



Vergleichende Studie der Knicktragfähigkeit geschraubter Winkelprofile mit baupraktischen Anschlusssteifigkeiten: FEM vs. Theorie 2. Ordnung

MASTERARBEIT

vorgelegt von

Robert Binderbauer, BSc.

eingereicht am

**Institut für Stahlbau
Technische Universität Graz**

Betreuer

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

Ass. Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Markus Kettler

Graz, 15.7.2018

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 wörtliche und inhaltlich entnommene Stellen als solche kenntlich gemacht habe.

Graz, _____

Robert Binderbauer, BSc.

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, _____

Robert Binderbauer, BSc.

Widmung

Diese Arbeit ist meinen Eltern gewidmet, die mich in allen Lebensbereichen und insbesondere während meiner Studienzeit immer unterstützt und meinen Werdegang überhaupt erst ermöglicht haben.

Des Weiteren möchte ich mich in diesem Zuge bei meinen Studienkollegen für die Zusammenarbeit und den Zusammenhalt während der vergangenen sechs Jahre und bei meiner Familie, meinen Freunden und meiner Freundin für die Unterstützung während meiner Studienzeit herzlich bedanken.

Kurzfassung

Winkelprofile gelten aufgrund der einfachen Montage im Stahlhochbau, beziehungsweise im Freileitungsbau, als praktikables Mittel zur Aussteifung in Form von Verbänden oder als Lösung für Druck-/Zugdiagonalen in Fachwerkkonstruktionen. Die Profile werden in der Regel mit ein bis zwei vorgespannten Schrauben mit einem Knotenblech verschraubt und liefern so die Lagerungsbedingungen für das montierte L-Profil, wobei oft nicht klar festgestellt werden kann, ob eine Einspannung oder eine gelenkige Lagerung am Endauflager des Knotenbleches vorliegt. Da der Eurocode in EN 1993-1-1 nur eine ‚ausreichende Steifigkeit‘ am Endauflager fordert und keine klaren Richtlinien vorgibt entsteht eine Bemessungssituation, in der die Modellierungsvorgaben unklar sind. In der Literatur wird empfohlen, derartige Konstruktionen bei nicht klar zuordenbaren Lagerungsbedingungen mit beidseitig gelenkiger Lagerung nach Theorie II. Ordnung mit elastischer beziehungsweise plastischer Querschnittsausnutzung zu bemessen, wobei konservative Ergebnisse erzielt werden.

Studien belegen jedoch einen großen Unterschied der Tragfähigkeit zwischen gelenkig und fest eingespannter Lagerung. Basierend auf dieser Erkenntnis gibt Harringer in seiner Diplomarbeit ermittelte Federsteifigkeiten zur Modellierung der Anschlusssteifigkeiten vor, welche für die Bemessung verwendet werden können.

Ziel der vorliegenden Arbeit ist es nun, in Form einer umfangreichen Parameterstudie, baupraktische Anschlusskonfigurationen jeweils mittels Finite Elemente Methode und Stabstatik unter Berücksichtigung von Theorie II. Ordnung, Imperfektionen und den genannten Federsteifigkeiten nach Harringer zu bemessen, die Ergebnisdifferenz beider Verfahren darzustellen und aufzuzeigen, bei welchen Konfigurationen aufgrund der optimierten Lagerungsbedingungen Tragreserven vorhanden sind. Die Studie wird mit den Winkelprofilen 60x6, 90x9 und 120x12 für drei verschiedenen Schlankheiten (0.8, 1.8 und 2.8) anhand der baupraktischen Details aus der Diplomarbeit von Harringer durchgeführt.

Abstract

Due to the simple and effective installation of steel angels in steel construction, L shaped steel members are used for bracings in building construction or as solution for tension/compression members in trusses. The profiles are normally screwed with one or two pretensioned bolts to the gusset plate. In this case it cannot always clearly be determined if there is a hinged or a clamped end support. The Eurocode Standard EN 1993-1-1 only requires a sufficient clamping end support but does not specify these conditions. As a result the design situation – modelling of clamped or a hinged support - is unclear due to the standard. In the literature it is recommended to model a hinged support if the boundary conditions are unclear, using plastic or elastic resistance of the cross section according to moments based on second order theory. These results can be seen as conservative.

Studies have shown that there is a difference in load capacity between clamped and hinged supports. Based on these findings Harringer proposes in his Master thesis calculated spring stiffnesses for modelling accurate support conditions.

Goal of this thesis is an extensive parameter study for the compression member capacity with relevant connection configurations in practice. The calculations were done with Finite Elements Method and conventional statics including 2nd order theory with beam elements, imperfections and the named spring stiffnesses of Harringer. The main aim is to show the difference of the member capacity of both methods. The study is conducted with the three profiles 60x6, 90x9 and 120x12, with three different slendernesses – 0.8, 1.8 and 2.8 – on the basis of the relevant connections studied by Harringer.

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis.....	i
Abkürzungen.....	v
1 Einleitung und Überblick.....	1
1.1 Erläuterung zu den Konfigurationstabellen.....	2
1.1.1 Gerader Knotenblechanschluss - Detail 1a	2
1.1.2 Schräger Knotenblechanschluss - Detail 1b	4
1.1.3 Trägeranschluss grade - Detail 2a	5
2 Modellierungsgrundlagen und Vorerkenntnisse	7
2.1 Modellierung in FEM	7
2.1.1 Studie zur Netzfeinheit – Detail 1a	10
2.1.2 Studie zum Einfluss der Steifigkeit des Anschlussbleches auf die Tragfähigkeit bei elastisch-plastischem Materialverhalten	15
2.1.3 Studie zum Einfluss der Vorverformung aus der LBA-Analyse.....	16
2.1.4 Versagensmechanismen bei FEM	18
2.2 Modellierung in der Stabstatik nach Theorie II. Ordnung	19
2.2.1 Bemessung nach Verfahren E-E	20
2.2.2 Bemessung nach Verfahren E-P	22
2.2.3 Einfluss der Richtung der Imperfektion bezüglich γ -Achse bzw. u -Achse.....	24
2.2.4 Gelenkige Modellierung	26
2.3 Berechnung der Vorspannkraft, Systemlängen und plastischer Tragfähigkeit	27
2.3.1 Vorspannkraft der Schrauben	28
2.3.2 Systemlängen L	28
2.3.3 Plastische Normalkrafttragfähigkeit.....	28
3 Ergebnisse – Traglasten für Stäbe mit Detail 1a	29
3.1 Systembeschreibung	29
3.1.1 System in der FEM-Berechnung	29
3.1.2 System in der Stabstatik.....	30
3.2 Ergebnisse für Detail 1a Winkel 60x6	32
3.2.1 Ergebnisse nach Finite Elemente Methode	32
3.2.2 Ergebnisse Stabstatik nach Theorie II. Ordnung	33
3.2.3 Darstellung und Interpretation der Ergebnisse – Detail 1a_60x6.....	36
3.3 Ergebnisse für Detail 1a Winkel 90x9	39
3.3.1 Ergebnisse nach Finite Elemente Methode	39
3.3.2 Ergebnisse Stabstatik nach Theorie II. Ordnung	40

3.3.3	Darstellung und Interpretation der Ergebnisse – Detail 1a_90x9.....	43
3.4	Ergebnisse für Detail 1a Winkel 120x12	46
3.4.1	Ergebnisse nach Finite Elemente Methode	46
3.4.2	Ergebnisse Stabstatik nach Theorie II. Ordnung	47
3.4.3	Darstellung und Interpretation der Ergebnisse – Detail 1a_120x12.....	49
4	Ergebnisse – Traglasten für Stäbe mit Detail 1b	53
4.1	Systembeschreibung – Winkelprofil mit Detail 1b	53
4.1.1	System in der FEM-Berechnung	53
4.1.2	System in der Stabstatik.....	54
4.2	Ergebnisse für Detail 1b Winkel 60x6	56
4.2.1	Ergebnisse nach Finite Elemente Methode	57
4.2.2	Ergebnisse Stabstatik nach Theorie II. Ordnung	57
4.2.3	Darstellung und Interpretation der Ergebnisse - Detail 1b_60x6	60
4.3	Ergebnisse für Detail 1b Winkel 90x9	63
4.3.1	Ergebnisse nach Finite Elemente Methode	64
4.3.2	Ergebnisse Stabstatik nach Theorie II. Ordnung	64
4.3.3	Darstellung und Interpretation der Ergebnisse - Detail 1b_90x9	66
4.4	Ergebnisse für Detail 1b Winkel 120x12	69
4.4.1	Ergebnisse nach Finite Elemente Methode	70
4.4.2	Ergebnisse Stabstatik nach Theorie II. Ordnung	70
4.4.3	Darstellung und Interpretation der Ergebnisse – Detail 1b_120x12	72
5	Ergebnisse – Traglasten für Stäbe mit Detail 2a	75
5.1	Systembeschreibung – Winkelprofil mit Detail 2a	75
5.1.1	System in der FEM-Berechnung	75
5.1.2	System in der Stabstatik.....	78
5.2	Ergebnisse für Detail 2a Winkel 60x6	81
5.2.1	Ergebnisse nach Finite Elemente Methode	82
5.2.2	Ergebnisse Stabstatik nach Theorie II. Ordnung	82
5.2.3	Darstellung und Interpretation der Ergebnisse – Detail 2a_60x6.....	85
5.3	Ergebnisse für Detail 2a Winkel 90x9	96
5.3.1	Ergebnisse nach Finite Elemente Methode	97
5.3.2	Ergebnisse Stabstatik nach Theorie II. Ordnung	97
5.3.3	Darstellung und Interpretation der Ergebnisse – Detail 2a_90x9.....	100
5.4	Ergebnisse für Detail 2a Winkel 120x12	106
5.4.1	Ergebnisse nach Finite Elemente Methode	107
5.4.2	Ergebnisse Stabstatik nach Theorie II. Ordnung	107
5.4.3	Darstellung und Interpretation der Ergebnisse – Deatil 2a_120x12.....	110

