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{Sys} = 5380$ mm und der Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform

Ergebnisse der isolierten FE-Stabberechnungen im Traglastzustand:

Variante I: mit Knotenblechexzentrizität, Stablänge $L_0 = 4900$ mm:

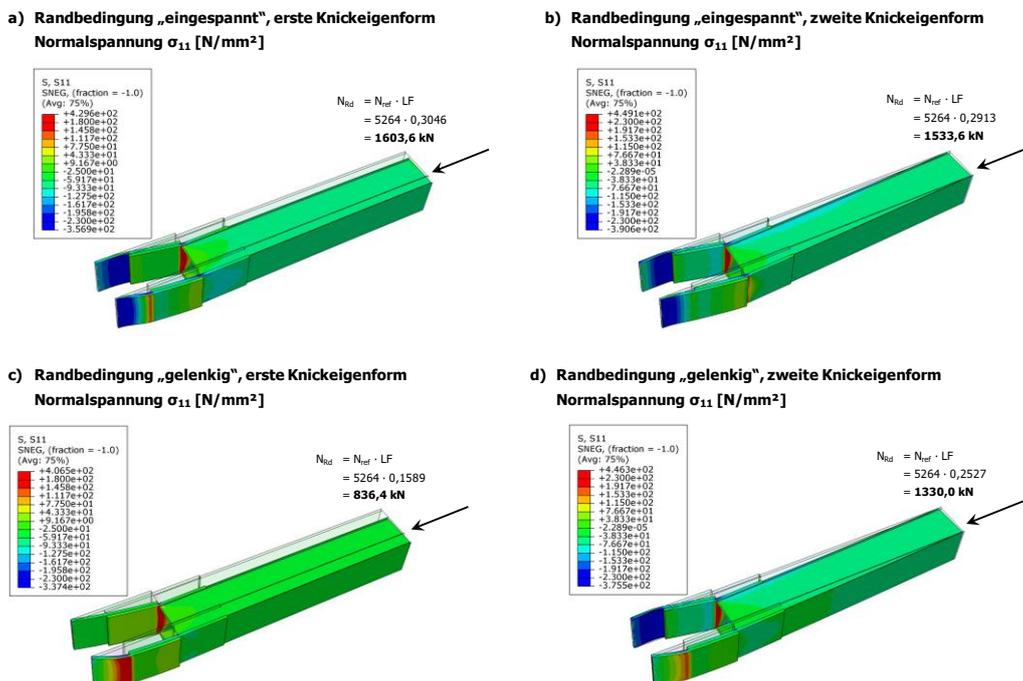


Bild 172: Traglastergebnisse der isolierten FE-Stabberechnung, mit Knotenblechexzentrizität und der zutreffenden Stablänge $L_0 = 4900$ mm: Normalspannung σ_{11} : a) RB „eingespannt“, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, b) RB „eingespannt“, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, c) RB „gelenkig“, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, d) RB „gelenkig“, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform

Variante II: mit durchgehenden Gurten, Stablänge $L_0 = 4900$ mm:

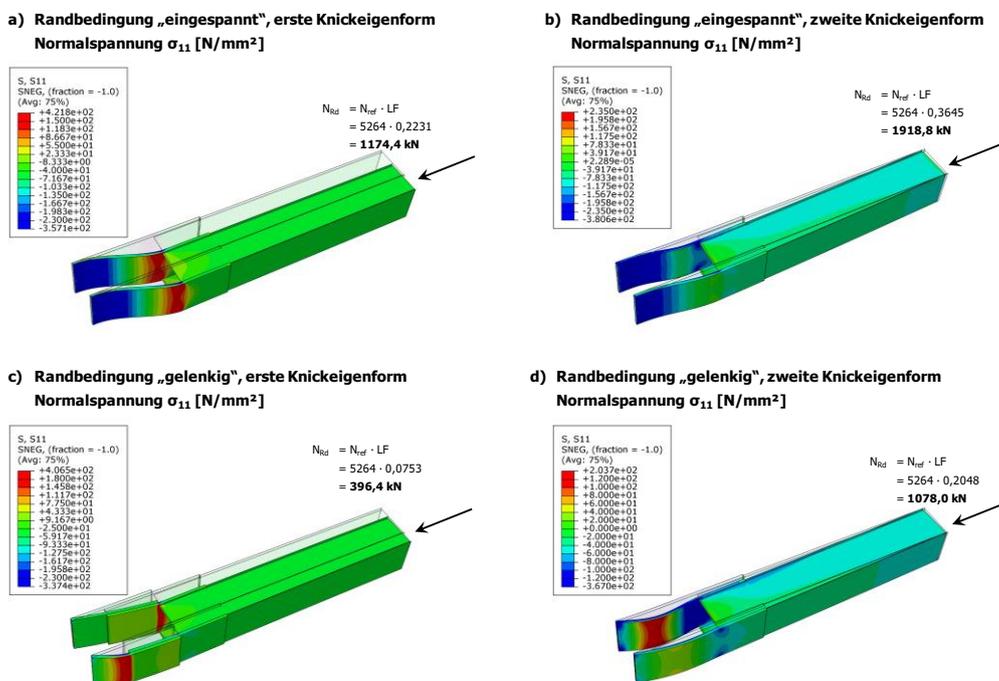


Bild 173: Traglastergebnisse der isolierten FE-Stabberechnung, ohne Knotenblechexzentrizität und der zutreffenden Stablänge $L_0 = 4900$ mm: Normalspannung σ_{11} : a) RB „eingespannt“, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, b) RB „eingespannt“, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, c) RB „gelenkig“, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, d) RB „gelenkig“, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform

d) Darstellung der Ergebnisse der Traglastberechnungen: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit Systemlänge $L_{\text{sys}} = 5380$ mm, Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm

Erfasste Imperfektionen bei den Traglastberechnungen:

Den Traglastberechnungen werden geometrische Imperfektionen mit affinen Verläufen zur durchgeführten Eigenwertanalyse zugrunde gelegt. Die erste Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale zeigt Bild 174a, die zweite Eigenform ist in Bild 174b dargestellt. Der Maximalwert der Verformung wird als geometrische Imperfektion jeweils mit $e_0 = L_{\text{sys}}/750$ skaliert. Der Skalierungsfaktor der Knickeigenformen beträgt $e_0 = L_{\text{sys}}/750 = 5380\text{mm}/750 = 7,17$ mm.

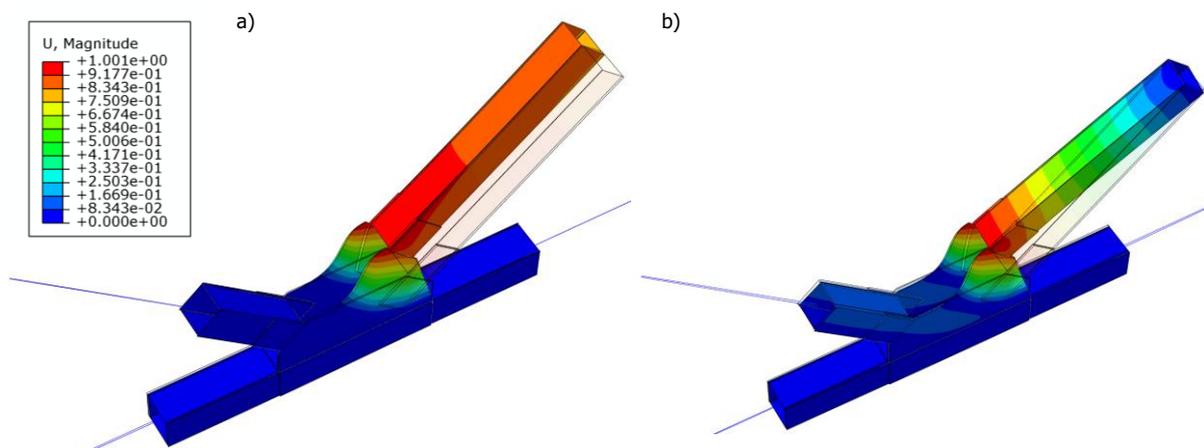


Bild 174: a) erste und b) zweite Knickeigenform der untersuchten Druckdiagonale mit Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 5380$ mm und der Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm

Das nachfolgende Bild 175 zeigt die Traglastergebnisse der untersuchten Druckdiagonale mit Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 5380$ mm und der Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm, mit geometrischen Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform. Bild 176 zeigt die Traglastergebnisse mit Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform.

In Bild 177 sind die Traglastergebnisse der isolierten FE-Stabberechnung mit Knotenblechexzentrizität und der Länge $L_0 = 4900$ mm (Variante I) für die beiden untersuchten Randbedingungen (Knotenblechrand eingespannt bzw. gelenkig) und beiden Imperfektionsarten – affin zur ersten bzw. zweiten Eigenform – dargestellt. Die Ergebnisse mit durchgehenden Gurten (Variante II) zeigte in gleicher Form bereits das Bild 173, da das nun dünnere Knotenblech ($t_1 = 10$ mm) bei Variante II im Modell nicht abgebildet wird..

Ergebnisse im Traglastzustand:

Geometrische Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform:

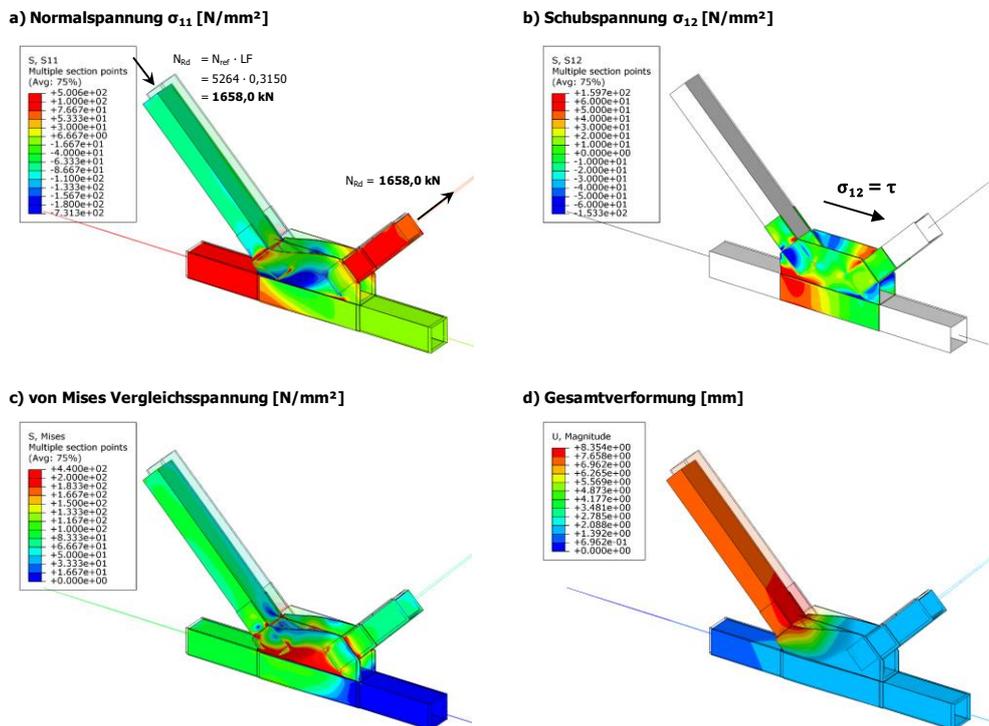


Bild 175: Traglastergebnisse der untersuchten Druckdiagonale mit Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{Sys} = 5380 \text{ mm}$ und der Knotenblechdicke $t_1 = 10 \text{ mm}$ – Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform

Geometrische Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform:

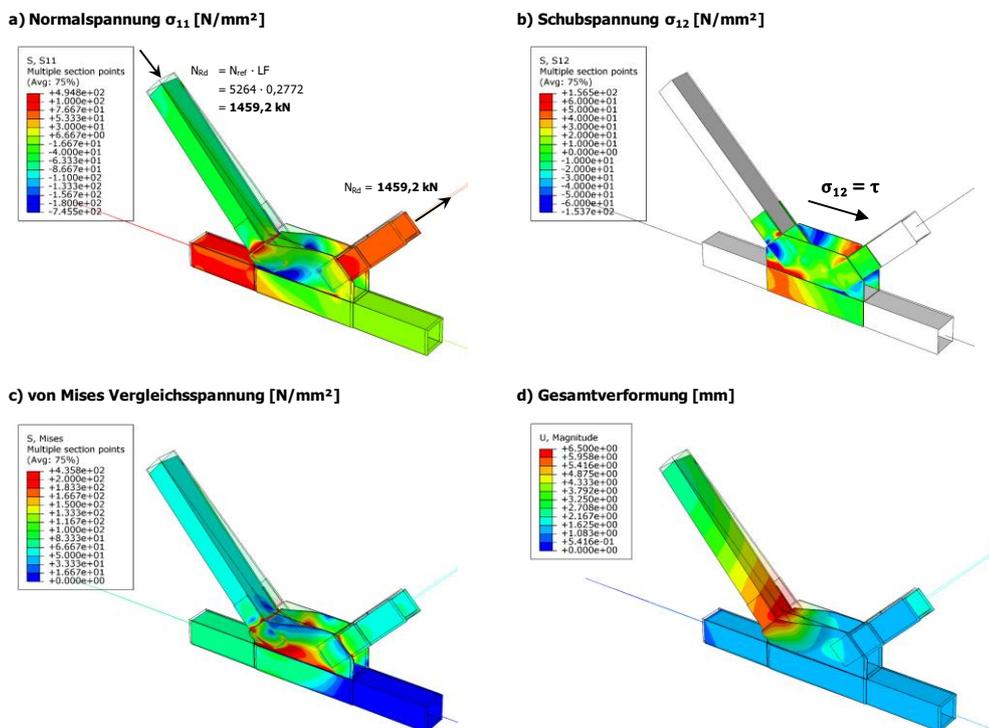
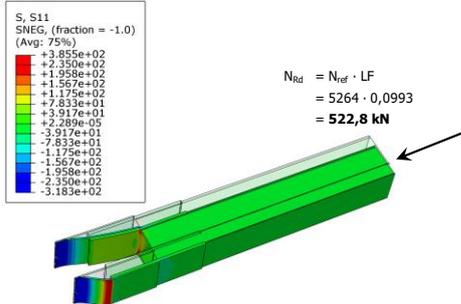


Bild 176: Traglastergebnisse der untersuchten Druckdiagonale mit Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{Sys} = 5380 \text{ mm}$ und der Knotenblechdicke $t_1 = 10 \text{ mm}$ – Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform

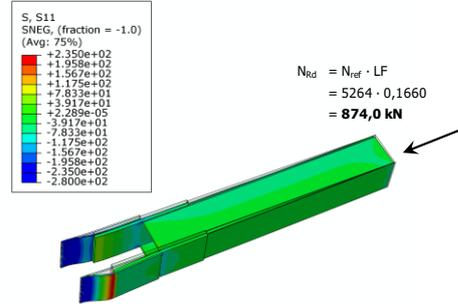
Ergebnisse der isolierten FE-Stabberechnungen im Traglastzustand:

Variante I: mit Knotenblechexzentrizität, Stablänge $L_0 = 4900$ mm:

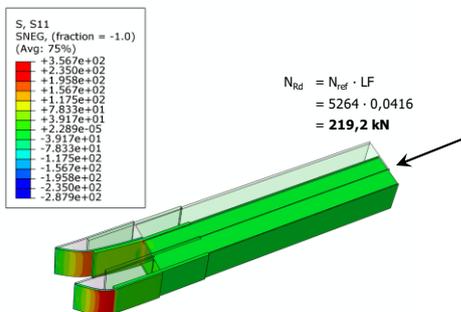
a) Randbedingung „eingespannt“, erste Knickeigenform
Normalspannung σ_{11} [N/mm²]



b) Randbedingung „eingespannt“, zweite Knickeigenform
Normalspannung σ_{11} [N/mm²]



c) Randbedingung „gelenkig“, erste Knickeigenform
Normalspannung σ_{11} [N/mm²]



d) Randbedingung „gelenkig“, zweite Knickeigenform
Normalspannung σ_{11} [N/mm²]

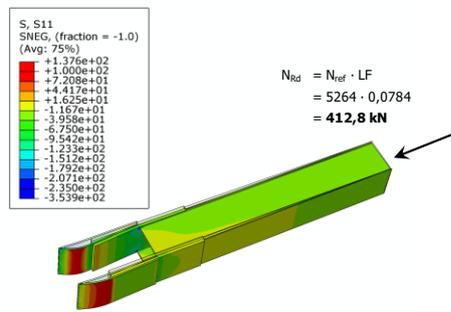


Bild 177: Traglastergebnisse der isolierten FE-Stabberechnung, mit Knotenblechexzentrizität und der zutreffenden Stablänge $L_0 = 4900$ mm mit der Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm: Normalspannung σ_{11} : a) RB „eingespannt“, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, b) RB „eingespannt“, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, c) RB „gelenkig“, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, d) RB „gelenkig“, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform

Variante II: mit durchgehenden Gurten, Stablänge $L_0 = 4900$ mm:

Die Ergebnisse mit durchgehenden Gurten sind ident mit jenen aus Punkt c) – siehe Bild 173. Die reduzierte Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm hat im Fall mit durchgehenden Gurten keinen Einfluss auf die maximale Traglast des betrachteten Einzelstabes, da die Gurte im idealisierten Modell mit konstanter Dicke (20 mm) bis zu den Auflagern geführt werden.

e) Darstellung der Ergebnisse der Traglastberechnungen: Fachwerkgurte als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm, Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm

Erfasste Imperfektionen bei den Traglastberechnungen:

Den Traglastberechnungen werden geometrische Imperfektionen mit affinen Verläufen zur durchgeführten Eigenwertanalyse zugrunde gelegt. Die erste Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale zeigt Bild 178a, die zweite Eigenform ist in Bild 178b dargestellt. Der Maximalwert der Verformung wird als geometrische Imperfektion jeweils mit $e_0 = L_{sys}/750$ skaliert. Der Skalierungsfaktor der Knickeigenformen beträgt $e_0 = L_{sys}/750 = 10760\text{mm}/750 = 14,35$ mm.

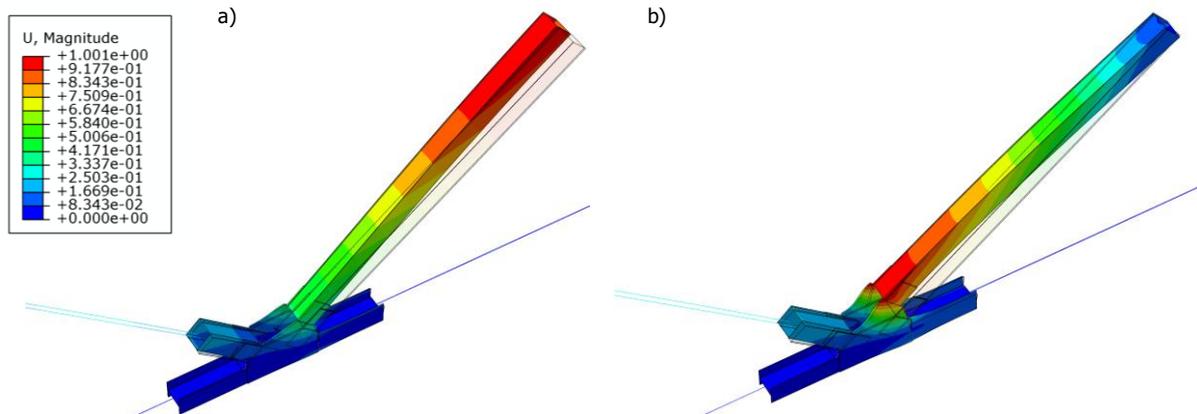


Bild 178: a) erste und b) zweite Knickeigenform der untersuchten Druckdiagonale mit Fachwerkgurten als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm und der Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm

Das nachfolgende Bild 179 zeigt die Traglastergebnisse der untersuchten Druckdiagonale mit Fachwerkgurten als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm und der Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm, mit geometrischen Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform. Bild 180 zeigt die Traglastergebnisse mit Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform.

In Bild 181 sind die Traglastergebnisse der isolierten FE-Stabberechnung mit Knotenblechexzentrizität und der Länge $L_{sys} = 10760$ mm (Variante I) für die beiden untersuchten Randbedingungen (Knotenblechrand eingespannt bzw. gelenkig) und beiden Imperfektionsarten – affin zur ersten bzw. zweiten Eigenform – dargestellt. Die Ergebnisse mit durchgehenden Gurten (Variante II) zeigt in gleicher Form das Bild 182.

Ergebnisse im Traglastzustand:

Geometrische Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform:

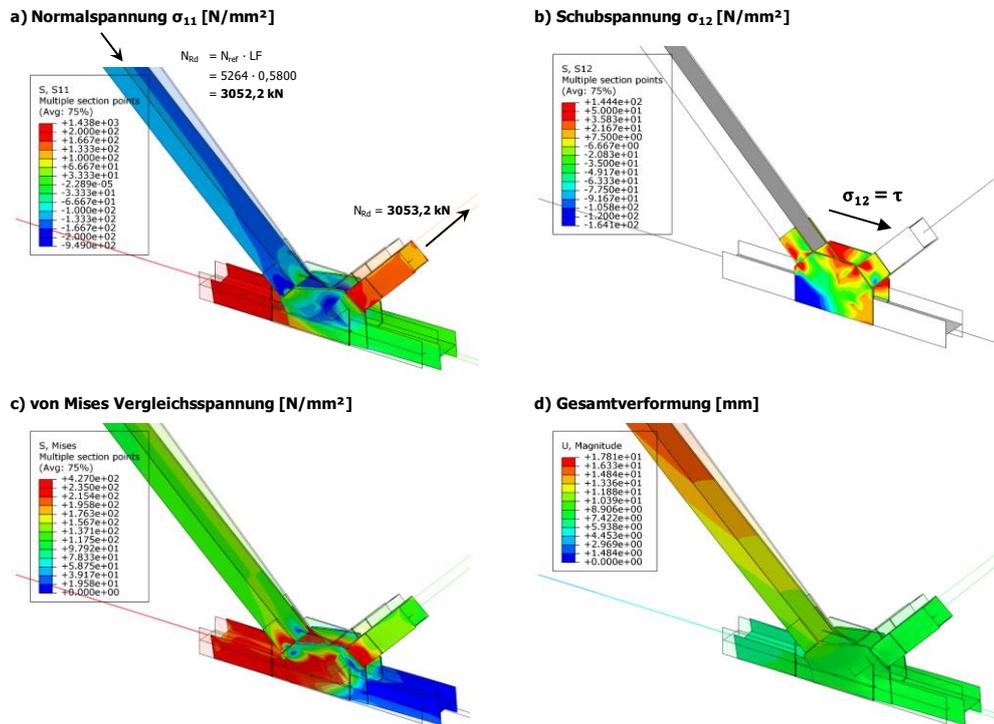


Bild 179: Traglastergebnisse der untersuchten Druckdiagonale mit Fachwerkgurten als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{Sys} = 10760 \text{ mm}$ und der Knotenblechdicke $t_1 = 20 \text{ mm}$ – Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform

Geometrische Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform:

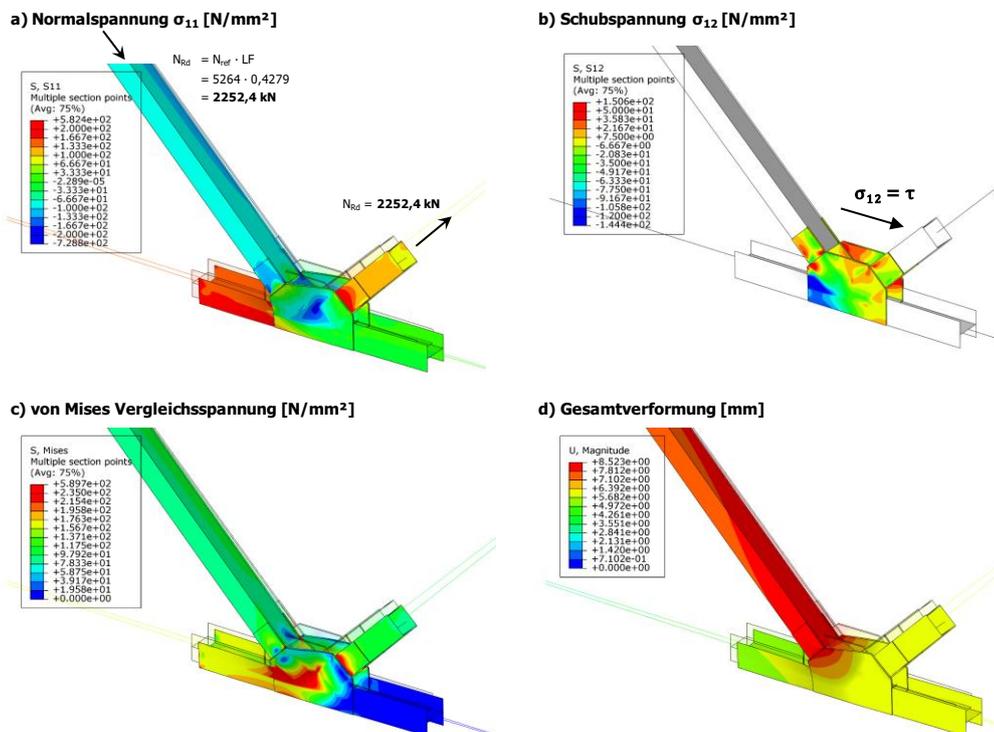


Bild 180: Traglastergebnisse der untersuchten Druckdiagonale mit Fachwerkgurten als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{Sys} = 10760 \text{ mm}$ und der Knotenblechdicke $t_1 = 20 \text{ mm}$ – Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform

Ergebnisse der isolierten FE-Stabberechnungen im Traglastzustand:

Variante I: mit Knotenblechexzentrizität, Stablänge $L_{sys} = 10760$ mm:

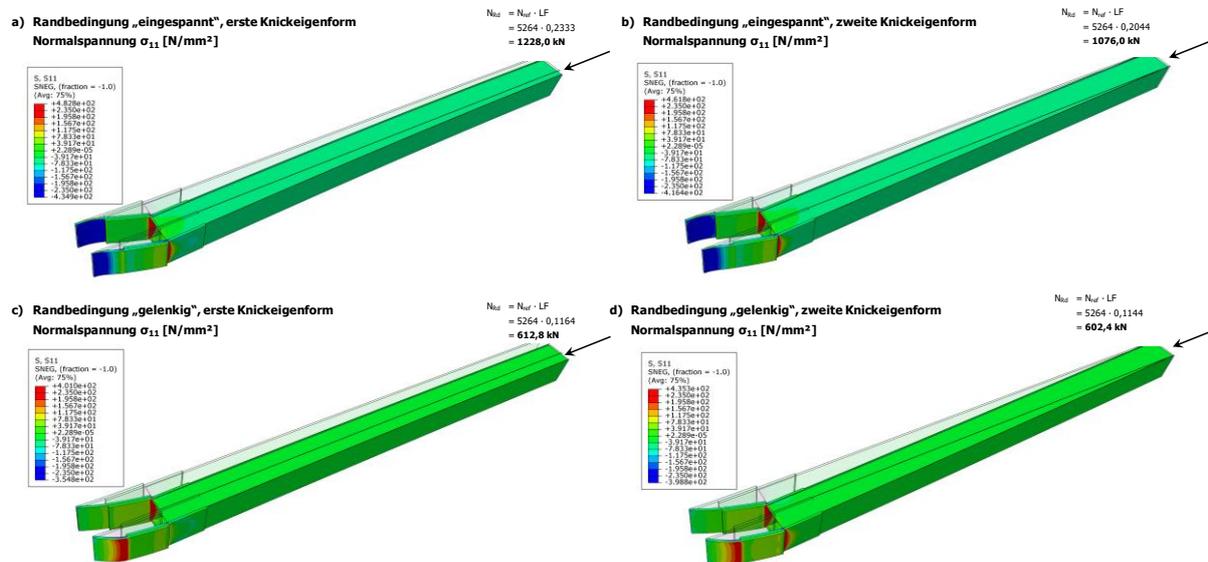


Bild 181: Traglastergebnisse der isolierten FE-Stabberechnung, mit Knotenblechexzentrizität und der zutreffenden Stablänge $L_{sys} = 10760$ mm: Normalspannung σ_{11} : a) RB „eingespannt“, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, b) RB „eingespannt“, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, c) RB „gelenkig“, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, d) RB „gelenkig“, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform

Variante II: mit durchgehenden Gurten, Stablänge $L_{sys} = 10760$ mm:

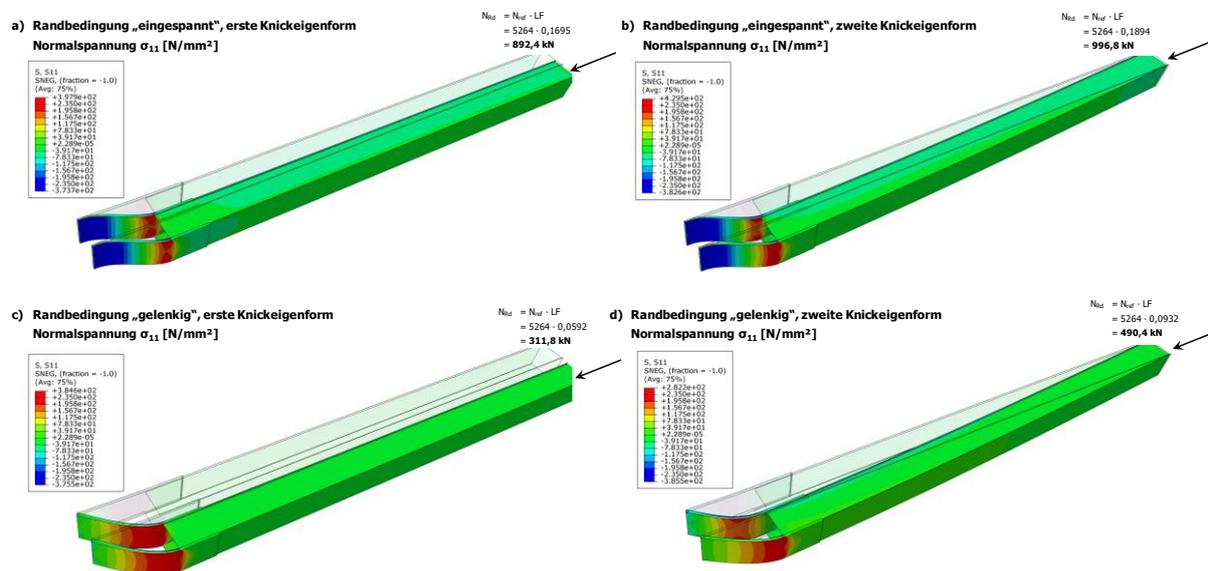


Bild 182: Traglastergebnisse der isolierten FE-Stabberechnung, ohne Knotenblechexzentrizität und der zutreffenden Stablänge $L_{sys} = 10760$ mm: Normalspannung σ_{11} : a) RB „eingespannt“, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, b) RB „eingespannt“, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, c) RB „gelenkig“, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, d) RB „gelenkig“, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform

f) Darstellung der Ergebnisse der Traglastberechnungen: Fachwerkgurte als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm, Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm

Erfasste Imperfektionen bei den Traglastberechnungen:

Den Traglastberechnungen werden geometrische Imperfektionen mit affinen Verläufen zur durchgeführten Eigenwertanalyse zugrunde gelegt. Die erste Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale zeigt Bild 183a, die zweite Eigenform ist in Bild 183b dargestellt. Der Maximalwert der Verformung wird als geometrische Imperfektion jeweils mit $e_0 = L_{sys}/750$ skaliert. Der Skalierungsfaktor der Knickeigenformen beträgt $e_0 = L_{sys}/750 = 10760\text{mm}/750 = 14,35$ mm.

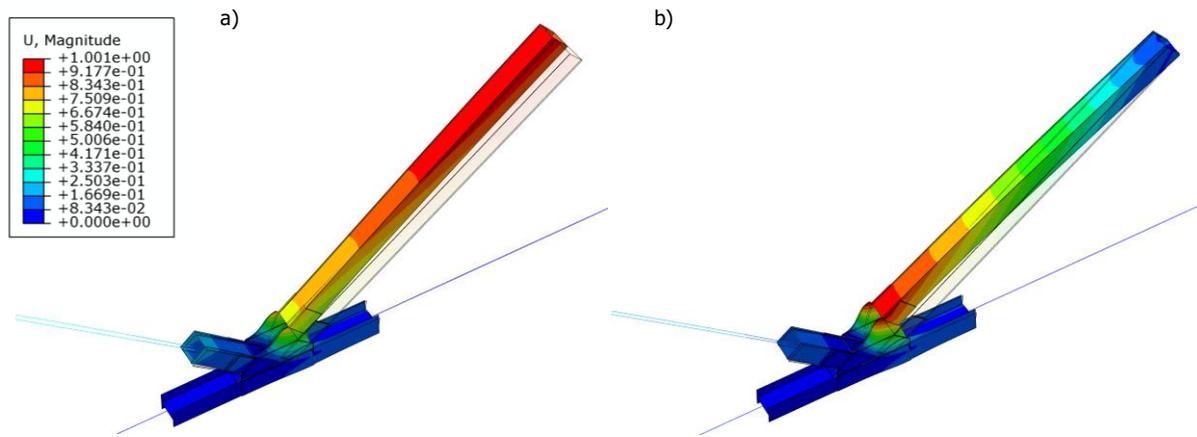


Bild 183: a) erste und b) zweite Knickeigenform der untersuchten Druckdiagonale mit Fachwerkgurten als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm und der Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm

Das nachfolgende Bild 184 zeigt die Traglastergebnisse der untersuchten Druckdiagonale mit Fachwerkgurten als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm und der Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm, mit geometrischen Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform. Bild 185 zeigt die Traglastergebnisse mit Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform.

In Bild 186 sind die Traglastergebnisse der isolierten FE-Stabberechnung mit Knotenblechexzentrizität und der Länge $L_{sys} = 10760$ mm (Variante I) für die beiden untersuchten Randbedingungen (Knotenblechrand eingespannt bzw. gelenkig) und beiden Imperfektionsarten – affin zur ersten bzw. zweiten Eigenform – dargestellt. Die Ergebnisse mit durchgehenden Gurten (Variante II) zeigte in gleicher Form bereits das Bild 182, da das nun dünnere Knotenblech ($t_1 = 10$ mm) bei Variante II im Modell nicht abgebildet wird.

Ergebnisse im Traglastzustand:

Geometrische Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform:

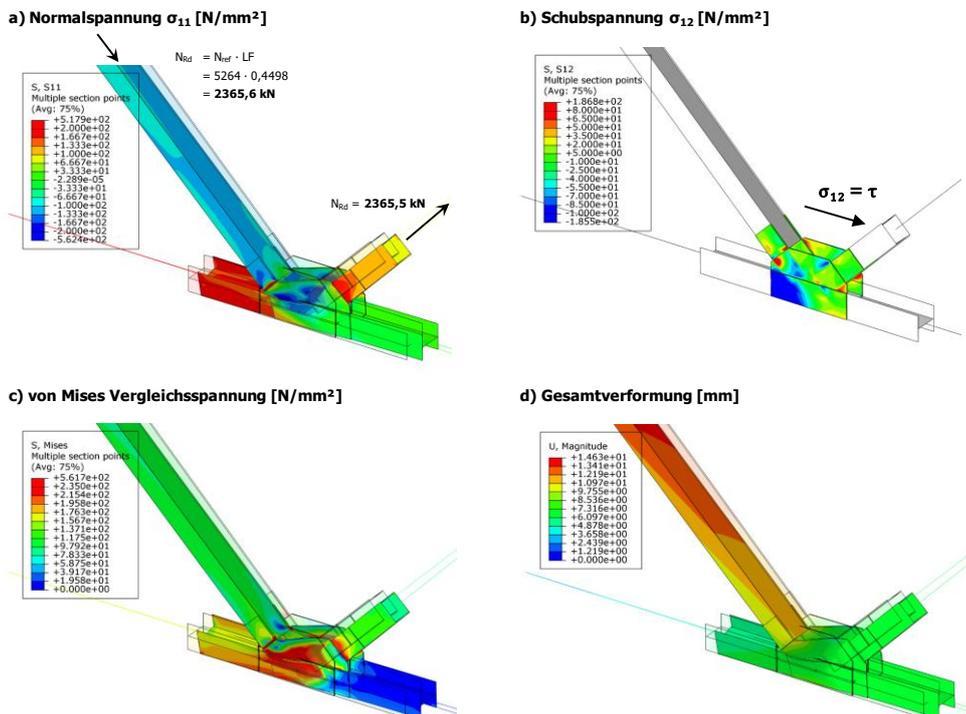


Bild 184: Traglastergebnisse der untersuchten Druckdiagonale mit Fachwerkgurten als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760 \text{ mm}$ und der Knotenblechdicke $t_1 = 10 \text{ mm}$ – Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform

Geometrische Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform:

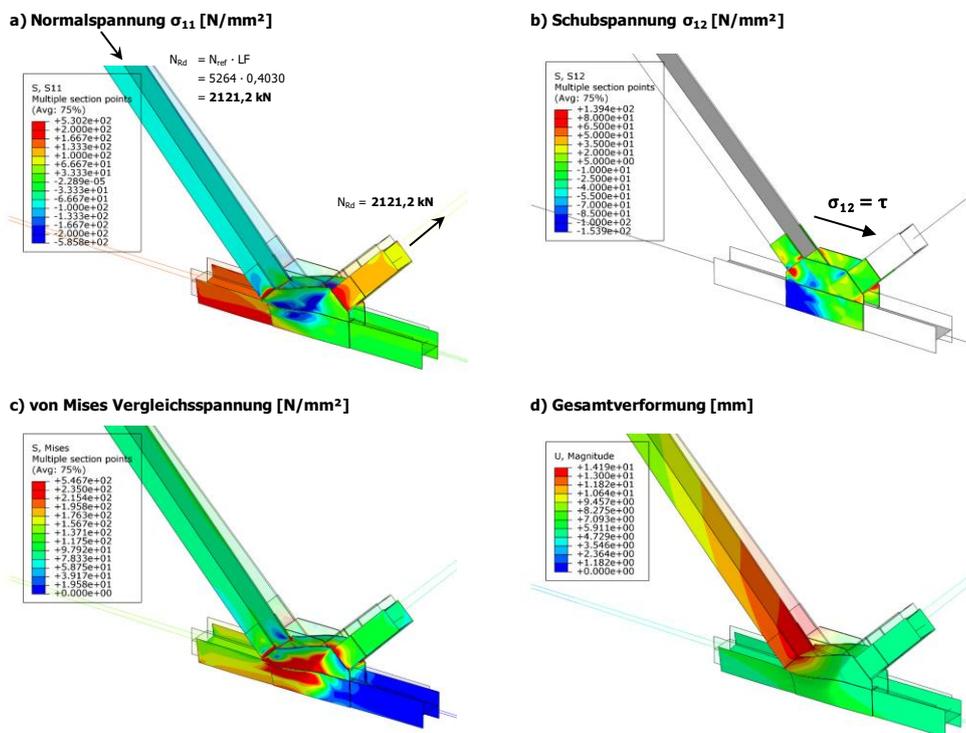


Bild 185: Traglastergebnisse der untersuchten Druckdiagonale mit Fachwerkgurten als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760 \text{ mm}$ und der Knotenblechdicke $t_1 = 10 \text{ mm}$ – Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform

Ergebnisse der isolierten FE-Stabberechnungen im Traglastzustand:

Variante I: mit Knotenblechexzentrizität, Stablänge $L_{sys} = 10760$ mm:

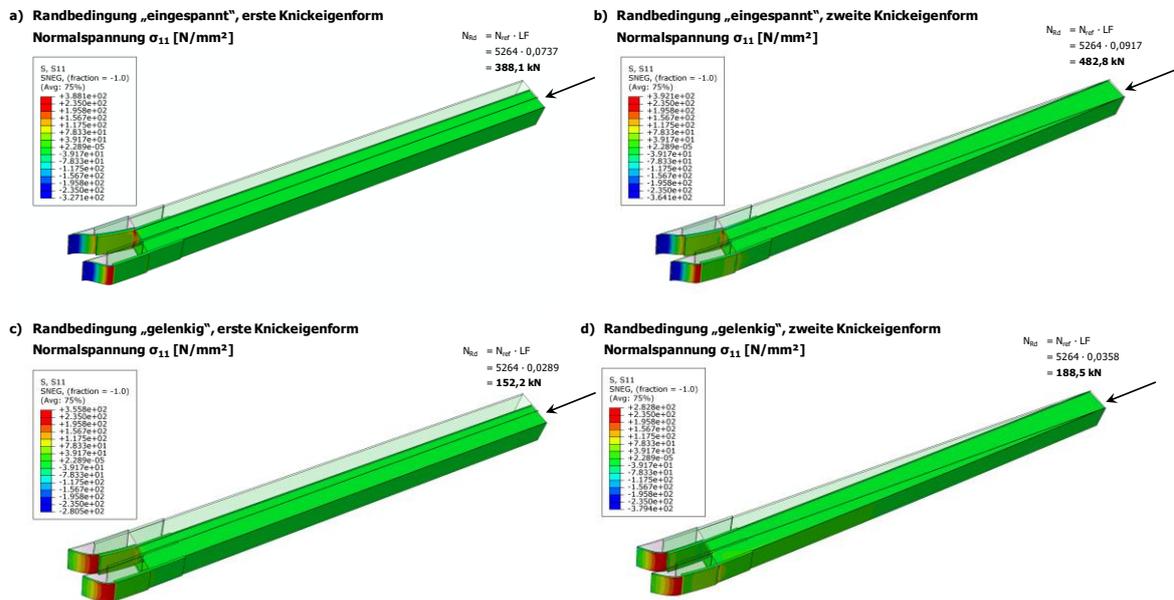


Bild 186: Traglastergebnisse der isolierten FE-Stabberechnung, mit Knotenblechexzentrizität und der zutreffenden Stablänge $L_{sys} = 10760$ mm mit der Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm: Normalspannung σ_{11} : a) RB „eingespannt“, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, b) RB „eingespannt“, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, c) RB „gelenkig“, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, d) RB „gelenkig“, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform

Variante II: mit durchgehenden Gurten, Stablänge $L_{sys} = 10760$ mm:

Die Ergebnisse mit durchgehenden Gurten sind ident mit jenen aus Punkt e) – siehe Bild 182. Die reduzierte Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm hat im Fall mit durchgehenden Gurten keinen Einfluss auf die maximale Traglast des betrachteten Einzelstabes, da die Gurte im idealisierten Modell mit konstanter Dicke (20 mm) bis zu den Auflagern geführt werden.

g) Darstellung der Ergebnisse der Traglastberechnungen: Fachwerkgurte als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit Systemlänge $L_{sys} = 5380$ mm, Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm

Erfasste Imperfektionen bei den Traglastberechnungen:

Den Traglastberechnungen werden geometrische Imperfektionen mit affinen Verläufen zur durchgeführten Eigenwertanalyse zugrunde gelegt. Die erste Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale zeigt Bild 187a, die zweite Eigenform ist in Bild 187b dargestellt. Der Maximalwert der Verformung wird als geometrische Imperfektion jeweils mit $e_0 = L_{sys}/750$ skaliert. Der Skalierungsfaktor der Knickeigenformen beträgt $e_0 = L_{sys}/750 = 5380\text{mm}/750 = 7,17$ mm.

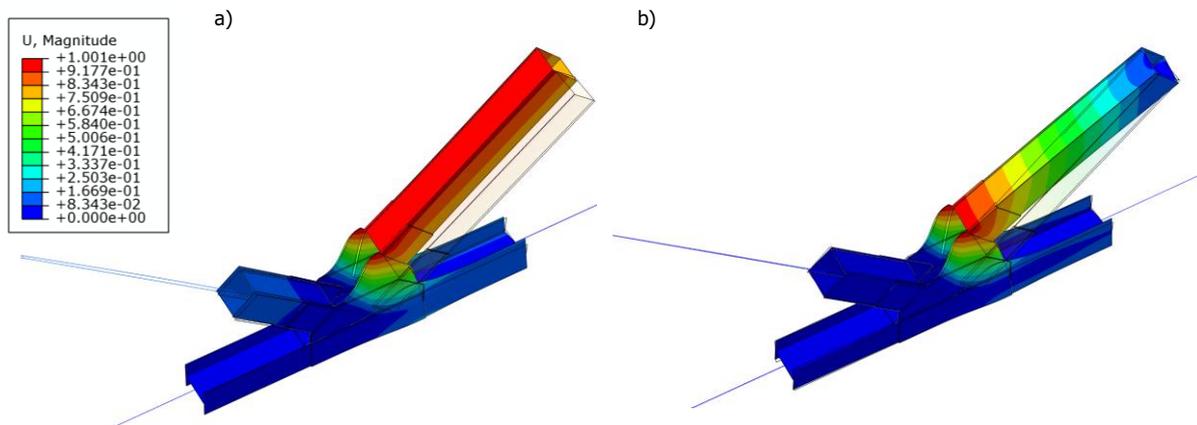


Bild 187: a) erste und b) zweite Knickeigenform der untersuchten Druckdiagonale mit Fachwerkgurten als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 5380$ mm und der Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm

Das nachfolgende Bild 188 zeigt die Traglastergebnisse der untersuchten Druckdiagonale mit Fachwerkgurten als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 5380$ mm und der Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm, mit geometrischen Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform. Bild 189 zeigt die Traglastergebnisse mit Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform.

In Bild 190 sind die Traglastergebnisse der isolierten FE-Stabberechnung mit Knotenblechexzentrizität und der Länge $L_{sys} = 5380$ mm (Variante I) für die beiden untersuchten Randbedingungen (Knotenblechrand eingespannt bzw. gelenkig) und beiden Imperfektionsarten – affin zur ersten bzw. zweiten Eigenform – dargestellt. Die Ergebnisse mit durchgehenden Gurten (Variante II) zeigt in gleicher Form das Bild 191.

Ergebnisse im Traglastzustand:

Geometrische Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform:

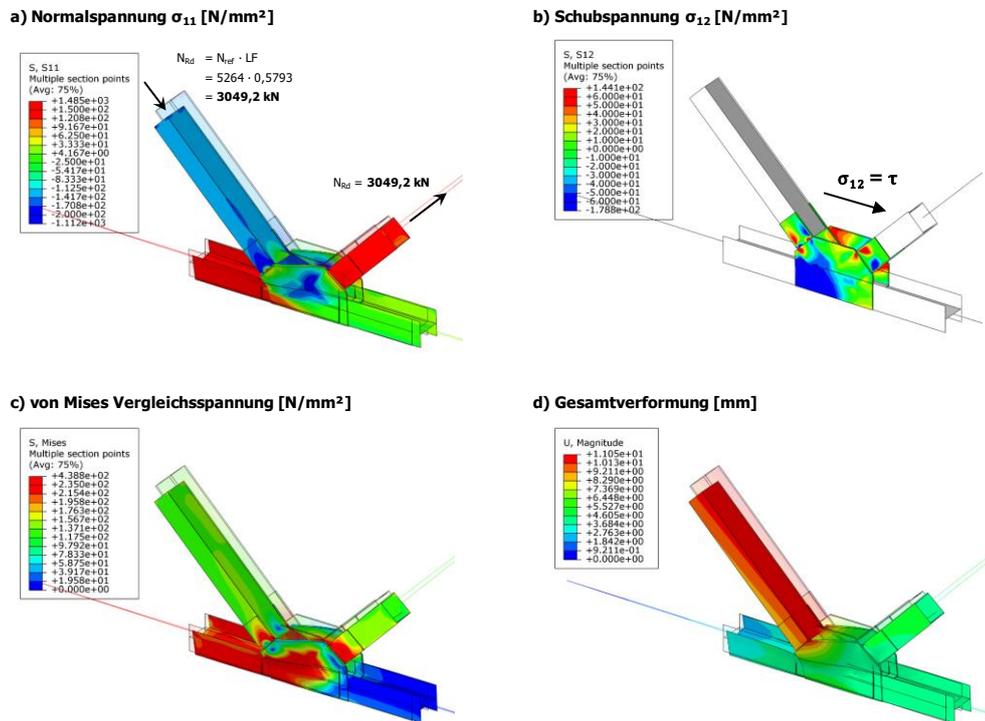


Bild 188: Traglastergebnisse der untersuchten Druckdiagonale mit Fachwerkgurten als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{Sys} = 5380 \text{ mm}$ und der Knotenblechdicke $t_1 = 20 \text{ mm}$ – Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform

Geometrische Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform:

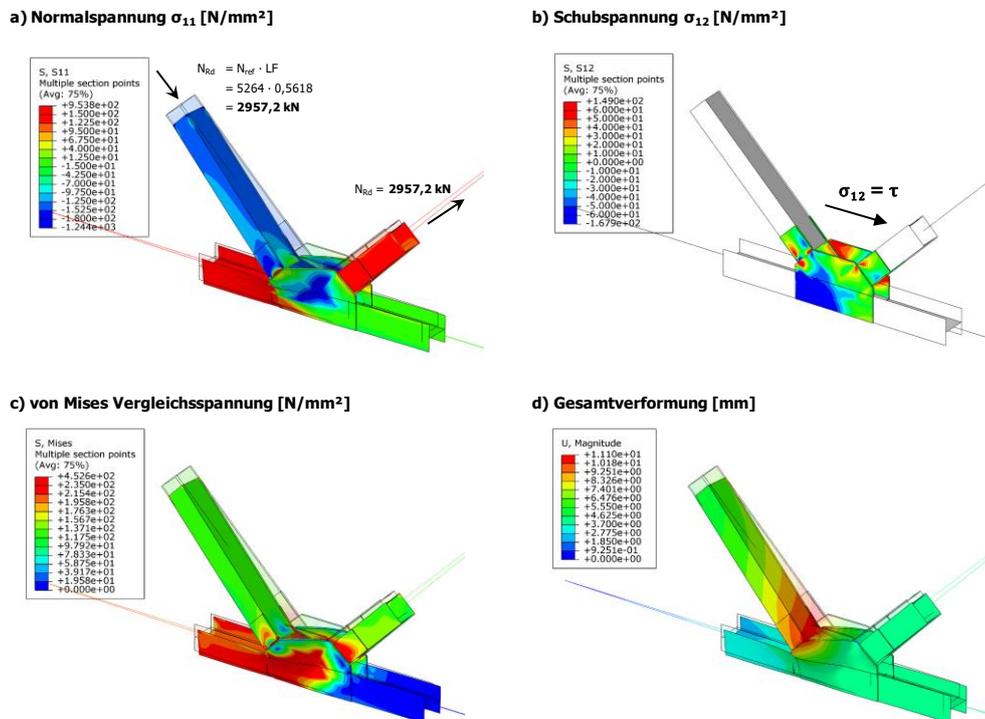


Bild 189: Traglastergebnisse der untersuchten Druckdiagonale mit Fachwerkgurten als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{Sys} = 5380 \text{ mm}$ und der Knotenblechdicke $t_1 = 20 \text{ mm}$ – Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform

Ergebnisse der isolierten FE-Stabberechnungen im Traglastzustand:

Variante I: mit Knotenblechexzentrizität, Stablänge $L_{sys} = 5380$ mm:

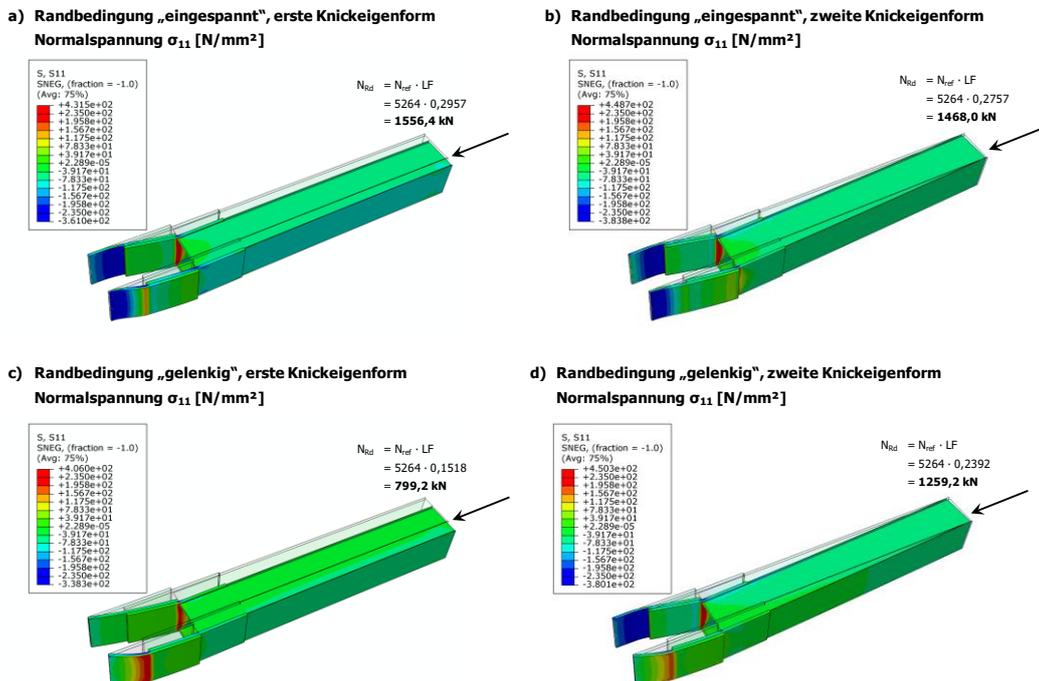


Bild 190: Traglastergebnisse der isolierten FE-Stabberechnung, mit Knotenblechexzentrizität und der zutreffenden Stablänge $L_{sys} = 5380$ mm: Normalspannung σ_{11} : a) RB „eingespannt“, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, b) RB „eingespannt“, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, c) RB „gelenkig“, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, d) RB „gelenkig“, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform

Variante II: mit durchgehenden Gurten, Stablänge $L_{sys} = 5380$ mm:

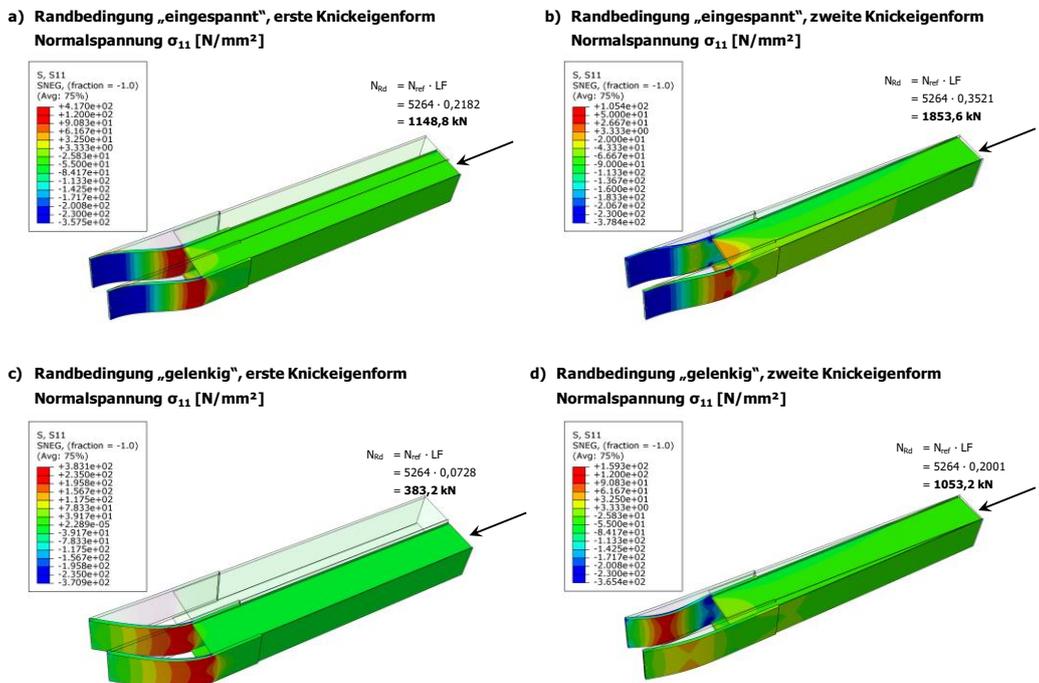


Bild 191: Traglastergebnisse der isolierten FE-Stabberechnung, ohne Knotenblechexzentrizität und der zutreffenden Stablänge $L_{sys} = 5380$ mm: Normalspannung σ_{11} : a) RB „eingespannt“, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, b) RB „eingespannt“, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, c) RB „gelenkig“, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, d) RB „gelenkig“, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform

h) Darstellung der Ergebnisse der Traglastberechnungen: Fachwerkgurte als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit Systemlänge $L_{\text{sys}} = 5380$ mm, Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm

Erfasste Imperfektionen bei den Traglastberechnungen:

Den Traglastberechnungen werden geometrische Imperfektionen mit affinen Verläufen zur durchgeführten Eigenwertanalyse zugrunde gelegt. Die erste Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale zeigt Bild 192a, die zweite Eigenform ist in Bild 192b dargestellt. Der Maximalwert der Verformung wird als geometrische Imperfektion jeweils mit $e_0 = L_{\text{sys}}/750$ skaliert. Der Skalierungsfaktor der Knickeigenformen beträgt $e_0 = L_{\text{sys}}/750 = 5380\text{mm}/750 = 7,17$ mm.

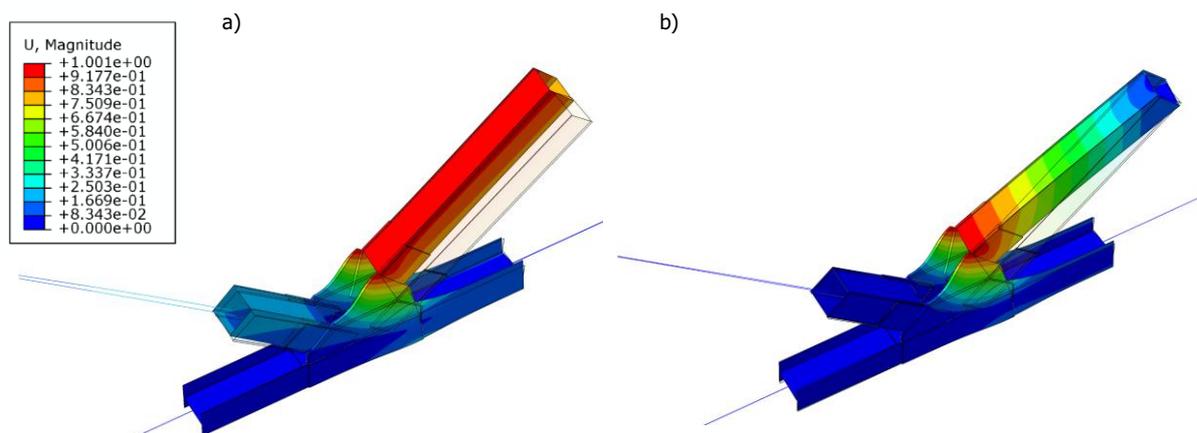


Bild 192: a) erste und b) zweite Knickeigenform der untersuchten Druckdiagonale mit Fachwerkgurten als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 5380$ mm und der Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm

Das nachfolgende Bild 193 zeigt die Traglastergebnisse der untersuchten Druckdiagonale mit Fachwerkgurten als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 5380$ mm und der Knotenblechdicke $t_1 = 10$, mm mit geometrischen Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform, Bild 194 mit Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform.

In Bild 195 sind die Traglastergebnisse der isolierten FE-Stabberechnung mit Knotenblechexzentrizität und der Länge $L_{\text{sys}} = 5380$ mm (Variante I) für die beiden untersuchten Randbedingungen (Knotenblechrand eingespannt bzw. gelenkig) und beiden Imperfektionsarten – affin zur ersten bzw. zweiten Eigenform – dargestellt. Die Ergebnisse mit durchgehenden Gurten (Variante II) zeigte in gleicher Form bereits das Bild 191, da das nun dünnere Knotenblech ($t_1 = 10$ mm) bei Variante II im Modell nicht abgebildet wird.

Ergebnisse im Traglastzustand:

Geometrische Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform:

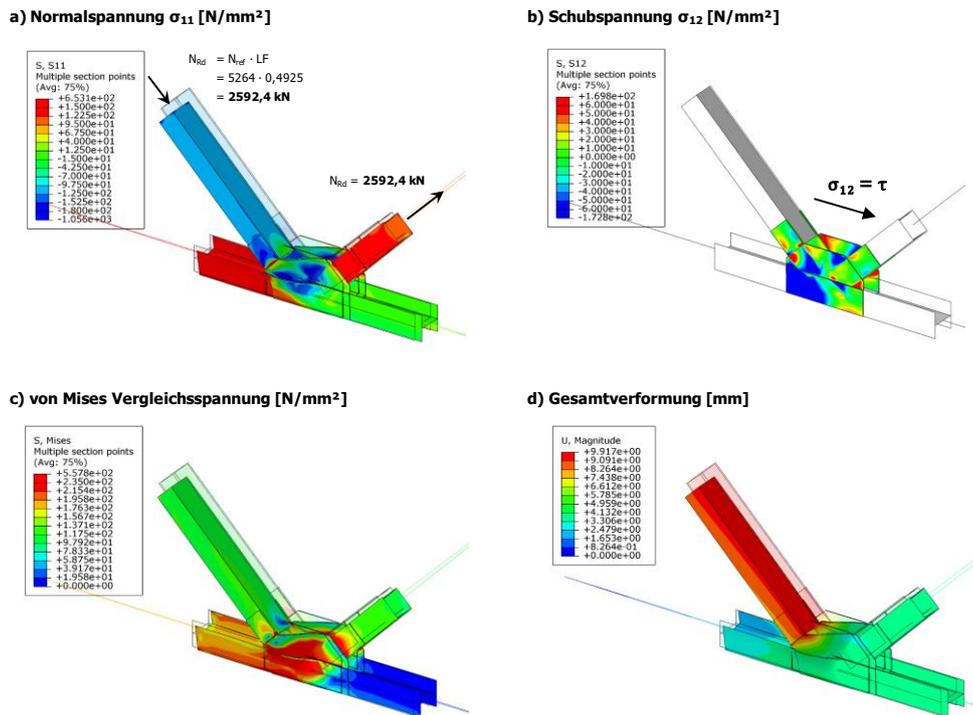


Bild 193: Traglastergebnisse der untersuchten Druckdiagonale mit Fachwerkgurten als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 5380 \text{ mm}$ und der Knotenblechdicke $t_1 = 10 \text{ mm}$ – Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform

Geometrische Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform:

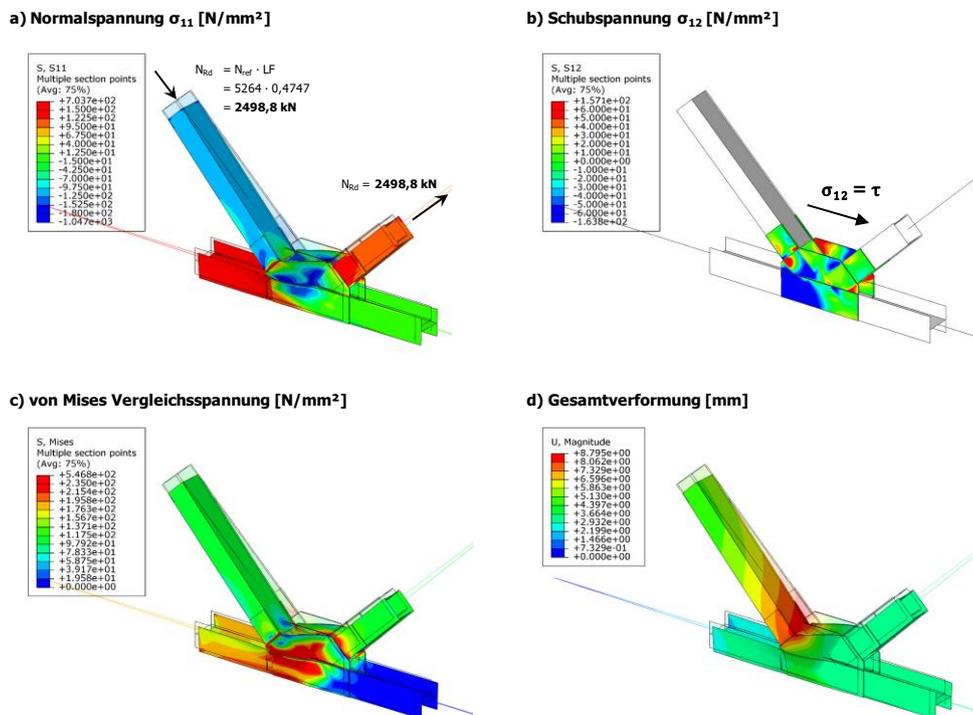
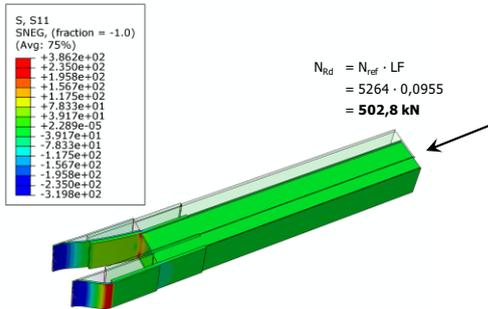


Bild 194: Traglastergebnisse der untersuchten Druckdiagonale mit Fachwerkgurten als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 5380 \text{ mm}$ und der Knotenblechdicke $t_1 = 10 \text{ mm}$ – Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform

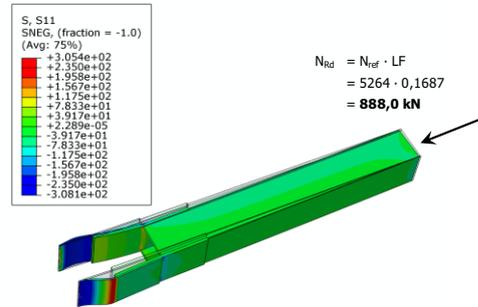
Ergebnisse der isolierten FE-Stabberechnungen im Traglastzustand:

Variante I: mit Knotenblechexzentrizität, Stablänge $L_{sys} = 5380$ mm:

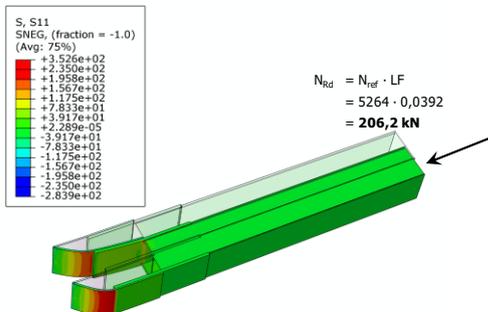
a) Randbedingung „eingespannt“, erste Knickeigenform
Normalspannung σ_{11} [N/mm²]



b) Randbedingung „eingespannt“, zweite Knickeigenform
Normalspannung σ_{11} [N/mm²]



c) Randbedingung „gelenkig“, erste Knickeigenform
Normalspannung σ_{11} [N/mm²]



d) Randbedingung „gelenkig“, zweite Knickeigenform
Normalspannung σ_{11} [N/mm²]

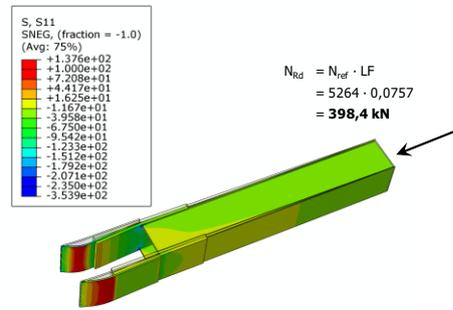


Bild 195: Traglastergebnisse der isolierten FE-Stabberechnung, mit Knotenblechexzentrizität und der zutreffenden Stablänge $L_{sys} = 5380$ mm mit der Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm: Normalspannung σ_{11} : a) RB „eingespannt“, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, b) RB „eingespannt“, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, c) RB „gelenkig“, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, d) RB „gelenkig“, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform

Variante II: mit durchgehenden Gurten, Stablänge $L_{sys} = 5380$ mm:

Die Ergebnisse mit durchgehenden Gurten sind ident mit jenen aus Punkt g) – siehe Bild 191. Die reduzierte Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm hat im Fall mit durchgehenden Gurten keinen Einfluss auf die maximale Traglast des betrachteten Einzelstabes, da die Gurte im idealisierten Modell mit konstanter Dicke (20 mm) bis zu den Auflagern geführt werden.

3.5.2. Traglastergebnisse im Vergleich und zutreffendes Einzelstabmodell

Nachfolgend werden die Traglastergebnisse (siehe Bild 196a bis Bild 203a) sowie die errechneten kritischen Verzweigungslasten (ideale Knicklasten; (siehe Bild 196b bis Bild 203b) für alle acht untersuchten Stäbe in jeweils einer Grafik zusammenfassend dargestellt:

- a) Fachwerkgurt als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm (siehe Bild 196a)
- b) Fachwerkgurt als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm (siehe Bild 197a)
- c) Fachwerkgurt als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 5380$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm (siehe Bild 198a)
- d) Fachwerkgurt als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 5380$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm (siehe Bild 199a)
- e) Fachwerkgurt als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm (siehe Bild 200a)
- f) Fachwerkgurt als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm (siehe Bild 201a)
- g) Fachwerkgurt als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 5380$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm (siehe Bild 202a)
- h) Fachwerkgurt als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 5380$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm (siehe Bild 203a)

Dabei sind die Drucktragfähigkeiten N_{Rd} der einzelnen Diagonalstäbe nach folgenden Berechnungsverfahren ausgewiesen:

- Realitätsnahe FE-Tragfähigkeiten des Systems mit:
 - Imperfektion in den Druckdiagonalen mit affinem Verlauf zur ersten Knickeigenform
 - Imperfektion in den Druckdiagonalen mit affinem Verlauf zur zweiten Knickeigenform
- Traglasten der isolierten FE-Einzelstabberechnungen für:
 - Variante I: mit Knotenblechexzentrizität
 - Stablänge L_{sys} (Fall e) bis h) mit Fachwerkgurten als I-Querschnitt) und Stablänge L_0 (Fall a) bis d) mit Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt), sowie jeweils beide untersuchte Randbedingungen: Knotenblechrand eingespannt („RB eingespannt“) und Knotenblechrand gelenkig („RB gelenkig“)
 - Variante II: mit durchgehenden Gurten (ohne Knotenblechexzentrizität)
 - Stablänge L_{sys} (Fall e) bis h) mit Fachwerkgurten als I-Querschnitt) und Stablänge L_0 (Fall a) bis d) mit Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt), sowie jeweils beide untersuchte Randbedingungen: Knotenblechrand eingespannt („RB eingespannt“) und Knotenblechrand gelenkig („RB gelenkig“)
- Traglasten der isolierten FE-Einzelstabberechnungen mit durchgehendem Hohlprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche an den Stabenden, und der Systemlänge L_{sys} als Referenztraglast (Anm.: ebenfalls nur geometrische Imperfektionen $e_0 = L_{\text{sys}} / 750$ erfasst)
 - Untersuchte Randbedingungen: beidseits gelenkig (Eulerfall II) und beidseits eingespannt (Eulerfall IV)

Anmerkung: - Traglasten der isolierten FE-Einzelstabberechnungen (Variante I und Variante II): Im Abschnitt 3.5.1 sind für die Systeme mit Hohlprofilquerschnitt als Fachwerkgurte die Traglastergebnisse für die untersuchten isolierten Einzelstäbe mit der zutreffenden Länge L_0 dargestellt. In den nachfolgenden Diagrammen (Bild 196a bis Bild 199a) sind zusätzlich auch die Traglasten mitangegeben, welche sich bei einer Stablänge ident zu L_{sys} ergeben würden (Verlängerung der freien Knotenblechlänge bis zum Schnittpunkt der Systemachsen, somit Verlängerung der freien Knotenblechlänge von ursprünglich 561 mm auf 801 mm, siehe Bild 150). Diese Variante ist als zu konservativ anzusehen, vgl. Abschnitt 3.4.2.2.

Für die Systeme mit I-Profilquerschnitt als Fachwerkgurte sind für die Traglastergebnisse der isolierten Einzelstäbe mit der zutreffenden Länge L_{sys} in den entsprechenden nachfolgenden Diagrammen (Bild 200a bis Bild 203a) zusätzlich die Traglasten angeführt, welche sich bei einer Stablänge ident zu L_0 ergeben würden (Verringerung der freien Knotenblechlänge bis zur Innenkante des als Fachwerkfurt dienenden liegenden I-Profiles von ursprünglich 575 mm auf 234 mm, siehe Bild 151). Diese Variante ist als nicht konservativ anzusehen, vgl. Abschnitt 3.4.2.2. Wird der Einzelstab nur bis zur Länge L_0 betrachtet (Länge bis zur Innenkante der Flansche der Fachwerkgurte – vgl. Bild 151), würden die Gurte des liegenden I-Profiles nicht mit in die Betrachtung der freien Knotenblechlänge miteinbezogen werden. Diese sind jedoch als eine Weiterführung der aufgesetzten Knotenbleche zu sehen – mit ihrer geringen Biegesteifigkeit aus der Fachwerkebene.

- Zum zutreffenden Vergleich der Traglastergebnisse der isolierten Stabberechnungen mit den numerisch ermittelten realitätsnahen Traglastergebnissen der Druckdiagonalen beinhalten alle Traglastergebnisse die gleiche Imperfektionsamplitude $e_0 = L_{sys}/750$ – und zwar auch dann, wenn die Stablänge die kürzere Länge L_0 ist.

In den nachfolgend jeweils unteren Teilbildern (siehe Bild 196b bis Bild 203b) sind zusätzlich die zugehörigen kritischen Verzweigungslasten $N_{cr,e}$ aus den FE-Eigenwertanalysen angegeben. Für die Systeme mit Hohlprofilquerschnitt als Fachwerkgurte sind die kritischen Verzweigungslasten $N_{cr,e}$ für die untersuchten isolierten Einzelstäbe mit der zutreffenden Länge L_0 dargestellt, für die Systeme mit I-Profilquerschnitt als Fachwerkgurte mit der zutreffenden Länge L_{sys} (vgl. Abschnitt 3.4.2.2).

Auch die Verzweigungslasten $N_{cr,e}$ der isolierten FE-Einzelstabberechnungen mit durchgehendem Hohlprofilquerschnitt, ohne Knotenblechen an den Stabenden, und der Systemlänge L_{sys} als Referenz, sind in den unteren Teilbildern jeweils mitangegeben.

a) Gesamtergebnisse der Traglastberechnungen: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm, Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm

Das Bild 196a zeigt die Traglastergebnisse der Druckdiagonale mit $L_{sys} = 10760$ mm bei einer untersuchten Knotenblechdicke von $t_1 = 20$ mm und als Hohlprofilquerschnitt ausgeführten Fachwerkgurten. Die genaue Geometrie zeigt das Bild 150 – Variante I.

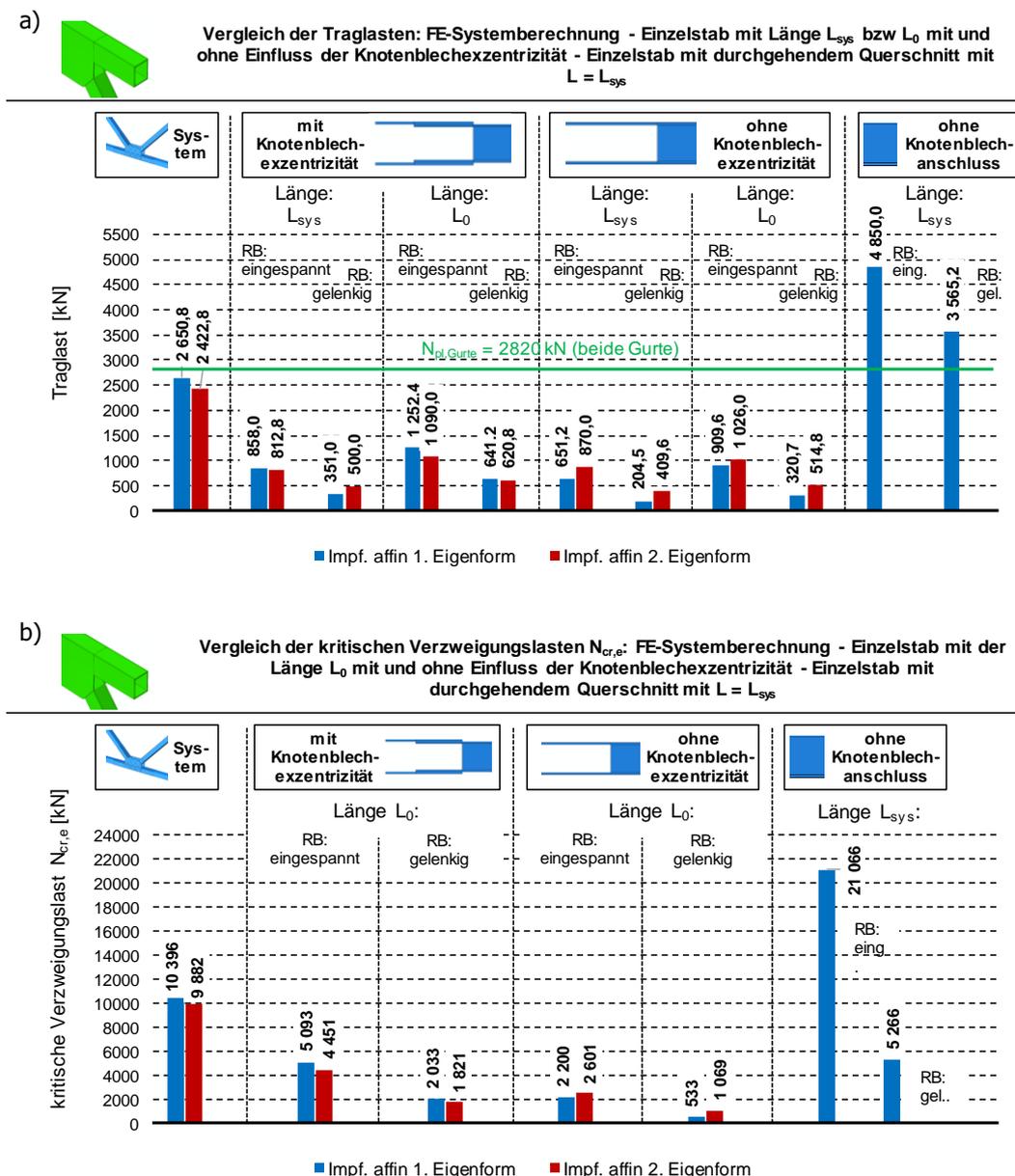


Bild 196: a) Ergebnisse der Traglastberechnungen: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm, b) zugehörige kritische Verzweigungslasten

Die maximale realitätsnahe Traglast der untersuchten Druckdiagonale (Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt) mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm beträgt 2422,8 kN. Hierbei wird jener Fall mit geometrischen Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform maßgebend (vgl. Bild 196a).

Die höchsten Spannungen treten in den weitergeführten Gurten auf – und zwar in jenem Querschnitt unmittelbar nach dem Ende des Hohlprofilquerschnittes. Infolge der hohen Biegespannungen plastizieren bei diesem Lastniveau auch bereits weite Bereiche der Knotenbleche (siehe von Mises Vergleichsspannungen in Bild 162c). Mit geometrischen Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform ist der Versagensmodus nahezu ident – jedoch ergibt sich eine um 9% höhere Tragfähigkeit ($N_{Rd} = 2650,8$ kN, siehe auch Bild 161). Die plastische Normalkrafttragfähigkeit der beiden verlängerten Gurte des Hohlprofilstabes als reine Referenzgröße für die höchste erreichbare Stabtragfähigkeit beträgt $N_{pl,Gurte} = 2820$ kN.

Im Vergleich zur realitätsnahen Traglastberechnung der Druckdiagonale, welche neben der tatsächlichen Knotenblechgeometrie auch die im Fachwerkknoten anschließenden Stäbe (Fachwerkgurt und Zugdiagonale) beinhaltet, liefern die Traglastberechnungen der herausgelösten Einzelstäbe durchgehend äußerst konservative Traglasten. Grund hierfür ist einerseits, dass die vergrößerte Biegesteifigkeit der realen, größeren Knotenbleche bei den Einzelstabmodellierungen nicht mitgehalten ist (bei den Einzelstäben sind die Knotenbleche lediglich mit konstanter Höhe der Druckdiagonalen modelliert) und andererseits, dass die günstige stabilisierende Wirkung der Zugdiagonale, für die Verformungen der Knotenbleche aus der Fachwerkebene, fehlt.

Die Tragfähigkeit mit eingespannten Knotenblechrändern beträgt 1090,0 kN (siehe auch Bild 163b), mit gelenkigen Knotenblechrändern 620,8 kN (siehe auch Bild 163d) bei einer zutreffenden Stablänge $L_0 = 10279$ mm (vgl. Bild 159) und einer berücksichtigten Blechüberlappung zwischen weitergeführten Gurten und Knotenblechen (Fälle „mit Knotenblechexzentrizität“ in Bild 196a). Für beide Randbedingungen werden geometrische Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform maßgebend. Wird die Blechüberlappung respektive das damit verbundene zusätzlich auftretende lokale Exzentrizitätsmoment zwischen Gurt und Knotenblech nicht mitberücksichtigt, sondern werden rein die Gurte bis zur Stablänge L_0 verlängert, verringert sich die maximale Traglast: im Fall mit eingespannten Knotenblechrändern auf 909,6 kN (-16%, siehe auch Bild 164a), mit gelenkigen Knotenblechrändern auf 320,7 kN (-48%, siehe auch Bild 164c). Bei durchgehenden Gurten werden für beide Randbedingungen diesmal jedoch geometrische Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform maßgebend (Fälle „ohne Knotenblechexzentrizität“ in Bild 196a). Die wesentlich geringeren Traglasten mit verlängerten Gurten ohne Blechüberlappung sind darauf zurückzuführen, dass bei dieser Modellierungsvariante die erhöhte Biegesteifigkeit der überlappten Bleche (Gurte und Knotenbleche) nicht mitabgebildet wird. Dies spiegelt sich auch in den wesentlich höheren Verformungen aus der Ebene im Traglastzustand wieder. Somit ist dieser Fall „ohne Knotenblechexzentrizität“, demzufolge ohne mitberücksichtigtem zusätzlichem Exzentrizitätsmoment, für die untersuchte Druckdiagonale auf der sicheren Seite liegend.

Die höchsten Spannungen treten jeweils in den Querschnitten am Ende des Hohlprofilquerschnittes in den weitergeführten Gurten auf (vgl. Bild 163, Bild 164). Eine genaue Analyse und Auswertung der Spannungsverläufe in diesem Querschnitt, der die maximale Traglast limitiert, findet sich im Abschnitt 3.5.3.

Drastisch zu hohe Traglasten ergeben sich jedoch, falls die Knotenbleche keinen Eingang in die Bemessung der Tragfähigkeit der Druckdiagonale finden (Fälle „ohne Knotenblechanschluss“ in Bild 196a). Ein Stab mit der Länge $L_{sys} = 10760$ mm und durchgehend konstantem Hohlprofilquerschnitt überschätzt die Tragfähigkeit der realitätsnahen numerischen Tragfähigkeitsberechnung der Druckdiagonalen um 47% bei beidseits gelenkiger Lagerung (Eulerfall II, $N_{Rd} = 3565,2$ kN) bzw. um 100% bei beidseits eingespannter Lagerung (Eulerfall IV, $N_{Rd} = 4850,0$ kN). Auch dieser Einzelstab enthält – wie auch die Einzelstäbe mit weitergeführten Gurten – eine eigenformaffine Imperfektionen mit einer maximalen Amplitude in der Höhe von $e_0 = L_{sys}/750 = 14,35$ mm.

Die Traglastergebnisse der Einzelstäbe mit einer Stablänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm werden an dieser Stelle nicht diskutiert. Die Analyse der verformten Figuren im Schnitt A-A (vgl. Bild 159) zeigt, dass im Fall mit einer Fachwerkgurtausbildung als Hohlprofilquerschnitt eine derart große freie Knotenblechlänge bis zur Systemlänge L_{sys} zu konservativ ist. Das Bild 196a enthält die sich ergebenden Traglasten informativ (Ergebnisspalten für „Länge L_{sys} “).

Die kritische Verzweigungslast der Druckdiagonale mit anschließendem Fachwerkknoten – ermittelt am zutreffenden FE-Modell mithilfe einer linearen Eigenwertanalyse – beträgt für die zweite Knickeigenform $N_{\text{cr,e}} = 9882$ kN (siehe Bild 196b). Die ideale Knicknormalkraft des beidseits eingespannten Einzelstabes mit konstantem Hohlprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche, mit Systemlänge L_{sys} als Eulerfall IV mit beidseitiger Einspannung ergibt $N_{\text{cr,e}} = 21066$ kN. Da diese kritische Verzweigungslast, ermittelt mit $L_{\text{k,z}} = L_{\text{sys}}$, den Einfluss der geringeren Biegesteifigkeit infolge der alleinigen Knotenbleche an beiden Stabenden nicht erfasst, ist die Überschätzung der realen kritischen FE-Verzweigungslast eklatant (+213%). Mit beidseits gabelgelagerten Stabenden (Eulerfall II) beträgt $N_{\text{cr,e}} = 5266$ kN.

Die kritische FE-Verzweigungslast des isolierten Einzelstabmodelles mit Blechüberlappung und eingespannten Knotenblechrändern beträgt $N_{\text{cr,e}} = 4451$ kN (siehe Bild 196b), mit gelenkigen Knotenblechrändern $N_{\text{cr,e}} = 1821$ kN bei einer zutreffenden Stablänge $L_0 = 10279$ mm und einer berücksichtigten Blechüberlappung zwischen weitergeführten Gurten und Knotenblechen (Fälle „mit Knotenblechexzentrizität“ in Bild 196b). Für beide Randbedingungen wird für die kleinste kritische FE-Verzweigungslast die zweite Knickeigenform des isolierten Stabes maßgebend.

Im Vergleich zur realitätsnahen Verzweigungslast der Druckdiagonale, welche die tatsächliche Knotenblechgeometrie beinhaltet, sind die Verzweigungslasten der herausgelösten Einzelstäbe durchgehend äußerst konservativ. Grund hierfür ist hauptsächlich, dass die vergrößerte Biegesteifigkeit der realen, größeren Knotenbleche (mitwirkende Breite deutlich größer als angesetzte Druckstabbreite) nicht mitgehalten ist.

Wird die Blechüberlappung zwischen Gurt und Knotenblech nicht mitberücksichtigt, sondern werden nur die Gurte mit ihrer Höhe in der Druckdiagonale bis zur Stablänge L_0 verlängert, verringert sich die kritische Verzweigungslast: im Fall mit eingespannten Knotenblechrändern auf $N_{\text{cr,e}} = 2200$ kN, mit gelenkigen Knotenblechrändern auf $N_{\text{cr,e}} = 533$ kN. Bei durchgehenden Gurten wird für beide Randbedingungen diesmal jedoch die erste Knickeigenform des isolierten Stabes für die ideale Knicknormalkraft maßgebend (Fälle „ohne Knotenblechexzentrizität“ in Bild 196b). Ursache der wesentlich geringeren Verzweigungslasten mit verlängerten Gurten ohne Blechüberlappung ist, dass bei dieser Modellierungsvariante die erhöhte Biegesteifigkeit der überlappten Bleche (Gurt und Knotenblech) nicht mitabgebildet wird.

b) Gesamtergebnisse der Traglastberechnungen: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm, Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm

Das Bild 197a zeigt die Traglastergebnisse der Druckdiagonale, wenn die Knotenblechdicke von $t_1 = 20$ mm aus Punkt a) um die Hälfte auf $t_1 = 10$ mm reduziert wird – dies stellt den nicht baupraktischen Grenzfall dar. Die genaue Geometrie zeigt das Bild 150 – Variante II.

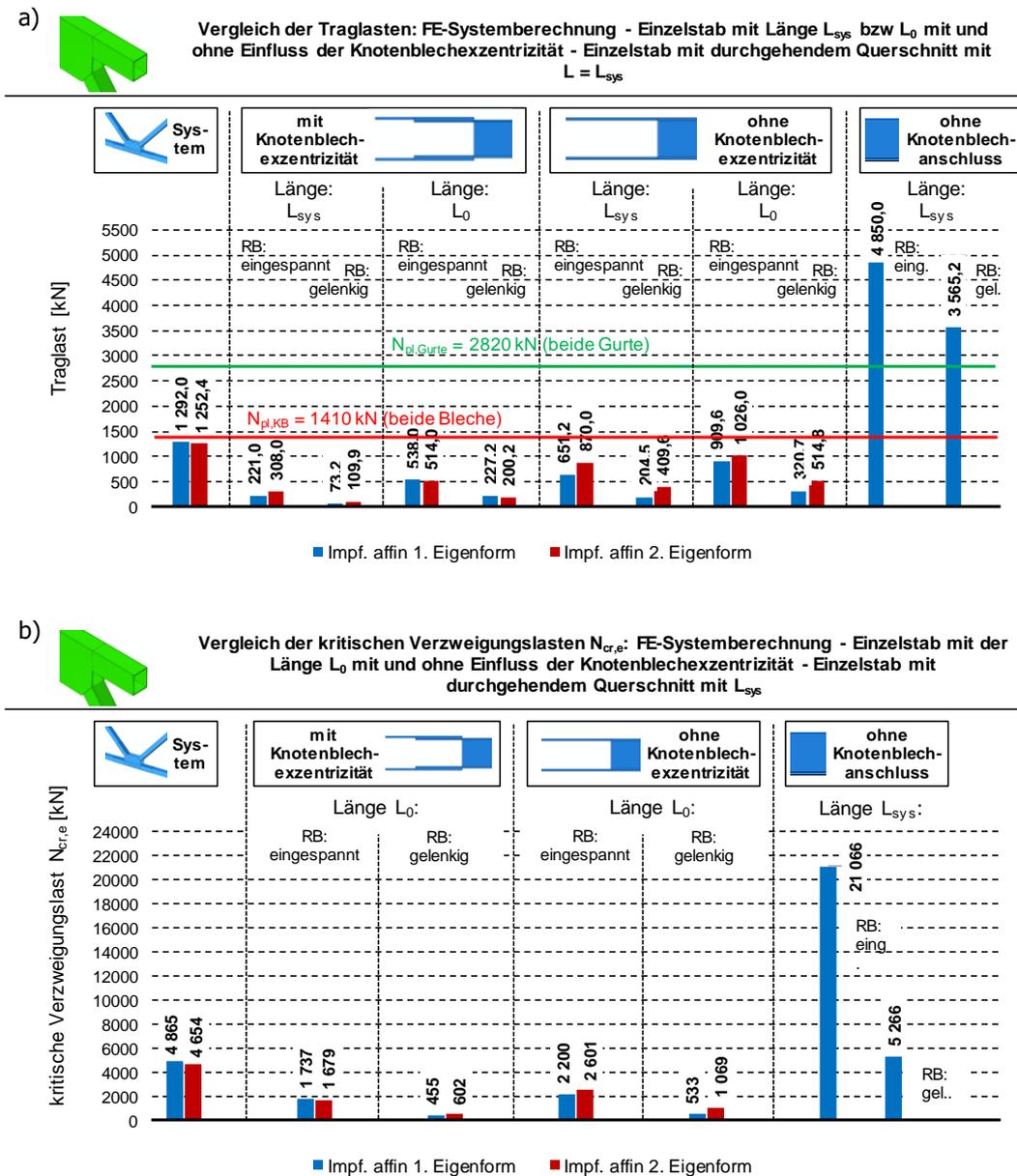


Bild 197: a) Ergebnisse der Traglastberechnungen: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm, b) zugehörige kritische Verzweigungslasten

Die maximale realitätsnahe Traglast der untersuchten Druckdiagonale (Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt) mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm beträgt nun 1252,4 kN – dies entspricht 52% der Traglast mit doppelter Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – siehe Punkt a) mit $N_{Rd} = 2422,8$ kN.