6 Zusammenfassung der Erkenntnisse.....	117
6.1 Drucktragfähigkeit Winkelprofil mit Detail 1a.....	117
6.2 Drucktragfähigkeit Winkelprofil mit Detail 1b	118
6.3 Drucktragfähigkeit Winkelprofil mit Detail 2a.....	119
7 Ausblick	121
Literaturverzeichnis.....	123
Anhang A	125

Abkürzungen

FEM	Finite Elemente Methode
LBA	Lineare Beulanalyse
GMNIA	Geometrisch und materiell nichtlineare Analyse mit Imperfektionen
E-E	Nachweisverfahren elastisch – elastisch, d.h. elastische Systemberechnung und elastischer Querschnittswiderstand
E-P	Nachweisverfahren elastisch – plastisch, , d.h. elastische Systemberechnung und plastischer Querschnittswiderstand
NW	Nachweis
FM	Feldmitte
AL	Auflager
N	Normalkraft
M_i mit $i=y,z,u,v$	Moment um die jeweilige Achse
QS	Querschnitt

1 Einleitung und Überblick

Aufgrund der einfachen und schnellen Montage im Stahlbau bzw. im Freimastbau, werden L-förmige Profile gerne als Zug/Druckdiagonalen in Fachwerken oder als Aussteifungselemente in Verbänden verwendet. Die Profile werden normalerweise mit einem Schenkel an einem Knotenblech bzw. I-Träger, mit ein bis zwei vorgespannten Schrauben, montiert. So einfach die Konstruktion zu montieren ist, so kompliziert ist das eigentliche Tragverhalten. In diesem Zusammenhang erfahren die belasteten Bauteile planmäßig in der Regel nur Druck- bzw. Zugkräfte, jedoch wird durch den Schraubanschluss nur an einem Schenkel die Drucknormalkraft exzentrisch in das Profil eingeleitet und erzeugt somit Biegemomente um die starke und schwache Achse.

Der meistens maßgebende Nachweis zur Bestimmung der Drucktragfähigkeit des Winkelprofils in dieser Konstellation ist das Biegeknicken bzw. Biegedrillknicken. Großen Einfluss auf dieses Nachweisformat haben in erster Linie die Schlankheit und die Lagerungsbedingungen.

Laut EN 1993-1-1 [1] wird für die Bemessung eine ausreichende Steifigkeit an den Endauflagern und mindestens 2 Schrauben pro Seite als Verbindungsmittel vorausgesetzt. Da die Vorgaben in EN 1993-1-1 hinsichtlich der Steifigkeit viel Interpretationsspielraum offen lassen, haben Forschungsarbeiten [2] [3] am Institut für Stahlbau der TU Graz den Einfluss der Endauflagersteifigkeit genauer untersucht und gezeigt, dass sich bei Anschlüssen mit 2 Schrauben, je nachdem ob gelenkig oder fest eingespannt modelliert, ein großer Unterschied in der Knicktragfähigkeit ergibt. Aufgrund der oft unklaren Steifigkeitssituation im Anschlussbereich wird in [2] empfohlen, den Druckstab mit beidseitig gelenkiger Lagerung nach Theorie II. Ordnung mit elastischer beziehungsweise plastischer Querschnittsausnutzung zu bemessen.

Da es einen maßgebenden Unterscheid in der Tragfähigkeit macht, mit welcher Steifigkeit der Anschluss an den beiden Stabenden modelliert wird, hat Harringer in einer Masterarbeit [4] Formeln zur Berechnung von Federsteifigkeiten bei baupraktischen Anschlussdetails entwickelt.

Die vorliegende Arbeit hat das Ziel, nun in Form einer umfangreichen Parameterstudie, baupraktische Anschlusskonfigurationen hinsichtlich der Drucktragfähigkeit der Winkelprofile zu untersuchen, jeweils mittels Finite Elemente Methode (FEM) - mittels Simulia Abaqus - und Stabstatik, unter Berücksichtigung von Theorie II. Ordnung, Imperfektionen und den genannten Federsteifigkeiten aus [4] - mittels Dlubal RSTAB. Die Ergebnisdifferenz beider Verfahren wird dargestellt und es wird aufgezeigt, bei welchen Konfigurationen aufgrund der optimierten Lagerungsbedingungen Tragreserven im Vergleich zum gelenkig modellierten Fall vorhanden sind. Die in der vorliegenden Arbeit genannten baupraktischen Details beziehen sich auf die Masterarbeit von Harringer [4]. Die Parameterstudie wird mit 3 verschiedenen Winkelprofilen: L60x6, L90x9, L120x12 und drei verschiedenen Stabschlankheiten $\bar{\lambda}_v$ um die schwache Achse v : 0.8; 1.8; 2.8 durchgeführt. Zu jedem jeweiligen Winkelprofil ist exakt ein Schraubentyp zugeordnet. Die Profile 60x6 werden mit M 16, Profile 90x9 mit M 24 und Profile der Abmessung 120x12 werden mit M 27 Schrauben ausgeführt wobei immer 2 Schrauben je Stabende ausgeführt werden. Diese detailunabhängigen Parameter wurden mit den detailabhängigen Parametern wie Dicke bzw. Höhe des Anschlussbleches etc. kombiniert. In Kapitel 1.1 sind die berechneten Details und Konfigurationen zusammengefasst.

Im ersten Teil der vorliegenden Arbeit werden die berechneten Konfigurationen und die baupraktischen Anschlussdetails vorgestellt und alle berücksichtigten und variierten Parameter angegeben. Es werden die Lagerungsdetails und die veränderlichen Querschnittsdaten anhand von

Bildern dargestellt und die Konfigurationen durchnummeriert angegeben. Die in Kapitel 1.1 angegebenen Modellkonfigurationen werden jeweils in Simulia Abaqus und in Dlubal RSTAB berechnet. In Kapitel 2 werden die Modellierungsgrundlagen für die FEM und Stabstatikmodellierung besprochen und bereits bekannte Vorerkenntnisse dargelegt. Hinsichtlich der FEM wird die erforderliche Netzfeinheit, die notwendige Steifigkeit des Anschlussbleches und der Einfluss der Vorverformung besprochen. Des Weiteren werden die Grundlagen der Berechnung mittels Stabstatik und das entsprechende Nachweisformat besprochen und die wesentlichen globalen Parameter wie Systemlängen, Vorspannkräfte etc. dargestellt.

Im dritten Teil der Arbeit ab Kapitel 3 werden die Ergebnisse vorgestellt, diskutiert, interpretiert und zusammengefasst.

1.1 Erläuterung zu den Konfigurationstabellen

In den nachfolgenden Unterkapiteln werden die wesentlichen variierten Parameter der einzelnen untersuchten Anschlussdetails veranschaulicht und anschließend in einer Tabelle die entsprechenden berechneten Konfigurationen dargestellt. Hinweise zur genauen Modellierung der Details werden in Kapitel 2 noch ausführlich behandelt.

1.1.1 Gerader Knotenblechanschluss - Detail 1a

Das Detail 1a beinhaltet ein Knotenblech mit der variablen Dicke t mit einer Stärke von entweder 10 oder 20 mm und einer variierenden Blechhöhe h von 150 bzw. 400 mm. Das Anschlussblech ist außenseitig unverschieblich und fest eingespannt modelliert und wird durch zwei vorgespannte Schrauben mit dem Winkelprofil verbunden. Für die Einspannung wird das Blech außenseitig mit einem Referenzpunkt gekoppelt und für den Referenzpunkt werden alle Freiheitsgrade gesperrt. Die Winkelprofile variieren wie in den detailunabhängigen Parametern beschrieben, das heißt, dass jeweils ein Winkel des Formats 60x6, 90x9 und 120x12 zur Anwendung kommt und mit den entsprechenden Schlankheiten $\bar{\lambda}_v$ 0.8; 1.8 und 2.8 kombiniert wird. Die detailunabhängigen Parameter werden wiederum mit den detailabhängigen Parametern t und h kombiniert und so ergeben sich die in Tabelle 1 ersichtlichen Berechnungskonfigurationen. Die Konfigurationen (jeweils 12 für jedes Winkelprofil) sind so aufgebaut, dass die Steifigkeit des Anschlusses, durch steigende Dicke oder Höhe, immer zwischen Konfiguration 1-4, 5-8 und 9-12 ansteigt. Konfigurationsgruppe 1-4 unterscheidet sich von 5-8 und 9-12 nur durch die Systemlänge. Folgende Kombinationen wurden für Detail 1a in Abaqus und RSTAB modelliert:

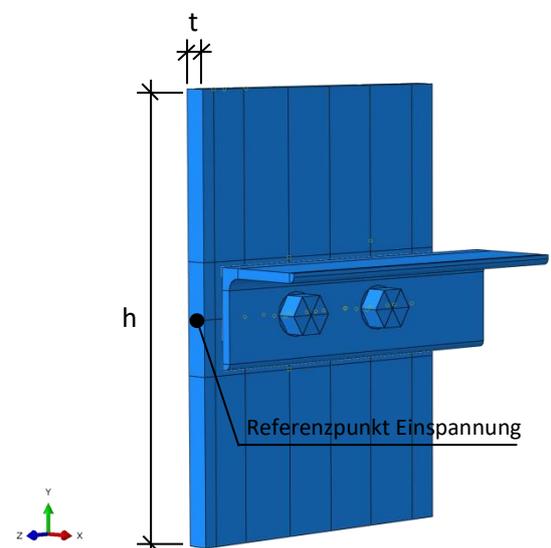


Abbildung 1 - Detail 1a

Tabelle 1 - Konfigurationen für Detail 1a

Bezeichnung		Profil	M	$\bar{\lambda}_v$	t	h
		[-]	[-]	[-]	[mm]	[mm]
L 60x6	<i>1a_60x6_Konfig1</i>	L 60x6	M 16	0.8	10	150
	<i>1a_60x6_Konfig2</i>	L 60x6	M 16	0.8	10	400
	<i>1a_60x6_Konfig3</i>	L 60x6	M 16	0.8	20	150
	<i>1a_60x6_Konfig4</i>	L 60x6	M 16	0.8	20	400
	<i>1a_60x6_Konfig5</i>	L 60x6	M 16	1.8	10	150
	<i>1a_60x6_Konfig6</i>	L 60x6	M 16	1.8	10	400
	<i>1a_60x6_Konfig7</i>	L 60x6	M 16	1.8	20	150
	<i>1a_60x6_Konfig8</i>	L 60x6	M 16	1.8	20	400
	<i>1a_60x6_Konfig9</i>	L 60x6	M 16	2.8	10	150
	<i>1a_60x6_Konfig10</i>	L 60x6	M 16	2.8	10	400
	<i>1a_60x6_Konfig11</i>	L 60x6	M 16	2.8	20	150
	<i>1a_60x6_Konfig12</i>	L 60x6	M 16	2.8	20	400
L 90x9	<i>1a_90x9_Konfig1</i>	L 90x9	M 24	0.8	10	150
	<i>1a_90x9_Konfig2</i>	L 90x9	M 24	0.8	10	400
	<i>1a_90x9_Konfig3</i>	L 90x9	M 24	0.8	20	150
	<i>1a_90x9_Konfig4</i>	L 90x9	M 24	0.8	20	400
	<i>1a_90x9_Konfig5</i>	L 90x9	M 24	1.8	10	150
	<i>1a_90x9_Konfig6</i>	L 90x9	M 24	1.8	10	400
	<i>1a_90x9_Konfig7</i>	L 90x9	M 24	1.8	20	150
	<i>1a_90x9_Konfig8</i>	L 90x9	M 24	1.8	20	400
	<i>1a_90x9_Konfig9</i>	L 90x9	M 24	2.8	10	150
	<i>1a_90x9_Konfig10</i>	L 90x9	M 24	2.8	10	400
	<i>1a_90x9_Konfig11</i>	L 90x9	M 24	2.8	20	150
	<i>1a_90x9_Konfig12</i>	L 90x9	M 24	2.8	20	400
L120x12	<i>1a_120x12_Konfig1</i>	L 120x12	M 27	0.8	10	150
	<i>1a_120x12_Konfig2</i>	L 120x12	M 27	0.8	10	400
	<i>1a_120x12_Konfig3</i>	L 120x12	M 27	0.8	20	150
	<i>1a_120x12_Konfig4</i>	L 120x12	M 27	0.8	20	400
	<i>1a_120x12_Konfig5</i>	L 120x12	M 27	1.8	10	150
	<i>1a_120x12_Konfig6</i>	L 120x12	M 27	1.8	10	400
	<i>1a_120x12_Konfig7</i>	L 120x12	M 27	1.8	20	150
	<i>1a_120x12_Konfig8</i>	L 120x12	M 27	1.8	20	400
	<i>1a_120x12_Konfig9</i>	L 120x12	M 27	2.8	10	150
	<i>1a_120x12_Konfig10</i>	L 120x12	M 27	2.8	10	400
	<i>1a_120x12_Konfig11</i>	L 120x12	M 27	2.8	20	150
	<i>1a_120x12_Konfig12</i>	L 120x12	M 27	2.8	20	400

1.1.2 Schräger Knotenblechanschluss - Detail 1b

Detailpunkt 1b besteht aus einem um 45° geneigten Anschlussblech, welches außenseitig unverschieblich und eingespannt gelagert ist. Der in Abbildung 2 gezeigte Referenzpunkt wird mit der Außenseite des Bleches gekoppelt und alle Freiheitsgrade des Punktes werden gesperrt. Am Anschlussblech ist das jeweilige Winkelprofil befestigt und mit den beiden zugehörigen vorgespannten Schrauben fixiert. Die Winkelprofile variieren mit den angegebenen Schlankheiten $\bar{\lambda}_v$ und der Anschlussblechdicke t , womit sich 18 zu berechnende Konfigurationen (6 je Winkelprofil) ergeben. Das Anschlussblech wird für jeden Winkel individuell gestaltet und ist nicht mit anderen Winkelprofilen kombinierbar. Die Anschlussblechhöhe h wurde für den Winkel 60x6 mit 400 mm und für die Profile 90x9 und 120x12 mit 500 mm festgelegt. Die exakten Abmessungen je Winkelprofil sind in Kapitel 4 detailliert dargestellt. Die in Tabelle 2 angegebenen Konfigurationen wurden in Abaqus und RSTAB modelliert und die Ergebnisse in Kapitel 4 zusammengefasst und dargestellt.