Die halbe Knotenblechdicke bedeutend für die untersuchte Diagonale demzufolge auch in etwa die halbe maximale Tragfähigkeit. Hierbei wird – wie auch bei der Diagonale aus Punkt a) – wieder jene Traglastberechnung mit geometrischen Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform maßgebend (vgl. Bild 197a). Die höchsten Spannungen treten nun in den Knotenblechen auf (siehe von Mises Vergleichsspannungen in Bild 167c) und zwar am unteren Knotenblechrand, an der Anschlussstelle zum Fachwerkgurt. Mit geometrischen Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform ist der Versagensmodus ident – hier ergibt sich eine lediglich 3% höhere Tragfähigkeit ($N_{Rd} = 1292,0$ kN, siehe Bild 166).

Im Vergleich zur realitätsnahen Traglastberechnung der Druckdiagonale liefern die Traglastberechnungen der herausgelösten Einzelstäbe durchgehend wieder konservative Traglasten. Auch dann, wenn die Blechüberlappung, respektive das damit verbundene zusätzlich auftretende lokale Exzentrizitätsmoment zwischen Gurt und Knotenblech, nicht mitberücksichtigt wird, sondern die Gurte mit der Dicke $t = 20$ mm bis zur Stablänge L_0 verlängert werden – ohne Dickenabstufung. In diesem Fall findet die geringere Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm keinen Eingang in die maximalen Traglasten (identen Traglasten der isolierten Einzelstäbe aus Punkt a) – im Fall mit eingespannten Knotenblechrändern 909,6 kN (siehe Bild 196a bzw. Bild 197a), mit gelenkigen Knotenblechrändern 320,7 kN (Fälle „ohne Knotenblechexzentrizität“).

Werden die weitergeführten Gurte des Hohlprofilquerschnittes mit der Dicke $t = 20$ mm nur bis zum Ende des Überlappungsbereichs modelliert und beidseits außen die Knotenbleche mit $t_1 = 10$ mm aufgesetzt und bis zum Stabende weitergeführt, reduzieren sich die Traglasten deutlich, da nun an den Stabenden über eine Länge von 221 mm lediglich die dünneren Knotenblechquerschnitte wirksam sind (siehe Bild 150 und vgl. Bild 197a: $N_{pl,KB} = 1410$ kN). Die Tragfähigkeit mit eingespannten Knotenblechrändern beträgt 514,0 kN (siehe auch Bild 168b), mit gelenkigen Knotenblechrändern 200,2 kN (siehe auch Bild 168d) bei einer zutreffenden Stablänge $L_0 = 10279$ mm (vgl. Bild 159, Fälle „mit Knotenblechexzentrizität“ in Bild 197a). Für beide Randbedingungen werden geometrische Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform maßgebend.

Die höchsten Spannungen treten nun jeweils in den Querschnitten am Ende des Überlappungsbereichs zwischen weitergeführten Gurten und Knotenblechen in den Knotenblechen auf (vgl. Bild 168).

Bei diesem Fall mit einer sehr geringen untersuchten Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm wird besonders offensichtlich, dass der Einfluss der geringeren Biegesteifigkeit der Knotenbleche aus der Ebene an den Stabanschlüssen unumgänglich für die Bemessung der Tragfähigkeit der Druckdiagonale ist (Vergleich gegenüber Fälle „ohne Knotenblechanschluss“ in Bild 197a). Ein Stab mit der Länge $L_{sys} = 10760$ mm und durchgehend konstantem Hohlprofilquerschnitt überschätzt die Tragfähigkeit der realitätsnahen numerischen Tragfähigkeitsberechnung der Druckdiagonalen um 284% bei beidseits gelenkiger Lagerung (Eulerfall II, $N_{Rd} = 3565,2$ kN) bzw. um 387% bei beidseits eingespannter Lagerung (Eulerfall IV, $N_{Rd} = 4850,0$ kN). Dies liegt weit über der Querschnittstragfähigkeit der Knotenbleche von $N_{pl,KB} = 1410$ kN.

Die kritische Verzweigungslast der Druckdiagonale mit anschließendem Fachwerkknoten – ermittelt am zutreffenden FE-Modell mithilfe einer linearen Eigenwertanalyse – beträgt für die zweite Knickeigenform $N_{cr,e} = 4654$ kN (siehe Bild 197b). Die ideale Knicknormalkraft des beidseits eingespannten Einzelstabes mit konstantem Hohlprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche, mit Systemlänge L_{sys} als Eulerfall IV ergibt $N_{cr,e} = 21066$ kN. Da diese kritische Verzweigungslast, ermittelt mit $L_{k,z} = L_{sys}$, den Einfluss der geringeren Biegesteifigkeit infolge der Knotenbleche an beiden Stabenden nicht erfasst, ist die Überschätzung der realen kritischen FE-Verzweigungslast eklatant (+213%). Mit beidseits gabelgelagerten Stabenden (Eulerfall II) beträgt $N_{cr,e} = 5266$ kN – auch hier wird die reale kritische FE-Verzweigungslast überschätzt.

Die kritische FE-Verzweigungslast des isolierten Einzelstabmodelles mit Blechüberlappung und eingespannten Knotenblechrändern beträgt $N_{cr,e} = 1679$ kN (siehe Bild 197b – maßgebend für die kleinste kritische FE-Verzweigungslast ist die zweite Knickeigenform des isolierten Stabes), mit gelenkigen Knotenblechrändern $N_{cr,e} = 455$ kN (maßgebend ist die erste Knickeigenform) bei einer zutreffenden Stablänge $L_0 = 10279$ mm und einer berücksichtigten Blechüberlappung zwischen weitergeführten Gurten und Knotenblechen (Fälle „mit Knotenblechexzentrizität“ in Bild 197b).

Im Vergleich zur realitätsnahen Verzweigungslast der Druckdiagonale, welche die tatsächliche Knotenblechgeometrie beinhaltet, sind die Verzweigungslasten der herausgelösten Einzelstäbe durchgehend äußerst konservativ.

Wird die Blechüberlappung zwischen Gurt und Knotenblech nicht mitberücksichtigt, sondern werden nur die Gurte mit der Dicke $t = 20$ mm bis zur Stablänge L_0 verlängert, erhöhen sich die kritischen Verzweigungslasten, da die dünneren Knotenbleche mit $t_1 = 10$ mm in diesem Fall nicht berücksichtigt werden (identische kritische Verzweigungslasten der isolierten Einzelstäbe aus Punkt a) – vgl. Bild 196b). Im Fall mit eingespannten Knotenblechrändern beträgt $N_{cr,e} = 2200$ kN, mit gelenkigen Knotenblechrändern ist $N_{cr,e} = 533$ kN. Jedoch wird – auch bei eingespannten Gurträndern und Vernachlässigung der dünneren Knotenbleche infolge der modellierten durchgehenden Gurte – bei dieser Grenzfallbetrachtung die reale kritische FE-Verzweigungslast der Druckdiagonale unterschätzt.

c) Gesamtergebnisse der Traglastberechnungen: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit Systemlänge $L_{sys} = 5380$ mm, Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm

Das Bild 198a zeigt die Traglastergebnisse der Druckdiagonale, wenn die Systemlänge von $L_{sys} = 10760$ mm aus Punkt a) um die Hälfte auf $L_{sys} = 5380$ mm reduziert wird. Die Knotenblechdicke beträgt $t_1 = 20$ mm. Die genaue Geometrie zeigt das Bild 150 – Variante I.

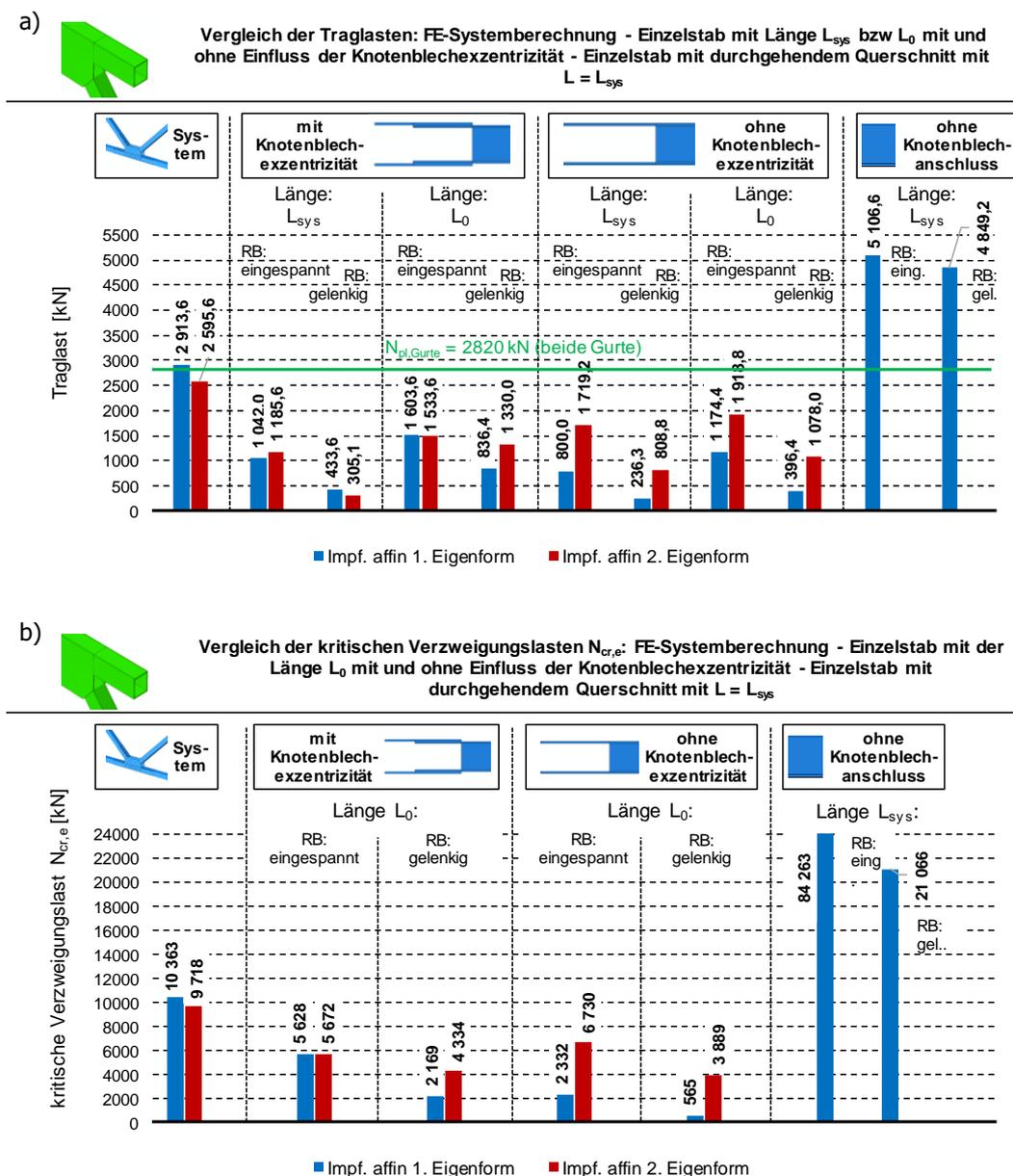


Bild 198: a) Ergebnisse der Traglastberechnungen: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 5380$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm, b) zugehörige kritische Verzweigungslasten

Die realitätsnahe Traglastberechnung der untersuchten Druckdiagonale (Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt) mit der Systemlänge $L_{sys} = 5380$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm liefert eine maximale Tragfähigkeit von 2595,6 kN. Hierbei wird jener Fall mit geometrischen Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform maßgebend (vgl. Bild 198a).

Die höchsten Spannungen treten in den weitergeführten Gurten auf – und zwar in jenem Querschnitt unmittelbar nach dem Ende des Hohlprofilquerschnittes (vgl. Bild 171). Infolge der hohen Biegespannungen plastizieren bei diesem Lastniveau auch bereits weite Bereiche der Knotenbleche am unteren Rand an der Anschlussstelle zum Fachwerkgurt (siehe von Mises Vergleichsspannungen in Bild 171c). Mit geometrischen Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform ist der Versagensmodus nahezu ident – jedoch ergibt sich eine um 9% höhere Tragfähigkeit ($N_{Rd} = 2913,6$ kN, siehe auch Bild 170). Im Vergleich zur Druckdiagonalen mit der doppelten Systemlänge aus Punkt a) ($L_{sys} = 10760$ mm), ist die Tragfähigkeit der kurzen Diagonalen ($L_{sys} = 5380$ mm) nur unwesentlich höher (+9%). Es ist dadurch erkennbar, dass kein Stabversagen infolge globalen Knickens der Diagonale aus der Fachwerkebene auftritt, sondern sich als Versagensmechanismus ein reines Querschnittsversagen in den weitergeführten Gurten einstellt.

Im Vergleich zur realitätsnahen Traglastberechnung der Druckdiagonale, welche neben der tatsächlichen Knotenblechgeometrie auch die im Fachwerkknoten anschließenden Stäbe (Fachwerkgurt und Zugdiagonale) beinhaltet, liefern die Traglastberechnungen der herausgelösten Einzelstäbe wieder durchgehend sehr konservative Traglasten. Die Tragfähigkeit mit eingespannten Knotenblechrändern beträgt 1533,6 kN (siehe auch Bild 172b), mit gelenkigen Knotenblechrändern 836,4 kN (siehe auch Bild 172c) bei einer zutreffenden Stablänge $L_0 = 4900$ mm (vgl. Bild 159) und einer berücksichtigten Blechüberlappung zwischen weitergeführten Gurten und Knotenblechen (Fälle „mit Knotenblechexzentrizität“ in Bild 198a). Für die Randbedingung „Knotenblechrand eingespannt“ werden geometrische Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform maßgebend, für die Randbedingung „Knotenblechrand gelenkig“ geometrische Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform.

Wird die Blechüberlappung, respektive das damit verbundene zusätzlich auftretende Exzentrizitätsmoment zwischen Gurten und Knotenblechen, nicht mitberücksichtigt, sondern werden die Gurte bis zur Stablänge L_0 verlängert, verringert sich die maximale Traglast: im Fall mit eingespannten Knotenblechrändern auf 1174,4 kN (-23%, siehe auch Bild 173a), mit gelenkigen Knotenblechrändern auf 396,4 kN (-52%, siehe auch Bild 173c). Bei durchgehenden Gurten werden für beide Randbedingungen diesmal jedoch geometrische Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform maßgebend (Fälle „ohne Knotenblechexzentrizität“ in Bild 198a).

Die höchsten Spannungen treten jeweils in den Querschnitten am Ende des Hohlprofilquerschnittes in den weitergeführten Gurten auf (vgl. Bild 173).

Falls die Knotenbleche keinen Eingang in die Bemessung der Tragfähigkeit der Druckdiagonale finden (Fälle „ohne Knotenblechanschluss“ in Bild 198a), ist die Überschätzung der Traglast eines Stabes mit der Länge $L_{sys} = 5380$ mm und durchgehend konstantem Hohlprofilquerschnitt noch eklatanter als bei der Druckdiagonalen mit der doppelten Länge, und zwar um 89% bei beidseits gelenkiger Lagerung (Eulerfall II, $N_{Rd} = 4849,2$ kN) bzw. um 100% bei beidseits eingespannter Lagerung (Eulerfall IV, $N_{Rd} = 5106,6$ kN). Diese im Vergleich zum Druckstab aus Punkt a) höhere Überschätzung liegt am größeren Verhältnis der freien Knotenblechlänge zur Stablänge – bei beiden Stäben ist die freie Knotenblechlänge ident. Infolge dieses höheren Verhältnisses ist auch der Einfluss der Blechanschlüsse an beiden Stabenden noch stärker ausgeprägt. Auch dieser Einzelstab enthält – wie auch die Einzelstäbe mit weitergeführten Gurten – eine eigenformaffine Imperfektionen mit einer maximalen Amplitude in der Höhe von $e_0 = L_{sys}/750 = 7,17$ mm.

Die Traglastergebnisse der Einzelstäbe mit einer Stablänge $L_{\text{sys}} = 5380$ mm werden an dieser Stelle nicht diskutiert. Die Analyse der verformten Figuren im Schnitt A-A (vgl. Bild 159) zeigt, dass im Fall mit einer Fachwerkuntergurtausbildung als Hohlprofilquerschnitt eine derart große freie Knotenblechlänge bis zur Systemlänge L_{sys} zu konservativ ist. Das Bild 198a enthält die sich ergebenden Traglasten informativ (Ergebnisspalten für „Länge L_{sys} “).

Die kritische Verzweigungslast der Druckdiagonale mit anschließendem Fachwerkknoten – ermittelt am zutreffenden FE-Modell mithilfe einer linearen Eigenwertanalyse – beträgt für die zweite Knickeigenform $N_{\text{cr,e}} = 9718$ kN (siehe Bild 198b). Dies entspricht nahezu der idealen Knicknormalkraft der Druckdiagonale aus Punkt a) mit der Länge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm. Es zeigt sich, dass bei einer Halbierung der Systemlänge auf $L_{\text{sys}} = 5380$ mm die kritische Verzweigungslast der Druckdiagonale mit anschließendem Fachwerkknoten nahezu unverändert bleibt.

Die ideale Knicknormalkraft des beidseits eingespannten Einzelstabes mit konstantem Hohlprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche, mit Systemlänge L_{sys} als Eulerfall IV ergibt $N_{\text{cr,e}} = 84263$ kN. Da diese kritische Verzweigungslast, ermittelt mit $L_{k,z} = L_{\text{sys}}$, den Einfluss der geringeren Biegesteifigkeit infolge der Knotenbleche an beiden Stabenden nicht erfasst, ist die Überschätzung der realen kritischen FE-Verzweigungslast eklatant (+867%). Mit beidseits gabelgelagerten Stabenden (Eulerfall II) beträgt $N_{\text{cr,e}} = 21066$ kN (siehe Bild 198b). Auch hier ist die Überschätzung mit +216% enorm.

Die kritische FE-Verzweigungslast des isolierten Einzelstabmodelles mit Blechüberlappung und eingespannten Knotenblechrändern beträgt $N_{\text{cr,e}} = 5628$ kN (siehe Bild 198b), mit gelenkigen Knotenblechrändern $N_{\text{cr,e}} = 2169$ kN, bei einer zutreffenden Stablänge $L_0 = 10279$ mm und einer berücksichtigten Blechüberlappung zwischen weitergeführten Gurten und Knotenblechen (Fälle „mit Knotenblechexzentrizität“ in Bild 198b). Für beide Randbedingungen wird für die kleinste kritische FE-Verzweigungslast die erste Knickeigenform des isolierten Stabes maßgebend.

Im Vergleich zur realitätsnahen Verzweigungslast der Druckdiagonale, welche die tatsächliche Knotenblechgeometrie beinhaltet, sind die Verzweigungslasten der herausgelösten Einzelstäbe durchgehend äußerst konservativ. Grund hierfür ist hauptsächlich, dass die vergrößerte Biegesteifigkeit der realen, größeren Knotenbleche nicht mitenthalten ist.

Wird die Blechüberlappung zwischen Gurt und Knotenblech nicht mitberücksichtigt, sondern werden nur die Gurte mit ihrer Höhe in der Druckdiagonale bis zur Stablänge L_0 verlängert, verringert sich die kritische Verzweigungslast: im Fall mit eingespannten Knotenblechrändern auf $N_{\text{cr,e}} = 2332$ kN, mit gelenkigen Knotenblechrändern auf $N_{\text{cr,e}} = 565$ kN. Bei durchgehenden Gurten wird für beide Randbedingungen wieder die erste Knickeigenform für die ideale Knicknormalkraft maßgebend (Fälle „ohne Knotenblechexzentrizität“ in Bild 198b). Ursache der wesentlich geringeren Verzweigungslasten mit verlängerten Gurten ohne Blechüberlappung ist, dass bei dieser Modellierungsvariante die erhöhte Biegesteifigkeit der überlappten Bleche (Gurt und Knotenblech) nicht mitabgebildet wird.

d) Gesamtergebnisse der Traglastberechnungen: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit Systemlänge $L_{sys} = 5380$ mm, Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm

Das Bild 199a zeigt die Traglastergebnisse der Druckdiagonale mit $L_{sys} = 5380$ mm, wenn die Knotenblechdicke von $t_1 = 20$ mm aus Punkt c) um die Hälfte auf $t_1 = 10$ mm reduziert wird. Die genaue Geometrie zeigt das Bild 150 – Variante II.

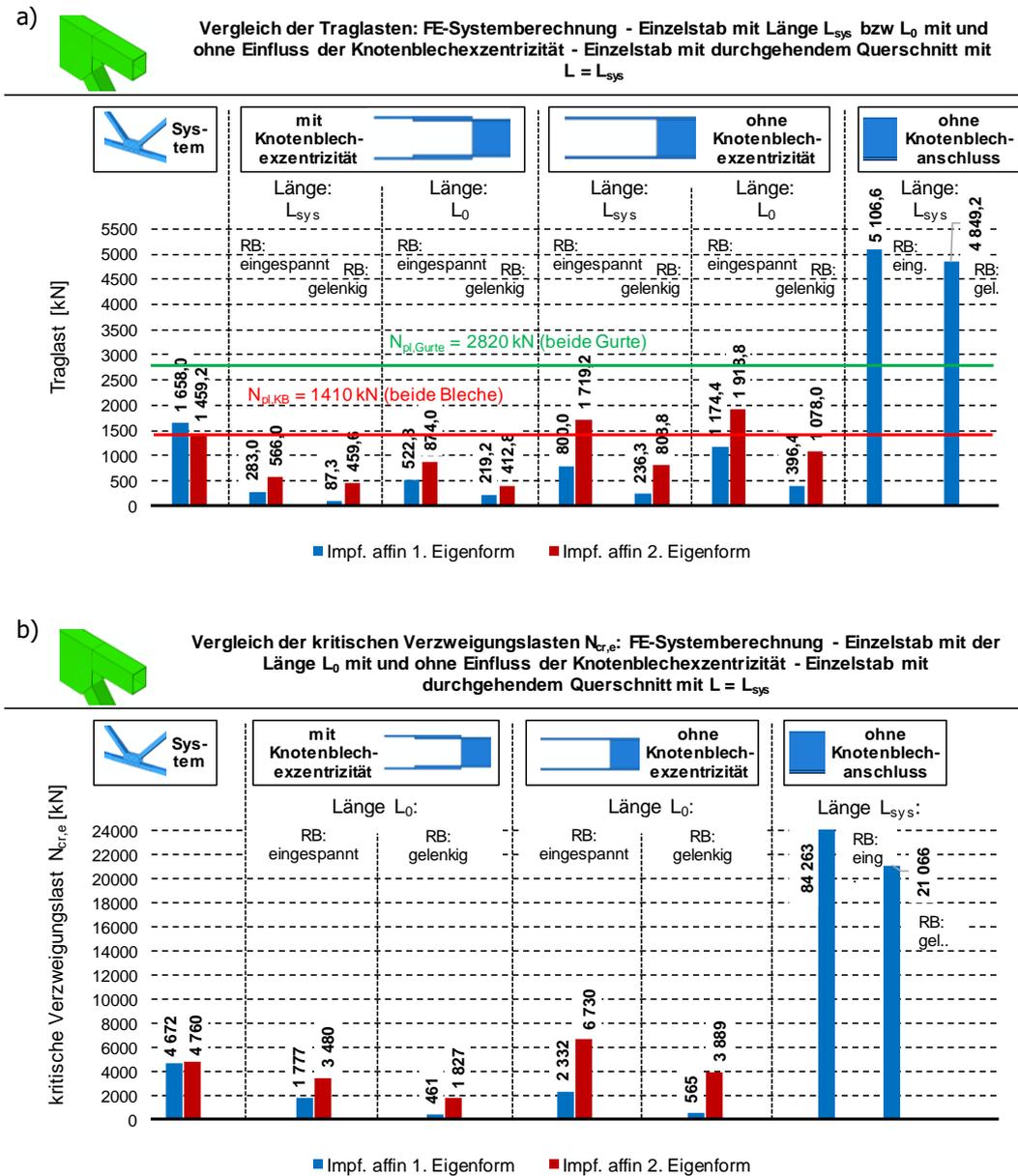


Bild 199: a) Ergebnisse der Traglastberechnungen: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 5380$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm, b) zugehörige kritische Verzweigungslasten

Die realitätsnahe Traglastberechnung der untersuchten Druckdiagonale (Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt) mit der Systemlänge $L_{sys} = 5380$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm liefert eine Traglast von nun 1459,2 kN – dies entspricht 56% der Traglast mit doppelter Knotenblechdicke (siehe Punkt c) mit $N_{Rd} = 2595,6$ kN). Die halbe Knotenblechdicke bedeutet für die untersuchte Diagonale demzufolge auch in etwa die halbe maximale Tragfähigkeit.

Hierbei wird wieder jener Fall mit geometrischen Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform maßgebend (vgl. Bild 199a). Wird die Knotenblechdicke halbiert, treten die höchsten Spannungen in den Knotenblechen auf (siehe von Mises Vergleichsspannungen in Bild 176c) und zwar am unteren Knotenblechrand an der Anschlussstelle zum Fachwerkgurt. Mit geometrischen Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform ist der Versagensmodus ident – hier ergibt sich eine um 13% höhere Tragfähigkeit ($N_{Rd} = 1658,0$ kN, siehe auch Bild 175).

Im Vergleich zur realitätsnahen Traglastberechnung der Druckdiagonale, liefern die Traglastberechnungen der herausgelösten Einzelstäbe durchgehend wieder konservative Traglasten. Auch dann, wenn die Blechüberlappung respektive, das damit verbundene zusätzlich auftretende lokale Exzentrizitätsmoment zwischen Gurt und Knotenblech, nicht mitberücksichtigt wird, sondern die Gurte mit der Dicke $t = 20$ mm bis zur Stablänge L_0 verlängert werden. In diesem Fall findet die geringere Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm keinen Eingang in die maximalen Traglasten (identen Traglasten der isolierten Einzelstäbe aus Punkt c) – im Fall mit eingespannten Knotenblechrändern 1174,4 kN (siehe Bild 198a bzw. Bild 199a), mit gelenkigen Knotenblechrändern 396,4 kN (Fälle „ohne Knotenblechexzentrizität“).

Werden die weitergeführten Gurte des Hohlprofilquerschnittes mit der Dicke $t = 20$ mm nur bis zum Ende des Überlappungsbereichs modelliert und beidseits außen die Knotenbleche mit $t_1 = 10$ mm aufgesetzt und bis zum Stabende weitergeführt, reduzieren sich die Traglasten deutlich, da nun an den Stabenden über eine Länge von 221 mm lediglich die dünneren Knotenblechquerschnitte wirksam sind (siehe Bild 150 und vgl. Bild 199a: $N_{pl,KB} = 1410$ kN). Die Tragfähigkeit mit eingespannten Knotenblechrändern beträgt 522,8 kN (siehe auch Bild 177a), mit gelenkigen Knotenblechrändern 219,2 kN (siehe auch Bild 177c) bei einer zutreffenden Stablänge $L_0 = 4900$ mm (vgl. Bild 159, Fälle „mit Knotenblechexzentrizität“ in Bild 199a). Für beide Randbedingungen werden geometrische Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform maßgebend.

Die höchsten Spannungen treten nun jeweils in den Querschnitten am Ende des Überlappungsbereichs zwischen weitergeführten Gurten und Knotenblechen in den Knotenblechen auf (vgl. Bild 177).

Die kritische Verzweigungslast der Druckdiagonale mit anschließendem Fachwerkknoten – ermittelt am zutreffenden FE-Modell mithilfe einer linearen Eigenwertanalyse – beträgt für die zweite Knickeigenform $N_{cr,e} = 4760$ kN (siehe Bild 199b). Für die Traglast ist die geometrische Imperfektionsfigur affin zur zweiten Knickeigenform maßgebend. Die kritische Verzweigungslast der ersten Knickeigenform ist mit $N_{cr,e} = 4672$ kN minimal geringer. Die ideale Knicknormalkraft des beidseits eingespannten Einzelstabes mit konstantem Hohlprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche, mit Systemlänge L_{sys} als Eulerfall IV ergibt $N_{cr,e} = 84263$ kN. Da diese kritische Verzweigungslast, ermittelt mit $L_{k,z} = L_{sys}$, den Einfluss der geringeren Biegesteifigkeit infolge der Knotenbleche an beiden Stabenden nicht erfasst, ist die Überschätzung der realen kritischen FE-Verzweigungslast eklatant. Mit beidseits gabelgelagerten Stabenden (Eulerfall II) beträgt $N_{cr,e} = 21066$ kN (siehe Bild 199b) – auch hier wird die reale kritische FE-Verzweigungslast weit überschätzt (+443%).

Die kritische FE-Verzweigungslast des isolierten Einzelstabmodelles mit Blechüberlappung und eingespannten Knotenblechrändern beträgt $N_{cr,e} = 1777$ kN (siehe Bild 199b), mit gelenkigen Knotenblechrändern $N_{cr,e} = 461$ kN, bei einer zutreffenden Stablänge $L_0 = 10279$ mm, der ersten Knickeigenform und einer berücksichtigten Blechüberlappung zwischen weitergeführten Gurten und Knotenblechen (Fälle „mit Knotenblechexzentrizität“ in Bild 199b).

Im Vergleich zur realitätsnahen Verzweigungslast der Druckdiagonale, welche die tatsächliche Knotenblechgeometrie beinhaltet, sind die Verzweigungslasten der herausgelösten Einzelstäbe durchgehend konservativ.

Wird die Blechüberlappung zwischen Gurt und Knotenblech nicht mitberücksichtigt, sondern werden nur die Gurte mit der Dicke $t = 20$ mm bis zur Stablänge L_0 verlängert, erhöhen sich die kritischen Verzweigungslasten, da die dünneren Knotenbleche mit $t_1 = 10$ mm in diesem Fall nicht berücksichtigt werden (identische kritische Verzweigungslasten der isolierten Einzelstäbe aus Punkt c) – vgl. Bild 198b). Im Fall mit eingespannten Knotenblechrändern beträgt $N_{cr,e} = 2332$ kN, mit gelenkigen Knotenblechrändern ist $N_{cr,e} = 565$ kN. Jedoch wird – auch bei eingespannten Gurträndern und Vernachlässigung der dünneren Knotenbleche infolge der modellierten durchgehenden Gurte – bei dieser Grenzfallbetrachtung die reale kritische FE-Verzweigungslast der Druckdiagonale unterschätzt.

e) Gesamtergebnisse der Traglastberechnungen: Fachwerkgurte als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm, Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm

Das Bild 200a zeigt die Traglastergebnisse der Druckdiagonale mit $L_{sys} = 10760$ mm bei einer untersuchten Knotenblechdicke von $t_1 = 20$ mm und als I-Profilquerschnitt ausgeführte Fachwerkgurte. Die genaue Geometrie zeigt das Bild 151 – Variante I.

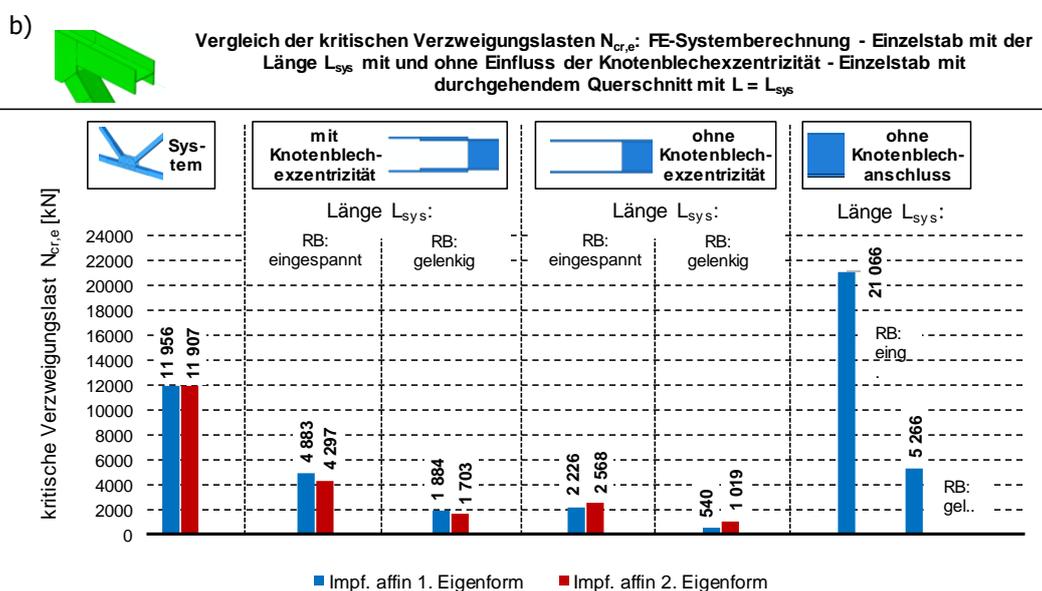
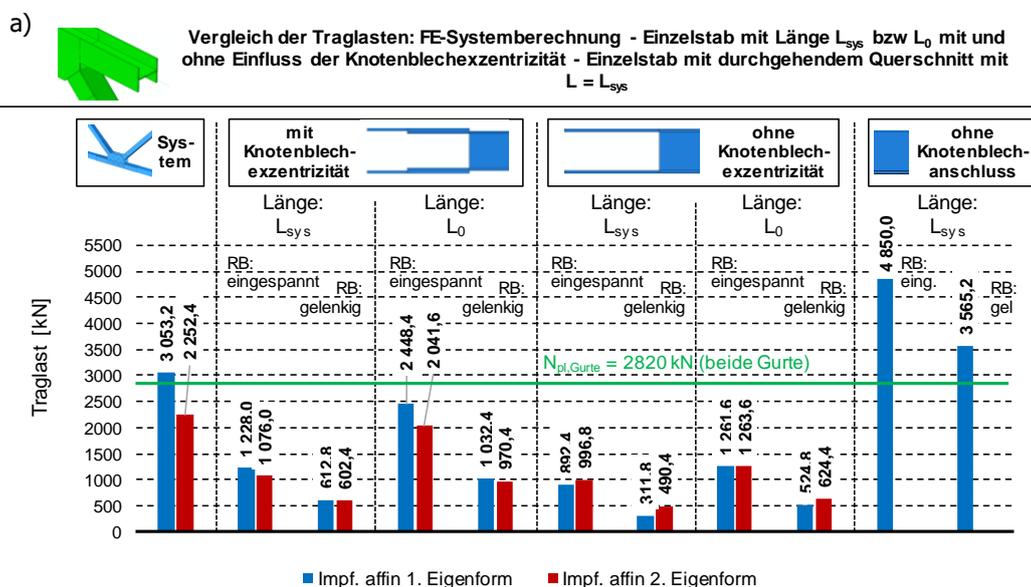


Bild 200: a) Ergebnisse der Traglastberechnungen: Fachwerkgurte als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm, b) zugehörige kritische Verzweigungslasten

Die maximale realitätsnahe Traglastberechnung der untersuchten Druckdiagonale (Fachwerkgurte als I-Profilquerschnitt) mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm liefert eine Tragfähigkeit von 2252,4 kN (siehe Bild 200a). Hierbei wird jener Fall mit geometrischen Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform maßgebend, da hierbei die geometrischen Imperfektionen am Ende des Hohlprofilquerschnittes als Anfangsschiefstellung der Knotenbleche auftreten (vgl. Bild 180d).

Die höchsten Spannungen sind bei diesem Lastniveau in den Gurten des als Fachwerkgurt liegenden I-Profiles – im Bereich des Steges des I-Profiles. An dieser Stelle sind die Knotenbleche an die beiden Gurte aufgesetzt (siehe von Mises Vergleichsspannungen in Bild 180c).

Mit geometrischen Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform ist der Versagensmodus das Erreichen der Querschnittstragfähigkeit der weitergeführten Gurte des Hohlprofilquerschnittes der Druckdiagonale. Es ergibt sich eine um 35% höhere Tragfähigkeit für diese Imperfektionsform ($N_{Rd} = 3052,2$ kN, siehe Bild 179a). Durch die geringen Verformungen der Knotenbleche aus der Fachwerkebene und lokalen Effekten aus der Mehrachsigkeit kann die plastische Normalkrafttragfähigkeit der weitergeführten Gurt sogar leicht überschritten werden ($N_{pl,Gurte} = 2820$ kN).

Im Vergleich zur realitätsnahen Traglastberechnung der Druckdiagonale, welche neben der tatsächlichen Knotenblechgeometrie auch die im Fachwerkknoten anschließenden Stäbe (Fachwerkgurt und Zugdiagonale) beinhaltet, liefern die Traglastberechnungen der herausgelösten Einzelstäbe durchgehend äußerst konservative Traglasten. Grund hierfür ist einerseits, dass die vergrößerte Biegesteifigkeit der realen Knotenbleche bei den Einzelstabmodellierungen nicht mitenthalten ist (bei den Einzelstäben sind die Knotenbleche lediglich mit konstanter Höhe der Druckdiagonale modelliert) und andererseits, dass die günstige stabilisierende Wirkung der Zugdiagonale sowie der linken Untergurthälfte unter Zugnormalkraft für die Verformungen der Knotenbleche aus der Fachwerkebene fehlt.

Die Tragfähigkeit mit eingespannten Knotenblechrändern beträgt 1076,0 kN (siehe auch Bild 181b), mit gelenkigen Knotenblechrändern 602,4 kN (siehe auch Bild 181d) bei einer zutreffenden Stablänge $L_{sys} = 10760$ mm (vgl. Bild 159) und einer berücksichtigten Blechüberlappung zwischen weitergeführten Gurten und Knotenblechen (Fälle „mit Knotenblechexzentrizität“ in Bild 200a). Für beide Randbedingungen werden geometrische Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform maßgebend. Wird die Blechüberlappung, respektive das damit verbundene zusätzlich auftretende lokale Exzentrizitätsmoment zwischen Gurt und Knotenblech, nicht mitberücksichtigt, sondern werden die Gurte bis zur Stablänge L_{sys} verlängert, verringert sich die maximale Traglast: im Fall mit eingespannten Knotenblechrändern auf 892,4 kN (siehe auch Bild 182a), mit gelenkigen Knotenblechrändern auf 311,8 kN (siehe auch Bild 182c). Bei durchgehenden Gurten werden für beide Randbedingungen diesmal jedoch geometrische Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform maßgebend (Fälle „ohne Knotenblechexzentrizität“ in Bild 200a). Die wesentlich geringeren Traglasten mit verlängerten Gurten ohne Blechüberlappung sind darauf zurückzuführen, dass bei dieser Modellierungsvariante die erhöhte Biegesteifigkeit der überlappten Bleche (Gurte und Knotenbleche) nicht mitabgebildet wird. Dies spiegelt sich auch in den wesentlich höheren Verformungen aus der Ebene im Traglastzustand wider. Somit ist dieser Fall „ohne Knotenblechexzentrizität“, demzufolge ohne mitberücksichtigtem zusätzlichem Exzentrizitätsmoment, für die untersuchte Druckdiagonale auf der sicheren Seite liegend.

Die höchsten Spannungen treten jeweils in den Querschnitten am Ende des Hohlprofilquerschnittes in den weitergeführten Gurten auf (vgl. Bild 182).

Drastisch zu hohe Traglasten ergeben sich jedoch, falls die Knotenbleche keinen Eingang in die Bemessung der Tragfähigkeit der Druckdiagonale finden (Fälle „ohne Knotenblechanschluss“ in Bild 200a). Ein Stab mit der Länge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm und durchgehend konstantem Hohlprofilquerschnitt überschätzt die Tragfähigkeit der realitätsnahen numerischen Tragfähigkeitsberechnung der Druckdiagonalen um 58% bei beidseits gelenkiger Lagerung (Eulerfall II, $N_{\text{Rd}} = 3565,2$ kN) bzw. um 115% bei beidseits eingespannter Lagerung (Eulerfall IV, $N_{\text{Rd}} = 4850,0$ kN). Auch dieser Einzelstab enthält – wie auch die Einzelstäbe mit weitergeführten Gurten – eine eigenformaffine Imperfektionen mit einer maximalen Amplitude in der Höhe von $e_0 = L_{\text{sys}}/750 = 14,35$ mm.

Die Traglastergebnisse der Einzelstäbe mit einer Stablänge $L_0 = 10279$ mm werden an dieser Stelle nicht diskutiert. Die Analyse der verformten Figuren im Schnitt A-A (vgl. Bild 159) zeigt, dass im Fall mit einer Fachwerkgurtausbildung als liegender I-Profilquerschnitt zwingend die freie Knotenblechlänge bis zur Systemlänge L_{sys} geführt werden muss. Wird der Einzelstab nur bis zur Länge L_0 betrachtet (Länge bis zur Innenkante der Gurte der Fachwerkgurte – vgl. Bild 151), würden die Gurte des liegenden I-Profiles nicht mit in der Betrachtung der freien Knotenblechlänge miteinbezogen werden. Diese sind jedoch als eine Weiterführung der aufgesetzten Knotenbleche zu sehen – mit ihrer geringen Biegesteifigkeit aus der Fachwerkebene. Das Bild 200a enthält die sich ergebenden Traglasten informativ (Ergebnisspalten für „Länge L_0 “).

Die kritische Verzweigungslast der Druckdiagonale mit anschließendem Fachwerkknoten – ermittelt am zutreffenden FE-Modell mithilfe einer linearen Eigenwertanalyse – beträgt für die zweite Knickeigenform $N_{\text{cr,e}} = 11907$ kN (siehe Bild 200b). Die ideale Knicknormalkraft des beidseits eingespannten Einzelstabes mit konstantem Hohlprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche, mit Systemlänge L_{sys} als Eulerfall IV ergibt $N_{\text{cr,e}} = 21066$ kN. Da diese kritische Verzweigungslast, ermittelt mit $L_{k,z} = L_{\text{sys}}$, den Einfluss der geringeren Biegesteifigkeit infolge der Knotenbleche an beiden Stabenden nicht erfasst, ist die Überschätzung der realen kritischen FE-Verzweigungslast eklatant (+77%). Mit beidseits gabelgelagerten Stabenden (Eulerfall II) beträgt $N_{\text{cr,e}} = 5266$ kN.

Die kritische FE-Verzweigungslast des isolierten Einzelstabmodelles mit Blechüberlappung und eingespannten Knotenblechrändern beträgt $N_{\text{cr,e}} = 4297$ kN (siehe Bild 200b), mit gelenkigen Knotenblechrändern $N_{\text{cr,e}} = 1703$ kN bei einer zutreffenden Stablänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm und einer berücksichtigten Blechüberlappung zwischen weitergeführten Gurten und Knotenblechen (Fälle „mit Knotenblechexzentrizität“ in Bild 200b). Für beide Randbedingungen wird für die kleinste kritische FE-Verzweigungslast die zweite Knickeigenform des isolierten Stabes maßgebend.

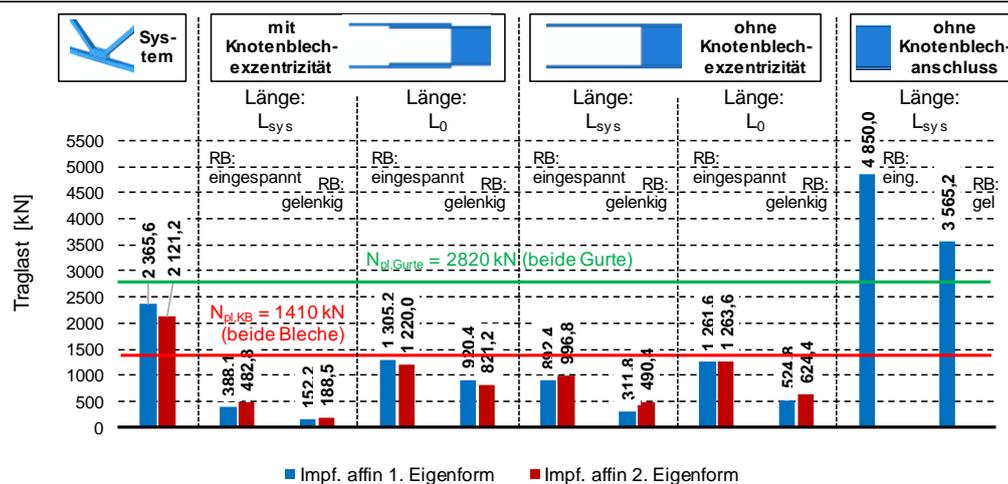
Im Vergleich zur realitätsnahen Verzweigungslast der Druckdiagonale, welche die tatsächliche Knotenblechgeometrie beinhaltet, sind die Verzweigungslasten der herausgelösten Einzelstäbe durchgehend äußerst konservativ. Grund hierfür ist hauptsächlich, dass die vergrößerte Biegesteifigkeit der realen, größeren Knotenbleche nicht mitenthalten ist.

Wird die Blechüberlappung zwischen Gurt und Knotenblech nicht mitberücksichtigt, sondern werden nur die Gurte mit ihrer Höhe in der Druckdiagonale bis zur Stablänge L_{sys} verlängert, verringert sich die kritische Verzweigungslast: im Fall mit eingespannten Knotenblechrändern auf $N_{\text{cr,e}} = 2226$ kN, mit gelenkigen Knotenblechrändern auf $N_{\text{cr,e}} = 540$ kN. Bei durchgehenden Gurten wird für beide Randbedingungen diesmal jedoch die erste Knickeigenform für die ideale Knicknormalkraft maßgebend (Fälle „ohne Knotenblechexzentrizität“ in Bild 200b). Ursache der wesentlich geringeren Verzweigungslasten mit verlängerten Gurten ohne Blechüberlappung ist, dass bei dieser Modellierungsvariante die erhöhte Biegesteifigkeit der überlappten Bleche (Gurt und Knotenblech) nicht mitabgebildet wird.

f) Gesamtergebnisse der Traglastberechnungen: Fachwerkgurte als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm, Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm

Das Bild 201a zeigt die Traglastergebnisse der Druckdiagonale, wenn die Knotenblechdicke von $t_1 = 20$ mm aus Punkt e) um die Hälfte auf $t_1 = 10$ mm reduziert wird. Die genaue Geometrie zeigt das Bild 151 – Variante II. Hierbei wird nur die Dicke der Knotenbleche, welche auf die Gurte des als Fachwerkgurt dienenden liegenden I-Profiles aufgesetzt sind, verringert. Der Fachwerkgurt selbst bleibt unverändert.

a)  Vergleich der Traglasten: FE-Systemberechnung - Einzelstab mit Länge L_{sys} bzw L_0 mit und ohne Einfluss der Knotenblechexzentrizität - Einzelstab mit durchgehendem Querschnitt mit $L = L_{sys}$



b)  Vergleich der kritischen Verzweigungslasten $N_{cr,e}$: FE-Systemberechnung - Einzelstab mit der Länge L_{sys} mit und ohne Einfluss der Knotenblechexzentrizität - Einzelstab mit durchgehendem Querschnitt mit $L = L_{sys}$

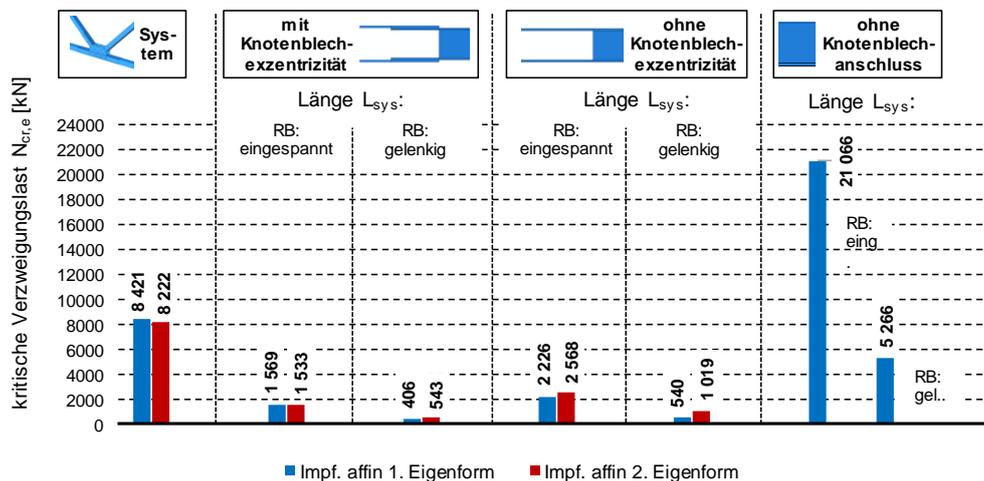


Bild 201: a) Ergebnisse der Traglastberechnungen: Fachwerkgurte als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm, b) zugehörige kritische Verzweigungslasten

Die realitätsnahe Traglastberechnung der untersuchten Druckdiagonale (Fachwerkgurte als I-Profilquerschnitt) mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm liefert eine Traglast von nun 2121,2 kN – dies entspricht 94% jener Traglast mit doppelter Knotenblechdicke (siehe Punkt e) mit $N_{Rd} = 2252,4$ kN).

Hierbei wird – wie auch bei der Diagonale aus Punkt e) – wieder jener Fall mit geometrischen Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform maßgebend (vgl. Bild 201a). Die halbe Knotenblechdicke bedeutend für die untersuchte Diagonale nur einen geringen Traglastabfall. Grund hierfür ist, dass bei der untersuchten Geometrie nur ein kleiner Bereich vorliegt, wo alleinig die Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm vorliegt – siehe Bild 151. Am Ende der Blechüberlappung (weitergeführte Gurte und Knotenblech) liegen bereits wieder die Flansche der Fachwerkgurte an – deren Dicke nicht reduziert wird. Demzufolge existiert bei Betrachtung des Fachwerkknotens in Bild 151 kein Querschnitt, in welchem für die Biegesteifigkeit aus der Ebene alleine eine Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm vorliegt. Die höchsten Spannungen treten in den Knotenblechen auf (siehe von Mises Vergleichsspannungen in Bild 185c) und zwar am unteren Knotenblechrand an der Anschlussstelle zum Flansch des Fachwerkgurtes.

Mit geometrischen Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform stellt sich ein ähnlicher Versagensmodus ein. Aufgrund der geringeren Vorformungen aus der Fachwerkebene wird jedoch diese Imperfektionsform nicht maßgebend für die minimale Traglast – es ergibt sich eine um 9% höhere Tragfähigkeit ($N_{Rd} = 2365,6$ kN, siehe Bild 201a).

Die Traglastberechnungen der herausgelösten Einzelstäbe liefern durchgehend äußerst konservative Traglasten. Besonders dann, wenn die Blechüberlappung, respektive das damit verbundene zusätzlich auftretende lokale Exzentrizitätsmoment zwischen Gurt und Knotenblech, mitberücksichtigt wird. Hierbei erfolgt die Modellierung der Einzelstäbe in der vorliegenden Arbeit derart, dass nach dem überlappenden Bereich von Gurten und Knotenblechen die Knotenbleche mit ihrer kleinen Dicke $t_1 = 10$ mm bis zum Stabende weitergeführt werden. Im realen Fachwerkknoten in Bild 151 ist erkennbar, dass im Anschluss an den überlappenden Bereich unmittelbar die Flansche der Fachwerkgurte vorliegen. Werden die weitergeführten Gurte des Hohlprofilquerschnittes mit der Dicke $t = 20$ mm bis zum Ende des Überlappungsbereichs modelliert und beidseits außen die Knotenbleche mit $t_1 = 10$ mm aufgesetzt und über eine Länge von 235 mm bis zum Stabende weitergeführt, ergeben sich sehr geringe Traglasten, da nun an den Stabenden lediglich die dünnen Knotenblechquerschnitte wirksam sind (siehe Bild 151). Die Tragfähigkeit mit eingespannten Knotenblechrändern beträgt 388,1 kN (siehe auch Bild 186a), mit gelenkigen Knotenblechrändern 152,2 kN (siehe auch Bild 186c) bei einer zutreffenden Stablänge $L_{sys} = 10760$ mm (vgl. Bild 159, Fälle „mit Knotenblechexzentrizität“ in Bild 201a). Für beide Randbedingungen werden geometrische Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform maßgebend. Die höchsten Spannungen treten jeweils in den Querschnitten am Ende des Überlappungsbereichs zwischen weitergeführten Gurten und Knotenblechen in den Knotenblechen auf (vgl. Bild 186).

Werden die Gurte mit der Dicke $t = 20$ mm bis zur Stablänge L_{sys} verlängert – ohne Dickenabstufung – ergeben sich Tragfähigkeiten im Fall mit eingespannten Knotenblechrändern von 892,4 kN (siehe Bild 201a), mit gelenkigen Knotenblechrändern 311,1 kN (Fälle „ohne Knotenblechexzentrizität“). Auch diese vereinfachte Modellierungsform liefert äußerst konservative Traglasten im Vergleich zur realitätsnahen Traglastberechnung der Druckdiagonale.

Die kritische Verzweigungslast der Druckdiagonale mit anschließendem Fachwerkknoten – ermittelt am zutreffenden FE-Modell mithilfe einer linearen Eigenwertanalyse – beträgt für die zweite Knickeigenform $N_{cr,e} = 8222$ kN (siehe Bild 201b). Die ideale Knicknormalkraft des beidseits eingespannten Einzelstabes mit konstantem Hohlprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche, mit Systemlänge L_{sys} als Eulerfall IV ergibt $N_{cr,e} = 21066$ kN. Da diese kritische Verzweigungslast, ermittelt mit $L_{k,z} = L_{sys}$, den Einfluss der geringeren Biegesteifigkeit infolge der Knotenbleche an beiden Stabenden nicht erfasst, ist die Überschätzung der realen kritischen FE-Verzweigungslast eklatant (+235%). Mit beidseits gabelgelagerten Stabenden (Eulerfall II) beträgt $N_{cr,e} = 5266$ kN.

Die kritische FE-Verzweigungslast des isolierten Einzelstabmodelles mit Blechüberlappung und eingespannten Knotenblechrändern beträgt $N_{cr,e} = 1533$ kN (siehe Bild 201b – maßgebend für die kleinste kritische FE-Verzweigungslast ist die zweite Knickeigenform), mit gelenkigen Knotenblechrändern $N_{cr,e} = 406$ kN (maßgebend ist die erste Knickeigenform) bei einer zutreffenden Stablänge $L_{sys} = 10760$ mm und einer berücksichtigten Blechüberlappung zwischen weitergeführten Gurten und Knotenblechen (Fälle „mit Knotenblechexzentrizität“ in Bild 201b).

Im Vergleich zur realitätsnahen Verzweigungslast der Druckdiagonale, welche die tatsächliche Knotenblechgeometrie beinhaltet, sind die Verzweigungslasten der herausgelösten Einzelstäbe durchgehend äußerst konservativ.

Wird die Blechüberlappung zwischen Gurt und Knotenblech nicht mitberücksichtigt, sondern werden rein die Gurte mit der Dicke $t = 20$ mm bis zur Stablänge L_{sys} verlängert, erhöhen sich die kritischen Verzweigungslasten, da die dünneren Knotenbleche mit $t_1 = 10$ mm in diesem Fall nicht berücksichtigt werden (identische kritische Verzweigungslasten der isolierten Einzelstäbe aus Punkt e) – vgl. Bild 200b). Im Fall mit eingespannten Knotenblechrändern beträgt $N_{cr,e} = 2226$ kN, mit gelenkigen Knotenblechrändern ist $N_{cr,e} = 540$ kN. Jedoch wird – auch bei eingespannten Gurträndern und Vernachlässigung der dünneren Knotenbleche infolge der modellierten durchgehenden Gurte – bei dieser Grenzfallbetrachtung die reale kritische FE-Verzweigungslast der Druckdiagonale unterschätzt.

g) Gesamtergebnisse der Traglastberechnungen: Fachwerkgurte als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit Systemlänge $L_{sys} = 5380$ mm, Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm

Das Bild 202a zeigt die Traglastergebnisse der Druckdiagonale, wenn die Systemlänge von $L_{sys} = 10760$ mm aus Punkt e) um die Hälfte auf $L_{sys} = 5380$ mm reduziert wird. Die Knotenblechdicke beträgt $t_1 = 20$ mm. Die genaue Geometrie zeigt das Bild 151 – Variante I.

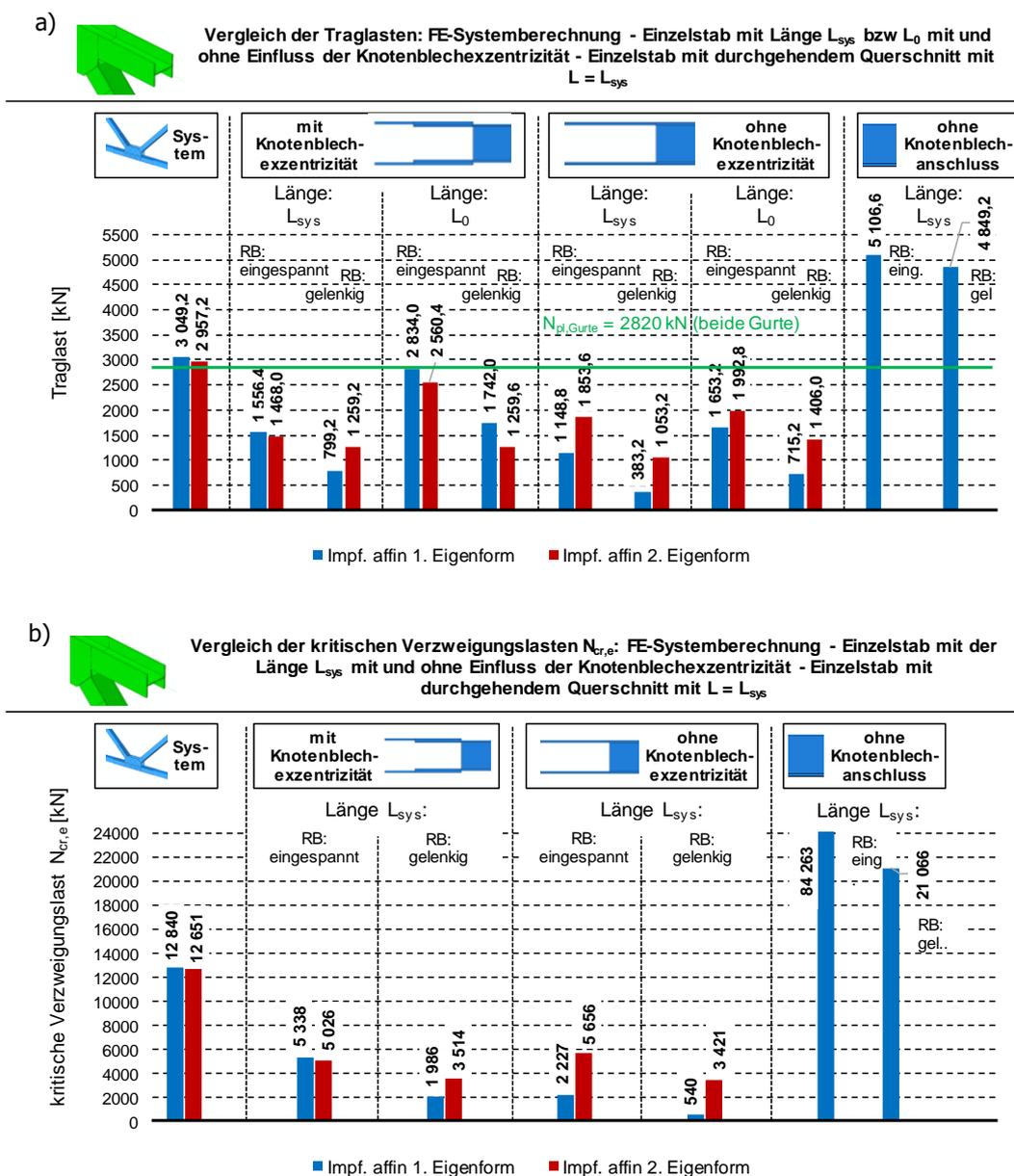


Bild 202: a) Ergebnisse der Traglastberechnungen: Fachwerkgurte als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 5380$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm, b) zugehörige kritische Verzweigungslasten

Die realitätsnahe Traglastberechnung der untersuchten Druckdiagonale (Fachwerkgurte als I-Profilquerschnitt) mit der Systemlänge $L_{sys} = 5380$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm liefert eine Traglast von 2957,2 kN. Hierbei wird jener Fall mit geometrischen Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform maßgebend (vgl. Bild 202a).

Die höchsten Spannungen treten in den weitergeführten Gurten auf – und zwar in jenem Querschnitt unmittelbar nach dem Ende des Hohlprofilquerschnittes (vgl. Bild 189c). Infolge der hohen Biegespannungen plastizieren bei diesem Lastniveau auch bereits weite Bereiche der Knotenbleche (siehe von Mises Vergleichsspannungen in Bild 189c). Mit geometrischen Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform ist der Versagensmodus nahezu ident – bei einer nahezu identen Tragfähigkeit ($N_{Rd} = 3049,2$ kN, siehe auch Bild 188). Im Vergleich zur Druckdiagonalen mit der doppelten Systemlänge aus Punkt e) ($L_{sys} = 10760$ mm) ist die Tragfähigkeit der kurzen Diagonalen ($L_{sys} = 5380$ mm) um 31% höher.

Die Traglastberechnungen der herausgelösten Einzelstäbe mit eingespannten Knotenblechrändern liefern eine Traglast von 1468,0 kN (siehe auch Bild 190b), mit gelenkigen Knotenblechrändern 799,2 kN (siehe auch Bild 190c) bei einer zutreffenden Stablänge $L_{sys} = 5380$ mm (vgl. Bild 159) und einer berücksichtigten Blechüberlappung zwischen weitergeführten Gurten und Knotenblechen (Fälle „mit Knotenblechexzentrizität“ in Bild 202a). Für die Randbedingung „Knotenblechrand eingespannt“ werden geometrische Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform maßgebend, für die Randbedingung „Knotenblechrand gelenkig“ geometrische Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform.

Wird die Blechüberlappung, respektive das damit verbundene zusätzlich auftretende lokale Exzentrizitätsmoment zwischen Gurt und Knotenblech, nicht mitberücksichtigt, sondern werden die Gurte bis zur Stablänge L_{sys} verlängert, verringert sich die maximale Traglast: im Fall mit eingespannten Knotenblechrändern auf 1148,8 kN (-22%, siehe auch Bild 191a), mit gelenkigen Knotenblechrändern auf 383,2 kN (-52%, siehe auch Bild 191c). Bei durchgehenden Gurten werden für beide Randbedingungen geometrische Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform maßgebend (Fälle „ohne Knotenblechexzentrizität“ in Bild 202a). Die höchsten Spannungen treten jeweils in den Querschnitten am Ende des Hohlprofilquerschnittes in den weitergeführten Gurten auf (vgl. Bild 191).

Die Traglastergebnisse der Einzelstäbe mit einer Stablänge $L_0 = 10279$ mm werden an dieser Stelle nicht diskutiert. Die Analyse der verformten Figuren im Schnitt A-A (vgl. Bild 159) zeigt, dass im Fall mit einer Fachwerkgurtausbildung als I-Profilquerschnitt zwingend die freie Knotenblechlänge bis zur Systemlänge L_{sys} geführt werden muss. Wird der Einzelstab nur bis zur Länge L_0 betrachtet (Länge bis zur Innenkante der Gurte der Fachwerkgurte – vgl. Bild 151), würden die Gurte des liegenden I-Profiles nicht mit in der Betrachtung der freien Knotenblechlänge miteinbezogen werden. Diese sind jedoch als eine Weiterführung der aufgesetzten Knotenbleche zu sehen – mit ihrer geringen Biegesteifigkeit aus der Fachwerkebene. Das Bild 200a enthält die sich ergebenden Traglasten informativ (Ergebnisspalten für „Länge L_0 “).

Die kritische Verzweigungslast der Druckdiagonale mit anschließendem Fachwerkknoten – ermittelt am zutreffenden FE-Modell mithilfe einer linearen Eigenwertanalyse – beträgt für die zweite Knickeigenform $N_{cr,e} = 12651$ kN (siehe Bild 202b). Die ideale Knicknormalkraft des beidseits eingespannten Einzelstabes mit konstantem Hohlprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche, mit Systemlänge L_{sys} als Eulerfall IV ergibt $N_{cr,e} = 84263$ kN. Da diese kritische Verzweigungslast, ermittelt mit $L_{k,z} = L_{sys}$, den Einfluss der geringeren Biegesteifigkeit infolge der Knotenbleche an beiden Stabenden nicht erfasst, ist die Überschätzung der realen kritischen FE-Verzweigungslast eklatant (+666%). Mit beidseits gabelgelagerten Stabenden (Eulerfall II) beträgt $N_{cr,e} = 21066$ kN – auch hier wird die kritische Verzweigungslast um +67% überschätzt.

Die kritische FE-Verzweigungslast des isolierten Einzelstabmodelles mit Blechüberlappung und eingespannten Knotenblechrändern beträgt $N_{cr,e} = 5026$ (siehe Bild 202b – maßgebend für die kleinste kritische FE-Verzweigungslast ist die zweite Knickeigenform), mit gelenkigen Knotenblechrändern $N_{cr,e} = 1986$ kN (maßgebend ist die erste Knickeigenform) bei einer zutreffenden Stablänge $L_{sys} = 5380$ mm und einer berücksichtigten Blechüberlappung zwischen weitergeführten Gurten und Knotenblechen (Fälle „mit Knotenblechexzentrizität“ in Bild 202b)

Im Vergleich zur realitätsnahen Verzweigungslast der Druckdiagonale, welche die tatsächliche Knotenblechgeometrie beinhaltet, sind die Verzweigungslasten der herausgelösten Einzelstäbe durchgehend äußerst konservativ. Grund hierfür ist hauptsächlich, dass die vergrößerte Biegesteifigkeit der realen, größeren Knotenbleche nicht mitenthalten ist.

Wird die Blechüberlappung zwischen Gurt und Knotenblech nicht mitberücksichtigt, sondern werden nur die Gurte mit ihrer Höhe in der Druckdiagonale bis zur Stablänge L_{sys} verlängert, verringert sich die kritische Verzweigungslast: im Fall mit eingespannten Knotenblechrändern auf $N_{cr,e} = 2227$ kN, mit gelenkigen Knotenblechrändern auf $N_{cr,e} = 540$ kN. Bei durchgehenden Gurten wird für beide Randbedingungen diesmal jedoch die erste Knickeigenform für die ideale Knicknormalkraft maßgebend (Fälle „ohne Knotenblechexzentrizität“ in Bild 202b). Ursache der wesentlich geringeren Verzweigungslasten mit verlängerten Gurten ohne Blechüberlappung ist, dass bei dieser Modellierungsvariante die erhöhte Biegesteifigkeit der überlappten Bleche (Gurt und Knotenblech) nicht mitabgebildet wird.

h) Gesamtergebnisse der Traglastberechnungen: Fachwerkgurte als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit Systemlänge $L_{sys} = 5380$ mm, Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm

Das Bild 203a zeigt die Traglastergebnisse der Druckdiagonale mit $L_{sys} = 5380$ mm, wenn die Knotenblechdicke von $t_1 = 20$ mm aus Punkt g) um die Hälfte auf $t_1 = 10$ mm reduziert wird. Die genaue Geometrie zeigt das Bild 151 – Variante II.

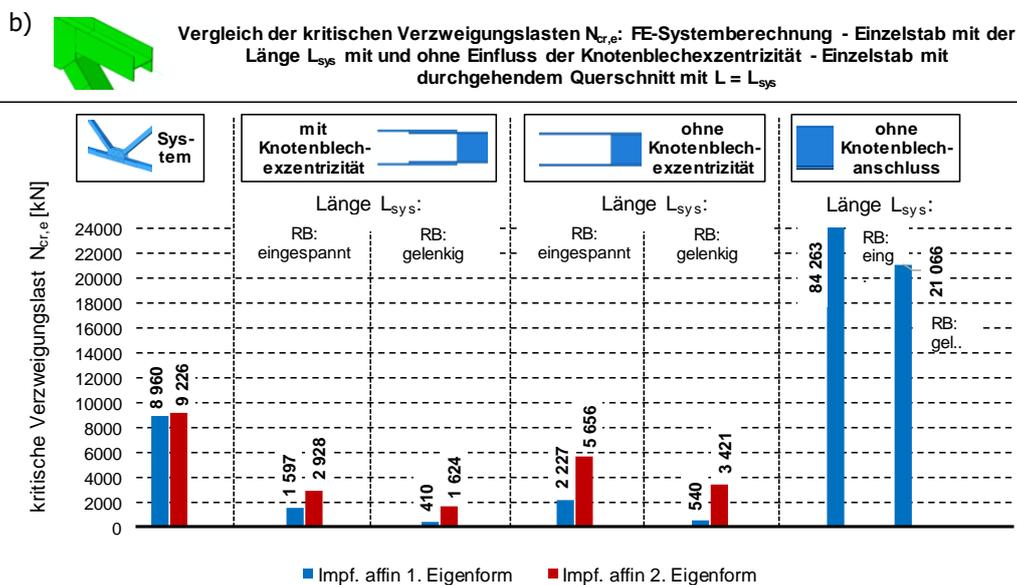
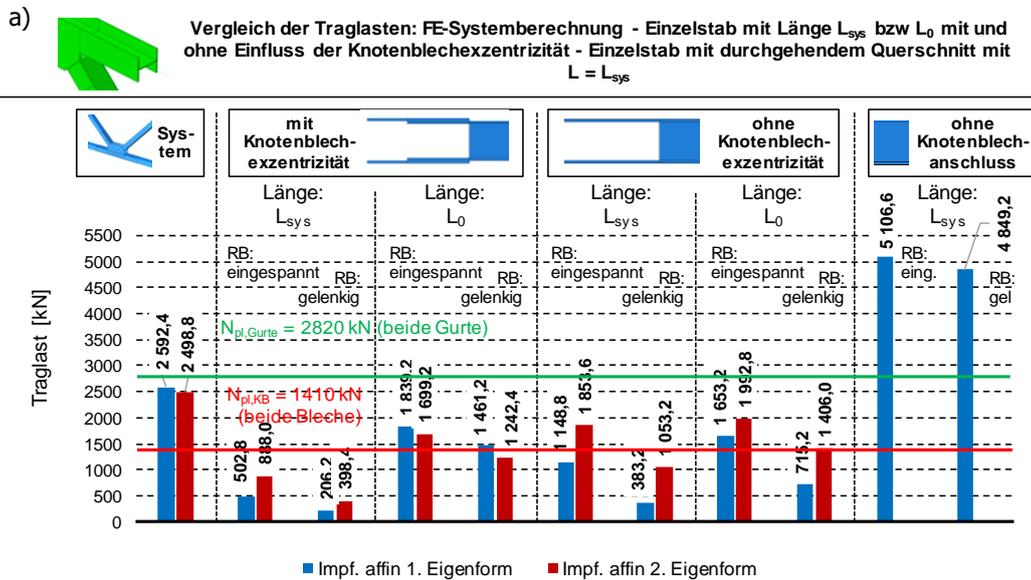


Bild 203: a) Ergebnisse der Traglastberechnungen: Fachwerkgurte als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 5380$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm, b) zugehörige kritische Verzweigungslasten

Die realitätsnahe Traglastberechnung der untersuchten Druckdiagonale (Fachwerkgurte als I-Profilquerschnitt) mit der Systemlänge $L_{sys} = 5380$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm liefert nun eine Traglast von 2498,8 kN – dies entspricht 84% jener Traglast mit doppelter Knotenblechdicke (siehe Punkt g) mit $N_{Rd} = 2957,2$ kN). Die halbe Knotenblechdicke bedeutend für die untersuchte Diagonale nur einen eher geringen Traglastabfall.

Grund hierfür ist, dass bei der untersuchten Geometrie nur ein kleiner Bereich vorliegt, wo alleinig die Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm vorliegt – siehe Bild 151. Am Ende der Blechüberlappung (weitergeführte Gurte und Knotenblech) liegen bereits wieder die Flansche der Fachwerkgurte an – deren Dicke nicht reduziert wird. Demzufolge existiert bei Betrachtung des Fachwerkknotens in Bild 151 kein Querschnitt, in welchem für die Biegesteifigkeit aus der Ebene alleine eine Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm vorliegt. Für die maximale Tragfähigkeit werden geometrische Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform maßgebend (vgl. Bild 203a). Wird die Knotenblechdicke halbiert, treten die höchsten Spannungen in den Knotenblechen auf (siehe von Mises Vergleichsspannungen in Bild 194c) und zwar am unteren Knotenblechrand an der Anschlussstelle zum Flansch des Fachwerkgurtes.

Mit geometrischen Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform ist der Versagensmodus ähnlich – hier ergibt sich eine um 4% höhere Tragfähigkeit ($N_{Rd} = 2592,4$ kN, siehe auch Bild 193).

Die Traglastberechnungen der herausgelösten Einzelstäbe ergeben durchgehend äußerst konservative Ergebnisse. Besonders dann, wenn die Blechüberlappung, respektive das damit verbundene zusätzlich auftretende lokale Exzentrizitätsmoment zwischen Gurt und Knotenblech, mitberücksichtigt wird. Hierbei erfolgt die Modellierung der Einzelstäbe in der vorliegenden Arbeit derart, dass nach dem überlappenden Bereich von Gurten und Knotenblechen die Knotenbleche mit ihrer kleinen Dicke $t_1 = 10$ mm bis zum Stabende weitergeführt werden. Im realen Fachwerkknoten in Bild 151 ist erkennbar, dass im Anschluss an den überlappenden Bereich unmittelbar die Flansche der Fachwerkgurte vorliegen. Werden die weitergeführten Gurte des Hohlprofilquerschnittes mit der Dicke $t = 20$ mm bis zum Ende des Überlappungsbereichs modelliert und beidseits außen die Knotenbleche mit $t_1 = 10$ mm aufgesetzt und über eine Länge von 235 mm bis zum Stabende weitergeführt, ergeben sich geringe Traglasten, da nun an den Stabenden lediglich die dünneren Knotenblechquerschnitte wirksam sind (siehe Bild 151). Die Tragfähigkeit mit eingespannten Knotenblechrändern beträgt 502,8 kN (siehe auch Bild 195a), mit gelenkigen Knotenblechrändern 206,2 kN (siehe auch Bild 195c) bei einer zutreffenden Stablänge $L_{sys} = 5380$ mm (vgl. Bild 159, Fälle „mit Knotenblehexzentrizität“ in Bild 203a). Für beide Randbedingungen werden geometrische Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform maßgebend. Die höchsten Spannungen treten jeweils in den Querschnitten am Ende des Überlappungsbereichs zwischen weitergeführten Gurten und Knotenblechen in den Knotenblechen auf (vgl. Bild 195).

Werden die Gurte mit der Dicke $t = 20$ mm bis zur Stablänge L_{sys} verlängert – ohne Dickenabstufung bzw. Blechexzentrizitäten – ergeben sich Tragfähigkeiten im Fall mit eingespannten Knotenblechrändern von 1148,8 kN (siehe Bild 203a), mit gelenkigen Knotenblechrändern 383,2 kN (Fälle „ohne Knotenblechexzentrizität“). Auch diese vereinfachte Vorgehensweise ergibt für die untersuchte Druckdiagonale Ergebnisse auf der sicheren Seite liegend – die realitätsnahe Traglastberechnung zeigt eine maximale Tragfähigkeit von 2498,8 kN.

Die Traglastergebnisse der Einzelstäbe mit einer Stablänge $L_0 = 4900$ mm werden an dieser Stelle nicht diskutiert. Das Bild 200a enthält die sich ergebenden Traglasten informativ (Ergebnisspalten für „Länge L_0 “).

Die kritische Verzweigungslast der Druckdiagonale mit anschließendem Fachwerkknoten – ermittelt am zutreffenden FE-Modell mithilfe einer linearen Eigenwertanalyse – beträgt für die zweite Knickeigenform $N_{cr,e} = 9226$ kN (siehe Bild 203b). Für die Traglast ist die geometrische Imperfektionsfigur affin zur zweiten Knickeigenform maßgebend. Die kritische Verzweigungslast der ersten Knickeigenform ist mit $N_{cr,e} = 8960$ kN minimal geringer. Die ideale Knickdrucknormalkraft des beidseits eingespannten Einzelstabes mit konstantem Hohlprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche, mit Systemlänge L_{sys} als Eulerfall IV ergibt $N_{cr,e} = 84263$ kN. Da diese kritische Verzweigungslast, ermittelt mit $L_{k,z} = L_{sys}$, den Einfluss der geringeren Biegesteifigkeit infolge der Knotenbleche an beiden Stabenden nicht erfasst, ist die Überschätzung der realen kritischen FE-Verzweigungslast eklatant. Mit beidseits gabelgelagerten Stabenden (Eulerfall II) beträgt $N_{cr,e} = 21066$ kN – auch hier wird die reale kritische FE-Verzweigungslast deutlich überschätzt.

Die kritische FE-Verzweigungslast des isolierten Einzelstabmodelles mit Blechüberlappung und eingespannten Knotenblechrändern beträgt $N_{cr,e} = 1597$ kN (siehe Bild 203b), mit gelenkigen Knotenblechrändern $N_{cr,e} = 410$ kN bei einer zutreffenden Stablänge $L_{sys} = 5380$ mm, der ersten Knickeigenform und einer berücksichtigten Blechüberlappung zwischen weitergeführten Gurten und Knotenblechen (Fälle „mit Knotenblechexzentrizität“ in Bild 203b).

Im Vergleich zur realitätsnahen Verzweigungslast der Druckdiagonale, welche die tatsächliche Knotenblechgeometrie beinhaltet, sind die Verzweigungslasten der herausgelösten Einzelstäbe durchgehend konservativ.

Wird die Blechüberlappung zwischen Gurt und Knotenblech nicht mitberücksichtigt, sondern werden nur die Gurte mit der Dicke $t = 20$ mm bis zur Stablänge L_0 verlängert, erhöhen sich die kritischen Verzweigungslasten, da die dünneren Knotenbleche mit $t_1 = 10$ mm in diesem Fall nicht berücksichtigt werden (identische kritische Verzweigungslasten der isolierten Einzelstäbe aus Punkt f) – vgl. Bild 202b). Im Fall mit eingespannten Knotenblechrändern beträgt $N_{cr,e} = 2227$ kN, mit gelenkigen Knotenblechrändern ist $N_{cr,e} = 540$ kN. Jedoch wird – auch bei eingespannten Gurträndern und Vernachlässigung der dünneren Knotenbleche infolge der modellierten durchgehenden Gurte – bei dieser Grenzfallbetrachtung die reale kritische FE-Verzweigungslast der Druckdiagonale unterschätzt.

3.5.3. Einzelstabmodell – Analyse der Beanspruchungssituation in den Gurten und Knotenblechen

Wie die Analyse des Tragverhaltens der untersuchten Stabkonfigurationen in Abschnitt 3.5.1 und 3.5.2 zeigte, ist die maximale Drucktraglast aller analysierten Stabkonfigurationen durch die Querschnittstragfähigkeit der weitergeführten Gurte am Ende des Hohlprofils im Querschnitt 1 (siehe Bild 204) beschränkt. Für die untersuchten Grenzfälle mit dünneren Knotenblechen ist dies die Querschnittstragfähigkeit dieser Knotenbleche (nur bei Variante I). Aufgrund dieses Umstandes erfolgt im Anschluss eine genaue Betrachtung der Beanspruchungssituation in den vorhandenen Blechquerschnitten. Es werden die FE-Berechnungen an den Einzelstäben näher untersucht, wobei nachfolgend nur auf den Fall nach Abschnitt 3.5.2a eingegangen wird.

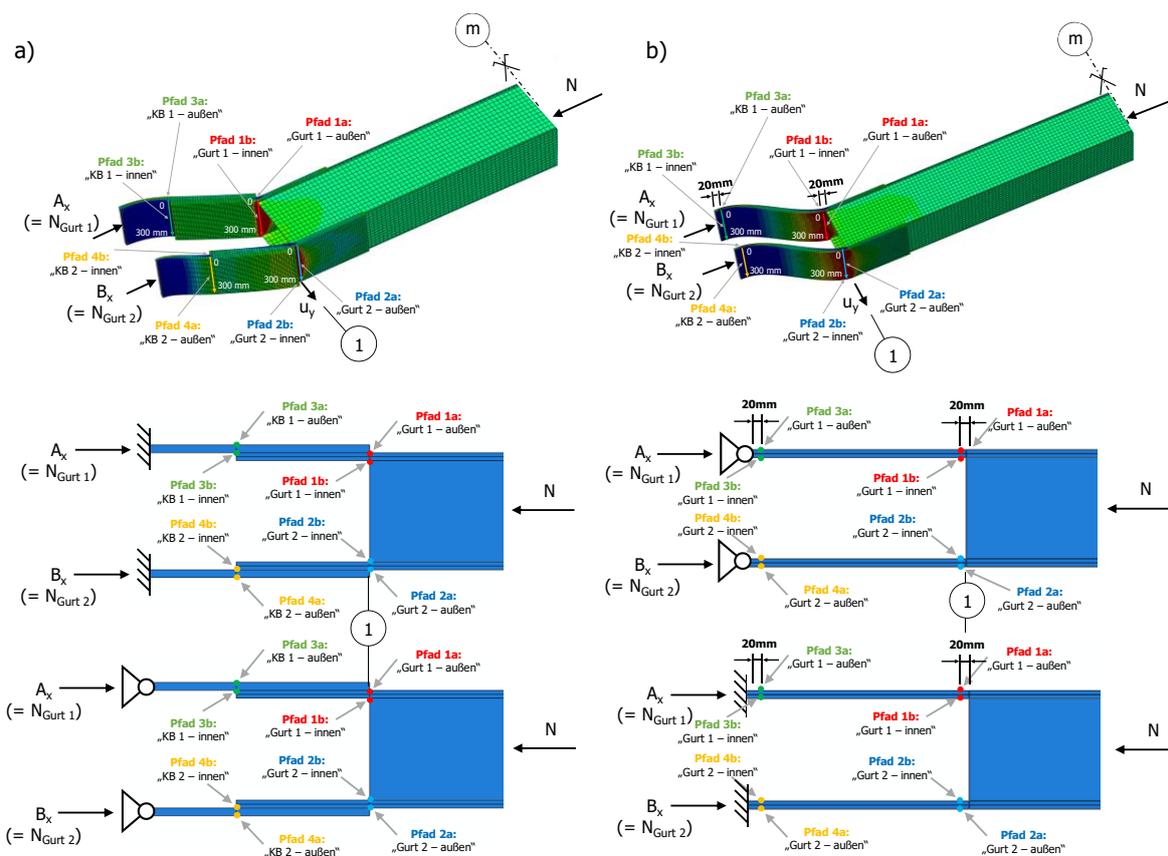


Bild 204: Untersuchte Querschnitte mit Detailergebnissen in den weitergeführten Gurten bzw. Knotenblechen entlang der Pfade 1 bis 4: a) Variante I mit Knotenblechexzentrizität und b) Variante II mit weitergeführten Gurten ohne Knotenblechexzentrizität

Das Bild 204 zeigt die Lage der ausgewerteten Detailergebnisse für Pfade der höchstbeanspruchtesten Querschnittsteile der weitergeführten Gurte des Hohlprofils bzw. der Knotenbleche. Die Pfade verlaufen über die Blechhöhe und sind bei der Variante I mit modellierter Blechexzentrizität unmittelbar im Querschnitt 1 am Ende des Hohlprofilquerschnittes in den beiden Gurten (Pfad 1 in Gurt 1 und Pfad 2 in Gurt 2, siehe Bild 204a) sowie am Ende der weitergeführten Gurte in den Knotenblechen (Pfad 3 in Knotenblech „KB“ 1 und Pfad 4 in „KB“ 2) situiert. Die Längsnormalspannungen werden an der Innen- und Außenseite der Bleche ausgewiesen, daher die Differenzierung in Pfad a und b. Bei Variante II mit weitergeführten Gurten ohne Knotenblechexzentrizität sind die maßgebenden Querschnitte der Gurte jene Positionen, welche sich einerseits 20 mm vom Ende des Hohlprofilquerschnittes (Pfad 1 in Gurt 1 und Pfad 2 in Gurt 2, siehe Bild 204b) und andererseits 20 mm entfernt der Auflager (Pfad 3 in Gurt 1 und Pfad 4 in Gurt 2) befinden. Das Abrücken von 20 mm vom Profillende bzw. Auflager wurde gewählt, um lokale Effekte nicht mitabzubilden.

Die an die Pfadnummern angehängten Bezeichnungen „a“ bzw. „b“ kennzeichnen die Lage des Pfades über die Blechdicke. Hierbei bedeutet „a“, dass sich der Pfad an der nach „außen“ gerichteten Blechseite befindet. Die Zusatz „b“ deutet auf die nach „innen“ orientierte Ausrichtung der Lage des Pfades hin – „innen“ meint zwischen den beiden weitergeführten Gurten liegend. Zusätzlich zu diesen genannten Spannungspfaden werden in den nachfolgend gezeigten Diagrammen bzw. Ergebnisbildern auch jeweils die Spannungsverläufe in der Blechmitte mitaufgetragen. Diese werden mit „Mittenspannung“ und der jeweiligen Pfadnummer bezeichnet.

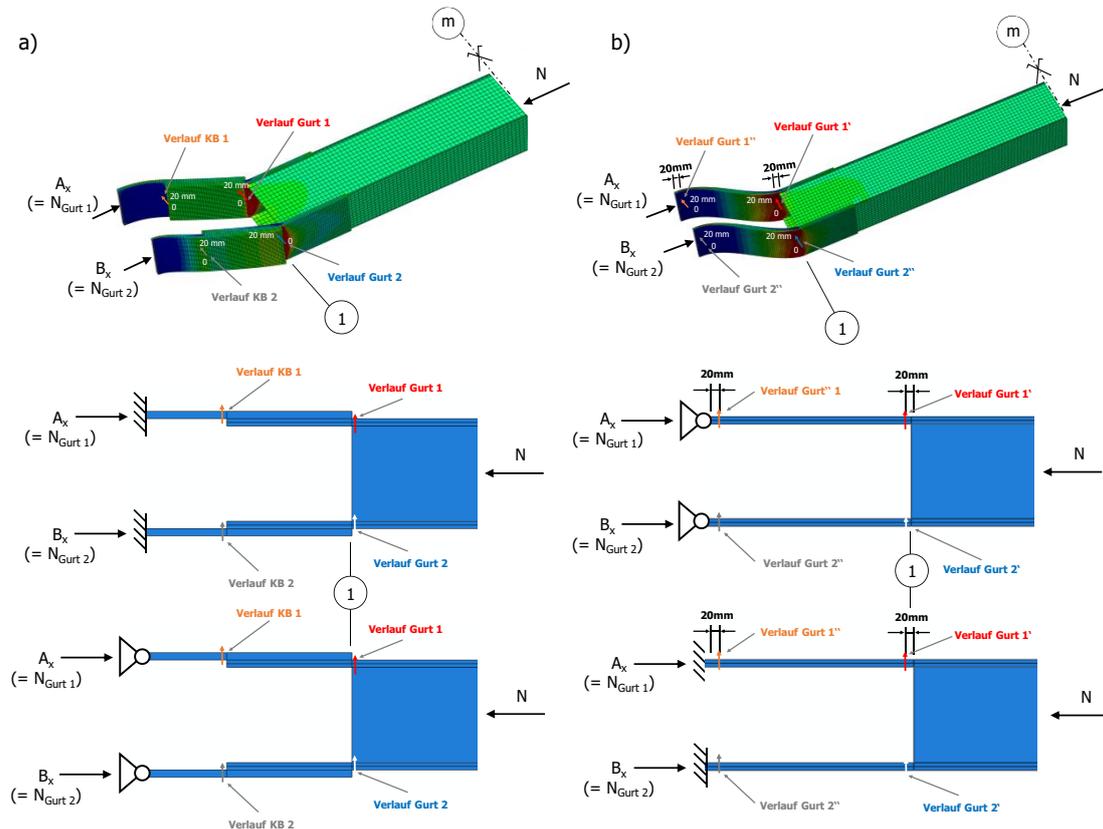


Bild 205: Position der ausgewerteten Spannungspfade in Blechdickenrichtung in den weitergeführten Gurten bzw. in den Knotenblechen: a) Variante I mit Knotenblechexzentrizität und b) Variante II mit weitergeführten Gurten ohne Knotenblechexzentrizität (Lage jeweils in halber Höhe der Bleche)

Neben den Spannungsverläufen über die Blechhöhe, sind auch die Spannungsverläufe in Dickenrichtung der Bleche nachfolgend gezeigt, jeweils in halber Höhe des Bleches. Infolge der Modellierung der weitergeführten Gurte und der Knotenbleche mit mehreren Volumenelementen (vgl. Abschnitt 3.4.1 und 3.4.2) über die Blechdicken sind plastische Spannungsumlagerungen von den höchstbeanspruchtesten Blechaußenseiten zur Blechmitte hin möglich. Dadurch ergeben sich nicht lineare Spannungsverläufe über die Blechdicken. Das Bild 205 zeigt die Lage der ausgewerteten Pfade der maßgebenden Querschnitte der weitergeführten Gurte des Hohlprofilquerschnittes bzw. der Knotenbleche über die Blechdicken. Die Pfade liegen über die Blechhöhe gesehen mittig und befinden sich bei der Variante I mit modellierter Knotenblechexzentrizität unmittelbar im Querschnitt 1 am Ende des Hohlprofilquerschnittes in den beiden Gurten (Verlauf Gurt 1 und Verlauf Gurt 2, siehe Bild 205a) sowie am Ende der weitergeführten Gurte in den Knotenblechen (Verlauf KB 1 in Knotenblech 1 und Verlauf KB 2 in Knotenblech 2). Bei Variante II mit weitergeführten Gurten ohne Knotenblechexzentrizität sind als maßgebende Querschnitte der Gurte jene Positionen definiert, welche sich einerseits 20 mm vom Ende des Hohlprofilquerschnittes (Verlauf Gurt 1' und Verlauf Gurt 2', siehe Bild 205b) und andererseits 20 mm vom Auflager (Verlauf Gurt 1'' und Verlauf Gurt 2'') entfernt befinden.