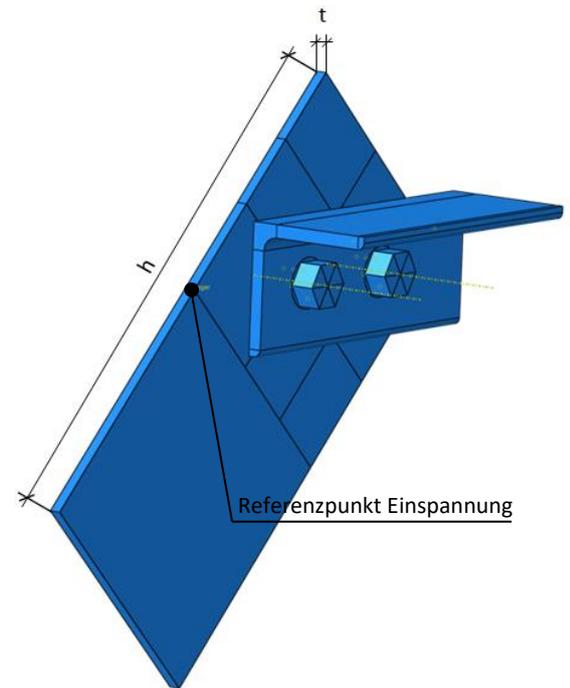


Abbildung 2 – Detail 1b

Tabelle 2 - Konfigurationen Detail 1b

Bezeichnung		Profil	M	$\bar{\lambda}_v$	t	h
		[-]	[-]	[-]	[mm]	[mm]
L 60x6	<i>1b_60x6_Konfig1</i>	L 60x6	M 16	0.8	10	400
	<i>1b_60x6_Konfig2</i>	L 60x6	M 16	0.8	20	400
	<i>1b_60x6_Konfig3</i>	L 60x6	M 16	1.8	10	400
	<i>1b_60x6_Konfig4</i>	L 60x6	M 16	1.8	20	400
	<i>1b_60x6_Konfig5</i>	L 60x6	M 16	2.8	10	400
	<i>1b_60x6_Konfig6</i>	L 60x6	M 16	2.8	20	400
L 90x9	<i>1b_90x9_Konfig1</i>	L 90x9	M 24	0.8	10	500
	<i>1b_90x9_Konfig2</i>	L 90x9	M 24	0.8	20	500
	<i>1b_90x9_Konfig3</i>	L 90x9	M 24	1.8	10	500
	<i>1b_90x9_Konfig4</i>	L 90x9	M 24	1.8	20	500
	<i>1b_90x9_Konfig5</i>	L 90x9	M 24	2.8	10	500
	<i>1b_90x9_Konfig6</i>	L 90x9	M 24	2.8	20	500
L 120x12	<i>1b_120x12_Konfig1</i>	L 120x12	M 27	0.8	10	500
	<i>1b_120x12_Konfig2</i>	L 120x12	M 27	0.8	20	500
	<i>1b_120x12_Konfig3</i>	L 120x12	M 27	1.8	10	500
	<i>1b_120x12_Konfig4</i>	L 120x12	M 27	1.8	20	500
	<i>1b_120x12_Konfig5</i>	L 120x12	M 27	2.8	10	500
	<i>1b_120x12_Konfig6</i>	L 120x12	M 27	2.8	20	500

1.1.3 Trägeranschluss grade - Detail 2a

Die Profile 60x6, 90x9 und 120x12 werden in Detail 2a mit einem I-Träger verbunden, welcher an beiden Enden mit einer Gabellagerung gehalten wird. Die genaue Ausgestaltung der Lagerungsbedingungen, Lasteinleitung etc. wird in Kapitel 5 in weiterer Folge exakt beschrieben. Das L-Profil wird mit zwei vorgespannten Schrauben mit dem Obergurt des Trägers verschraubt. Für die Parameterstudie werden am Träger das I-Profil und die Länge des I-Profils variiert, wobei Querschnitt 1 (QS 1) ungefähr einem HEB 200 und Querschnitt 2 (QS 2) etwa einem HEA 800 Profil entspricht. Diese beiden Querschnitte sind in Kapitel 5.1.1 genauer beschrieben. Die Länge des I-Profils wird in Abhängigkeit der Höhe des Profils festgelegt und folgt jeweils dem Verhältnis L/h 10 bzw. 20 je Profil. Die Verbindung an sich wird mit Schrauben vom Typ M 16 (60x6), M 24 (90x9) und M 27 (120x12) ausgeführt. Die Positionierung der Schrauben auf den unterschiedlich breiten Flanschen kann Kapitel 5 im Detail entnommen werden.

Durch die Kombination der variablen Parameter mit den Winkelprofilen und den Systemlängen ergeben sich 36 unabhängige Kombinationen (12 je Winkelprofil), die in Abaqus und RSTAB modelliert werden. Die modellierten Konfigurationen sind in Tabelle 3 angegeben.

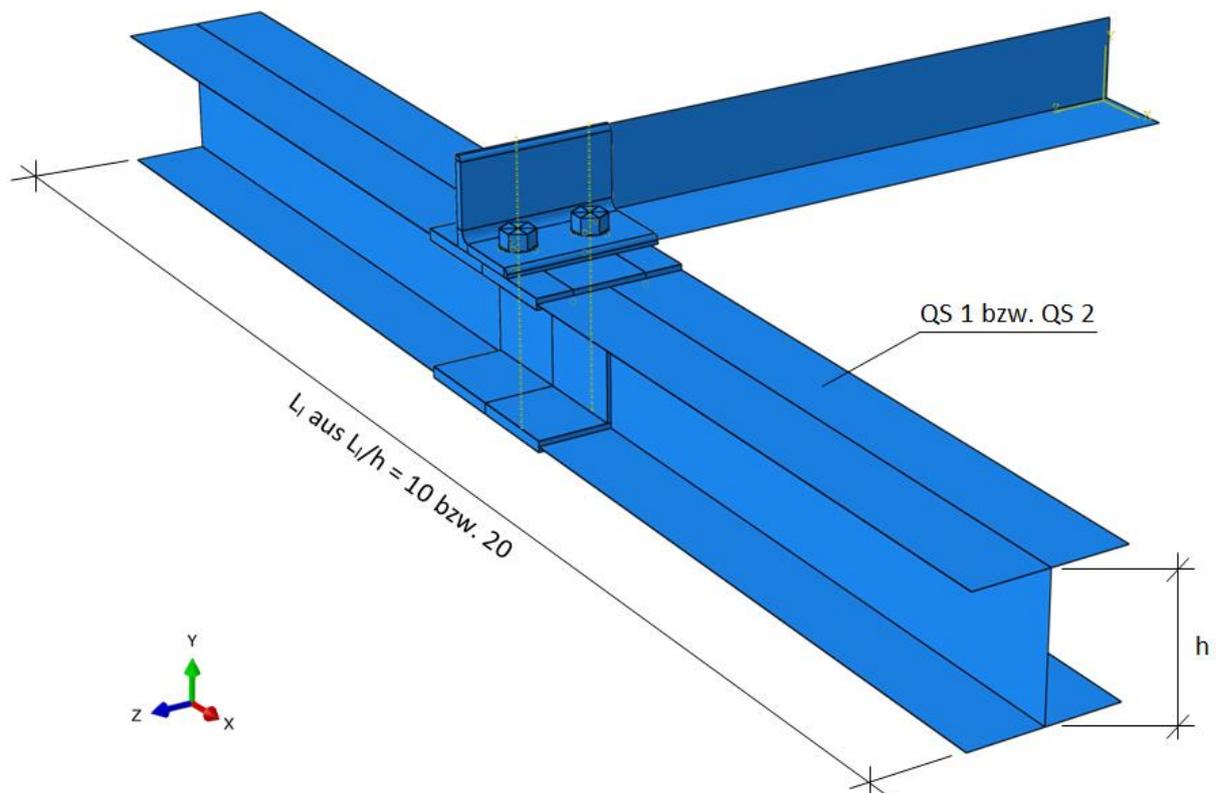


Abbildung 3 – Detail 2a

Tabelle 3 - Konfigurationen für Detail 2a

Bezeichnung		Profil	M	$\bar{\lambda}_v$	QS # ¹	L _i /h
		[-]	[-]	[-]	[-]	[-]
L 60x6	2a_60x6_Konfig1	L 60x6	M 16	0.8	QS 1	10
	2a_60x6_Konfig2	L 60x6	M 16	0.8	QS 1	20
	2a_60x6_Konfig3	L 60x6	M 16	0.8	QS 2	10
	2a_60x6_Konfig4	L 60x6	M 16	0.8	QS 2	20
	2a_60x6_Konfig5	L 60x6	M 16	1.8	QS 1	10
	2a_60x6_Konfig6	L 60x6	M 16	1.8	QS 1	20
	2a_60x6_Konfig7	L 60x6	M 16	1.8	QS 2	10
	2a_60x6_Konfig8	L 60x6	M 16	1.8	QS 2	20
	2a_60x6_Konfig9	L 60x6	M 16	2.8	QS 1	10
	2a_60x6_Konfig10	L 60x6	M 16	2.8	QS 1	20
	2a_60x6_Konfig11	L 60x6	M 16	2.8	QS 2	10
	2a_60x6_Konfig12	L 60x6	M 16	2.8	QS 2	20
L 90x9	2a_90x9_Konfig1	L 90x9	M 24	0.8	QS 1	10
	2a_90x9_Konfig2	L 90x9	M 24	0.8	QS 1	20
	2a_90x9_Konfig3	L 90x9	M 24	0.8	QS 2	10
	2a_90x9_Konfig4	L 90x9	M 24	0.8	QS 2	20
	2a_90x9_Konfig5	L 90x9	M 24	1.8	QS 1	10
	2a_90x9_Konfig6	L 90x9	M 24	1.8	QS 1	20
	2a_90x9_Konfig7	L 90x9	M 24	1.8	QS 2	10
	2a_90x9_Konfig8	L 90x9	M 24	1.8	QS 2	20
	2a_90x9_Konfig9	L 90x9	M 24	2.8	QS 1	10
	2a_90x9_Konfig10	L 90x9	M 24	2.8	QS 1	20
	2a_90x9_Konfig11	L 90x9	M 24	2.8	QS 2	10
	2a_90x9_Konfig12	L 90x9	M 24	2.8	QS 2	20
L 120x12	2a_120x12_Konfig1	L 120x12	M 27	0.8	QS 1	10
	2a_120x12_Konfig2	L 120x12	M 27	0.8	QS 1	20
	2a_120x12_Konfig3	L 120x12	M 27	0.8	QS 2	10
	2a_120x12_Konfig4	L 120x12	M 27	0.8	QS 2	20
	2a_120x12_Konfig5	L 120x12	M 27	1.8	QS 1	10
	2a_120x12_Konfig6	L 120x12	M 27	1.8	QS 1	20
	2a_120x12_Konfig7	L 120x12	M 27	1.8	QS 2	10
	2a_120x12_Konfig8	L 120x12	M 27	1.8	QS 2	20
	2a_120x12_Konfig9	L 120x12	M 27	2.8	QS 1	10
	2a_120x12_Konfig10	L 120x12	M 27	2.8	QS 1	20
	2a_120x12_Konfig11	L 120x12	M 27	2.8	QS 2	10
	2a_120x12_Konfig12	L 120x12	M 27	2.8	QS 2	20

¹ QS 1 entspricht ca. einem HEB 200 und QS 2 ca. einem HEA 800 Profil

2 Modellierungsgrundlagen und Vorerkenntnisse

Hauptsächlich arbeitet die vorliegende Masterarbeit mit den Erkenntnissen aus der Masterarbeit von Harringer [4]. Als wichtigste Erkenntnisse aus dieser Arbeit sind zwei vorrangig zu nennen. Erstens, dass der Übergang von vollgelenkiger (BC3) auf eine schaniergelenkige Lagerung (BC2) nahezu keinen Unterschied bezüglich der Tragfähigkeit bedeutet und, dass der Übergang von Schaniergelenk (BC2) zu fester Einspannung (BC1) große Auswirkungen auf die Tragfähigkeit hat, wie in Abbildung 4 klar zu erkennen ist. Zweitens, dass sämtliche untersuchte Anschlusssteifigkeiten im Übergangsbereich zwischen der gelenkigen und der voll eingespannten Lagerung zu liegen kommen. Das heißt, dass in keinem genannten Detail eine Berechnung des Grenzfalles (gelenkig/eingespannt) zutreffend ist und somit für eine korrekte Abbildung der Lagerungsbedingungen die Verwendung der berechneten Federsteifigkeiten notwendig ist. Diesen Erkenntnissen folgend, werden für sämtliche nachfolgende Berechnungen mit Stabmodellen, mit Drehfedern versehenen Schaniergelenke als beidseitige Lagerungsbedingungen modelliert. Auf die genaue Berechnung der Anschlusssteifigkeiten wird in den jeweiligen Kapiteln in weiterer Folge noch genauer eingegangen.

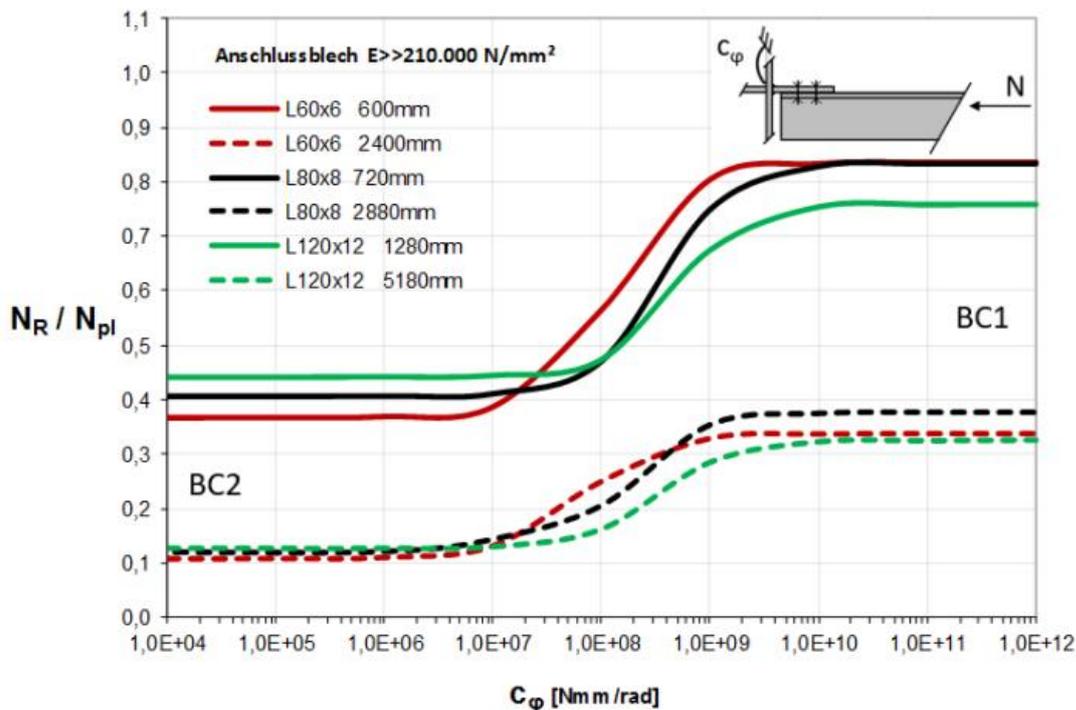


Abbildung 4 - Übergang zwischen Schanierlagerung (BC2) und fester Einspannung (BC1)

2.1 Modellierung in FEM

Die Modellierung mittels Finiten Elementen wird mittels Simulia Abaqus durchgeführt. Der Berechnungsprozess wird in zwei wesentliche Teile untergliedert. Den ersten Teil stellt die Lineare Beulanalyse (LBA) dar. In der LBA wird in Abaqus ein ‚Buckling Job‘ generiert, in welchem mit der aufgetragenen Last eine Eigenwertanalyse durchgeführt wird. Die Verformungsfigur der ersten globalen Knickfigur wird als zutreffende Imperfektionsfigur des Stabes separat abgespeichert, als geometrische Ersatzimperfektion mit $L/300$ skaliert und in die GMNIA Analyse eingespeist. In der

GMNIA Analyse wird die besagte Vorverformung aus der LBA berücksichtigt und mit der aufgetragenen Belastung eine Spannungsermittlung durchgeführt. In der GMNIA Berechnung wird die aufgetragene Last stufenweise so lange gesteigert, bis das System versagt. Das Ergebnis stellt die Drucktragfähigkeit des Winkelprofils unter Berücksichtigung der jeweiligen Anschlusssteifigkeiten dar. Wegen der Verwendung geometrischer Ersatzimperfectionen müssen strukturelle Imperfectionen und vorhandene Eigenspannungen nicht mitabgebildet werden.