Die nachfolgend gezeigten Spannungspfade beziehen sich auf den in Abschnitt 3.5.1a untersuchten Stab mit Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm. Somit entspricht die Knotenblechdicke der Wandstärke bzw. Gurtstärke des Hohlprofilquerschnittes. Die Stablänge L ist ident der Länge $L_0 = 10279$ mm (siehe Bild 150).

Die Spannungsverläufe entsprechen folgenden untersuchten Fällen und werden jeweils für den Traglastzustand sowie für eine Drucknormalkraft von $N = 50$ kN dargestellt:

1. Knotenblechmodellierung nach Variante I mit Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt
2. Knotenblechmodellierung nach Variante I mit Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt
3. Knotenblechmodellierung nach Variante I mit Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand gelenkig
4. Knotenblechmodellierung nach Variante I mit Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand gelenkig
5. Knotenblechmodellierung nach Variante II ohne Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt
6. Knotenblechmodellierung nach Variante II ohne Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt
7. Knotenblechmodellierung nach Variante II ohne Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand gelenkig
8. Knotenblechmodellierung nach Variante II ohne Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand gelenkig
9. Realitätsnahe Traglastberechnung am FE-Modell nach Bild 152, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform
10. Realitätsnahe Traglastberechnung am FE-Modell nach Bild 152, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform

Nachfolgend sind für alle oben genannten zehn untersuchten Stabmodellierungsvarianten die Normalspannungsverläufe σ_x in Längsrichtung der Diagonale über die Blechhöhe in den in Bild 204 gezeigten Pfaden, im Traglastzustand des jeweiligen Stabes, gezeigt: in Bild 208, Bild 213, Bild 218, Bild 223, Bild 228, Bild 233, Bild 238 und Bild 243 für die isolierten Einzelfälle 1 bis 8 bzw. für die realitätsnahen Traglastberechnungen mit anschließendem Fachwerkknoten, der Fälle 9 und 10, in Bild 248 und Bild 251.

Auffallend sind die über der Fließgrenze der Stahlgüte S235 ($f_y = 235$ N/mm², $\gamma_{M0} = 1,0$) liegenden höchsten Spannungswerte in den gezeigten Pfaden. Grund hierfür ist, dass die Normalspannungen σ_x über die Blechhöhe an den Eckknoten der kubischen Elemente abgegriffen werden und nicht in den Integrationspunkten der Elemente. Die acht Integrationspunkte der C3D20R-Elemente mit quadratischem Lösungsansatz und reduzierter Integration (vgl. Abschnitt 3.4.1 und 3.4.2) sind innerhalb des jeweiligen Elements situiert, weshalb eine Extrapolation zu den Elementknoten erfolgt. Infolge dieser Extrapolation der Spannungsverläufe innerhalb der Elemente, von den Integrationspunkten hin zu den Eckknoten, können die Spannungen an den Eckknoten mitunter die Fließgrenze scheinbar überschreiten. Ein weiterer Grund ist die lokale mehrachsige Beanspruchung, die zu $\sigma_x > f_y$ führen kann. Es wurde die Plausibilität der Ergebnisse überprüft – die von Mises Vergleichsspannungen in den Integrationspunkten entsprechen maximal exakt der Fließgrenze $f_y = 235$ N/mm².

Anschließend an die Normalspannungsverläufe σ_x über die Blechhöhe sind für die FE-Berechnungen der acht isolierten Einzelfälle die beiden Auflagerkräfte A_x und B_x [kN] an den beiden Enden der verlängerten Gurte bzw. an den Knotenblechrändern in Stablängsrichtung, bei Steigerung der Drucknormalkraft N , über der Vorformung des tatsächlichen Stabendes (Achse 1 in Bild 206) aus der Ebene (y -Richtung) dargestellt – in Bild 210, Bild 215, Bild 220, Bild 225, Bild 230, Bild 235, Bild 240 und Bild 245. Hierbei zeigt die horizontale Diagrammachse die Verformung u_y [mm], d.h. die – ohne der bereits bestehenden imperfektionsbedingten Anfangsauslenkung zufolge der modellierten geometrischen Imperfektionen – zunehmende Vorformung aus der Gurtebene bei ansteigender Drucknormalkraft N von 0 kN bis zum Erreichen des Traglastmaximums. Diese Auflagerkräfte entsprechen gleichzeitig den jeweiligen vorherrschenden Normalkräften in den Gurten, weshalb die Auflagerkraft A_x gleichwertig auch als Normalkraft in Gurt 1 ($= N_{\text{Gurt 1}}$) und B_x als Normalkraft in Gurt 2 ($= N_{\text{Gurt 2}}$) bezeichnet werden kann (vgl. Bild 204 und Bild 205). An der rechten, sekundären vertikalen Achse der Diagramme sind zusätzlich die prozentuellen Verhältnisse der Auflagerkräfte A_x und B_x bezogen auf die gesamte Normalkraft N im Stab (A_x / N bzw. B_x / N [%]) angegeben (strichlierte Linien).

Die Normalspannungsverläufe σ_x über die Blechdicken in den in Bild 205 gezeigten Pfade im Traglastzustand der acht untersuchten Fälle sind in Bild 209, Bild 214, Bild 219, Bild 224, Bild 229, Bild 234, Bild 239 und Bild 244 dargestellt.

An den gegensinnigen Spannungsverläufen „KB 1“ und „KB 2“ in den beiden Knotenblechen über deren Dicken in Bild 209 und Bild 214, mit Knotenblechmodellierung nach Variante I (mit Knotenblechexzentrizität und Imperfektionen affin zur ersten bzw. zweiten Knickeigenform, mit der Auflagerbedingung „Blechrand eingespannt“), ist der Effekt der beiden Exzentrizitätsmomente ΔM_1 und ΔM_2 deutlich erkennbar. Infolge der Kräftepaare der jeweiligen Gurtkräfte $N_{\text{Gurt 1}}$ und $N_{\text{Gurt 2}}$ entsteht im Knotenblech 1 ein Exzentrizitätsmoment ΔM_1 mit Drehsinn im Uhrzeigersinn, im Knotenblech 2 jedoch ein Moment ΔM_2 mit Drehsinn entgegen dem Uhrzeigersinn (siehe Bild 206).

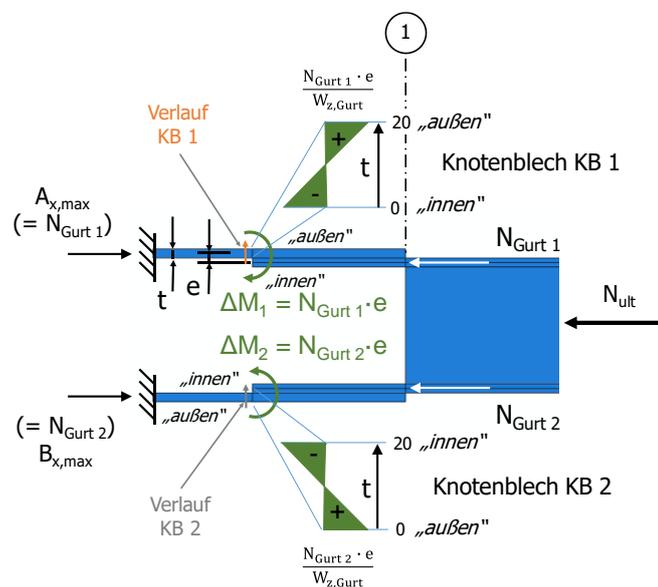


Bild 206: Effekt der beiden Exzentrizitätsmomente ΔM_1 und ΔM_2 in den Knotenblechen, infolge der Blechüberlappung zwischen den weitergeführten Gurten und den Knotenblechen

Infolge des Exzentrizitätsmoment ΔM_1 überlagern sich zu den Drucknormalspannungen aus $N_{\text{Gurt 1}}$ und den Biegenormalspannungen aus der globalen Momentenwirkung von M_0 (siehe Bild 207, Teilbild unten) zusätzliche Biegenormalspannungen mit Zugnormalspannungen an der Knotenblechaußenseite und Drucknormalspannungen an der Blechinnenseite.

Aufgrund des Exzentrizitätsmoment ΔM_2 entstehen im Knotenblech 2 zusätzlich Biegezugnormalspannungen an der Blechaußenseite und Biegedrucknormalspannungen an der Blechinnenseite.

Wie das Bild 207a bzw. das Bild 209 mit Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform zeigt, ergeben sich dadurch im Querschnitt „KB 1“ innen Drucknormalspannungen σ_x von -255 N/mm^2 und außen Zugnormalspannungen σ_x von 63 N/mm^2 . Im Querschnitt „KB 2“ ist die Spannungsverteilung über die Knotenblechdicke gegensinnig: außen Zugnormalspannungen σ_x von 26 N/mm^2 und innen Drucknormalspannungen σ_x von -274 N/mm^2 .

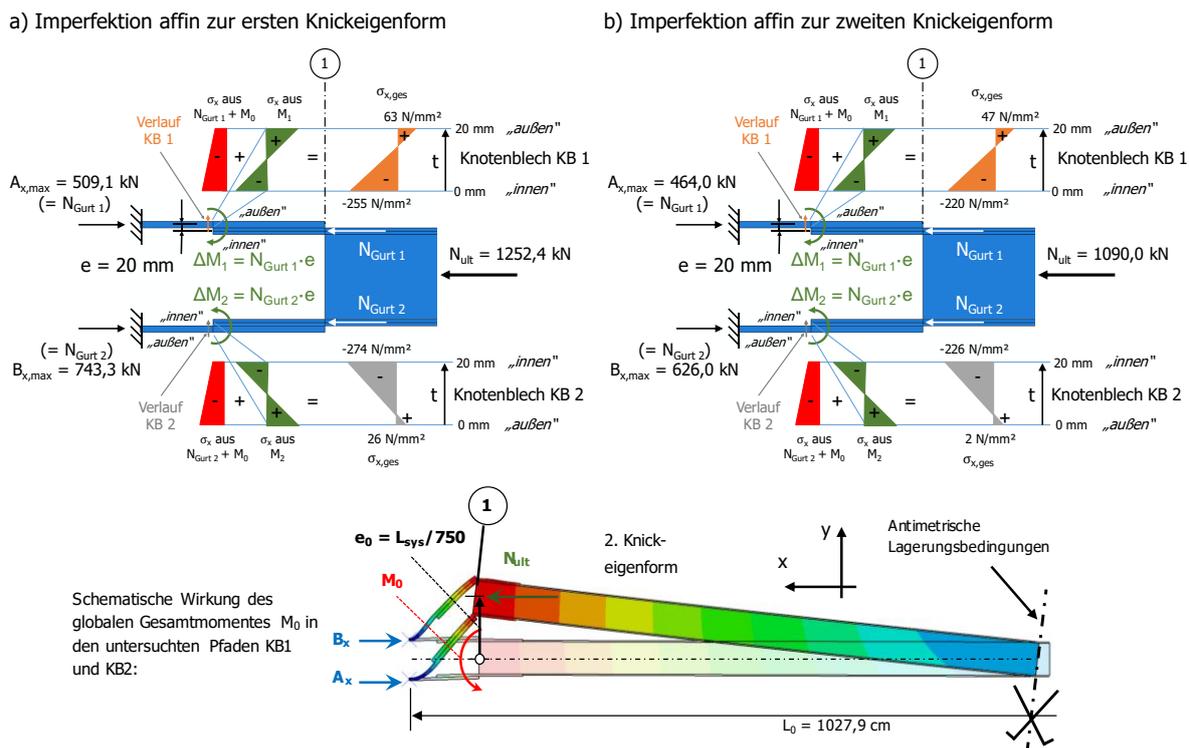


Bild 207: Effekt der beiden Exzentrizitätsmomente ΔM_1 und ΔM_2 in den Knotenblechen infolge der Blechüberlappung zwischen weitergeführten Gurten und Knotenblechen anhand zweier Beispiele: Knotenblechmodellierung nach Variante I, mit Knotenblechexzentrizität; Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt: a) Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform; b) Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform; unten: schematische Wirkung des globalen Gesamtmomentes M_0 in den untersuchten Pfaden „KB 1“ und „KB 2“, am Beispiel mit Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform

Das Bild 207b zeigt ergänzend die Spannungsanalyse der in Bild 214 wiedergegebenen Spannungsverläufe im Traglastzustand von Querschnitt „KB 1“, mit Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform: innen Drucknormalspannungen σ_x von -220 N/mm^2 und außen Zugnormalspannungen σ_x von 47 N/mm^2 . Im Querschnitt „KB 2“ ist die Spannungsverteilung wieder gegensinnig zum Knotenblech 1: außen Zugnormalspannungen σ_x von 2 N/mm^2 und innen Drucknormalspannungen σ_x von -226 N/mm^2 .

Vorwegnehmend für die nachfolgend gezeigten Spannungsverläufe kann zusammengefasst werden, dass für die untersuchten vier Beispielrechnungen mit Blechexzentrizität (Fall 1 bis 4) nie jener Querschnitt am Ende der Überlappung der beiden Bleche (Lage von Verlauf „KB 1“ und „KB 2“) oder am Stabende für die maximale Traglast maßgebend wird, sondern immer der Querschnitt 1 am Ende des Hohlprofilquerschnittes die Tragfähigkeit limitiert.

Desweiteren gilt für die Eigenformen aller acht untersuchten Einzelfälle, dass jeweils die maximale Verformung im Querschnitt 1 auftritt – sowohl bei der ersten, als auch bei der zweiten Knickeigenform.

Ergänzend zu den Spannungsverläufen im Traglastzustand sind anschließend die Normalspannungsverteilungen σ_x über die Blechhöhe in den in Bild 205 gezeigten Pfaden bei einer Drucknormalkraft von $N = 50 \text{ kN}$ gezeigt: in Bild 211, Bild 216, Bild 221, Bild 226, Bild 231, Bild 236, Bild 241 und Bild 246 für die untersuchten Einzelfälle 1 bis 8.

Auch die Normalspannungsverläufe σ_x über die Blechdicken in den in Bild 206 gezeigten Pfaden bei $N = 50 \text{ kN}$ sind in Bild 212, Bild 217, Bild 222, Bild 227, Bild 232, Bild 237, Bild 242 und Bild 247 dargestellt.

1. Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – Knotenblechmodellierung nach Variante I (mit Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt)

Das nachfolgende Bild 208 zeigt die Spannungsverläufe σ_x über die Blechhöhe im Traglastzustand in den vier ausgewerteten Pfaden, jeweils an beiden Blechseiten (Kennzeichnung „a“ für Lage außen bzw. „b“ für Pfad innen zwischen den beiden weitergeführten Gurten) sowie in Blechmitte („Mittenspannung“). Die Spannungspfade beziehen sich auf den in Abschnitt 3.5.1a untersuchten Stab, mit Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm, Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm, mit Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform und eingespannten Knotenblechrändern als Auflagerrandbedingung.

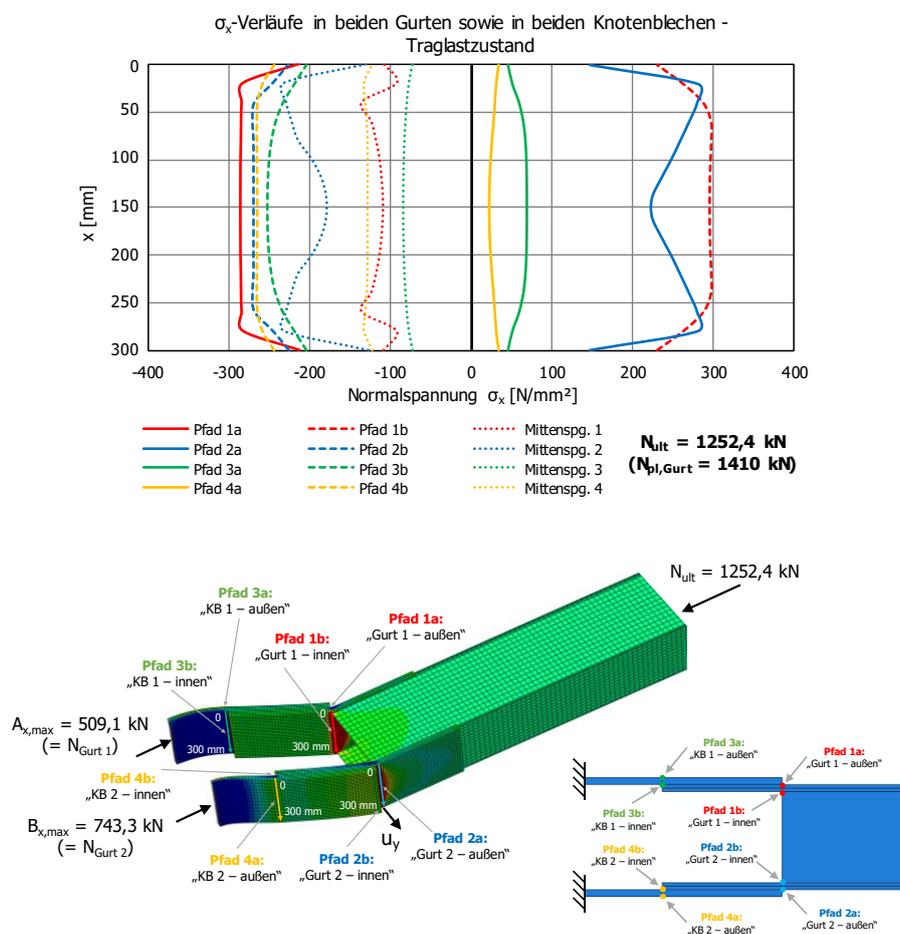


Bild 208: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – Knotenblechmodellierung nach Variante I, mit Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt – Spannungsverläufe σ_x über die Blechhöhe im Traglastzustand

Die höchsten Spannungen treten an den Pfaden 1 und 2 am Ende des Hohlprofilquerschnittes in den weitergeführten Gurten auf. Die nicht konstanten Verläufe der Spannungen am Beginn (zwischen 0 mm und 25 mm) bzw. am Ende (zwischen 275 mm und 300 mm) der Pfade treten infolge des Einflusses des Steganschlusses in diesem Bereich auf.

In Bild 209 sind die zugehörigen Spannungsverläufe σ_x über die Blechdicke t im Traglastzustand, in der halben Höhe der Bleche am Ende des Hohlprofilquerschnittes in den weitergeführten Gurten, sowie am Ende des Überlappungsbereichs von Gurt und Knotenblech dargestellt.

An den Spannungsverläufen σ_x über die Blechdicke in Bild 209 in den beiden Gurten (Gurt 1 entspricht der Lage von Pfad 1 bzw. Gurt 2 entspricht der Lage von Pfad 2 in Bild 208) ist im Traglastzustand eine stark nichtlineare bzw. plastische Spannungsverteilung über die Blechdicke zu erkennen. Zum besseren Erkennen, sind die Randspannungswerte (innen und außen) ergänzend jeweils linear verbunden (strichlierte Linien). Maßgebend für die maximale Tragfähigkeit des Stabes ist das Gurtblech 1 – hier plastizieren die äußeren Bereiche infolge der hohen Biegenormalspannungen sowohl auf der Blechinnenseite (Zugspannungen) als auch auf der Blechaußenseite (Druckspannungen).

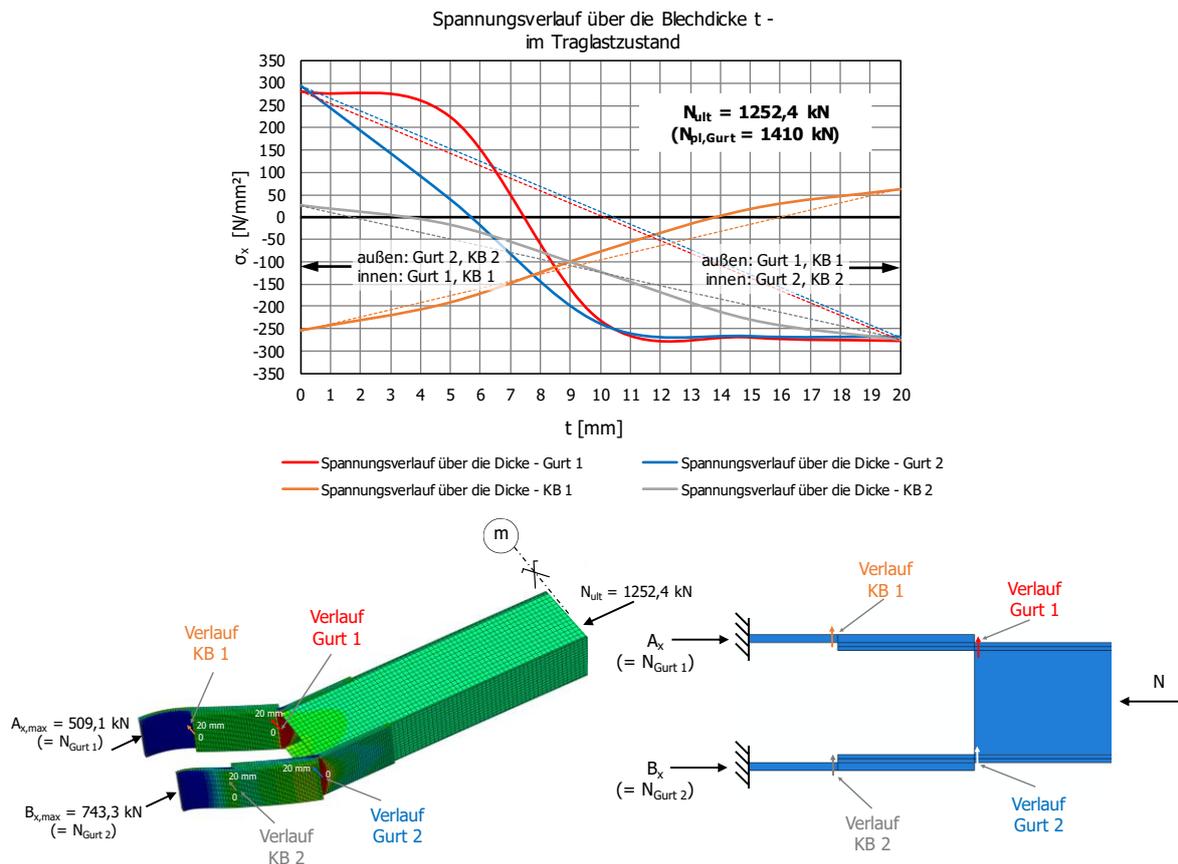


Bild 209: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760 \text{ mm}$ und Knotenblechdicke $t_1 = 20 \text{ mm}$ – Knotenblechmodellierung nach Variante I, mit Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt – Spannungsverläufe σ_x über die Blechdicke t im Traglastzustand

Die Spannungsverläufe σ_x in Bild 209 in den Knotenblechen, am Ende des Überlappungsbereiches, verlaufen hingegen noch annähernd linear über die Blechdicke und hätten demzufolge noch plastische Tragreserven.

Bild 210 zeigt die Entwicklung der Auflagerkräfte A_x und B_x , bei Steigerung der Drucknormalkraft N von $N = 0$ kN bis zum Traglastzustand bei $N_{ult} = 1252,4$ kN, in Abhängigkeit der Verformung aus der Ebene u_y am Ende des Hohlprofilquerschnittes (siehe Bild 208).

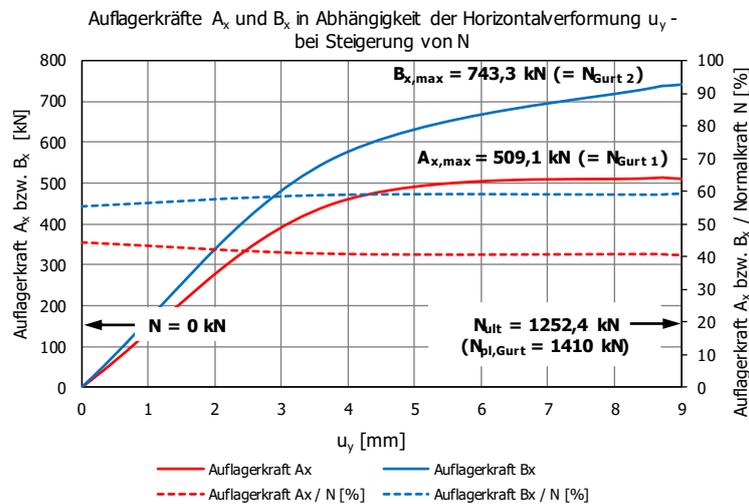


Bild 210: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – Knotenblechmodellierung nach Variante I, mit Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur ersten Knickeneigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt – Auflagerkräfte A_x und B_x bei Steigerung der Drucknormalkraft N

Im Traglastzustand bei $N_{ult} = 1252,4$ kN beträgt die maximale Verformung aus der Ebene $9,32$ mm durch die Laststeigerung (Anfangsimperfektion im Querschnitt 1: $u_{y,imp} = e_0 = L_{sys} / 750 = 10760 / 750 = 14,35$ mm – Anm.: die maximale Verformung tritt bei dieser Eigenform im Querschnitt 1 auf).

Die Auflagerkraft in unverformter Stabrichtung $A_{x,max}$, welche der Gurtkraft des Gurtes 1 entspricht (= $N_{Gurt 1}$, siehe Bild 209, rote Linie in Bild 210), beträgt im Traglastzustand $509,1$ kN, die Auflagerkraft $B_{x,max}$, welche der Gurtkraft des Gurtes 2 entspricht (= $N_{Gurt 2}$, blaue Linie), $743,3$ kN.

Im Traglastzustand ergeben sich somit folgende Verhältnisse von Auflager- bzw. Gurtkräften zur Traglast N_{ult} :

- $A_{x,max} (= N_{Gurt 1}) / N_{ult} = 509,1 \text{ kN} / 1252,4 \text{ kN} = 0,41$
- $B_{x,max} (= N_{Gurt 2}) / N_{ult} = 743,3 \text{ kN} / 1252,4 \text{ kN} = 0,59$

Die Verhältnisse von Auflager- bzw. Gurtkräften zur Normalkraft N bei steigender Drucknormalkraft N sind im Diagramm in Bild 210 durch strichlierte Linien dargestellt (A_x / N in rot und B_x / N in blau).

Das Bild 211 zeigt die identen Auswertungen der Spannungspfade σ_x über die Blechhöhe von Bild 208 unten, allerdings für eine sehr geringe Drucknormalkraft von $N = 50 \text{ kN}$.

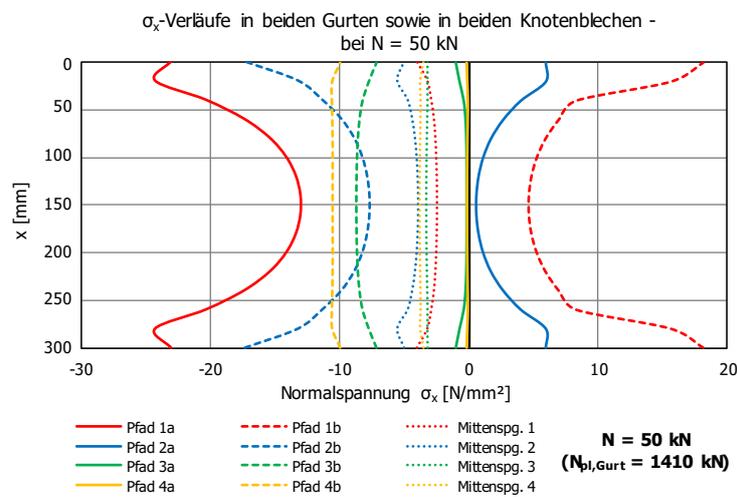


Bild 211: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760 \text{ mm}$ und Knotenblechdicke $t_1 = 20 \text{ mm}$ – Knotenblechmodellierung nach Variante I, mit Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt – Spannungsverläufe σ_x über die Blechhöhe bei einer Drucknormalkraft $N = 50 \text{ kN}$

Die Auswertung der Spannungsverläufe bei $N = 50 \text{ kN}$ zeigt, dass in Pfad 1 bereits bei diesem geringen Lastniveau die Spannungen am höchsten sind. Dieser Umstand verändert sich bis zum Traglastzustand bei $N_{ult} = 1252,4 \text{ kN}$ nicht – im weitergeführten Gurt 1 limitiert das Querschnittsversagen die Tragfähigkeit des Gesamtstabes.

In Bild 212 sind die Spannungsverläufe σ_x über die Blechdicken t bei einer Drucknormalkraft $N = 50$ kN dargestellt. Bei diesem geringen Lastniveau sind die Spannungsverläufe annähernd linear (vgl. strichlierte Linien), jedoch ist bereits bei $N = 50$ kN zu erkennen, dass der Gurt 1 (roter Verlauf) die größte Beanspruchung erfährt.

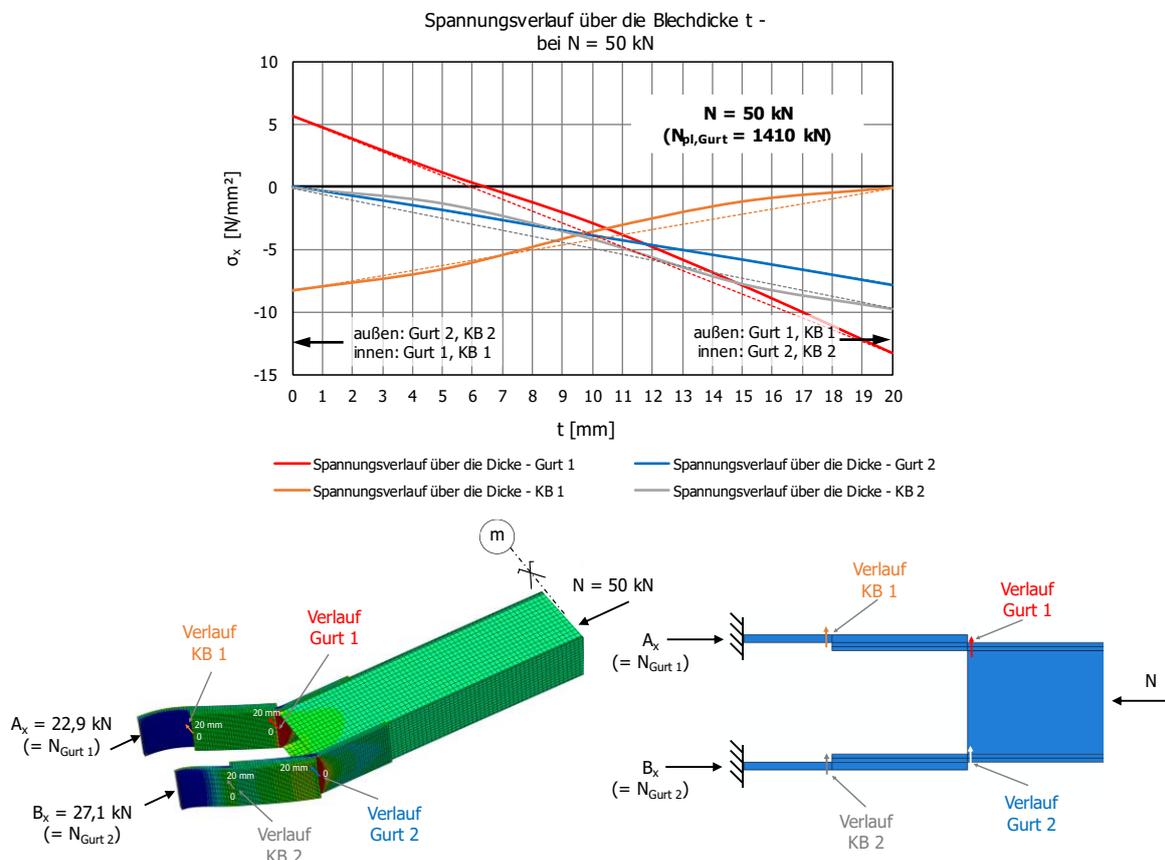


Bild 212: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – Knotenblechmodellierung nach Variante I, mit Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt – Spannungsverläufe σ_x über die Blechdicke t bei einer Drucknormalkraft $N = 50$ kN

Bei einer Drucknormalkraft $N = 50$ kN ergeben sich somit folgende Verhältnisse von Auflager- bzw. Gurtkräften zur Normalkraft $N = 50$ kN:

- $A_x (= N_{\text{Gurt 1}}) / N = 22,9 \text{ kN} / 50 \text{ kN} = 0,46$
- $B_x (= N_{\text{Gurt 2}}) / N = 27,1 \text{ kN} / 50 \text{ kN} = 0,54$

Infolge der Anfangsimperfektion als Schiefstellung der Knotenbleche bzw. der weitergeführten Gurte sind die Verhältnisse A_x / N bzw. B_x / N nie genau 0,5. Ein Verhältniswert Auflagerkraft zu Drucknormalkraft von 0,5 würde sich nur einstellen, wenn keine geometrischen Imperfektionen angesetzt werden und die Stabachse ideal gerade verlaufen würde.

Wird die Drucknormalkraft N bis zum Traglastzustand N_{ult} erhöht (siehe Bild 210), verändern sich die Verhältnisse infolge der steigenden Verformung u_y zu $A_{x,\text{max}} (= N_{\text{Gurt 1}}) / N_{\text{ult}} = 0,41$ bzw. zu $B_{x,\text{max}} (= N_{\text{Gurt 2}}) / N_{\text{ult}} = 0,59$. Die Normalkraft in Gurt 2 nimmt demzufolge überproportional zu, während trotzdem der weitergeführte Gurt 1 zufolge der hohen BiegeNormalspannungen die maximale Tragfähigkeit limitiert.

2. Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – Knotenblechmodellierung nach Variante I (mit Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt)

Das nachfolgende Bild 213 zeigt die Spannungsverläufe σ_x über die Blechhöhe im Traglastzustand in den vier ausgewerteten Pfaden für den in Abschnitt 3.5.1a untersuchten Stab, mit Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm, Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm, mit Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform und eingespannten Knotenblechrändern als Auflagerrandbedingung.

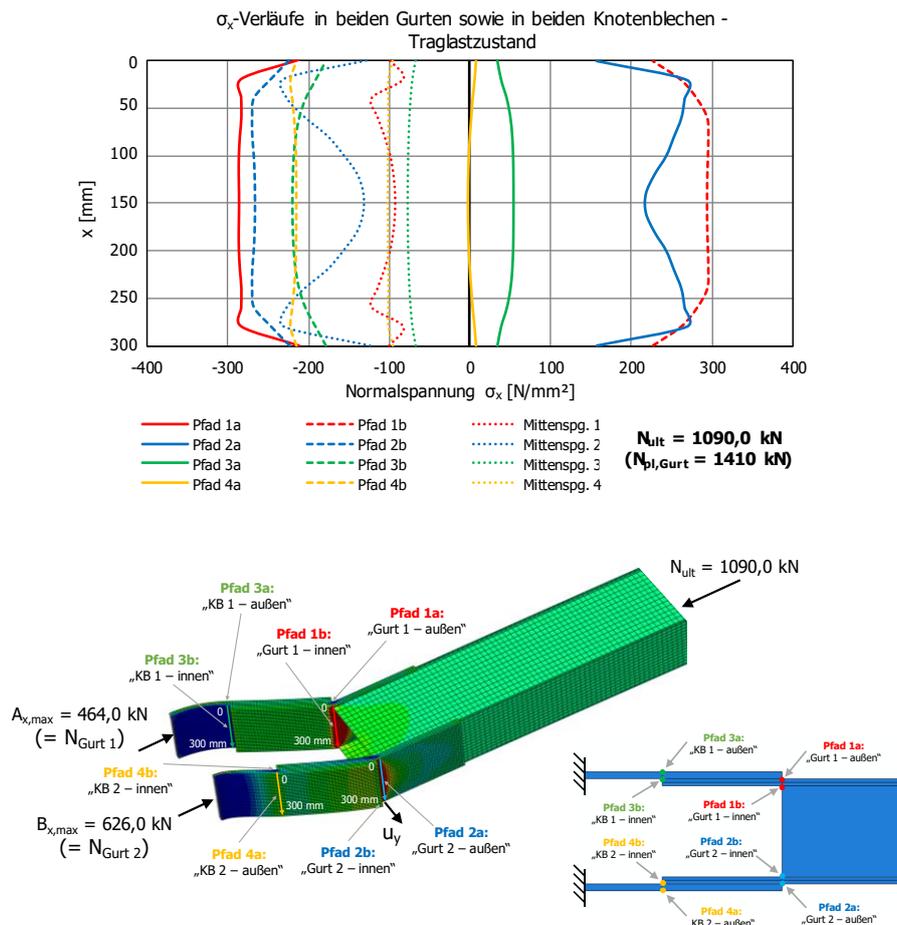


Bild 213: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – Knotenblechmodellierung nach Variante I, mit Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt – Spannungsverläufe σ_x über die Blechhöhe im Traglastzustand

Wie auch bei den Spannungsverläufen mit Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform (siehe Punkt 1), treten bei Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform die höchsten Spannungen an den Pfaden 1 und 2 am Ende des Hohlprofilquerschnittes in den weitergeführten Gurten auf. Die nicht konstanten Verläufe der Spannungen am Beginn (zwischen 0 mm und 25 mm) bzw. am Ende (zwischen 275 mm und 300 mm) der Pfade treten infolge des Steganschlusses in diesem Bereich auf. Bei gleichen Normalspannungen, im Vergleich zum Stab mit Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform, sind die Mittenspannungen, entsprechend der niedrigeren Traglast, geringer. Demzufolge sind die Biegespannungen in den weitergeführten Gurten stärker ausgeprägt bei Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform.

In Bild 214 sind die zugehörigen Spannungsverläufe σ_x über die Blechdicke t im Traglastzustand in der halben Höhe der Bleche am Ende des Hohlprofilquerschnitts in den weitergeführten Gurten sowie am Ende des Überlappungsbereichs von Gurt und Knotenblech dargestellt. An den Spannungsverläufen σ_x in Bild 214 in den beiden Gurten (Gurt 1 entspricht der Lage von Pfad 1 bzw. Gurt 2 entspricht der Lage von Pfad 2 in Bild 208) ist im Traglastzustand eine stark nichtlineare bzw. plastische Spannungsverteilung über die Blechdicke zu erkennen (im Vergleich zu linearen, strichlierten Verläufen). Maßgebend für die maximale Tragfähigkeit des Stabes ist das Gurtblech 1 – hier plastizieren die äußeren Bereiche infolge der hohen Biegenormalspannungen sowohl auf der Blechinnenseite (Zugspannungen) als auch auf der Blechaußenseite (Druckspannungen).

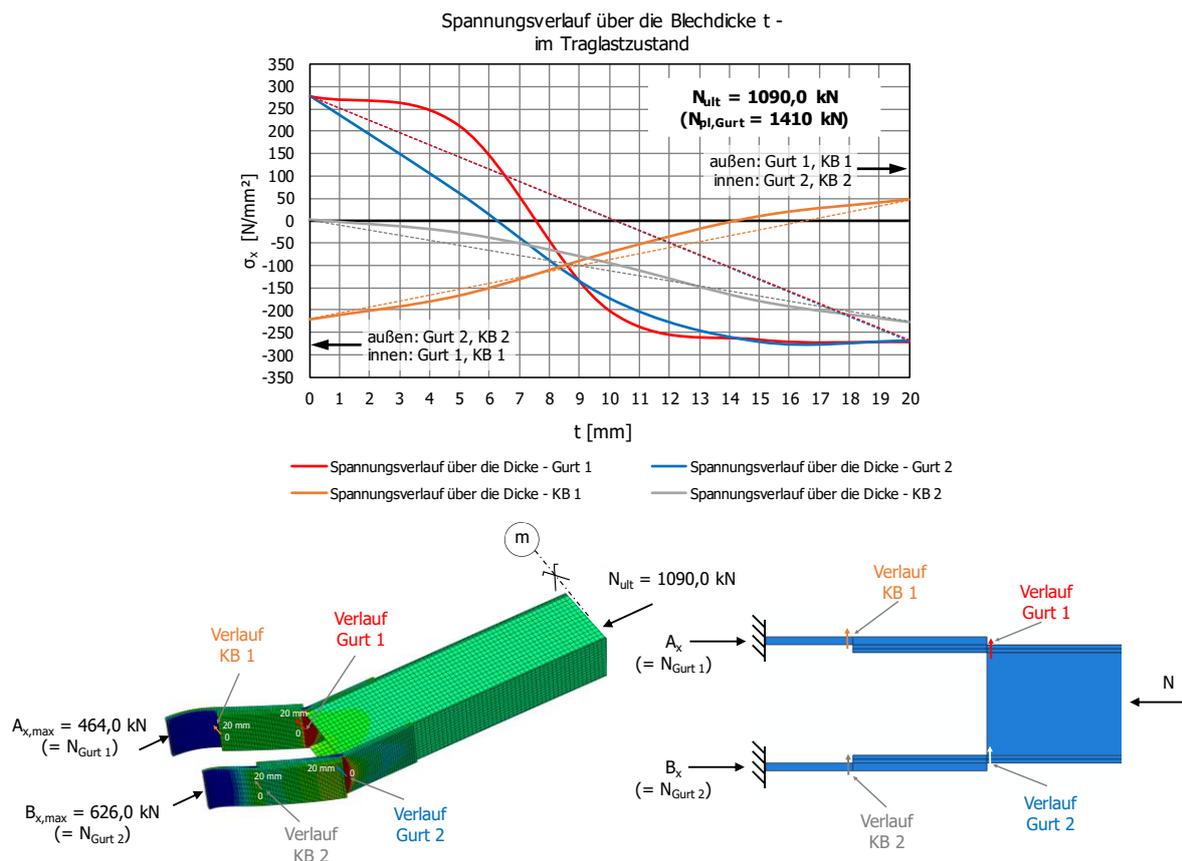


Bild 214: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760 \text{ mm}$ und Knotenblechdicke $t_1 = 20 \text{ mm}$ – Knotenblechmodellierung nach Variante I, mit Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt – Spannungsverläufe σ_x über die Blechdicke t im Traglastzustand

Die Spannungsverläufe σ_x in den Knotenblechen am Ende des Überlappungsbereichs hingegen verlaufen noch annähernd linear über die Blechdicke und hätten demzufolge noch plastische Tragreserven.

Bild 215 zeigt die Entwicklung der Auflagerkräfte A_x und B_x , bei Steigerung der Drucknormalkraft N von $N = 0$ kN bis zum Traglastzustand bei $N_{ult} = 1090,0$ kN, in Abhängigkeit der Verformung aus der Ebene u_y am Ende des Hohlprofilquerschnittes (siehe Bild 208).

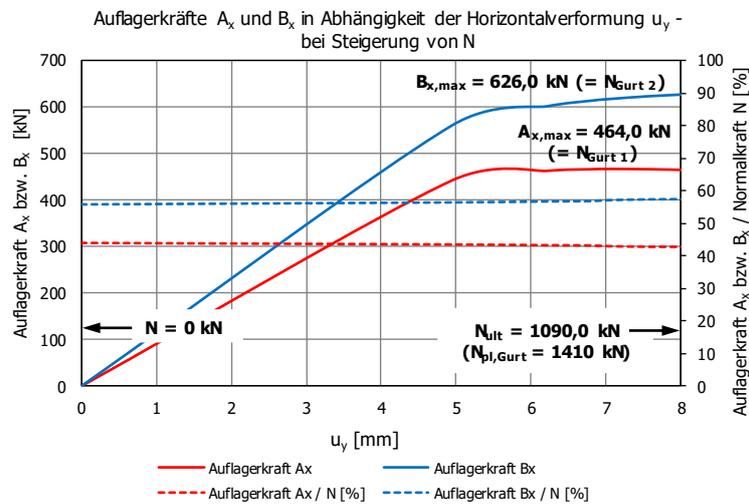


Bild 215: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – Knotenblechmodellierung nach Variante I, mit Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt – Auflagerkräfte A_x und B_x bei Steigerung der Drucknormalkraft N

Im Traglastzustand bei $N_{ult} = 1090,0$ kN beträgt die maximale Verformung aus der Ebene $8,26$ mm durch die Laststeigerung (Anfangsimperfektion im Querschnitt 1: $u_{y,imp} = e_0 = L_{sys} / 750 = 10760 / 750 = 14,35$ mm – Anm.: die maximale Verformung tritt bei dieser Eigenform im Querschnitt 1 auf).

Die Auflagerkraft in unverformter Stabrichtung $A_{x,max}$, welche der Gurtkraft des Gurtes 1 entspricht ($= N_{Gurt 1}$, siehe Bild 214, rote Linie in Bild 215), beträgt im Traglastzustand $464,0$ kN, die Auflagerkraft $B_{x,max}$, welche der Gurtkraft des Gurtes 2 entspricht ($= N_{Gurt 2}$, blaue Linie), $626,0$ kN.

Im Traglastzustand ergeben sich somit folgende Verhältnisse von Auflager- bzw. Gurtkräften zur Traglast N_{ult} :

- $A_{x,max} (= N_{Gurt 1}) / N_{ult} = 464,0 \text{ kN} / 1090,0 \text{ kN} = 0,43$
- $B_{x,max} (= N_{Gurt 2}) / N_{ult} = 626,0 \text{ kN} / 1090,0 \text{ kN} = 0,57$

Die Verhältnisse von Auflager- bzw. Gurtkräften zur Normalkraft N bei steigender Drucknormalkraft N sind im Diagramm in Bild 215 durch strichlierte Linien dargestellt (A_x / N in rot und B_x / N in blau).

Das Bild 216 zeigt die identen Auswertungen der Spannungspfade σ_x über die Blechhöhe von Bild 213 unten, allerdings für eine Drucknormalkraft von $N = 50 \text{ kN}$.

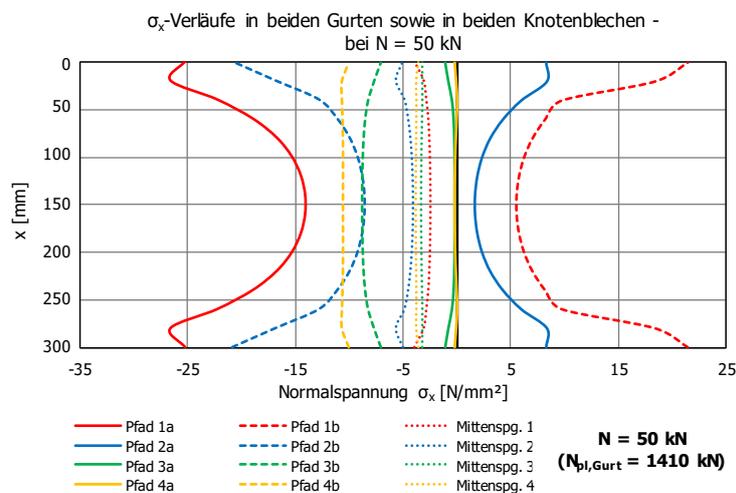


Bild 216: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760 \text{ mm}$ und Knotenblechdicke $t_1 = 20 \text{ mm}$ – Knotenblechmodellierung nach Variante I, mit Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt – Spannungsverläufe σ_x über die Blechhöhe bei einer Drucknormalkraft $N = 50 \text{ kN}$

Die Auswertung der Spannungsverläufe bei einem geringen Lastniveau $N = 50 \text{ kN}$ zeigt, dass in Pfad 1 die Spannungen am höchsten sind. Dieser Umstand verändert sich bis zum Traglastzustand bei $N_{\text{ult}} = 1090,0 \text{ kN}$ nicht – im weitergeführten Gurt 1 limitiert die Querschnittstragfähigkeit die Traglast des Stabes.

In Bild 217 sind die Spannungsverläufe σ_x über die Blechdicken t bei einer Drucknormalkraft $N = 50$ kN dargestellt. Bei diesem geringen Lastniveau sind die Spannungsverläufe annähernd linear, jedoch ist bereits bei $N = 50$ kN zu erkennen, dass der Gurt 1 (roter Verlauf) die größte Beanspruchung erfährt.

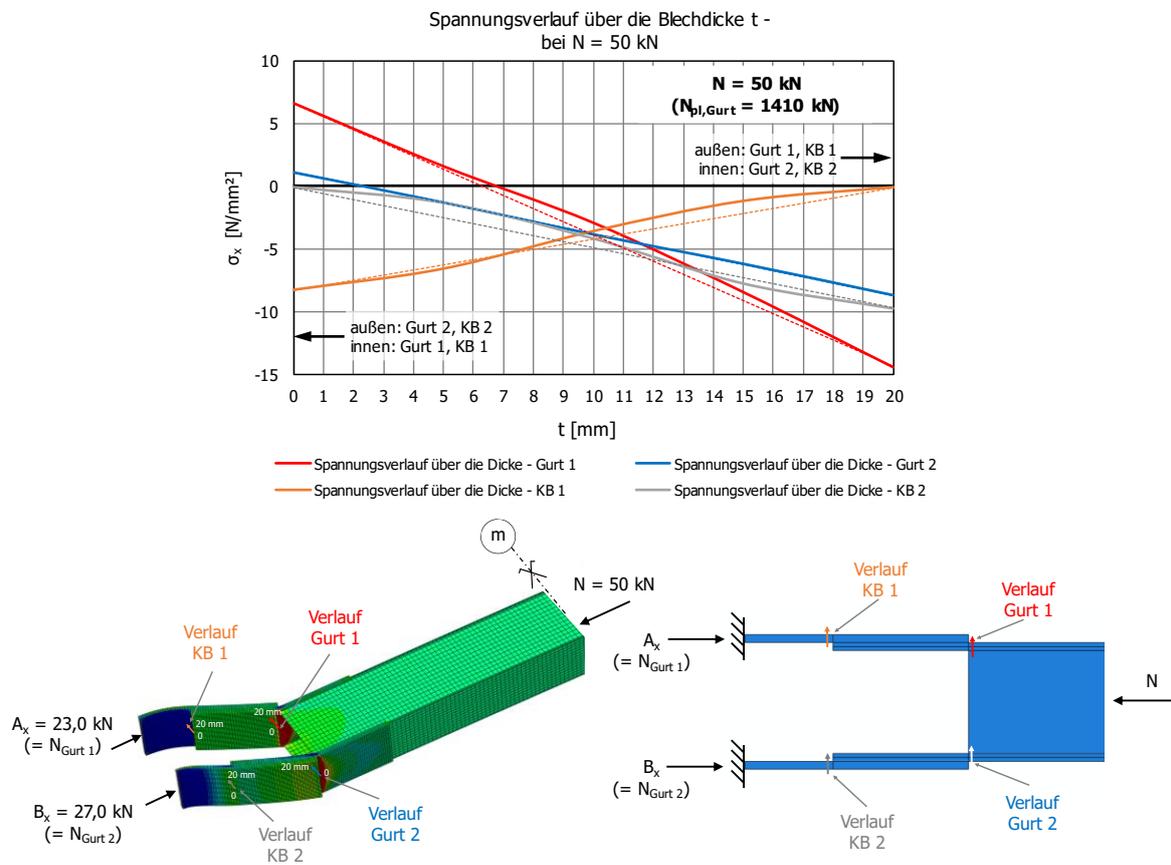


Bild 217: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – Knotenblechmodellierung nach Variante I, mit Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt – Spannungsverläufe σ_x über die Blechdicke t bei einer Drucknormalkraft $N = 50$ kN

Bei einer Drucknormalkraft $N = 50$ kN ergeben sich somit folgende Verhältnisse von Auflager- bzw. Gurtkräften zur Normalkraft N :

- $A_x (= N_{\text{Gurt 1}}) / N = 23,0 \text{ kN} / 50 \text{ kN} = 0,46$
- $B_x (= N_{\text{Gurt 2}}) / N = 27,0 \text{ kN} / 50 \text{ kN} = 0,54$

Wird die Drucknormalkraft N bis zum Traglastzustand N_{ult} erhöht (siehe Bild 215), verändern sich die Verhältnisse infolge der steigenden Verformung u_y zu $A_{x,\text{max}} (= N_{\text{Gurt 1}}) / N_{\text{ult}} = 0,43$ bzw. zu $B_{x,\text{max}} (= N_{\text{Gurt 2}}) / N_{\text{ult}} = 0,57$. Die Normalkraft in Gurt 2 nimmt demzufolge überproportional zu, während trotzdem der weitergeführte Gurt 1 zufolge der hohen Biege- und Normalspannungen die Tragfähigkeit limitiert. Es ergeben sich die gleichen Verhältniszahlen von Auflager- bzw. Gurtkräften zur Normalkraft N , wie auch bei Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform.

3. Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – Knotenblechmodellierung nach Variante I (mit Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand gelenkig)

Das nachfolgende Bild 218 zeigt die Spannungsverläufe σ_x über die Blechhöhe im Traglastzustand in den vier ausgewerteten Pfaden, jeweils an beiden Blechseiten (Kennzeichnung „a“ für Lage außen bzw. „b“ für Pfad innen zwischen den beiden weitergeführten Gurten) sowie in Blechmitte („Mittenspannung“). Die Spannungspfade beziehen sich auf den in Abschnitt 3.5.1a untersuchten Stab, mit Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm, Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm, mit Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform und gelenkigen Knotenblechrändern als Auflagerrandbedingung.

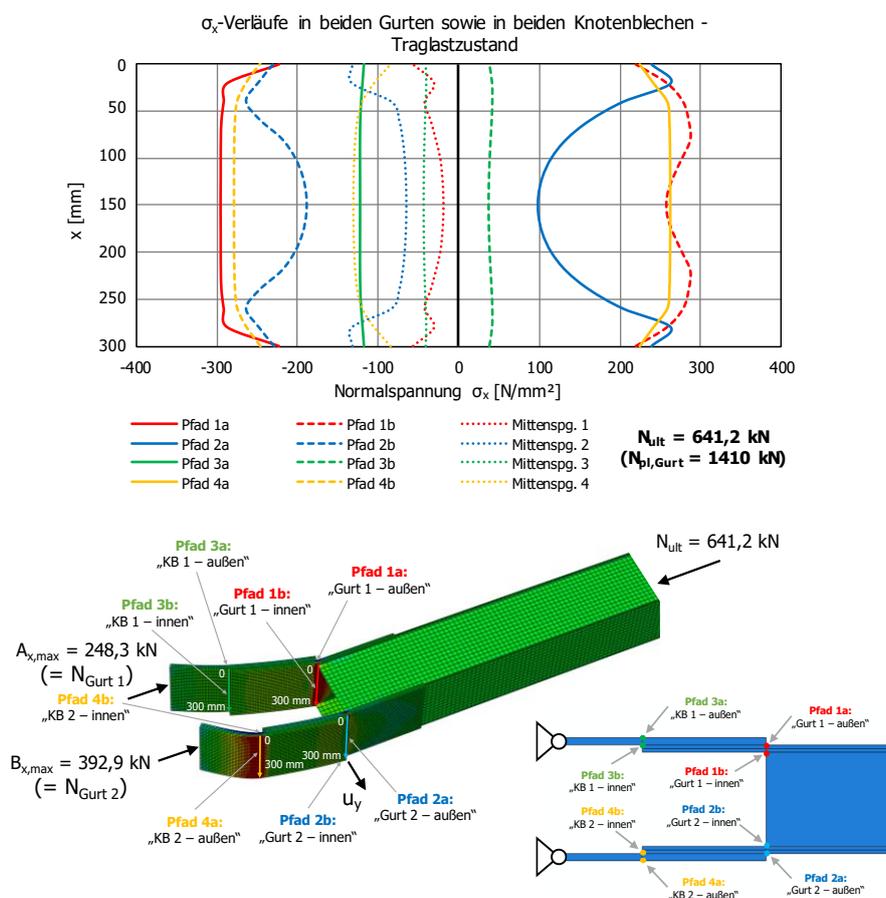


Bild 218: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – Knotenblechmodellierung nach Variante I, mit Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand gelenkig – Spannungsverläufe σ_x über die Blechhöhe im Traglastzustand

Die höchsten Spannungen treten in Pfad 1 am Ende des Hohlprofilquerschnittes in dem weitergeführten Gurt 1 auf. Aber auch Pfad 4 am Knotenblech 2 erfährt, infolge der großen Krümmung bzw. der damit verbundenen hohen Biegebeanspruchung, nur geringfügig niedrigere Spannungswerte (siehe Bild 218). Die nicht konstanten Verläufe der Spannungen am Beginn (zwischen 0 mm und 25 mm) bzw. am Ende (zwischen 275 mm und 300 mm) der Pfade treten infolge des Steganschlusses in diesem Bereich auf. In Bild 219 sind die zugehörigen Spannungsverläufe σ_x über die Blechdicke t im Traglastzustand in der halben Höhe der Bleche am Ende des Hohlprofilquerschnittes in den weitergeführten Gurten sowie am Ende des Überlappungsbereichs von Gurt und Knotenblech dargestellt.

An den Spannungsverläufen σ_x über die Blechdicke in Bild 219 in Gurt 1 bzw. im Knotenblech 2 (entspricht der Lage von Pfad 1 bzw. von Pfad 4 in Bild 218) ist im Traglastzustand eine stark nichtlineare bzw. plastische Spannungsverteilung über die Blechdicke zu erkennen (im Vergleich zu strichlierten, linearen Verläufen). Maßgebend für die maximale Tragfähigkeit des Stabes ist das Gurtblech 1 sowie auch das Knotenblech 2 – hier plastiziert der äußere Bereich im Gurt 1 und der innere Bereich des Knotenblechs 2, infolge der hohen Drucknormalspannungen.

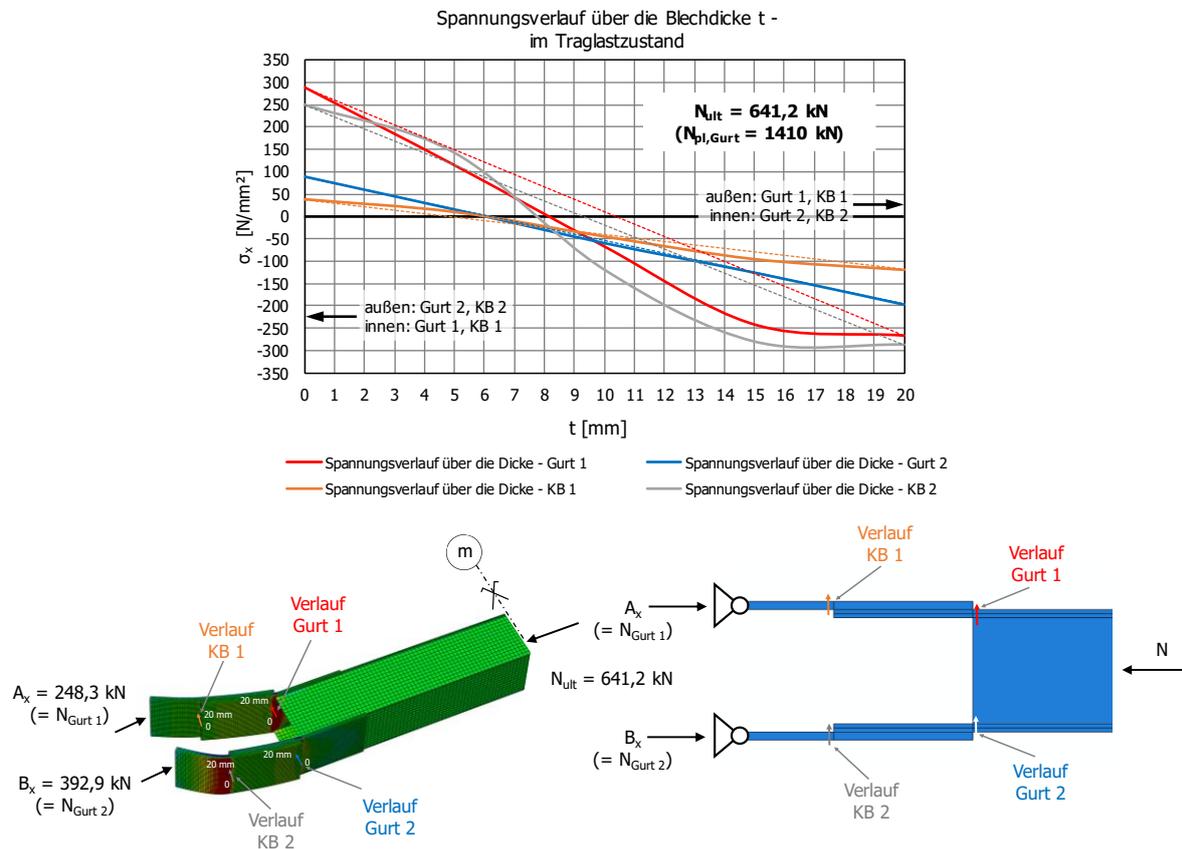


Bild 219: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760 \text{ mm}$ und Knotenblechdicke $t_1 = 20 \text{ mm}$ – Knotenblechmodellierung nach Variante I, mit Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand gelenkig – Spannungsverläufe σ_x über die Blechdicke t im Traglastzustand

Die Spannungsverläufe σ_x in Bild 219 in Gurt 2 am Ende des Hohlprofilquerschnittes und im Knotenblech 1 am Ende des Überlappungsbereiches hingegen verlaufen noch annähernd linear über die Blechdicke und hätten demzufolge noch plastische Tragreserven.

Bild 220 zeigt die Entwicklung der Auflagerkräfte A_x und B_x , bei Steigerung der Drucknormalkraft N von $N = 0$ kN bis zum Traglastzustand bei $N_{ult} = 641,2$ kN, in Abhängigkeit der Verformung aus der Ebene u_y am Ende des Hohlprofilquerschnittes (siehe Bild 218).

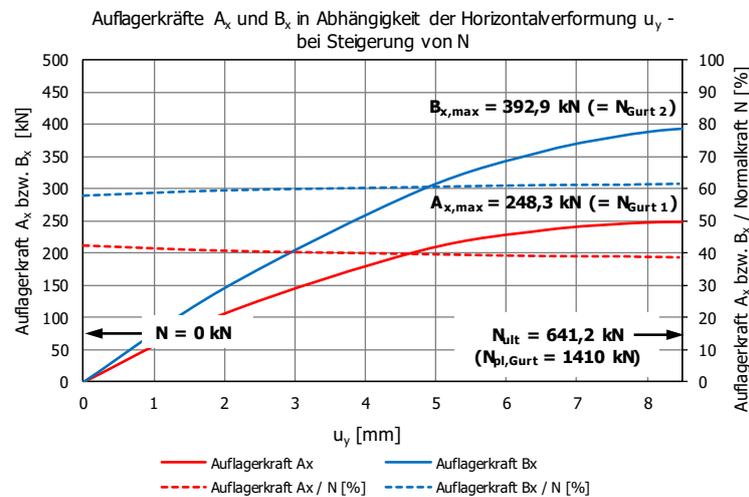


Bild 220: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – Knotenblechmodellierung nach Variante I, mit Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand gelenkig – Auflagerkräfte A_x und B_x bei Steigerung der Drucknormalkraft N

Im Traglastzustand bei $N_{ult} = 641,2$ kN beträgt die maximale Verformung aus der Ebene $8,87$ mm durch die Laststeigerung (Anfangsimperfektion im Querschnitt 1: $u_{y,imp} = e_0 = L_{sys} / 750 = 10760 / 750 = 14,35$ mm – Anm.: die maximale Verformung tritt bei dieser Eigenform im Querschnitt 1 auf).

Die Auflagerkraft in unverformter Stabrichtung $A_{x,max}$, welche der Gurtkraft des Gurtes 1 entspricht (= $N_{Gurt 1}$, siehe Bild 219, rote Linie in Bild 220), beträgt im Traglastzustand $248,3$ kN, die Auflagerkraft $B_{x,max}$, welche der Gurtkraft des Gurtes 2 entspricht (= $N_{Gurt 2}$, blaue Linie), $392,9$ kN.

Im Traglastzustand ergeben sich somit folgende Verhältnisse von Auflager- bzw. Gurtkräften zur Traglast N_{ult} :

- $A_{x,max} (= N_{Gurt 1}) / N_{ult} = 248,3 \text{ kN} / 641,2 \text{ kN} = 0,39$
- $B_{x,max} (= N_{Gurt 2}) / N_{ult} = 392,9 \text{ kN} / 641,2 \text{ kN} = 0,61$

Im Vergleich zu eingespannten Knotenblechrändern, ist das höhere Verhältnis $B_{x,max} / N$ auffallend. Durch die größeren Verformungen aus der Stabebene verlagert sich die Drucknormalkraft N stärker zum Gurt 2 hin. Die Verhältnisse von Auflager- bzw. Gurtkräften zur Normalkraft N bei steigender Drucknormalkraft N sind im Diagramm in Bild 220 durch strichlierte Linien dargestellt (A_x / N in rot und B_x / N in blau).

Das Bild 221 zeigt die identen Auswertungen der Spannungspfade σ_x über die Blechhöhe von Bild 218 unten, allerdings für eine Drucknormalkraft von $N = 50$ kN.

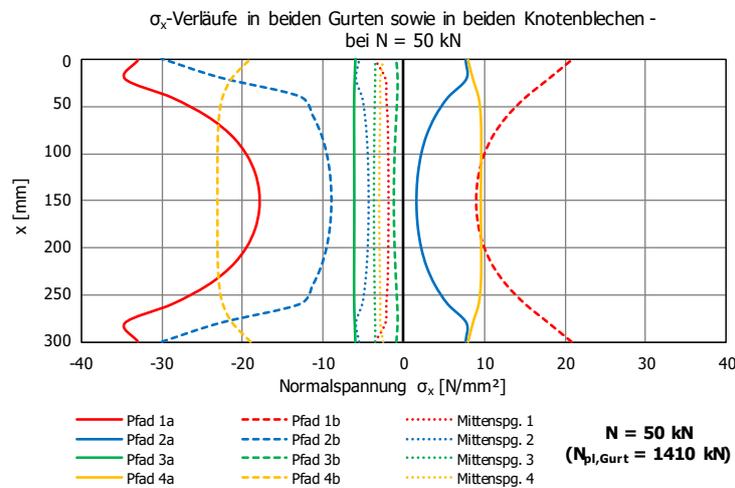


Bild 221: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – Knotenblechmodellierung nach Variante I, mit Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand gelenkig – Spannungsverläufe σ_x über die Blechhöhe bei einer Drucknormalkraft $N = 50$ kN

Die Auswertung der Spannungsverläufe bei einem geringen Lastniveau $N = 50$ kN zeigt, dass in Pfad 1 die Spannungen am höchsten sind. Dieser Umstand verändert sich bis zum Traglastzustand bei $N_{ult} = 641,2$ kN nicht – im weitergeführten Gurt 1 limitiert das Querschnittsversagen die Tragfähigkeit des Gesamtstabes. Anders als bei der Randbedingung Knotenblechrand eingespannt, dargestellt unter Punkt 1 und 2 ist nun bei der Randbedingung Blechrand gelenkig der Pfad 4 im Knotenblech der am zweithöchst beanspruchte Spannungspfad.

In Bild 222 sind die Spannungsverläufe σ_x über die Blechdicke t bei einer Drucknormalkraft $N = 50 \text{ kN}$ dargestellt. Bei diesem geringen Lastniveau sind die Spannungsverläufe annähernd linear, jedoch ist bereits bei $N = 50 \text{ kN}$ zu erkennen, dass das Knotenblech 2 (grauer Verlauf) und der Gurt 1 (roter Verlauf) die größten – annähernd gleich hohen – Beanspruchungen erfahren. Auch die Beanspruchungssituation in Gurt 2 bzw. im Knotenblech 1 ist nahezu ident.

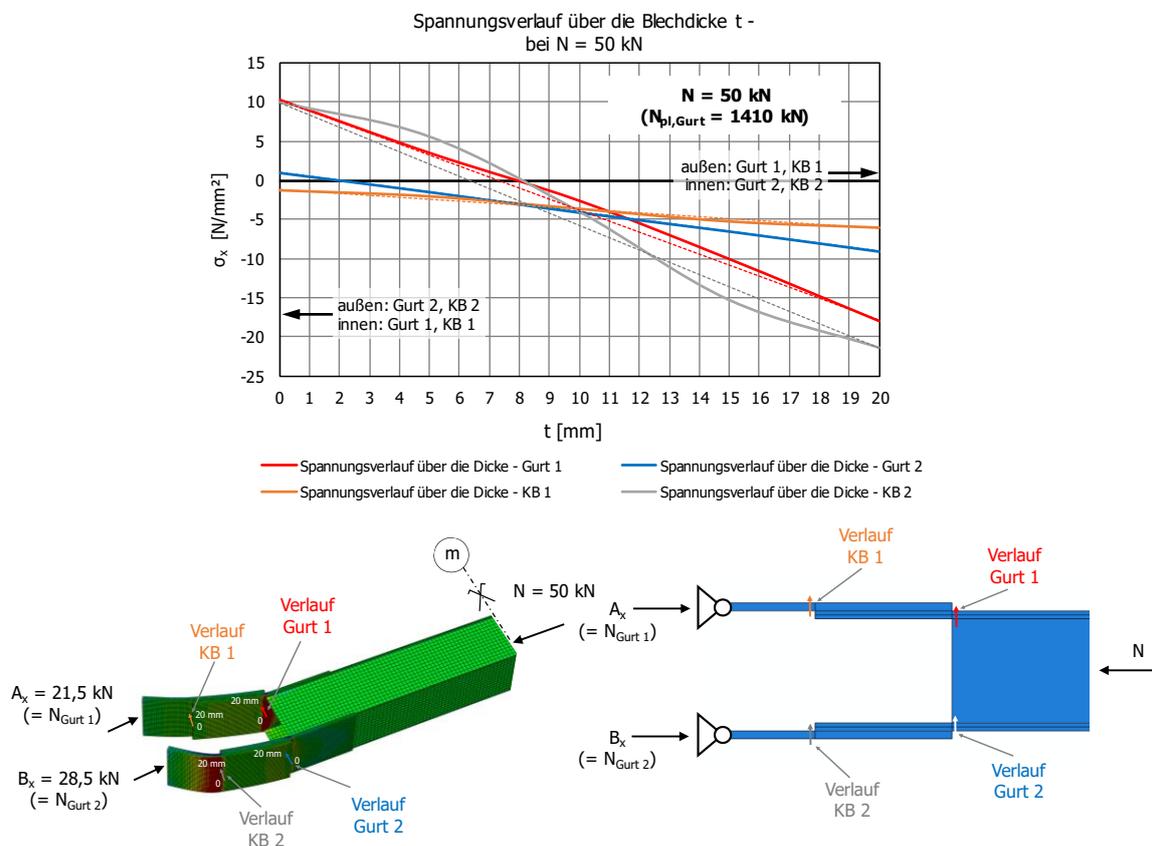


Bild 222: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760 \text{ mm}$ und Knotenblechdicke $t_1 = 20 \text{ mm}$ – Knotenblechmodellierung nach Variante I, mit Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerandbedingung: Blechrand gelenkig – Spannungsverläufe σ_x über die Blechdicke t bei einer Drucknormalkraft $N = 50 \text{ kN}$

Bei einer Drucknormalkraft $N = 50 \text{ kN}$ ergeben sich somit folgende Verhältnisse von Auflager- bzw. Gurtkräften zur Normalkraft N :

- $A_x (= N_{Gurt 1}) / N = 21,5 \text{ kN} / 50 \text{ kN} = 0,43$
- $B_x (= N_{Gurt 2}) / N = 28,5 \text{ kN} / 50 \text{ kN} = 0,57$

Wird die Drucknormalkraft N bis zum Traglastzustand N_{ult} erhöht (siehe Bild 220), verändern sich die Verhältniszahlen, infolge der steigenden Verformung u_y , zu $A_{x,max} (= N_{Gurt 1}) / N_{ult} = 0,39$ bzw. zu $B_{x,max} (= N_{Gurt 2}) / N_{ult} = 0,61$. Die Normalkraft in Gurt 2 nimmt demzufolge überproportional zu.

4. Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – Knotenblechmodellierung nach Variante I (mit Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand gelenkig)

Das nachfolgende Bild 223 zeigt die Spannungsverläufe σ_x über die Blechhöhe im Traglastzustand in den vier ausgewerteten Pfaden, jeweils an beiden Blechseiten (Kennzeichnung „a“ für Lage außen bzw. „b“ für Pfad innen zwischen den beiden weitergeführten Gurten) sowie in Blechmitte („Mittenspannung“). Die Spannungspfade beziehen sich auf den in Abschnitt 3.5.1a untersuchten Stab, mit Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm, Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm, mit Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform und gelenkigen Knotenblechrändern als Auflagerrandbedingung.

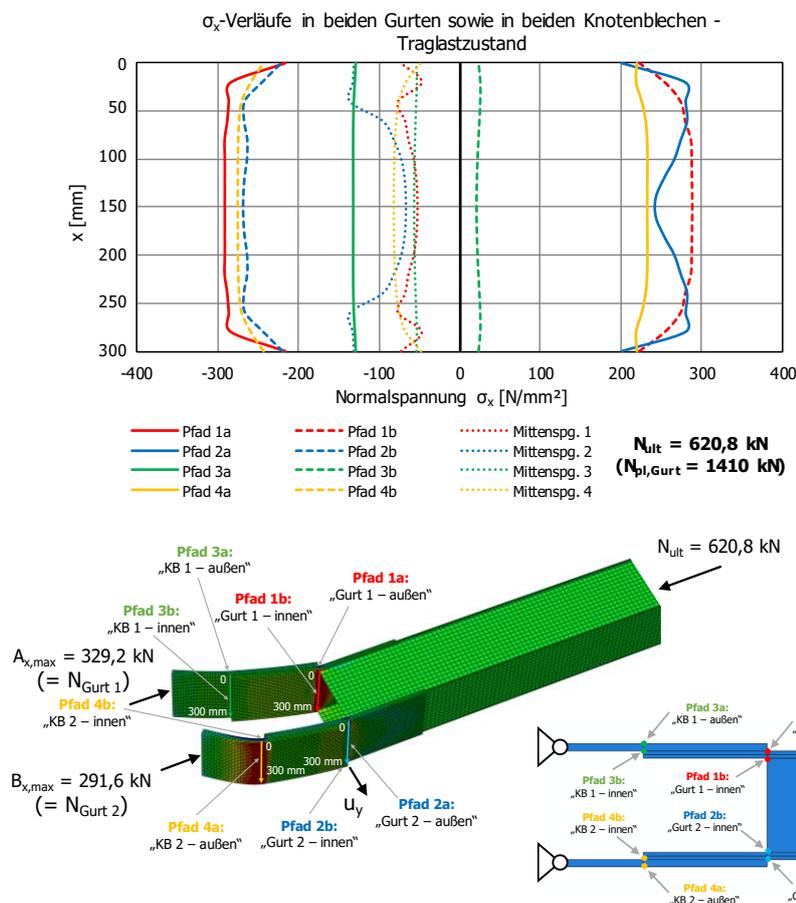


Bild 223: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – Knotenblechmodellierung nach Variante I, mit Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand gelenkig – Spannungsverläufe σ_x über die Blechhöhe im Traglastzustand

Die höchsten Spannungen treten in Pfad 1 am Ende des Hohlprofilquerschnittes in dem weitergeführten Gurt 1 auf. Aber auch Pfad 4 am Knotenblech 2 und Pfad 2 in Gurt 2 erfahren nur geringfügig niedrigere Spannungswerte (siehe Bild 223). Die nicht konstanten Verläufe der Spannungen, am Beginn (zwischen 0 mm und 25 mm) bzw. am Ende (zwischen 275 mm und 300 mm) der Pfade, treten infolge des Steganschlusses in diesem Bereich auf.

In Bild 224 sind die zugehörigen Spannungsverläufe σ_x über die Blechdicke t im Traglastzustand in der halben Höhe der Bleche am Ende des Hohlprofilquerschnittes in den weitergeführten Gurten sowie am Ende des Überlappungsbereichs von Gurt und Knotenblech dargestellt.

An den Spannungsverläufen σ_x über die Blechdicke in Bild 224 in Gurt 1 (entspricht der Lage von Pfad 1 in Bild 223) ist im Traglastzustand eine stark nichtlineare bzw. plastische Spannungsverteilung über die Blechdicke zu erkennen (im Vergleich zu strichlierten, linearen Verläufen). Eine nahezu idente Beanspruchungssituation zeigen die Verläufe durch Gurt 2 (blauer Verlauf) und durch Knotenblech 2 (grauer Verlauf). Im Traglastzustand beginnen hier – im Vergleich zu Gurt 1 – die Blechinnenseiten zufolge Drucknormalspannungen zu plastizieren. Maßgebend für die maximale Tragfähigkeit des Stabes ist das Gurtblech 1 – hier plastiziert sowohl der äußere Bereich zufolge der vorherrschenden Drucknormalspannungen, als auch der innere Blechbereich aufgrund der auftretenden hohen Zugnormalspannungen.

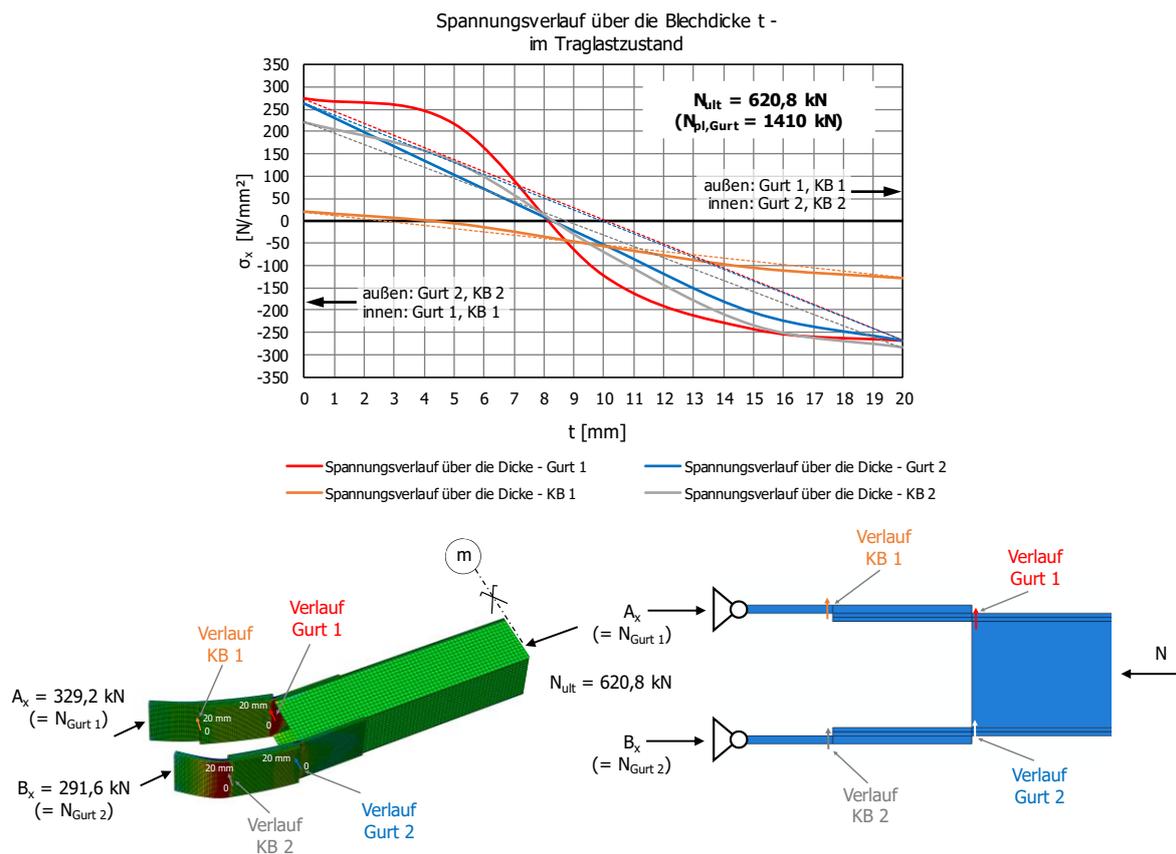


Bild 224: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760 \text{ mm}$ und Knotenblechdicke $t_1 = 20 \text{ mm}$ – Knotenblechmodellierung nach Variante I, mit Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand gelenkig – Spannungsverläufe σ_x über die Blechdicke t im Traglastzustand

Der Spannungsverlauf σ_x im Knotenblech 1 in Bild 224, am Ende des Überlappungsbereiches, hingegen zeigt im Vergleich nur geringe Biege- und Normalspannungen.

Bild 225 zeigt die Entwicklung der Auflagerkräfte A_x und B_x , bei Steigerung der Drucknormalkraft N von $N = 0$ kN bis zum Traglastzustand bei $N_{ult} = 620,8$ kN, in Abhängigkeit der Verformung aus der Ebene u_y am Ende des Hohlprofilquerschnittes (siehe Bild 223).

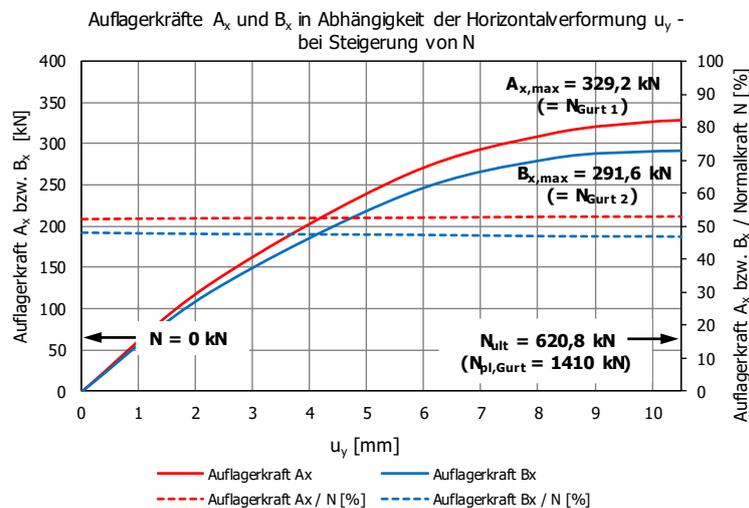


Bild 225: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – Knotenblechmodellierung nach Variante I, mit Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand gelenkig – Auflagerkräfte A_x und B_x bei Steigerung der Drucknormalkraft N

Im Traglastzustand bei $N_{ult} = 620,8$ kN beträgt die maximale Verformung aus der Ebene $10,76$ mm durch die Laststeigerung (Anfangsimperfektion im Querschnitt 1: $u_{y,imp} = e_0 = L_{sys} / 750 = 10760 / 750 = 14,35$ mm – Anm.: die maximale Verformung tritt bei dieser Eigenform im Querschnitt 1 auf).

Die Auflagerkraft in unverformter Stabrichtung $A_{x,max}$, welche der Gurtkraft des Gurtes 1 entspricht (= $N_{Gurt\ 1}$, siehe Bild 224, rote Linie in Bild 225), beträgt im Traglastzustand $329,2$ kN, die Auflagerkraft $B_{x,max}$, welche der Gurtkraft des Gurtes 2 entspricht (= $N_{Gurt\ 2}$, blaue Linie), $291,6$ kN.

Im Traglastzustand ergeben sich somit folgende Verhältnisse von Auflager- bzw. Gurtkräften zur Traglast N_{ult} :

- $A_{x,max} (= N_{Gurt\ 1}) / N_{ult} = 329,2$ kN / $620,8$ kN = $0,53$
- $B_{x,max} (= N_{Gurt\ 2}) / N_{ult} = 291,6$ kN / $620,8$ kN = $0,47$

Die Verhältnisse von Auflager- bzw. Gurtkräften zur Normalkraft N bei steigender Drucknormalkraft N sind im Diagramm in Bild 225 durch strichlierte Linien dargestellt (A_x / N in rot und B_x / N in blau). Im Vergleich zu den bisher untersuchten Imperfektionen bzw. Randbedingungen, ist beim vorliegenden Fall mit Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform und gelenkigen Knotenblechrändern die Auflagerkraft $A_{x,max}$ höher als die Auflagerkraft $B_{x,max}$. In Bild 258 ist zu erkennen, wie sich Gurt 2 durch die großen Vorformungen des Stabes der Last entzieht.

Das Bild 226 zeigt die identen Auswertungen der Spannungspfade σ_x über die Blechhöhe von Bild 223 unten, allerdings für eine Drucknormalkraft von $N = 50 \text{ kN}$.

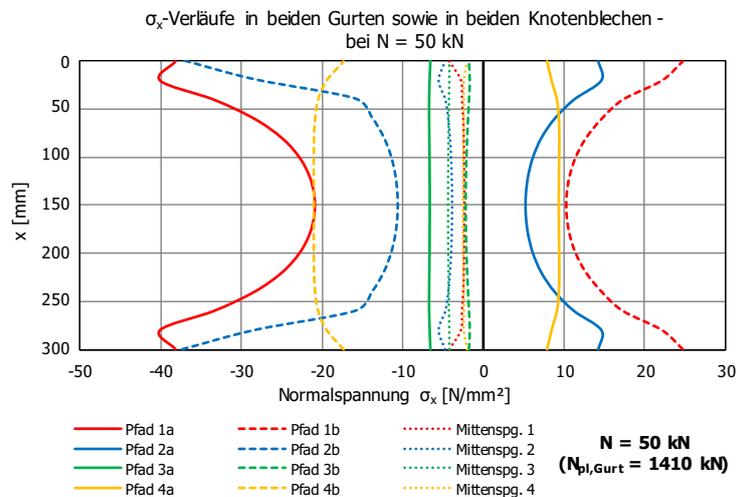


Bild 226: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760 \text{ mm}$ und Knotenblechdicke $t_1 = 20 \text{ mm}$ – Knotenblechmodellierung nach Variante I, mit Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, Auflager randbedingung: Blechrand gelenkig – Spannungsverläufe σ_x über die Blechhöhe bei einer Drucknormalkraft $N = 50 \text{ kN}$

Die Auswertung der Spannungsverläufe bei einem geringen Lastniveau $N = 50 \text{ kN}$ zeigt, dass in Pfad 1 die höchsten Spannungen auftreten. Dieser Umstand verändert sich bis zum Traglastzustand bei $N_{ult} = 620,8 \text{ kN}$ nicht – im weitergeführten Gurt 1 limitiert das Querschnittsversagen die Tragfähigkeit des Stabes. Anders als bei der Randbedingung Knotenblechrand eingespannt, dargestellt unter Punkt 1 und 2, ist bei der Randbedingung Blechrand gelenkig und Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform der Pfad 4 im Knotenblech der am zweithöchst beanspruchte Spannungspfad.

In Bild 227 sind die Spannungsverläufe σ_x über die Blechdicke t bei einer Drucknormalkraft $N = 50 \text{ kN}$ dargestellt. Bei diesem geringen Lastniveau sind die Spannungsverläufe annähernd linear, jedoch ist bereits bei $N = 50 \text{ kN}$ zu erkennen, dass der Gurt 1 (roter Verlauf) und das Knotenblech 2 (grauer Verlauf) die größten Beanspruchungen in etwa gleicher Höhe erfahren.

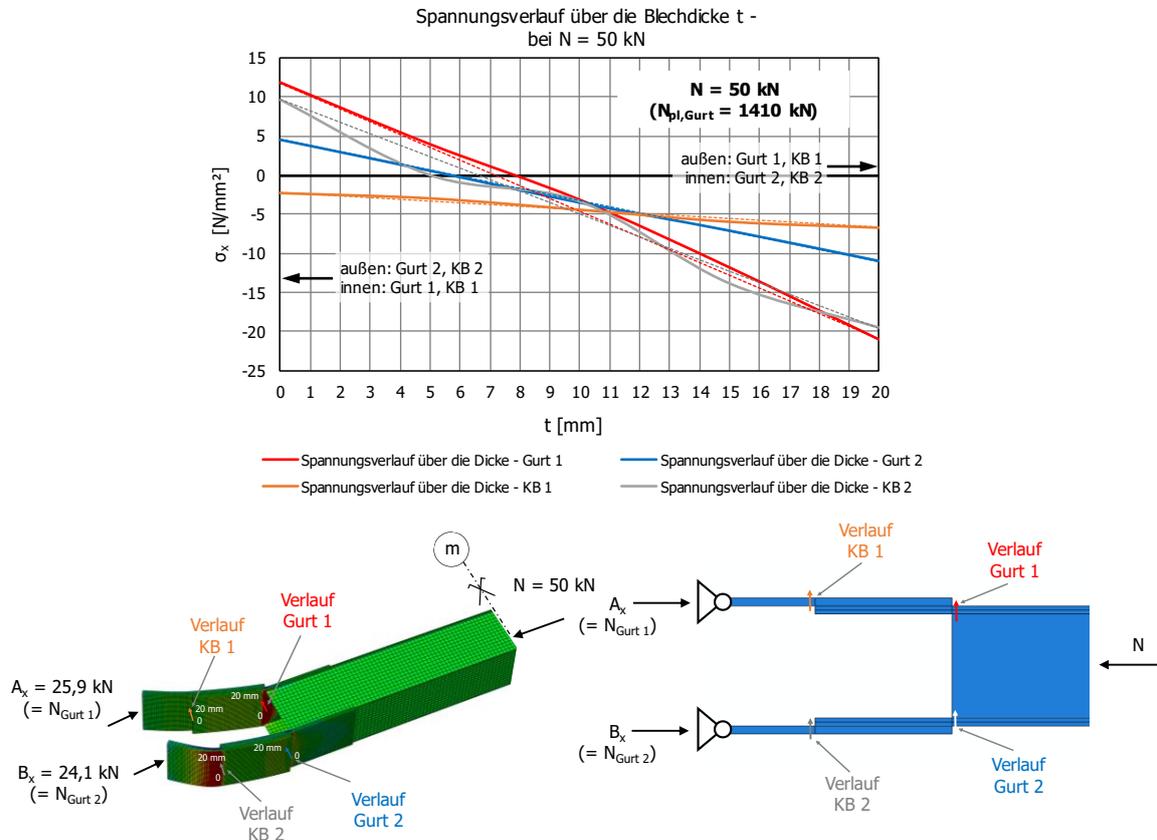


Bild 227: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760 \text{ mm}$ und Knotenblechdicke $t_1 = 20 \text{ mm}$ – Knotenblechmodellierung nach Variante I, mit Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, Auflagerandbedingung: Blechrand gelenkig – Spannungsverläufe σ_x über die Blechdicke t bei einer Drucknormalkraft $N = 50 \text{ kN}$

Bei einer Drucknormalkraft $N = 50 \text{ kN}$ ergeben sich somit folgende Verhältniswerte von Auflager- bzw. Gurtkräften zur Normalkraft N :

- $A_x (= N_{Gurt 1}) / N = 25,9 \text{ kN} / 50 \text{ kN} = 0,52$
- $B_x (= N_{Gurt 2}) / N = 24,1 \text{ kN} / 50 \text{ kN} = 0,48$

Wird die Drucknormalkraft N bis zum Traglastzustand N_{ult} erhöht (siehe Bild 225), verändern sich die Verhältniswerte nur mehr sehr gering zu $A_{x,max} (= N_{Gurt 1}) / N_{ult} = 0,53$ bzw. zu $B_{x,max} (= N_{Gurt 2}) / N_{ult} = 0,47$.

5. Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – Knotenblechmodellierung nach Variante II (ohne Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt)

Das nachfolgende Bild 228 zeigt die Spannungsverläufe σ_x über die Blechhöhe im Traglastzustand in den vier ausgewerteten Pfaden, jeweils an beiden Blechseiten (Kennzeichnung „a“ für Lage außen bzw. „b“ für Pfad innen zwischen den beiden weitergeführten Gurten) sowie in Blechmitte („Mittenspannung“). Die Spannungspfade beziehen sich auf den in Abschnitt 3.5.1a untersuchten Stab, mit Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm, mit Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform und eingespannten Knotenblechrändern als Auflagerrandbedingung. Im Gegensatz zur Modellierungsvariante mit überlappenden Knotenblechen (siehe Punkt 1), erfolgt anschließend die Spannungsauswertung aus Traglastberechnungen, an denen die Gurte des Hohlprofilquerschnittes mit einer konstanten Dicke $t = 20$ mm zu den Auflagern weitergeführt sind (Variante II). Ein infolge der Blechüberlappung entstehendes Exzentrizitätsmoment tritt nun nicht auf, allerdings ist nun auch keine doppelte Blechbiegesteifigkeit im Überlappungsbereich wirksam.

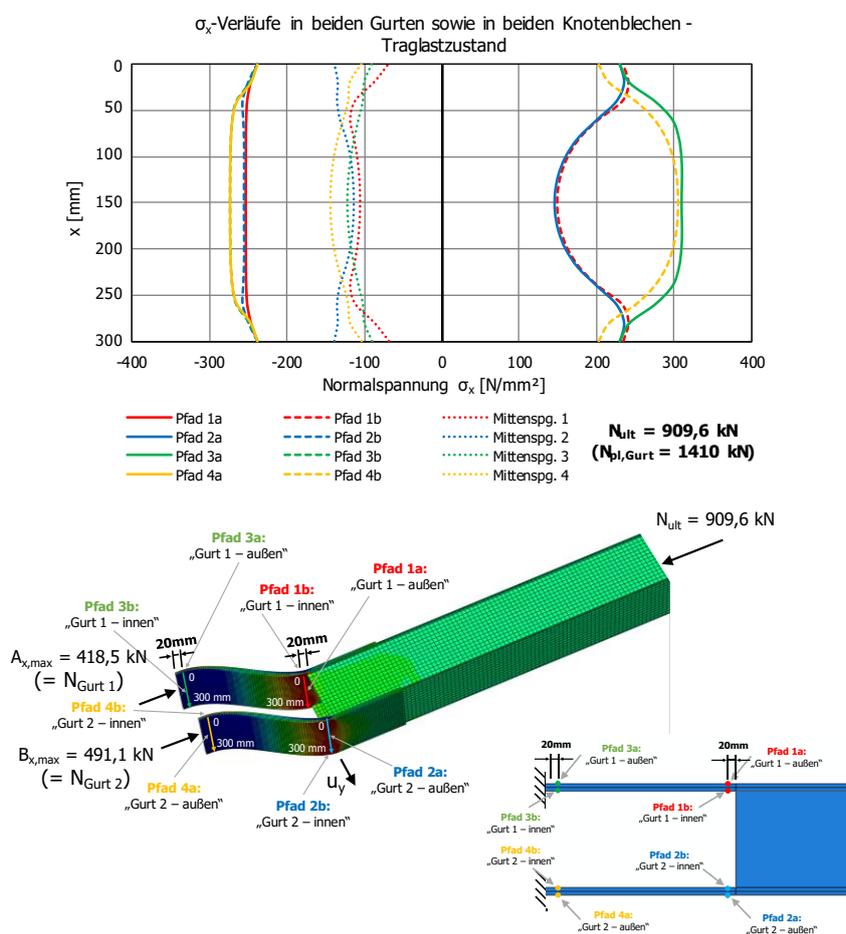


Bild 228: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – Knotenblechmodellierung nach Variante II, ohne Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt – Spannungsverläufe σ_x über die Blechhöhe im Traglastzustand

Da im Gegensatz zur Modellierungsvariante I (siehe Punkte 1 bis 4) nun kein zusätzliches Exzentrizitätsmoment mit unterschiedlicher Wirkungsrichtung in den beiden Gurten aufgrund der Blechüberlappung auftritt, ist die Beanspruchungssituation bzw. sind die Spannungsverläufe in beiden Gurten nun annähernd ident.

In Bild 229 sind die Spannungsverläufe σ_x über die Blechdicke t im Traglastzustand in der halben Höhe der Bleche am Ende des Hohlprofilquerschnittes in den weitergeführten Gurten dargestellt.

Die Spannungsverläufe sind in einem Abstand von 20 mm entfernt vom Ende des Hohlprofilquerschnittes sowie in einem Abstand von 20 mm von den Auflagern in den beiden Gurten ausgewertet. Es ist erkennbar, dass die Verläufe in Gurt 1 und in Gurt 2 nahezu exakt übereinstimmen.

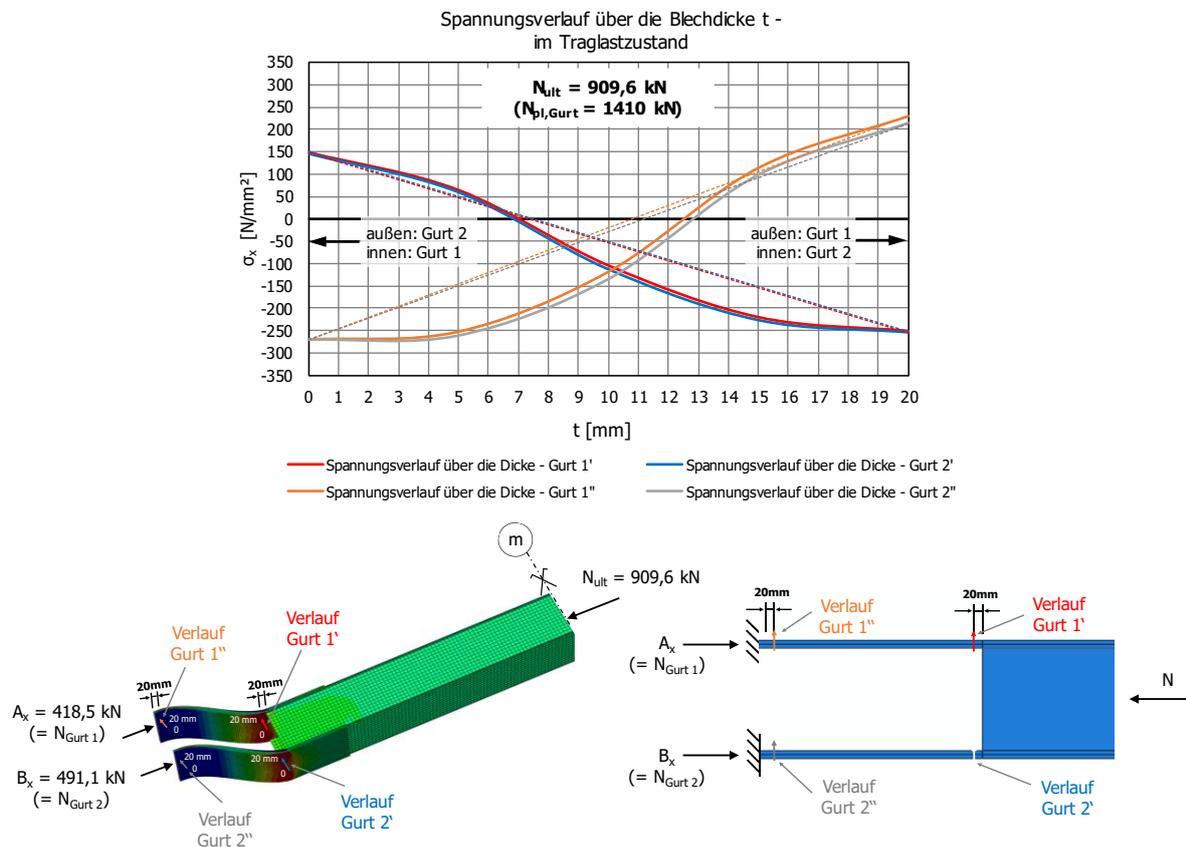


Bild 229: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760 \text{ mm}$ und Knotenblechdicke $t_1 = 20 \text{ mm}$ – Knotenblechmodellierung nach Variante II, ohne Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt – Spannungsverläufe σ_x über die Blechdicke t im Traglastzustand

Die maximale Traglast ist durch die größten Druckspannungen limitiert, welche außen am Gurt 1 bzw. in gleicher Höhe innen am Gurt 2 am Ende des Hohlprofilquerschnittes (vgl. Bild 229) sowie innen am Gurt 1 bzw. außen am Gurt 2 vorliegen. Erkennbar ist dies an den nicht linearen Spannungsverläufen über die Blechdicke, respektive an den konstanten Spannungswerten an den Blechrändern.

Bild 230 zeigt die Entwicklung der Auflagerkräfte A_x und B_x , bei Steigerung der Drucknormalkraft N von $N = 0$ kN bis zum Traglastzustand bei $N_{ult} = 909,6$ kN, in Abhängigkeit der Verformung aus der Ebene u_y am Ende des Hohlprofilquerschnittes (siehe Bild 228).

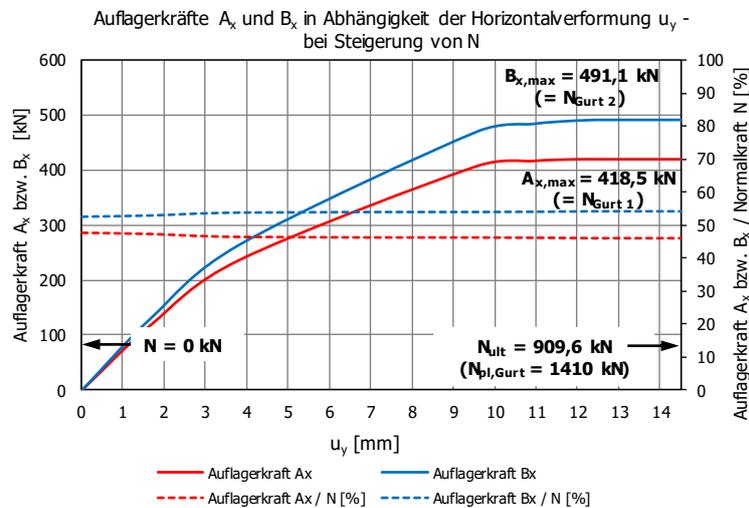


Bild 230: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – Knotenblechmodellierung nach Variante II, ohne Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur ersten Knickformenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt – Auflagerkräfte A_x und B_x bei Steigerung der Drucknormalkraft N

Im Traglastzustand bei $N_{ult} = 909,6$ kN beträgt die maximale Verformung aus der Ebene 14,48 mm durch die Laststeigerung (Anfangsimperfektion im Querschnitt 1: $u_{y,imp} = e_0 = L_{sys} / 750 = 10760 / 750 = 14,35$ mm – Anm.: die maximale Verformung tritt bei dieser Eigenform im Querschnitt 1 auf).

Im Gegensatz dazu, beträgt die maximale Verformung aus der Ebene mit Blechüberlappung bzw. mit doppelter Biegesteifigkeit im Überlappungsbereich nur 9,32 mm, siehe Ergebnisse aus Punkt 1. Die Auflagerkraft in unverformter Stabrichtung $A_{x,max}$, welche der Gurtkraft des Gurtes 1 entspricht ($= N_{Gurt 1}$, siehe Bild 230 rote Linie), beträgt im Traglastzustand 418,5 kN, die Auflagerkraft $B_{x,max}$, welche der Gurtkraft des Gurtes 2 entspricht ($= N_{Gurt 2}$, blaue Linie), 491,1 kN.

Im Traglastzustand ergeben sich somit folgende Verhältniswerte von Auflager- bzw. Gurtkräften zur Traglast N_{ult} :

- $A_{x,max} (= N_{Gurt 1}) / N_{ult} = 418,5 \text{ kN} / 909,6 \text{ kN} = 0,46$
- $B_{x,max} (= N_{Gurt 2}) / N_{ult} = 491,1 \text{ kN} / 909,6 \text{ kN} = 0,54$

Die Verhältniswerte von Auflager- bzw. Gurtkräften zur Normalkraft N bei steigender Drucknormalkraft N sind im Diagramm in Bild 230 durch strichlierte Linien dargestellt (A_x / N in rot und B_x / N in blau).

Das Bild 231 zeigt die identen Auswertungen der Spannungspfade σ_x über die Blechhöhe von Bild 228 unten, allerdings für eine Drucknormalkraft von $N = 50 \text{ kN}$.

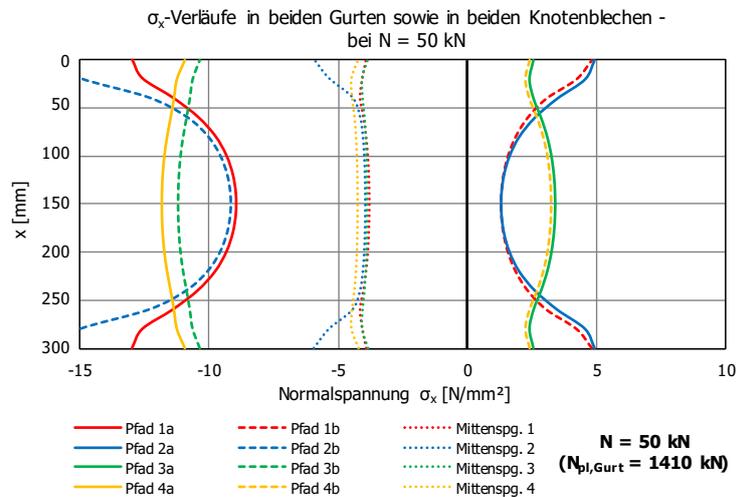


Bild 231: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760 \text{ mm}$ und Knotenblechdicke $t_1 = 20 \text{ mm}$ – Knotenblechmodellierung nach Variante II, ohne Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt – Spannungsverläufe σ_x über die Blechhöhe bei einer Drucknormalkraft $N = 50 \text{ kN}$

Die Auswertung der Spannungsverläufe bei einem geringen Lastniveau $N = 50 \text{ kN}$ zeigt, dass die Spannungen im Bereich des Steganschlusses ($0 - 25 \text{ mm}$ bzw. 275 bis 300 mm) bei Pfad 1 und 2 durch die lokale Krafteinleitung am höchsten sind. Im Traglastzustand (siehe Bild 228) treten diese lokalen Spannungsspitzen infolge Spannungsumlagerungen nicht mehr auf.

In Bild 232 sind die Spannungsverläufe σ_x über die Blechdicke t bei einer Drucknormalkraft $N = 50$ kN dargestellt. Bei diesem geringen Lastniveau sind die Spannungsverläufe wieder annähernd linear. Es zeigt sich eine komplett idente Beanspruchungssituation in beiden Gurten.

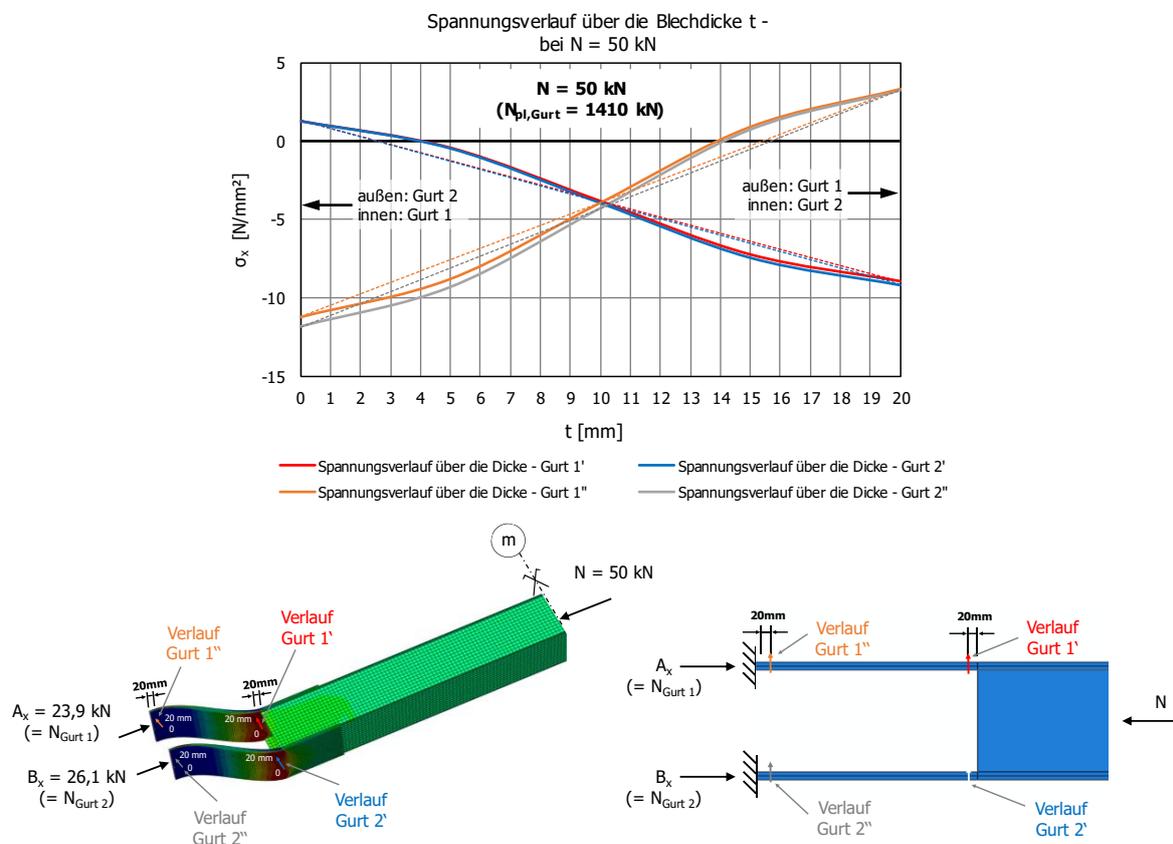


Bild 232: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – Knotenblechmodellierung nach Variante II, ohne Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur ersten Knick eigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt – Spannungsverläufe σ_x über die Blechdicke t bei einer Drucknormalkraft $N = 50$ kN

Bei einer Drucknormalkraft $N = 50$ kN ergeben sich somit folgende Verhältniswerte von Auflager- bzw. Gurtkräften zur Normalkraft N :

- $A_x (= N_{Gurt 1}) / N = 23,9 \text{ kN} / 50 \text{ kN} = 0,48$
- $B_x (= N_{Gurt 2}) / N = 26,1 \text{ kN} / 50 \text{ kN} = 0,52$

Infolge der Anfangsimperfektion als Schiefstellung der Knotenbleche bzw. der weitergeführten Gurte sind die Verhältnisse A_x / N bzw. B_x / N nie genau 0,5. Ein Verhältnis Auflagerkraft zu Drucknormalkraft von 0,5 würde sich nur einstellen, wenn keine geometrischen Imperfektionen angesetzt werden und die Stabachse ideal gerade verlaufen würde.

Wird die Drucknormalkraft N bis zum Traglastzustand N_{ult} erhöht (siehe Bild 230), verändern sich die Verhältnisse infolge der steigenden Verformung u_y geringfügig zu $A_{x,max} (= N_{Gurt 1}) / N_{ult} = 0,46$ bzw. zu $B_{x,max} (= N_{Gurt 2}) / N_{ult} = 0,54$.

6. Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – Knotenblechmodellierung nach Variante II (ohne Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt)

Das Bild 233 zeigt die Spannungsverläufe σ_x über die Blechhöhe im Traglastzustand in den vier ausgewerteten Pfaden, jeweils an beiden Blechseiten sowie in Blechmitte. Die Spannungspfade beziehen sich auf den in Abschnitt 3.5.1a untersuchten Stab, mit Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm, mit Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform und eingespannten Knotenblechrändern als Auflagerrandbedingung. Im Gegensatz zur Modellierungsvariante mit überlappenden Knotenblechen (siehe Punkt 2) erfolgt anschließend die Spannungsauswertung aus Traglastberechnungen, an denen die Gurte des Hohlprofilquerschnittes mit einer konstanten Dicke $t = 20$ mm zu den Auflagern weitergeführt sind (Variante II). Ein infolge der Blechüberlappung entstehendes Exzentrizitätsmoment tritt nun nicht auf, allerdings ist nun auch keine doppelte Blechbiegesteifigkeit im Überlappungsbereich wirksam.

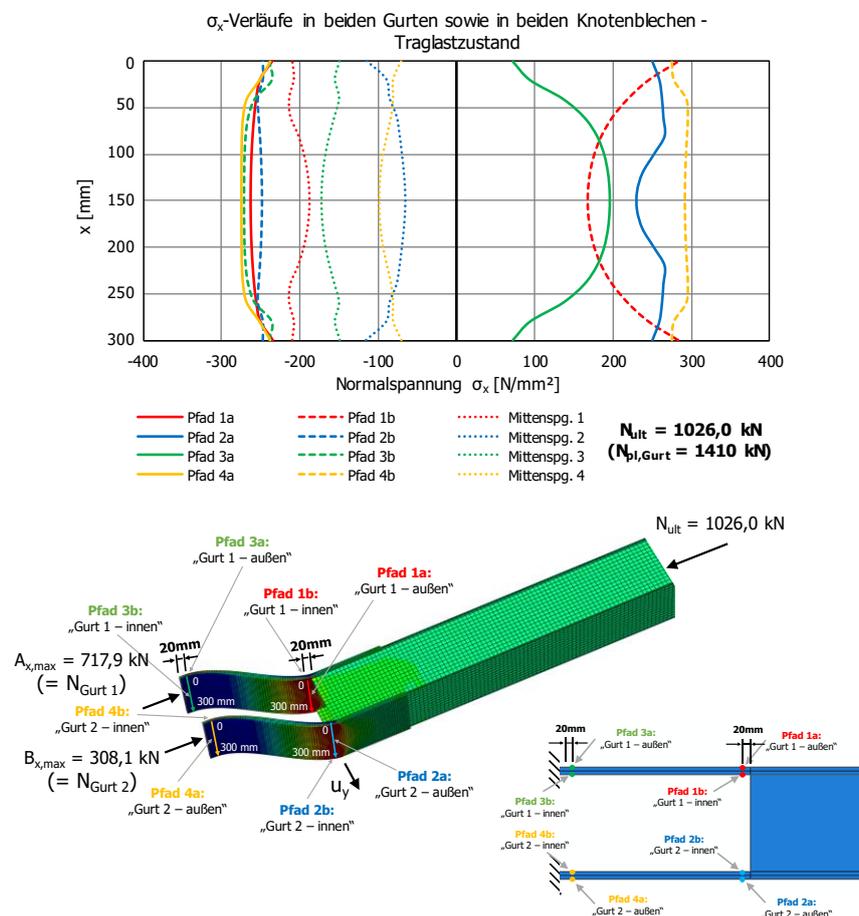


Bild 233: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – Knotenblechmodellierung nach Variante II, ohne Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt – Spannungsverläufe σ_x über die Blechhöhe im Traglastzustand

Im Gegensatz zur Modellierungsvariante I (siehe Punkte 1 bis 4), tritt nun kein zusätzliches Exzentrizitätsmoment mit unterschiedlicher Wirkungsrichtung in den beiden Gurten aufgrund der Blechüberlappung auf. An den Spannungsverläufen in Bild 233 ist erkennbar, dass die Druckspannungen an allen vier untersuchten Pfaden nahezu in gleicher Größenordnung auftreten. Die höchsten Zugspannungen und demzufolge die größten Biegebeanspruchungen erfährt der Gurt 2 (siehe Spannungsverläufe Pfad 2a und Pfad 4b).

Die Spannungen in Blechmitte („Mittenspannung“) von Gurt 1 sind etwa doppelt so hoch wie jene von Gurt 2 – daher ist auch die Gurtkraft $N_{\text{Gurt } 1}$, welche auch der Auflagerkraft $A_{x,\text{max}}$ entspricht, rund doppelt so groß wie die Gurtkraft $N_{\text{Gurt } 2}$ des Gurtes 2. Somit wird ein Großteil der Drucknormalkraft im Traglastzustand über Gurt 1 in das Auflager A abgetragen. Dieser Effekt ist auch an den parallelen Spannungsverläufen σ_x über die Blechdicke t in Bild 234 im Traglastzustand in der halben Höhe der Bleche am Ende des Hohlprofilquerschnittes in den weitergeführten Gurten erkennbar. Für die Momentenbeanspruchung kann jedoch auch der Gurt 2 voll aktiviert werden (kleinere Mittenspannungen im Verlauf Gurt 2, bei gleicher maximaler Druckspannung am Blechrand wie bei Gurt 1). Die Spannungsverläufe sind in einem Abstand von 20 mm entfernt vom Ende des Hohlprofilquerschnittes sowie in einem Abstand von 20 mm entfernt von den Auflagern ausgewertet.

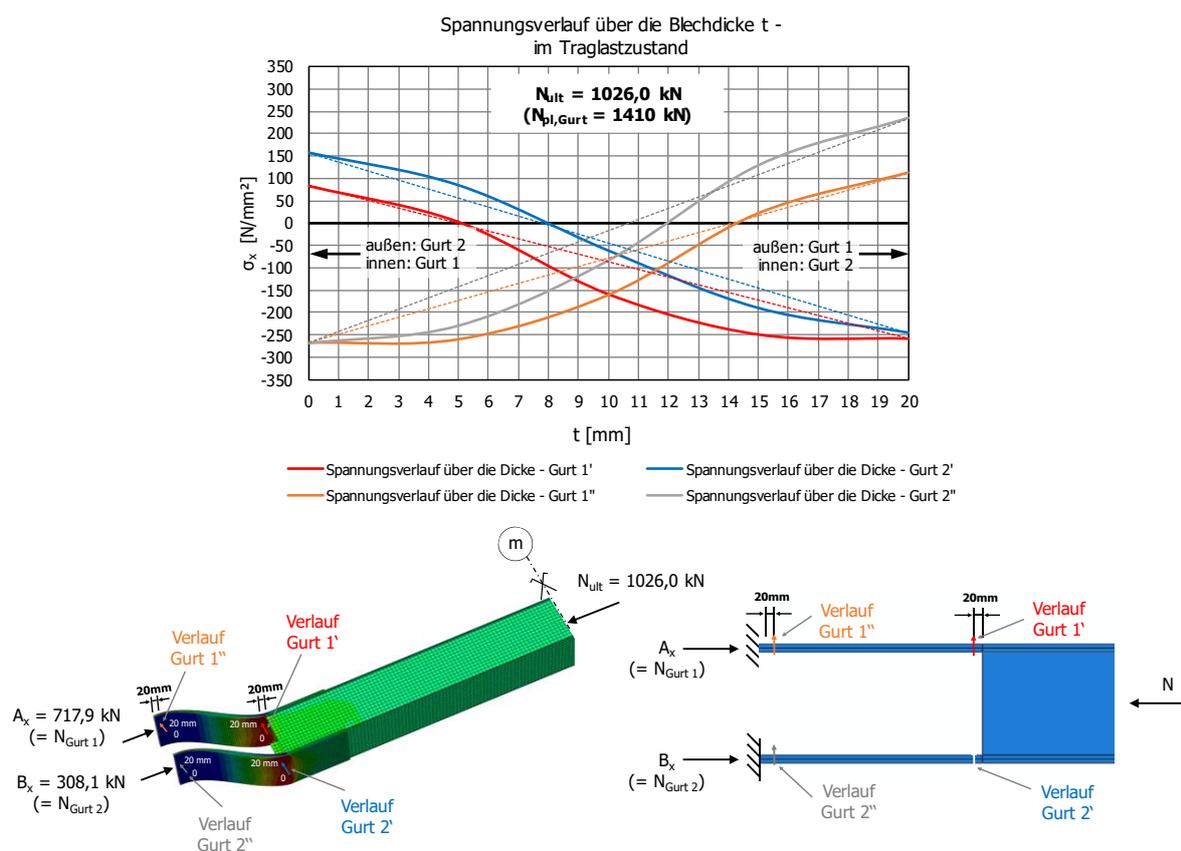


Bild 234: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760 \text{ mm}$ und Knotenblechdicke $t_1 = 20 \text{ mm}$ – Knotenblechmodellierung nach Variante II, ohne Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt – Spannungsverläufe σ_x über die Blechdicke t im Traglastzustand

Die maximale Traglast ist durch die größten Druckspannungen limitiert, welche außen im Gurt 1' am Ende des Hohlprofilquerschnittes (vgl. Bild 234, roter Verlauf) sowie innen am Gurt 1'' im Bereich des Auflagers A vorliegen (oranger Verlauf). Dies ist deutlich erkennbar an den nicht linearen Spannungsverläufen über die Blechdicke, respektive an den konstanten Spannungswerten an den Blechrändern. Im Gurt 1 sind an den äußeren (Stelle Gurt 1') bzw. inneren Wandungen (Stelle Gurt 1'') etwa 4 mm dicke plastische Zonen, infolge der hohen Drucknormalspannungen, erkennbar.

Bild 235 zeigt die Entwicklung der Auflagerkräfte A_x und B_x , bei Steigerung der Drucknormalkraft N von $N = 0$ kN bis zum Traglastzustand bei $N_{ult} = 1026,0$ kN, in Abhängigkeit der Verformung aus der Ebene u_y am Ende des Hohlprofilquerschnittes (siehe Bild 233).

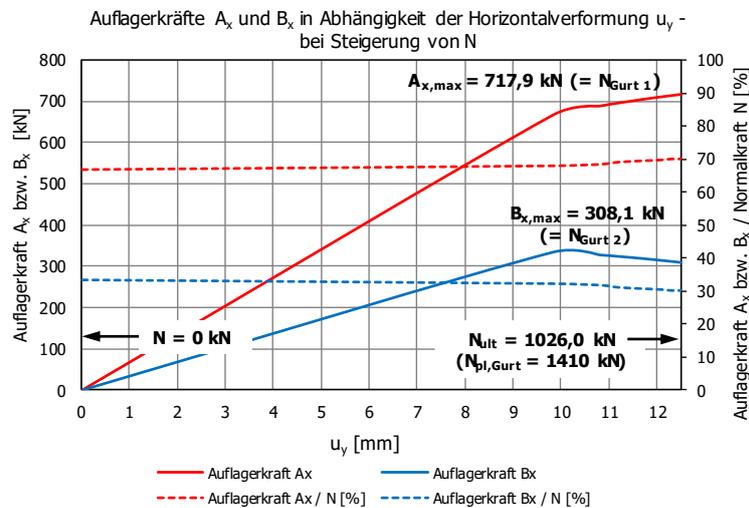


Bild 235: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – Knotenblechmodellierung nach Variante II, ohne Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt – Auflagerkräfte A_x und B_x bei Steigerung der Drucknormalkraft N

Im Traglastzustand bei $N_{ult} = 1026,0$ kN beträgt die maximale Verformung aus der Ebene 12,54 mm durch die Laststeigerung (Anfangsimperfektion $\Delta u_{IMP} = L_{sys} / 750 = 10760 / 750 = 14,35$ mm). Im Gegensatz dazu, beträgt die maximale Verformung aus der Ebene mit Blechüberlappung bzw. mit doppelter Biegesteifigkeit im Überlappungsbereich nur 8,26 mm (siehe Ergebnisse aus Punkt 2). Die Auflagerkraft in unverformter Stabrichtung $A_{x,max}$, welche der Gurtkraft des Gurtes 1 entspricht ($= N_{Gurt 1}$, siehe Bild 235 rote Linie), beträgt im Traglastzustand 717,9 kN, die Auflagerkraft $B_{x,max}$, welche der Gurtkraft des Gurtes 2 entspricht ($= N_{Gurt 2}$, blaue Linie), 308,1 kN.

Im Traglastzustand ergeben sich somit folgende Verhältniszahlen von Auflager- bzw. Gurtkräften zur Traglast N_{ult} :

- $A_{x,max} (= N_{Gurt 1}) / N_{ult} = 717,9 \text{ kN} / 1026,0 \text{ kN} = 0,70$
- $B_{x,max} (= N_{Gurt 2}) / N_{ult} = 308,1 \text{ kN} / 1026,0 \text{ kN} = 0,30$

Die Verhältnisse von Auflager- bzw. Gurtkräften zur Normalkraft N bei steigender Drucknormalkraft N sind im Diagramm in Bild 235 durch strichlierte Linien dargestellt (A_x / N in rot und B_x / N in blau). Wie auch schon bei der Analyse der Spannungsverläufe gezeigt, wird ein Großteil der Drucknormalkraft N beim Stab mit der untersuchten Randbedingung Knotenblechrand eingespannt, in Kombination mit Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform, im Traglastzustand über den Gurt 1 abgetragen (70% von N_{ult}).

Das Bild 236 zeigt die identen Auswertungen der Spannungspfade σ_x über die Blechhöhe von Bild 233 unten, allerdings für eine Drucknormalkraft von $N = 50 \text{ kN}$.

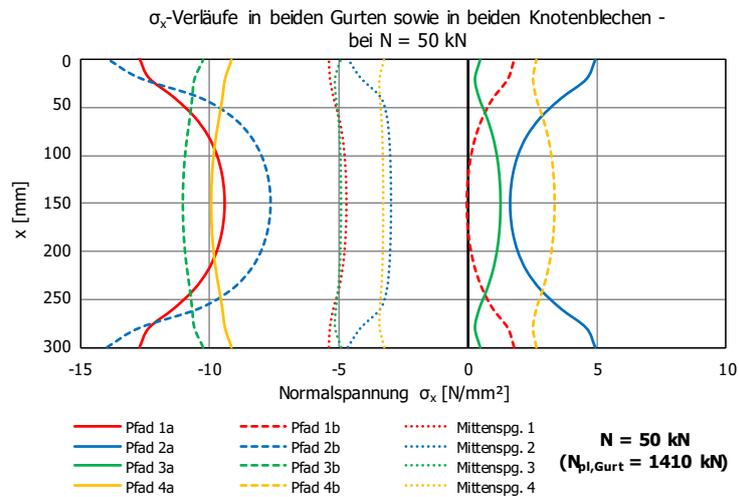


Bild 236: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760 \text{ mm}$ und Knotenblechdicke $t_1 = 20 \text{ mm}$ – Knotenblechmodellierung nach Variante II, ohne Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, Auflagerandbedingung: Blechrand eingespannt – Spannungsverläufe σ_x über die Blechhöhe bei einer Drucknormalkraft $N = 50 \text{ kN}$

Die Spannungsverläufe bei einem geringen Lastniveau $N = 50 \text{ kN}$ zeigen bei Pfad 1 und 2 lokale Spannungsspitzen im Bereich des Steganschlusses ($0 - 25 \text{ mm}$ bzw. $275 \text{ bis } 300 \text{ mm}$). Infolge plastischer Spannungsumlagerungen werden diese Spannungsspitzen bis zum Traglastzustand abgebaut.

In Bild 237 sind die Spannungsverläufe σ_x über die Blechdicke t bei einer Drucknormalkraft $N = 50$ kN dargestellt. Bei diesem geringen Lastniveau sind die Spannungsverläufe annähernd linear. Es zeigt sich bei unterschiedlicher Höhe der Normalspannungen infolge Drucknormalkraft eine idente Biegespannungsverteilung zwischen beiden weitergeführten Gurten des Hohlprofils.

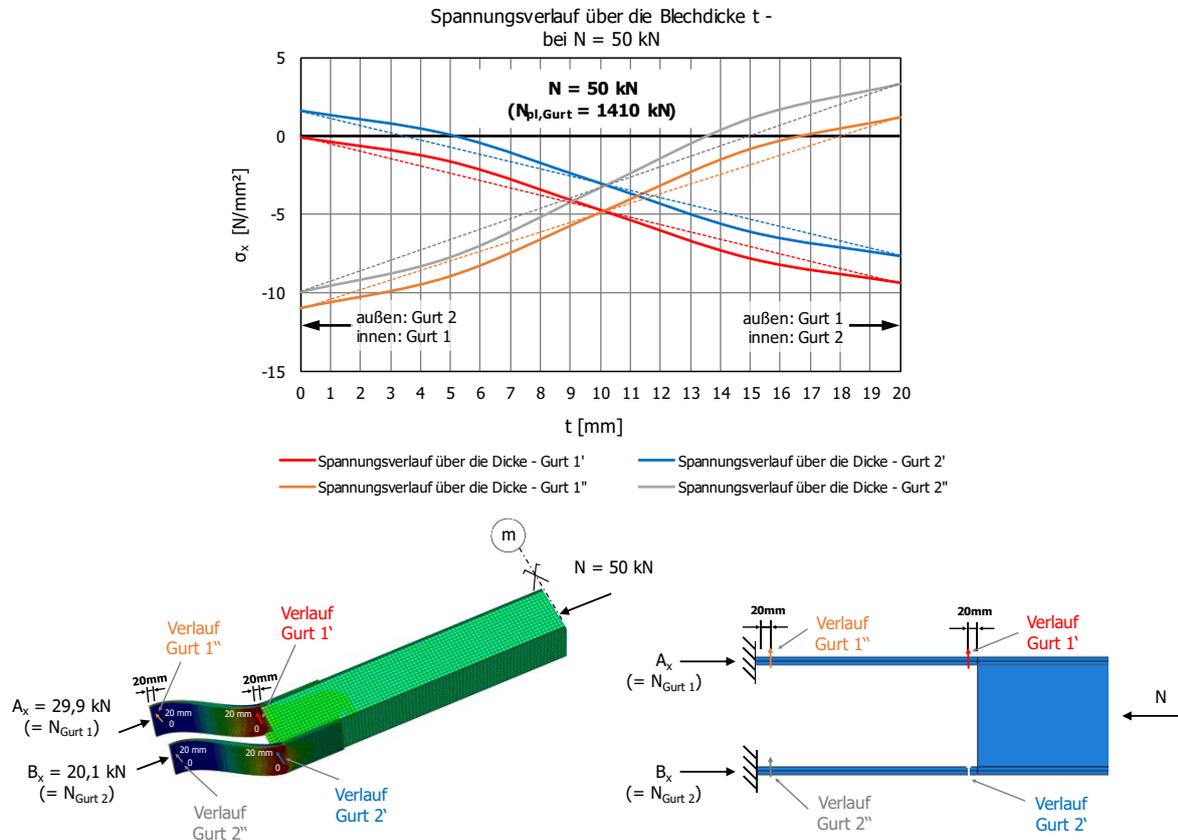


Bild 237: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – Knotenblechmodellierung nach Variante II, ohne Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur zweiten Knickform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt – Spannungsverläufe σ_x über die Blechdicke t bei einer Drucknormalkraft $N = 50$ kN

Bei einer Drucknormalkraft $N = 50$ kN ergeben sich somit folgende Verhältniswerte von Auflager- bzw. Gurtkräften zur Normalkraft N :

- $A_x (= N_{Gurt 1}) / N = 29,9 \text{ kN} / 50 \text{ kN} = 0,60$
- $B_x (= N_{Gurt 2}) / N = 20,1 \text{ kN} / 50 \text{ kN} = 0,40$

Wird die Drucknormalkraft N bis zum Traglastzustand N_{ult} erhöht (siehe Bild 235), verändern sich die Verhältniswerte infolge der steigenden Verformung u_y zu $A_{x,max} (= N_{Gurt 1}) / N_{ult} = 0,70$ bzw. zu $B_{x,max} (= N_{Gurt 2}) / N_{ult} = 0,30$.

7. Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – Knotenblechmodellierung nach Variante II (ohne Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand gelenkig)

Das nachfolgende Bild 238 zeigt die Spannungsverläufe σ_x über die Blechhöhe im Traglastzustand in den vier ausgewerteten Pfaden, jeweils an beiden Blechseiten (Kennzeichnung „a“ für Lage außen bzw. „b“ für Pfad innen, zwischen den beiden weitergeführten Gurten) sowie in Blechmitte („Mittenspannung“). Die Spannungspfade beziehen sich auf den in Abschnitt 3.5.1a untersuchten Stab, mit Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm, mit Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform und gelenkigen Knotenblechrändern als Auflagerrandbedingung.

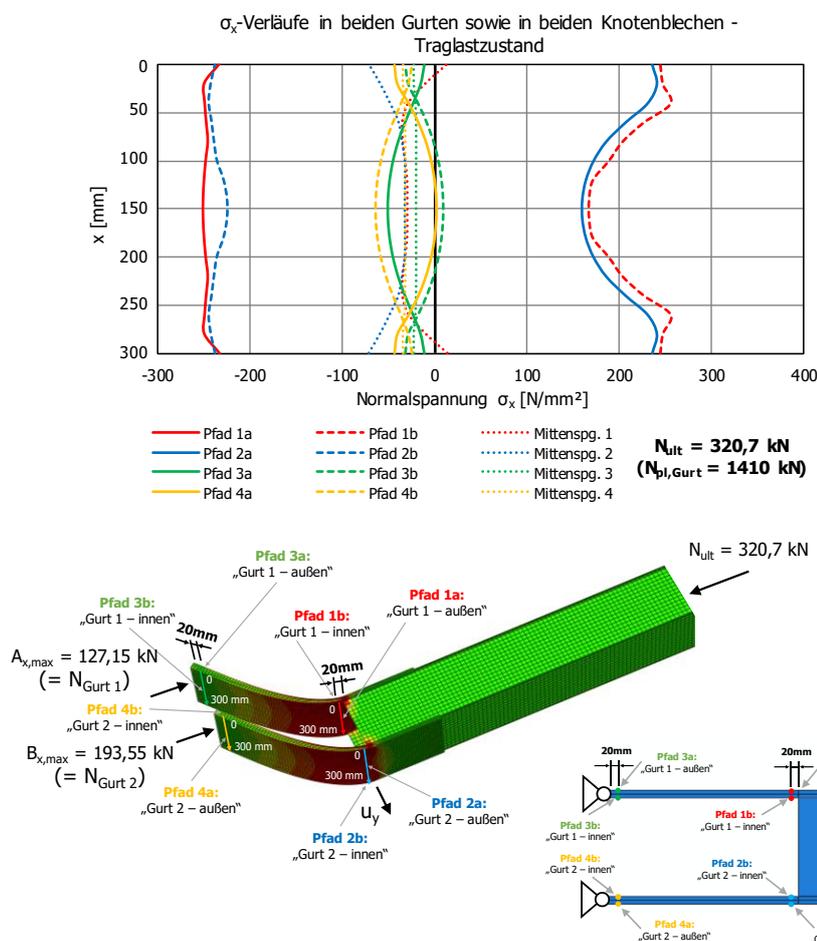


Bild 238: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – Knotenblechmodellierung nach Variante II, ohne Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand gelenkig – Spannungsverläufe σ_x über die Blechhöhe im Traglastzustand

Im Gegensatz zu den Randbedingungen der Stäbe unter Punkt 5 und 6 sind nun die Knotenblechränder aus der Blechebene gelenkig gelagert. Durch das wegfallende Einspannmoment an den Blechrändern sind bei gelenkigen Auflagerbedingungen die Knotenblechquerschnitte unmittelbar nach Ende des Hohlprofilquerschnittes (Pfad 1 und 2) für die maximale Traglast maßgebend. An den Verläufen in Bild 238 sind die hohen Biegenormalspannungen σ_x in den Pfaden 1 und 2 erkennbar. In den Querschnitten im Bereich der Auflager (Pfade 3 und 4) treten hauptsächlich reine Druckmembranspannungen auf – die Biegebeanspruchung ist äußerst gering.

Die Spannungsverläufe σ_x über die Blechdicke t in Bild 239 im Traglastzustand zeigen für beide verlängerten Gurte einen annähernd identen Beanspruchungszustand aus der einwirkenden Drucknormalkraft N und des infolge der Imperfektionen und Verformungen entstehenden Blechbiegemomentes an den ausgewerteten Stellen (vgl. Gurt 1' mit Gurt 2' bzw. Gurt 1'' mit Gurt 2'').

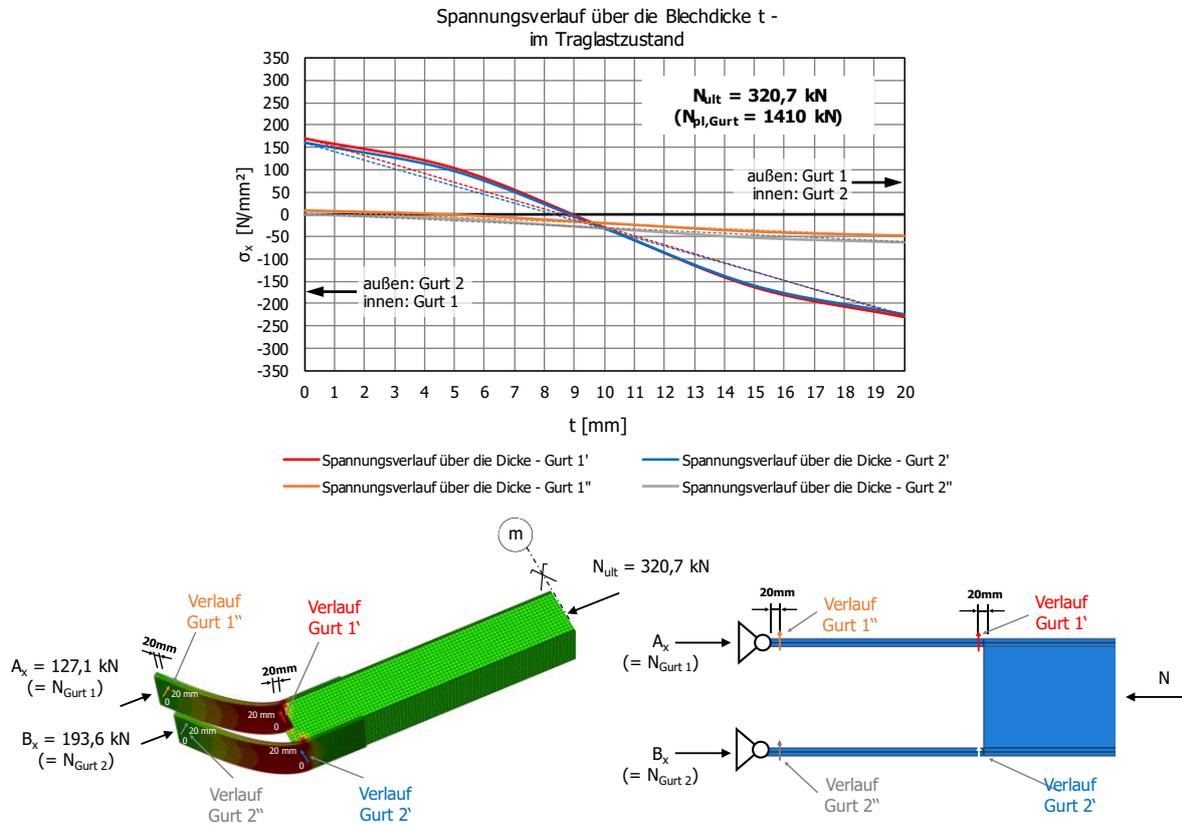


Bild 239: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760 \text{ mm}$ und Knotenblechdicke $t_1 = 20 \text{ mm}$ – Knotenblechmodellierung nach Variante II, ohne Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand gelenkig – Spannungsverläufe σ_x über die Blechdicke t im Traglastzustand

Die maximale Traglast ist durch die größten Druckspannungen limitiert, welche außen am Gurt 1 bzw. in gleicher Höhe innen am Gurt 2 am Ende des Hohlprofilquerschnittes vorliegen (siehe Bild 239).

Bild 240 zeigt die Entwicklung der Auflagerkräfte A_x und B_x , bei Steigerung der Drucknormalkraft N von $N = 0$ kN bis zum Traglastzustand bei $N_{ult} = 320,7$ kN, in Abhängigkeit der Verformung aus der Ebene u_y am Ende des Hohlprofilquerschnittes (siehe Bild 238).

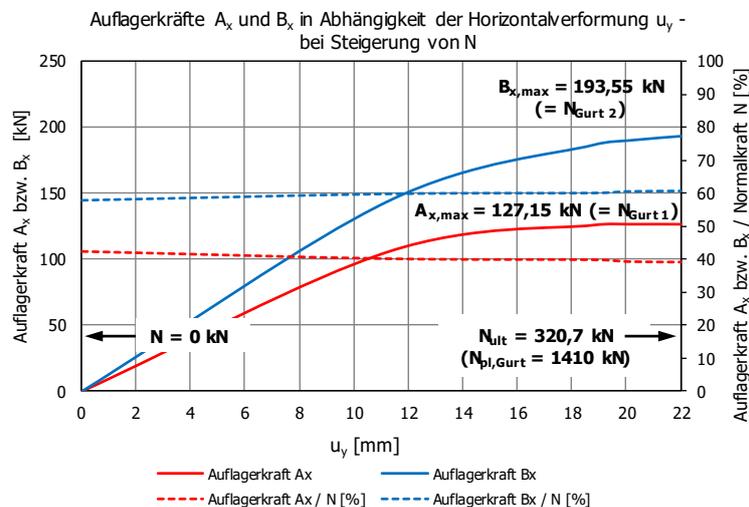


Bild 240: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – Knotenblechmodellierung nach Variante II, ohne Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand gelenkig – Auflagerkräfte A_x und B_x bei Steigerung der Drucknormalkraft N

Im Traglastzustand bei $N_{ult} = 320,7$ kN beträgt die maximale Verformung aus der Ebene 22,90 mm durch die Laststeigerung (Anfangsimperfektion im Querschnitt 1: $u_{y,imp} = e_0 = L_{sys} / 750 = 10760 / 750 = 14,35$ mm – Anm.: die maximale Verformung tritt bei dieser Eigenform im Querschnitt 1 auf).

Im Gegensatz dazu, beträgt die maximale Verformung aus der Ebene mit Blechüberlappung bzw. mit doppelter Biegesteifigkeit im Überlappungsbereich nur 8,87 mm (siehe Ergebnisse aus Punkt 3). Die Auflagerkraft in unverformter Stabrichtung $A_{x,max}$, welche der Gurtkraft des Gurtes 1 entspricht ($= N_{Gurt 1}$, siehe Bild 240 rote Linie), beträgt im Traglastzustand 127,15 kN, die Auflagerkraft $B_{x,max}$, welche der Gurtkraft des Gurtes 2 entspricht ($= N_{Gurt 2}$, blaue Linie), 193,55 kN.

Im Traglastzustand ergeben sich somit folgende Verhältniswerte von Auflager- bzw. Gurtkräften zur Traglast N_{ult} :

- $A_{x,max} (= N_{Gurt 1}) / N_{ult} = 127,15 \text{ kN} / 320,7 \text{ kN} = 0,40$
- $B_{x,max} (= N_{Gurt 2}) / N_{ult} = 193,55 \text{ kN} / 320,7 \text{ kN} = 0,60$

Die Verhältnisse von Auflager- bzw. Gurtkräften zur Normalkraft N bei steigender Drucknormalkraft N sind im Diagramm in Bild 240 durch strichlierte Linien dargestellt (A_x / N in rot und B_x / N in blau).

Das Bild 241 zeigt die identen Auswertungen der Spannungspfade σ_x über die Blechhöhe von Bild 238 unten, allerdings für eine Drucknormalkraft von $N = 50 \text{ kN}$.

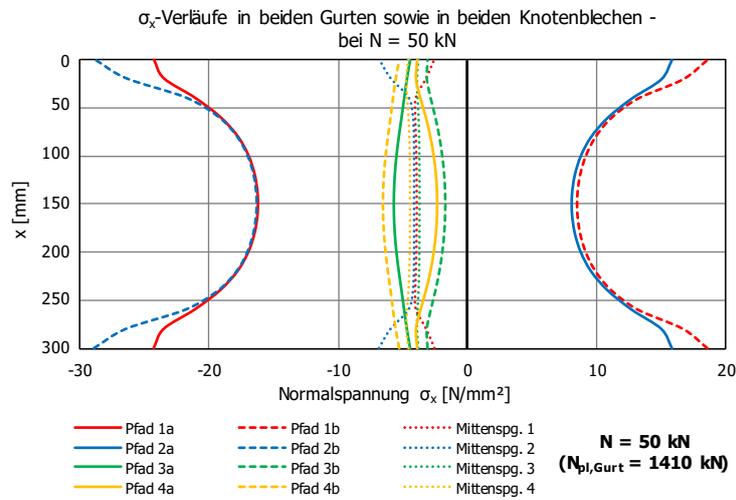


Bild 241: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760 \text{ mm}$ und Knotenblechdicke $t_1 = 20 \text{ mm}$ – Knotenblechmodellierung mit Variante II, ohne Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand gelenkig – Spannungsverläufe σ_x über die Blechhöhe bei einer Drucknormalkraft $N = 50 \text{ kN}$

Die Auswertung der Spannungsverläufe bei einem geringen Lastniveau $N = 50 \text{ kN}$ zeigt eine nahezu idente Beanspruchungssituation in beiden Gurten.

In Bild 232 sind die Spannungsverläufe σ_x über die Blechdicke t bei einer Drucknormalkraft $N = 50$ kN dargestellt.

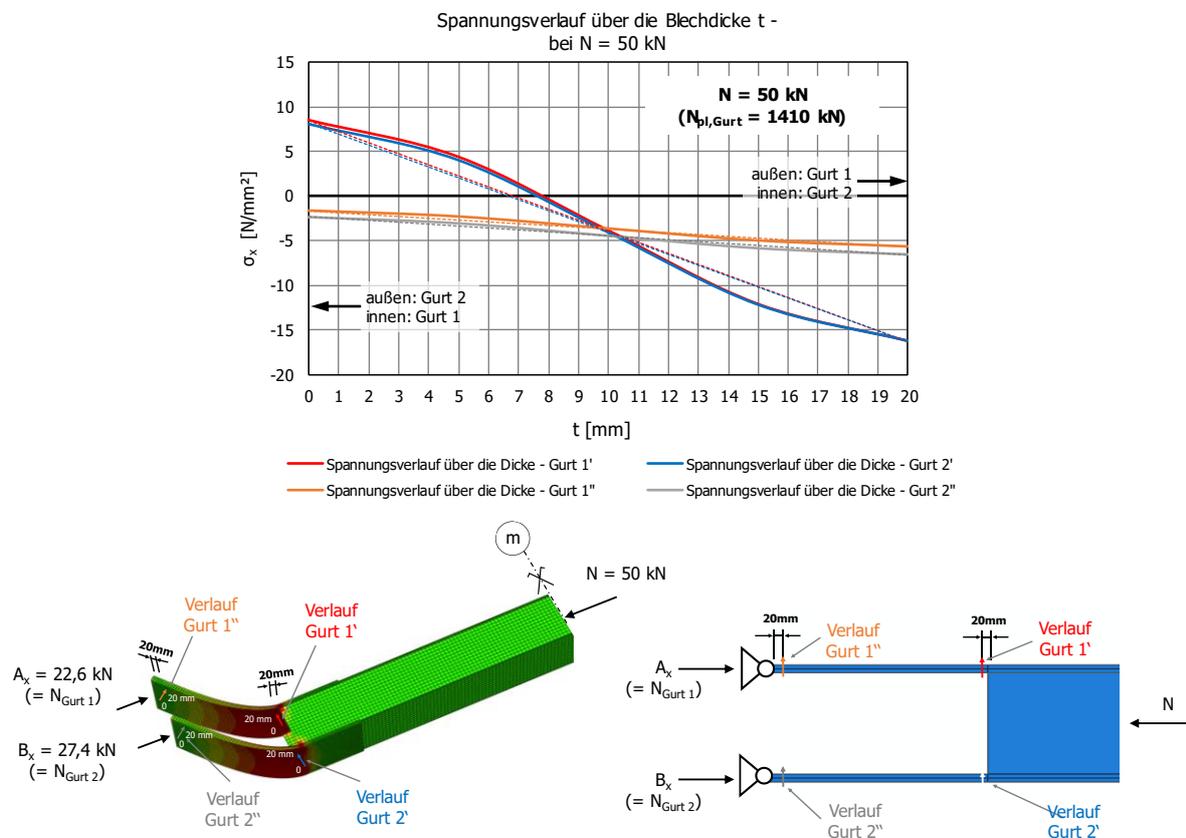


Bild 242: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – Knotenblechmodellierung nach Variante II, ohne Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand gelenkig – Spannungsverläufe σ_x über die Blechdicke t bei einer Drucknormalkraft $N = 50$ kN

Bei einer Drucknormalkraft $N = 50$ kN ergeben sich somit folgende Verhältniswerte von Auflager- bzw. Gurtkräften zur Normalkraft N :

- $A_x (= N_{Gurt 1}) / N = 22,6 \text{ kN} / 50 \text{ kN} = 0,45$
- $B_x (= N_{Gurt 2}) / N = 27,4 \text{ kN} / 50 \text{ kN} = 0,55$

Wird die Drucknormalkraft N bis zum Traglastzustand N_{ult} erhöht (siehe Bild 240), verändern sich die Verhältnisse infolge der steigenden Verformung u_y zu $A_{x,max} (= N_{Gurt 1}) / N_{ult} = 0,40$ bzw. zu $B_{x,max} (= N_{Gurt 2}) / N_{ult} = 0,60$.

8. Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – Knotenblechmodellierung nach Variante II (ohne Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand gelenkig)

Das Bild 243 zeigt die Spannungsverläufe σ_x über die Blechhöhe im Traglastzustand in den vier ausgewerteten Pfaden für den in Abschnitt 3.5.1a untersuchten Stab, mit Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm, mit Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform und gelenkigen Knotenblechrändern als Auflagerrandbedingung.

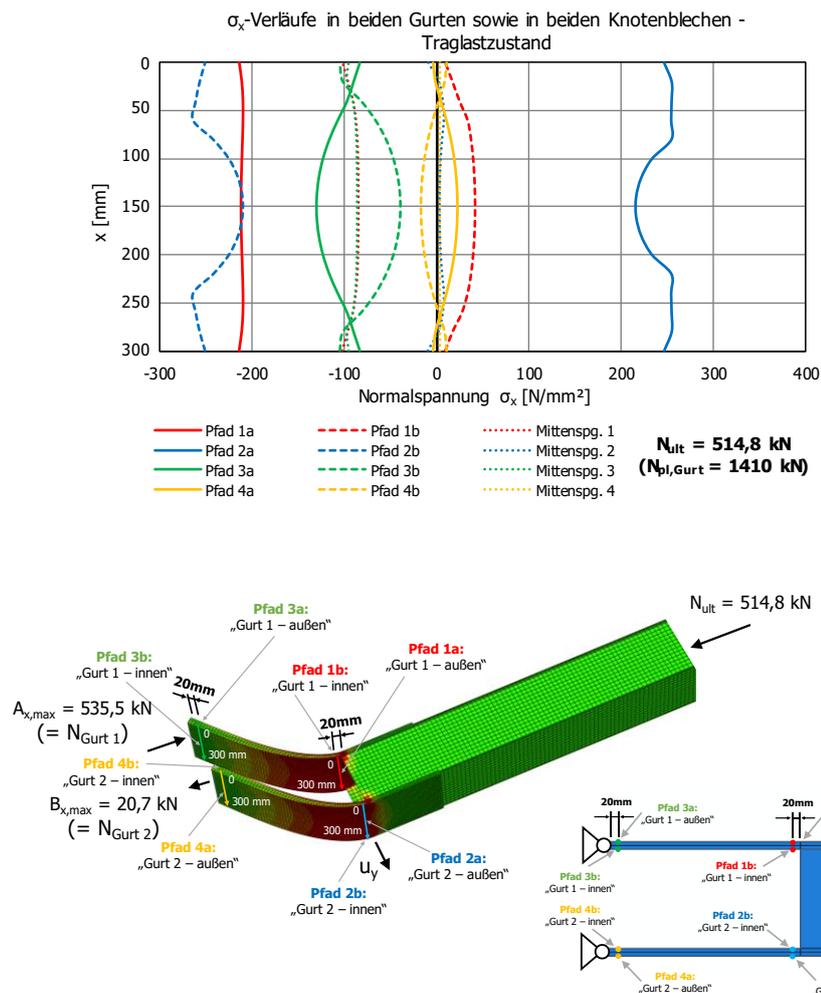


Bild 243: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – Knotenblechmodellierung nach Variante II, ohne Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand gelenkig – Spannungsverläufe σ_x über die Blechhöhe im Traglastzustand

An den Spannungsverläufen σ_x über die Blechhöhe ist für diesen Stab erkennbar, dass in Gurt 2 (siehe Mittenspannungen von Pfad 2 und 4 in Bild 243) keine Drucknormalkraft abgetragen wird und sogar eine geringe Zugkraft als Auflagerkraft $B_{x,\text{max}}$ entsteht. Im Traglastzustand wird demzufolge der Gurt 2 nur zur Abtragung des entstehenden globalen Biegemomentes aufgrund der großen Verformung aktiviert. Die Gurtnormalkraft $N_{\text{Gurt 1}}$ in Gurt 1 ist daher sogar geringfügig größer als die maximale Drucknormalkrafttragfähigkeit des Gesamtstabes N_{ult} .

In Bild 244 sind die Spannungsverläufe σ_x über die Blechdicke t im Traglastzustand in der halben Höhe der Bleche am Ende des Hohlprofilquerschnittes in den weitergeführten Gurten dargestellt. Die Spannungsverläufe sind in einem Abstand von 20 mm entfernt vom Ende des Hohlprofilquerschnittes sowie in einem Abstand von 20 mm entfernt von den Auflagern ausgewertet.

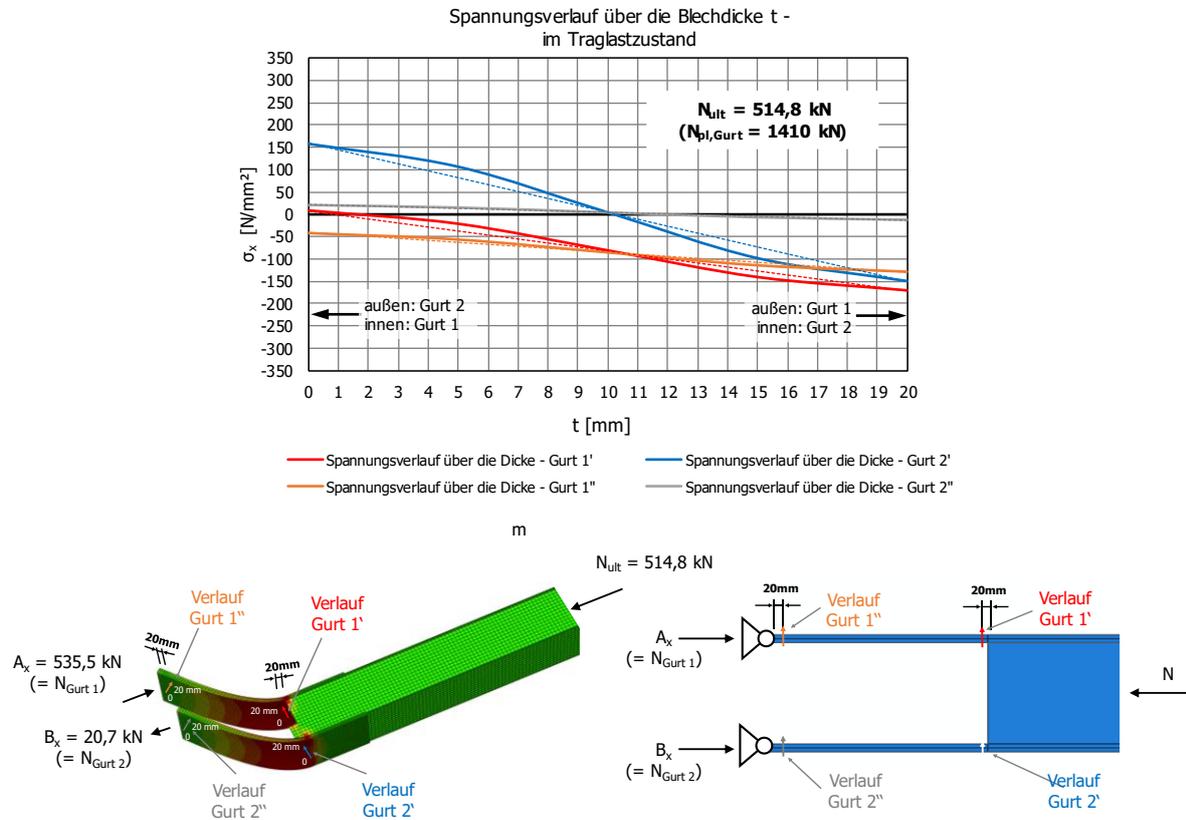


Bild 244: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760 \text{ mm}$ und Knotenblechdicke $t_1 = 20 \text{ mm}$ – Knotenblechmodellierung nach Variante II, ohne Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand gelenkig – Spannungsverläufe σ_x über die Blechdicke t im Traglastzustand

Am Spannungsverlauf an der Stelle Gurt 2'' (blaue Linie) ist die nahezu reine Biegenormalspannungsbeanspruchung erkennbar, währenddessen in Gurt 1 auch Drucknormalspannungen infolge einer Drucknormalkraft auftreten.

Bild 245 zeigt die Entwicklung der Auflagerkräfte A_x und B_x , bei Steigerung der Drucknormalkraft N von $N = 0$ kN bis zum Traglastzustand bei $N_{ult} = 514,8$ kN, in Abhängigkeit der Verformung aus der Ebene u_y am Ende des Hohlprofilquerschnittes (siehe Bild 243).

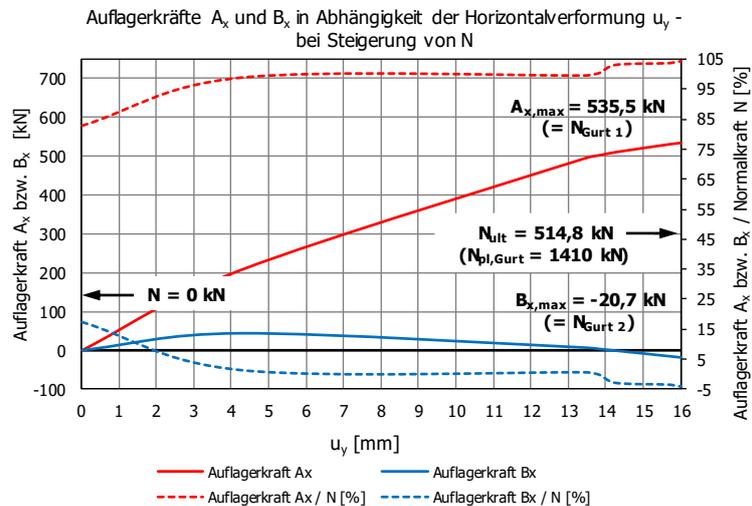


Bild 245: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – Knotenblechmodellierung nach Variante II, ohne Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur zweiten Knick eigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand gelenkig – Auflagerkräfte A_x und B_x bei Steigerung der Drucknormalkraft N

Im Traglastzustand bei $N_{ult} = 514,8$ kN beträgt die maximale Verformung aus der Ebene $16,16$ mm durch die Laststeigerung (Anfangsimperfektion im Querschnitt 1: $u_{y,imp} = e_0 = L_{sys} / 750 = 10760 / 750 = 14,35$ mm – Anm.: die maximale Verformung tritt bei dieser Eigenform im Querschnitt 1 auf).

Im Gegensatz dazu, beträgt die maximale Verformung aus der Ebene mit Blechüberlappung bzw. mit doppelter Biegesteifigkeit im Überlappungsbereich $10,76$ mm (siehe Ergebnisse aus Punkt 4). Die Auflagerkraft in unverformter Stabrichtung $A_{x,max}$, welche der Gurtkraft des Gurtes 1 entspricht ($= N_{Gurt 1}$, siehe Bild 245 rote Linie), beträgt im Traglastzustand $535,5$ kN, die Auflagerkraft $B_{x,max}$, welche der Gurtkraft des Gurtes 2 entspricht ($= N_{Gurt 2}$, blaue Linie), $-20,7$ kN.

Im Traglastzustand ergeben sich somit folgende Verhältniszahlen von Auflager- bzw. Gurtkräften zur Traglast N_{ult} :

- $A_{x,max} (= N_{Gurt 1}) / N_{ult} = 535,5 \text{ kN} / 514,8 \text{ kN} = 1,04$
- $B_{x,max} (= N_{Gurt 2}) / N_{ult} = -20,7 \text{ kN} / 514,8 \text{ kN} = -0,04$

Die Verhältniszahlen von Auflager- bzw. Gurtkräften zur Normalkraft N bei steigender Drucknormalkraft N sind im Diagramm in Bild 245 durch strichlierte Linien dargestellt (A_x / N in rot und B_x / N in blau).

Das Bild 246 zeigt die identen Auswertungen der Spannungspfade σ_x über die Blechhöhe von Bild 243 unten, allerdings für eine Drucknormalkraft von $N = 50 \text{ kN}$.

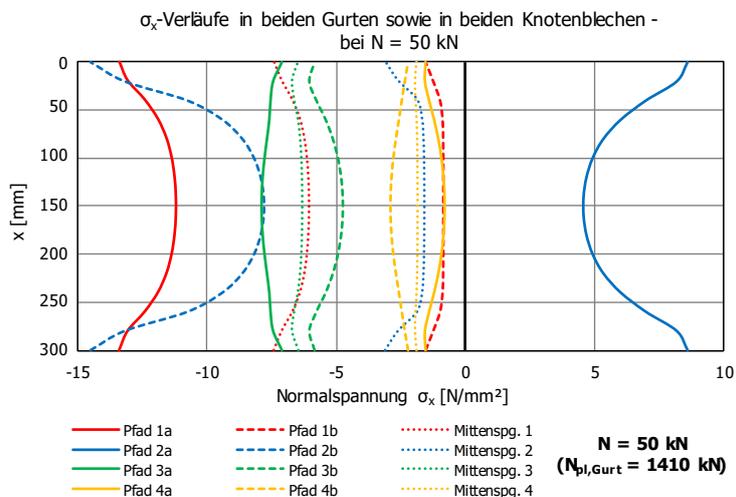


Bild 246: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760 \text{ mm}$ und Knotenblechdicke $t_1 = 20 \text{ mm}$ – Knotenblechmodellierung nach Variante II, ohne Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand gelenkig – Spannungsverläufe σ_x über die Blechhöhe bei einer Drucknormalkraft $N = 50 \text{ kN}$

Im Gegensatz zum Traglastzustand, erfährt bei diesem geringen Lastniveau der Gurt 2 noch eine Drucknormalkraft. Erst ab einer Vorformung von rund 14 mm aus der Ebene bzw. einer Stabnormalkraft von $N = 515 \text{ kN}$ bewirkt das vorhandene fiktive Einspannmoment eine reine Biegemomentenbeanspruchung im Gurt 2 bzw. bei weiterer Laststeigerung sogar eine Zugnormalkraft.

In Bild 247 sind die Spannungsverläufe σ_x über die Blechdicke t bei einer Drucknormalkraft $N = 50$ kN dargestellt. Es zeigt sich, dass bei Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform und gelenkig gelagerten Knotenblechrändern die Gurte zwar die gleiche Biegemomentenbeanspruchung erfahren (siehe parallele Verläufe von Gurt 1' und Gurt 2'), die Drucknormalkraft aber vorwiegend über Gurt 1 abgetragen wird.

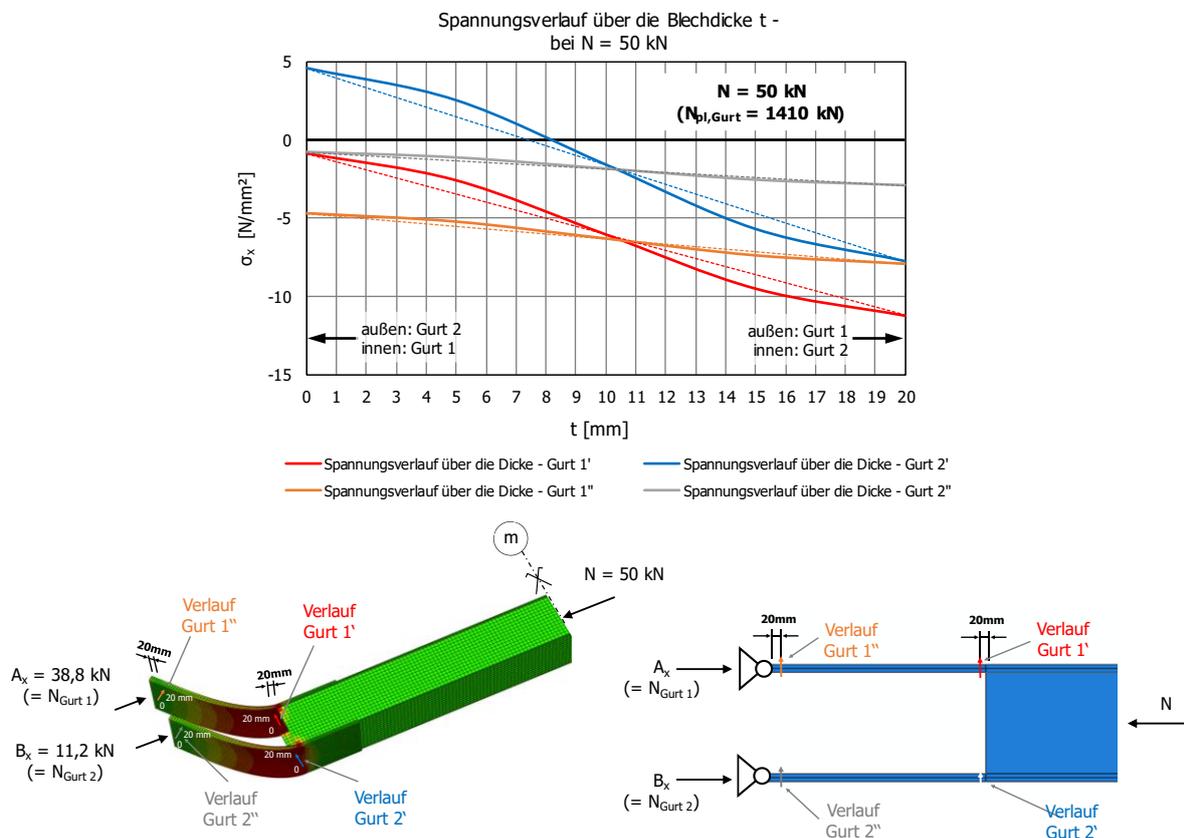


Bild 247: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – Knotenblechmodellierung nach Variante II, ohne Knotenblechexzentrizität und Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, Auflagerandbedingung: Blechrand gelenkig – Spannungsverläufe σ_x über die Blechdicke t bei einer Drucknormalkraft $N = 50$ kN

Bei einer Drucknormalkraft $N = 50$ kN ergeben sich somit folgende Verhältniszahlen von Auflager- bzw. Gurtkräften zur Normalkraft N :

- $A_x (= N_{Gurt 1}) / N = 38,8 \text{ kN} / 50 \text{ kN} = 0,78$
- $B_x (= N_{Gurt 2}) / N = 11,2 \text{ kN} / 50 \text{ kN} = 0,22$

Wird die Drucknormalkraft N bis zum Traglastzustand N_{ult} erhöht (siehe Bild 245), verändern sich die Verhältniszahlen infolge der steigenden Verformung u_y zu $A_{x,max} (= N_{Gurt 1}) / N_{ult} = 1,04$ bzw. zu $B_{x,max} (= N_{Gurt 2}) / N_{ult} = -0,04$. Infolge der steigenden Verformung und des entstehenden fiktiven Einspannmomentes kann somit nur mehr Gurt 1 zur Abtragung der Drucknormalkraft aktiviert werden.

9. Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – Realitätsnahe Traglastberechnung mit geometrischer Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform

Nachfolgend werden wieder die Ergebnisse für den in Abschnitt 3.5.1a analysierten Fall näher dargestellt: Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm. Vergleichend zu den in Punkt 1 bis 8 gezeigten Spannungsverläufen σ_x an den untersuchten isolierten Einzelstäben sind in Bild 248 die Spannungsverläufe in den identen Pfaden im Traglastzustand der realitätsnahen numerischen Simulation dargestellt. Pfad 1 und 2 sind – wie schon zuvor – wieder unmittelbar am Beginn der weitergeführten Gurte situiert, Pfad 3 und 4 am Ende des Überlappungsbereichs in den Knotenblechen. Der Index „a“ deutet auf die außenliegende Blechseite hin, „b“ auf die innenliegende Seite, das heißt auf die Lage zwischen den Knotenblechen respektive den verlängerten Gurten des Hohlprofilquerschnittes. Die nachfolgenden Verläufe aus den Traglastberechnungen erfolgten am FE-Modell nach Bild 152 und beinhalten geometrische Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform.

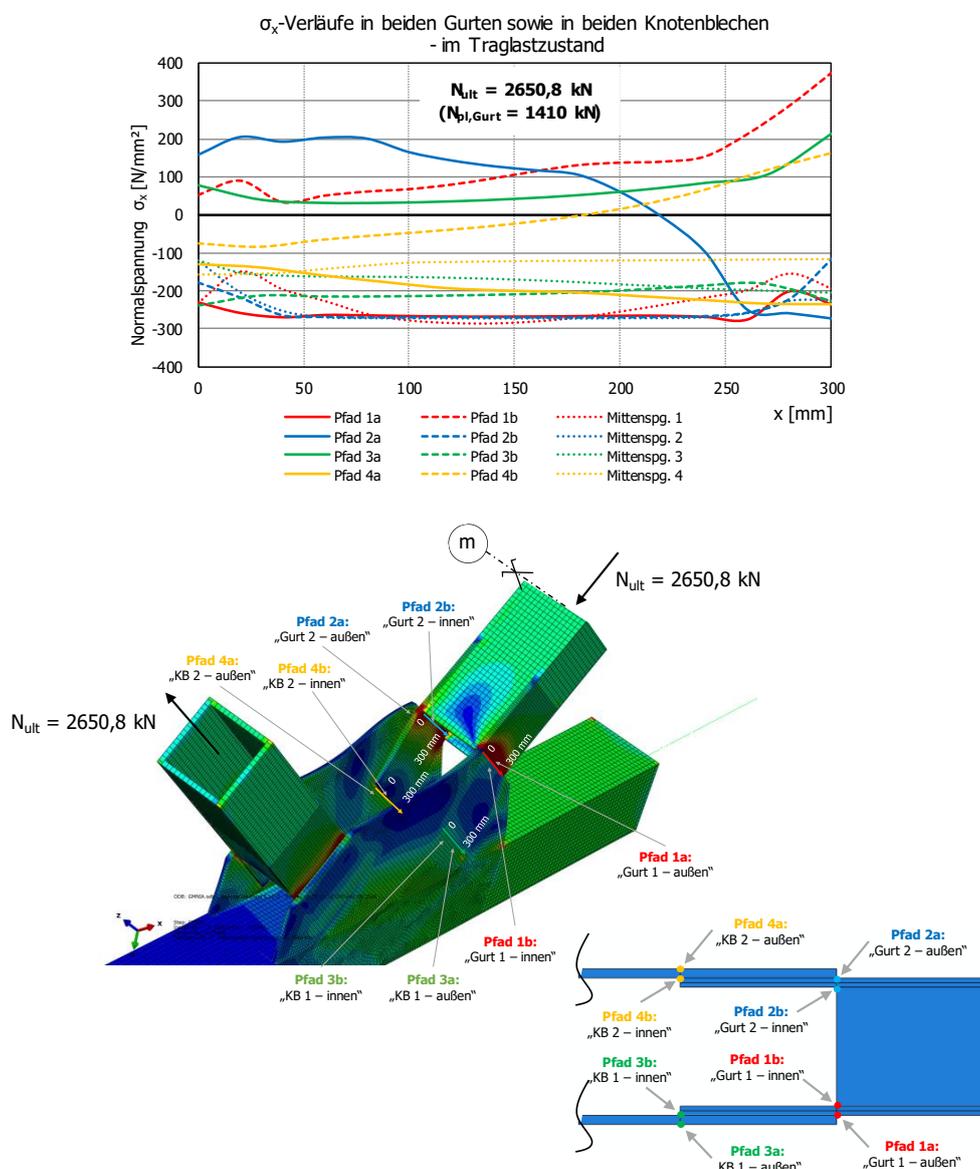


Bild 248: Realitätsnahe Traglastberechnung für Druckdiagonale mit Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm; geometrische Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform – Spannungsverläufe σ_x im Traglastzustand

Hierbei sind die realen Knotenblechgeometrien sowie auch die im Fachwerkknoten anschließenden Stäbe (Zugdiagonale und Fachwerkgurt) mitmodelliert, welche die Spannungsverteilung in den Knotenblechen beeinflussen. Zusätzlich wirkt die Zugdiagonale stabilisierend für die Verformungen der Knotenbleche aus der Ebene.

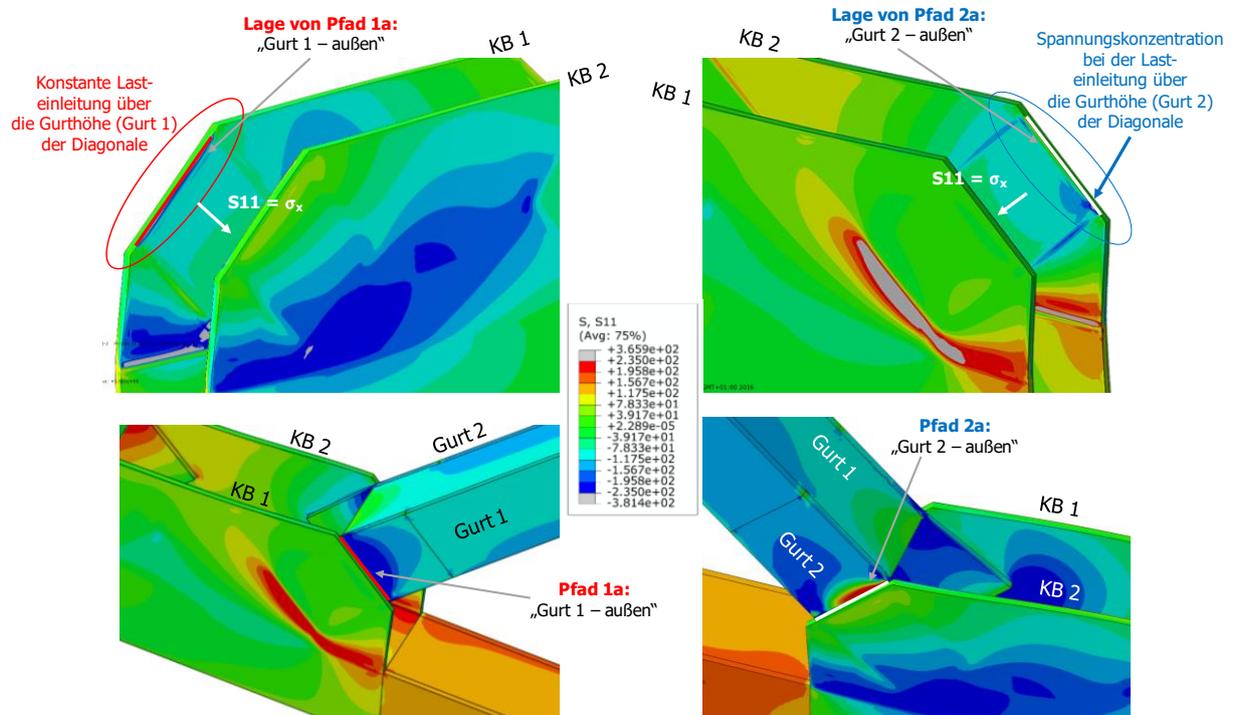


Bild 249: Realitätsnahe Traglastberechnung für Druckdiagonale mit Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm; geometrische Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform – Spannungsverläufe σ_x im Traglastzustand in den Knotenblechen KB1 und KB2

Der in Bild 248 ungewöhnlich erscheinende Normalspannungsverlauf σ_x in Pfad 2a bei Gurt 2 kann durch die Darstellung der Normalspannungen in Bild 249 in den Knotenblechen in Richtung der Druckdiagonale erklärt werden. Über Gurt 1 erfolgt die Lasteinleitung am Beginn des Knotenblech 1 annähernd konstant über die Gurthöhe (vgl. linke Teilbilder in Bild 249). Im Gegensatz dazu erfolgt die Lasteinleitung von Gurt 2 in das Knotenblech 2 durch eine Normalspannungskonzentration im gestützteren Bereich des Knotenblechs (in jenem Bereich, welcher näher am Fachwerkgurt liegt, vgl. rechte Teilbilder in Bild 249). Dieser Bereich erfährt keine Biegebeanspruchung – ab $t = 220$ mm treten nur mehr reine Drucknormalspannungen im Pfad 2a auf (vgl. Bild 248).

In Bild 250 sind die Spannungsverläufe σ_x über die Blechdicke t im Traglastzustand in der halben Höhe der Gurte am Ende des Hohlprofilquerschnittes in den weitergeführten Gurten sowie in den beiden Knotenblechen am Ende des Überlappungsbereichs dargestellt. Der „Verlauf Gurt 1“ entspricht dem Spannungsverlauf über die Blechdicke t am Pfad 1 aus Bild 248, „Verlauf Gurt 2“ entspricht Pfad 2, „Verlauf KB 1“ Pfad 3 und „Verlauf KB 2“ Pfad 4. Ergänzend sind strichliert wieder die fiktiven linearen Verläufe mit eingetragen.

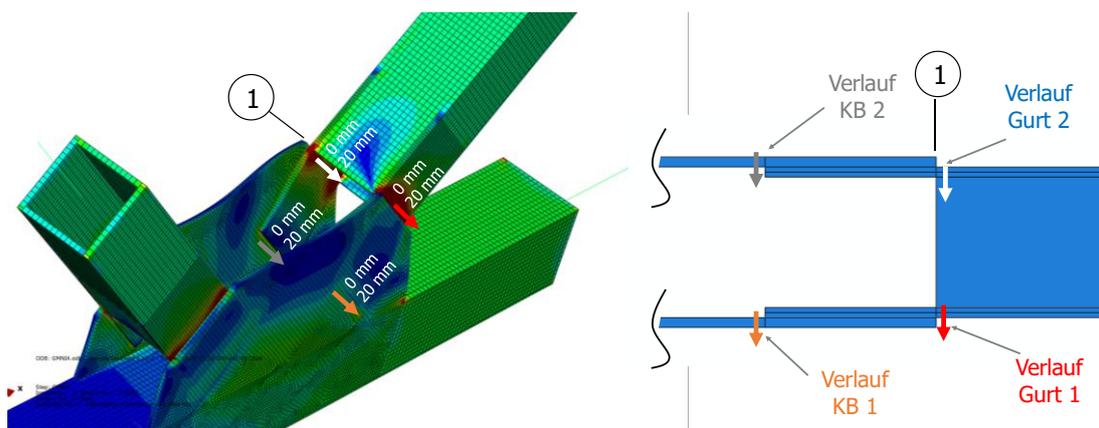
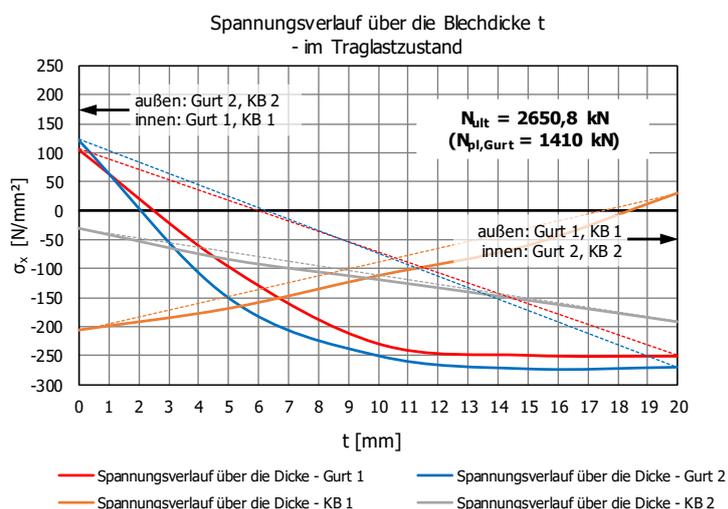


Bild 250: Realitätsnahe Traglastberechnung für Druckdiagonale mit Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm; geometrische Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform – Spannungsverläufe σ_x über die Blechdicke im Traglastzustand

Die wesentlich höhere Tragfähigkeit der realitätsnahen Traglastberechnung ($N_{\text{ult, System}} = 2650,8$ kN) im Vergleich zur maximalen Traglast des isolierten Einzelstabes (Ergebnisse aus Punkt 1, $N_{\text{ult, Stab}} = 1252,4$ kN) ist nun am Vergleich der Spannungsverläufe im maßgebenden Querschnitt 1 am Ende des Hohlprofilquerschnittes in den Gurten (siehe Bild 250) ersichtlich. An der Biegezugseite ist noch kein Plastizieren erkennbar (Gurt 2 – außen, Gurt 1 – innen). Im Gegensatz dazu ist beim Einzelstab am Spannungsverlauf über die Gurtstärke bei Gurt 1 eine wesentlich höhere Biegebeanspruchung erkennbar – trotz nur etwa der halben Diagonalenkraft (vgl. Bild 209), mit Plastizieren an der Biegezugseite.