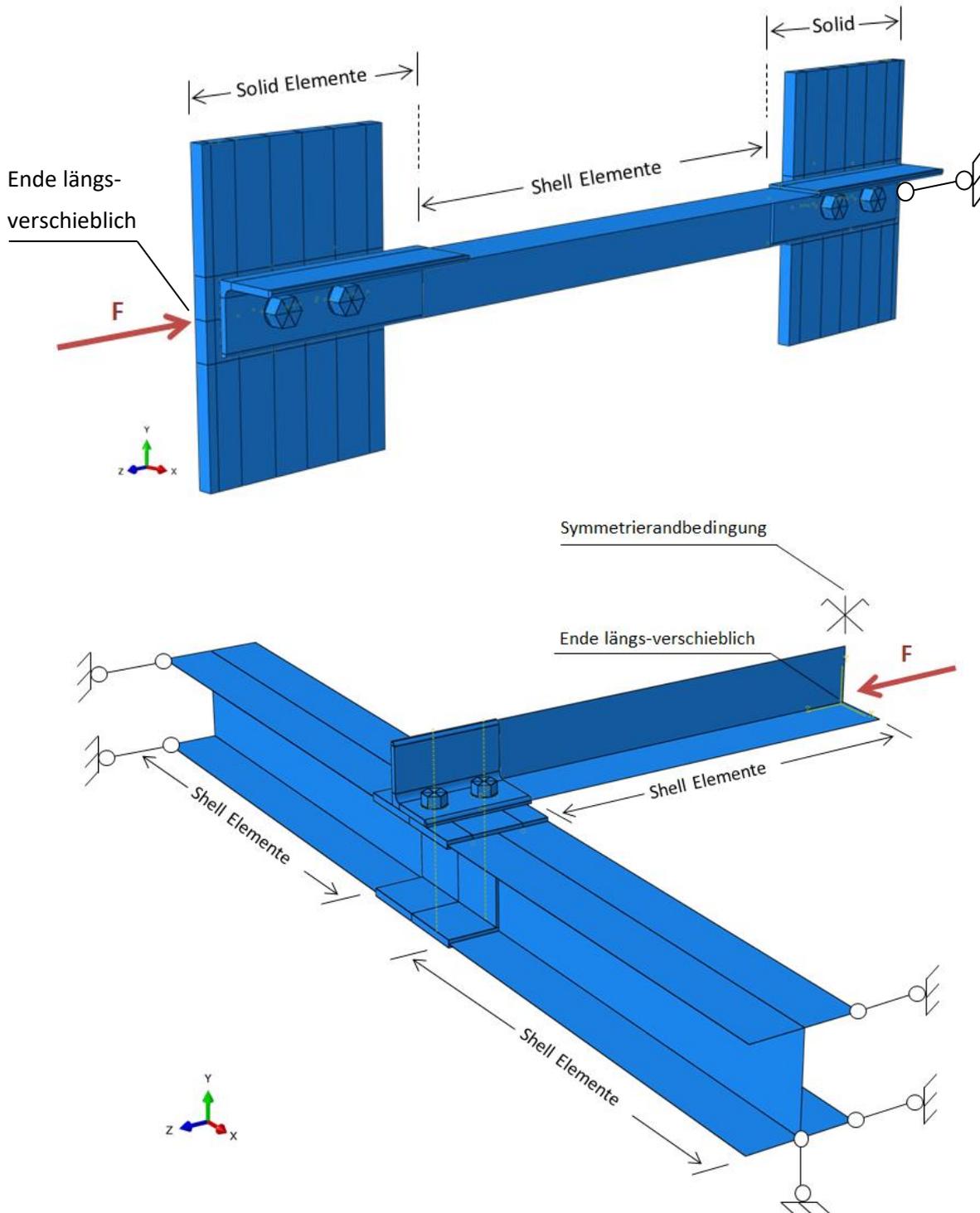


Abbildung 5 – Modellbildung in FEM

Zur schnelleren und einfacheren Berechnung werden Anschlussblech, Schrauben und Teile des Winkels im Anschlussbereich mit Solid-Elementen und das L-Profil zwischen den Anschlusspunkten mit Shell-Elementen modelliert, wie in Abbildung 5 ersichtlich. Das rechte Anschlussblech ist, zufolge Detail 1a, außenseitig fest eingespannt und linksseitig – wo auch die Kraft angreift – in Z-Richtung verschieblich gelagert.

In der Berechnung von Detail 2a wird zur einfacheren Modellierung der Lasteinleitung die Symmetrie des Stabsystems genutzt und die Last am horizontal verschieblichen Symmetriemittelager aufgebracht. Der I-Träger von Detail 2a wird an beiden Enden vertikal gestützt und mit 2 gelenkigen Lagern an Ober- und Untergurt gehalten, um eine Gabellagerung zu modellieren. Die Lager werden jeweils mit sogenannten Constraints an den entsprechenden Punkten realisiert und die notwendigen Freiheitsgrade freigegeben. Die Lagerungsbedingungen werden in Kapitel 5.1.1 noch einmal genau erläutert und skizziert.

In Detail 1a, 1b und 2a werden das Anschlussblech, die Winklelemente und in Detail 2a das I-Profil mit linear elastisch – ideal plastischem Materialverhalten ausgestattet. Die Schrauben und der Bereich an Anschlussblech und Winkel, an welchem die Schraubenmutter ansetzt und an Blech bzw. Winkel gepresst wird, werden mit rein elastischem Materialverhalten versehen (siehe Abbildung 6). Für sämtliche Kontaktbedingungen wird ein Reibbeiwert von $\mu = 0.25$ angenommen, was dem Reibungskoeffizienten von Stahl auf Stahl ungefähr entspricht, wobei die erneute Trennung nach Berührung zweier Kontaktflächen programmintern explizit erlaubt wurde.

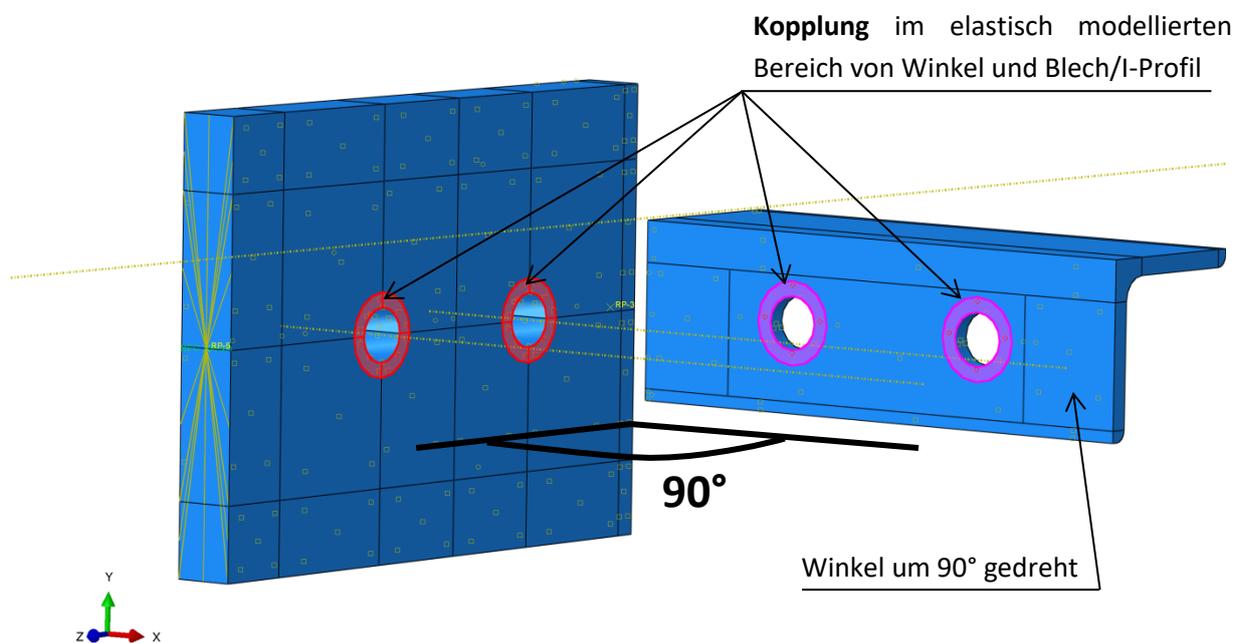


Abbildung 6 – Detail 1a - Tie Anschlussblech-Winkel LBA-Analyse

Um die Vorspannwirkung der Schrauben und damit den Verbindungsmechanismus richtig abzubilden, wurden alle Kontaktflächen zwischen Winkel, Anschlussblech und Schraube mit „Interactions“ definiert. Da es jedoch durch die gespeicherte Vorverformung zu Überschneidungen der Geometrien („Intersections“) in der Berechnung der GMNIA-Analyse kommt und somit die Berechnung äußerst unzuverlässig läuft, wurden, zur Stabilisierung der numerischen Ergebnisse und

zur Reduzierung der Rechenzeit, die Interaktionsbedingungen in der LBA-Analyse durch eine direkte Kopplung des Winkels und des Anschlussbleches in einem eingeschränkten Bereich ersetzt. Die in Abbildung 6 gezeigte Kopplung ersetzt die Vorspannwirkung der Schrauben in der LBA Analyse, wobei in dieser Abbildung das L-Profil um 90° zu seiner eigentlichen Position, zur Veranschaulichung, gedreht ist. In Abbildung 6 ist die Kopplung exemplarisch für Detail 1a dargestellt. Diese Modellierungsvariante wurde aber auch für Detail 1b und 2a angewendet.

Die in Abbildung 6 gezeigte Kopplung ersetzt nur in der LBA-Analyse die Vorspannwirkung. In der GMNIA-Analyse werden die Interactions wieder reaktiviert und der Tie wird deaktiviert um eine realitätsnahe Berechnung sicherstellen zu können.

2.1.1 Studie zur Netzfeinheit – Detail 1a

In der Modellierung mit der Finite Elemente Methode hat die Feinheit des FE-Netzes einen großen Einfluss auf die Ergebnisse. Die Grundregel der Netzfeinheit besagt: „So fein wie nötig, so grob wie möglich“, da ein sehr feines FE-Netz zwar genaue Ergebnisse erzielt, aber enorme Rechenkapazität benötigt. In der nachfolgenden Studie wurden an Detail 1a am kleinsten Winkelprofil 60x6 vier verschiedene Netzfeinheiten an jeweils Konfiguration 5 bis einschließlich 8 getestet und somit ermittelt, welche Netzfeinheit für ein ausreichend genaues Ergebnis benötigt wird. In der nachfolgenden Tabelle 4 sind die Konfigurationen 5-8 aufgetragen und nach der Feinheit des Netzes, je nach Bauteil, unterteilt. Eine ‚globale‘ Netzfeinheit bedeutet, dass der Part **nicht** an bestimmten Stellen lokal verfeinert wurde. Das heißt, dass für den gesamten Part die genannte Netzfeinheit gilt und alle Elemente ungefähr die angegebene Größe besitzen. Die lokalen Verfeinerungsbereiche sind beispielhaft in Abbildung 7 dargestellt.

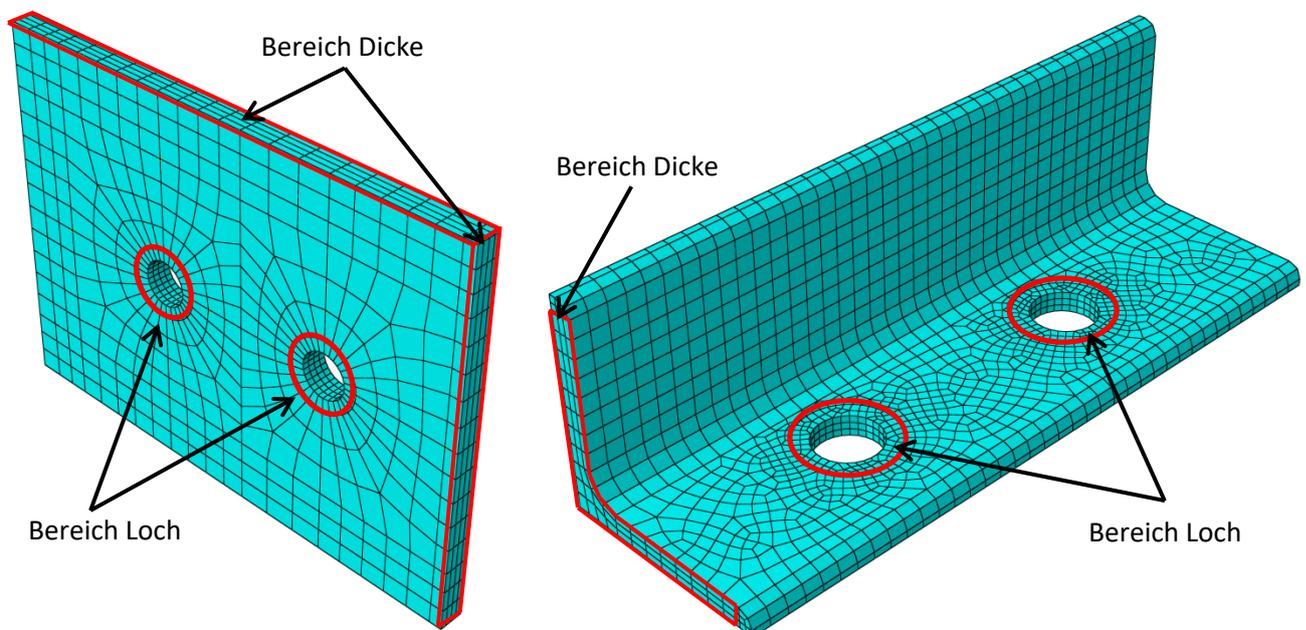


Abbildung 7 - lokale Netzverfeinerungen im Lochbereich

Die angegebenen Zahlenwerte in Tabelle 4 stellen die, in Abaqus eingegebene, Elementgröße dar. Das heißt, je kleiner die Elementgröße (‚Elementgröße‘ in Tabelle 4), desto höher ist die Netzfeinheit und vice versa.

Als Ergebnisse sind die Tragfähigkeiten N_{cr} und N_{FEM} ersichtlich, wobei N_{cr} die kritische Verzweigungslast aus der Beulanalyse (LBA) und N_{FEM} die Drucktragfähigkeit (Traglast) aus der GMNIA Analyse, darstellt. In der nachfolgenden Tabelle 4 sind die berechneten Kombinationen in den jeweils 4 genannten Varianten angegeben. Die Varianten untergliedern sich in Var 1- Var 4 und bewegen sich vom groben zum feinen Mesh. In der letzten Ergebnisspalte ist die benötigte Rechenzeit in Sekunden angegeben.

Tabelle 4 - Studie Netzfeinheit – Detail 1a

Bezeichnung		Mesh	Elementgröße [mm]							Ergebnisse			
			Anschlussblech			Winkel L&R			Schraube	Shell	N_{cr}	N_{FEM}	CPU Time
			global	Dicke	Loch	global	Dicke	Loch	global	global	[kN]	[kN]	[sec]
Studie Netzfeinheit	<i>1a_60x6_Konfig5</i>	Var 1	15	5	6	10	4	4	5	15	166,7	56,8	466,5
		Var 2	13	3	4	7	3	3	4	13	172,9	57,4	483,6
		Var 3	10	2,5	3	5	2	2	3	8	181,8	58,1	946,5
		Var 4	7	1,5	2	3	1,5	1,5	2	6	184,9	58,6	3919,3
	<i>1a_60x6_Konfig6</i>	Var 1	15	5	6	10	4	4	5	15	195,5	70,8	311,2
		Var 2	13	3	4	7	3	3	4	13	201,2	72,9	508,1
		Var 3	10	2,5	3	5	2	2	3	8	212,2	74,8	1583,4
		Var 4	7	1,5	2	3	1,5	1,5	2	6	215,7	75,7	5733,4
	<i>1a_60x6_Konfig7</i>	Var 1	15	10	6	10	4	4	5	15	242,8	84,3	384,2
		Var 2	13	7	4	7	3	3	4	13	243,2	84,7	437,7
		Var 3	10	5	3	5	2	2	3	8	257,5	88,1	1312,6
		Var 4	7	3	2	3	1,5	1,5	2	6	259,0	88,3	4046,8
	<i>1a_60x6_Konfig8</i>	Var 1	15	10	6	10	4	4	5	15	257,9	89,1	426,0
		Var 2	13	7	4	7	3	3	4	13	256,4	88,4	510,0
		Var 3	10	5	3	5	2	2	3	8	271,5	92,1	1416,5
		Var 4	7	3	2	3	1,5	1,5	2	6	275,2	92,9	4652,1

Tabelle 5 - Vergleich Netzfeinheit – Detail 1a, Winkel 60x6, Konfiguration 7 | Anschlussblech & Schraube