Auch ein Vergleich der Normalspannungen in Blechmitte („Mittenspannung“ in Bild 248 bzw. Bild 208) zeigt, dass beim Einzelstab mit geometrischen Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform die Membran- bzw. Mittenspannung im Gurt 1 über die Blechhöhe im Mittel nur etwa -112 N/mm^2 (Druckspannung, siehe Bild 208 – rot punktierte Linie) beträgt, wogegen bei der realitätsnahen zutreffenden Traglastberechnung die Drucknormalkraft derart weit gesteigert werden kann, dass in Blechmitte durchgehend Druckspannungen in Höhe der Fließgrenze vorliegen (vgl. Bild 248 – rot punktierte Linie). Aber auch in Gurt 2 (blau punktierte Linie) liegen Blechmittenspannungen in Höhe der Fließgrenze vor. Aufgrund dieser äußerst günstigen Spannungsverteilungen kann die maximale Traglast auf $2650,8 \text{ kN}$ gesteigert werden. Diese Tragfähigkeit liegt nur 6% niedriger als die plastische Normalkrafttragfähigkeit der beiden weitergeführten Gurte ($N_{pl,Gurte} = 2 \cdot N_{pl,Gurte} = 2 \cdot 1410 \text{ kN} = 2820 \text{ kN}$).

An den gegensinnig verlaufenden Normalspannungsverläufen in Knotenblech 1 („Verlauf KB 1“ in Bild 250) und in Knotenblech 2 („Verlauf KB 2“) ist – wie auch bei dem untersuchten Einzelstab aus Punkt 1 – das lokale Exzentrizitätsmoment infolge der Blechüberlappung von Gurt und Knotenblech mit ungleicher Wirkungsrichtung in beiden Knotenblechen zu erkennen (vgl. Bild 206). Aufgrund der größeren Knotenbleche bei der realitätsnahen Traglastberechnung mit vollständigem anschließenden Fachwerkknoten und der damit größeren effektiven Biegesteifigkeit aus der Ebene sowie der Möglichkeit einer zusätzlichen Lastausbreitung ab Einbindung der Diagonale in das Knotenblech, ist die Höhe der Spannungen in beiden Knotenblechen wesentlich geringer als beim Einzelstab.

10. Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – Realitätsnahe Traglastberechnung mit geometrischer Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform

In Bild 251 sind die Normalspannungsverläufe im Traglastzustand über die Gurthöhe sowie über den entsprechenden Bereich der Knotenbleche der realitätsnahen Traglastberechnung mit Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform dargestellt. Hierbei sind die Spannungsverläufe jeweils an beiden Blechseiten sowie in Blechmitte aufgetragen. Die nun angesetzte Imperfektionsform ist – gegenüber den geometrischen Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform aus Punkt 9 – für die Tragfähigkeit der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale als Hohlprofilquerschnitt mit weitergeführten Gurtanschluss maßgebend ($N_{ult} = 2422,8$ kN).

Alle gezeigten Spannungsverläufe im Traglastzustand in Bild 251 sind sehr ähnlich wie für die Berechnung der Traglast mit Imperfektionen affin zur ersten Eigenform (vgl. Bild 248).

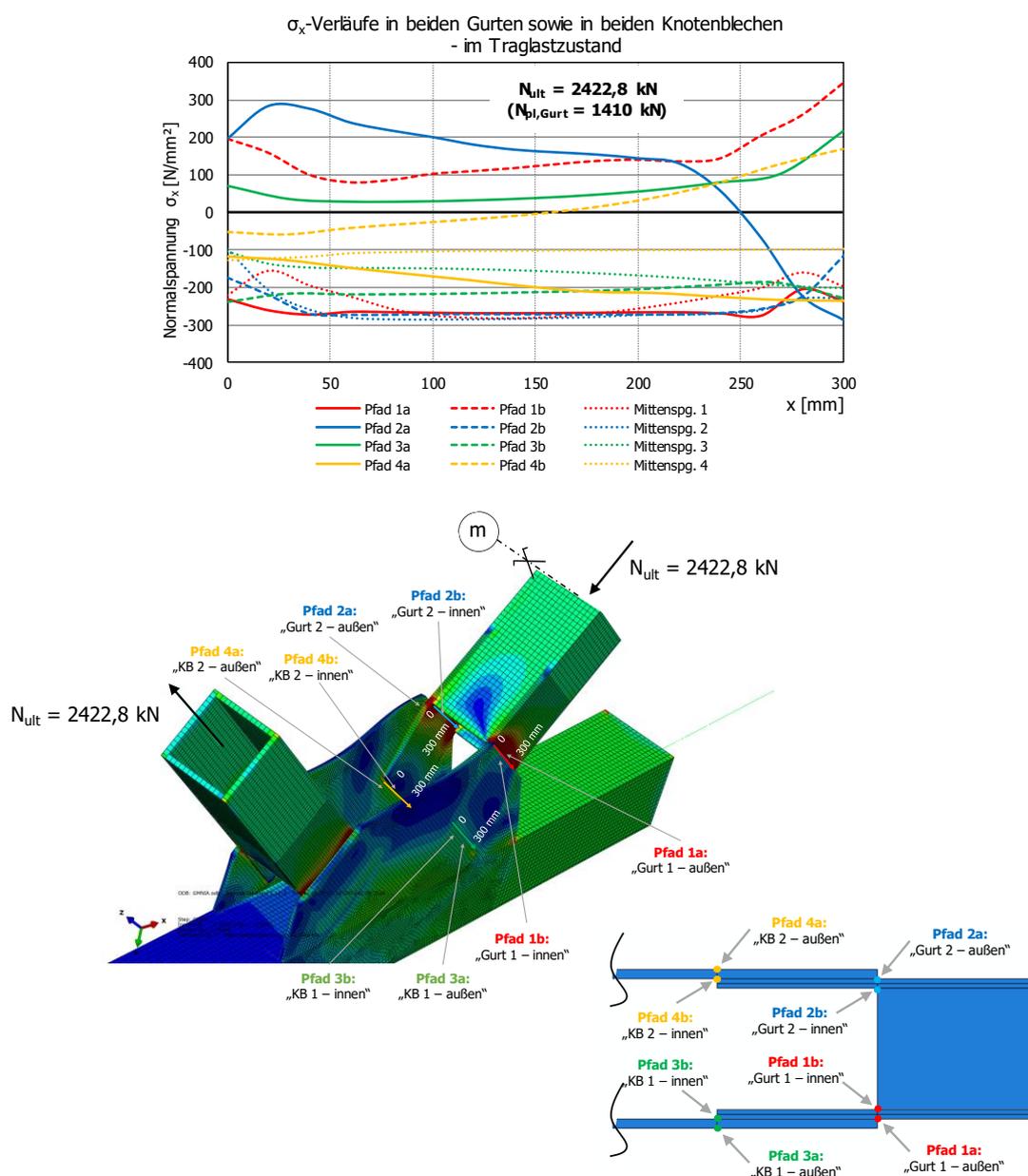


Bild 251: Realitätsnahe Traglastberechnung für Druckdiagonale mit Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm; geometrische Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform – Spannungsverläufe σ_x im Traglastzustand

Nachfolgend sind die Spannungsverläufe σ_x über die Blechdicke t im Traglastzustand in der halben Höhe der Gurte am Ende des Hohlprofilquerschnittes in den weitergeführten Gurten in Querschnitt 1 sowie in den beiden Knotenblechen am Ende des Überlappungsbereichs in Bild 252 gezeigt. Ergänzend sind wieder strichliert die linearen Verläufe eingetragen.

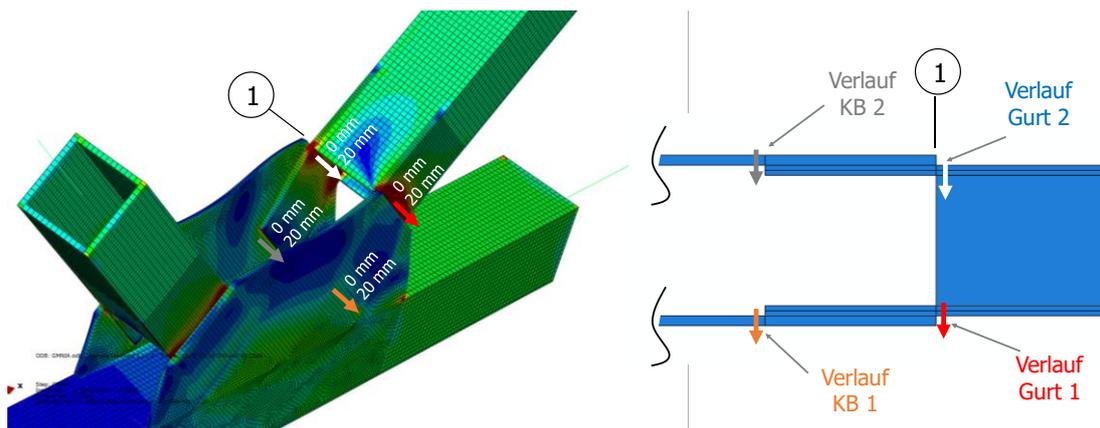
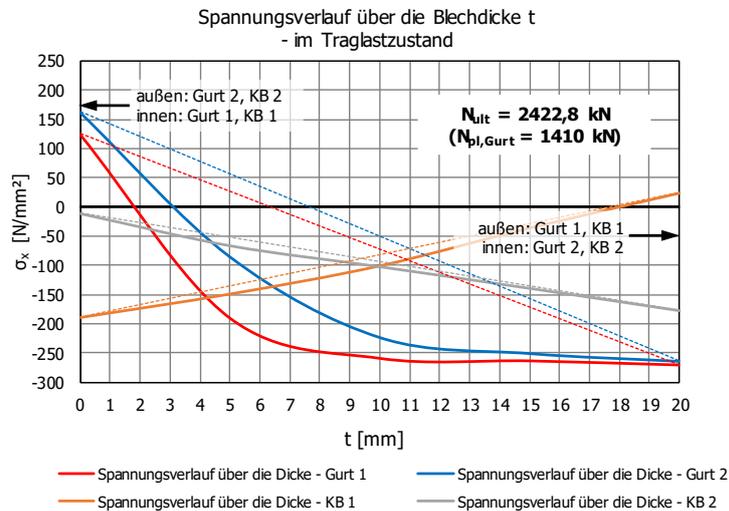


Bild 252: Realitätsnahe Traglastberechnung für Druckdiagonale mit Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760 \text{ mm}$ und Knotenblechdicke $t_1 = 20 \text{ mm}$; geometrische Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform – Spannungsverläufe σ_x über die Blechdicke im Traglastzustand

Die Auswertung der Spannungsverläufe über die Blechdicke der Gurte im Querschnitt 1 der realitätsnahen Traglastberechnung ($N_{ult, System} = 2422,8 \text{ kN}$, siehe Bild 252) im Vergleich zur maximalen Traglast des isolierten Einzelstabes (Ergebnisse aus 3.5.3 - Punkt 2: $N_{ult, Stab} = 1090,0 \text{ kN}$, siehe Bild 214), jeweils mit geometrischen Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform, zeigt – wie auch bei Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform – die geringere Momentenbeanspruchung im Vergleich zum Einzelstab im maßgebenden Querschnitt 1, weshalb mehr Querschnittstragfähigkeit für die aufzunehmende Drucknormalkraft verbleibt.

Nichtsdestotrotz sind die höheren Biege normalspannungen in den Gurten im Querschnitt 1, zurückzuführen auf die größere Krümmung in besagtem Querschnitt infolge der Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform, ausschlaggebend für die maßgebende, etwas geringere Tragfähigkeit im Vergleich zur Traglastberechnung mit Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform. Erkennbar auch an den Zugnormalspannungen am Gurt 1 innen sowie am Gurt 2 außen: während bei Imperfektionen

affin zur ersten Knickeigenform diese 107 N/mm^2 in Gurt 1 (rote Linie in Bild 250, bei $t = 0 \text{ mm}$) bzw. 119 N/mm^2 in Gurt 2 (blaue Linie) betragen, steigen diese aufgrund der höheren Blechbiegebeanspruchung bei Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform auf 122 N/mm^2 in Gurt 1 (rote Linie in Bild 252, bei $t = 0 \text{ mm}$) bzw. 159 N/mm^2 in Gurt 2 (blaue Linie) an. Infolge der etwas höheren Momentenbeanspruchung im Querschnitt 1 ist die Kapazität der maximal aufnehmbaren Drucknormalkraft um 9% geringer:

$$N_{\text{ult, Imp. affin 2. Knickeigenform}} = 2422,8 \text{ kN im Vergleich zu } N_{\text{ult, Imp. affin 1. Knickeigenform}} = 2650,8 \text{ kN.}$$

11. Zusammenfassende Beurteilung der Auswertung der Spannungsverteilungen in den weitergeführten Gurten und den Knotenblechen

Für alle untersuchten Einzelstäbe mit modellierter Blechexzentrizität zwischen den verlängerten Gurten des Hohlprofilquerschnittes und den Knotenblechen (Variante I) sind für die minimalen Tragfähigkeiten geometrische Imperfektionen mit affinen Verläufen zur zweiten Knickeigenform maßgebend (vgl. Bild 253). An den Spannungsverläufen der – auf die Ausweichrichtung bezogen – inneren Gurte 1 im Querschnitt 1 zeigen sich höhere Biegebeanspruchungen bei Anfangsimperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform, infolge der größeren Krümmung, als bei Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform.

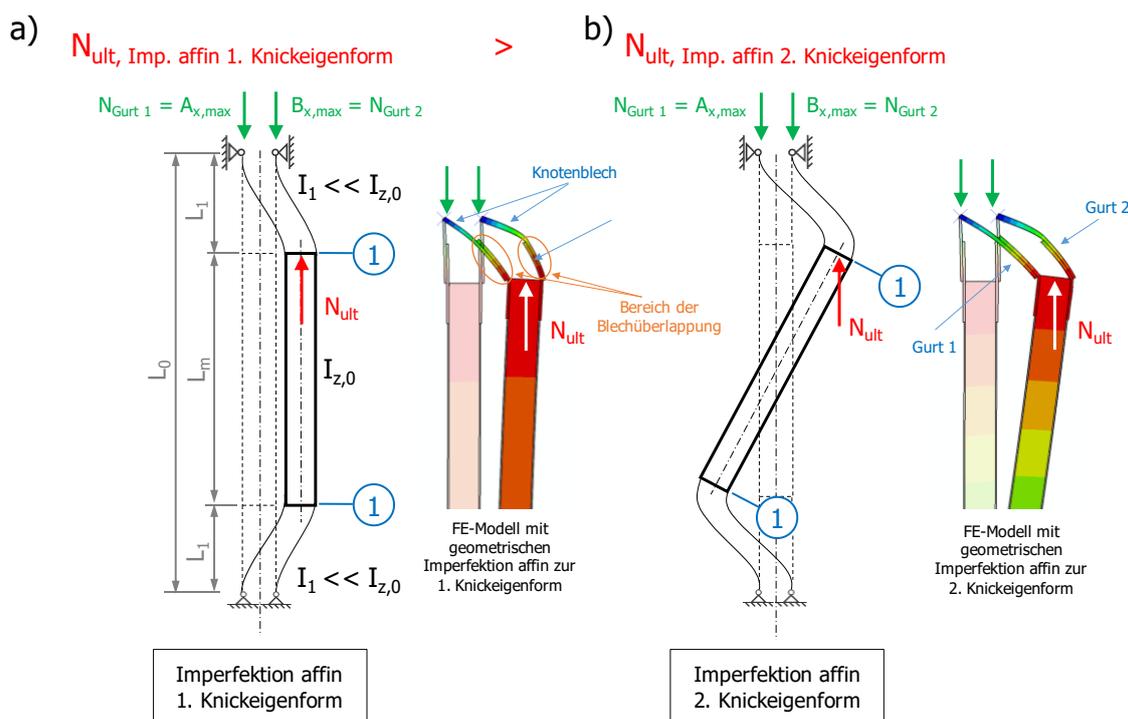


Bild 253: Vergleich der Stabverformungen im Traglastzustand mit a) geometrischen Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform und b) geometrischen Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform

Auch für die realitätsnahen Traglastberechnungen der Druckdiagonalen am FE-Modell nach Bild 152 sind eigenformaffine Imperfektionen zur zweiten Knickeigenform in der Regel maßgebend für die minimalen Traglasten. Die Tragfähigkeiten der realitätsnahen Simulationen sind durchgehend erheblich größer als jene der herausgelösten Einzelstäbe. Dieser Umstand ist bedingt durch die real größeren Knotenbleche (vgl. Bild 150 bzw. Bild 151) – bei den isolierten FE-Einzelstabberechnungen sind die Knotenbleche in ihrer Höhe beschränkt auf die Höhe des Diagonalstabes – und der positiven Wirkung der Zugdiagonale, welche stabilisierend für die Verformungen der Knotenbleche aus der Fachwerkebene wirkt.

3.5.4. Einzelstabmodell – Bestimmung des fiktiven Stabendeinspannmomentes für Einzelstabberechnungen

Infolge der gewählten Stabrandbedingungen mit längsunverschieblichen Auflagern entstehen zwei unterschiedlich große Auflagerkräfte A_x und B_x an den beiden Knotenblechen bzw. Fortsetzungen der Gurtbleche. Zusätzlich zu den Analysen der Normalspannungsverläufe in den maßgebenden Schnitten der Druckdiagonalen in den verlängerten Gurten sowie in den Knotenblechen, dargestellt in Abschnitt 3.5.3, werden nun auch die Auflagerkräfte $A_{x,FE}$ und $B_{x,FE}$ in Richtung der unverformten Stabachse der acht untersuchten Fälle im Traglastzustand der numerischen Simulation näher ausgewertet:

1. Knotenblechmodellierung nach Variante I mit Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt (vgl. Bild 255)
2. Knotenblechmodellierung nach Variante I mit Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt (vgl. Bild 256)
3. Knotenblechmodellierung nach Variante I mit Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand gelenkig (vgl. Bild 257)
4. Knotenblechmodellierung nach Variante I mit Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand gelenkig (vgl. Bild 258)
5. Knotenblechmodellierung nach Variante II ohne Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt (vgl. Bild 259)
6. Knotenblechmodellierung nach Variante II ohne Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt (vgl. Bild 260)
7. Knotenblechmodellierung nach Variante II ohne Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand gelenkig (vgl. Bild 261)
8. Knotenblechmodellierung nach Variante II ohne Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand gelenkig (vgl. Bild 262)

Die numerisch berechneten Auflagerkräfte aus den FE-Simulationen ($A_{x,FE}$, $B_{x,FE}$) werden nachfolgend den Auflagerkräften eines Ingenieurmodells ($A_{x,IM}$, $B_{x,IM}$) gegenübergestellt. Entsprechend den zutreffenden Auswertungen der Spannungsverteilungen in den Gurten bzw. Knotenblechen (vgl. Abschnitt 3.5.3) wird im Ingenieurmodell (IM) im Querschnitt 1 das Moment $M_0 = N_{ult} \cdot u_{y,ges}$ aus der Stabendverformung $u_{y,ges}$ im Traglastzustand (Imperfektionswert $u_{y,imp}$ und tatsächliche Stabendverformung $u_{y,max}$, siehe Bild 254) berechnet und als Kräftepaar M_0/h^* zu gleichen Anteilen auf beide Gurte aufgeteilt. Das Maß h^* ist der Abstand der Schwerachsen der beiden Knotenbleche aus der Blechebene an den Auflagern. Die Verformung $u_{y,ges}$ aus der Ebene in Querschnitt 1 setzt sich aus der Anfangsverformung der Knotenbleche infolge der geometrischen Imperfektionen $u_{y,imp}$ und der zusätzlichen Verformung $u_{y,max}$ aufgrund der Laststeigerung bis zum Traglastzustand zusammen. Die maximale Drucknormalkrafttragfähigkeit N_{ult} wird zusätzlich jeweils zur Hälfte den beiden Gurten bzw. Knotenblechen zugeordnet.

- Anm.: Bei der Analyse aller LBA-Ergebnisse zeigte sich, dass $u_{y,imp}$ immer bereits ident zu $e_0 = L_{sys} / 750$ war. Für alle Eigenformen der untersuchten Einzelfälle gilt, dass jeweils die maximale Verformung im Querschnitt 1 auftritt – sowohl bei der ersten, als auch bei der zweiten Knickeigenform. Diese beiden Eigenformen wurden um den Wert e_0 skaliert und den Traglastberechnungen als Imperfektionsfigur zugrunde gelegt (vgl. Bild 207, Teilbild unten).

Das Bild 254 zeigt die Vorgehensweise des Ingenieurmodells zur Ermittlung der Auflagerkräfte $A_{x,IM}$ und $B_{x,IM}$. Durch die Drehrichtung des Moments M_0 im Querschnitt 1 im Gegenuhrzeigersinn entsteht im linken Auflager A bei der Aufteilung in ein Kräftepaar M_0/h^* eine abhebende Zugauflegerkraft bzw. im rechten Auflager B eine Druckauflegerkraft. Am Auflager A verringert die Kraft M_0/h^* den Betrag von $N_{ult}/2$ zur resultierenden Auflagerkraft $A_{x,IM} = N_{ult}/2 - M_0/h^*$; am Auflager B erhöht hingegen die Kraft M_0/h^* den Betrag von $N_{ult}/2$ zur resultierenden Auflagerkraft $B_{x,IM} = N_{ult}/2 + M_0/h^*$.

Die Differenz dieser Auflagerkräfte $A_{x,IM}$ und $B_{x,IM}$ zu den Auflagerkräften der numerischen Simulation $A_{x,FE}$ und $B_{x,FE}$ wird nachfolgend als ΔN_E bezeichnet. Die Kraft ΔN_E tritt an beiden Auflagern mit gleichem Betrag, aber unterschiedlichem Vorzeichen auf. Dieses Kräftepaar beschreibt ein fiktives Endeinspannmoment M_E , welches ebenfalls mit dem Abstand der Knotenbleche h^* berechnet werden kann: $M_E = \Delta N_E \cdot h^*$.

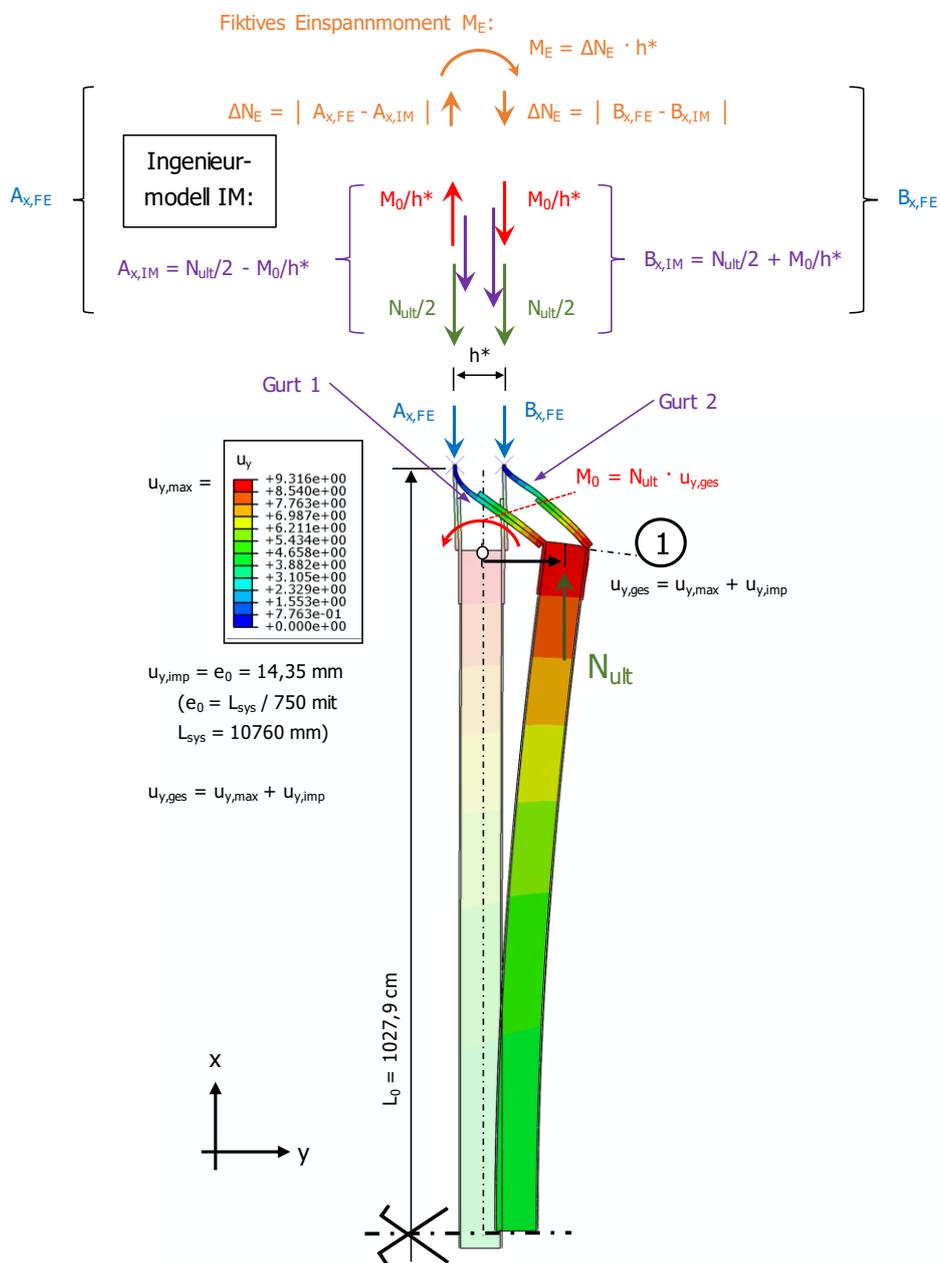


Bild 254: Ingenieurmodell IM zur Bestimmung des fiktiven Endeinspannmomentes M_E im Traglastzustand

Nachfolgend werden die fiktiven Endeinspannmomente M_E für alle acht untersuchten Einzelfälle in jeweils einer Grafik (Bild 255 bis Bild 262) berechnet und dargestellt. Bei Fall 1 (Knotenblechmodellierung nach Variante I mit Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt) erfolgt die Ermittlung des fiktiven Endeinspannmomentes M_E detailliert mit der Angabe aller Formeln und allen Zwischenergebnisse. Für die restlichen Fälle 2 bis 8 sind nur mehr die resultierenden Kräfte bzw. Momente als Ergebnisse angegeben.

1. Knotenblechmodellierung nach Variante I, mit Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt

Die numerisch berechneten Auflagerkräfte aus der FE-Simulation betragen im Traglastzustand $A_{x,FE} = 509,1$ kN bzw. $B_{x,FE} = 743,3$ kN, die maximale Drucktragfähigkeit $N_{ult} = 1252,4$ kN. Im Querschnitt 1 (vgl. Bild 255) ergeben sich infolge der Laststeigerung bis zur Traglast maximale Verformungen von $u_{y,max} = 9,32$ mm. Die Anfangsverformung $u_{y,imp}$ durch die geometrischen Imperfektionen beträgt 14,35 mm. Somit ergeben sich Gesamtverformungen im Querschnitt 1 von $u_{y,ges} = u_{y,max} + u_{y,imp} = 9,32 + 14,35 = 23,67$ mm = 2,367 cm. Entsprechend dem vorgestellten Ingenieurmodell (IM) wird im Querschnitt 1 das Moment $M_0 = N_{ult} \cdot u_{y,ges} = 1252,4$ kN · 2,367 cm = 2964,4 kNcm (siehe Bild 255) berechnet und als Kräftepaar $M_0 / h^* = 2964,4$ kN / 32 cm = 92,6 kN den beiden Gurten zugeordnet. Das Maß h^* ist der Abstand der Schwerachsen der beiden Knotenbleche aus der Blechebene an den Auflagern und beträgt für die außenliegenden Knotenbleche $h^* = 32$ cm.

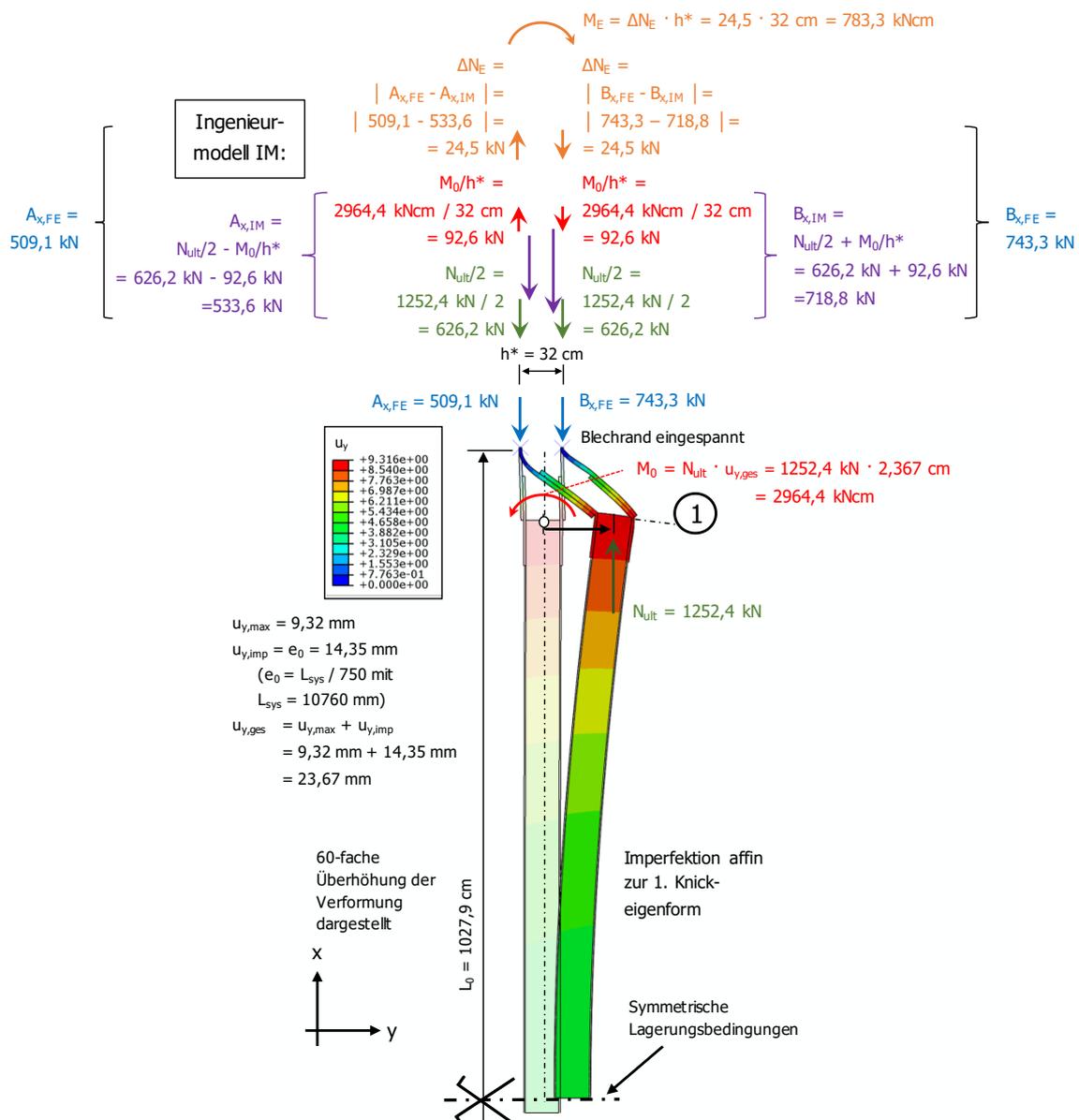


Bild 255: Knotenblechmodellierung nach Variante I, mit Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt – Bestimmung des fiktiven Endeinspannmomentes M_E im Traglastzustand

Die maximale Drucknormalkrafttragfähigkeit N_{ult} wird jeweils zur Hälfte den beiden Gurten bzw. Knotenblechen zugeordnet: $N_{ult} / 2 = 1252,4 / 2 = 626,2$ kN.

Durch die angenommene Drehrichtung des Moments M_0 aus der Stabgesamtverformung im Querschnitt 1 im Gegenuhrzeigersinn entsteht im linken Auflager A bei der Aufteilung in ein Kräftepaar $M_0/h^* = 92,6$ kN eine abhebende Zugauflegerkraft bzw. im rechten Auflager B eine Druckauflegerkraft. Am Auflager A verringert die Kraft $M_0/h^* = 92,6$ kN den Betrag von $N_{ult}/2 = 626,2$ kN. Es ergibt sich eine resultierende Auflagerkraft $A_{x,IM} = N_{ult}/2 - M_0/h^* = 626,2 - 92,6 = 533,6$ kN; am Auflager B erhöht die Kraft M_0/h^* den Betrag von $N_{ult}/2 = 626,2$ kN. Hier entsteht eine resultierende Auflagerkraft von $B_{x,IM} = N_{ult}/2 + M_0/h^* = 626,2 + 92,6 = 718,8$ kN.

Die Differenz dieser Auflagerkräfte $A_{x,IM} = 533,6$ kN und $B_{x,IM} = 718,8$ kN zu den Auflagerkräften der numerischen Simulation $A_{x,FE} = 509,1$ kN und $B_{x,FE} = 743,3$ kN wird als ΔN_E bezeichnet. Die Kraft ΔN_E tritt an beiden Auflagern mit gleichem Betrag, aber unterschiedlichem Vorzeichen auf. ΔN_E ergibt sich aus $A_{x,FE} - A_{x,IM} = 509,1 - 533,6 = -24,5$ kN (negative, abhebende Zugauflegerkraft) bzw. aus $B_{x,FE} - B_{x,IM} = 743,3 - 718,8 = 24,5$ kN (positive Druckauflegerkraft).

Dieses Kräftepaar beschreibt ein fiktives Stabendeinspannmoment M_E , welches über den Abstand der Knotenbleche h^* berechnet werden kann: $M_E = \Delta N_E \cdot h^* = 24,5$ kN \cdot 32 cm = 783,3 kNcm. Bezogen auf die Auflager, entsteht ein fiktives Endeinspannmoment M_E mit Drehsinn im Uhrzeigersinn (positiver Drehsinn als Auflagermoment).

2. Knotenblechmodellierung nach Variante I, mit Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt

Die numerisch berechneten Auflagerkräfte aus der FE-Simulation betragen im Traglastzustand $A_{x,FE} = 464,0$ kN bzw. $B_{x,FE} = 626,0$ kN, die maximale Drucktragfähigkeit $N_{ult} = 1090,0$ kN. Im Querschnitt 1 (vgl. Bild 256) ergeben sich infolge der Laststeigerung bis zur Traglast maximale Verformungen von $u_{y,max} = 8,26$ mm. Der Abstand der Knotenbleche beträgt $h^* = 32$ cm.

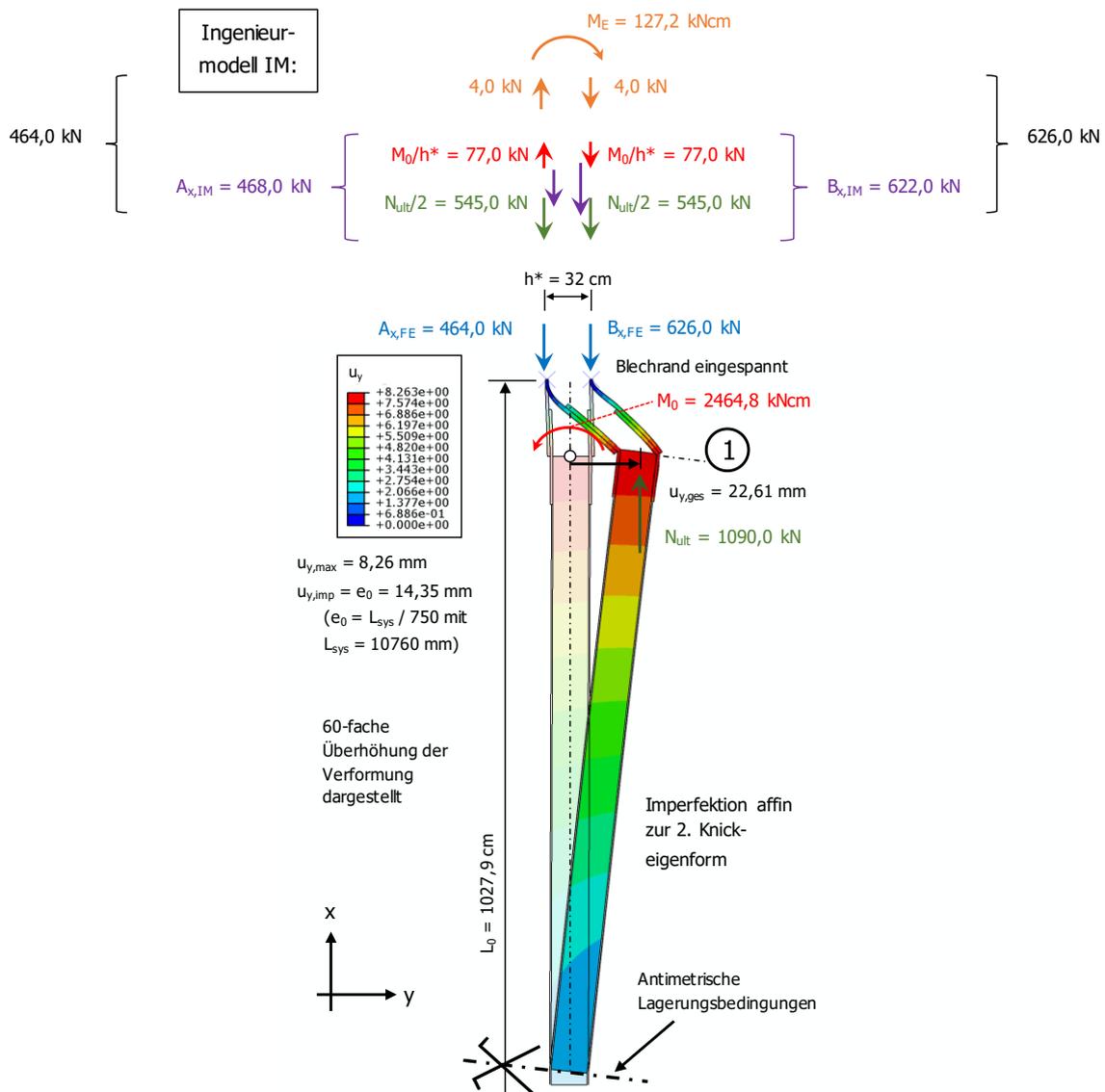


Bild 256: Knotenblechmodellierung nach Variante I, mit Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt – Bestimmung des fiktiven Endeinspannmomentes M_E im Traglastzustand

Die Differenz der Auflagerkräfte des Ingenieurmodells $A_{x,IM} = 468,0$ kN und $B_{x,IM} = 622,0$ kN zu den Auflagerkräften der numerischen Simulation $A_{x,FE}$ und $B_{x,FE}$ wird als ΔN_E bezeichnet. ΔN_E ergibt sich aus $A_{x,FE} - A_{x,IM} = 464,0 - 468,0 = -4,0$ kN (negative, abhebende Zugauflagerkraft) bzw. aus $B_{x,FE} - B_{x,IM} = 626,0 - 622,0 = 4,0$ kN (positive Druckauflagerkraft). Das fiktive Endeinspannmoment M_E beträgt demzufolge $M_E = 127,2$ kNcm. Bezogen auf die Auflager, entsteht ein fiktives Endeinspannmoment M_E mit Drehsinn im Uhrzeigersinn (positiver Drehsinn als Auflagermoment).

3. Knotenblechmodellierung nach Variante I, mit Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur ersten Knick-eigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand gelenkig

Die numerisch berechneten Auflagerkräfte aus der FE-Simulation betragen im Traglastzustand $A_{x,FE} = 248,3$ kN bzw. $B_{x,FE} = 392,9$ kN, die maximale Drucktragfähigkeit $N_{ult} = 641,2$ kN. Im Querschnitt 1 (vgl. Bild 257) ergeben sich infolge der Laststeigerung bis zur Traglast maximale Verformungen von $u_{y,max} = 8,87$ mm. Der Abstand der Knotenbleche beträgt $h^* = 32$ cm.

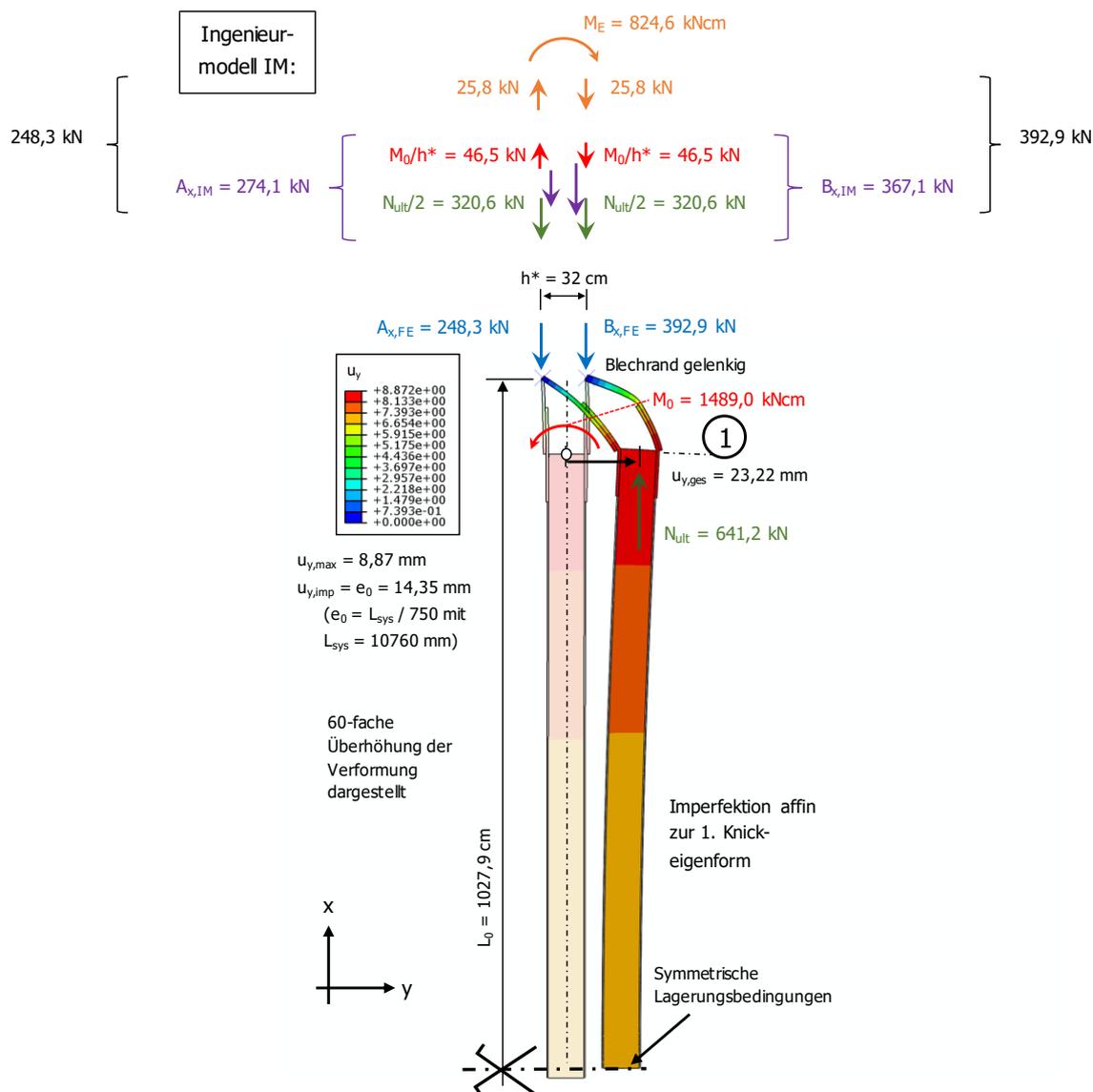


Bild 257: Knotenblechmodellierung nach Variante I, mit Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur ersten Knick-eigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand gelenkig – Bestimmung des fiktiven Endeinspannmomentes M_E im Traglastzustand

Die Differenz der Auflagerkräfte des Ingenieurmodells $A_{x,IM} = 274,1$ kN und $B_{x,IM} = 367,1$ kN zu den Auflagerkräften der numerischen Simulation $A_{x,FE}$ und $B_{x,FE}$ wird als ΔN_E bezeichnet. ΔN_E ergibt sich aus $A_{x,FE} - A_{x,IM} = 248,3 - 274,1 = -25,8$ kN (negative, abhebende Zugauflagerkraft) bzw. aus $B_{x,FE} - B_{x,IM} = 392,9 - 367,1 = 25,8$ kN (positive Druckauflagerkraft). Das fiktive Endeinspannmoment M_E beträgt demzufolge $M_E = 824,6$ kNcm. Bezogen auf die Auflager, entsteht ein fiktives Endeinspannmoment M_E mit Drehsinn im Uhrzeigersinn (positiver Drehsinn als Auflagermoment).

4. Knotenblechmodellierung nach Variante I, mit Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand gelenkig

Die numerisch berechneten Auflagerkräfte aus der FE-Simulation betragen im Traglastzustand $A_{x,FE} = 329,2$ kN bzw. $B_{x,FE} = 291,6$ kN, die maximale Drucktragfähigkeit $N_{ult} = 620,8$ kN. Im Querschnitt 1 (vgl. Bild 258) ergeben sich infolge der Laststeigerung bis zur Traglast maximale Verformungen von $u_{y,max} = 10,76$ mm. Der Abstand der Knotenbleche beträgt $h^* = 32$ cm.

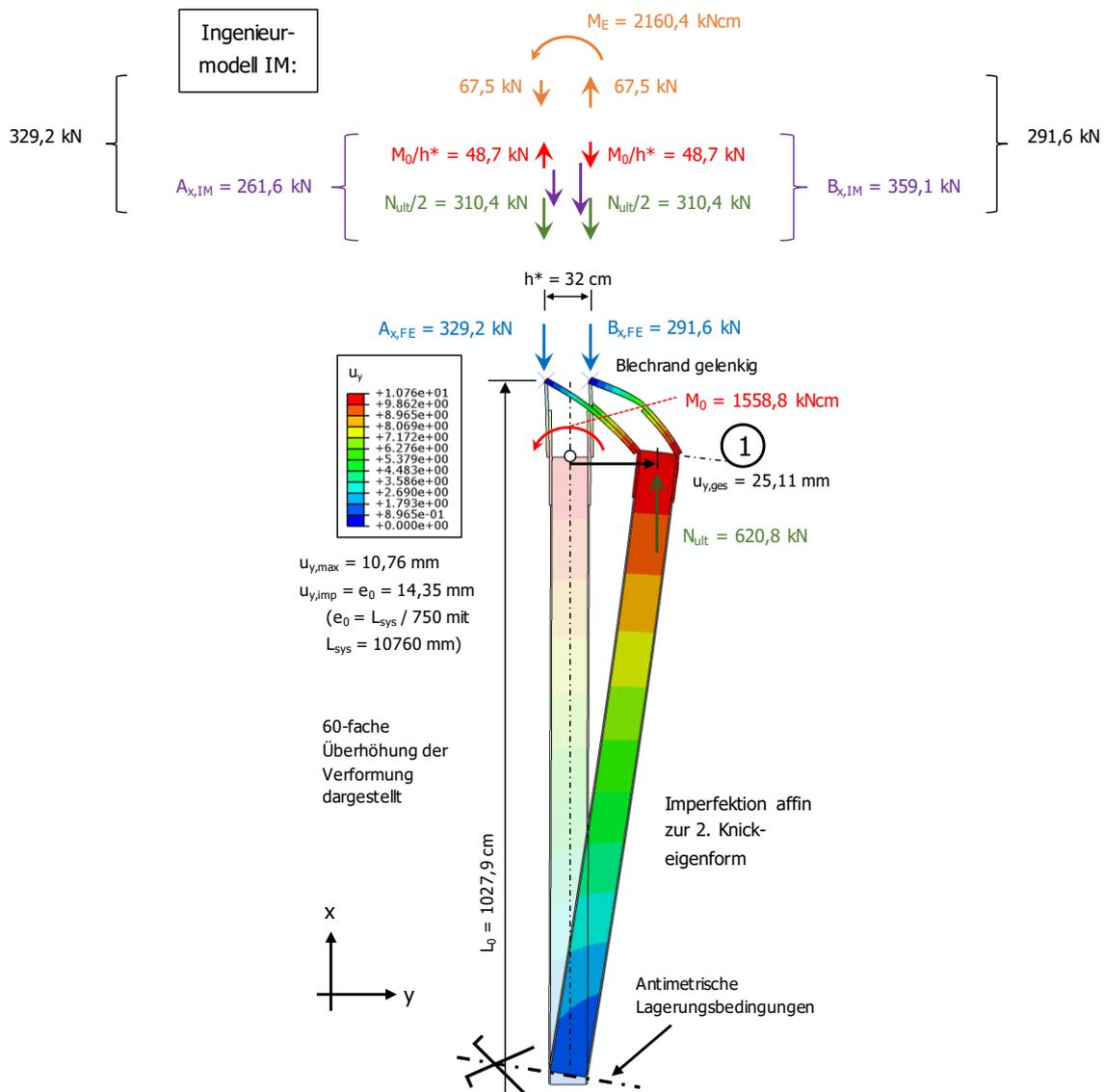


Bild 258: Knotenblechmodellierung nach Variante I, mit Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand gelenkig – Bestimmung des fiktiven Endeinspannmomentes M_E im Traglastzustand

Die Differenz der Auflagerkräfte des Ingenieurmodells $A_{x,IM} = 261,6$ kN und $B_{x,IM} = 359,1$ kN zu den Auflagerkräften der numerischen Simulation $A_{x,FE}$ und $B_{x,FE}$ wird als ΔN_E bezeichnet. ΔN_E ergibt sich aus $A_{x,FE} - A_{x,IM} = 329,2 - 261,6 = 67,5$ kN (positive Druckauflagerkraft) bzw. aus $B_{x,FE} - B_{x,IM} = 291,6 - 359,1 = -67,5$ kN (negative, abhebende Zugaflagerkraft). Das fiktive Endeinspannmoment M_E beträgt demzufolge $M_E = -2160,4$ kNcm. Bezogen auf die Auflager, entsteht ein fiktives Endeinspannmoment M_E mit Drehsinn im Gegenuhrzeigersinn (negativer Drehsinn als Auflagermoment).

5. Knotenblechmodellierung nach Variante II, ohne Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt

Die numerisch berechneten Auflagerkräfte aus der FE-Simulation betragen im Traglastzustand $A_{x,FE} = 418,5$ kN bzw. $B_{x,FE} = 491,1$ kN, die maximale Drucktragfähigkeit $N_{ult} = 909,6$ kN. Im Querschnitt 1 (vgl. Bild 259) ergeben sich infolge der Laststeigerung bis zur Traglast maximale Verformungen von $u_{y,max} = 14,48$ mm. Der Abstand der verlängerten Gurte beträgt $h^* = 28$ cm.

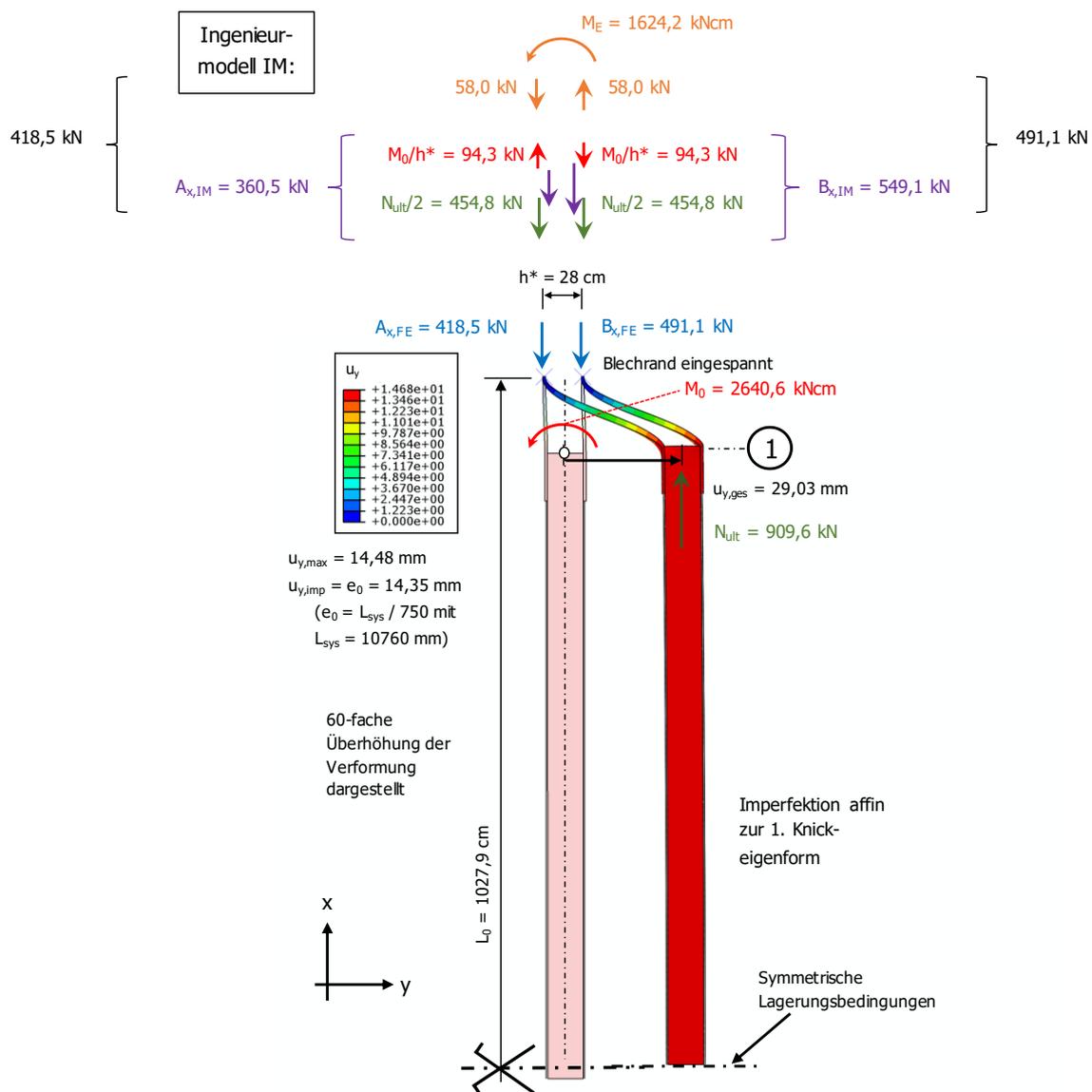


Bild 259: Knotenblechmodellierung nach Variante II, ohne Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt – Bestimmung des fiktiven Endeinspannmomentes M_E im Traglastzustand

Die Differenz der Auflagerkräfte des Ingenieurmodells $A_{x,IM} = 360,5$ kN und $B_{x,IM} = 549,1$ kN zu den Auflagerkräften der numerischen Simulation $A_{x,FE}$ und $B_{x,FE}$ wird als ΔN_E bezeichnet. ΔN_E ergibt sich aus $A_{x,FE} - A_{x,IM} = 418,5 - 360,5 = 58,0$ kN (positive Druckauflagerkraft) bzw. aus $B_{x,FE} - B_{x,IM} = 491,1 - 549,1 = -58,0$ kN (negative, abhebende Zugauflagerkraft). Das fiktive Endeinspannmoment M_E beträgt demzufolge $M_E = -1624,2$ kNcm. Bezogen auf die Auflager, entsteht ein fiktives Endeinspannmoment M_E mit Drehsinn im Gegenuhrzeigersinn (negativer Drehsinn als Auflagermoment).

6. Knotenblechmodellierung nach Variante II, ohne Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt

Die numerisch berechneten Auflagerkräfte aus der FE-Simulation betragen im Traglastzustand $A_{x,FE} = 717,9$ kN bzw. $B_{x,FE} = 308,1$ kN, die maximale Drucktragfähigkeit $N_{ult} = 1026,0$ kN. Im Querschnitt 1 (vgl. Bild 260) ergeben sich infolge der Laststeigerung bis zur Traglast maximale Verformungen von $u_{y,max} = 12,54$ mm. Der Abstand der verlängerten Gurte beträgt $h^* = 28$ cm.

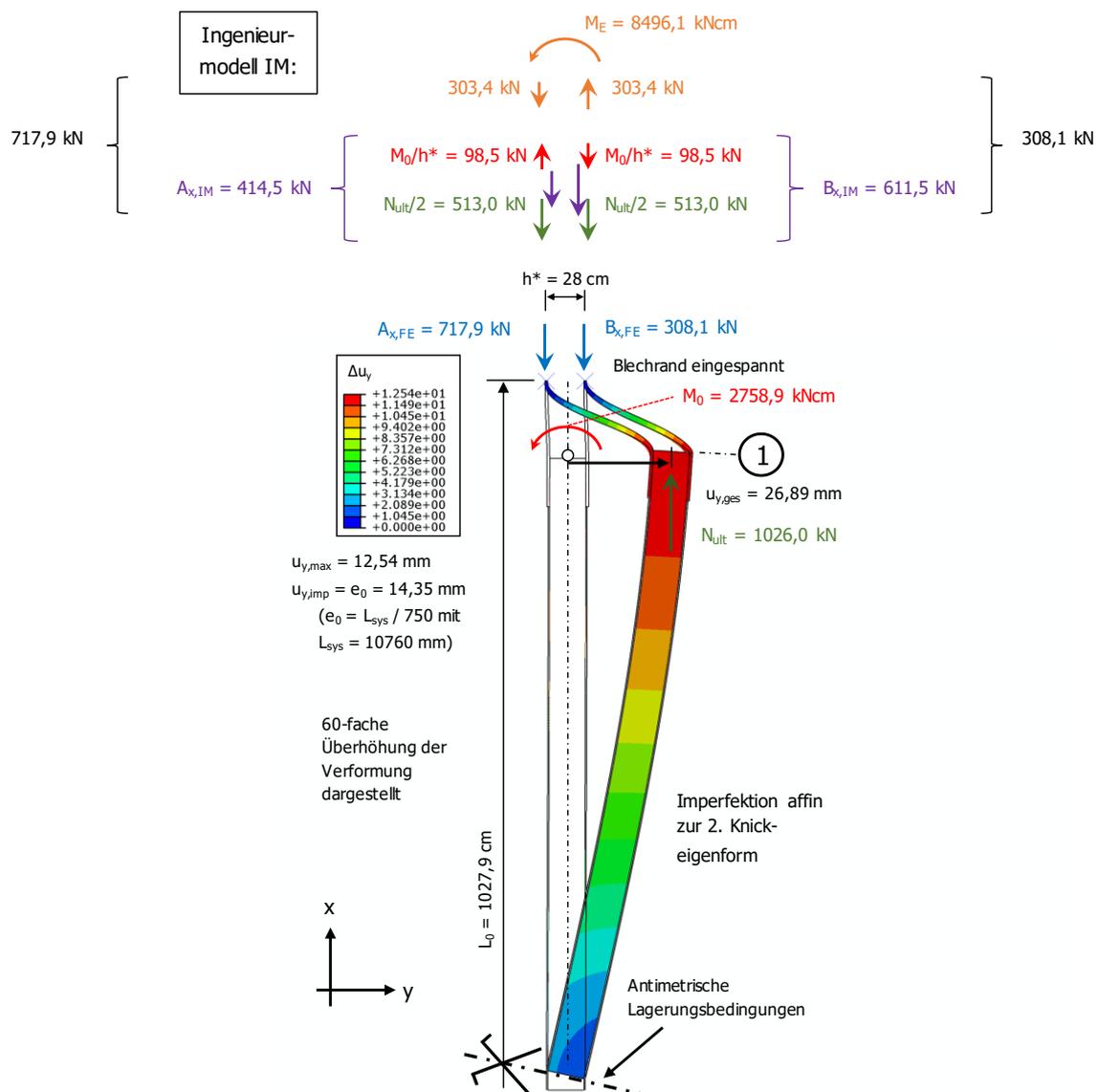


Bild 260: Knotenblechmodellierung nach Variante II, ohne Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt – Bestimmung des fiktiven Endeinspannmomentes M_E im Traglastzustand

Die Differenz der Auflagerkräfte des Ingenieurmodells $A_{x,IM} = 414,5$ kN und $B_{x,IM} = 611,5$ kN zu den Auflagerkräften der numerischen Simulation $A_{x,FE}$ und $B_{x,FE}$ wird als ΔN_E bezeichnet. ΔN_E ergibt sich aus $A_{x,FE} - A_{x,IM} = 717,9 - 414,5 = 303,4$ kN (positive Druckauflagerkraft) bzw. aus $B_{x,FE} - B_{x,IM} = 308,1 - 611,5 = -303,4$ kN (negative, abhebende Zugauflegerkraft). Das fiktive Endeinspannmoment M_E beträgt demzufolge $M_E = 8496,1$ kNcm. Bezogen auf die Auflager, entsteht ein fiktives Endeinspannmoment M_E mit Drehsinn im Gegenuhrzeigersinn (negativer Drehsinn als Auflagermoment).

7. Knotenblechmodellierung nach Variante II, ohne Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand gelenkig

Die numerisch berechneten Auflagerkräfte aus der FE-Simulation betragen im Traglastzustand $A_{x,FE} = 127,2$ kN bzw. $B_{x,FE} = 193,6$ kN, die maximale Drucktragfähigkeit $N_{ult} = 320,7$ kN. Im Querschnitt 1 (vgl. Bild 261) ergeben sich infolge der Laststeigerung bis zur Traglast maximale Verformungen von $u_{y,max} = 22,90$ mm. Der Abstand der verlängerten Gurte beträgt $h^* = 28$ cm.

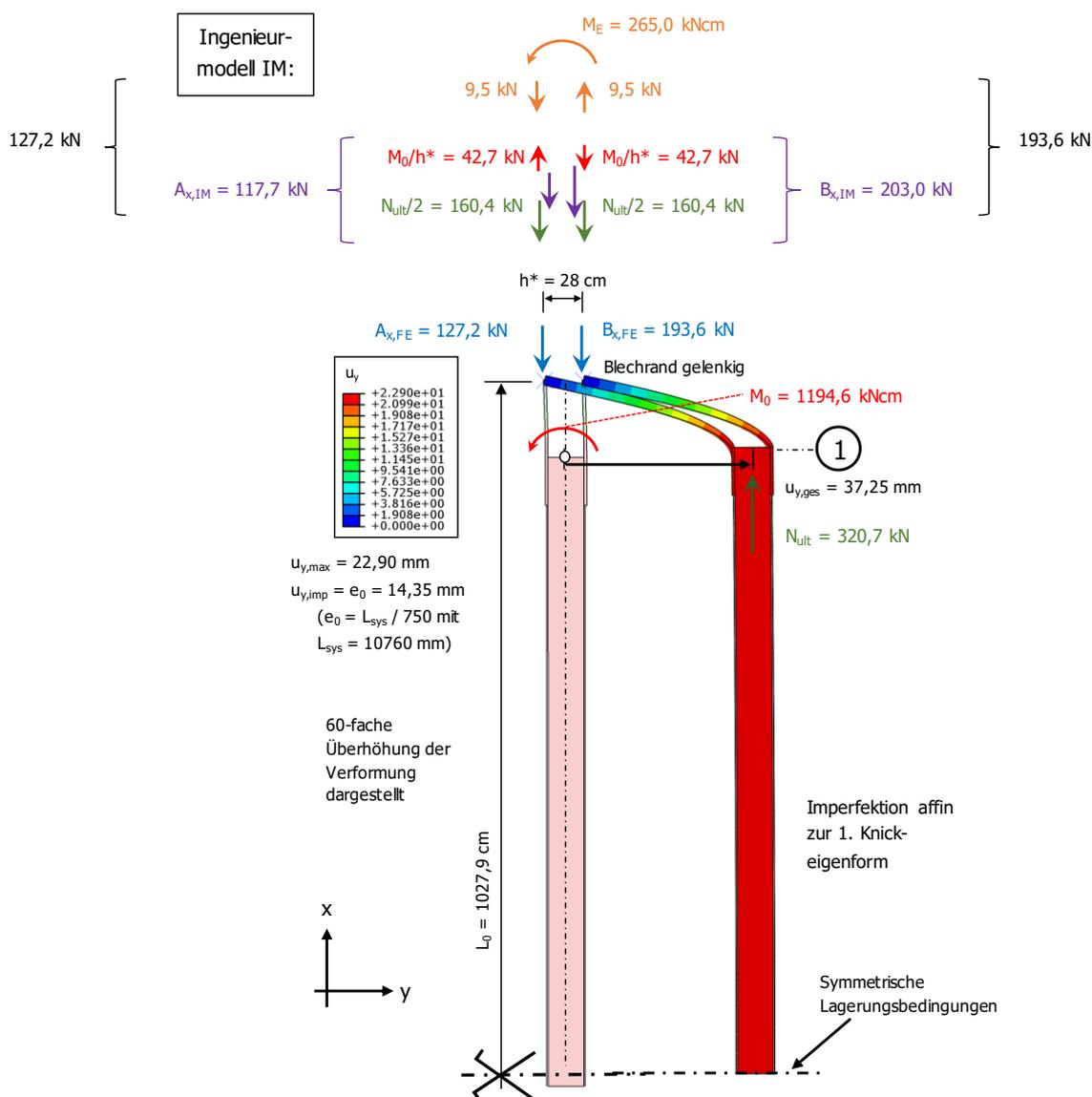


Bild 261: Knotenblechmodellierung nach Variante II, ohne Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand gelenkig – Bestimmung des fiktiven Endeinspannmomentes M_E im Traglastzustand

Die Differenz der Auflagerkräfte des Ingenieurmodells $A_{x,IM} = 117,7$ kN und $B_{x,IM} = 203,0$ kN zu den Auflagerkräften der numerischen Simulation $A_{x,FE}$ und $B_{x,FE}$ wird als ΔN_E bezeichnet. ΔN_E ergibt sich aus $A_{x,FE} - A_{x,IM} = 127,2 - 117,7 = 9,5$ kN (positive Druckauflagerkraft) bzw. aus $B_{x,FE} - B_{x,IM} = 193,6 - 203,0 = -9,5$ kN (negative, abhebende Zugaflagerkraft). Das fiktive Endeinspannmoment M_E beträgt demzufolge $M_E = -265,0$ kNcm. Bezogen auf die Auflager, entsteht ein fiktives Endeinspannmoment M_E mit Drehsinn im Gegenuhrzeigersinn (negativer Drehsinn als Auflagermoment).

8. Knotenblechmodellierung nach Variante II, ohne Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand gelenkig

Die numerisch berechneten Auflagerkräfte aus der FE-Simulation betragen im Traglastzustand $A_{x,FE} = 535,5$ kN bzw. $B_{x,FE} = -20,7$ kN, die maximale Drucktragfähigkeit $N_{ult} = 514,8$ kN. Im Querschnitt 1 (vgl. Bild 262) ergeben sich infolge der Laststeigerung bis zur Traglast maximale Verformungen von $u_{y,max} = 16,16$ mm. Der Abstand der verlängerten Gurte beträgt $h^* = 28$ cm.

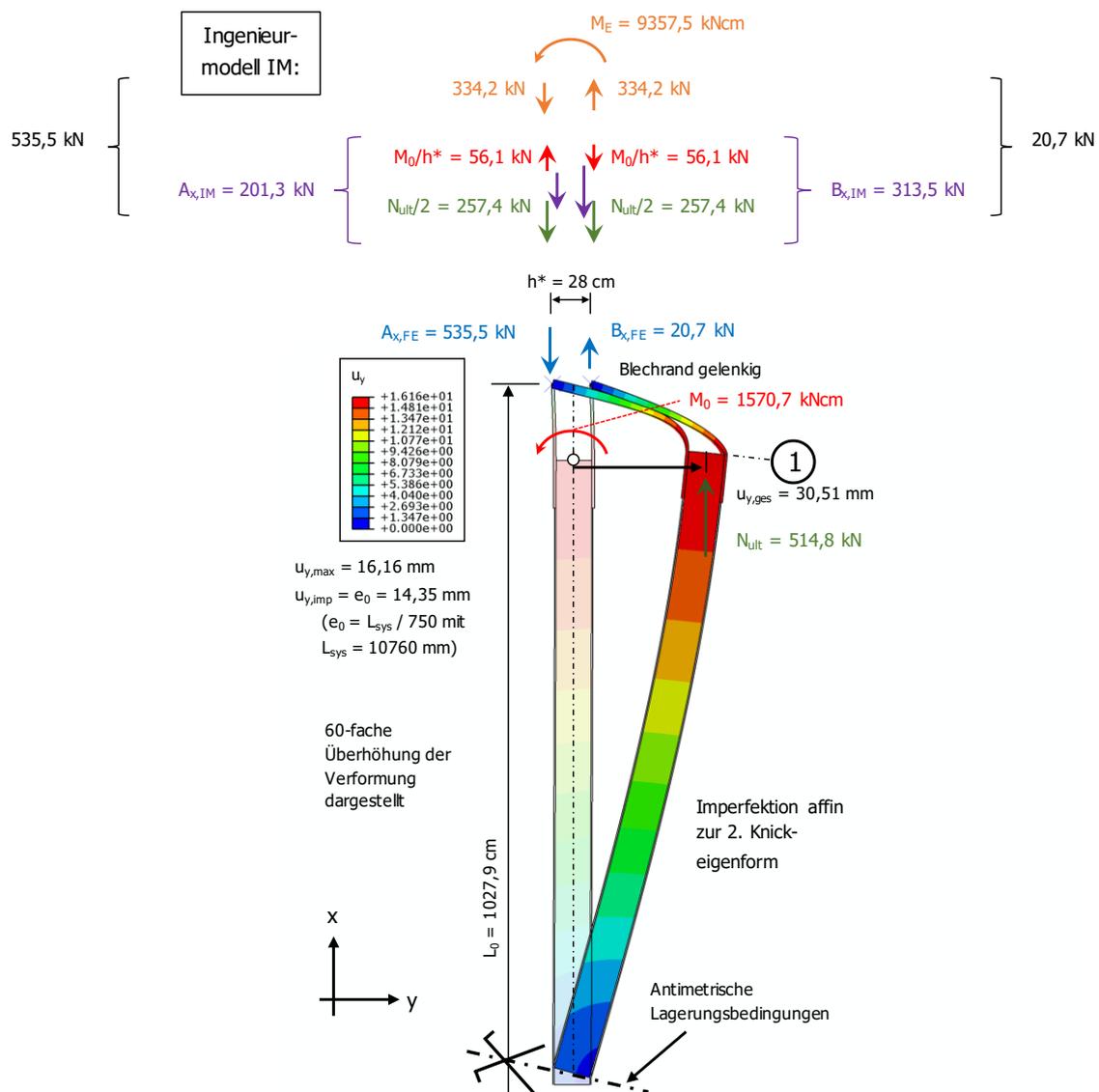


Bild 262: Knotenblechmodellierung nach Variante II, ohne Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand gelenkig – Bestimmung des fiktiven Endeinspannmomentes M_E im Traglastzustand

Die Differenz der Auflagerkräfte des Ingenieurmodells $A_{x,IM} = 201,3$ kN und $B_{x,IM} = 313,5$ kN zu den Auflagerkräften der numerischen Simulation $A_{x,FE}$ und $B_{x,FE}$ wird als ΔN_E bezeichnet. ΔN_E ergibt sich aus $A_{x,FE} - A_{x,IM} = 535,5 - 201,3 = 334,2$ kN (positive Druckauflagerkraft) bzw. aus $B_{x,FE} - B_{x,IM} = -20,7 - 313,5 = -334,2$ kN (negative, abhebende Zugaflagerkraft). Das fiktive Endeinspannmoment M_E beträgt demzufolge $M_E = -9357,5$ kNcm. Bezogen auf die Auflager, entsteht ein fiktives Endeinspannmoment M_E mit Drehsinn im Gegenuhrzeigersinn (negativer Drehsinn als Auflagermoment).

9. Zusammenfassende Darstellung der ermittelten fiktiven Endeinspannmomente M_E

Das nachfolgende Bild 263 zeigt die fiktiven Einspannmomente M_E , in Abhängigkeit der verschiedenen untersuchten Randbedingungen bzw. Imperfektionen für den in Abschnitt 3.4 a) untersuchten Stab, mit Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm. Somit entspricht die Knotenblechdicke der Wandstärke bzw. Gurtstärke des Hohlprofilquerschnittes. Die Stablänge entspricht der Länge $L_0 = 10279$ mm (siehe Bild 150).

Bei der Ermittlung der fiktiven Stabeinspannmomente M_E wird zwischen eingespannten bzw. aus der Blechebene gelenkig gelagerten Blechrändern sowie zwischen geometrischen Imperfektionen affin zur ersten bzw. zweiten Knickeigenform unterschieden. Desweiteren sind die Einspannmomente für die Variante I mit Knotenblechexzentrizität, d.h. mit modellierter Blechüberlappung zwischen den verlängerten Gurten und den Knotenblechen gezeigt, wie auch für die Variante II ohne Knotenblechexzentrizität, d.h. mit rein bis zu den Auflagern verlängerten Gurten.

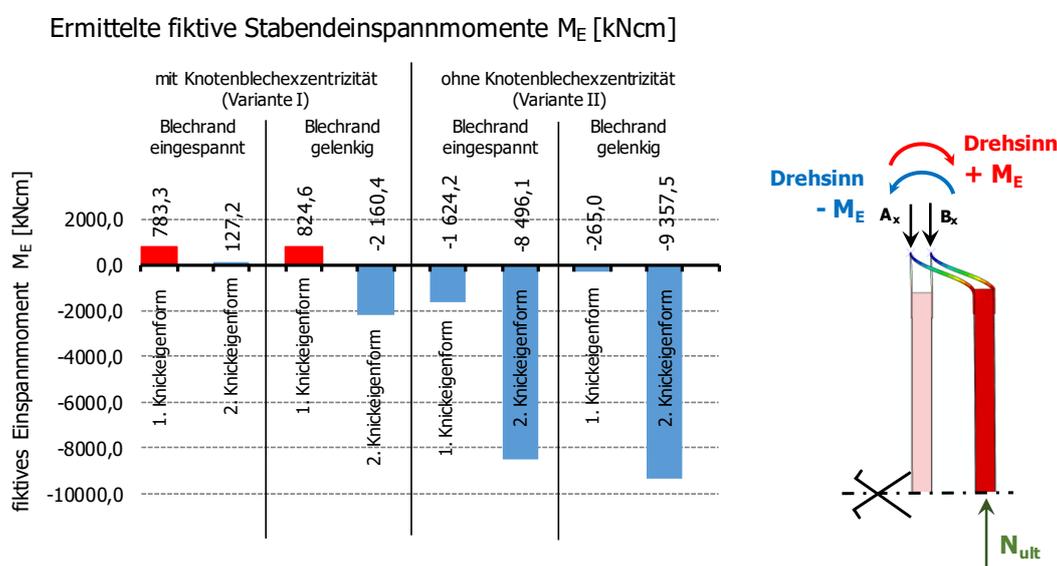


Bild 263: Fiktive Stabendeinspannmomente M_E im Traglastzustand der untersuchten Stäbe

In Bild 263 sind die fiktiven Einspannmomente M_E mit Drehsinn im Uhrzeigersinn (Drehsinn als Auflagermoment) als positive Werte eingetragen (rote Säulen). Einspannmomente M_E mit Drehsinn im Gegenuhrzeigersinn sind als negative Werte eingetragen (blaue Säulen)

Es ist ersichtlich, dass vor allem bei der untersuchten Randbedingung „Blechrand gelenkig“, in Kombination mit Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform, die fiktiven Endeinspannmomente des Ingenieurmodells besonders groß werden – mit einem Drehsinn im Gegenuhrzeigersinn.

3.6. Zusammenfassende Beurteilung zur Berechnung am isolierten Einzelstab

Der Vergleich der verschiedenen Traglastergebnisse (für: i) realitätsnahe numerisch simulierte Tragfähigkeit der Druckdiagonale als Hohlprofilquerschnitt im Fachwerkmodell mit beidseits ungestütztem Knotenblechanschluss, ii) FE-Tragfähigkeit der isolierten FE-Einzelstabberechnungen nach Variante I – mit modellierter Blechüberlappung bzw. auftretendem Exzentrizitätsmoment – und, iii) nach Variante II – mit durchgehenden Gurten bzw. ohne Blechexzentrizitäten, jeweils mit geometrischen Imperfektionen affin zur ersten und zweiten Knickeigenform, sowie, iv) der FE-Tragfähigkeit des Einzelstabes mit durchgehendem Hohlprofilquerschnitt ohne Knotenblechanschluss) für alle acht untersuchten Stabsysteme (siehe Bild 196a bis Bild 203a) lässt nachfolgende Schlussfolgerungen zu:

- Eine alleinige Knickbemessung am Einzelstab mit durchgehendem Hohlprofilquerschnitt, ohne ungestützten Knotenblechanschlüssen an beiden Stabenden, mit der Systemlänge L_{sys} ist bei weitem nicht ausreichend, um die Traglasten der realitätsnahen Simulation zu erfassen. Mit beidseits gelenkiger Lagerung (Eulerfall II) und einer geometrischen Imperfektionen von $e_0 = L_{\text{sys}}/750$ beträgt die Tragfähigkeit 3565,2 kN ($L_{\text{sys}} = 10760$ mm) bzw. 4849,2 kN ($L_{\text{sys}} = 5380$ mm) – diese Stabtraglasten liegen weit über den realitätsnahen Tragfähigkeitsberechnungen am System bzw. über der Querschnittstragfähigkeit der Knotenbleche.

Im Zuge der in der vorliegenden Arbeit durchgeführten numerischen Parameterstudie für Hohlprofile, mit beidseits ungestützten Knotenblechanschluss, kann gezeigt werden, dass für die baupraktisch untersuchten Druckdiagonalen mit üblichen freien Knotenblechlängen stets Querschnittsversagen in den Gurtblechen außerhalb des Kastenquerschnitts für die maximale Tragfähigkeit maßgebend wird. Dieser Versagensmechanismus kann durch eine alleinige Knickbemessung des globalen Stabknickens nicht zutreffend erfasst werden. In Abschnitt 3.7.1 wird ein Ingenieurmodell vorgeschlagen, welches auch die Ermittlung der Tragfähigkeit der Gurt- bzw. Knotenblechquerschnitte beinhaltet.
- Solange die Knotenblechdicke t_1 zumindest der Dicke der weitergeführten Gurte des Hohlprofils entspricht, ergibt die Modellierung mit durchgehenden Gurten ohne Knotenblechexzentrizität (Variante II) stets geringere Traglasten als mit modellierter Blechüberlappung (mit Knotenblechexzentrizität – Variante I). Die negative Wirkung des entstehenden zusätzlichen lokalen Blechbiegemomentes, infolge der Exzentrizität zwischen Gurt und Knotenblech, wird demzufolge durch den günstigen Einfluss der erhöhten Biegesteifigkeit aus der Ebene durch die erhöhte Blechdicke im Bereich des Schraubanschlusses vollständig aufgehoben.
- Die Randbedingung gelenkiger Knotenblechränder für die Einzelstäbe liefert durchgehend sehr konservative Ergebnisse. Die Traglasten mit Modellierungsvariante „eingespannte Blechränder“ wird daher empfohlen (vgl. Bild 159) – auch hier sind die Tragfähigkeiten im Vergleich zur realitätsnahen Traglast der FE-Systemberechnung stets auf der sicheren Seite liegend.

Die realitätsnahen FE-Systemtragfähigkeiten sind durchgehend wesentlich höher als die FE-Tragfähigkeiten der Abstrahierung der Fachwerkdiagonalen als herausgelöste, isolierte Einzelstäbe. Verantwortlich hierfür ist einerseits die günstige Stabilisierungswirkung der Zugdiagonale und des Untergurtstabes für die Verformungen der beiden außenliegenden Knotenbleche aus der Ebene. Andererseits ist auch die erhöhte Biegesteifigkeit beider zusammenwirkender Bleche im System ein wichtiger Aspekt. Vor allem ist jedoch bei den Einzelstäben die Knotenblechbreite auf die Druckdiagonalenhöhe beschränkt.

Der Vergleich der kritischen Verzweigungslasten $N_{cr,e}$ aus linearen Eigenwertanalysen (für: i) realitätsnahe numerisch simulierte kritische Verzweigungslast im vollständigen Fachwerkträgermodell; ii) FE-Knicknormalkraft der isolierten FE-Einzelstabberechnungen nach Variante I – mit modellierter Blechüberlappung bzw. auftretendem Exzentrizitätsmoment; iii) nach Variante II – mit durchgehenden Gurten bzw. ohne Blechexzentrizitäten; iv) der idealen Knicknormalkraft des Einzelstabes mit durchgehendem Hohlprofilquerschnitt ohne Knotenblechanschluss) für alle acht untersuchten Stäbe (siehe Bild 196b bis Bild 203b) lässt nachfolgende Schlussfolgerungen zu:

- Die kritische Verzweigungslast der Druckdiagonale mit anschließendem Fachwerkknoten – ermittelt am zutreffenden FE-Modell mithilfe einer linearen Eigenwertanalyse – wird von der idealen Knicknormalkraft des beidseits eingespannten Einzelstabes (Eulerfall IV) mit konstantem Hohlprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche, mit der Systemlänge L_{sys} , deutlich überschätzt. Selbst bei beidseits gabelgelagerten Stabenden des Einzelstabes (Eulerfall II), kann in den meisten Fällen die reale Knicknormalkraft nicht auf der sicheren Seite liegend wiedergegeben werden (Fall b), c), d), g), h) in Abschnitt 3.5.2). Verantwortlich hierfür ist die geringe Biegesteifigkeit der Knotenbleche an beiden Stabenden aus der Fachwerkebene. Nur bei den Fällen a) und e) in Abschnitt 3.5.2 (dies sind die untersuchten Fälle mit der großen Schlankheit bezogen auf die Systemlänge L_{sys} : $\bar{\lambda}_{z,L_{sys}} = 1,0$ und den dicken Knotenblechen $t_1 = 20$ mm), sowie Fall f) in Abschnitt 3.5.2 – Fachwerkgurte als I-Profilquerschnitt mit der großen Schlankheit und den dünnen Knotenblechen $t_1 = 10$ mm – würde der beidseits gabelgelagerte Einzelstab, ohne Knotenbleche mit der Systemlänge L_{sys} , die kritische Verzweigungslast $N_{cr,e}$ der realitätsnahen Simulation nicht überschätzen.
- Die kritische Verzweigungslast des isolierten FE-Einzelstabmodells mit berücksichtigter Blechüberlappung nach Variante I und eingespannten Knotenblechrändern (Fälle „mit Knotenblechexzentrizität“ in Bild 196b bis Bild 203b) liefert für alle untersuchten Fälle stets deutlich auf der sicheren Seite liegende kritische Verzweigungslasten im Vergleich zur kritischen Verzweigungslast der realitätsnahen FE-Systemberechnung. Der Grund hierfür ist, dass im Einzelstabmodell die größeren Knotenbleche des realen Fachwerkknotens nicht mitabgebildet werden, sondern die Knotenbleche nur parallel mit der Höhe der Druckdiagonalen zu den Auflagern weitergeführt werden. Die Randbedingung gelenkiger Knotenblechränder für die Einzelstäbe liefert zu konservative Ergebnisse für die kritischen Verzweigungslasten. Wie auch bereits für die Traglastberechnungen am isolierten Einzelstab wird die Modellierungsvariante „eingespannte Blechränder“ empfohlen (vgl. Bild 159) – denn auch die Tragfähigkeiten im Vergleich zur realitätsnahen Traglast der FE-Systemberechnung waren stets auf der sicheren Seite liegend.
- Auch wenn die Blechüberlappung zwischen Gurt und Knotenblech nicht mitberücksichtigt wird, sondern alleinig die Gurte mit der Höhe der Druckdiagonale bis zur Stablänge L (L_{sys} bei Fachwerkuntergurten als I-Profilquerschnitt und L_0 bei Fachwerkuntergurten als Hohlprofilquerschnitt; vgl. Bild 159) verlängert werden (Variante II), unterschätzt die kritische Knicklast des Einzelstabmodelles die reale Knicklast der FE-Systemeigenwertanalyse (Fälle „ohne Knotenblechexzentrizität“ in Bild 196b bis Bild 203b). Bei den Fällen a), c), e) und g) in Abschnitt 3.5.2 mit den untersuchten dicken Knotenblechen $t_1 = 20$ mm sind die kritischen Knicklasten der Einzelstabmodellierung nach Variante II (mit alleinig weitergeführten Gurten ohne Exzentrizität zwischen Gurt und Knotenblech) durchgehend niedriger im Vergleich zur Modellierung nach Variante I (mit Blechüberlappung bzw. mit Blechexzentrizität zwischen Gurt und Knotenblech). Ursache der wesentlich geringeren Verzweigungslasten mit verlängerten Gurten ohne Blechüberlappung (Variante II) ist, dass bei dieser Modellierungsvariante die erhöhte Biegesteifigkeit der überlappten Bleche (Gurt und Knotenblech) nicht mitabgebildet wird.

Bei den Fällen b), d), f) und h) in Abschnitt 3.5.2 mit den dünnen Knotenblechen $t_1 = 10$ mm sind die kritischen Knicklasten der Einzelstabmodellierung nach Variante II höher im Vergleich zur Modellierung nach Variante I. Verantwortlich hierfür ist, dass bei der Variante II die Gurte des Kastenquerschnittes mit konstanter Dicke $t = 20$ mm bis zu den Auflagern geführt werden. Die dünneren Knotenbleche ($t_1 = 10$ mm) finden daher keinen Eingang in die Berechnung der kritischen Knicklasten.

Trotzdem sind die berechneten kritischen Knicklasten nach Variante II am Einzelstabmodell (mit alleinig weitergeführten Gurten mit der Dicke $t = 20$ mm, ohne Exzentrizität zwischen Gurt und Knotenblech) durchgehend konservativ im Vergleich zu den kritischen Verzweigungslasten der Druckdiagonalen mit anschließendem Fachwerkknoten – ermittelt am zutreffenden FE-Modell des gesamten Fachwerkträgers mithilfe einer linearen Eigenwertanalyse.

- Interessant ist, dass das Knicklängenverhältnis zwischen erster und zweiter Knickeigenform der realen Fachwerkdruckdiagonalen ($\beta_1/\beta_2 = L_{cr,e,1}/L_{cr,e,2}$) und damit das Verhältnis der idealen Knicklasten zwischen zweiter und erster Eigenform deutlich geringer ist, als beim ungeschwächten Stab (für $L_1 = 0$ (kein ungestützter Gurtanschluss) gilt: $\beta_1/\beta_2 = 2$). Gerade im untersuchten baupraktischen Bereich sind die Unterschiede sehr gering. Es ergeben sich beispielsweise für zwei betrachtete Systeme mit Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt und der Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm, $I_1/I_{z,0} = \text{konstant}$, folgende Verhältnisse der Knicklängenbeiwerte β_1/β_2 :
 - Fall a) in Abschnitt 3.5.2:
 $\beta_1/\beta_2 = 1,03$; $I_{1,mod}/I_{z,0} = 161,6/29419 = 0,0055$ bei $L_1/L_0 = 56,1/1027,9 = 0,0555$
 - Fall c) in Abschnitt 3.5.2:
 $\beta_1/\beta_2 = 1,04$; $I_{1,mod}/I_{z,0} = 161,6/29419 = 0,0055$ bei $L_1/L_0 = 56,1/490,0 = 0,1145$

3.7. Vorgeschlagenes Ingenieurmodell für die Praxis für Hohlprofilquerschnitte mit weitergeführten ungestützten Gurten

3.7.1. Generelle Vorgehensweise

Auf Basis der in Abschnitt 3.4 und 3.5 untersuchten Druckstabkonfigurationen als Hohlprofilquerschnitte mit weitergeführten ungestützten Gurten wird nachfolgend ein Ingenieurmodell zur Bemessung bzw. zur Nachweisführung derartiger Druckstäbe vorgestellt. Dieses entwickelte Bemessungsmodell wurde bereits in ähnlicher Form in Abschnitt 2.9.3 als modifiziertes Ingenieurmodell für I-Profile mit eingeschlitzten Knotenblechen gezeigt. Das Ingenieurmodell ist auch bei geschweißtem Anschluss anwendbar, wenn keine Blechüberlappung zwischen Gurtblech der Diagonale und Knotenblech vorliegt. Gurt- und Knotenblech liegen dann in einer Ebene und es gilt: $t_1 = t$.

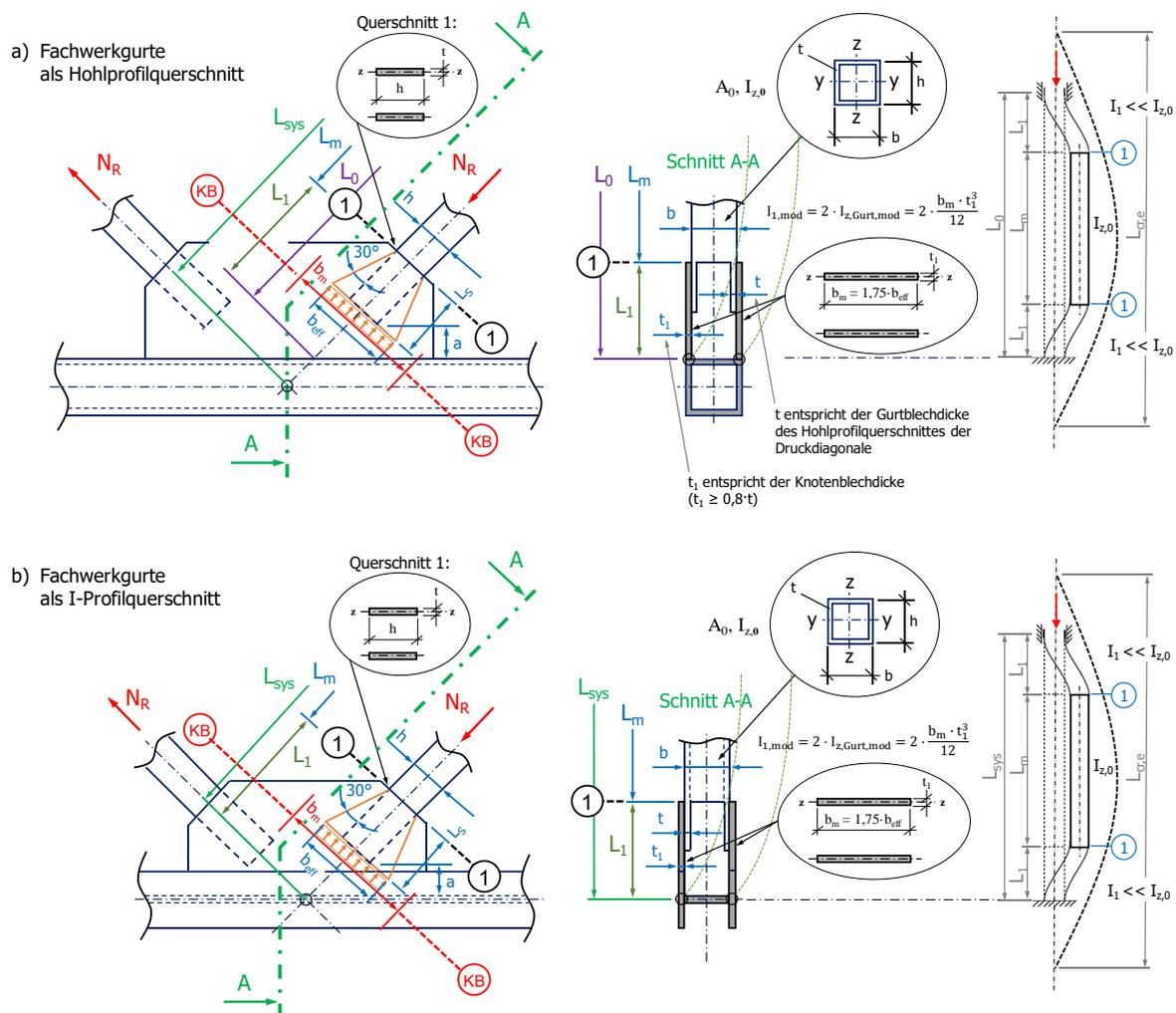


Bild 264: Überblick Ingenieurmodell und Hintergrund zur Ermittlung der vergrößerten Knotenblechbreite b_m des Ingenieurmodells: a) Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt und b) Fachwerkgurte als I-Profilquerschnitt (Anwendung für $t_1 \geq 0,8 \cdot t$ empfohlen)

Zur zutreffenden Bemessung derartig ausgeführter Stäbe sind zwei Nachweise zu führen, entsprechend der für Hohlprofilstäbe und Knotenbleche mit konstanter Breite in [3], [4] entwickelten Vorgehensweise für Hohlprofile mit beidseits eingeschlitzten Knotenblechen. Dieses Bemessungsmodell diente als Basis für die Entwicklung eines Ingenieurmodells für den Fall von in Knotenbleche eingeschlitzte I-Profile (Knotentyp K1, vgl. Kapitel 2) und wird nachfolgend auch für den Fall mit Hohlprofilquerschnitten und weitergeführten ungestützten Gurten verwendet (Knotentyp K2).

Das Bild 264 beinhaltet zusammenfassend das Ingenieurmodell eines Einzelstabes als „Dreistabquerschnitt“ mit den beiden untersuchten möglichen Fachwerkgurtausführungen: a) als Hohlprofilquerschnitt (Bild 264a): Gesamtstablänge L_0 mit starrer, eingespannter Lagerung aus der Fachwerkebene an den beiden Knotenblechenden mit der freien Länge L_1 und dem Profilquerschnitt mit der Länge L_m , sowie b) als I-Profilquerschnitt (Bild 264b): Gesamtstablänge L_{sys} mit starrer, eingespannter Lagerung aus der Fachwerkebene an den beiden Knotenblechenden mit der freien Länge L_1 und dem Profilquerschnitt mit der Länge L_m . In Querschnitt 1 endet der Hohlprofilquerschnitt, das heißt innerhalb der Länge L_1 liegen nur die beiden Gurtbleche (Dicke t) bzw. die beiden Knotenbleche (Dicke t_1) vor. Der Stab mit unterschiedlicher Biegesteifigkeit I_z ($2 \cdot I_{z,Gurt}$ im Knotenblechbereich, $I_{z,0}$ im Profilbereich) wird auf einen äquivalenten Ersatzstab mit vergrößerter Knicklänge $L_{cr,e}$ – ohne Knotenbleche – übergeführt. Für die Knicklänge $L_{cr,e}$ gilt Gl. 36 für Systeme mit Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt, sowie Gl. 37 für Systeme mit Fachwerkgurten als I-Profilquerschnitt:

$$L_{cr,e} = \beta_1 \cdot L_0 \quad \text{Gl. 36}$$

$$L_{cr,e} = \beta_1 \cdot L_{sys} \quad \text{Gl. 37}$$

Anm.: Die Analyse der Traglastergebnisse der realitätsnahen FE-Systemberechnungen, im Vergleich zu den durchgeführten numerischen Untersuchungen am isolierten FE-Einzelstabmodell in Abschnitt 3.5.2, hat gezeigt, dass eingespannte Knotenblechränder aus der Fachwerkebene die zutreffende Stabrandbedingung für Einzelstabbeurteilungen bilden.

Für die Ermittlung des Knicklängenfaktors β_1 ist der Ansatz der alleinigen Biegesteifigkeit der beiden Gurte im Querschnitt 1 (am Ende des Hohlprofilquerschnittes L_m mit der Höhe h – siehe Bild 264) deutlich zu konservativ. Daher wird nachfolgend eine erhöhte modifizierte Biegesteifigkeit der Knotenbleche vorgeschlagen, unter Ansatz einer vergrößerten effektiven Breite.

Die effektive Breite b_{eff} nach Gl. 38, am Ende der Einbindelänge L_s der Gurtbleche in die Knotenbleche, ergibt sich unter Zugrundelegung eines Lastausbreitungswinkels von 30° im Knotenblech. Die Höhe h in Gl. 38 entspricht der Höhe der verlängerten Gurte des Hohlprofilquerschnittes (siehe Bild 264). Bei geschweißter Ausführung (keine Blechüberlappung) ist anstatt L_s die Größe $0,5 \cdot L_1$ zu verwenden.

$$b_{eff} = 2 \cdot L_s \cdot \tan 30^\circ + h \quad \text{Gl. 38}$$

Diese Annahme einer vergrößerten Knotenblechbreite b_{eff} zur Berechnung der Biegesteifigkeit der beiden Knotenbleche I_1 aus der Ebene und in weiterer Folge zur Ermittlung des Knicklängenfaktors β_1 liefert – wie noch gezeigt wird – sehr konservative Ergebnisse. Basierend auf den Auswertungen der tatsächlichen Normalspannungsverteilung σ_x im Knotenblechbereich in Abschnitt 2.9.4.2, sowie Vergleichen der kritischen Verzweigungslasten in Abschnitt 3.7.4.1, wird eine mitwirkende vergrößerte Breite der Knotenbleche $b_m = 1,75 \cdot b_{eff}$ vorgeschlagen. Dadurch ergibt sich die modifizierte Biegesteifigkeit der beiden Knotenbleche $I_{1,mod}$ nach Gl. 39:

$$I_{1,mod} = 2 \cdot I_{z,Gurt,mod} = 2 \cdot \frac{b_m \cdot t_1^3}{12} = 2 \cdot \frac{1,75 \cdot b_{eff} \cdot t_1^3}{12} = \frac{7}{24} \cdot b_{eff} \cdot t_1^3 = 0,292 \cdot b_{eff} \cdot t_1^3 \quad \text{Gl. 39}$$

Die Knicklängenfaktoren β_1 für eine beidseitig starre Stabendeinspannung des Ersatzstabes können direkt dem Bild 265 entnommen werden, auf Basis des Längenverhältnisses L_1/L_0 (Fachwerkgurte mit Hohlprofilquerschnitt) bzw. L_1/L_{sys} (Fachwerkgurte mit I-Profilquerschnitt) und des Biegesteifigkeitsverhältnisses $I_{1,mod}/I_{z,0}$.

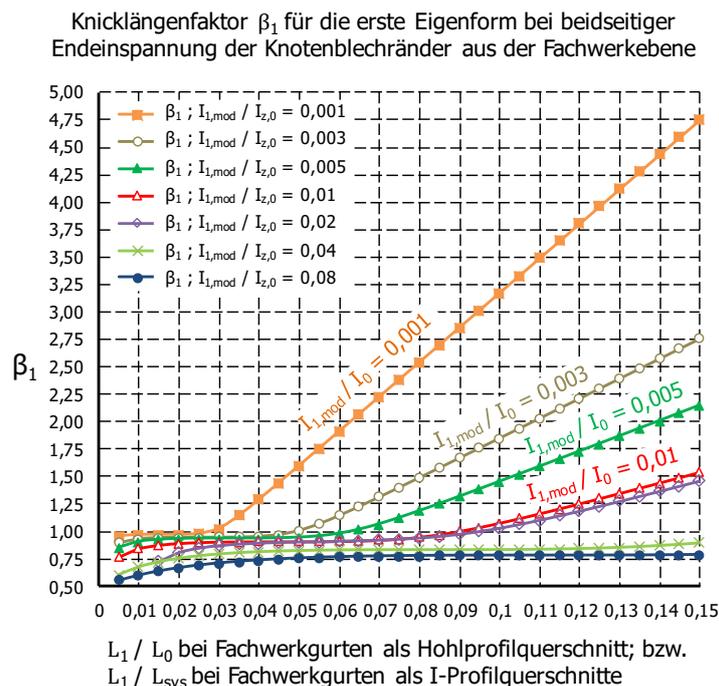


Bild 265: Diagramm zur Ermittlung des Knicklängenfaktors β_1 für die ideale Knicklast $N_{cr,e}$ des "Dreistabmodells" für die erste Knickeigenform bei beidseitiger Endeinspannung der Knotenblechränder

Desweiteren kann zur Ermittlung des Knicklängenfaktors β_1 bei beidseitiger Endeinspannung die Gl. 40 (Fachwerkgurte mit Hohlprofilquerschnitt) bzw. Gl. 41 (Fachwerkgurte mit I-Profilquerschnitt), die in [3], [4] aus [13] abgeleitet wurden, verwendet werden. Hierfür kann nun die modifizierte – erhöhte – Biegesteifigkeit der beiden Knotenbleche $I_{1,mod}$ nach Gl. 39 angesetzt werden.

$$\frac{1}{\sqrt{I_{1,mod}/I_{z,0}}} \cdot \tan\left(\frac{L_1 \cdot \pi}{L_0 \cdot \beta_1 \cdot \sqrt{I_{1,mod}/I_{z,0}}}\right) + \tan\left[\left(\frac{1}{2} - \frac{L_1}{L_0}\right) \cdot \frac{\pi}{\beta_1}\right] = 0 \quad \text{Gl. 40}$$

$$\frac{1}{\sqrt{I_{1,mod}/I_{z,0}}} \cdot \tan\left(\frac{L_1 \cdot \pi}{L_{sys} \cdot \beta_1 \cdot \sqrt{I_{1,mod}/I_{z,0}}}\right) + \tan\left[\left(\frac{1}{2} - \frac{L_1}{L_{sys}}\right) \cdot \frac{\pi}{\beta_1}\right] = 0 \quad \text{Gl. 41}$$

Mit der Knicklänge $L_{cr,e}$ nach Gl. 36 bzw. Gl. 37 kann unmittelbar auch die ideale Knicklast $N_{cr,e}$ dieses Ersatzstabes bestimmt werden, nach Gl. 42 bei Fachwerkgurten mit Hohlprofilquerschnitt, sowie nach Gl. 43 bei Fachwerkgurten mit I-Profilquerschnitt:

$$N_{cr,e} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_{z,0}}{(L_{cr,e})^2} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_{z,0}}{\beta_1^2 \cdot L_0^2} \quad \text{Gl. 42}$$

$$N_{cr,e} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_{z,0}}{(L_{cr,e})^2} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_{z,0}}{\beta_1^2 \cdot L_{sys}^2} \quad \text{Gl. 43}$$

Die Drucktragfähigkeit von Hohlprofilstäben mit beidseits verlängerten freien Gurten ist vielfach durch die beschränkte Querschnittstragfähigkeit dieser Gurte bestimmt. Für große freie Knotenblehlängen L_1 ist demzufolge ein konventioneller Knicknachweis am Ersatzstab und Überprüfung der Stabtragfähigkeit in Stabmitte nicht ausreichend, um die Tragfähigkeit derartiger Druckstäbe zu berechnen.

Insbesondere bei sehr schlanken Knotenblechen bzw. Gurten sowie bei gedrungenen Stäben (kurze Stablänge L_m) überschätzt der alleinige Knicknachweis aus der Ebene die Drucktragfähigkeit des Gesamtstabes – auch dann, wenn die reduzierte Biegesteifigkeit der Knotenbleche in einer erhöhten Knicklänge am Ersatzstab miterfasst wird. Dieser Umstand tritt auch bei den untersuchten Druckdiagonalen auf. In den in Abschnitt 3.5.1 untersuchten Fälle versagt nie die Druckdiagonale in Stabmitte infolge globalen Stabknickens, sondern immer der Gurtblech- bzw. Knotenblechquerschnitt. Daher ist neben dem konventionellen Knicknachweis am Ersatzstab (in weiterer Folge als „Nachweis 1“ bezeichnet) ein weiterer Nachweis, in Form eines Querschnittsnachweises im Gurtblech am Ende des Hohlprofilstabes im Querschnitt 1 („Nachweis 2“), erforderlich.

• Nachweis 1 – konventioneller Knicknachweis am Ersatzstab

Dieser Nachweis nach Gl. 44 stellt sicher, dass der Profilquerschnitt in Stabmitte ausreichende Querschnittstragfähigkeit aufweist. Mit der modifizierten Knicklänge $L_{cr,e} = \beta_1 \cdot L_0$ (Fachwerkgurte mit Hohlprofilquerschnitt) bzw. $L_{cr,e} = \beta_1 \cdot L_{sys}$ (Fachwerkgurte mit I-Profilquerschnitt) wird die Schlankheit $\bar{\lambda}_z$ bestimmt und in weiterer Folge χ , entsprechend der zutreffenden Knickspannungslinie für den Profilquerschnitt in EN 1993-1-1 [7], ermittelt.

$$N_d \leq \chi \cdot A_0 \cdot f_{yd} \quad \text{Gl. 44}$$

• Nachweis 2 – Querschnittsnachweis im kritischen Gurtquerschnitt 1

Beim Querschnittsnachweis werden geometrische Imperfektionen $e_{1,0}$ als Anfangsschiefstellung der Knotenbleche erfasst. Basierend auf die Ausführungsnormen EN 1090-2 (2008) [11] und EN ISO 13920 (1996) [12] beträgt die ungünstigste Annahmen der geometrischen Imperfektionen $e_{1,0} = L_1/100$ an den Knotenblechenden im Querschnitt 1 (vgl. Bild 10 bzw. Bild 266). Weiters sollte für den Wert der Anfangsschiefstellung der Knotenbleche ein Mindestwert von 4 mm unterstellt wird (übernommen aus Ingenieurmodell mit eingeschlitzten Knotenblechen aus [3], [4]). Somit gilt Gl. 45:

$$e_{1,0} = L_1/100 \geq 4 \text{ mm} \quad \text{Gl. 45}$$

Anm.: Andere Imperfektionsamplituden auf Basis abweichender nationaler Normen oder herstellungsspezifischen Toleranzanforderungen sollten erforderlichenfalls in Betracht gezogen werden.

Die Effekte nach Theorie 2. Ordnung werden vereinfacht über den Dischinger-Faktor ($f_{II} = 1 / (1 - N_d/N_{cr,e})$) erfasst, mit $N_{cr,e}$ nach Gl. 42 (Fachwerkgurte mit Hohlprofilquerschnitt) bzw. Gl. 43 (Fachwerkgurte mit I-Profilquerschnitt). Im kritischen Gurtblechquerschnitt 1 ist nur eine wirksame Gurtblechbreite ident zur Höhe h der verlängerten Gurte der Druckdiagonale zutreffend (vgl. Bild 264).

Es wird – wie bereits erwähnt – die Annahme von beidseits eingespannten Knotenblechrändern (beidseits der Länge L_1 , in der Lagerachse und in Achse 1 am Stabende), sowie einer vollplastischen Querschnittsinteraktion nach Gl. 46 mit den plastischen Querschnittstragfähigkeiten beider Gurtbleche in Querschnitt 1 ($M_{1,pl,Rd}$ nach Gl. 47 bzw. $N_{1,pl,Rd}$ nach Gl. 48 für einen Gurt mit der Dicke t), vorgeschlagen (vgl. jedoch Abschnitt 3.7.2). Somit ergibt sich folgende Nachweisgleichung:

$$0,7 \cdot N_d \cdot e_{1,0} \cdot \frac{1}{1 - N_d/N_{cr,e}} \leq 2 \cdot M_{1,pl,Rd} \cdot \left[1 - \left(0,5 \cdot N_d / N_{1,pl,Rd} \right)^2 \right] \quad \text{Gl. 46}$$

mit:

$$M_{1,pl,Rd} = \frac{h \cdot t^2}{4} \cdot f_{yd} \quad \text{Gl. 47}$$

$$N_{1,pl,Rd} = h \cdot t \cdot f_{yd} \quad \text{Gl. 48}$$

Anm.: Die Auswertung der numerisch berechneten Spannungsverläufe im kritischen Gurtblechquerschnitt 1 hat jedoch gezeigt, dass die vollplastische Querschnittstragfähigkeit der Gurtbleche nicht zur Gänze erreicht werden kann (siehe Abschnitt 3.7.2). Als Kompensation zur Unterstellung der zu hohen vollplastischen Querschnittstragfähigkeit, ist auf der Einwirkungsseite der Nachweisformel Gl. 46 (linker Teil der Gleichung) für den Querschnitt 1 nicht 50% des Gesamtmoments M_0 (siehe Bild 266) auf Basis einer beidseitigen Einspannung verrechnet, sondern es wird eine erhöhte Biegebeanspruchung in der Höhe von $M_1 = 0,7 \cdot M_0$ unterstellt, die dann auf beide Gurte aufgeteilt wird (jeweils 50% – $M_{1,Gurt} = 0,35 \cdot M_0$). Dieses vereinfachte Ingenieurmodell zeigt auch das Bild 266. Es wird von geometrischen Imperfektionen $e_{1,0}$, infolge Schiefstellung der Knotenbleche, am stabseitigen Ende der Knotenbleche mit der freien Länge L_1 ausgegangen und mittels des Dischinger-Faktors ($f_{II} = 1 / (1 - N_d / N_{cr,e})$) die Gesamtverformung $u_{y,ges}$ im Querschnitt 1 berechnet.

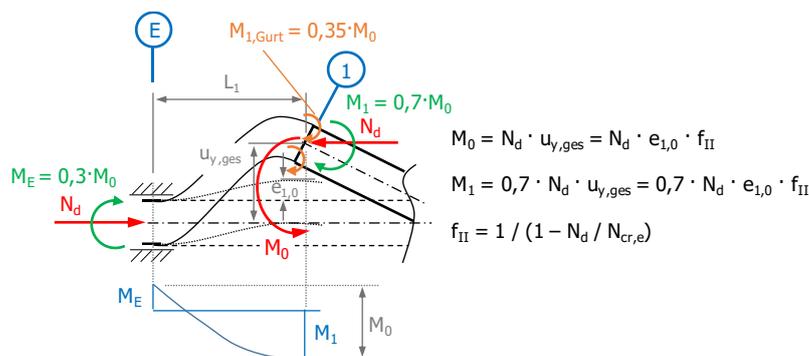


Bild 266: Hohlprofilquerschnitt mit weitergeführten Gurten und beidseitig eingespannten Knotenblechrändern – vereinfachtes Ingenieurmodell zur Ermittlung der Tragfähigkeit N_d

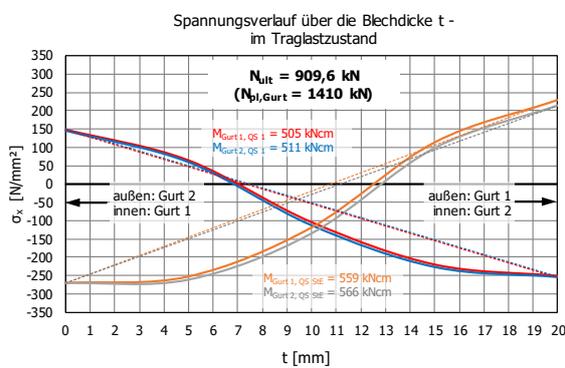
Die Treffsicherheit dieser vereinfachten Annahme der Momentenbeanspruchung für Querschnitt 1, sowie der Querschnittstragfähigkeit im Querschnitt 1, des Ingenieurmodells wurde im Abschnitt 3.7.4 überprüft, und – für die untersuchten Fälle – als durchgehend sicher beurteilt. Hintergründe zur tatsächlichen Querschnittstragfähigkeit im kritischen Gurtquerschnitt 1 finden sich in Abschnitt 3.7.2. Die maximale Drucktragfähigkeit des Hohlprofils mit beidseitig verlängerten Gurten ergibt sich bei 100%iger Ausnutzung von Gl. 44 und Gl. 46 (dann gilt $N_{Rd} = N_d$). Maßgebend ist jeweils das Minimum von N_{Rd} der beiden gezeigten unabhängigen Nachweisgleichungen, $N_{Rd,1}$ nach Gl. 44 für Nachweis 1 (konventioneller Knicknachweis am Ersatzstab) und $N_{Rd,2}$ nach Gl. 46 für Nachweis 2 (Querschnittsnachweis im kritischen Gurtquerschnitt 1).

Anm.: Der Vergleich der Traglasten der realitätsnahen numerischen FE-Simulationen mit den FE-Tragfähigkeiten der isolierten, herausgelösten Einzelstäbe zeigt, dass bei der Unterstellung von beidseitig eingespannten Knotenblechrändern bei den Einzelstabberechnungen, die zutreffendsten Ergebnissen im Vergleich zu den FE-Systemberechnungen resultieren (vgl. Abschnitt 3.5.2). Demzufolge wird für die Praxis die Annahme einer beidseitigen starren Lagerung vorgeschlagen. Dies bedeutet – für das vorgeschlagene Ingenieurmodell – die Ermittlung des zutreffenden Knicklängenfaktors β_1 nach Bild 265 für eine beidseitige Endeinspannung der Knotenblechränder, sowie eine Aufteilung des Gesamtmomentes M_0 entsprechend Bild 266.

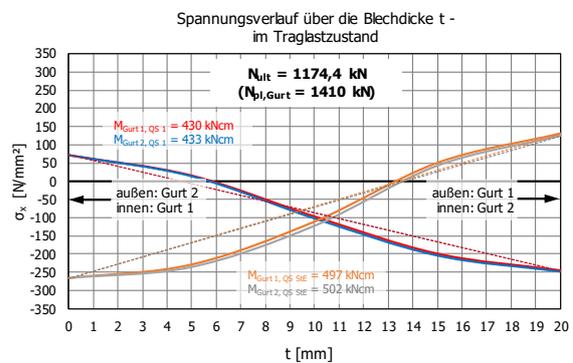
3.7.2. Hintergründe zur tatsächlichen Querschnittstragfähigkeit im kritischen Gurtquerschnitt im Traglastzustand – Querschnitt 1

Nachfolgend wird anhand der Analyse der FE-Ergebnisse zweier Einzelstabbeispiele die getroffene Annahme in der Nachweisformel Gl. 46, in Hinblick auf die Nutzbarkeit der vollplastischen Querschnittstragfähigkeit im kritischen Gurtquerschnitt 1, überprüft. Da im vorgeschlagenen Ingenieurmodell von durchgehenden Gurten, ohne Blechüberlappung bzw. Blechexzentrizitäten sowie eingespannten Knotenblechrändern ausgegangen wird, dienen einerseits der isolierte Einzelstab Fall 5 aus Abschnitt 3.5.3 mit einer Stablänge von $L_0 = 1027,9$ cm, und andererseits der Stab mit $L_0 = 490,0$ cm, als Basis der Überprüfung der Querschnittstragfähigkeit im kritischen Gurtquerschnitt (jeweils mit Knotenblechmodellierung nach Variante II, wie im Ingenieurmodell ohne Knotenblechexzentrizität und ohne Blechüberlappung sowie Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform).

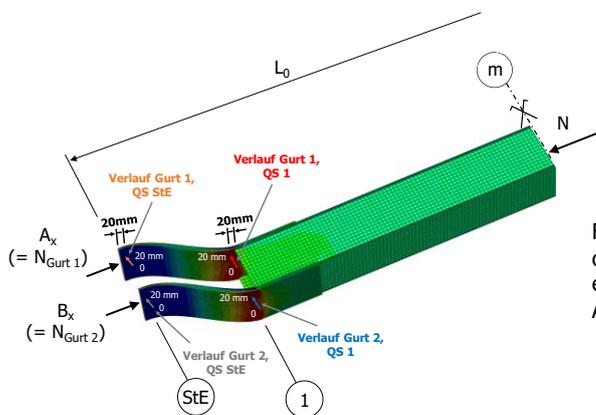
a) Stablänge $L_0 = 1027,9$ cm



b) Stablänge $L_0 = 490,0$ cm



— Spannungsverlauf über die Dicke - Gurt 1, QS 1
 — Spannungsverlauf über die Dicke - Gurt 1, QS STE
 — Spannungsverlauf über die Dicke - Gurt 2, QS 1
 — Spannungsverlauf über die Dicke - Gurt 2, QS STE



Fall mit Knotenblechmodellierung nach Variante II, ohne Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt

Bild 267: Knotenblechmodellierung nach Variante II, ohne Knotenblechexzentrizität bzw. Blechüberlappung und Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt – Spannungsverläufe σ_x über die Blechdicke t im Traglastzustand: a) Stablänge $L_0 = 1027,9$ cm (Fall 5 aus Abschnitt 3.5.3); und b) Stablänge $L_0 = 490,0$ cm

Das Bild 267a (ident zu Bild 229) zeigt die Spannungsverläufe σ_x über die Blechdicke t in halber Höhe der beiden Gurte im Traglastzustand für eine Stablänge von $L_0 = 1027,9$ cm ($N_{ult} = 909,6$ kN), Bild 267b für eine Stablänge von $L_0 = 490,0$ cm ($N_{ult} = 1174,4$ kN). Die maßgebenden Querschnitte der Gurte sind jene Positionen, welche sich einerseits 20 mm vom Ende des Hohlprofilquerschnittes (nahe QS 1, siehe unteres Teilbild in Bild 267) und andererseits 20 mm entfernt der Auflager befinden. Das Abrücken von 20 mm vom Profilende bzw. Auflager wurde gewählt, um lokale Effekte nicht mitabzubilden.

Die Auswertung der Spannungsverläufe σ_x über die Blechdicke t im Traglastzustand ergibt die nachfolgend angeführten Momentenbeanspruchungen und Gurtnormalkräfte in beiden analysierten Querschnitten (nahe QS 1 bzw. nahe den Auflagern am Stabende) für die beiden betrachteten Stabbeispiele:

	a) Stablänge $L_0 = 1027,9$ cm:	b) Stablänge $L_0 = 490,0$ cm:
- Querschnitt 1:	$M_{\text{Gurt 1, QS 1}} = 505$ kNcm $M_{\text{Gurt 2, QS 1}} = 511$ kNcm	$M_{\text{Gurt 1, QS 1}} = 430$ kNcm $M_{\text{Gurt 2, QS 1}} = 433$ kNcm
- Querschnitt Stabende (StE):	$M_{\text{Gurt 1, QS StE}} = 559$ kNcm $M_{\text{Gurt 2, QS StE}} = 566$ kNcm	$M_{\text{Gurt 1, QS StE}} = 497$ kNcm $M_{\text{Gurt 2, QS StE}} = 502$ kNcm
- zugehörige Gurtnormalkräfte:	$N_{\text{Gurt 1}} = 418,5$ kN (s. Bild 230) $N_{\text{Gurt 2}} = 491,1$ kN (s. Bild 230)	$N_{\text{Gurt 1}} = 564,1$ kN $N_{\text{Gurt 2}} = 610,3$ kN

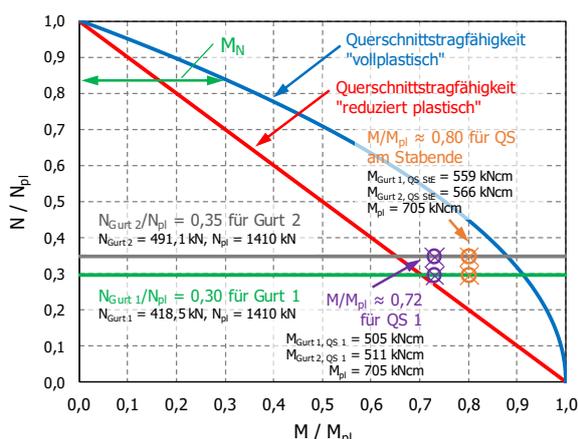
Für die plastische Grenztragfähigkeit jeder der beiden Gurtbleche gilt:

$$N_{\text{pl}} = A \cdot f_y = 60 \cdot 23,5 = 1410 \text{ kN} \quad \text{mit } A = h \cdot t = 30 \cdot 2 = 60 \text{ cm}^2$$

$$M_{\text{pl}} = W_{\text{pl}} \cdot f_y = 30 \cdot 23,5 = 705 \text{ kNcm} \quad \text{mit } W_{\text{pl}} = h \cdot t^2 / 4 = 30 \cdot 2^2 / 4 = 30 \text{ cm}^3$$

In Bild 268 sind die Interaktionskurven N/N_{pl} zu M/M_{pl} , für eine Beanspruchung aus Biegung und Normalkraft für den rechteckigen Vollquerschnitt der Gurte, dargestellt. Die jeweils in rot dargestellten Linien stellen eine lineare, reduziert plastische Interaktion von Normalkraft und Biegung dar, die jeweils in blau dargestellten Kurven eine vollplastische Querschnittstragfähigkeit von Normalkraft und Moment ($M_N = M_{\text{pl}} \cdot [1 - (N/N_{\text{pl}})^2]$), die auch im Ingenieurmodell für Nachweis 2 – Querschnittsnachweis im Gurtquerschnitt – in der Nachweisformel Gl. 46 unterstellt wurde (siehe Abschnitt 3.7.1).

a) $L_0 = 1027,9$ cm
(Fall mit Knotenblechmodellierung nach Variante II, ohne Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt)



b) $L_0 = 490,0$ cm
(Fall mit Knotenblechmodellierung nach Variante II, ohne Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt)

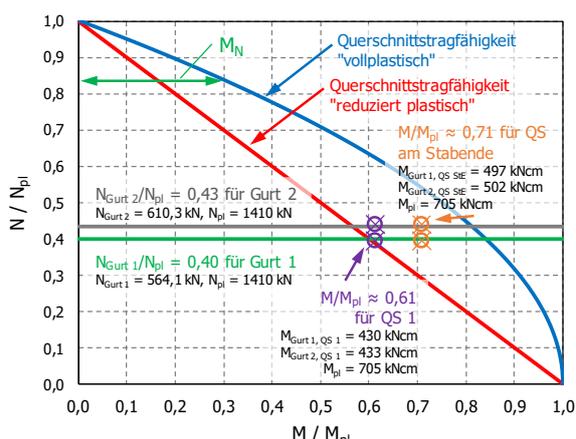


Bild 268: Interaktionskurven „vollplastisch“ bzw. „reduziert plastisch“ für N/N_{pl} und M/M_{pl} für zwei Stäbe, jeweils Fall mit Knotenblechmodellierung nach Variante II, ohne Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt: a) Stablänge $L_0 = 1027,9$ cm (Stab 5 aus Abschnitt 3.5.3); und b) Stablänge $L_0 = 490,0$ cm

Da die Auflagerkräfte A_x und B_x bzw. die Gurtkräfte $N_{\text{Gurt } 1}$ (entspricht der Auflagerkraft A_x) und $N_{\text{Gurt } 2}$ ($= B_x$) aus den numerischen Simulationen bekannt sind (vgl. Abschnitt 3.5.3), können die Verhältnisse von $N_{\text{Gurt } i}/N_{\text{pl}}$ ($N_{\text{pl}} = 1410 \text{ kN}$ für einen Gurtquerschnitt) in die Interaktionsdiagramme in Bild 268 miteingetragen werden. Diese Verhältnisse betragen $N_{\text{Gurt } 1}/N_{\text{pl}} = 0,30$ (grüne horizontale Linie) bzw. $N_{\text{Gurt } 2}/N_{\text{pl}} = 0,35$ (graue horizontale Linie) für den Stab mit der Länge $L_0 = 1027,9 \text{ cm}$ (siehe Bild 268a). Für den Stab mit der Länge $L_0 = 490,0 \text{ cm}$ (siehe Bild 268b) beträgt $N_{\text{Gurt } 1}/N_{\text{pl}} = 0,40$ (grüne horizontale Linie) bzw. $N_{\text{Gurt } 2}/N_{\text{pl}} = 0,43$ (graue horizontale Linie). Nun können die berechneten Momentenbeanspruchungen im Traglastzustand in den ausgewerteten Gurtquerschnitten als Verhältnisse M/M_{pl} ($M_{\text{pl}} = 705 \text{ kNm}$) mitdargestellt werden. Somit ergeben sich jeweils die vier eingetragenen Ergebnispunkte für die vier untersuchten Gurtquerschnitte. Die Ergebnisse betragen $M/M_{\text{pl}} = 0,72$ nahe des Querschnittes 1 (violette Punkte) bzw. $M/M_{\text{pl}} = 0,80$ nahe der Auflager (orange Punkte) für den Stab mit der Länge $L_0 = 1027,9 \text{ cm}$ (siehe Bild 268a). Für den Stab mit der Länge $L_0 = 490,0 \text{ cm}$ (siehe Bild 268b) beträgt $M/M_{\text{pl}} = 0,61$ (violette Punkte) nahe des Querschnittes 1 bzw. $M/M_{\text{pl}} = 0,71$ (orange Punkte) nahe der Auflager.

Anm.: Bei den numerischen Simulationen der isolierten Einzelstäbe ist die Momentenbeanspruchung im Querschnitt 1 (QS 1) etwas geringer als im Querschnitt nahe des Stabendes (QS StE). Es wird also weniger als 50% des Gesamtmomentes M_0 (vgl. Bild 266) im Querschnitt 1 übertragen – im Gegensatz zum konservativen Ansatz von $0,7 \cdot M_0$ im Ingenieurmodell (Gl. 46). Ein zusätzlicher Querschnittsnachweis am Stabende (Querschnitt StE in Bild 267) ist aus folgendem Grund nicht erforderlich:

Da bei den realen Systemen die außenliegenden Knotenbleche, welche an die weitergeführten Gurte anschließen, wesentlich größer sind – im Gegensatz zu den Knotenblechen bzw. Gurtquerschnitten mit konstanter Breite als Höhe der Druckdiagonalen der untersuchten Einzelstäbe – hat sich im Zuge der durchgeführten Parameterstudie gezeigt, dass bei den realen Fachwerkdruckdiagonalen immer der weitergeführte alleinige Gurtquerschnitt 1 für die Tragfähigkeit in den Blechquerschnitten maßgebend wird, solange die Bedingung $t_1 = 0,8 \cdot t$ eingehalten wird (siehe Abschnitt 3.7.3; mit t_1 als Knotenblechdicke und t als Gurtblechdicke).

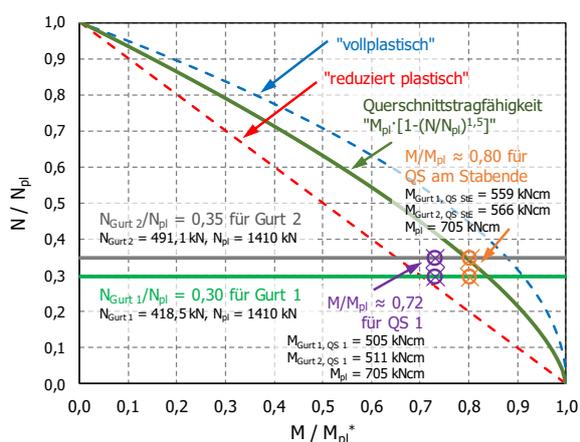
Aus der tatsächlichen Lage der erreichten Querschnittstragfähigkeit in Bild 268 zwischen den beiden Interaktionskurven N/N_{pl} zu M/M_{pl} einer reduziert plastischen bzw. einer vollplastischen Querschnittstragfähigkeit ist ersichtlich, dass die vollplastische Querschnittstragfähigkeit in den Gurtquerschnitten in den numerischen Simulationen der isolierten Einzelstäbe nicht erreicht werden kann. Auch in den realitätsnahen Traglastberechnungen am gesamten Fachwerkträger ist an den Spannungsverläufen σ_x über die Blechdicke t im Traglastzustand im kritischen Gurtquerschnitt 1 kein vollplastischer Beanspruchungszustand erkennbar (siehe Bild 250 mit Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform bzw. Bild 252 mit Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform). Trotzdem wird die vollplastische Querschnittstragfähigkeit als Beanspruchbarkeit im Ingenieurmodell für Nachweis 2 – Querschnittsnachweis im Gurtquerschnitt 1 – in der Nachweisformel Gl. 46 unterstellt (siehe Abschnitt 3.7.1). Als Kompensation hierzu wird, wie bereits erwähnt, die Momentenbeanspruchung erhöht.

Dass die Nachweisformel nach Gl. 46 für die untersuchten Fachwerkdiagonalen – trotz der unterstellten vollplastischen Querschnittstragfähigkeit – durchgehend Ergebnisse für die Drucktragfähigkeit der Diagonalen auf der sicheren Seite liegend liefert, wird noch im Abschnitt 3.7.4.1, im Zuge einer Studie zur Treffsicherheit des vorgeschlagenen Ingenieurmodells, detailliert gezeigt.

Weiterentwicklung des vorgeschlagenen Ingenieurmodells in Hinblick einer verbesserten Nachweisformel zur realen Querschnittstragfähigkeit im kritischen Gurtquerschnitt:

In Anbetracht der eventuell unsicher erscheinenden Annahme der vollen plastischen Beanspruchbarkeit im kritischen Gurtquerschnitt 1 in der Nachweisformel nach Gl. 46 ist eine Weiterentwicklung des in Abschnitt 3.7.1 vorgeschlagenen Ingenieurmodells in Hinblick auf die tatsächliche Querschnittstragfähigkeit denkbar.

- a) $L_0 = 1027,9$ cm
 (Fall mit Knotenblechmodellierung nach Variante II, ohne Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt)



- b) $L_0 = 490,0$ cm
 (Fall mit Knotenblechmodellierung nach Variante II, ohne Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt)

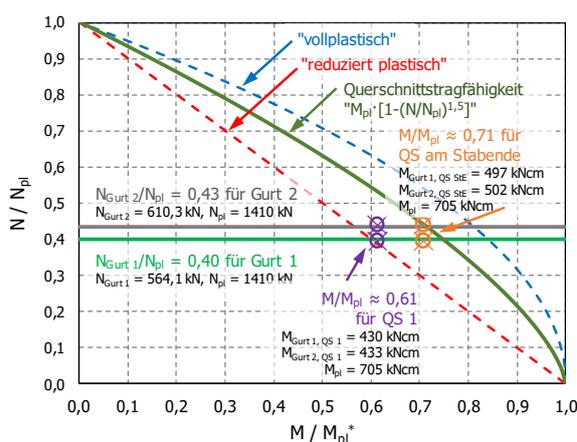


Bild 269: Modifizierte Interaktionskurven N/N_{pl} zu M/M_{pl}^* für zwei Stäbe, jeweils Fall mit Knotenblechmodellierung nach Variante II, ohne Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt: a) Stablänge $L_0 = 1027,9$ cm (Stab 5 aus Abschnitt 3.5.3); und b) Stablänge $L_0 = 490,0$ cm

Als erste Möglichkeit der Weiterentwicklung des Ingenieurmodells ist für Nachweis 2 bzw. der Nachweisgleichung Gl. 46 eine Querschnittsinteraktion für den einzelnen Gurtquerschnitt mit der Dicke t in der Form $M_N = M_{pl} \cdot [1 - (N/N_{pl})^{1,5}]$ denkbar, die in Bild 269 ergänzend in grün eingetragen ist. Im Zuge einer Reduzierung der vollplastischen Querschnittstragfähigkeit könnte im Gegenzug dazu die Biegebeanspruchung in Querschnitt 1 auf 50% des Gesamtmomentes M_0 reduziert werden (Faktor 0,5 statt 0,7 in Gl. 46). Das Bild 269 zeigt beispielhaft diese modifizierten Interaktionskurven N/N_{pl} zu $M/M_{pl} \cdot [1 - (N/N_{pl})^{1,5}]$. Diese modifizierten Interaktionskurven unterstellen nun jene aktivierbare Querschnittstragfähigkeit der weitergeführten Gurte, welche im Zuge der durchgeführten numerischen Parameterstudie für die beiden analysierten Stäbe (Stablänge $L_0 = 1027,9$ cm bzw. $L_0 = 490,0$ cm, jeweils mit einer Knotenblechmodellierung nach Variante II, ohne Knotenblechexzentrizität, Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform, Auflagerrandbedingung: Blechrand eingespannt) auch tatsächlich erreicht wurde. Dies ist in Bild 269 durch die Lage der Punkte M/M_{pl} für den Querschnitt am Stabende auf der modifizierten N/N_{pl} zu $M/M_{pl} \cdot [1 - (N/N_{pl})^{1,5}]$ – Interaktionskurve erkennbar. Es kann davon ausgegangen werden, dass diese Querschnittstragfähigkeit bei den realen Fachwerkdruckdiagonalen mit den größeren Knotenblechen auch im kritischen Querschnitt 1 erreicht werden kann (bei den Einzelstäben limitierte der Gurtquerschnitt nahe den Auflagern die maximale Traglast).

Da in der vorliegenden Arbeit allerdings keine hinreichend große Anzahl von Traglastberechnungen an derartigen Druckdiagonalen, mit alleinig weitergeführten Gurtanschlüssen, mit einer breit gestreuten Parametervariation vorliegt, wird kein konkreter Vorschlag für die praktische Anwendung an dieser Stelle gegeben. Hierfür bedarf es der Untersuchung von weiteren Druckstabkonfigurationen anderer Abmessungen.

3.7.3. Einschränkungen bei der Anwendung des vorgeschlagenen Ingenieurmodells infolge der numerischen Untersuchungen

Die Ergebnisse der in Abschnitt 3.5.2 durchgeführten beschränkten numerischen Parameterstudie für Druckdiagonalen als Hohlprofilquerschnitte mit weitergeführten ungestützten Gurten zeigt, dass für die untersuchten Fälle b), d), f) und h) mit den dünnen untersuchten Knotenblechen $t_1 = 10 \text{ mm}$, auch die Einzelstabmodelle nach Variante II (mit alleinig weitergeführten Gurten mit der Gurtdicke $t = 20 \text{ mm}$, ohne Exzentrizität zwischen Gurt und Knotenblech) durchgehend konservative Traglastergebnisse bzw. kritische Verzweigungslasten liefern, im Vergleich zu den FE-Systemberechnungen der Druckdiagonalen mit anschließendem Fachwerkknoten.

Die Modellierung des isolierten Einzelstabes nach Variante II berücksichtigt jedoch die dünnen Knotenblechdicken nicht – es werden alleinig die Gurte mit der Dicke t bis zu den Stabauflagern weitergeführt – weshalb für die praktische Anwendung Einschränkungen gelten.

Die untersuchte Knotenblechdicke $t_1 = 10 \text{ mm}$ im Vergleich zur doppelten Gurtdicke $t = 20 \text{ mm}$ des Hohlprofilquerschnittes in der vorliegenden Dissertation ist baupraktisch unüblich. Daher ist diese – in der Arbeit durchgeführte numerische Untersuchung – nur als Grenzfallbetrachtung anzusehen.

Aufgrund der Anzahl an mangelnden Parametervariationen – zum Beispiel wurde der Einfluss der Länge des Überlappungsbereichs von Gurt und Knotenblech nicht mituntersucht (diese Blechüberlappungslänge wurde stets ident angenommen) – gilt für die Anwendung des vorgeschlagenen Ingenieurmodells in der Praxis, dass die Knotenblechdicke t_1 zumindest 80% der Gurtdicke t des Hohlprofilstabes betragen sollte.

Einschränkung der Knotenblechdicke t_1 für das Ingenieurmodell:

$t_1 \geq 0,8 \cdot t$ (mit t als Gurtdicke des Hohlprofilquerschnittes)

Werden dünnere Knotenbleche als $t_1 = 0,8 \cdot t$ ausgeführt, kann die Vorgehensweise nach Variante II am Einzelstab sowie das zugehörige Ingenieurmodell als nicht generell sicher angesehen werden und es sollte nicht für die praktische Anwendung verwendet werden. In diesem Fall müssen die weitergeführten Gurte außerhalb des Hohlprofilstabes durchgehend mit der Dicke der dünneren Knotenbleche t_1 modelliert werden – das Einzelstabmodell nach Variante I stellt diesbezüglich eine konservative Näherung dar.

Desweiteren berücksichtigt der Nachweis 2 – Querschnittsnachweis im kritischen Gurtquerschnitt 1 (vgl. Bild 254) – des vorgeschlagenen Ingenieurmodells in Abschnitt 3.7.1 nicht, dass bei sehr dünn ausgeführten Knotenblechen nun auch andere Querschnitte im Knotenblech für die maximale Stabtragfähigkeit maßgebend werden könnten.

3.7.4. Treffsicherheit des vorgeschlagenen Ingenieurmodells für die Praxis für Hohlprofilquerschnitte mit weitergeführten ungestützten Gurtanschlüssen

Nachfolgend wird anhand der in Abschnitt 3.3 ausgewählten baupraktisch repräsentativen Fachwerkdruckdiagonalen das in Abschnitt 3.7.1 vorgeschlagene Ingenieurmodell für die Praxis für Druckdiagonalen als Hohlprofilquerschnitte mit beidseits ungestützten Gurtanschlüssen überprüft. Zur Bewertung der Treffsicherheit der errechneten Tragfähigkeiten des Ingenieurmodells dienen die in Abschnitt 3.5.2 gezeigten numerischen Traglastergebnisse der FE-Simulationen.

3.7.4.1. Vergleich der Traglasten des Ingenieurmodells mit den numerisch ermittelten realitätsnahen FE-Tragfähigkeiten der Fachwerkdruckdiagonalen

In Abschnitt 3.5 erfolgten realitätsnahe numerische Traglastberechnungen für Fachwerke mit Druckdiagonalen als Hohlprofilstäbe. Insgesamt erfolgten acht verschiedene Traglaststudien – bei vier untersuchten Druckstabkonfigurationen wurden die Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt ausgeführt (siehe Bild 150), bei vier weiteren als liegender I-Profilquerschnitt (siehe Bild 151). Dabei erfolgte eine Parametervariation in Hinblick auf die Stablänge der Druckdiagonale. Für die beschränkte Parameterstudie wurde ein baupraktischer Kastenquerschnitt für die Druckdiagonale mit den Abmessungen 300 x 300 x 20 mm festgelegt ($A_0 = 224 \text{ cm}^2$, $I_{y,0} = I_{z,0} = 29419 \text{ cm}^4$, siehe Bild 149a). Als zu untersuchende Stabschlankheiten aus der Fachwerkebene wurden $\bar{\lambda}_{z,L_{\text{sys}}} = 1,0$ bzw. $\bar{\lambda}_{z,L_{\text{sys}}} = 0,5$ – bezogen auf die Systemlänge – definiert. Daraus ergeben sich die Systemlängen der Fachwerkdruckdiagonalen $L_{\text{sys}} = 10760 \text{ mm}$ bzw. $L_{\text{sys}} = 5380 \text{ mm}$ bei einer Materialgüte S235 (mit $\lambda_1 = 93,9$ für S235 und $i_z = 11,46 \text{ cm}$). Desweiteren wurde zwischen zwei verschiedenen Knotenblechdicken unterschieden. Als Variante 1 wurde für die Knotenblechdicke $t_1 = 20 \text{ mm}$ gewählt (diese Knotenblechdicke entspricht der Gurtdicke t des Hohlprofilquerschnittes der Druckdiagonale). Bei Variante 2 wurden die Knotenblechdicken auf die Hälfte reduziert ($t_1 = 10 \text{ mm}$).

Für folgende Systeme werden nachfolgend die Traglasten, bei Anwendung des vorgeschlagenen Ingenieurmodells, berechnet:

- a) Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760 \text{ mm}$ und Knotenblechdicke $t_1 = 20 \text{ mm}$ (Variante 1)
- b) Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760 \text{ mm}$ und Knotenblechdicke $t_1 = 10 \text{ mm}$ (Variante 2)
- c) Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 5380 \text{ mm}$ und Knotenblechdicke $t_1 = 20 \text{ mm}$ (Variante 1)
- d) Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 5380 \text{ mm}$ und Knotenblechdicke $t_1 = 10 \text{ mm}$ (Variante 2)
- e) Fachwerkgurte als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760 \text{ mm}$ und Knotenblechdicke $t_1 = 20 \text{ mm}$ (Variante 1)
- f) Fachwerkgurte als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 10760 \text{ mm}$ und Knotenblechdicke $t_1 = 10 \text{ mm}$ (Variante 2)
- g) Fachwerkgurte als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 5380 \text{ mm}$ und Knotenblechdicke $t_1 = 20 \text{ mm}$ (Variante 1)
- h) Fachwerkgurte als I-Profilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{\text{sys}} = 5380 \text{ mm}$ und Knotenblechdicke $t_1 = 10 \text{ mm}$ (Variante 2)

Für die Fachwerkdruckdiagonale des Systems a) (Fachwerkgerute als Hohlprofilquerschnitt mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm) wird die Anwendung des Ingenieurmodells aus Abschnitt 3.7.1 mit allen Zwischenschritten vorgestellt. Für die restlichen Diagonalen der Fälle b) bis h) sind im Anschluss daran nur die Ergebnisse dargestellt.

Anm.: Entgegen der im Ingenieurmodell in Abschnitt 3.7.1 vorgeschlagenen geometrischen Imperfektion $e_{1,0} = L_1/100 \geq 4$ mm nach Gl. 45 als Anfangsschiefstellung der Knotenbleche für die praktische Anwendung, wird nachfolgend jene zutreffende geometrische Imperfektion $e_{1,0}$ im Querschnitt 1 angesetzt, welche auch Basis der Traglastberechnung war ($e_{1,0}$ infolge resultierender Eigenform aus Eigenwertanalyse mit anschließender Skalierung).

Nur durch Ansatz der identen Imperfektionswerte, sowohl nachfolgend bei der Anwendung des Ingenieurmodells im Nachweis 2 (Querschnittsnachweis im kritischen Gurtquerschnitt 1), als auch bei den durchgeführten numerischen FE-Berechnungen, kann die Treffsicherheit des Ingenieurmodells objektiv überprüft werden.

Die jeweils ersten Knickeigenformen, als Ergebnisse linearer Eigenwertanalysen der untersuchten acht Fälle in Abschnitt 3.5.1, zeigen, dass nur bei den Fällen a) – vgl. Bild 160a, e) – vgl. Bild 178a und f) – vgl. Bild 183a, im Querschnitt 1 geringere geometrische Imperfektionen auftreten, als sich durch die Skalierung mit $e_0 = L_{sys}/750$ als maximale Vorkrümmung in Stabmitte ergeben würden. Alle anderen Fälle b), c), d), g) und h) weisen als geometrische Imperfektion im Querschnitt 1 den Wert $e_0 = L_{sys}/750$ auf. Für alle Traglasten der Fachwerkdruckdiagonalen werden jedoch geometrische Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform maßgebend. Hierbei beträgt für alle Fälle a) bis h) die Imperfektion im Querschnitt 1 immer $e_{1,0} = e_0 = L_{sys}/750$. Die Tabelle 29 zeigt die geometrischen Imperfektionen $e_{1,0}$ im Gurtblechquerschnitt 1 für alle durchgeführten Traglastberechnungen. Als Basis für die nachfolgende Anwendung des vorgeschlagenen Ingenieurmodells werden die Imperfektionen $e_{1,0}$ der zweiten Knickeigenform herangezogen.

Tabelle 29: Geometrische Imperfektionen $e_{1,0}$ im Querschnitt 1 als Ergebnisse linearer Eigenwertanalysen – für die jeweils erste (1.EF) und zweite Knickeigenform (2.EF) der untersuchten Stäbe a) bis h)

Fachwerkgerute	L_{sys} bzw. L_0 [mm]	t_1 [mm]	$e_{1,0}$ (1.EF) [mm]	$e_{1,0}$ (2.EF) [mm]
a) Hohlprofil	10279 (= L_0)	20	8,84	14,35 *)
b) Hohlprofil	10279 (= L_0)	10	14,35 *)	14,35 *)
c) Hohlprofil	4900 (= L_0)	20	7,17 *)	7,17 *)
d) Hohlprofil	4900 (= L_0)	10	7,17 *)	7,17 *)
e) I-Profil	10760 (= L_{sys})	20	5,11	14,35 *)
f) I-Profil	10760 (= L_{sys})	10	8,97	14,35 *)
g) I-Profil	5380 (= L_{sys})	20	7,17 *)	7,17 *)
h) I-Profil	5380 (= L_{sys})	10	7,17 *)	7,17 *)

*) $e_{1,0} = e_0 = L_{sys}/750$

Das Bild 270 zeigt anhand zweier Beispiele die Vorgehensweise zur Ermittlung der geometrischen Imperfektionen $e_{1,0}$ im Querschnitt 1 als Ergebnis der linearen Eigenwertanalysen. Im linken Teilbild für Fall a) (Fachwerkgerute als Hohlprofilquerschnitt mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm) beträgt die geometrische Imperfektion $e_{1,0} = 0,616 \cdot L_{sys}/750 = 8,84$ mm im Querschnitt 1. Der Skalierungswert 0,616 entspricht der Verformung der Eigenform aus der Fachwerkebene im Querschnitt 1 (1-Verformung in Stabmitte) bezogen auf den Maximalwert in Stabmitte. Im rechten Teilbild für Fall b) (identische Druckdiagonale aus Fall a), jedoch mit Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm) beträgt die geometrische Imperfektion $e_{1,0} = e_0 = 1,0 \cdot L_{sys}/750 = 14,35$ mm. Dieser Imperfektionswert ist identisch zur Imperfektion $e_0 = L_{sys}/750$ in Stabmitte (Querschnitt m).

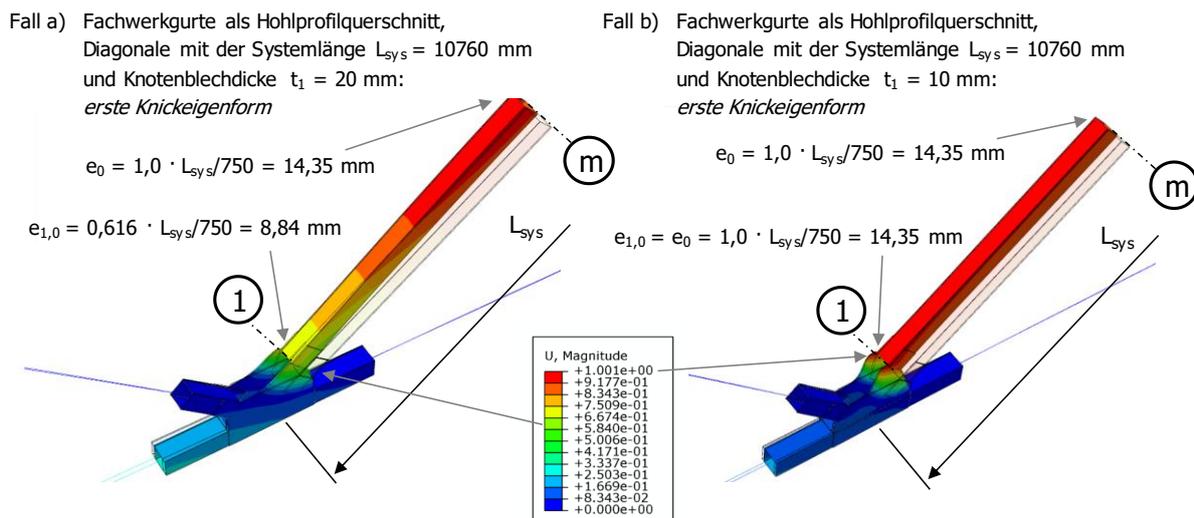


Bild 270: Zwei Beispiele der jeweils ersten Knickeigenform zur Ermittlung der geometrischen Imperfektionen $e_{1,0}$ im Querschnitt 1 als Ergebnisse linearer Eigenwertanalysen: Fall a) Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm, und Fall b) mit Knotenblechdicke $t_1 = 10$ mm

a) Anwendung Ingenieurmodell für die Fachwerkdruckdiagonale bei Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm, Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm (Druckdiagonale aus Fall a):

Eine detaillierte Darstellung der Fachwerkdruckdiagonale findet sich in Bild 150. Der Kastenquerschnitt für die Druckdiagonale hat die Abmessungen $300 \times 300 \times 20$ mm ($h = 30$ cm, $b = 30$ cm, $t = 2$ cm). Daraus ergeben sich eine Querschnittsfläche von $A_0 = 224$ cm² sowie die Flächenträgheitsmomente $I_{y,0} = I_{z,0} = 29419$ cm⁴ (vgl. Bild 150a).

- Anlageverhältnisse:

Systemlänge:	$L_{sys} = 10760$ mm = 1076,0 cm
Länge des Druckstabes im Ingenieurmodell:	$L_0 = 10279$ mm = 1027,9 cm
Freie Knotenblechlänge:	$L_1 = 561$ mm = 56,1 cm
Stablänge:	$L_m = L_0 - 2 \cdot L_1 = 9158$ mm = 915,8 cm
Einbindelänge der Gurte in die Knotenbleche:	$L_S = 340$ mm = 34 cm
Gurtblechdicke:	$t = 20$ mm = 2 cm
Knotenblechdicke:	$t_1 = 20$ mm = 2 cm
Material:	S 235

Daraus ergeben sich folgende effektive Breiten:

$$b_{eff} = 2 \cdot L_S \cdot \tan 30^\circ + h = 2 \cdot 34 \cdot \tan 30^\circ + 30 = 69,26 \text{ cm} \quad \text{vgl. Gl. 38}$$

$$b_m = 1,75 \cdot b_{eff} = 1,75 \cdot 69,26 = 121,21 \text{ cm}$$

- **Anm.:** Die Breite b_m berücksichtigt die erhöhte mitwirkende Biegesteifigkeit des Knotenbleches bei der Ermittlung des Knicklängenbeiwertes β_1 .

- Angesetzte Teilsicherheitsfaktoren:

Nachfolgend wird mit $\gamma_{m0} = \gamma_{m1} = 1,0$ gerechnet (entsprechend NAD Österreich [26]).

Nachweis 1 – konventioneller Knicknachweis am Ersatzstab – Tragfähigkeit $N_{Rd,1}$:

Wie die numerische Traglastsimulation in Abschnitt 3.5.1 zeigte, wird globales Stabknicken für die untersuchte Druckdiagonale nicht maßgebend. Stattdessen wurde die maximale Traglast durch Querschnittsversagen in den verlängerten weitergeführten Gurten des Hohlprofilstabes limitiert. Demzufolge ist der nachfolgend gezeigte Nachweis 1 – konventioneller Knicknachweis am Ersatzstab – für die analysierte Druckdiagonale nur angeführt, um die prinzipielle Vorgehensweise des Ingenieurmodells zu demonstrieren. Maßgebend für die tatsächliche Drucktragfähigkeit der Diagonale wird allerdings der Nachweis 2 – Querschnittsnachweis im kritischen Gurtquerschnitt.

- Ermittlung der Querschnittswerte des Druckdiagonalenprofils:

Berechnungsgrundlage bildet der Kastenquerschnitt 300 x 300 x 20 mm, Material S 235:

$$h = 30 \text{ cm} ; b = 30 \text{ cm} ; t_f = 2,0 \text{ cm} ; t_w = 2,0 \text{ cm}$$

$$A_0 = 224 \text{ cm}^2 ; I_{y,0} = I_{z,0} = 29419 \text{ cm}^4 ; i_y = i_z = 11,46 \text{ cm}$$

$$S235: f_{yd} = f_{yk} = 23,5 \text{ kN/cm}^2 ; E = 2,1 \cdot 10^4 \text{ kN/cm}^2$$

- Bestimmung der plastischen Normalkrafttragfähigkeit $N_{pl,0}$:

$$N_{pl,0} = A_0 \cdot f_{yd} = 224 \cdot 23,5 = 5264 \text{ kN}$$

- Ermittlung des Knicklängenbeiwertes β_1 :

Modifizierte Flächenträgheitsmomente der beiden Knotenbleche:

$$I_{1,mod} = 2 \cdot \frac{b_m \cdot t_1^3}{12} = 2 \cdot \frac{121,21 \cdot 2^3}{12} = 161,6 \text{ cm}^4 \quad \text{vgl. Gl. 39}$$

Verhältnis der Flächenträgheitsmomente: $I_{1,mod}/I_{z,0} = 161,6 \text{ cm}^4 / 29419 \text{ cm}^4 = 0,0055$

Verhältnis der Längen: $L_1/L_0 = 56,1 \text{ cm} / 1027,9 \text{ cm} = 0,0546$

Der Knicklängenbeiwert β_1 des Ersatzstabes für die erste Knickeigenform bei beidseitig eingespannter Lagerung der Knotenblechränder kann nun auf zwei Varianten bestimmt werden. Dieser kann als erste Möglichkeit aus dem Diagramm in Bild 265 ermittelt werden (\rightarrow Ablesung: $\beta_1 \approx 0,95$). Eine weitere Option zur Bestimmung des Knicklängenfaktors β_1 ist die iterative Lösung der Gl. 40:

$$\frac{1}{\sqrt{I_{1,mod}/I_{z,0}}} \cdot \tan\left(\frac{L_1 \cdot \pi}{L_0 \cdot \beta_1 \cdot \sqrt{I_{1,mod}/I_{z,0}}}\right) + \tan\left[\left(\frac{1}{2} - \frac{L_1}{L_0}\right) \cdot \frac{\pi}{\beta_1}\right] = 0$$

$$\frac{1}{\sqrt{0,0055}} \cdot \tan\left(0,0546 \cdot \frac{\pi}{\beta_1 \cdot \sqrt{0,0055}}\right) + \tan\left[\left(\frac{1}{2} - 0,0546\right) \cdot \frac{\pi}{\beta_1}\right] = 0 \quad \text{vgl. Gl. 40}$$

$$\rightarrow \beta_1 = 0,944$$

Für die Berechnung des Knicklängenbeiwertes β_1 kann von einer beidseits starr eingespannten Lagerung der Knotenblechränder ausgegangen werden. Dies hat auch die Analyse der Verformungen aus der Fachwerkebene sowie aus der Auswertung der Traglastergebnisse der realitätsnahen FE-Systemberechnungen im Vergleich zu den durchgeführten numerischen Untersuchungen am isolierten FE-Einzelstabmodell in Abschnitt 3.5.2 gezeigt.

- Bestimmung der idealen Knicklast $N_{cr,e}$ mit der Länge $L_0 = 1027,9$ cm und $\beta_1 = 0,944$:

$$N_{cr,e} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_{z,0}}{\beta_1^2 \cdot L_0^2} = \frac{\pi^2 \cdot 2,1 \cdot 10^4 \cdot 29419}{0,944^2 \cdot 1027,9^2} = 6469,6 \text{ kN} \quad \text{vgl. Gl. 42}$$

- Ermittlung des Schlankheitsgrades $\bar{\lambda}_z$ der Druckdiagonale für Biegeknicken aus der Fachwerkebene:

$$\lambda_1 = 93,9 \cdot \sqrt{\frac{235}{f_{yd}}} = 93,9 \cdot \sqrt{\frac{235}{235}} = 93,9$$

$$L_{cr,e} = \beta_1 \cdot L_0 = 0,944 \cdot 1027,9 = 970,8 \text{ cm} \quad \text{vgl. Gl. 36}$$

$$\bar{\lambda}_z = \frac{L_{cr,e}}{\lambda_1 \cdot i_z} = \frac{970,8}{93,9 \cdot 11,46} = 0,902$$

- Ermittlung des Abminderungsfaktors χ_z :

Knickspannungslinie b: $\alpha = 0,34$ (entsprechend NAD Österreich [26] für geschweißte Kastenquerschnitte)

$$\phi_z = 0,5 \cdot \left[1 + \alpha \cdot (\bar{\lambda}_z - 0,2) + \bar{\lambda}_z^2 \right] = 0,5 \cdot \left[1 + 0,34 \cdot (0,902 - 0,2) + 0,902^2 \right] = 1,026$$

$$\chi_z = \frac{1}{\phi_z + \sqrt{\phi_z^2 - \bar{\lambda}_z^2}} = \frac{1}{1,026 + \sqrt{1,026^2 - 0,902^2}} = 0,660 \leq 1,0$$

Anm.: Die Knickspannungslinie b unterstellt einen Bemessungswert der Vorkrümmung von 1/200 für eine plastische Bemessung und deckt somit auch strukturelle Imperfektionen mit ab. Die numerischen Traglastberechnungen hingegen enthalten rein geometrische Imperfektionen in der Höhe $e_0 = L_{sys}/750$.

- Bestimmung der Normalkrafttragfähigkeit $N_{Rd,1}$:

$$N_{Rd,1} = \chi_z \cdot N_{pl,0} = 0,660 \cdot 5264 = 3473,6 \text{ kN} \quad \text{vgl. Gl. 44}$$

Nachweis 2 – Querschnittsnachweis im kritischen Gurtquerschnitt – Tragfähigkeit $N_{Rd,2}$:

- Plastische Tragfähigkeit in einem Gurtquerschnitt des Querschnittes 1 (siehe Bild 264):

$$M_{1,pl,Rd} = \frac{h \cdot t^2}{4} \cdot f_{yd} = \frac{30 \cdot 2^2}{4} \cdot 23,5 = 705 \text{ kNcm} \quad \text{vgl. Gl. 47}$$

$$N_{1,pl,Rd} = h \cdot t \cdot f_{yd} = 30 \cdot 2 \cdot 23,5 = 1410 \text{ kN} \quad \text{vgl. Gl. 48}$$

- Geometrische Ersatzimperfektion $e_{1,0}$ im Gurtquerschnitt 1:

Maßgebend für die Traglast der Fachwerkdruckdiagonale ist die in Bild 271 dargestellte Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform. Die geometrische Ersatzimperfektion $e_{1,0}$ im Gurtquerschnitt 1 ergibt sich entsprechend der unterstellten Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform als Basis für die numerische Traglastsimulationen mit $e_{1,0} = L_{sys}/750 = 14,35$ cm in diesem Querschnitt. Das Bild 271 zeigt die zweite Knickeigenform der untersuchten Druckdiagonale. Diese Eigenform wurde mit $e_0 = L_{sys}/750$ skaliert und als maßgebende Imperfektionsfigur den Traglastberechnungen zugrunde gelegt.

Fall a) Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt,
Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm
und Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm

Maßgebend für die Traglast der
Fachwerkdruckdiagonale ist die
dargestellte Imperfektion affin zur
zweiten Knickeigenform

$$e_{1,0} = e_0 = L_{sys}/750 = 14,35 \text{ mm}$$

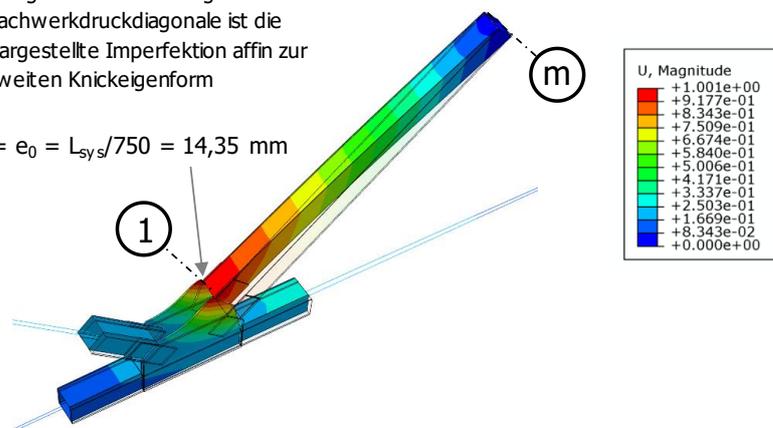


Bild 271: Zweite Knickeigenform zur Ermittlung der geometrischen Imperfektionen $e_{1,0}$ im Querschnitt 1 als Ergebnis einer linearen Eigenwertanalyse für die Druckdiagonale mit Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt, Diagonale mit der Systemlänge $L_{sys} = 10760$ mm und der Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm – Fall a)

Entsprechend der – für die FE-Traglast maßgebende Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform – beträgt für die nachfolgende Anwendung des Ingenieurmodells – zum zutreffenden Vergleich mit der numerisch berechneten Tragfähigkeit – die geometrische Imperfektion $e_{1,0}$ im Gurtquerschnitt 1:

$$e_{1,0} = 14,35 \text{ mm} = 1,435 \text{ cm}$$

- *Bestimmung der Knotenblechtragfähigkeit $N_{Rd,2}$:*

Für die Randbedingung eingespannter Knotenblechränder kann der Grenzwert der Gurttragfähigkeit $N_{Rd,2}$ im Querschnitt 1 durch Gleichsetzung und Lösung der nachstehenden Gl. 46 bestimmt werden (bei 100%iger Ausnutzung von Gl. 46 gilt dann $N_{Rd,2} = N_d$):

$$0,7 \cdot N_d \cdot e_{1,0} \cdot \frac{1}{1 - N_d/N_{cr,e}} \leq 2 \cdot M_{1,pl,Rd} \cdot \left[1 - \left(0,5 \cdot N_d / N_{1,pl,Rd} \right)^2 \right]$$

$$0,7 \cdot N_d \cdot 1,435 \cdot \frac{1}{1 - N_d/6469,6} \leq 2 \cdot 705 \cdot \left[1 - \left(0,5 \cdot N_d / 1410 \right)^2 \right]$$

vgl. Gl. 46

$$\rightarrow N_{Rd,2} = 1025,2 \text{ kN}$$

Tragfähigkeit der Druckdiagonale

Die Tragfähigkeit der Druckdiagonale mit Berücksichtigung der beidseitigen Knotenblechanschlüsse und der Annahme eingespannter Knotenblechränder beträgt somit $N_{Rd} = \min(N_{Rd,1} = 3473,6 \text{ kN} ; N_{Rd,2} = 1025,2 \text{ kN}) = 1025,2 \text{ kN}$. Maßgebend wird die Gurttragfähigkeit im maßgebenden Querschnitt 1 (Nachweis 2). Eine zutreffende realitätsnahe FEM-Simulation der Druckdiagonale mit anschließendem Fachwerkknoten liefert im Vergleich eine Tragfähigkeit von $N_{Rd,FE} = 2422,8 \text{ kN}$ (mit maßgebenden Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform, vgl. Bild 162 bzw. Bild 196a).

b) Zusammenfassender Vergleich der Traglasten der realitätsnahen FE-Simulationen mit den Tragfähigkeiten des Ingenieurmodells entsprechend Nachweis 2 (Querschnittsnachweis im kritischen Gurtquerschnitt, Tragfähigkeit $N_{Rd,2}$) für alle untersuchten Fachwerkdruckdiagonalen

Die nachfolgende Tabelle 30 zeigt die Traglasten der acht untersuchten Fachwerkdruckdiagonalen bei Anwendung des Ingenieurmodells aus Abschnitt 3.7.1. Da die numerischen realitätsnahen Traglastanalysen der entsprechenden Druckstäbe durchgehend gezeigt haben, dass der Gurtquerschnitt 1 (siehe Bild 264) maßgebend für die Stabtragfähigkeit ist ($N_{Rd,FE}$), sind in der Tabelle nur die zutreffenden Traglasten des Ingenieurmodells angegeben, die sich aus dem entsprechenden Nachweis 2 – Querschnittsnachweis im kritischen Gurtquerschnitt, Tragfähigkeit $N_{Rd,2}$ – ergeben. Hierbei ist die entsprechende Nachweisformel Gl. 46 iterativ ausgewertet. Zusätzlich sind in der Tabelle 30 auch die zugehörigen Traglasten der FE-Systemberechnungen $N_{Rd,FE}$, sowie die kritischen Verzweigungslasten für die erste Knickeigenform $N_{cr,e,FE}$ für alle untersuchten Fachwerkdruckdiagonalen angegeben (vgl. Abschnitt 3.5.2).

Tabelle 30: Zusammenfassende Ergebnisse der Tragfähigkeitsermittlung des Ingenieurmodells entsprechend dem zutreffenden Nachweis 2 als Querschnittsnachweis im kritischen Gurtquerschnitt (Tragfähigkeit $N_{Rd,2}$) und Vergleich mit den Ergebnissen der realitätsnahen FE-Simulationen, sowie Vergleich der kritischen Verzweigungslasten für die erste Knickeigenform

Fachwerk- gurt	L_{sys} bzw. L_0 [mm]	t_1 [mm]	β_1 [mm]	$N_{cr,e}$ [kN]	$M_{1,pl,Rd}$ [kNm]	$N_{1,pl,Rd}$ [kN]	$e_{1,0}$ *) [mm]	$N_{Rd,2}$ [kN]	$N_{cr,e,FE}$ (1.EF) [kN]	$N_{Rd,FE}$ [kN]
a) Hohlprofil	10279 (=L ₀)	20	0,944	6469,6	705	1410	14,35	1025,2	10396,4 (161%)	2422,8 (236%)
b) Hohlprofil	10279 (=L ₀)	10	2,097	1312,9	705	1410	14,35	659,9	4865,2 (371%)	1252,4 (190%)
c) Hohlprofil	4900 (=L ₀)	20	1,581	10165,9	705	1410	7,17	1602,4	10363,2 (102%)	2595,6 (162%)
d) Hohlprofil	4900 (=L ₀)	10	4,380	1324,0	705	1410	7,17	870,5	4671,6 (353%)	1459,2 (168%)
e) I-Profil	10760 (=L _{sys})	20	0,942	5935,1	705	1410	14,35	1013,6	11956,4 (201%)	2252,4 (222%)
f) I-Profil	10760 (=L _{sys})	10	2,053	1249,2	705	1410	14,35	644,3	8421,2 (674%)	2121,2 (329%)
g) I-Profil	5380 (=L _{sys})	20	1,480	9611,6	705	1410	7,17	1594,3	12840,0 (134%)	2957,2 (185%)
h) I-Profil	5380 (=L _{sys})	10	4,089	1259,8	705	1410	7,17	844,0	8959,6 (711%)	2498,8 (296%)

*) idente geometrische Imperfektion $e_{1,0}$ im Gurtblechquerschnitt im Ingenieurmodell (Nachweis 2) und in den FE-Simulationen

Zusätzlich zur Tabelle 30 sind in Bild 272 die Traglasten der realitätsnahen FE-Simulationen (rote Säulen) mit den Tragfähigkeiten des Ingenieurmodells Nachweis 2 (Querschnittsnachweis im kritischen Gurtquerschnitt, Tragfähigkeit $N_{Rd,2}$ – blaue Säulen) für alle untersuchten Fachwerkdruckdiagonalen graphisch gegenübergestellt.

Es zeigt sich, dass durchgehend alle Tragfähigkeitsergebnisse der Druckstäbe des Ingenieurmodells (maßgebend Nachweis 2 – Querschnittsnachweis im kritischen Gurtquerschnitt, Tragfähigkeit $N_{Rd,2}$) im Vergleich zu den Traglasten der realitätsnahen FE-Systemberechnungen deutlich auf der sicheren Seite liegen.

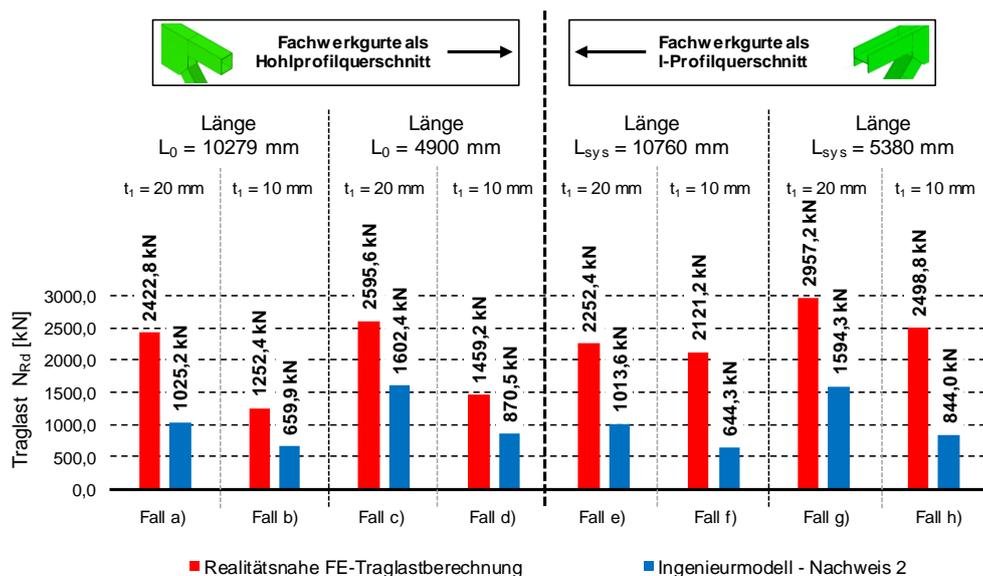


Bild 272: Vergleich der Traglasten der realitätsnahen FE-Simulation mit den Tragfähigkeiten des Ingenieurmodells Nachweis 2 (Querschnittsnachweis im kritischen Gurtquerschnitt 1, Tragfähigkeit $N_{Rd,2}$)

In Bild 273 sind die kritischen Verzweigungslasten der FE-Eigenwertanalyse der ersten Knickeigenformen (rote Säulen) mit den idealen Knicklasten des Ingenieurmodells (blaue Säulen) für alle untersuchten Fachwerkdruckdiagonalen graphisch gegenübergestellt.

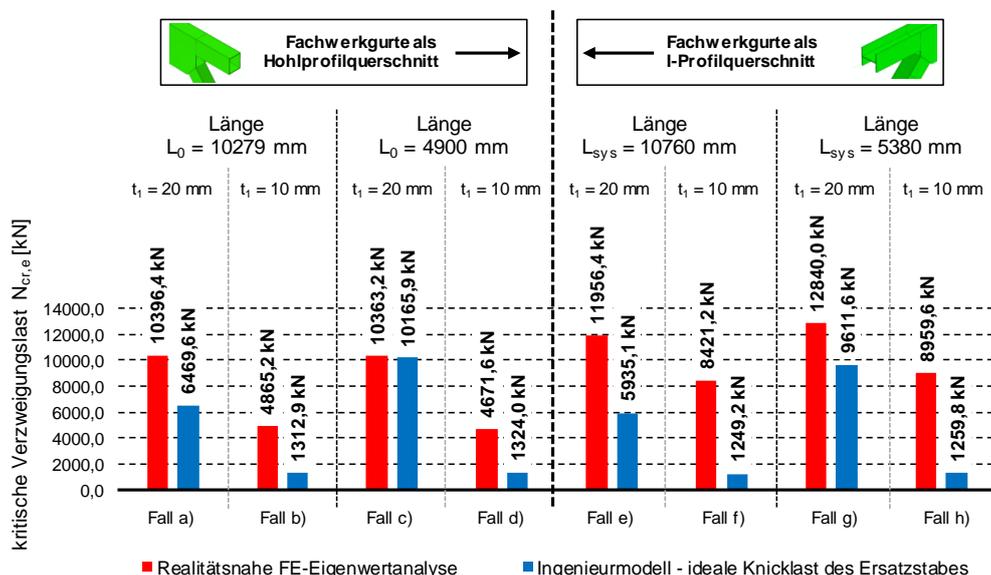


Bild 273: Vergleich der kritischen Verzweigungslasten der realitätsnahen FE-Simulation (erste Knickeigenform) mit den idealen Knicklasten des Ingenieurmodells

Auch hier zeigt sich, dass durchgehend alle kritischen Verzweigungslasten der Druckstäbe des Ingenieurmodells im Vergleich zu den Verzweigungslasten der FE-Eigenwertanalysen konservativ sind. Der Vergleich der kritischen Knicklasten belegt, dass die im Ingenieurmodell (siehe Abschnitt 3.7.1) vorgeschlagene mitwirkende vergrößerte Knotenblechbreite $b_m = 1,75 \cdot b_{eff}$, zur Berechnung der Biegesteifigkeit der beiden Knotenbleche $I_{1,mod}$ aus der Ebene und in weiterer Folge zur Ermittlung des Knicklängenfaktors β_1 , für die untersuchten Fälle stets Ergebnisse auf der sicheren Seite liegend liefert.

3.7.4.2. Vergleich der Traglasten des Ingenieurmodells mit den FE-Tragfähigkeiten am isolierten Einzelstab

Die nachfolgende Tabelle 31 zeigt die Traglasten der acht untersuchten isolierten Einzelstäbe bei Anwendung des Ingenieurmodells aus Abschnitt 3.7.1. Diese Tragfähigkeiten sind deutlich geringer als in Tabelle 30, da nun bei der Ermittlung von $N_{cr,e}$ nicht die erhöhte Biegesteifigkeit $I_{1,mod}$ nach Gl. 39 vorliegt, sondern $b_m = h$ gilt (vgl. Bild 274) und damit I_1 nach Gl. 49 ermittelt werden muss. In Tabelle 31 sind die wichtigsten Zwischenergebnisse angegeben. Da die numerischen Traglastanalysen der entsprechenden Druckstäbe durchgehend gezeigt haben, dass der Gurtquerschnitt 1 (siehe Bild 274) maßgebend für die Stabtragfähigkeit ist, sind in der Tabelle nur die zutreffenden Traglasten des Ingenieurmodells angegeben, welche sich aus dem entsprechenden Nachweis 2 – Querschnittsnachweis im kritischen Gurtquerschnitt 1, Tragfähigkeit $N_{Rd,2}$ – ergeben. Desweiteren hat der Vergleich der Traglastergebnisse der isolierten Einzelstäbe mit den Ergebnissen der Tragfähigkeiten der realitätsnahen FE-Systemberechnungen in Abschnitt 3.5.2 gezeigt, dass als Stabendlagerung eingespannte Knotenblechränder bei den isolierten Einzelstäben zutreffend sind. Daher sind nachfolgend die FE-Tragfähigkeiten aus Abschnitt 3.5.2, welche sich bei eingespannten Blechrändern ergeben, mit den Ergebnissen bei Anwendung des vorgeschlagenen Ingenieurmodells verglichen.

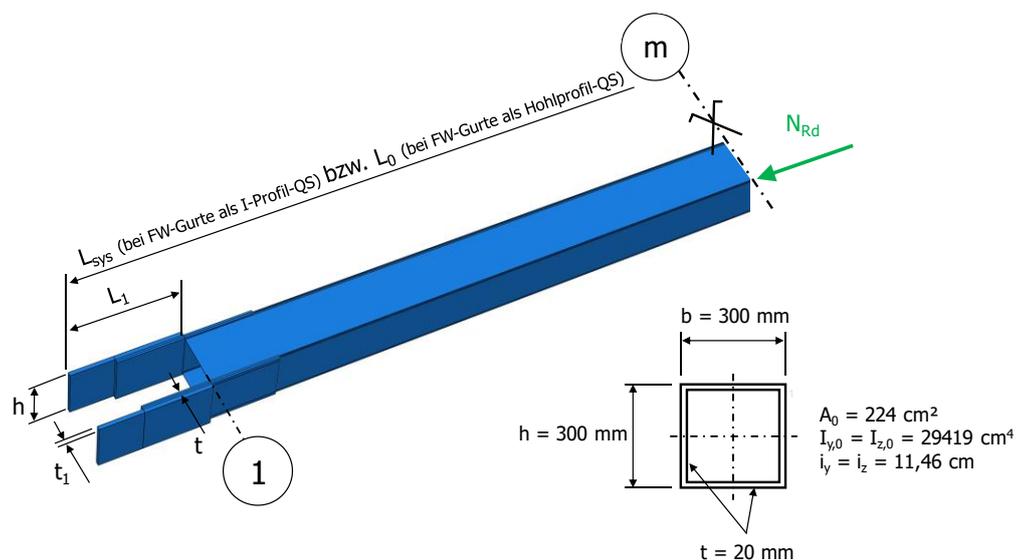


Bild 274: Abmessungen und Geometrie der untersuchten isolierten Einzelstäbe für die Anwendung des vorgeschlagenen Ingenieurmodells

Für die isolierten Einzelstäbe, bei welchen die Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm der Gurtblechdicke $t = 20$ mm entspricht (Fälle a), c), e) und g)), ergibt sich im Querschnitt 1 die Biegesteifigkeit der beiden alleinig verlängerten Gurten I_1 mit der Gurtblechdicke t nach Gl. 49:

$$I_1 = 2 \cdot \frac{h \cdot t^3}{12} \quad \text{Gl. 49}$$

Die Blechdicke t entspricht hierbei der Dicke der alleinig verlängerten Gurte des Hohlprofil- bzw. des Kastenquerschnittes. Da bei den isolierten Einzelstäben die Knotenbleche mit konstanter Höhe h über die freie Knotenblechlänge L_1 (siehe Bild 274) modelliert wurden (mit der Dicke t_1), kann für die Berechnung der Biegesteifigkeit keine erhöhte mitwirkende Breite b_{eff} bzw. b_m wie bei den realen Fachwerkknoten mit den größeren Knotenblechen angesetzt werden.

Die zutreffenden Knicklängenfaktoren β_1 können direkt dem Bild 265 entnommen werden, auf Basis des Längenverhältnisses L_1/L_0 (Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt) bzw. L_1/L_{sys} (Fachwerkgurte als I-Profilquerschnitt) und des Biegesteifigkeitsverhältnisses $I_1/I_{z,0}$ (mit I_1 nach Gl. 49 = $I_{1,mod}$ im Diagramm in Bild 265).

Alternativ dazu kann die Gl. 50 (Fachwerkgurte als Hohlprofilquerschnitt) bzw. kann die Gl. 51 (Fachwerkgurte als I-Profilquerschnitt), die in [3], [4] aus [13] abgeleitet wurden (Funktion ϕ_4), für die Ermittlung von β_1 iterativ gelöst werden.

$$\frac{1}{\sqrt{I_1/I_{z,0}}} \cdot \tan\left(\frac{L_1 \cdot \pi}{L_0 \cdot \beta_1 \cdot \sqrt{I_1/I_{z,0}}}\right) + \tan\left[\left(\frac{1}{2} - \frac{L_1}{L_0}\right) \cdot \frac{\pi}{\beta_1}\right] = 0 \quad \text{Gl. 50}$$

$$\frac{1}{\sqrt{I_1/I_{z,0}}} \cdot \tan\left(\frac{L_1 \cdot \pi}{L_{sys} \cdot \beta_1 \cdot \sqrt{I_1/I_{z,0}}}\right) + \tan\left[\left(\frac{1}{2} - \frac{L_1}{L_{sys}}\right) \cdot \frac{\pi}{\beta_1}\right] = 0 \quad \text{Gl. 51}$$

Für die Fälle mit den dünnen Knotenblechdicken $t_1 = 10$ mm (Fälle b), d), f) und h)) wurde die Biegesteifigkeit I_1 zur Ermittlung des Knicklängenfaktors im Ingenieurmodell konservativ mit der dünnen Knotenblechdicke t_1 nach Gl. 52 berechnet.

$$I_1 = 2 \cdot \frac{h \cdot t_1^3}{12} \quad \text{Gl. 52}$$

In Tabelle 31 ist die entsprechende Nachweisformel (vgl. Gl. 46) für alle acht untersuchten, isolierten Einzelstäbe ausgewertet. Die sich ergebenden Tragfähigkeiten des Ingenieurmodells entsprechen dem zutreffenden Nachweis 2 als Querschnittsnachweis im kritischen Gurtquerschnitt 1 und sind in der Tabelle 31 als Tragfähigkeiten $N_{Rd,2}$ für die isolierten Einzelstäbe bezeichnet.

Der rechte Teil der Tabelle 31 zeigt die im Abschnitt 3.5.2 dargestellten zugehörigen FE-Tragfähigkeiten $N_{Rd,FE}$ der isolierten Einzelstäbe. Hierbei erfolgt eine Differenzierung zwischen den beiden untersuchten Modellierungen nach Variante I (mit modellierter Blechüberlappung zwischen weitergeführten Gurten des Hohlprofilquerschnittes und Knotenblechen) – im linken Tabellenteil bzw. nach Variante II (mit rein bis zu den Auflagern weitergeführten Gurten) – im rechten Teil der Tabelle.

Bei den isolierten FE-Einzelstabmodellierungen nach Variante II (mit rein bis zu den Auflagern weitergeführten Gurten) ist für die verschiedenen Knotenblechdicken ($t_1 = 20 / 10$ mm) bei identer Stablänge jeweils nur eine FE-Tragfähigkeit $N_{Rd,FE}$ bzw. eine kritische Verzweigungslast $N_{cr,e,FE}$ verfügbar, da hier die Knotenbleche nicht mitmodelliert wurden, sondern alleinig die Gurte des Hohlprofilstabes mit der Höhe der Diagonale bis zu den Auflagern weitergeführt wurden (siehe Bild 158).

Zusätzlich zur Tabelle 31 sind in Bild 275 die Traglasten der FE-Simulationen der Einzelstäbe mit den Tragfähigkeiten des Ingenieurmodells (maßgebend Nachweis 2 – Querschnittsnachweis im kritischen Gurtquerschnitt 1, Tragfähigkeit $N_{Rd,2}$) für alle untersuchten Fachwerkdruckdiagonalen graphisch gegenübergestellt.

Tabelle 31: Zusammenfassende Ergebnisse der Tragfähigkeitsermittlung des Ingenieurmodells entsprechend dem zutreffenden Nachweis 2 als Querschnittsnachweis im kritischen Gurtquerschnitt (Tragfähigkeit $N_{Rd,2}$) für die isolierten Einzelstäbe und Vergleich mit den Ergebnissen der FE-Simulationen, sowie Vergleich der kritischen Verzweigungslasten für die erste Knickeigenform

FW-Gurt	L_{sys} bzw. L_0 [mm]	t_1 [mm]	β_1 [mm]	$N_{cr,e}$ [kN]	$M_{1,pl,Rd}$ [kNm]	$N_{1,pl,Rd}$ [kN]	$e_{1,0}^*$ [mm]	$N_{Rd,2}$ [kN]	Variante I:		Variante II:	
									$N_{Rd,FE}$ [kN]	$N_{cr,e,FE}$ [kN]	$N_{Rd,FE}$ [kN]	$N_{cr,e,FE}$ [kN]
a) Hohlprofil	10279 (=L ₀)	20	1,504	2551,9	705	1410	14,35	850,6	1090,0	5092,8	909,6	2199,8
b) Hohlprofil	10279 (=L ₀)	10	4,192	328,3	705	1410	14,35	265,6	514,0	1737,5		
c) Hohlprofil	4900 (=L ₀)	20	3,121	2609,0	705	1410	7,17	1218,2	1533,6	5628,4	1174,4	2332,4
d) Hohlprofil	4900 (=L ₀)	10	8,789	328,9	705	1410	7,17	294,1	522,8	1777,4		
e) I-Profil	10760 (=L _{sys})	20	1,474	2425,6	705	1410	14,35	837,8	1076,0	4882,8	892,4	2226,0
f) I-Profil	10760 (=L _{sys})	10	4,105	312,5	705	1410	14,35	255,2	388,1	1568,8		
g) I-Profil	5380 (=L _{sys})	20	2,914	2481,0	705	1410	7,17	1194,9	1468,0	5338,0	1148,8	2226,8
h) I-Profil	5380 (=L _{sys})	10	8,203	313,0	705	1410	7,17	281,4	502,8	1596,7		

*) idente geometrische Imperfektion $e_{1,0}$ im Gurtblechquerschnitt im Ingenieurmodell (Nachweis 2) und in den FE-Simulationen

Anm.: Die Tabelle 31 enthält die FE-Traglastergebnisse der isolierten Einzelstäbe mit der Randbedingung eingespannter Knotenblechränder (siehe Abschnitt 3.5.2) und der zutreffenden Stablänge L_0 bei Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt bzw. L_{sys} bei Fachwerkgurten als I-Profilquerschnitt.

Die Traglasten des Ingenieurmodells treffen die FE-Traglasten sehr zufriedenstellend (vgl. Bild 275). Lediglich die FE-Traglasten, berechnet mit der Einzelstabmodellierung nach Variante II (mit rein bis zu den Auflagern weitergeführten Gurten – grüne Säulen) bei einer Knotenblechdicke von $t_1 = 20$ mm der kurzen Stäbe ($L_0 = 4900$ mm bei Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt bzw. $L_0 = 5380$ mm bei Fachwerkgurten als I-Profilquerschnitt) überschätzt das Ingenieurmodell gering. Die Überschätzung der realen FE-Traglast beträgt allerdings moderate 4% und ist daher als akzeptabel anzusehen.

In Bild 275 ist jedoch auch zu erkennen, dass die FE-Tragfähigkeiten der Einzelstäbe mit den dünnen Knotenblechen $t_1 = 10$ mm (Fälle b), d), f) und h)) mit der Einzelstabmodellierung nach Variante II deutlich überschätzt werden. Verantwortlich hierfür ist, dass die dünnen Knotenbleche mit der Dicke $t_1 = 10$ mm bei der Variante II keinen Einfluss auf die Tragfähigkeit haben, sondern allein die Gurte mit der Gurtblechdicke $t = 20$ mm bis zu den Auflagern weitergeführt wurden. Daraus ergibt sich die wesentliche Schlussfolgerung, dass bei der Betrachtung der isolierten Einzelstäbe die Modellierung nach Variante II, bei welcher der Einfluss der Blechüberlappung nicht mitberücksichtigt wird, nur zulässig ist, wenn die Knotenblechdicke t_1 mindestens 80% der Gurtdicke t des Hohlprofilstabes entspricht (für diese Einschränkung vgl. Abschnitt 3.7.3).

Solange die Knotenblechdicke t_1 zumindest 80% der Dicke t der weitergeführten Gurte des Hohlprofils entspricht, ergibt die Modellierung mit durchgehenden Gurten ohne Knotenblechexzentrizität (Variante II) stets geringere Traglasten als mit modellierter Blechüberlappung (mit Knotenblechexzentrizität – Variante I). Die negative Wirkung des entstehenden zusätzlichen lokalen Blechbiegemomentes, infolge der Exzentrizität zwischen Gurt und Knotenblech, wird demzufolge durch den günstigen Einfluss der erhöhten Biegesteifigkeit aus der Ebene durch die erhöhte Blechdicke im Bereich des Schraubanschlusses vollständig aufgehoben.

Desweiteren berücksichtigt der Nachweis 2 – Querschnittsnachweis im kritischen Gurtquerschnitt 1 – des vorgeschlagenen Ingenieurmodells in Abschnitt 3.7.1 nicht, dass bei sehr dünn ausgeführten Knotenblechen auch der Knotenblechquerschnitt selbst für die maximale Stabtragfähigkeit maßgebend werden könnte.

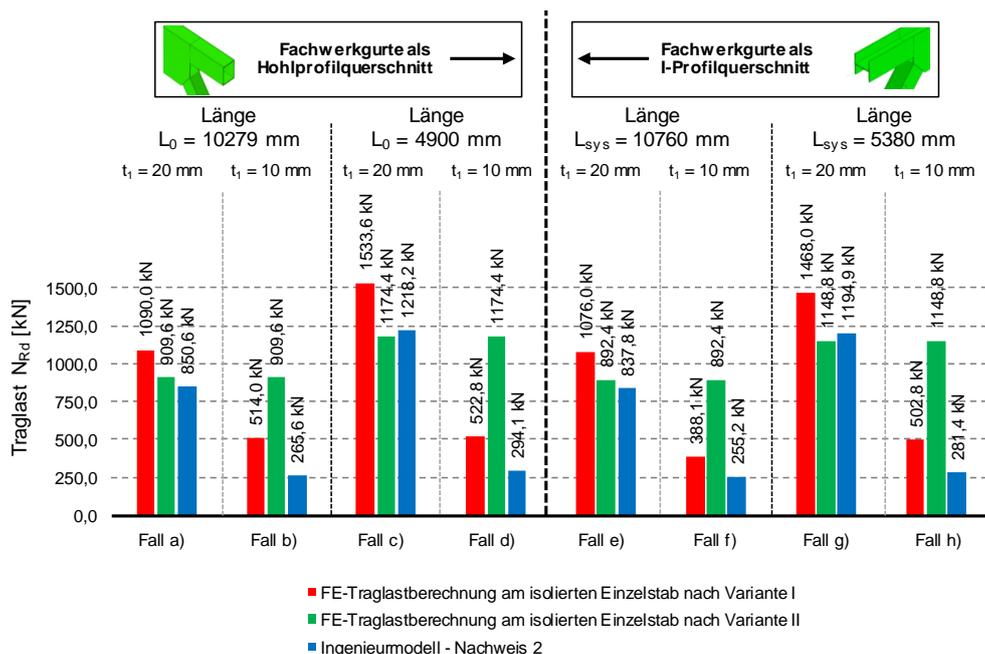


Bild 275: Vergleich der Traglasten der FE-Simulation der isolierten Einzelstäbe mit den Tragfähigkeiten des Ingenieurmodells (maßgebend Nachweis 2 – Querschnittsnachweis im kritischen Gurtquerschnitt 1, Tragfähigkeit $N_{Rd,2}$)

In Bild 276 sind die kritischen Verzweigungslasten der FE-Eigenwertanalyse der ersten Knickeigenformen, für die untersuchten isolierten Einzelstäbe (rote Säulen für die Ersatzstabmodellierung nach Variante I – mit modellierter Blechüberlappung zwischen weitergeführten Gurten des Hohlprofilquerschnittes und Knotenblechen; grüne Säulen für die Modellierung nach Variante II – mit rein bis zu den Auflagern weitergeführten Gurten), den idealen Knicklasten des Ingenieurmodells (blaue Säulen) für alle untersuchten Fachwerkdruckdiagonalen graphisch gegenübergestellt.

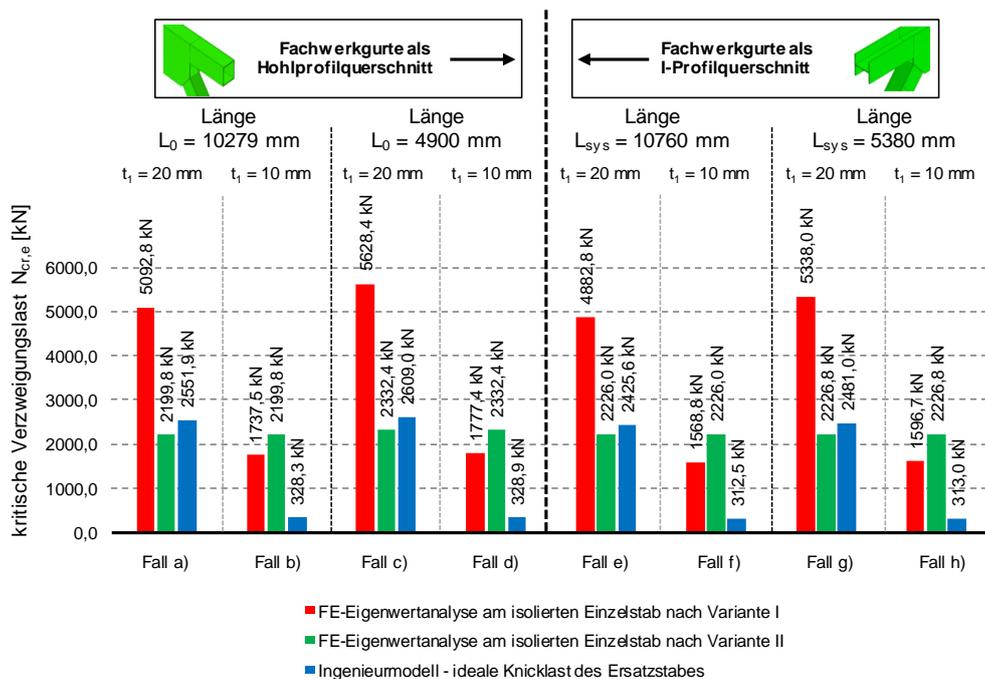


Bild 276: Vergleich der kritischen Verzweigungslasten der FE-Simulation der isolierten Einzelstäbe (erste Knickeigenform) mit den idealen Knicklasten des Ingenieurmodells

Die kritischen Verzweigungslasten der FE-Eigenwertanalysen der jeweils ersten Knickeigenformen für die Ersatzstabmodellierung nach Variante I – mit modellierter Blechüberlappung zwischen weitergeführten Gurten des Hohlprofilquerschnittes und Knotenblechen (vgl. Bild 276 – rote Säulen) – werden von den idealen Knicklasten des Ingenieurmodells (blaue Säulen) für alle untersuchten Fachwerkdruckdiagonalen unterschätzt. Vor allem die kritischen FE-Verzweigungslasten der Einzelstäbe mit den dünnen Knotenblechen $t_1 = 10$ mm (Fälle b), d), f) und h)) werden vom Ingenieurmodell deutlich unterschätzt. Verantwortlich hierfür ist, dass die Berechnung der Biegesteifigkeit I_1 zur Ermittlung des Knicklängenfaktors mit der dünnen Knotenblechdicke t_1 nach Gl. 52 offensichtlich zu konservativ ist. Wenn die Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm der Gurtblechdicke $t = 20$ mm entspricht (Fälle a), c), e) und g)), überschätzt die kritische Knicklast des Ingenieurmodells (blaue Säulen) die FE-Verzweigungslast mit der isolierten Einzelstabmodellierung nach Variante II (grüne Säulen) zwischen 8% (Fall e) bis 14% (Fall a).

3.7.4.3. Vergleich der Traglasten des Ingenieurmodells mit den FE-Tragfähigkeiten der isolierten Einzelstäbe – ergänzende Parametervarianten

In einer Masterarbeit von D. Jank [32] zur Drucktragfähigkeit von quadratischen Hohlprofilstäben (Abmessungen: $200 \times 200 \times 10$ mm, $A_0 = 76$ cm², $I_{y,0} = I_{z,0} = 4585$ cm⁴), mit beidseits ungestütztem Gurtblechanschluss, erfolgten zusätzliche numerische Traglastberechnungen an Druckstäben. Im Zuge einer umfassenden Parameterstudie wurden neben verschiedenen Stablängen L_0 (vgl. Bild 277 – untersucht wurden die Längen $L_0 = 4000, 8000$ und 12000 mm) auch diverse freie Gurtblechlängen ($L_1 = 100, 200, 300$ und 400 mm) untersucht. Zudem erfolgte eine Variation der freien Gurtblechdicke ($t_1 = 10$ und 24 mm). Die verlängerten freien Bleche mit der Dicke $t_1 = 24$ mm sind hierbei zentrisch an die Gurtbleche ($t = 10$ mm) des Hohlprofilquerschnittes angeschlossen (in einem Abstand von 300 mm nach Beginn des Hohlprofilquerschnittes – siehe Bild 277). Als Materialgüte wurde S235 ($f_y = 235$ N/mm²) gewählt. Die nachfolgend angeführten Stabtraglasten wurden an einem FE-Modell (freie Gurtbleche als Volumenelemente, Hohlprofilstab als Schalenelemente) mit dem Softwarepaket Abaqus 6.13 durchgeführt. Eine detaillierte Beschreibung des verwendeten FE-Modells findet sich in [32]. Die Stabrandbedingungen als eingespannte Gurtblechränder, sowie der Ansatz von eigenformaffinen Imperfektionen, erfolgte in [32] ident zu der vorliegenden Arbeit (vgl. Abschnitt 3.4.2).

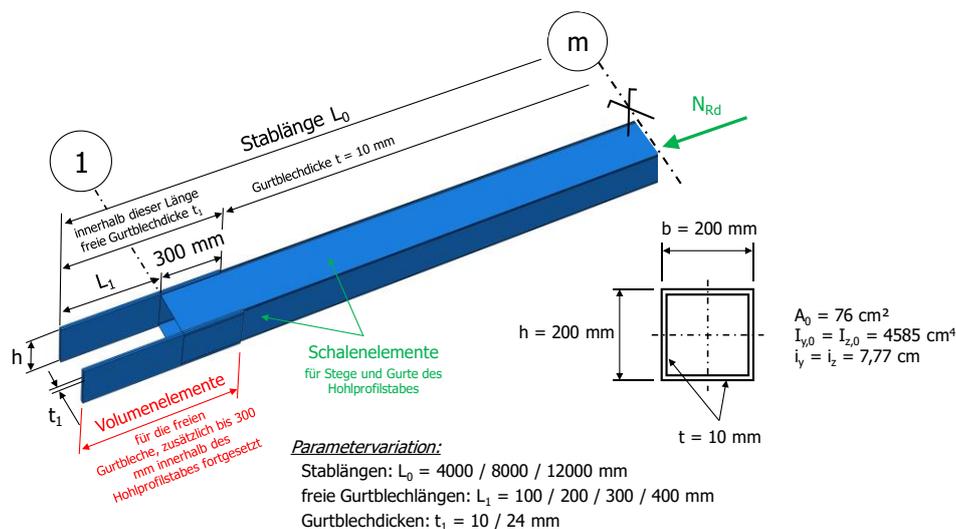


Bild 277: In [32] untersuchter Hohlprofilquerschnitt mit Variation der Parameter Stablänge L_0 , freier Knotenblechlänge L_1 und freier Gurtblechdicke t_1

Anhand den umfassenden vorliegenden Traglastergebnissen aus [32] kann das in Abschnitt 3.7.1 vorgeschlagene Ingenieurmodell weiter auf dessen Treffsicherheit in Hinblick auf die Stabtragfähigkeiten überprüft werden. Die Tabelle 32 zeigt zwölf beispielhaft aus [32] ausgewählte Stabkonfigurationen mit den zugehörigen numerischen Traglastergebnissen. Im Gegensatz zu den untersuchten Stäben in Abschnitt 3.5.1, wo als Versagensform durchgehend Querschnittsversagen im Gurtblechquerschnitt 1 auftrat, traten in [32] auch Fälle auf, bei denen die Stabtragfähigkeit durch globales Stabknicken respektive durch Querschnittsversagen in Stabmitte (Querschnitt m, vgl. Bild 277) limitiert wird. Diese Versagensform trat allerdings nur bei Stäben mit sehr gedungenen weitergeführten Gurtblechquerschnitten (freie Gurtblechlänge $L_1 = 100$ mm in Kombination mit der freien Gurtblechdicke $t_1 = 24$ mm) auf (siehe mit *) gekennzeichnete Traglasten in Tabelle 32: bei Stab 2 mit $L_0 = 4000$ mm, bei Stab 6 mit $L_0 = 8000$ mm und bei Stab 10 mit $L_0 = 12000$ mm). Die restlichen Stäbe mit der Parametervariation von L_0 , L_1 und t_1 , bei welchen der kritische Gurtblechquerschnitt 1 die maximale Tragfähigkeit limitierte, sind in Tabelle 32 mit **) markiert.

Tabelle 32: Traglastergebnisse für zwölf beispielhaft ausgewählte Hohlprofilstäbe mit beidseitigem Gurtblechanschluss aus [32]

Stab-Nr.	L_0 [mm]	L_1 [mm]	t_1 [mm]	$N_{Rd,FE}$ [kN]
1	4000	100	10	599 **)
2	4000	100	24	1731 *)
3	4000	400	10	225 **)
4	4000	400	24	1532 **)
5	8000	100	10	429 **)
6	8000	100	24	1622 *)
7	8000	300	10	229 **)
8	8000	300	24	1341 **)
9	12000	100	10	144 **)
10	12000	100	24	1427 *)
11	12000	200	10	234 **)
12	12000	200	24	1324 **)

*) Versagen in Stabmitte m: Stabknicken

**) Querschnittsversagen im Gurtblechquerschnitt 1

Das Bild 278 zeigt zwei Stab-Gurtblech-Kombinationen im Traglastzustand der numerischen Simulationen aus [32], bei welchen jeweils Stabknicken bzw. Querschnittsversagen in Stabmitte (Querschnitt m) maßgebend für die maximale Tragfähigkeit wird.

In Bild 278a ist der Stab 2 aus der Tabelle 32 mit der Stablänge $L_0 = 4000$ mm, der freien Gurtblechlänge $L_1 = 100$ mm und der freien Gurtblechdicke $t_1 = 24$ mm im Traglastzustand bei einer Drucknormalkraft von $N_{Rd} = 1731$ kN dargestellt, in Bild 278b der Stab 10 mit $L_0 = 12000$ mm, $L_1 = 100$ mm und $t_1 = 24$ mm bei einer Normalkraft von $N_{Rd} = 1427$ kN. Die Stabrandbedingungen sind jeweils eingespannte Knotenblechränder, die geometrischen Imperfektionen in Stabmitte $e_0 = L_0 / 750$ (Stab 2: $e_0 = 5,33$ mm; Stab 10: $e_0 = 16$ mm) sind in beiden Fällen affin zur ersten Knickeigenform.

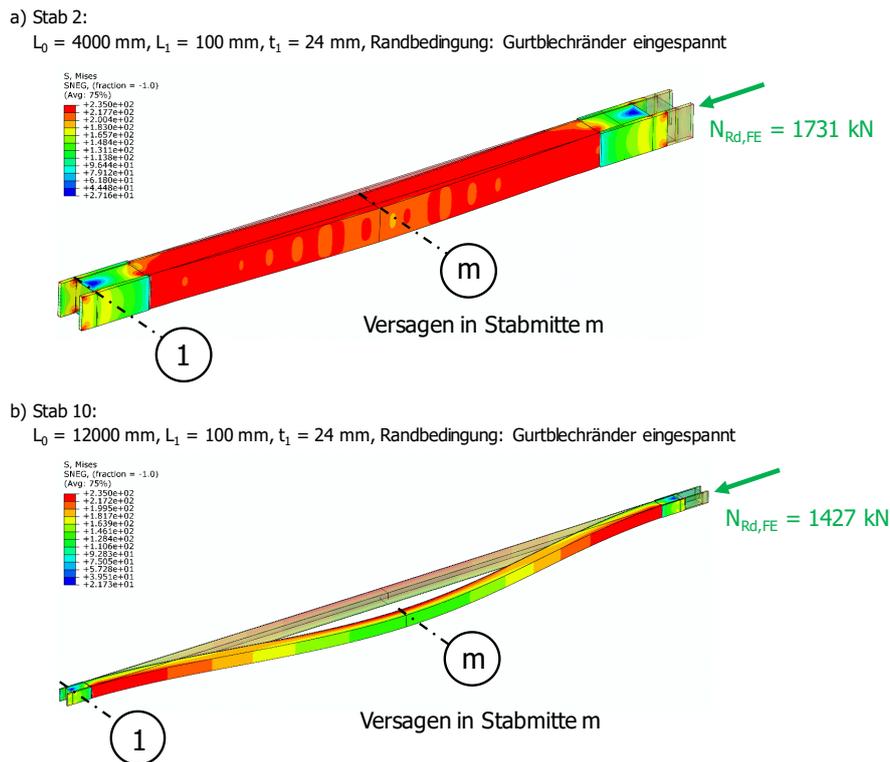


Bild 278: Zwei beispielhafte Traglastergebnisse aus [32]: a) Stab 2: $L_0 = 4000 \text{ mm}$, $L_1 = 100 \text{ mm}$, $t_1 = 24 \text{ mm}$ und b) Stab 10: $L_0 = 12000 \text{ mm}$, $L_1 = 100 \text{ mm}$, $t_1 = 24 \text{ mm}$; Randbedingung eingespannte Gurtblechränder

Die Tabelle 33 zeigt die Traglastergebnisse, welche bei Anwendung des im Abschnitt 3.7.1 vorgeschlagenen Ingenieurmodells für die in Tabelle 32 dargestellten Stäbe, resultieren. Hierbei sind für jeden Stab getrennt die maximalen Traglasten angegeben, welche sich jeweils aus den beiden erforderlichen Nachweisen (Nachweis 1 – konventioneller Knicknachweis am Ersatzstab und Nachweis 2 – Querschnittsnachweis im kritischen Gurtquerschnitt 1) des Ingenieurmodells ergeben. Die maximale Drucktragfähigkeit des Hohlprofils mit beidseits verlängerten Gurten ergibt sich bei 100%iger Ausnutzung von Gl. 44 und Gl. 46 (dann gilt $N_{Rd} = N_d$).

In Tabelle 33 sind die sich ergebenden Beanspruchbarkeiten angeführt; $N_{Rd,1}$ als maximale Beanspruchung infolge des Nachweises 1 – konventioneller Knicknachweis am Ersatzstab und $N_{Rd,2}$ als maximale Beanspruchung aus Nachweis 2 – Querschnittsnachweis im kritischen Gurtquerschnitt 1.

Die maximale Drucktragfähigkeit des Hohlprofilstabes mit beidseits verlängerten Gurten ergibt sich schlussendlich aus dem Minimum von N_{Rd} der beiden unabhängigen Nachweisgleichungen Gl. 44 ($N_{Rd,1}$) und Gl. 46 ($N_{Rd,2}$). In Tabelle 33 ist das Minimum von N_{Rd} für den jeweiligen Stab jeweils in fettgedruckter Schrift hervorgehoben.

Entsprechend der Vorgangsweise in der vorliegenden Dissertation und in [32] mit vorgeschalteten Eigenwertanalysen und eigenformaffinen Imperfektionsfiguren als Basis für die Traglastberechnungen beträgt der Wert der geometrischen Imperfektionsamplitude $e_0 = L_0 / 750$ (L_0 entspricht der Gesamtstablänge, vgl. Bild 279).

Anm.: In der vorliegenden Arbeit betrug die geometrische Imperfektion stets $e_0 = L_{sys} / 750$, basierend auf der Systemlänge L_{sys} – siehe Bild 264. In [32] wurden jedoch keine FE-Systemberechnungen mit an den Stäben anschließenden Fachwerkknoten in Fachwerkträgern durchgeführt. Die Parameterstudie erfolgte auf Basis isolierter Einzelstäbe mit der Stablänge L_0 , weshalb in [32] als zutreffende geometrische Imperfektion $e_0 = L_0 / 750$ gewählt wurde.

Für die Stäbe 1, 3, 4, 5, 7, 8, 9, 11 und 12 (siehe mit **) gekennzeichnete Traglasten in Tabelle 32) entspricht der Wert $e_{1,0} = e_0 = L_0 / 750$ der geometrischen Imperfektion im Gurtblechquerschnitt 1 (siehe beispielhaft für Stab 4 in Bild 279b). Die entsprechenden Eigenformen, welche entsprechend skaliert den Traglastberechnungen als Imperfektionsfiguren zugrunde gelegt wurden, finden sich in [32]. Ein Beispiel einer zweiten Eigenform, welche als maßgebende geometrische Imperfektion mit $e_0 = L_0 / 750$ skaliert wurde, zeigt das Bild 279b. Im Gurtblechquerschnitt 1 des Stabes 4 mit $L_0 = 4000$ mm, $L_1 = 400$ mm und $t_1 = 24$ mm beträgt die geometrische Imperfektion im Gurtblechquerschnitt 1 $e_{1,0} = e_0 = L_0 / 750 = 4000/750 = 5,33$ mm als Basis für die Traglastberechnung.

Bei sehr gedungenen weitergeführten Gurten (siehe mit *) gekennzeichnete Traglasten in Tabelle 32) tritt als Versagensform globales Stabknicken bzw. Querschnittsversagen in Stabmitte (Querschnitt m) auf (bei Stab 2 mit $L_0 = 4000$ mm, bei Stab 6 mit $L_0 = 8000$ mm und bei Stab 10 mit $L_0 = 12000$ mm, jeweils mit $L_1 = 100$ mm und $t_1 = 24$ mm). Bei diesen Stäben tritt die geometrische Imperfektion $e_0 = L_0 / 750$ – als Imperfektionsfigur affin zur ersten Knickeigenform – in Stabmitte auf. Ein Beispiel einer Eigenform, welche als geometrische Imperfektionsfigur mit $e_0 = L_0 / 750$ skaliert wurde, zeigt das Bild 279a. Hierbei beträgt in Stabmitte (Querschnitt m) des Stabes 2 ($L_0 = 4000$ mm, $L_1 = 400$ mm und $t_1 = 24$ mm) die geometrische Imperfektion $e_0 = L_0 / 750 = 4000/750 = 5,33$ mm als Basis für die Traglastberechnung. Für den in Bild 279a dargestellten Stab 2 beträgt die Imperfektion im Gurtblechquerschnitt 1 jedoch nur $e_{1,0} = 0,04$ mm.

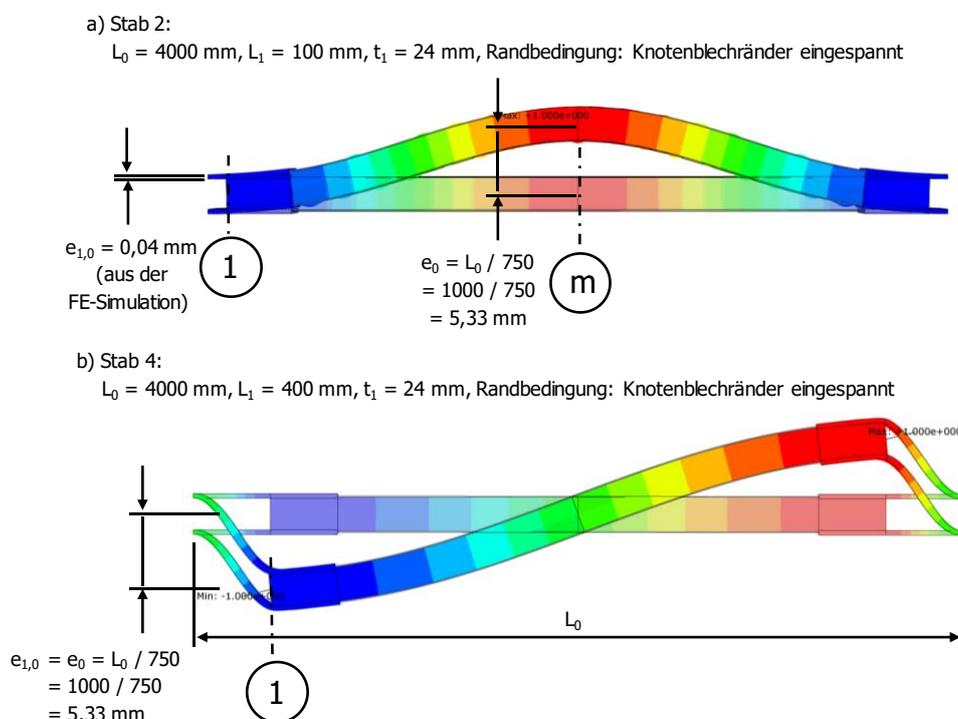


Bild 279: Zwei Eigenformbeispiele aus [32]: a) Stab 2: $L_0 = 4000$ mm, $L_1 = 100$ mm, $t_1 = 24$ mm und b) Stab 4: $L_0 = 4000$ mm, $L_1 = 400$ mm, $t_1 = 24$ mm; Randbedingung jeweils „Knotenblechränder eingespannt“

Tabelle 33: Traglasten des vorgeschlagenen Ingenieurmodells – getrennt für Nachweis 1: konventioneller Knicknachweis am Ersatzstab ($N_{Rd,1}$; rechts) sowie Nachweis 2: Querschnittsnachweis im kritischen Knotenblechquerschnitt ($N_{Rd,2}$; links) für die beispielhaft ausgewählten Hohlprofilstäbe mit beidseitigem Gurtblechanschluss aus [32]

Nachweis 1 - Knicknachweis am Ersatzstab														Nachweis 2 - QS-Nachweis im Gurtblech				
Stab-Nr.	L_0 [mm]	L_1 [mm]	t_1 [mm]	β_1 [°]	$N_{Gr,e}$ [kN]	$L_{Gr,e}$ [cm]	$i_{z,0}$ [cm]	A_1 [°]	$\bar{\lambda}_z$ [°]	α [°]	Φ [°]	χ [°]	$N_{pl,0}$ [kN]	$N_{Rd,1}$ [kN]	$M_{1,pl,Rd}$ [kNm]	$N_{1,pl,Rd}$ [kN]	$e_{1,0}$ [mm]	$N_{Rd,2}$ [kN]
1	4000	100	10	1,328	3367,5	531,2	7,77	93,9	0,728	0,34	0,855	0,768	1786	1370,8	235,0	940,0	5,33 *	432,5
2	4000	100	24	0,933	6823,1	373,2	7,77	93,9	0,512	0,34	0,684	0,879	1786	1569,9	1353,6	2256,0	0,04 **)	2248,2
3	4000	400	10	5,253	215,3	2101,2	7,77	93,9	2,880	0,34	5,104	0,107	1786	191,7	235,0	940,0	5,33 *	159,2
4	4000	400	24	1,449	2828,3	579,7	7,77	93,9	0,795	0,34	0,917	0,728	1786	1299,8	1353,6	2256,0	5,33 *	1303,0
5	8000	100	10	0,982	1540,1	785,5	7,77	93,9	1,077	0,34	1,229	0,549	1786	980,8	235,0	940,0	10,67 *)	246,3
6	8000	100	24	0,915	1771,8	732,4	7,77	93,9	1,004	0,34	1,141	0,594	1786	1061,7	1353,6	2256,0	0,04 **)	2274,6
7	8000	300	10	1,978	379,6	1582,2	7,77	93,9	2,169	0,34	3,187	0,181	1786	323,4	235,0	940,0	10,67 *)	169,0
8	8000	300	24	0,934	1702,5	747,1	7,77	93,9	1,024	0,34	1,165	0,582	1786	1039,0	1353,6	2256,0	10,67 *)	818,0
9	12000	100	10	0,986	678,8	1183,2	7,77	93,9	1,622	0,34	2,057	0,301	1786	537,5	235,0	940,0	16,00 *)	156,8
10	12000	100	24	0,892	828,7	1070,9	7,77	93,9	1,468	0,34	1,793	0,354	1786	632,7	1353,6	2256,0	0,03 **)	2258,3
11	12000	200	10	0,851	912,3	1020,7	7,77	93,9	1,399	0,34	1,683	0,382	1786	682,3	235,0	940,0	16,00 *)	166,2
12	12000	200	24	0,926	769,7	1111,2	7,77	93,9	1,523	0,34	1,885	0,334	1786	596,2	1353,6	2256,0	16,00 *)	462,4

*) entsprechend der FE-Modellierung beträgt der Wert $e_{1,0} = e_0 = L_0 / 750$
 für Stäbe mit Versagensform: Querschnittsversagen im Querschnitt 1
 **) Wert $e_{1,0}$ aus der zutreffenden FE-Berechnung im Tragzustand; für Stäbe
 mit Versagensform: Querschnittsversagen im Querschnitt m (Stabknicken)

Die geometrische Imperfektion $e_{1,0}$ im Gurtquerschnitt 1 der Stäbe 6 und 10 (maßgebend für die Traglast ist der Querschnitt m in Stabmitte respektive Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform) aus der zugehörigen FE-Berechnung sind in Tabelle 33 angegeben (Spalte $e_{1,0}$) und betragen für Stab 6: $e_{1,0} = 0,04$ mm und Stab 10: $e_{1,0} = 0,03$ mm. Diese geometrische Imperfektion $e_{1,0}$ im Gurtblechquerschnitt 1 wurde auch dem Ingenieurmodell im Nachweis 2 unterstellt. Nur mit einer ident gewählten Imperfektion ist ein zutreffender Vergleich von FE-Tragfähigkeiten und Traglasten $N_{Rd,2}$ des Ingenieurmodells möglich.

In Bild 280 sind die Traglasten der FE-Simulationen der Einzelstäbe aus [32] (siehe Tabelle 32) den Tragfähigkeiten bei Anwendung des Ingenieurmodells (siehe Tabelle 33) graphisch gegenübergestellt.

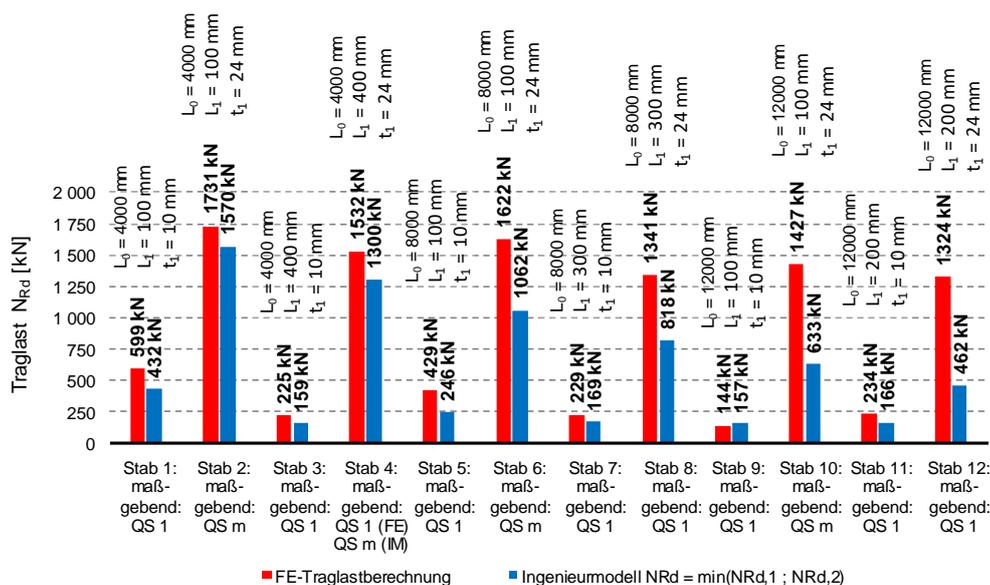


Bild 280: Vergleich der FE-Tragfähigkeiten mit den Traglasten des vorgeschlagenen Ingenieurmodells (Minimum aus Nachweis 1: konventioneller Knicknachweis am Ersatzstab $N_{Rd,1}$ und Nachweis 2: Querschnittsnachweis im kritischen Knotenblechquerschnitt $N_{Rd,2}$) für die beispielhaft ausgewählten Hohlprofilstäbe mit beidseitigem Gurtblechanschluss aus [32]

Es zeigt sich, dass – bis auf eine Ausnahme – alle Tragfähigkeitsergebnisse der Druckstäbe des Ingenieurmodells im Vergleich zu den Traglasten der FE-Berechnungen auf der sicheren Seite liegen. Nur die reale FE-Traglast des Stabes 9 (mit $L_0 = 12000$ mm, $L_1 = 100$ mm und $t_1 = 10$ mm) überschätzt das Ingenieurmodell um 8% (vgl. Bild 280).

3.7.5. Zusammenfassende Beurteilung der Treffsicherheit des vorgeschlagenen Ingenieurmodells zur Drucktragfähigkeit von Hohlprofilstäben mit beidseitigem Gurtblechanschluss

Die Treffsicherheit des in Abschnitt 3.7.1 vorgeschlagenen Ingenieurmodells wurde anhand verschiedener FE-Simulationen überprüft:

- a) Vergleich der Traglasten bei Anwendung des Ingenieurmodells mit den numerisch ermittelten realitätsnahen FE-Tragfähigkeiten der Fachwerkdruckdiagonalen (siehe Abschnitt 3.7.4.1)
- b) Vergleich der Traglasten bei Anwendung des Ingenieurmodells mit den numerisch ermittelten FE-Tragfähigkeiten der isolierten Einzelstäbe (siehe Abschnitt 3.7.4.2)
- c) Erweiterte Überprüfung der Treffsicherheit des Ingenieurmodells anhand Hohlprofilstäben aus [32] (siehe Abschnitt 3.7.4.3)

Der Vergleich der maximalen Traglasten des Ingenieurmodells mit den numerisch ermittelten realitätsnahen FE-Tragfähigkeiten der Fachwerkdruckdiagonalen (vgl. Abschnitt 3.7.4.1) zeigt, dass durchgehend alle Tragfähigkeitsergebnisse der Druckstäbe des Ingenieurmodells im Vergleich zu den Traglasten der realitätsnahen FE-Systemberechnungen auf der sicheren Seite liegen (siehe Bild 272). Auch die Gegenüberstellung von den kritischen Verzweigungslasten der FE-Eigenwertanalyse der ersten Knickeigenformen und den idealen Knicklasten des Ingenieurmodells (siehe Bild 273) zeigt, dass das Ingenieurmodell für alle untersuchten Fachwerkdruckdiagonalen konservative kritische Verzweigungslasten liefert.

Infolge dieser beiden Ergebnisvergleiche, welchem die Untersuchung baupraktisch repräsentativer Fachwerkdruckdiagonalen als Hohlprofilstäbe mit beidseits alleinig weitergeführten Gurten und Knotenblechanschlüssen zugrunde liegt, kann belegt werden, dass die vorgeschlagene Annahme für die erhöhte mitwirkende Breite b_m der außenliegenden Knotenbleche (vgl. Abschnitt 3.7.1) zutreffende konservative Ergebnisse für die Praxis liefert. Die erhöhte mitwirkende Breite b_m wird für die Berechnung der modifizierten Biegesteifigkeiten $I_{1,mod}$ der Knotenbleche aus der Fachwerkebene benötigt. Somit kann der zutreffende Knicklängenfaktor β_1 , auf Basis des Längenverhältnisses L_1/L_0 (bei Fachwerkgurten als Hohlprofilquerschnitt) bzw. L_1/L_{sys} (bei Fachwerkgurten als I-Profilquerschnitt) und des Biegesteifigkeitsverhältnisses $I_{1,mod}/I_{z,0}$ berechnet werden.

Der Vergleich der Traglasten der realitätsnahen numerischen FE-Simulationen mit den Tragfähigkeiten des vorgeschlagenen Ingenieurmodells bestätigt auch die in Abschnitt 3.6 festgelegten Stabrandbedingungen als eingespannte Knotenblechränder. Auch mit dieser Festlegung resultieren durchgehend Ergebnisse auf der sicheren Seite liegend für alle acht untersuchten Fachwerkdruckdiagonalen (vgl. Abschnitt 3.7.4.1 bzw. Bild 272). Demzufolge wird für die Praxis die Annahme einer beidseitig starren Lagerung der Knotenblechränder für die Ermittlung des Knicklängenfaktors β_1 empfohlen.

Bei der Betrachtung von herausgelösten, isolierten Einzelstäben mit parallelen Knotenblechen mit der Höhe der Druckdiagonale, treffen die Traglasten des Ingenieurmodells die FE-Einzelstabtraglasten sehr zufriedenstellend (vgl. Bild 275). Für die untersuchten Einzelfälle aus Abschnitt 3.5.2 treten vereinzelt nur geringe Tragfähigkeitsüberschätzungen des Ingenieurmodells im Vergleich zu den FE-Traglasten auf. Die Überschätzung beträgt allerdings maximal moderate 4% und ist als akzeptabel anzusehen, da der isolierte Einzelstab eine deutlich geringere Traglast aufweist gegenüber einer zutreffenden Erfassung des gesamten Fachwerkknotens.

Die kritischen Verzweigungslasten der FE-Eigenwertanalysen für die jeweils ersten Knickeigenformen der Ersatzstabmodellierung nach Variante I (mit modellierter Blechüberlappung zwischen weitergeführten Gurten des Hohlprofilquerschnittes und Knotenblechen) werden von den idealen Knicklasten des Ingenieurmodells für alle untersuchten Fachwerkdruckdiagonalen unterschätzt. Wenn die Knotenblechdicke $t_1 = 20$ mm der Gurtblechdicke $t = 20$ mm entspricht, überschätzt die kritische Knicklast des Ingenieurmodells die FE-Verzweigungslast mit der isolierten Einzelstabmodellierung nach Variante II (mit rein bis zu den Auflagern weitergeführten Gurten) zwischen 8% und 14% (siehe Bild 276).

Für die Hohlprofilstäbe mit beidseits alleinig weitergeführten Gurten aus [32] zeigte sich, dass – bis auf eine Ausnahme – alle Tragfähigkeitsergebnisse der Druckstäbe des Ingenieurmodells im Vergleich zu den Traglasten der realitätsnahen FE-Systemberechnungen auf der sicheren Seite liegen. Nur bei einem Stab überschätzt das Ingenieurmodell um 8% die FE-Tragfähigkeit (siehe Bild 280).

4. Zusammenfassung und Schlusswort

Fachwerkträger gehören seit Beginn des Stahlbaus zu den häufig eingesetzten Bauformen. Vor allem bei weitgespannten Brücken- und Hallentragwerken finden stählerne Fachwerke ihren Einsatz. Für die Fachwerkstäbe werden meist Kasten- und I-Querschnitte verwendet, welche in den Knotenpunkten in Hinblick auf eine einfache Montage mithilfe von Knotenblechen miteinander verbunden werden – eine direkte Verbindung zwischen den Fachwerkgurten und den Fachwerkfüllstäben besteht meist nicht. Die Verbindung zwischen den Knotenblechen und den Stäben kann sowohl geschweißt, als auch geschraubt bzw. früher genietet, ausgeführt werden.

Vielfach wird bei Schraubverbindungen eine einfache Zugänglichkeit der Verbindungsmittel gefordert. Dieser Umstand führt vor allem in letzter Zeit zu immer größer werdenden freien Knotenblechlängen in der Praxis, wodurch es zu einer nicht vernachlässigbaren Steifigkeitsschwächung (Biegesteifigkeit aus der Fachwerkebene) im Bereich des Fachwerkknotens aus der Fachwerkebene kommt. Daher zeigt sich, dass ein konventioneller Knicknachweis nicht ausreicht, um die Drucktragfähigkeit zutreffend zu erfassen. Es ist zumindest ein Knicknachweis am Ersatzstab mit einer erhöhten Knicklänge notwendig ($\beta > 1,0$). Neben dem globalen Stabknicken muss zusätzlich auch der alleinige Knotenblech- bzw. Gurtquerschnitt ausreichende Querschnittstragfähigkeit aufweisen, um die Tragsicherheit des Gesamtstabes zu gewährleisten.

In diesem Zusammenhang berichtet [5] bedauerlicherweise von einem Schadensfall, bei welchem ein als Montagehilfskonstruktion dienender Fachwerkträger einstürzte (siehe Abschnitt 1.1). Die versagende Druckdiagonale wies einen Kastenquerschnitt auf, wobei nur die beiden Gurte alleinig in den Knoten weitergeführt wurden, um jeweils eine Schraubverbindung zu einem Knotenblech (diese waren verschweißt mit dem Fachwerk gurt als I-Profilquerschnitt) herzustellen. Die Stege der Druckdiagonale endeten vor Beginn der Knotenbleche, um die Montage der Schrauben zu vereinfachen.

Aufgrund dieses Umstandes zeigt sich die Notwendigkeit der genauen Analyse des komplexen Stabilitätstragverhaltens derartiger Druckstäbe. Für diese spezielle Ausführungsform der Knotenbleche sind die Bemessungsregeln bzw. Tragsicherheitsnachweise für die Fachwerkknotenpunkte (Fachwerkanschlüsse) nicht unmittelbar im Eurocode EN 1993-1-8 [6] aufbereitet. In der einschlägigen Literatur finden sich jedoch Bemessungsregeln, auf Basis des Bemessungskonzeptes des Eurocodes EN 1993-1-1 [7], die eine hinreichend genaue Auslegung der alleinigen Knotenbleche gestatten – darauf wurde in Abschnitt 1.3 näher eingegangen. Hinsichtlich der Drucktragfähigkeit der Fachwerksdiagonalstäbe und Pfostenstäbe – maßgebend ist das Knicken aus der Fachwerkebene – finden sich im Eurocode keine unmittelbaren Hinweise. Auch in der Fachliteratur finden sich nur sehr oberflächliche Hinweise, sodass in der Praxis immer wieder Diskussionen zur zutreffenden Drucktragfähigkeit dieser Fachwerkfüllstäbe entstehen. Dieser Sachverhalt war die Motivation für diese Arbeit.

In der vorliegenden Dissertation wurden zwei Ausführungen für Fachwerkträger mit den typischen zugehörigen Knotenbauformen detailliert untersucht. Als erstes wurden Fachwerkträger behandelt, bei denen alle Fachwerkstäbe als gewalzte I-Profile ausgeführt sind. Dabei liegen alle Stege der Einzelprofile in der Fachwerkebene und die Füllstäbe schließen nicht direkt an die Gurtstäbe an, sondern sind in die Knotenbleche an beiden Stabenden eingeschlizt (in der Arbeit als Knotentyp K1 bezeichnet).

Bei der zweiten untersuchten Ausführungsform für Fachwerkträger werden Hohlprofilquerschnitte bzw. geschweißte rechteckige Kastenquerschnitte ausgeführt. Für diese Querschnittsformen hat sich für die Knotenausbildung eine Ausführung durchgesetzt, bei welcher nur die beiden außenliegenden seitlichen Gurte der Diagonalen in den Knoten weitergeführt werden. Die Stege (oben und unten liegendes Blech) sind ab Beginn der Knotenbleche, welche wiederum mit dem Fachwerkurt verschweißt sind, nicht weiter fortgesetzt. Diese Ausführungsvariante mit Füllstäben als Hohlprofilquerschnitt und alleinig weitergeführten Gurten mit Knotenblechanschluss wurde in dieser Dissertation als Knotentyp K2 bezeichnet.

Schwerpunkt der Arbeit war die Darstellung des Tragverhaltens derartiger Fachwerkträger, insbesondere in Hinblick der Drucktragfähigkeit der Füllstäbe. Hierfür wurden in Kapitel 2 für I-Profile mit eingeschlitzten Knotenblechen (Knotentyp K1) bzw. in Kapitel 3 für Hohlprofile mit alleinig verlängerten Gurten und weiterführendem Knotenblechanschluss (Knotentyp K2) umfangreiche numerische Traglaststudien an repräsentativen Ausführungen durchgeführt.

Für eine realitätsnahe Wiedergabe des Knicktragverhaltens der Fachwerkdiagonalen aus der Fachwerkebene erfolgte im Zuge der Modellbildung eine exakte geometrische Abbildung der an den betrachteten Fachwerkstab anschließenden Fachwerkknoten. Weiters wurde die realitätsnahe Kraftweiterleitung vom Fachwerkknoten berücksichtigt, indem das verwendete FE-Modell auch die anschließenden Gurtstäbe sowie die Zugdiagonale beinhaltete. Nur durch deren Mitmodellierung kann auch die zutreffende Stützwirkung der Knotenbleche aus der Ebene abgebildet werden.

Zusätzlich wurde im FE-Modell die fehlende Abstützung der Anschlusspunkte der Fachwerkdruckdiagonale aus der Fachwerkebene miteingefasst. Demzufolge können sich die Knoten des Druckstabes frei aus der Fachwerkebene verformen – eine Abstützung aus der Ebene erfolgt erst in den benachbarten Fachwerkknoten. Eine eventuell vorhandene Interaktion des Knickens von Druckdiagonale und Untergurt wurde – für den Knotentyp K1 – durch Ansatz einer zusätzlichen externen Untergurtnormalkraft untersucht. Als geometrische Imperfektionen bzw. geometrische Ersatzimperfektionen (nur für den Knotentyp K1), die auch die Wirkung der strukturellen Imperfektionen mit erfassen, wurden affine Verläufe zur durchgeführten, vorgeschalteten Eigenwertanalyse gewählt. Hierbei wurden den beiden eigenständigen Traglastberechnungen die Imperfektionsfiguren der ersten bzw. der zweiten Knickeigenform zugrunde gelegt. Neben diesen beiden genannten Imperfektionsverläufen, affin zur ersten und zweiten Knickeigenform, wurde eine weitere Traglastberechnung mit geometrischen Imperfektionen nur im Knotenblech vorgenommen. Hierbei wurde das Knotenblech aus der Fachwerkebene schiefgestellt. Damit weist auch der Diagonalstab eine Ausmitte auf (für den Knotentyp K1).

Zusätzlich zu den umfangreichen numerischen Traglaststudien erfolgte im Zuge der Dissertation auch die Durchführung von insgesamt vier Großversuchen an gesamten Fachwerkträgern im Maßstab 1:1 für die Ermittlung der Drucktragfähigkeit von Fachwerkdiagonalen aus I-Profilen mit beidseits eingeschlitzten Knotenblechen (Knotentyp K1). Diese Großversuche waren zur Verifizierung der Einflüsse aus strukturellen Imperfektionen (vor allem jener aus Eigenspannungen im Walzprofil sowie Schweißbeigenspannungen aus dem Herstellprozess) und Kalibrierung des entwickelten FE-Modells zur numerischen Traglastanalyse unumgänglich. Zudem waren weitere Ziele der Großversuche einerseits ein Erkenntnisgewinn über die tatsächlich auftretenden geometrischen Imperfektionen aus der Ebene von derartigen Fachwerkdiagonalen, sowie andererseits ein Vergleich des globalen Last-Verformungsverhaltens des Fachwerkträgers mit verschiedenen Ingenieurmodellen (Stabmodellen) aus der Praxis. Weiters wurden die tatsächlich in den Druckdiagonalen auftretenden Stabnormalkräfte im Vergleich mit diesen Ingenieurmodellen kontrolliert. Hierfür war ein umfangreiches Messprogramm im Zuge der Versuchsdurchführung erforderlich. Aber auch zusätzliche Materialversuche für die Stäbe der Fachwerkdruckdiagonalen erfolgten.

Auf Basis der numerischen Parameterstudien und Ergebnisse der Großversuche an einfeldrigen Fachwerkträgern im Maßstab 1:1 mit Knotentyp K1 wurde ein einfaches Ingenieurmodell zur Drucktragfähigkeit von Diagonalstäben entwickelt. Die Drucktragfähigkeit von Diagonalstäben mit beidseitigem Knotenblechanschluss ist vielfach durch die beschränkte Querschnittstragfähigkeit der Knotenbleche selbst bestimmt. Für große freie Knotenblechlängen ist demzufolge ein konventioneller Knicknachweis am Ersatzstab und Überprüfung der Stabtragfähigkeit in Stabmitte nicht ausreichend, um die Tragfähigkeit derartiger Druckstäbe zu berechnen. Insbesondere bei sehr schlanken Knotenblechen bzw. bei gedrungenen Stäben überschätzt der Knicknachweis aus der Ebene die Drucktragfähigkeit des Gesamtstabes – auch dann, wenn die reduzierte Biegesteifigkeit der Knotenbleche in einer erhöhten Knicklänge am Ersatzstab miterfasst wird.

Daher ist neben dem konventionellen Knicknachweis am Ersatzstab (als „Nachweis 1“ im Ingenieurmodell bezeichnet) ein weiterer Nachweis, ein Querschnittsnachweis im Knotenblech („Nachweis 2“) im maßgebenden Querschnitt, zwingend erforderlich. Für das Ingenieurmodell wird, anhand der im Zuge der numerischen Studien detailliert ausgewerteten realen Spannungsverteilungen in den Knotenblechen sowie anhand Vergleichen der kritischen Verzweigungslasten, eine zutreffende mitwirkende Breite zur Berechnung der Biegesteifigkeit der Knotenbleche aus der Ebene abgeleitet. Diese mitwirkende Knotenblechbreite kann in weiterer Folge zur Ermittlung des Knicklängenfaktors herangezogen werden. Die Knicklängenfaktoren werden auf Basis eines „Dreistabmodells“ mit unterschiedlichen Biegesteifigkeiten bestimmt.

Die Treffsicherheit der Traglasten, welche sich bei Anwendung des Ingenieurmodells für die untersuchten Fachwerkdruckdiagonalen ergeben, wurde anhand eines Vergleichs der numerisch ermittelten Tragfähigkeiten überprüft. Das vorgeschlagene Ingenieurmodell für Fachwerkdruckdiagonalen aus I-Profilen mit beidseitig eingeschlitzten Knotenblechen (Knotentyp K1) liefert für alle untersuchten Druckdiagonalen, bei Variation der Knotenblechschlankheit, stets auf der sicheren Seite liegende Traglasten. Für Hohlprofile mit alleinig weitergeführten Gurten (Knotentyp K2) erfolgte auch ein Vergleich der Traglasten an isolierten Einzelstäben – ohne anschließendem Fachwerkknoten bzw. im Knoten anschließende Stäbe. Auch hierfür liefert das auf den Knotentyp K2 angepasste Ingenieurmodell zufriedenstellende Ergebnisse. Auch der Einfluss eines zusätzlich entstehenden Blechbiegemoments infolge der Blechexzentrizität aus der Blechüberlappung zwischen den weitergeführten Gurten der Hohlprofilstäbe und anschließenden Knotenblechen wurde umfassend untersucht.

Bezüglich der schwer abzuschätzenden Effekte der strukturellen Imperfektionen hat sich im Zuge der numerischen Nachrechnung der Großversuche gezeigt, dass bei der FE-Traglastberechnung die Eigenspannungen im Stabbereich, für die untersuchte Stabkonfiguration mit eingeschlitzten Knotenblechen (Knotentyp K1), vernachlässigt werden können. Hierbei wurde die Stabnormalkraft im Traglastzustand mit dem FE-Modell mit bzw. ohne Eigenspannungen berechnet. Einerseits sind die ermittelten Traglasten der Druckdiagonalen mit erfassten Eigenspannungen nur unwesentlich geringer als die numerisch berechneten Traglasten ohne Eigenspannungen, andererseits sind die Tragfähigkeiten der Druckdiagonalen im Versuch größer als jene der Simulation mit Eigenspannungen. Demzufolge ist es nicht erforderlich, Traglastberechnungen mit schwer zutreffend abschätzbaren Eigenspannungsverläufen – auch in den Knotenblechen – durchzuführen. Anhand der Traglastergebnisse der Druckdiagonalen in den durchgeführten Großversuchen konnte auch gezeigt werden, dass die durch den Fertigungsprozess derartiger Fachwerkträger allenfalls eingepprägten Eigenspannungen die Drucktragfähigkeit der Diagonalstäbe nicht negativ beeinflussen. Es wird davon ausgegangen, dass die gleichen Schlussfolgerungen aus den vergleichenden FE-Traglastberechnungen zu den Großversuchen für Knotentyp K1, auch für die ebenfalls vernachlässigten Effekte der strukturellen Imperfektionen für die untersuchten Hohlprofilquerschnitte mit beidseits alleinig weitergeführten Gurtanschluss (Knotentyp K2) gelten.

Schwerpunkt der Dissertation war zusammenfassend gesagt die Darstellung des komplexen Drucktragverhaltens von Fachwerkfüllstäben, welche alleinig über Knoten- bzw. weitergeführten Gurtblechen mit den Fachwerkträgergurten verbunden werden, wodurch keine direkte Verbindung zwischen den Fachwerkgurten und den Fachwerkfüllstäben besteht.

Da derartige Fachwerkknotenausführungen in modernen Stahlbaukonstruktionen infolge der wirtschaftlichen Fertigung vermehrt eingesetzt werden, ist die Kenntnis des Tragverhaltens derartiger Fachwerkträger für die zutreffende stahlbauliche Bemessung der eingesetzten Stäbe von wesentlicher Bedeutung.

Anhand von umfangreichen numerischen Traglaststudien und durchgeführten Großversuchen wird in der vorliegenden Dissertation das Tragverhalten der Druckstäbe beleuchtet und ein Ingenieurmodell zur Bemessung der Druckdiagonalen vorgeschlagen.

LITERATURVERZEICHNIS

- [1] N. Janberg, „Structurae: Internationale Datenbank für Bauwerke und Bauingenieure,“ [Online]. Available: <https://structurae.de/fotos/46889> und <https://structurae.de/fotos/46254>.
- [2] M. Kraus und J. Niebuhr, „Hangar für drei Großraumflugzeuge,“ *Stahlbau* 79 (2010).
- [3] H. Unterweger und A. Taras, „Hohlprofile mit beidseits zentrisch eingeschlitzten Knotenblechen – Druckverhalten und Bemessungsvorschlag,“ *Stahlbau* 80 (2011).
- [4] H. Unterweger und A. Taras, „Compression members with hollow sections and concentric slotted gusset plates - behaviour and recommended design model,“ in *Proceedings of the SSRC Stability Conference*, St. Louis, 2013.
- [5] H. Schmidt, M. Fastabend, P. Swadlo und H. Lommen, „Ein ungewöhnliches Stabilitätsproblem verursacht Schadensfall,“ *Stahlbau* 77 (2008).
- [6] ÖNORM EN 1993-1-8: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-8: Bemessung von Anschlüssen, 2005.
- [7] ÖNORM EN 1993-1-1: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil-1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau, 2016.
- [8] H. Unterweger und R. Ofner, „Traglast von Verbandsstäben aus Hohlprofilen mit quasi-zentrischem Knotenblechanschluss,“ *Stahlbau* 78 (2009).
- [9] H. Dietz und M. Wörner, „Druckbeanspruchte Fachwerkstäbe mit exzentrischen Knotenblechanschlüssen - Teil 1,“ *Stahlbau* 81 (2012).
- [10] H. Dietz und M. Wörner, „Druckbeanspruchte Fachwerkstäbe mit exzentrischen Knotenblechanschlüssen - Teil 2,“ *Stahlbau* 81 (2012).
- [11] ÖNORM EN 1090-2: Ausführung von Stahltragwerken und Aluminiumtragwerken - Teil 2: Technische Regeln für die Ausführung von Stahltragwerken, 2008.
- [12] EN ISO 13920, „Allgemeintoleranzen für Schweißkonstruktionen,“ 1996.
- [13] A. Pflüger, *Stabilitätsprobleme der Elastostatik*, 2. Auflage, Berlin: Springer Verlag, 1964.
- [14] A. Suppes, *Tragverhalten und Optimierungen von ausgeklinkten Knotenblechen in Fachwerkbindern*, Darmstadt: Dissertation, Institut für Stahlbau und Werkstoffmechanik der Technischen Universität Darmstadt, 1998.
- [15] V. Adam und X. Zhang, „Eine praktische Bemessungsmethode für ausgeschnittene Knotenbleche zum Anschluß von I-Profilen,“ *Stahlbau* 63 (1994).
- [16] J. Lange, H. Friemann und A. Suppes, „Tragverhalten und Optimierung von ausgeschnittenen Knotenblechen,“ *Stahlbau* 69 (2000).
- [17] J. Vette und R. Kindmann, *Computational Investigations on the Force Transmission of Tension Bars in Gussset Plates*, Budapest: Proceedings of the 6th European Conference on Steel and Composite Structures, Eurosteel, 2011.
- [18] J. Vette und R. Kindmann, *Stresses in joints with gusset plates*, Napoli: Proceedings of the 7th European Conference on Steel and Composite Structures, Eurosteel, 2014.
- [19] A. Klinkenberg, *Computergestützte plastische Bemessung von Anschlüssen im Stahlbau*, Karlsruhe: Artikel in: *Berichte der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine der Universität Fridericiana*. 5.Folge – Heft 4. hg. von Blaß H.J., Saal H., 1998.

- [20] R. Hertle, „Zur Bemessung von Knotenblechen in Stahlfachwerkkonstruktionen,“ *Stahlbau* 73 (2004).
- [21] A. Klinkenberg, W. Peter und A. Saal, „Berechnungsmodelle für geschweißte Anschlüsse in ausgeschnittenen Knotenblechen,“ *Stahlbau* 68 (1999).
- [22] D. Vasarhelyi, „Tests of Gusset Plate Models,“ *Journal of the Structural Division. Vol.97 No.ST2. hg. von Proceedings of the American Society of Civil Engineers*, 1971.
- [23] J. Vette, Tragverhalten von Stabanschlüssen und Fachwerkknoten mit ausgeschnittenen Knotenblechen, Dissertation, Ruhr-Universität Bochum, 2011.
- [24] J. Lange und T. Abel, „Zum Einfluss von Knotenblechanschlüssen auf das Tragverhalten von druckbelasteten Fachwerkstäben,“ *Stahlbau* 85 (2016).
- [25] H. Dietz, „Zuschrift zu Artikel Schmidt H., Fastabend M., Swadlo P., Lommen H.-G.: Ein ungewöhnliches Stabilitätsproblem verursacht Schadesfall in Stahlbau. 77 (2008),“ *Stahlbau* 78 (2009).
- [26] ÖNORM B 1993-1-1: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln - Nationale Festlegungen zu ÖNORM EN 1993-1-1, nationale Erläuterungen und nationale Ergänzungen, 2007.
- [27] H. Schmidt, M. Fastabend, P. Swadlo und H.-G. Lommen, „Abschließende Stellungnahme zur Zuschrift zu Artikel Schmidt H., Fastabend M., Swadlo P., Lommen H.-G.: Ein ungewöhnliches Stabilitätsproblem verursacht Schadesfall in Stahlbau. 77 (2008),“ *Stahlbau* 79 (2010).
- [28] A. Kamplleitner, Tragverhalten von Fachwerksdruckdiagonalen mit beidseits eingeschlitzten Knotenblechen, Masterarbeit, Institut für Stahlbau der Technischen Universität Graz, 2013.
- [29] H. Unterweger und A. Kamplleitner, Gutachterliche Stellungnahme zum Tragverhalten von Fachwerksdruckdiagonalen aus I-Profilen mit beidseits eingeschlitzten Knotenblechen auf Basis der Konstruktionspraxis der Firma Stahlbau Hastlinger, 2014.
- [30] ECCS – CEDM – EKS, Publication No. 33, Ultimate limit State calculation of Sway Frames with Rigid Joints, Rotterdam: 1994.
- [31] J. Lindner, J. Scheer und H. Schmidt, Stahlbauten - Erläuterungen zu DIN 18 800 Teil 1 bis 4, Beuth, Ernst & Sohn, 1994.
- [32] D. Jank, Drucktragfähigkeit von quadratischen Hohlprofilstäben mit beidseits ungestütztem Knotenblechanschluss, Masterarbeit, Institut für Stahlbau der Technischen Universität Graz, 2016.
- [33] H. Unterweger und A. Kamplleitner, „Stability behaviour of truss members made of I-sections with slotted gusset plates on both sides,“ in *Proceedings of the 8th International Conference on Advances in Steel Structures*, Lissabon, 2015.

ANHANG A:

**ERGÄNZENDE ERGEBNISSE: DRUCKSTÄBE ALS I-
PROFILE MIT MITTIG EINGESCHLITZTEN
KNOTENBLECHEN (TYP K1)**

Ergänzung zum Hauptteil – Kapitel 2.6.3: Durchführung und Ergebnisse der Traglastberechnungen

Um die Tragfähigkeit der modellierten Fachwerkdruckdiagonale zu erhalten, werden Druck- und Zugstrebe mit einer Referenznormalkraft N_{ref} (siehe Bild 69) belastet. Diese Normalkraft N_{ref} entspricht der plastischen Normalkraft der Druckstrebe mit Ausrundungsradius zwischen Steg und den Flanschen, obwohl die Ausrundungen selbst nicht im Modell abgebildet wurden.

$$N_{ref} = A \cdot f_y \quad \text{Gl. A.1}$$

Mit der Streckgrenze $f_y = 35,5 \text{ kN/cm}^2$ für die Stahlgüte S355 und den Profilquerschnittsflächen $A [\text{cm}^2]$ nach Tabelle 4 ergeben sich für die sechs behandelten Gruppen die plastischen Normalkräfte als Referenzkräfte nach Gl. A.1 für die FE-Rechnungen.

Das Ergebnis der Analyse bildet ein Lastfaktor (LF). Dieser gibt an, wie weit das Programm Abaqus die aufgebrachte Kraft N_{ref} steigern kann, bis die Traglast des Systems erreicht wird. Durch Multiplikation dieses Lastfaktors mit der Referenznormalkraft wird die Tragfähigkeit nach Gl. A.2 bestimmt.

$$N_{Rd} = LF \cdot N_{ref} \quad \text{Gl. A.2}$$

Zusätzlich zur Berechnung an der Druckdiagonale mit anschließendem Fachwerkknoten wird auch eine reine „Stabberechnung“ der alleinigen Druckstrebe mit der Systemlänge L_{sys} , ohne Knotenbleche an den beiden Stabenden, vorgenommen. Ziel ist ein objektiver Vergleich zwischen den erhaltenen FE-Ergebnissen des isolierten Stabes, den Berechnungen mit Modellen aus der Praxis und den realitätsnahen Systemtragfähigkeiten.

Den Berechnungen am isolierten Druckstab werden zwei Imperfektionsgrößen zugrunde gelegt:

- $e_{0,eq} = L_{sys}/200$
- $e_0 = L_{sys}/750$

Die geometrische Ersatzimperfektion $e_{0,eq} = L_{sys}/200$ deckt auch vorhandene Eigenspannungen (z.B. durch Schweißen) des Profils mit ab. Diese stammt aus der zutreffenden Zuordnung des Stabquerschnittes zu den europäischen Knickspannungslinien (Knicken um die z-Achse – Linie c [7], [26]).

Ergänzende Darstellung der Traglastberechnungen der Gruppen 1, 2 sowie 4, 5 und 6b

In diesem Anhang A sind die Ergebnisse der FE-Simulationen für die Gruppen 1, 2 sowie 4, 5 und die Gruppe 6b dargestellt. Die Gruppen 1 bis 5 sind Fachwerkdruckdiagonalen nach Ausführungspraxis der Firma Stahlbau Haslinger und stammen direkt aus ausgeführten Projekten (siehe Abschnitt 2.2 und 2.3). Der Fachwerkknoten 6b ist aus der Literatur entnommen [15] – vergleiche Abschnitt 2.3. Die Darstellung der Ergebnisse der restlichen untersuchten Gruppen 3 und 6a befindet sich im Hauptteil im Abschnitt 2.6.3. Die nachfolgend gezeigten Traglastzustände sind nach Art der angesetzten Imperfektion gegliedert in:

- Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform
- Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform
- Imperfektion durch Knotenblechschiefe

Für jeden dieser oben genannten Imperfektionsfälle gibt es vier Grafiken a) – d) zum Traglastzustand, welche jeweils folgende Darstellungen beinhalten:

- a) Normalspannung σ_{11} in Stablängsrichtung [N/mm²]
- b) Schubspannung σ_{12} im Knotenblech [N/mm²]
- c) Mises-Vergleichsspannung [N/mm²]
- d) Gesamtverformungen [mm]

Bei den FE-Grafiken der isolierten Stabberechnungen mit der Systemlänge L_{sys} (einerseits mit der geometrischen Ersatzimperfektion $e_{0,\text{equ}} = L_{\text{sys}}/200$, andererseits mit der rein geometrischen Imperfektion $e_0 = L_{\text{sys}}/750$) sind nur die Normalspannungsverläufe σ_{11} in Stablängsrichtung [N/mm²] dargestellt.

Die Imperfektionsamplitude $e_0 = L_{\text{sys}}/750$ entspricht nach Eurocode 1993-1-1 [7], [26] einer rein geometrischen Imperfektion in Form einer Stabvorkrümmung. Hingegen deckt die Imperfektionsamplitude $e_{0,\text{equ}} = L_{\text{sys}}/200$, als geometrische Ersatzimperfektion, auch den Einfluss von strukturellen Imperfektionen (vor allem Eigenspannungen) auf die Tragfähigkeit mit ab.

Für die FE-Systemberechnung sind die Ergebnisse jeweils mit linear elastisch – ideal plastischen Materialeigenschaften für das Druckdiagonalenprofil bzw. das Knotenblech dargestellt. Für einige der Gruppen (Gruppe 1 bzw. Gruppe 3 bis 6) schränkt die Querschnittstragfähigkeit von Zugdiagonale bzw. Untergurt die Drucktragfähigkeit ein (siehe Abschnitt 2.6.2), weshalb Zugdiagonale und Untergurt mit einem rein elastischen Materialverhalten modelliert werden. Nur für die Fachwerkdruckdiagonale der untersuchten Gruppe 2 sind die anschließenden Stäbe im Fachwerkknoten, Zugdiagonale und Untergurtstab, als einzige Gruppe derart konstruiert, dass sie die Tragfähigkeit der Druckdiagonale im Ersatzsystem des Fachwerkausschnittes (siehe Bild 69) nicht limitieren.

a) Darstellung der Ergebnisse der Traglastberechnungen – Gruppe 1

Die wichtigsten Daten, um die Fachwerkdruckdiagonale der Gruppe 1 zu charakterisieren, sind in Tabelle A.1 zusammengefasst.

Tabelle A.1: Charakteristische Daten für die Gruppe 1

Gruppe 1			
Profil der Druckdiagonale:	HEB 340	Systemlänge L_{sys} =	4303 mm
Material	S355	$\bar{\lambda}_{z,0,L_{sys}}$ =	0,735
Fläche des idealisierten Profils der FE-Rechnung (ohne R)	164,6 cm ²	L_0 =	3648 mm
		$\bar{\lambda}_{z,0,L_0}$ =	0,623
t_1 =	45 mm		
Profil der Zugdiagonale:	HEB 320		
Profil des Untergurtes:	HEB 450	Untergurtlänge L_{UG} =	6250 mm

Erfasste Imperfektionen bei den Traglastberechnungen:

Den Traglastberechnungen werden geometrische Imperfektionen mit affinen Verläufen zur durchgeführten Eigenwertanalyse zugrunde gelegt. Die erste Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale zeigt Bild A.1, die zweite Eigenform ist in Bild A.2 dargestellt. Der Maximalwert der Verformung wird als geometrische Imperfektion jeweils mit $e_0 = L_{sys}/750$ skaliert. Neben diesen beiden Imperfektionsfiguren wird eine weitere Traglastberechnung mit Imperfektionsauftritt im Knotenblech durchgeführt. Hierbei wird das Knotenblech um 1/100 mit der Unterkante der Mittelfläche als Rotationsachse schiefgestellt und die Diagonalen im entsprechend Maß horizontal verschoben, wie dem Bild A.3 entnommen werden kann.

Geometrische Imperfektionsfigur affin zur ersten Knickeigenform:

Der Skalierungsfaktor der ersten Knickeigenform beträgt $e_0 = L_{sys}/750 = 4303\text{mm}/750 = 5,7$ mm. Bild A.1 zeigt die erste Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale der Gruppe 1.

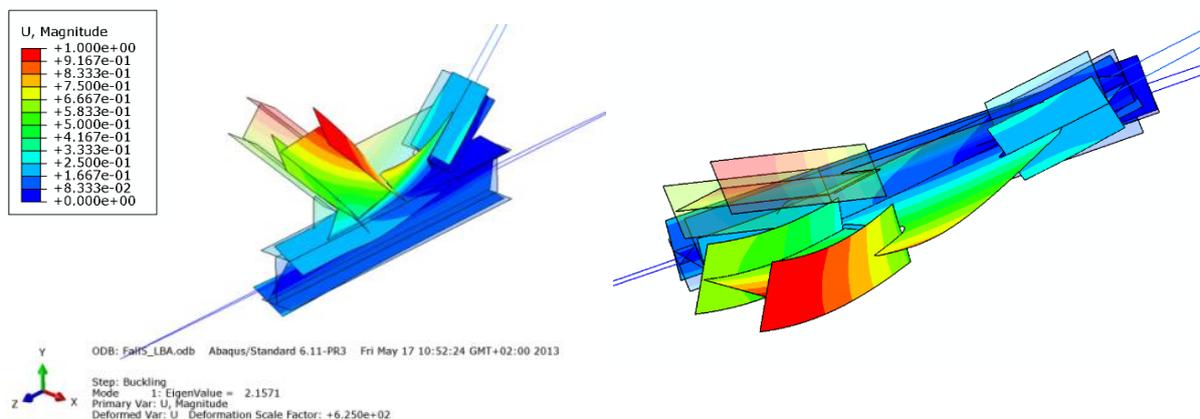


Bild A.1: Zwei Ansichten der Eigenform der Gruppe 1 – erste Knickeigenform

Geometrische Imperpektionsfigur affin zur zweiten Knickeigenform:

Der Skalierungsfaktor der zweiten Knickeigenform beträgt $e_0 = L_{sys}/750 = 4303\text{mm}/750 = 5,7 \text{ mm}$. Bild A.2 zeigt die zweite Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale der Gruppe 1.

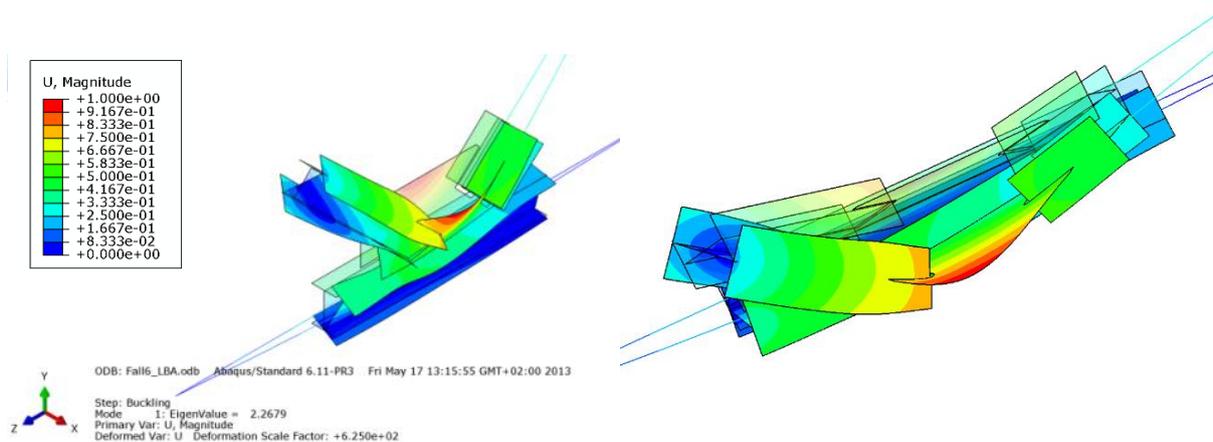


Bild A.2: Zwei Ansichten der Eigenform der Gruppe 1 – zweite Knickeigenform

Imperfektion infolge Schiefstellung des Knotenblechs:

Das Knotenblech wird um $1/100$ mit der Unterkante der Mittelfläche als Rotationsachse schiefgestellt und die Diagonalen im entsprechend Maß horizontal verschoben (die Druckstrebe in der Höhe h_3 um $\Delta_3 = 3,3 \text{ mm}$ und die Zugstrebe um $\Delta_3 = 3,2 \text{ mm}$), wie dem Bild A.3 entnommen werden kann.

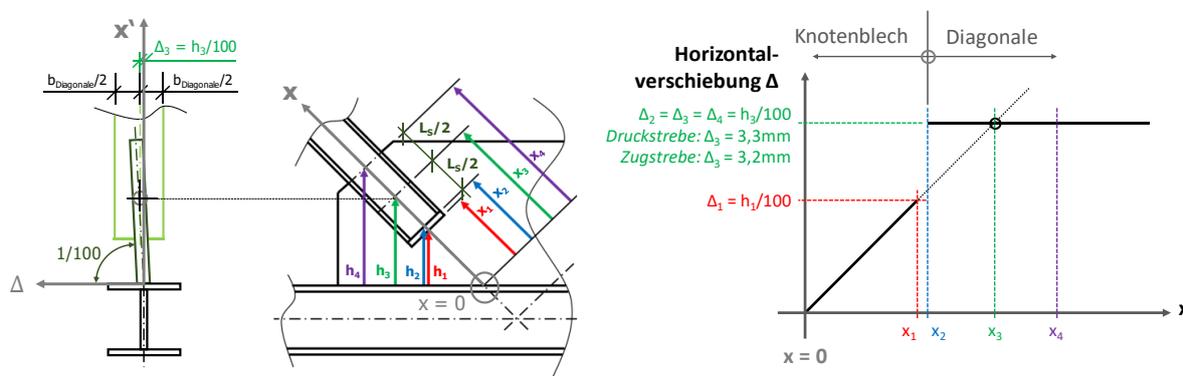


Bild A.3: Geometrische Imperfektion – Schiefstellung des Knotenblechs der Gruppe 1

- Ergebnisse im Traglastzustand:

Geometrische Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform:

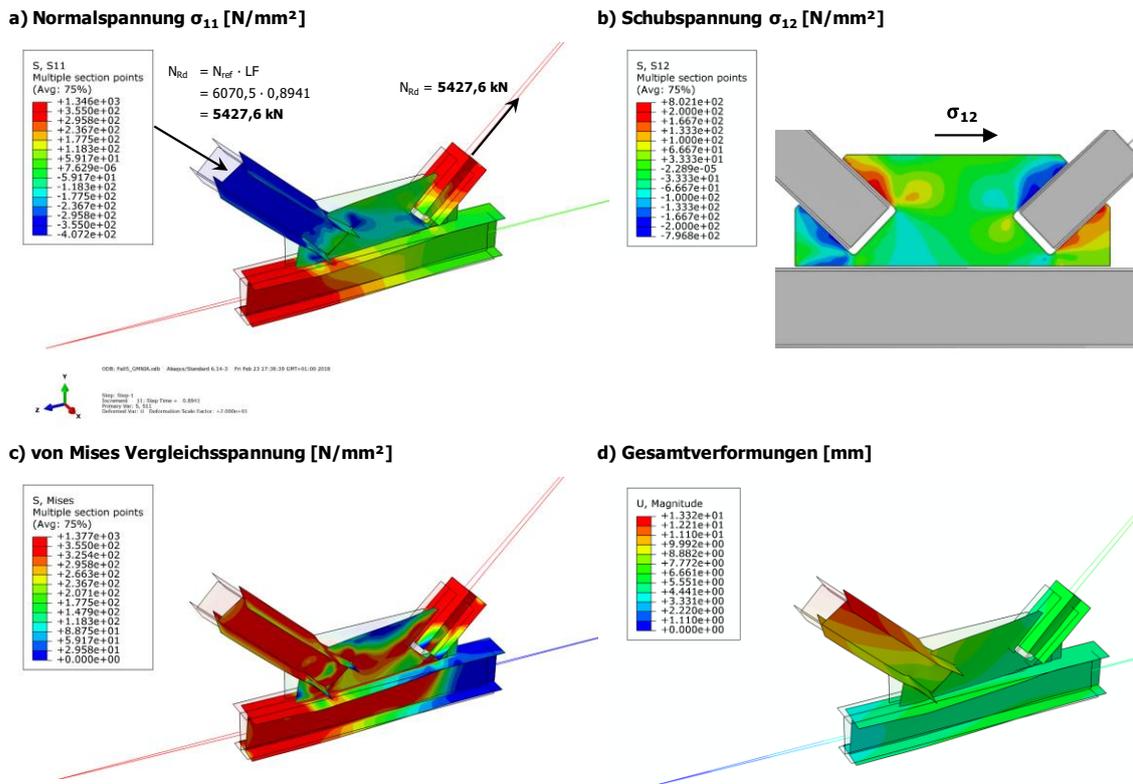


Bild A.4: Traglastergebnisse der Gruppe 1 – Geometrische Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform

Geometrische Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform:

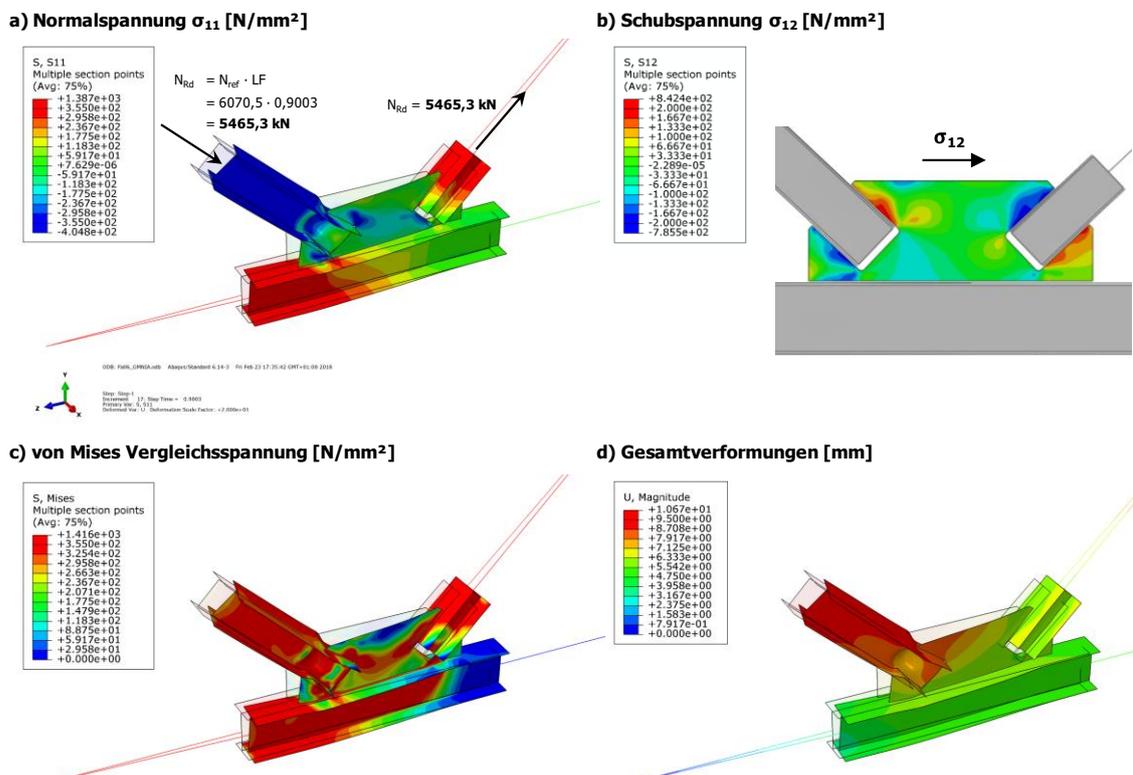
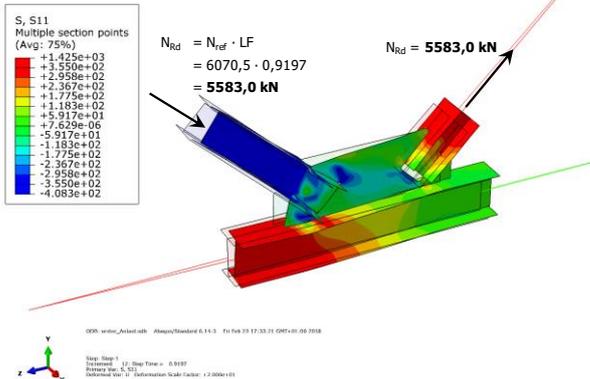


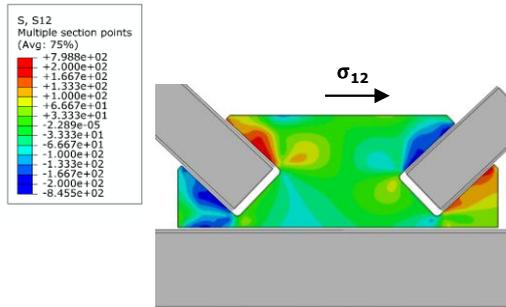
Bild A.5: Traglastergebnisse der Gruppe 1 – Geometrische Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform

Geometrische Imperfektion als Knotenblechschiefstellung:

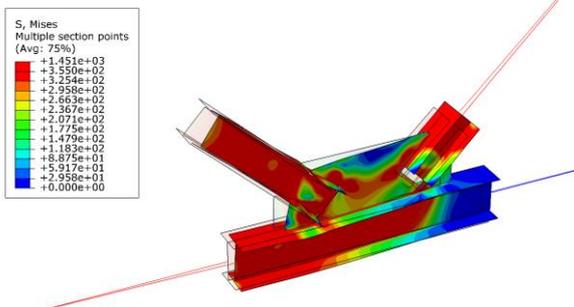
a) Normalspannung σ_{11} [N/mm²]



b) Schubspannung σ_{12} [N/mm²]



c) von Mises Vergleichsspannung [N/mm²]



d) Gesamtverformungen [mm]

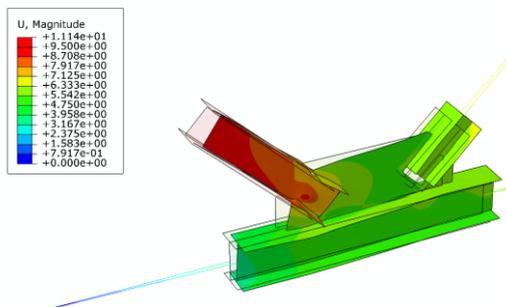
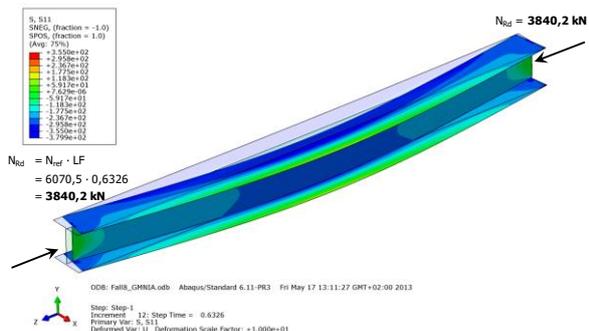


Bild A.6: Traglastergebnisse der Gruppe 1 – Geometrische Imperfektion als Knotenblechschiefstellung

Isolierte Stabrechnung:

a) Normalspannung σ_{11} mit Imperfektion $e_{0,eq} = L_{sys}/200$ [N/mm²]



b) Normalspannung σ_{11} mit Imperfektion $e_0 = L_{sys}/750$ [N/mm²]

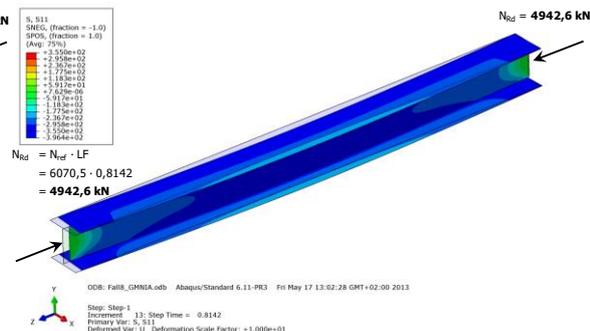


Bild A.7: Traglastergebnisse der isolierten Stabrechnung der Gruppe 1 – Normalspannung σ_{11} [N/mm²]: a) mit geometrischer Ersatzimperfektion $e_{0,eq} = L_{sys}/200$, b) mit geometrischer Imperfektion $e_0 = L_{sys}/750$

Das Bild A.4 zeigt die Fachwerkdruckdiagonale mit anschließendem Fachwerkknoten der Gruppe 1 im Traglastzustand bei einer Belastung $N_{Rd} = 5427,6$ kN. Hierbei weist die Druckdiagonale Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform (siehe Bild A.1) auf. Als Versagensmechanismus stellt sich globales Stabknickversagen ein, mit den höchsten Spannungen in Stabmitte der Druckdiagonale. Aber auch große Bereiche im Knotenblechbereich plastizieren bereits bei diesem Lastniveau. Im Traglastzustand mit Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform (siehe Bild A.5) beträgt die maximale Traglast $N_{Rd} = 5465,3$ kN in der Druckdiagonale. Die Tragfähigkeit ist nur unwesentlich höher als bei der unterstellten Imperfektionsfigur affin zur ersten Knickeigenform – auch die Spannungen im Druckdiagonalenprofil sowie im Knotenblech sind ähnlich. Im Fall mit Anfangsschiefstellung des Knotenblechs (siehe Bild A.6) ist der Versagenszustand ähnlich – hierbei wird ein Traglastniveau von $N_{Rd} = 5583,0$ kN erreicht. Zusammenfassend ergibt sich aus den numerisch berechneten Tragfähigkeiten, dass die Druckstabkonfiguration der Gruppe 1 relativ unsensibel auf die drei verschiedenen untersuchten Imperfektionsformen ist. Mit einer Schlankheit von $\bar{\lambda}_{z,0,L_{sys}} = 0,735$ bezogen auf die Systemlänge L_{sys} bzw. $\bar{\lambda}_{z,0,L_0} = 0,623$ bezogen auf die Stablänge L_0 ist sie die gedrungenste Fachwerkdruckdiagonale, welche im Zuge der Parameterstudie untersucht wurde. Zu dem ist die Knotenblechdicke von $t_1 = 45$ mm hoch genug gewählt, um kein lokales Versagen im Knotenblech zu verursachen.

Die FE-Traglastberechnung am isolierten Druckstab (beidseits gabelgelagerter Einzelstab mit konstantem Walzprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche, mit Systemlänge L_{sys}) mit der Imperfektionamplitude der Systemanalysen ($e_0 = L_{sys}/750 = 4303\text{mm}/750 = 5,7$ mm) liefert eine Tragfähigkeit von $N_{Rd} = 4942,6$ kN (siehe Bild A.7b) – dies ist um 9% geringer als die maximale Traglast der FE-Systemberechnungen. Mit der geometrischen Ersatzimperfektion $e_{0,equ} = L_{sys}/200 = 4303\text{mm}/200 = 21,5$ mm – welche implizit auch hohe strukturelle Imperfektionen, vor allem Eigenspannungen, mitabdeckt – fällt die Traglast um 22% auf $N_{Rd} = 3840,2$ kN ab (siehe Bild A.7a). Dieser Abfall der maximalen Tragfähigkeit zwischen den beiden untersuchten Imperfektionamplituden – rein geometrische Imperfektionen bzw. geometrische Ersatzimperfektionen, welche auch strukturelle Imperfektionen mitabdecken – ist in vergleichbarer Größenordnung auch bei den Systemberechnungen zu erwarten.

b) Darstellung der Ergebnisse der Traglastberechnungen – Gruppe 2

Die wichtigsten Daten, um die Fachwerkdruckdiagonale der Gruppe 2 zu charakterisieren, sind in Tabelle A.2 zusammengefasst.

Tabelle A.2: Charakteristische Daten für die Gruppe 2

Gruppe 2			
Profil der Druckdiagonale:	HEA 140	Systemlänge L_{sys} =	4581 mm
Material	S355	$\bar{\lambda}_{Z,0,L_{sys}}$ =	1,670
Fläche des idealisierten Profils der FE-Rechnung (ohne R)	30,2 cm ²	L_0 =	4320 mm
t_1 =	12 mm	$\bar{\lambda}_{Z,0,L_0}$ =	1,575
Profil der Zugdiagonale:	HEA 140		
Profil des Untergurtes:	HEA 180	Untergurtlänge L_{UG} =	6250 mm

Erfasste Imperfektionen bei den Traglastberechnungen:

Den Traglastberechnungen werden geometrische Imperfektionen mit affinen Verläufen zur durchgeführten Eigenwertanalyse zugrunde gelegt. Die erste Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale zeigt Bild A.8, die zweite Eigenform ist in Bild A.9 dargestellt. Der Maximalwert der Verformung wird als geometrische Imperfektion jeweils mit $e_0 = L_{sys}/750$ skaliert. Neben diesen beiden Imperfektionsfiguren wird eine weitere Traglastberechnung mit Imperfektionsauftritt im Knotenblech durchgeführt. Hierbei wird das Knotenblech um 1/100 mit der Unterkante der Mittelfläche als Rotationsachse schiefgestellt und die Diagonalen im entsprechend Maß horizontal verschoben, wie dem Bild A.10 entnommen werden kann.

Geometrische Imperfektionsfigur affin zur ersten Knickeigenform:

Der Skalierungsfaktor der ersten Knickeigenform beträgt $e_0 = L_{sys}/750 = 4581\text{mm}/750 = 6,1$ mm. Bild A.8 zeigt die erste Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale der Gruppe 2.

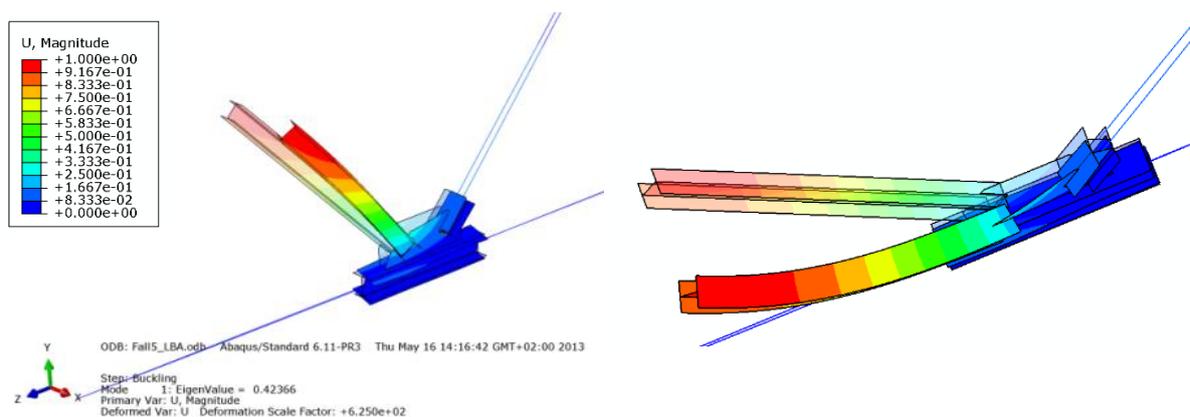


Bild A.8: Zwei Ansichten der Eigenform der Gruppe 2 – erste Knickeigenform

Geometrische Imperfektionsfigur affin zur zweiten Knickeigenform:

Der Skalierungsfaktor der zweiten Knickeigenform beträgt $e_0 = L_{sys}/750 = 4581\text{mm}/750 = 6,1 \text{ mm}$. Bild A.9 zeigt die zweite Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale der Gruppe 2.

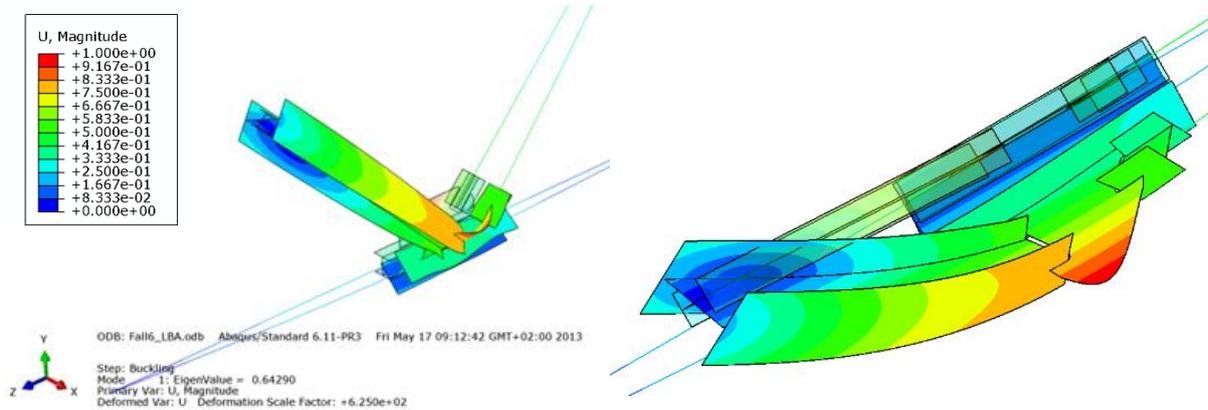


Bild A.9: Zwei Ansichten der Eigenform der Gruppe 2 – zweite Knickeigenform

Imperfektion infolge Schiefstellung des Knotenblechs:

Das Knotenblech wird um $1/100$ mit der Unterkante der Mittelfläche als Rotationsachse schiefgestellt und die Diagonalen im entsprechend Maß horizontal verschoben (die Druckstrebe in der Höhe h_3 um $\Delta_3 = 1,7 \text{ mm}$ und die Zugstrebe um $\Delta_3 = 1,7 \text{ mm}$), wie dem Bild A.10 entnommen werden kann.

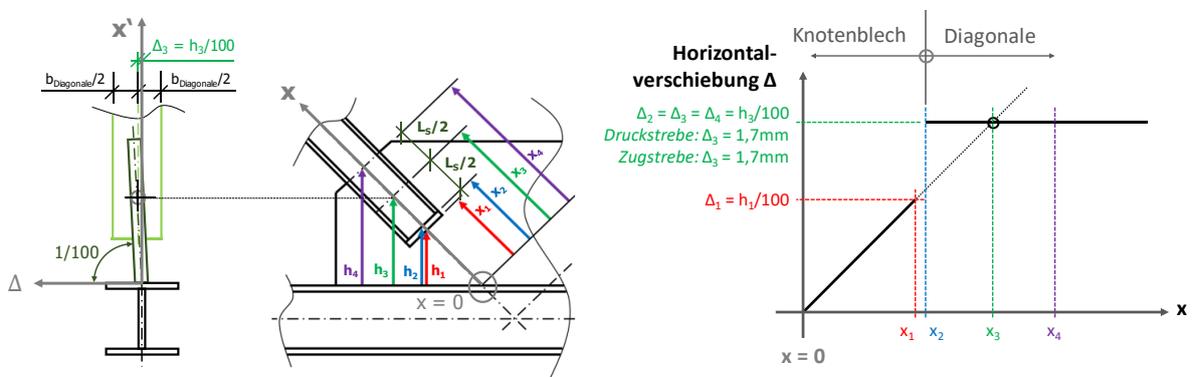


Bild A.10: Geometrische Imperfektion – Schiefstellung des Knotenblechs der Gruppe 2

- Ergebnisse im Traglastzustand:

Geometrische Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform:

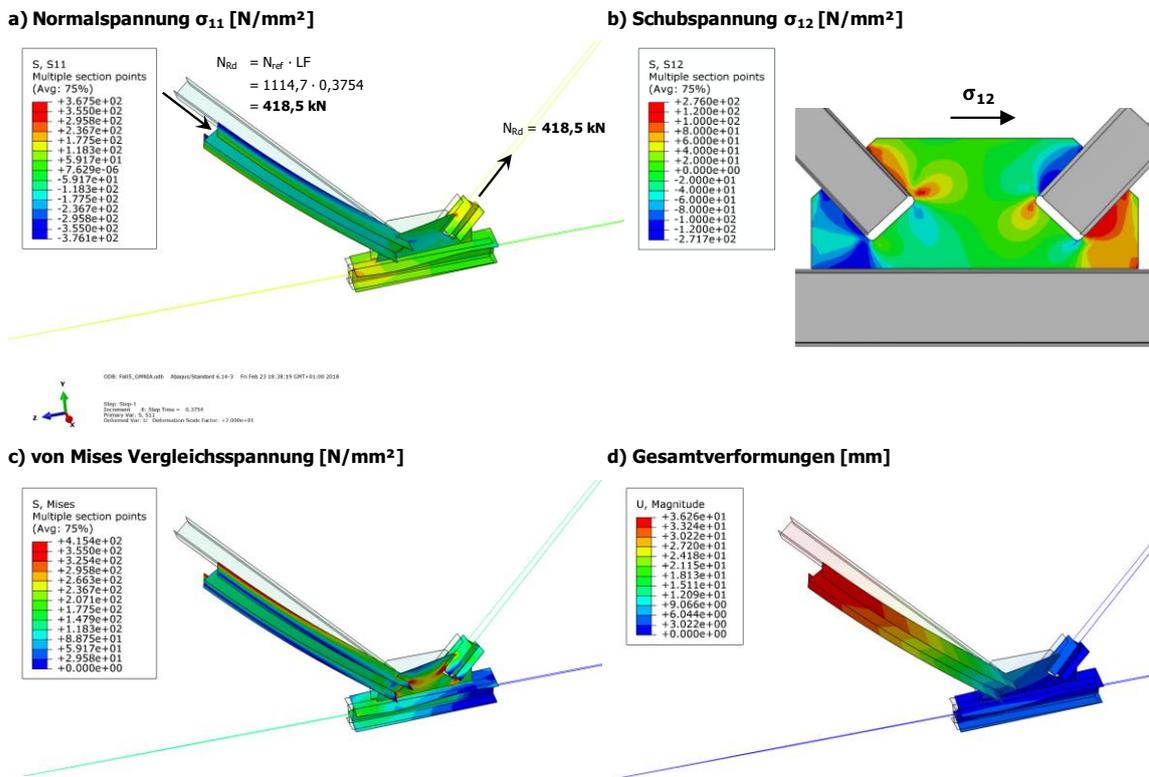


Bild A.11: Traglastergebnisse der Gruppe 2 – Geometrische Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform

Geometrische Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform:

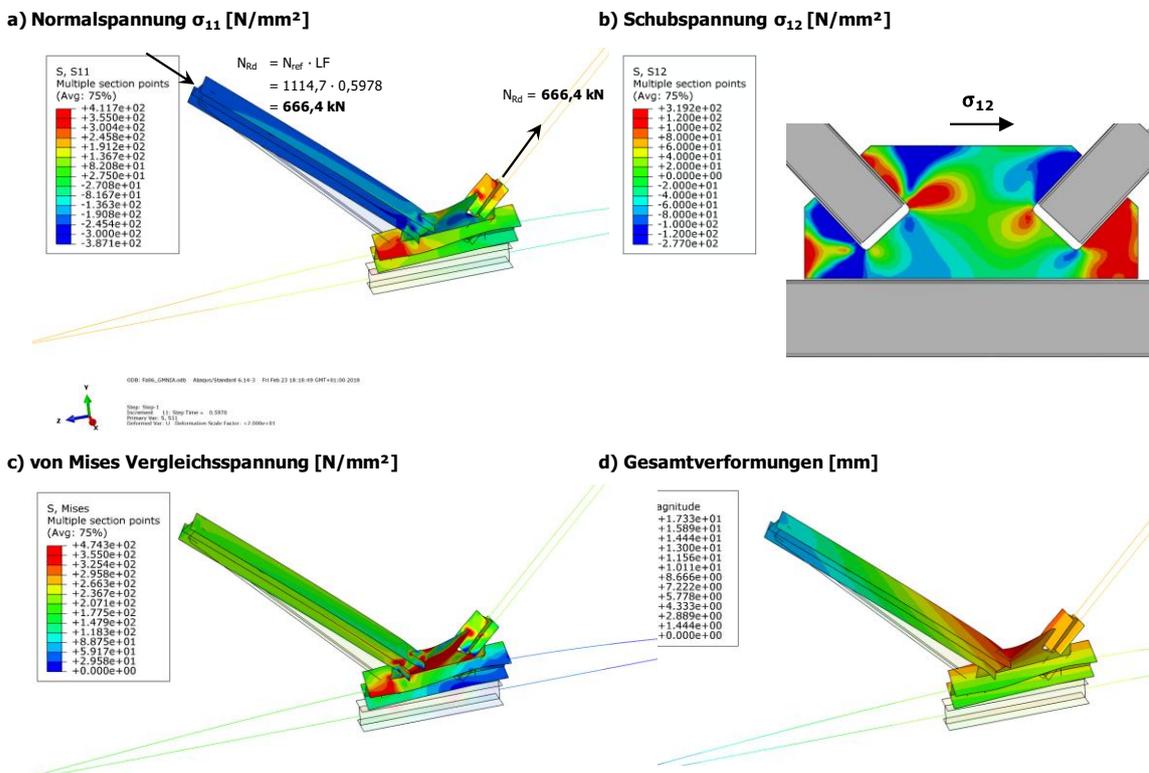


Bild A.12: Traglastergebnisse der Gruppe 2 – Geometrische Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform

Geometrische Imperfektion als Knotenblechschiefstellung:

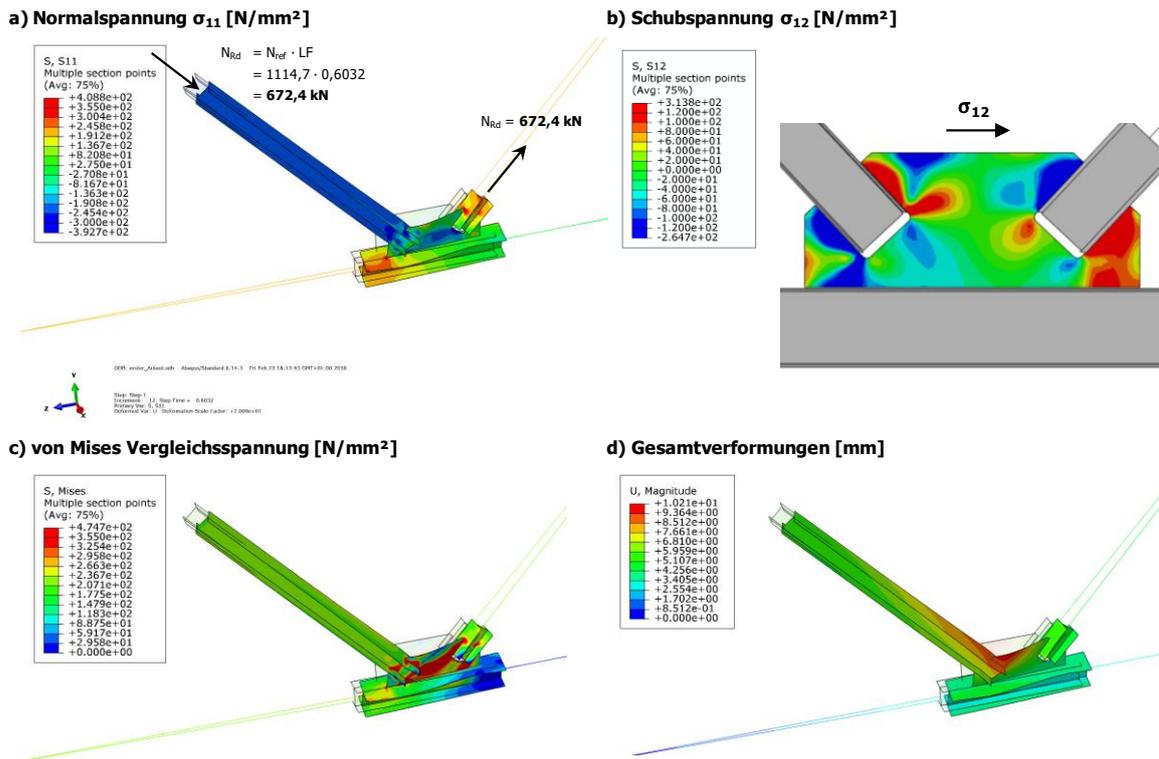


Bild A.13: Traglastergebnisse der Gruppe 2 – Geometrische Imperfektion als Knotenblechschiefstellung

Isolierte Stabberechnung:

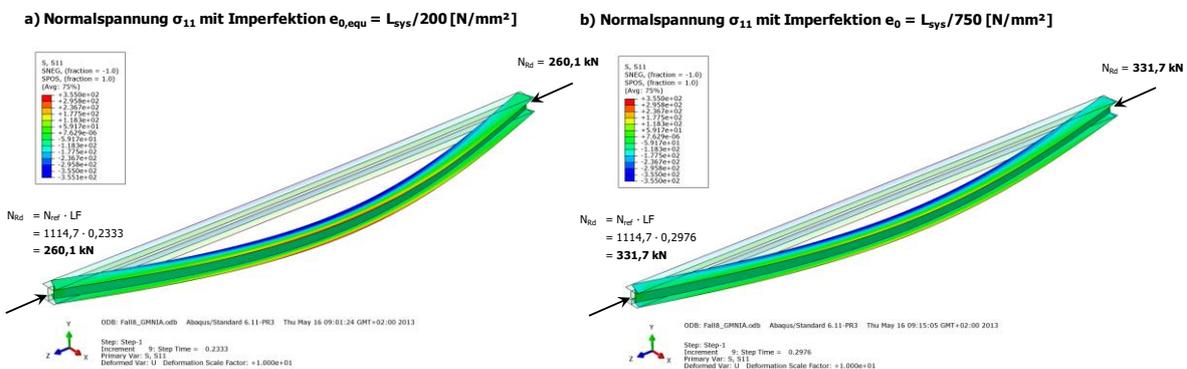


Bild A.14: Traglastergebnisse der isolierten Stabberechnung der Gruppe 2 – Normalspannung σ_{11} [N/mm²]: a) mit geometrischer Ersatzimperfektion $e_{0,eq} = L_{sys}/200$, b) mit geometrischer Imperfektion $e_0 = L_{sys}/750$

Das Bild A.11 zeigt die Fachwerkdruckdiagonale mit anschließendem Fachwerkknoten der Gruppe 2 im Traglastzustand bei einer Belastung $N_{Rd} = 418,5$ kN. Hierbei weist die Druckdiagonale Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform (siehe Bild A.8) auf. Als Versagensmechanismus stellt sich globales Stabknickversagen ein, mit den höchsten Spannungen in Stabmitte der Druckdiagonale. Im Traglastzustand mit Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform (siehe Bild A.12) beträgt die maximale Traglast $N_{Rd} = 666,4$ kN der Druckdiagonale. Die Tragfähigkeit ist limitiert durch lokales Versagen im Knotenblech (siehe hohe von Mises Vergleichsspannungen in Bild A.12c). Identes gilt im Fall mit geometrischen Imperfektionen als Anfangsschiefstellung des Knotenblechs (siehe Bild A.13c). Auch hier ist der Versagensmechanismus ein Erreichen der Knotenblechtragfähigkeit – bei einem Traglastniveau von $N_{Rd} = 672,4$ kN.

Aus den numerisch berechneten Tragfähigkeiten zeigt sich, dass die Druckstabkonfiguration der Gruppe 2 sehr empfindlich auf die unterstellte Imperfektionsform ist. Mit einer Schlankheit von $\bar{\lambda}_{z,0,L_{sys}} = 1,670$ bezogen auf die Systemlänge L_{sys} bzw. $\bar{\lambda}_{z,0,L_0} = 1,575$ bezogen auf die Stablänge L_0 ist sie die schlankste Fachwerkdruckdiagonale, welche im Zuge der Parameterstudie untersucht wird. Zudem ist die Knotenblechdicke $t_1 = 12$ mm die geringste. Obwohl die Tragfähigkeit mit Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform immer noch geringer ist als mit Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform, ist die Gefahr doch deutlich zu erkennen, die sich bei sehr schlanken Knotenblechdurchführungen ergeben kann. Durch die unterstellte Imperfektionsform affin zur zweiten Knickeigenform ergibt sich die höchste geometrische Abweichung – im Vergleich zur ideal geraden Stabform – im kritischen Knotenblechquerschnitt. Infolge der entstehenden Plattenbiegemomente limitiert die Knotenblechtragfähigkeit die Drucktragfähigkeit der Fachwerkdiagonale. Wird nur globales Stabknicken für die Knickbemessung betrachtet, kann die tatsächliche Diagonalentragfähigkeit mitunter deutlich überschätzt werden.

Die FE-Traglastberechnung am isolierten Druckstab (beidseits gabelgelagerter Einzelstab mit konstantem Walzprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche, mit Systemlänge L_{sys}) mit der Imperfektionamplitude der Systemanalysen ($e_0 = L_{sys}/750 = 4581\text{mm}/750 = 6,1$ mm) liefert eine Tragfähigkeit von $N_{Rd} = 331,7$ kN (siehe Bild A.14b) – dies ist um 21% geringer als die maximale Traglast der Systemberechnungen. Mit der Imperfektion $e_{0,eq} = L_{sys}/200 = 4581\text{mm}/200 = 22,9$ mm – welche implizit auch hohe strukturelle Imperfektionen, vor allem Eigenspannungen, mitabdeckt – fällt die Traglast um 22% auf $N_{Rd} = 260,1$ kN ab (siehe Bild A.14a).

c) Darstellung der Ergebnisse der Traglastberechnungen – Gruppe 4

Die wichtigsten Daten, um die Fachwerkdruckdiagonale der Gruppe 4 zu charakterisieren, sind in Tabelle A.3 zusammengefasst.

Tabelle A.3: Charakteristische Daten für die Gruppe 4

Gruppe 4			
Profil der Druckdiagonale:	HEB 320	Systemlänge L_{sys} =	4372 mm
Material	S355	$\bar{\lambda}_{Z,0,L_{sys}}$ =	0,742
Fläche des idealisierten Profils der FE-Rechnung (ohne R)	155,1 cm ²	L_0 =	3872 mm
t_1 =	50 mm	$\bar{\lambda}_{Z,0,L_0}$ =	0,657
Profil der Zugdiagonale:	HEA 240		
Profil des Untergurtes:	HEB 360	Untergurtlänge L_{UG} =	6250 mm

Erfasste Imperfektionen bei den Traglastberechnungen:

Den Traglastberechnungen werden geometrische Imperfektionen mit affinen Verläufen zur durchgeführten Eigenwertanalyse zugrunde gelegt. Die erste Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale zeigt Bild A.15, die zweite Eigenform ist in Bild A.16 dargestellt. Der Maximalwert der Verformung wird als geometrische Ersatzimperfektion jeweils mit $e_0 = L_{sys}/750$ skaliert. Neben diesen beiden Imperfektionsfiguren wird eine weitere Traglastberechnung mit Imperfektionsauftritt im Knotenblech durchgeführt. Hierbei wird das Knotenblech um 1/100 mit der Unterkante der Mittelfläche als Rotationsachse schiefgestellt und die Diagonalen im entsprechend Maß horizontal verschoben, wie dem Bild A.17 entnommen werden kann.

Geometrische Imperfektionsfigur affin zur ersten Knickeigenform:

Der Skalierungsfaktor der ersten Knickeigenform beträgt $e_0 = L_{sys}/750 = 4372\text{mm}/750 = 5,8$ mm. Bild A.15 zeigt die erste Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale der Gruppe 4.

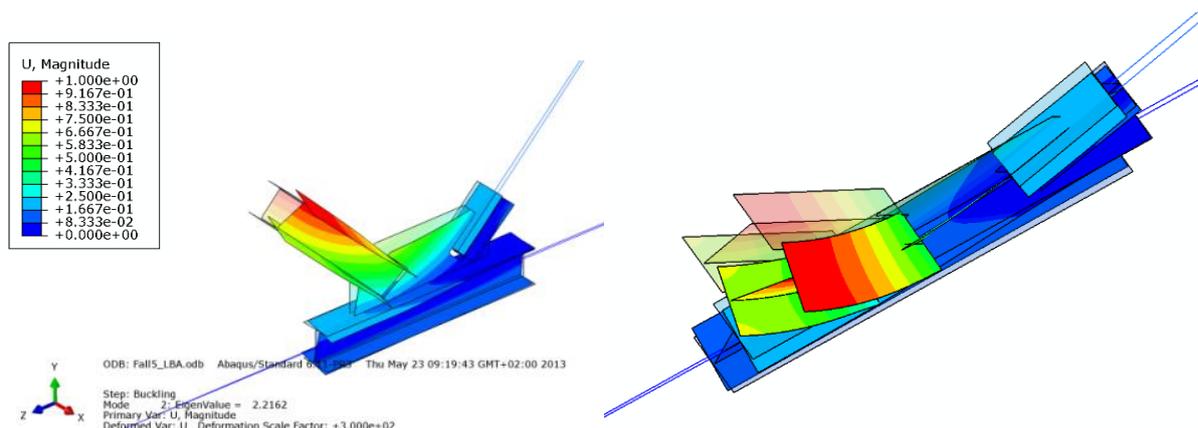


Bild A.15: Zwei Ansichten der Eigenform der Gruppe 4 – erste Knickeigenform

Geometrische Imperpektionsfigur affin zur zweiten Knickeigenform:

Der Skalierungsfaktor der zweiten Knickeigenform beträgt $e_0 = L_{sys}/750 = 4372\text{mm}/750 = 5,8 \text{ mm}$. Bild A.16 zeigt die zweite Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale der Gruppe 4.

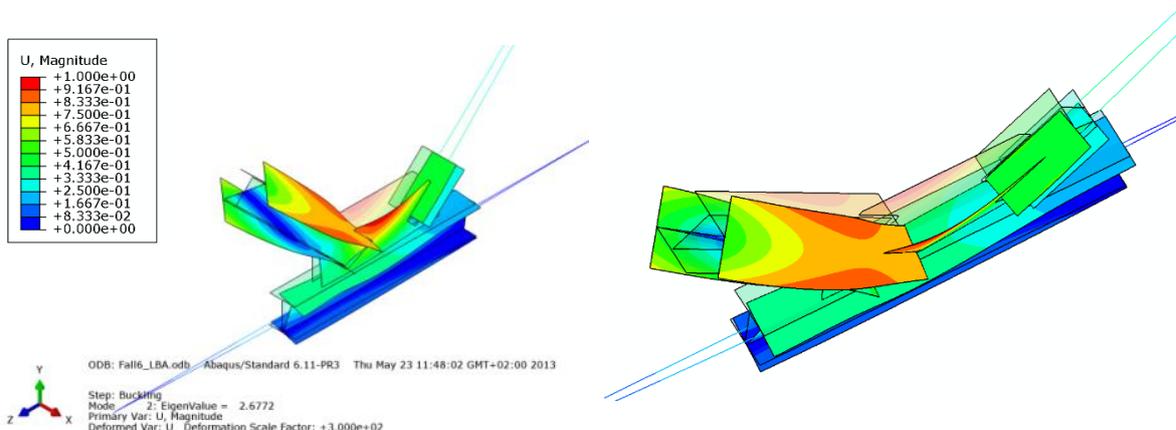


Bild A.16: Zwei Ansichten der Eigenform der Gruppe 4 – zweite Knickeigenform

Imperfektion infolge Schiefstellung des Knotenblechs:

Das Knotenblech wird um $1/100$ mit der Unterkante der Mittelfläche als Rotationsachse schiefgestellt und die Diagonalen im entsprechend Maß horizontal verschoben (die Druckstrebe in der Höhe h_3 um $\Delta_3 = 3,1 \text{ mm}$ und die Zugstrebe um $\Delta_3 = 2,9 \text{ mm}$), wie dem Bild A.17 entnommen werden kann.

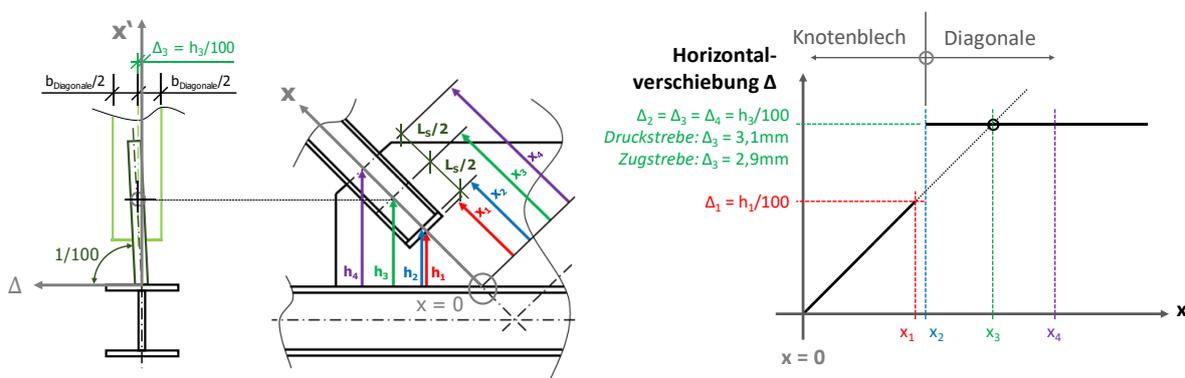


Bild A.17: Geometrische Imperfektion – Schiefstellung des Knotenblechs der Gruppe 4

- Ergebnisse im Traglastzustand:

Geometrische Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform:

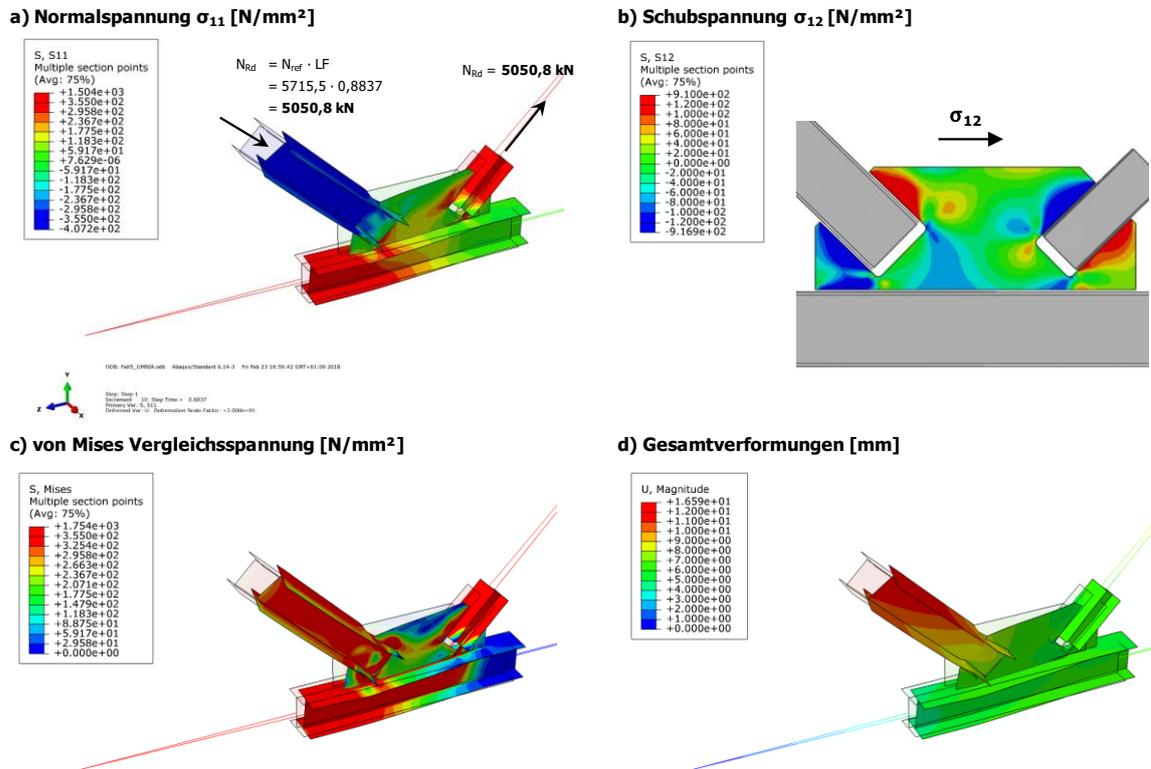


Bild A.18: Traglastergebnisse der Gruppe 4 – Geometrische Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform

Geometrische Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform:

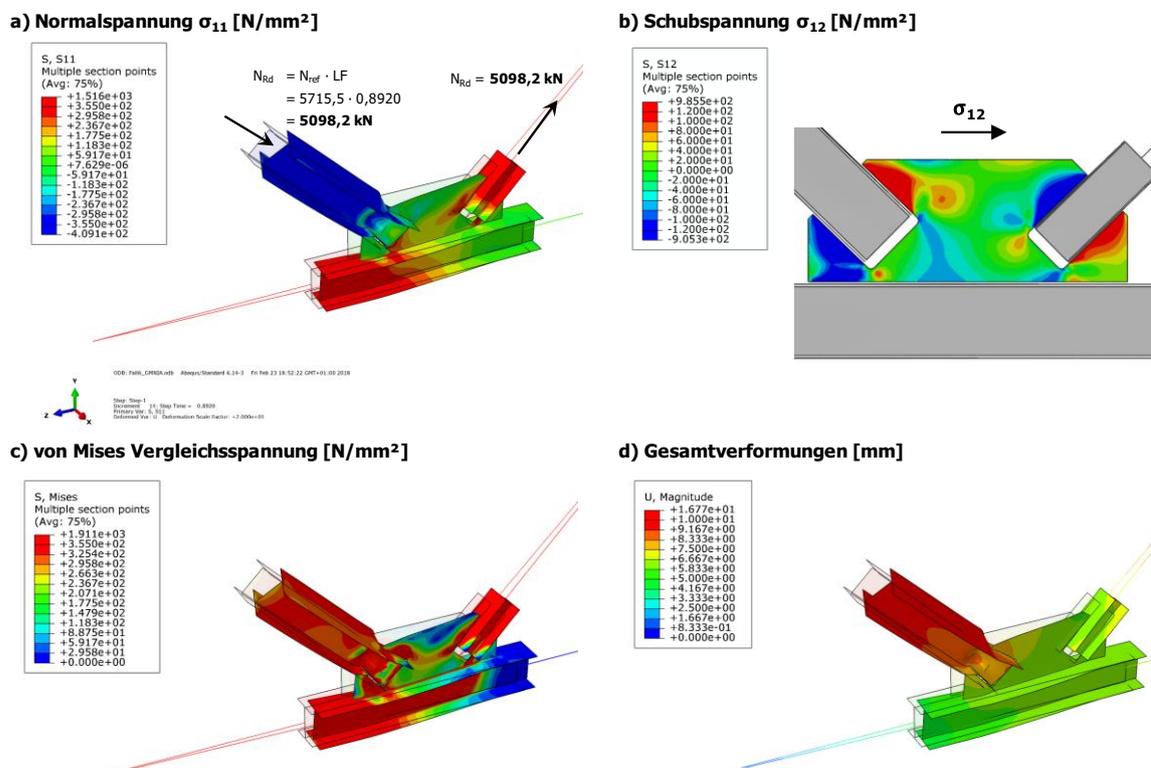
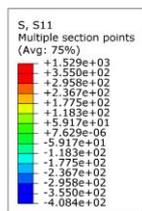


Bild A.19: Traglastergebnisse der Gruppe 4 – Geometrische Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform

Geometrische Imperfektion als Knotenblechschiefstellung:

a) Normalspannung σ_{11} [N/mm²]

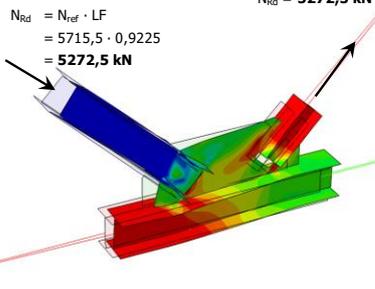


$$N_{Rd} = N_{ref} \cdot LF$$

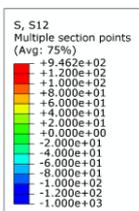
$$= 5715,5 \cdot 0,9225$$

$$= 5272,5 \text{ kN}$$

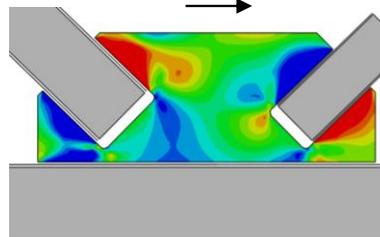
$N_{Rd} = 5272,5 \text{ kN}$



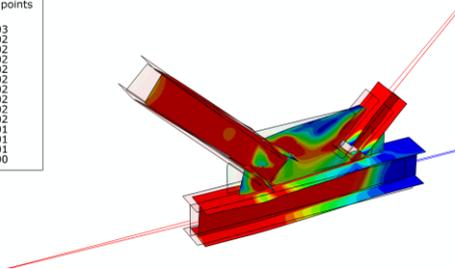
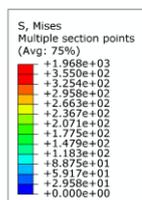
b) Schubspannung σ_{12} [N/mm²]



σ_{12}



c) von Mises Vergleichsspannung [N/mm²]



d) Gesamtverformungen [mm]

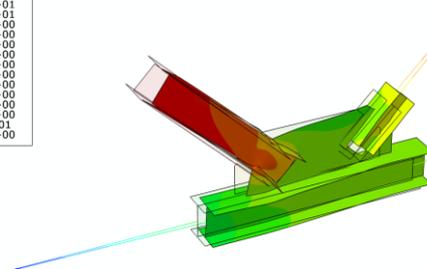
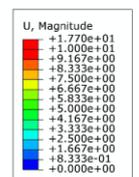
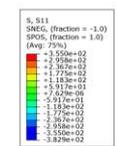


Bild A.20: Traglastergebnisse der Gruppe 4 – Geometrische Imperfektion als Knotenblechschiefstellung

Isolierte Stabberechnung:

a) Normalspannung σ_{11} mit Imperfektion $e_{0,eq} = L_{sys}/200$ [N/mm²]

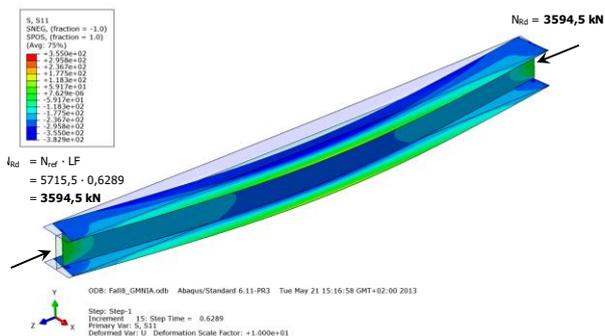


$$N_{Rd} = N_{ref} \cdot LF$$

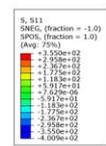
$$= 5715,5 \cdot 0,6289$$

$$= 3594,5 \text{ kN}$$

$N_{Rd} = 3594,5 \text{ kN}$



b) Normalspannung σ_{11} mit Imperfektion $e_0 = L_{sys}/750$ [N/mm²]



$$N_{Rd} = N_{ref} \cdot LF$$

$$= 5715,5 \cdot 0,8116$$

$$= 4638,7 \text{ kN}$$

$N_{Rd} = 4638,4 \text{ kN}$

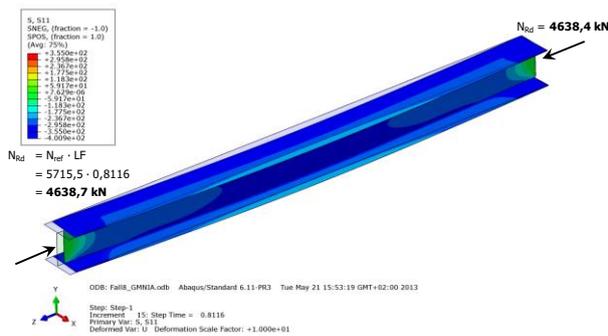


Bild A.21: Traglastergebnisse der isolierten Stabberechnung der Gruppe 4 – Normalspannung σ_{11} [N/mm²]: a) mit geometrischer Ersatzimperfektion $e_{0,eq} = L_{sys}/200$, b) mit geometrischer Imperfektion $e_0 = L_{sys}/750$

Das Bild A.18 zeigt die Fachwerkdruckdiagonale mit anschließendem Fachwerkknoten der Gruppe 4 im Traglastzustand bei einer Belastung von $N_{Rd} = 5050,8$ kN. Hierbei weist die Druckdiagonale Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform (siehe Bild A.15) auf. Als Versagensmechanismus stellt sich globales Stabnickversagen ein, mit den höchsten Spannungen in Stabmitte der Druckdiagonale. Aber auch im Bereich der Einbindelänge der Diagonale in das Knotenblech bilden sich bei dem Lastniveau bereits deutlich zu erkennende plastische Zonen. Im Traglastzustand mit Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform (siehe Bild A.19) beträgt die maximale Traglast $N_{Rd} = 5098,2$ kN der Druckdiagonale. Die Tragfähigkeit ist nur unwesentlich höher als bei der unterstellten Imperfektionsfigur affin zur ersten Knickeigenform – auch die Spannungen im Druckdiagonalenprofil sowie im Knotenblech sind ähnlich. Im Fall mit geometrischen Imperfektionen als Anfangsschiefstellung des Knotenblechs (siehe Bild A.20) ist der Versagenszustand gleichartig – bei dem erreichten Traglastniveau von $N_{Rd} = 5272,5$ kN. Zusammenfassend ergibt sich aus den numerisch berechneten Tragfähigkeiten, dass die Druckstabkonfiguration der Gruppe 4 relativ unsensibel auf die drei verschiedenen untersuchten Imperfektionsformen ist. Dies galt auch schon bei der Interpretation der Traglastergebnisse der Gruppe 1 – beide Gruppen haben eine geringe Stabschlankheit in vergleichbarer Größenordnung (Schlankheit der Gruppe 4: $\bar{\lambda}_{z,0,L_{sys}} = 0,742$ bezogen auf die Systemlänge L_{sys} bzw. $\bar{\lambda}_{z,0,L_0} = 0,657$ bezogen auf die Stablänge L_0) Zudem ist die Knotenblechdicke $t_1 = 50$ mm die höchste aller untersuchten Fachwerkdruckdiagonalen, wodurch kein lokales Plastizieren im Knotenblech auftritt.

Die FE-Traglastberechnung am isolierten Druckstab (beidseits gabelgelagerter Einzelstab mit konstantem Walzprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche, mit Systemlänge L_{sys}) mit der Imperfektionamplitude der Systemanalysen ($e_0 = L_{sys}/750 = 4372\text{mm}/750 = 5,8$ mm) liefert eine Tragfähigkeit von $N_{Rd} = 4638,4$ kN (siehe Bild A.21b) – dies ist um 8% geringer als die maximale Traglast der Systemberechnungen. Mit der geometrischen Ersatzimperfektion $e_{0,equ} = L_{sys}/200 = 4372\text{mm}/200 = 21,9$ mm – welche implizit auch hohe strukturelle Imperfektionen, vor allem Eigenspannungen, mitabdeckt – fällt die Traglast um 23% auf $N_{Rd} = 3594,5$ kN ab.

d) Darstellung der Ergebnisse der Traglastberechnungen – Gruppe 5

Die wichtigsten Daten, um die Fachwerkdruckdiagonale der Gruppe 5 zu charakterisieren, sind in Tabelle A.4 zusammengefasst.

Tabelle A.4: Charakteristische Daten für die Gruppe 5

Gruppe 5			
Profil der Druckdiagonale:	HEB 240	Systemlänge L_{sys} =	4423 mm
Material	S355	$\bar{\lambda}_{z,0,L_{sys}}$ =	0,935
Fläche des idealisierten Profils der FE-Rechnung (ohne R)	102,2 cm ²	L_0 =	4085 mm
t_1 =	30 mm	$\bar{\lambda}_{z,0,L_0}$ =	0,864
Profil der Zugdiagonale:	HEA 200		
Profil des Untergurtes:	HEB 200	Untergurtlänge L_{UG} =	6250 mm

Erfasste Imperfektionen bei den Traglastberechnungen:

Den Traglastberechnungen werden geometrische Imperfektionen mit affinen Verläufen zur durchgeführten Eigenwertanalyse zugrunde gelegt. Die erste Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale zeigt Bild A.22, die zweite Eigenform ist in Bild A.23 dargestellt. Der Maximalwert der Verformung wird als geometrische Imperfektion jeweils mit $e_0 = L_{sys}/750$ skaliert. Neben diesen beiden Imperfektionsfiguren wird eine weitere Traglastberechnung mit Imperfektionsauftritt im Knotenblech durchgeführt. Hierbei wird das Knotenblech um 1/100 mit der Unterkante der Mittelfläche als Rotationsachse schiefgestellt und die Diagonalen im entsprechend Maß horizontal verschoben, wie dem Bild A.24 entnommen werden kann.

Geometrische Imperfektionsfigur affin zur ersten Knickeigenform:

Der Skalierungsfaktor der ersten Knickeigenform beträgt $e_0 = L_{sys}/750 = 4423\text{mm}/750 = 5,9$ mm. Bild A.22 zeigt die erste Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale der Gruppe 5.

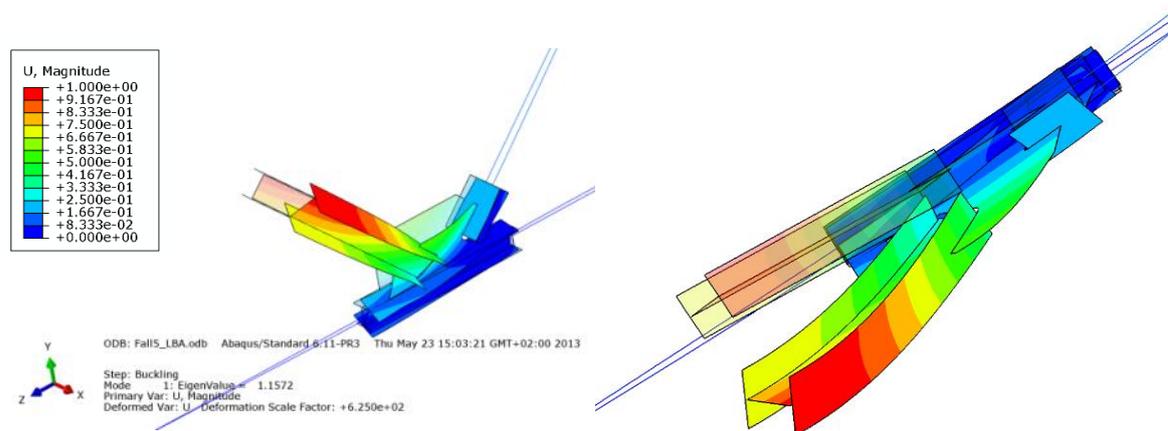


Bild A.22: Zwei Ansichten der Eigenform der Gruppe 5 – erste Knickeigenform

Geometrische Imperfektionsfigur affin zur zweiten Knickeigenform:

Der Skalierungsfaktor der zweiten Knickeigenform beträgt $e_0 = L_{sys}/750 = 4423\text{mm}/750 = 5,9 \text{ mm}$. Bild A.23 zeigt die zweite Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale der Gruppe 5.

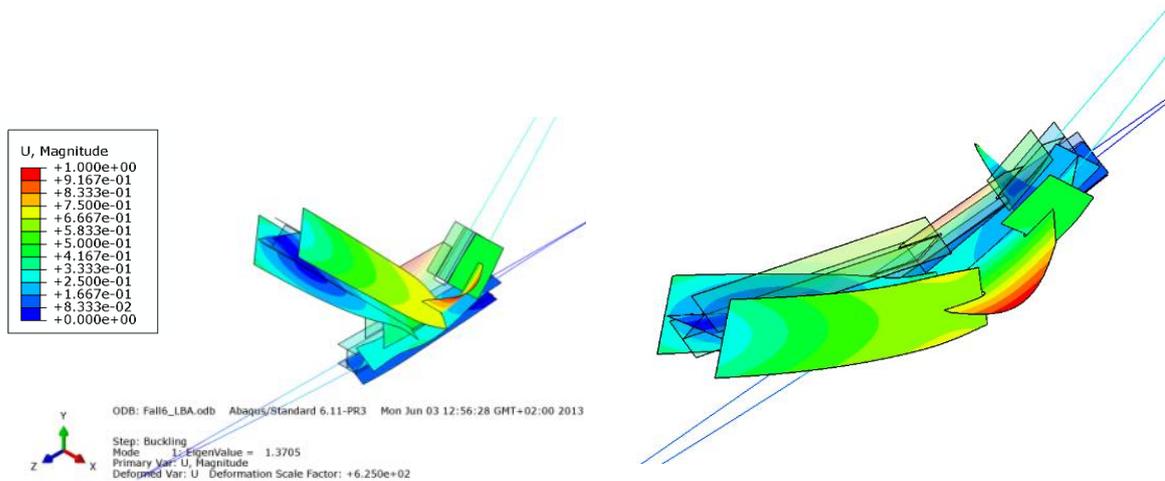


Bild A.23: Zwei Ansichten der Eigenform der Gruppe 5 – zweite Knickeigenform

Imperfektion infolge Schiefstellung des Knotenblechs:

Das Knotenblech wird um $1/100$ mit der Unterkante der Mittelfläche als Rotationsachse schiefgestellt und die Diagonalen im entsprechend Maß horizontal verschoben (die Druckstrebe in der Höhe h_3 um $\Delta_3 = 2,8 \text{ mm}$ und die Zugstrebe um $\Delta_3 = 2,4 \text{ mm}$), wie dem Bild A.24 entnommen werden kann.

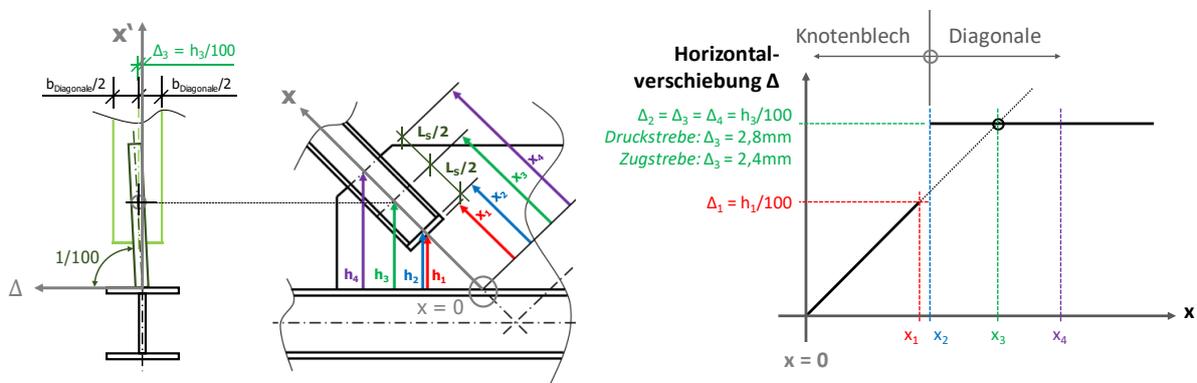


Bild A.24: Geometrische Imperfektion – Schiefstellung des Knotenblechs der Gruppe 5

- Ergebnisse im Traglastzustand:

Geometrische Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform:

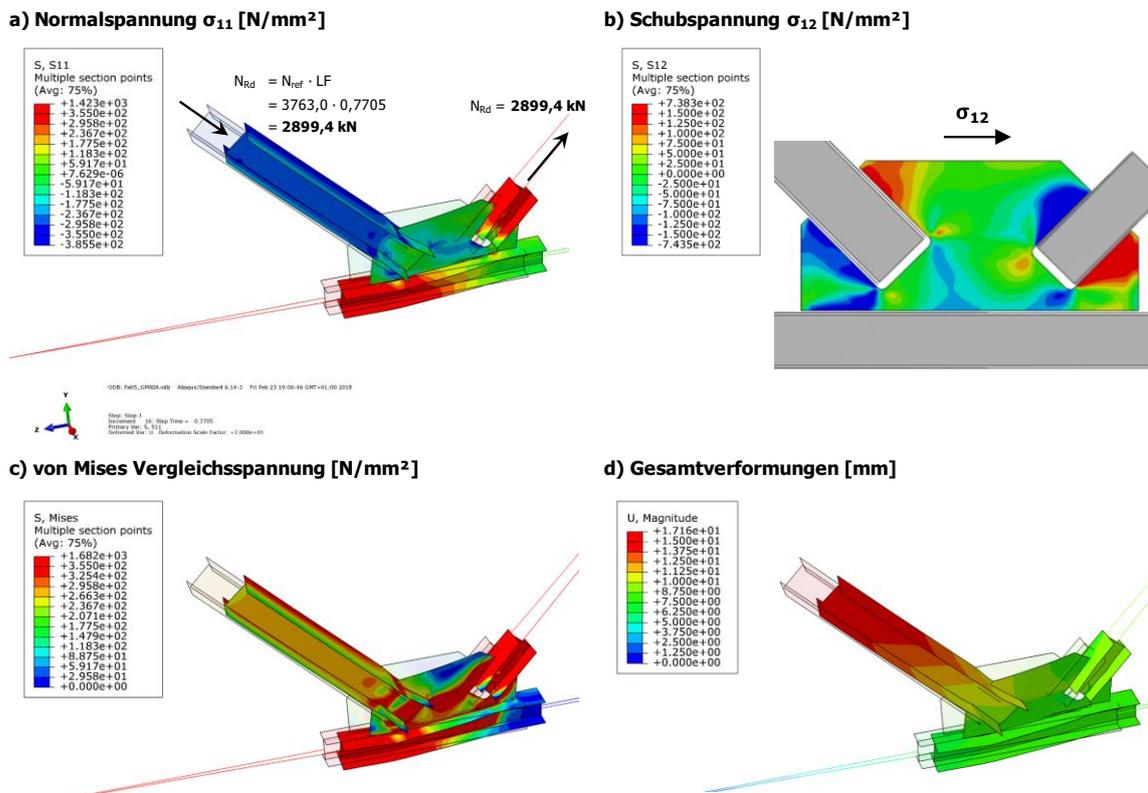


Bild A.25: Traglastergebnisse der Gruppe 5 – Geometrische Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform

Geometrische Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform:

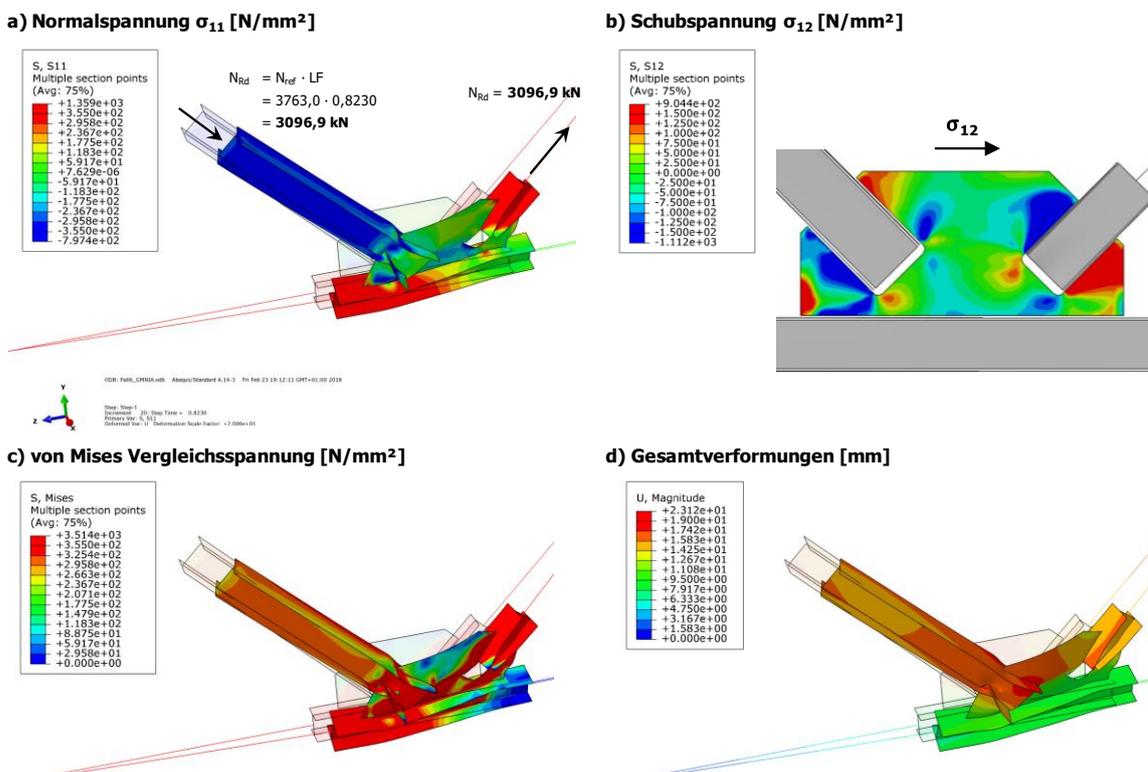


Bild A.26: Traglastergebnisse der Gruppe 5 – Geometrische Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform

Geometrische Imperfektion als Knotenblechschiefstellung:

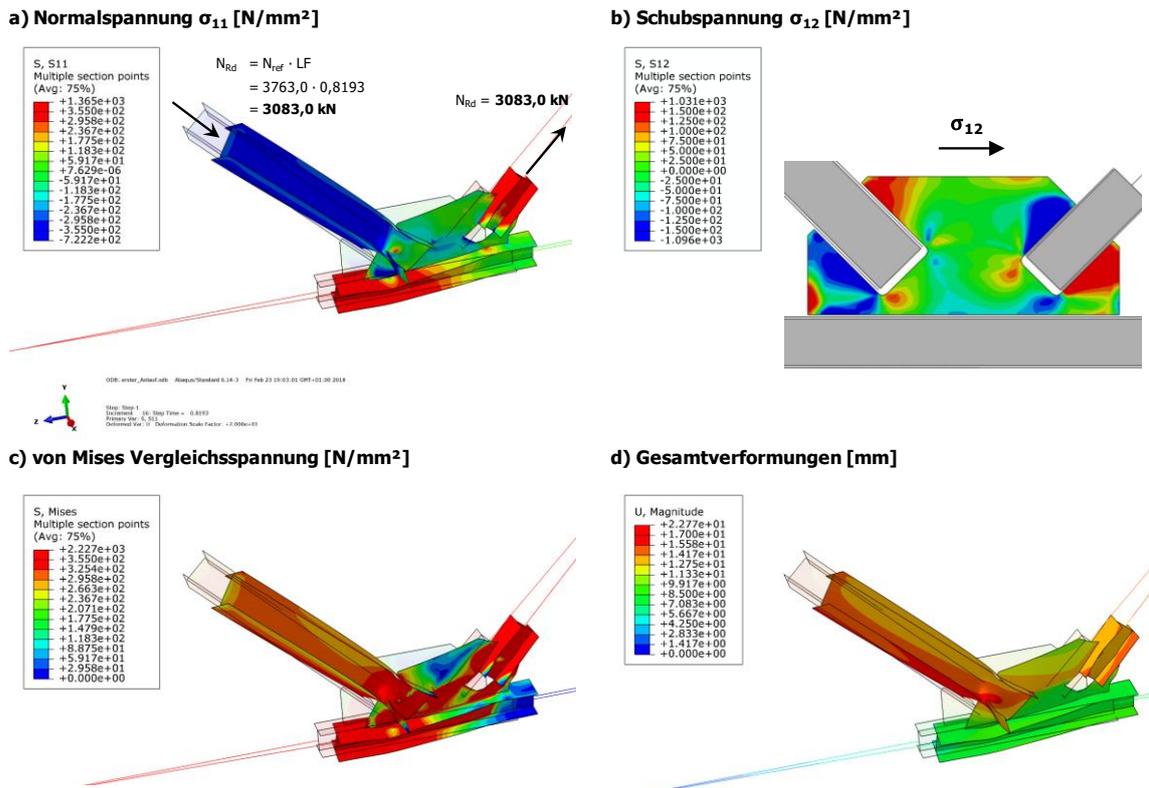


Bild A.27: Traglastergebnisse der Gruppe 5 – Geometrische Imperfektion als Knotenblechschiefstellung

Isolierte Stabberechnung:

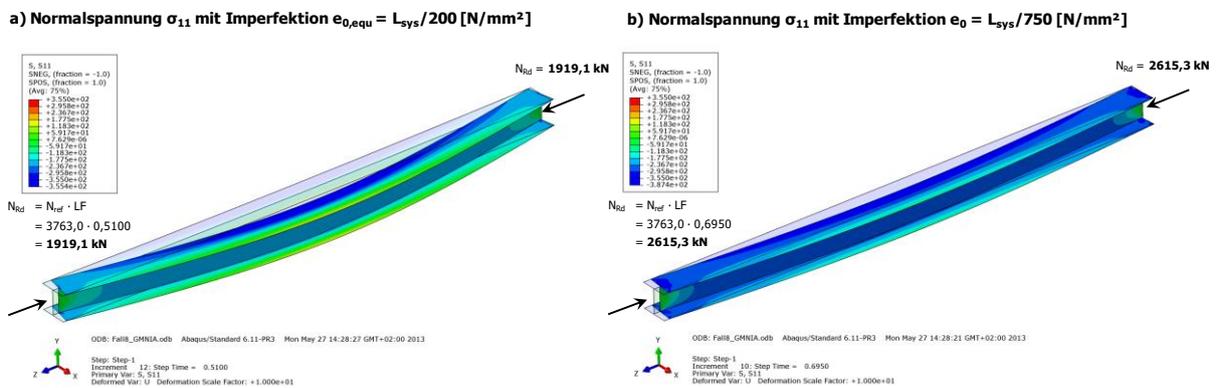


Bild A.28: Traglastergebnisse der isolierten Stabberechnung der Gruppe 5 – Normalspannung σ_{11} [N/mm²]: a) mit geometrischer Ersatzimperfektion $e_{0,eq} = L_{sys}/200$, b) mit geometrischer Imperfektion $e_0 = L_{sys}/750$

Das Bild A.25 zeigt die Fachwerkdruckdiagonale mit anschließendem Fachwerkknoten der Gruppe 5 im Traglastzustand bei einer Belastung von $N_{Rd} = 2899,4$ kN. Hierbei weist die Druckdiagonale Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform (siehe Bild A.22) auf. Als Versagensmechanismus stellt sich globales Stabknickversagen ein, mit den höchsten Spannungen in Stabmitte der Druckdiagonale mit überlagertem Querschnittsversagen im Knotenblech. Im Traglastzustand mit Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform (siehe Bild A.26) beträgt die maximale Traglast $N_{Rd} = 3096,9$ kN der Druckdiagonale. Im Fall mit geometrischen Imperfektionen als Anfangsschiefstellung des Knotenblechs (siehe Bild A.27) ist der Versagenszustand ähnlich – bei einem erreichten Traglastniveau von $N_{Rd} = 3083,0$ kN. An den Verformungen in Bild A.27 ist im Traglastzustand mit Imperfektionen als Knotenblechschiefstellung ein überlagertes Drillknicken der Druckdiagonale zu erkennen. Diese Versagensform tritt durch die unterschiedliche Stützwirkung beider Gurte durch das Knotenblech (stärkere Stützwirkung aus der Fachwerkebene für jenen Gurt des Diagonalstabes der näher am Ober- bzw. Untergurtstab liegt) ein.

Mit einer Schlankheit von $\bar{\lambda}_{z,0,L_{sys}} = 0,935$ bezogen auf die Systemlänge L_{sys} bzw. $\bar{\lambda}_{z,0,L_0} = 0,864$ bezogen auf die Stablänge L_0 liegt die Fachwerkdruckdiagonale der Gruppe 5 etwa im Mittel zwischen der gedrungeusten Diagonale der Gruppe 1 und der schlanksten Diagonale der Gruppe 2, welche im Zuge der Parameterstudie untersucht wurden. Auch die Knotenblechdicke $t_1 = 30$ mm ist etwa im Mittel dieser beiden genannten Gruppen.

Die FE-Traglastberechnung am isolierten Druckstab (beidseits gabelgelagerter Einzelstab mit konstantem Walzprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche, mit Systemlänge L_{sys}) mit der Imperfektionamplitude der Systemanalysen ($e_0 = L_{sys}/750 = 4423\text{mm}/750 = 5,9$ mm) liefert eine Tragfähigkeit von $N_{Rd} = 2615,3$ kN (siehe Bild A.28b) – dies ist um 10% geringer als die maximale Traglast der FE-Systemberechnungen. Mit der geometrischen Ersatzimperfektion $e_{0,equ} = L_{sys}/200 = 4423\text{mm}/200 = 22,1$ mm – welche implizit auch hohe strukturelle Imperfektionen, vor allem Eigenspannungen, mitabdeckt – fällt die Traglast um 27% auf $N_{Rd} = 1919,1$ kN ab (siehe Bild A.28a).

e) Darstellung der Ergebnisse der Traglastberechnungen – Gruppe 6b

Die wichtigsten Daten, um die Fachwerkdruckdiagonale der Gruppe 6b zu charakterisieren, sind in Tabelle A.5 zusammengefasst.

Tabelle A.5: Charakteristische Daten für die Gruppe 6b

Gruppe 6b			
Profil der Druckdiagonale:	HEA 220	Systemlänge L_{sys} =	3355 mm
Material	S355	$\bar{\lambda}_{z,0,L_{sys}}$ =	0,780
Fläche des idealisierten Profils der FE-Rechnung (ohne R)	61,6 cm ²	L_0 =	2945 mm
t_1 =	40 mm	$\bar{\lambda}_{z,0,L_0}$ =	0,684
Profil der Zugdiagonale:	HEA 220		
Profil des Untergurtes:	HEA 300	Untergurtlänge L_{UG} =	4750 mm

Erfasste Imperfektionen bei den Traglastberechnungen:

Den Traglastberechnungen werden geometrische Imperfektionen mit affinen Verläufen zur durchgeführten Eigenwertanalyse zugrunde gelegt. Die erste Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale zeigt Bild A.29, die zweite Eigenform ist in Bild A.30 dargestellt. Der Maximalwert der Verformung wird als geometrische Imperfektion jeweils mit $e_0 = L_{sys}/750$ skaliert. Neben diesen beiden Imperfektionsfiguren wird eine weitere Traglastberechnung mit Imperfektionsauftritt im Knotenblech durchgeführt. Hierbei wird das Knotenblech um 1/100 mit der Unterkante der Mittelfläche als Rotationsachse schiefgestellt und die Diagonalen im entsprechend Maß horizontal verschoben, wie dem Bild A.31 entnommen werden kann.

Geometrische Imperfektionsfigur affin zur ersten Knickeigenform:

Der Skalierungsfaktor der ersten Knickeigenform beträgt $e_0 = L_{sys}/750 = 3355\text{mm}/750 = 4,5$ mm. Bild A.29 zeigt die erste Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale der Gruppe 6b.

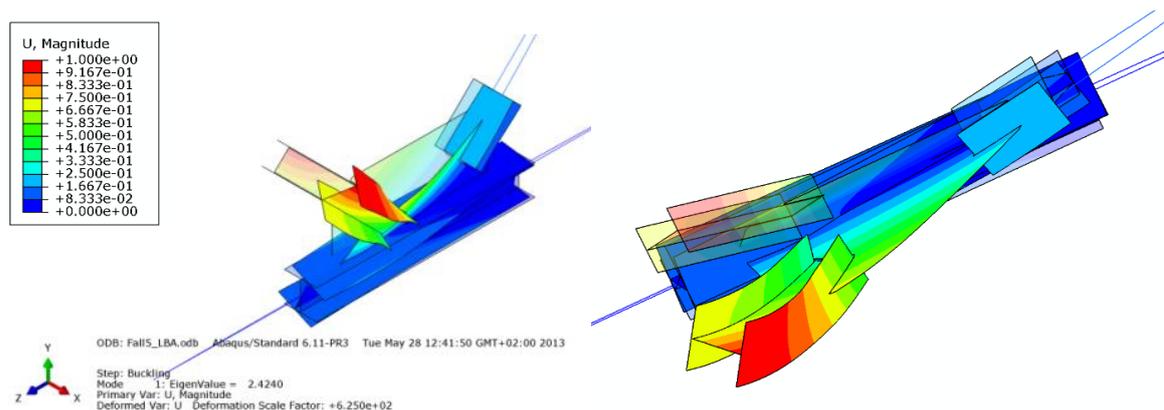


Bild A.29: Zwei Ansichten der Eigenform der Gruppe 6b – erste Knickeigenform

Geometrische Imperfektionsfigur affin zur zweiten Knickeigenform:

Der Skalierungsfaktor der zweiten Knickeigenform beträgt $e_0 = L_{sys}/750 = 3355\text{mm}/750 = 4,5 \text{ mm}$. Bild A.30 zeigt die zweite Knickeigenform der untersuchten Fachwerkdruckdiagonale der Gruppe 6b.

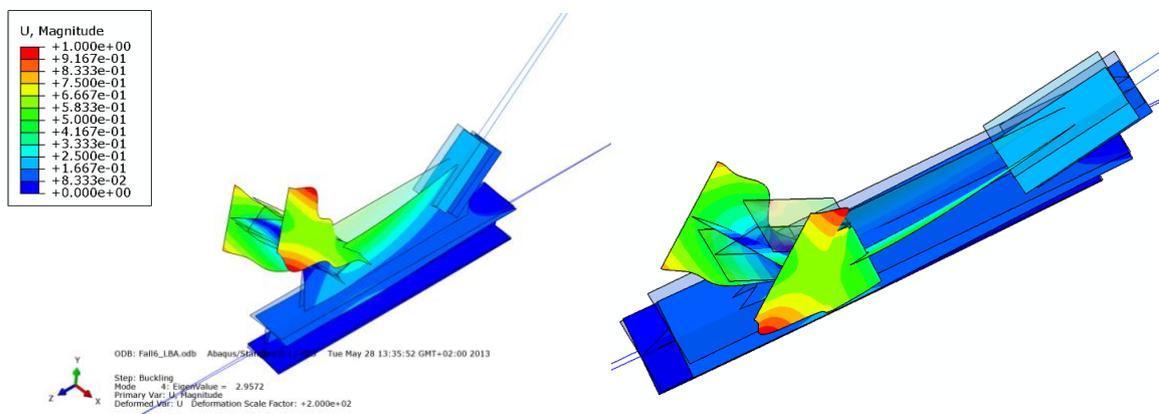


Bild A.30: Zwei Ansichten der Eigenform der Gruppe 6b – zweite Knickeigenform

Imperfektion infolge Schiefstellung des Knotenblechs:

Das Knotenblech wird um $1/100$ mit der Unterkante der Mittelfläche als Rotationsachse schiefgestellt und die Diagonalen im entsprechend Maß horizontal verschoben (die Druckstrebe in der Höhe h_3 um $\Delta_3 = 3,75 \text{ mm}$ und die Zugstrebe um $\Delta_3 = 3,75 \text{ mm}$), wie dem Bild A.31 entnommen werden kann.

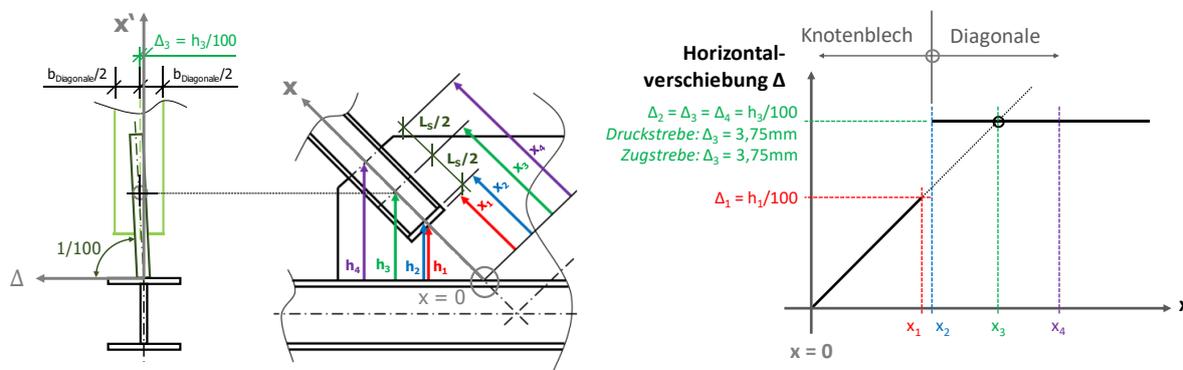


Bild A.31: Geometrische Imperfektion – Schiefstellung des Knotenblechs der Gruppe 6b

- Ergebnisse im Traglastzustand:

Geometrische Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform:

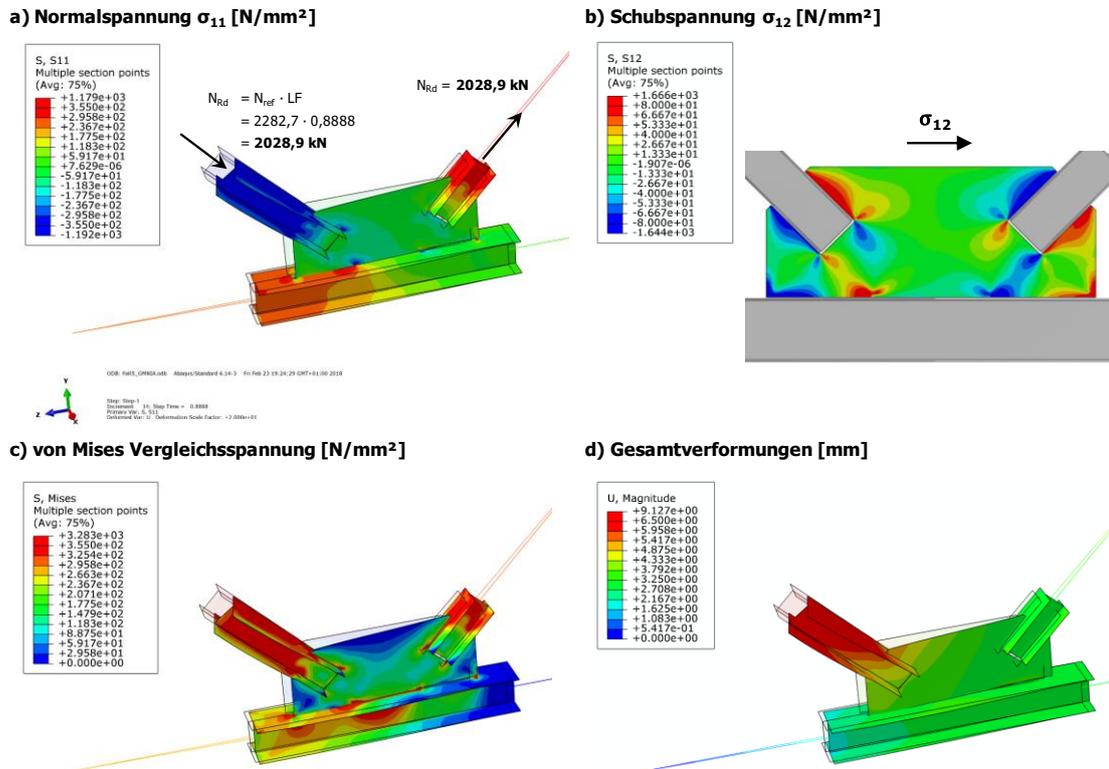


Bild A.32: Traglastergebnisse der Gruppe 6b – Geometrische Imperfektion affin zur ersten Knickeigenform

Geometrische Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform:

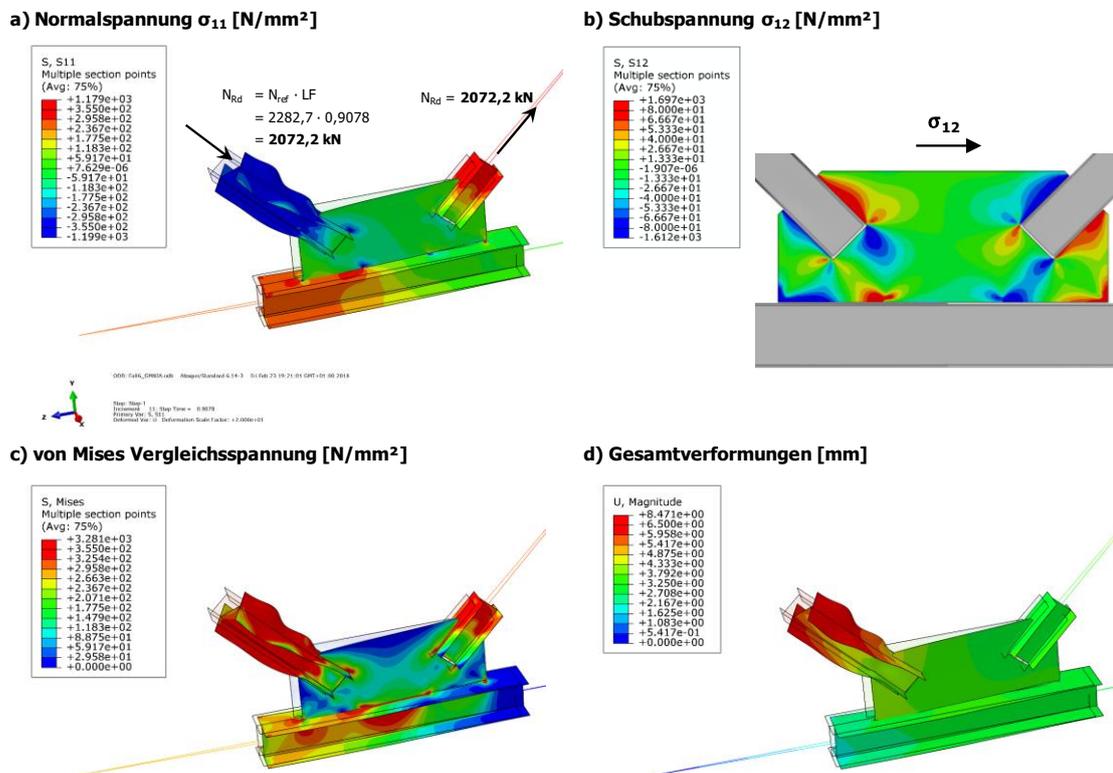
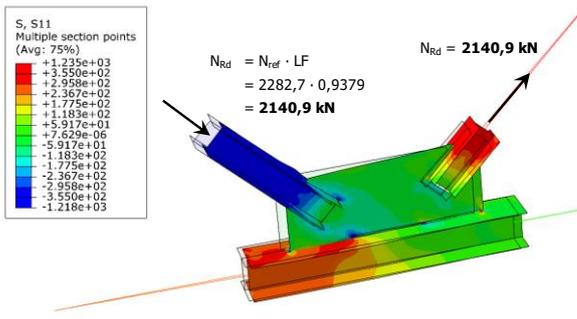


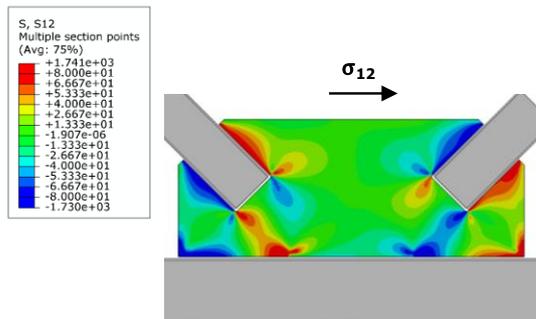
Bild A.33: Traglastergebnisse der Gruppe 6b – Geometrische Imperfektion affin zur zweiten Knickeigenform

Geometrische Imperfektion als Knotenblechschiefstellung:

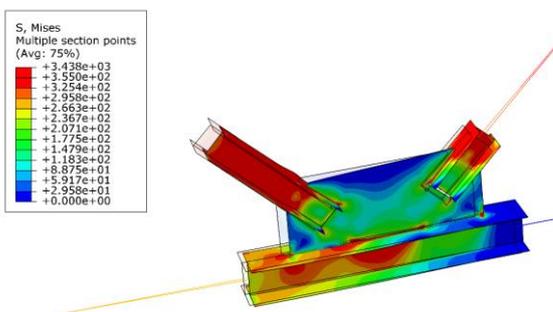
a) Normalspannung σ_{11} [N/mm²]



b) Schubspannung σ_{12} [N/mm²]



c) von Mises Vergleichsspannung [N/mm²]



d) Gesamtverformungen [mm]

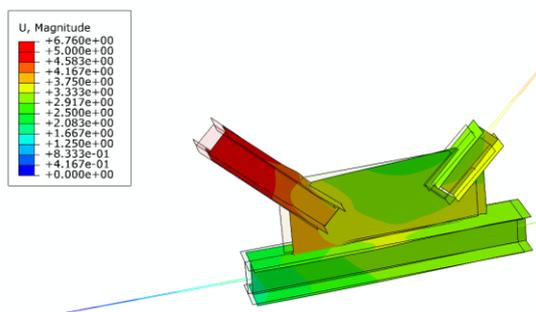
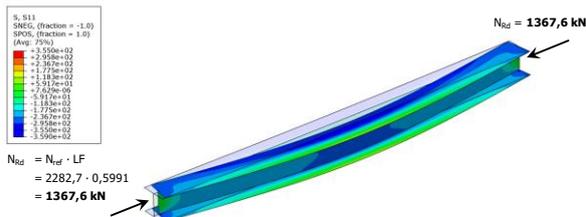


Bild A.34: Traglastergebnisse der Gruppe 6b – Geometrische Imperfektion als Knotenblechschiefstellung

Isolierte Stabberechnung:

a) Normalspannung σ_{11} mit Imperfektion $e_{0,eq} = L_{sys}/200$ [N/mm²]



b) Normalspannung σ_{11} mit Imperfektion $e_0 = L_{sys}/750$ [N/mm²]

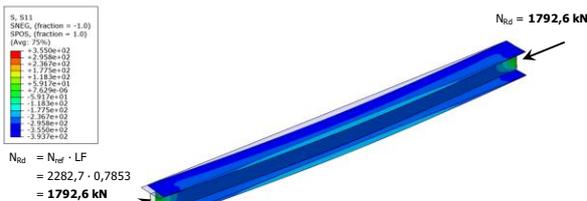


Bild A.35: Traglastergebnisse der isolierten Stabberechnung der Gruppe 6b – Normalspannung σ_{11} [N/mm²]: a) mit geometrischer Ersatzimperfektion $e_{0,eq} = L_{sys}/200$, b) mit geometrischer Imperfektion $e_0 = L_{sys}/750$

Das Bild A.32 zeigt die Fachwerkdruckdiagonale mit anschließendem Fachwerkknoten (entnommen aus der Literatur [15]) der Gruppe 6b im Traglastzustand bei einer Belastung von $N_{Rd} = 2028,9$ kN. Hierbei weist die Druckdiagonale Imperfektionen affin zur ersten Knickeigenform (siehe Bild A.29) auf. Als Versagensmechanismus stellt sich auch hier wieder globales Stabknickversagen ein, mit den höchsten Spannungen in Stabmitte der Druckdiagonale. Auch im Traglastzustand mit Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform versagt der Druckdiagonalenquerschnitt. Es wird eine maximale Traglast von $N_{Rd} = 2072,2$ kN erreicht. In beiden Traglastzuständen sind die Spannungen im Knotenblech sehr gering. Dies liegt an der großen Knotenblechdicke $t_1 = 40$ mm, zurückzuführen auf den Umstand, dass in [15] an dem Fachwerkknoten Versuche ausschließlich unter Zugnormalkraft durchgeführt wurden.

An den Verformungen in Bild A.33 ist im Traglastzustand mit Imperfektionen affin zur zweiten Knickeigenform ebenfalls ein überlagertes Drillknicken der Druckdiagonale zu erkennen. Diese Versagensform tritt durch die unterschiedliche Stützwirkung beider Gurte durch das Knotenblech (stärkere Stützwirkung aus der Fachwerkebene für jenen Gurt des Diagonalstabes der näher am Ober- bzw. Untergurtstab liegt) ein. Zusätzlich tritt bei den Flaschen des Diagonalenprofils überlagertes lokales Beulen auf.

Im Fall mit geometrischen Imperfektionen als Anfangsschiefstellung des Knotenblechs (siehe Bild A.34) ist der Versagenszustand globales Stabknicken mit einer erreichten Traglast von $N_{Rd} = 2140,9$ kN.

Die FE-Traglastberechnung am isolierten Druckstab (beidseits gabelgelagerter Einzelstab mit konstantem Walzprofilquerschnitt, ohne Knotenbleche, mit Systemlänge L_{sys}) mit der Imperfektionamplitude der Systemanalysen ($e_0 = L_{sys}/750 = 3355\text{mm}/750 = 4,5$ mm) liefert eine Tragfähigkeit von $N_{Rd} = 1792,3$ kN (siehe Bild A.35b) – dies ist um 12% geringer als die maximale Traglast der FE-Systemberechnungen. Mit der geometrischen Ersatzimperfektion $e_{0,eq} = L_{sys}/200 = 3355\text{mm}/200 = 16,8$ mm – welche implizit auch hohe strukturelle Imperfektionen, vor allem Eigenspannungen, mitabdeckt – fällt die Traglast um 24% auf $N_{Rd} = 1367,6$ kN ab (siehe Bild A.35a).

In [15] wird nur der Fachwerkknoten als solcher behandelt. Demzufolge werden in der vorliegenden Arbeit zwei unterschiedliche Schlankheitsannahmen mit $\bar{\lambda}_{z,0,L_0} = 1,0$ (entspricht Gruppe 6a) und $0,7$ (entspricht Gruppe 6b) gewählt. Diese Schlankheiten ergeben sich bei Berechnung mit bei einer Stablänge L_0 mit den Werten $I_{z,0}$ und A laut Profiltabelle. Die Schlankheiten $\bar{\lambda}_{z,0,L_0} = 0,978$ (Gruppe 6a) bzw. $0,684$ (Gruppe 6b) ergeben sich bei Berechnung ohne Berücksichtigung der Ausrundungsradien der Profile (vgl. Tabelle 4, $I_{z,0}$ (ohne R); A (ohne R) – ohne Ausrundungsradien). Die Berechnung der Schlankheiten erfolgte ohne Berücksichtigung der Ausrundungen zwischen Steg und Flansche, da diese in den numerischen Traglastberechnungen auch nicht mitberücksichtigt wurden.

Bei gleicher Fachwerkknotenkonstruktion – jedoch bei Variation der Schlankheit – ergeben sich nachfolgende wesentliche Aussagen zur Traglastveränderung: Während die Tragfähigkeit des isolierten Einzelstabes um 32% bei Erhöhung der Stabschlankheit abfällt (bei der Imperfektionsamplitude $e_0 = L_{sys}/750$; von $N_{Rd} = 1792,6$ kN – Gruppe 6b auf $N_{Rd} = 1355,5$ kN – Gruppe 6a, siehe Abschnitt 2.6.3), sinkt die Traglast der Fachwerkdruckdiagonale als Teil des Fachwerkträgers (siehe Bild 69) tatsächlich nur um 14% (von $N_{Rd} = 2028,9$ kN – Gruppe 6b auf $N_{Rd} = 1776,6$ kN – Gruppe 6a, siehe Abschnitt 2.6.3).

Anm.: 32% Traglastabfall bei der isolierten Stabberechnung ergibt sich infolge der Traglastberechnungen an den jeweiligen Einzelstäben mit einer zugrunde gelegten Länge L_{sys} (Gruppe 6a: $L_{sys} = 4618$ mm; Gruppe 6b: $L_{sys} = 3355$ mm).

Dies ist eine Veröffentlichung des

FACHBEREICHS INGENIEURBAUKUNST (IBK) AN DER TU GRAZ

Der Fachbereich Ingenieurbaukunst umfasst die dem konstruktiven Ingenieurbau nahe stehenden Institute für Baustatik, Betonbau, Stahlbau, Holzbau & Holztechnologie, Materialprüfung & Baustofftechnologie, Baubetrieb & Bauwirtschaft, Hochbau & Industriebau, Bauinformatik und Allgemeine Mechanik der Fakultät für Bauingenieurwissenschaften an der Technischen Universität Graz.

Dem Fachbereich Ingenieurbaukunst ist das Bautechnikzentrum (BTZ) zugeordnet, welches als gemeinsame hochmoderne Laboreinrichtung zur Durchführung der experimentellen Forschung aller beteiligten Institute dient. Es umfasst die drei Laboreinheiten für konstruktiven Ingenieurbau, für Bauphysik und für Baustofftechnologie.

Der Fachbereich Ingenieurbaukunst kooperiert im gemeinsamen Forschungsschwerpunkt „Advanced Construction Technology“. Dieser Forschungsschwerpunkt umfasst sowohl Grundlagen- als auch praxisorientierte Forschungs- und Entwicklungsprogramme.

Weitere Forschungs- und Entwicklungskooperationen bestehen mit anderen Instituten der Fakultät, insbesondere mit der Gruppe Geotechnik, sowie nationalen und internationalen Partnern aus Wissenschaft und Wirtschaft.

Die Lehrinhalte des Fachbereichs Ingenieurbaukunst sind aufeinander abgestimmt. Aus gemeinsam betreuten Projektarbeiten und gemeinsamen Prüfungen innerhalb der Fachmodule können alle Beteiligten einen optimalen Nutzen ziehen.

Durch den gemeinsamen, einheitlichen Auftritt in der Öffentlichkeit präsentiert sich der Fachbereich Ingenieurbaukunst als moderne Lehr- und Forschungsgemeinschaft, welche die Ziele und Visionen der TU Graz umsetzt.

Nummerierungssystematik der Schriftenreihe:

D – Diplom-, Masterarbeiten/Dissertationen | F – Forschungsberichte
S – Skripten, Vorlesungsunterlagen | V – Vorträge, Tagungen

Institutskenzahl:

1 – Allgemeine Mechanik | 2 – Baustatik | 3 – Betonbau
4 – Holzbau & Holztechnologie | 5 – Stahlbau
6 – Materialprüfung & Baustofftechnologie | 7 – Baubetrieb & Bauwirtschaft
8 – Hochbau & Industriebau | 9 – Bauinformatik
10 – Labor für Konstruktiven Ingenieurbau

Fortlaufende Nummer pro Reihe und Institut / Jahreszahl