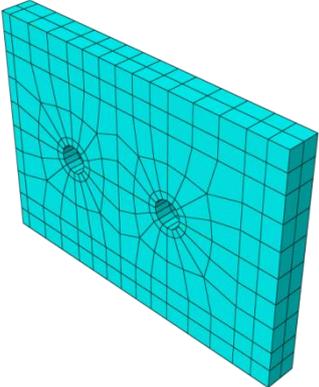
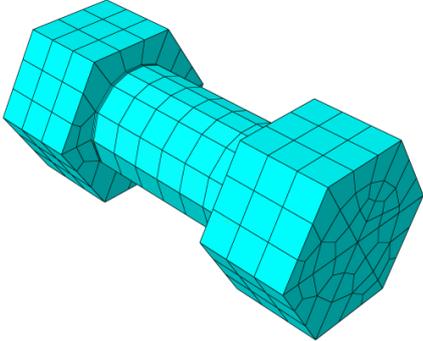
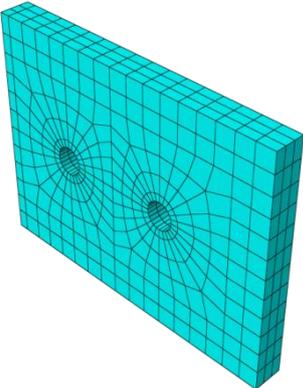
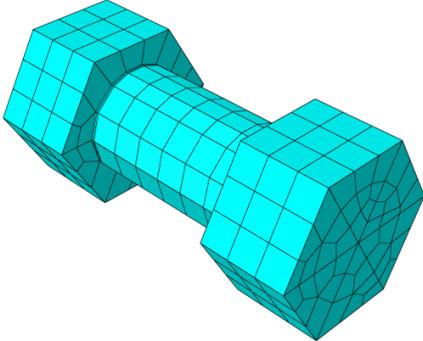
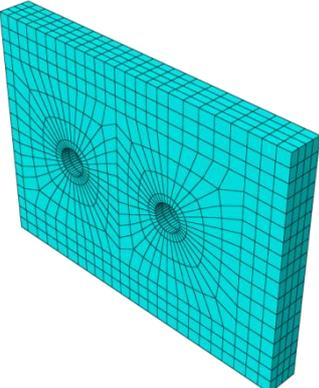
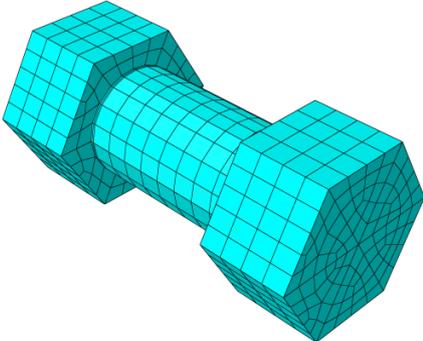
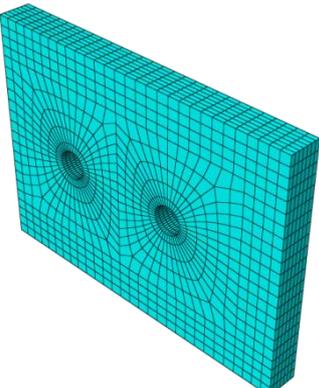
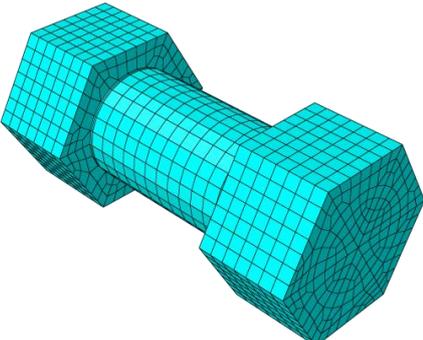
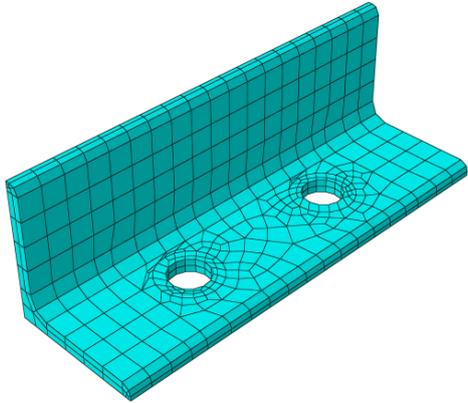
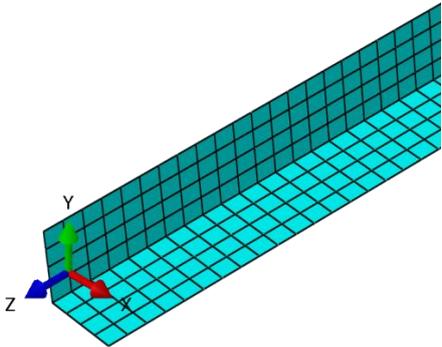
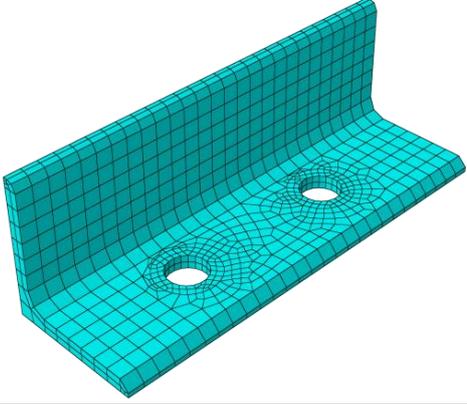
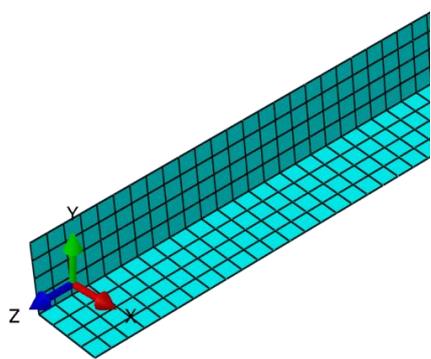
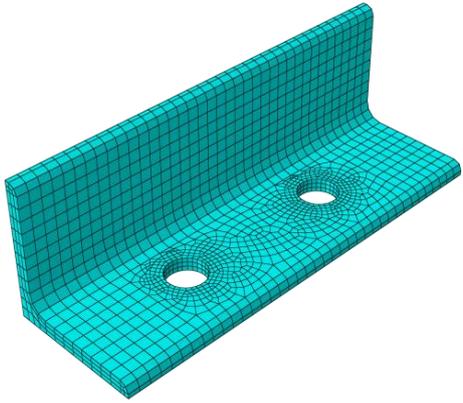
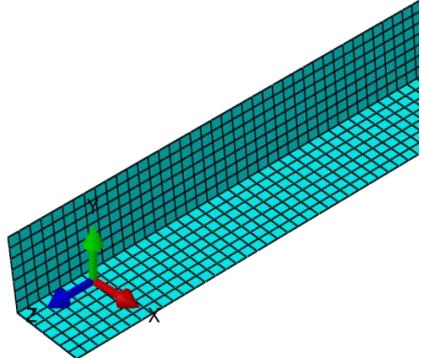
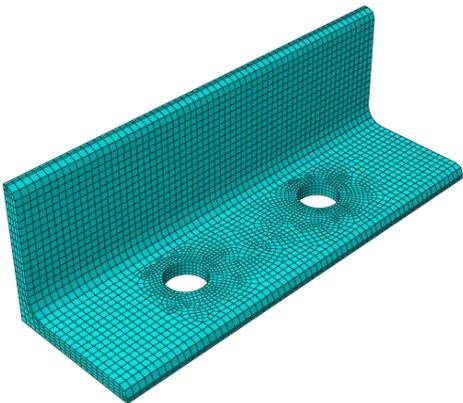
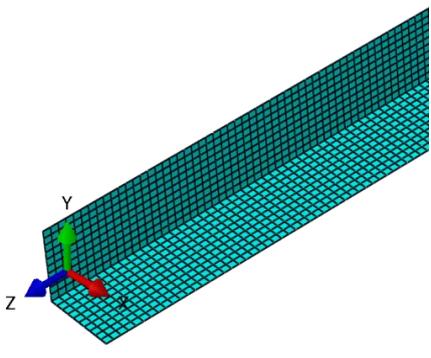
	<i>Anschlussblech</i>	<i>Schraube</i>
<i>Variante 1</i>		
<i>Variante 2</i>		
<i>Variante 3</i>		
<i>Variante 4</i>		

Tabelle 6 - Vergleich Netzfeinheit – Detail 1a, Winkel 60x6, Konfiguration 7 | Winkel & Shell

	<i>Winkel</i>	<i>Shell</i>
<i>Variante 1</i>		
<i>Variante 2</i>		
<i>Variante 3</i>		
<i>Variante 4</i>		

Zur Veranschaulichung der Auswirkungen der getroffenen Maßnahmen bezüglich der lokalen und globalen Verfeinerung des FE-Netzes auf die Drucktragfähigkeit ist in Abbildung 8 beispielhaft die Konfiguration 7 aus Tabelle 4 dargestellt. Die einzelnen Bereiche der Parts wurden, nach in Tabelle 4 genanntem Muster, in den in Abbildung 7 dargestellten Bereichen lokal schrittweise verfeinert. Durch die Verfeinerung soll in den kritischen Bereichen, wie z.B. den geringsten Bauteilabmessungen (Dicke) oder Bereichen von lokaler Lasteinleitung, eine ausreichende Elementdichte gewährleistet werden.

In den in Abbildung 8 dargestellten Ergebnisverläufen ist ein Konvergenztrend, im Speziellen in Konfiguration 7 & 8, zu erkennen. Maßgebend dafür verantwortlich sind nach den derzeitigen Erkenntnissen die hohe Diskretisierung der Elementfeinheit in den kritischen Bereichen - wie der Blechdicke, der Winkeldicke oder des Lasteinleitungsbereichs rund um das Schraubenloch - bei Variante 3 und 4. Der Sprung in der Tragfähigkeit, der zumindest in Konfiguration 7 & 8 erkennbar ist, lässt sich dadurch erklären, dass bei Variante 1 & 2 die Dicke des Winkelprofils bei der vorgegebenen Netzdichte nur durch 2 Elemente in der Dicke modelliert wird, was einen Verlust der Steifigkeit in dieser Ebene bedeutet. Bis Variante 3 steigt die Traglast signifikant an. Ab Variante 3 ist ein hohes Verfeinerungsstadium, durch die hohe Netzverfeinerung in der Dicke und im Lochbereich, erreicht, ab dem sich, in Vergleich zu Variante 3, die ermittelte Traglast um nur mehr maximal 1.3 % verändert. Aufgrund des sich einstellenden Konvergenztrends und der nicht mehr maßgeblichen Änderung der ermittelten Tragfähigkeit bei doppelt feiner Diskretisierung des FE-Netzes, ab Variante 3, kann das FEM-Modell bei einer Netzverfeinerung in Form von Variante 3 als ausreichend genau modelliert angesehen werden.

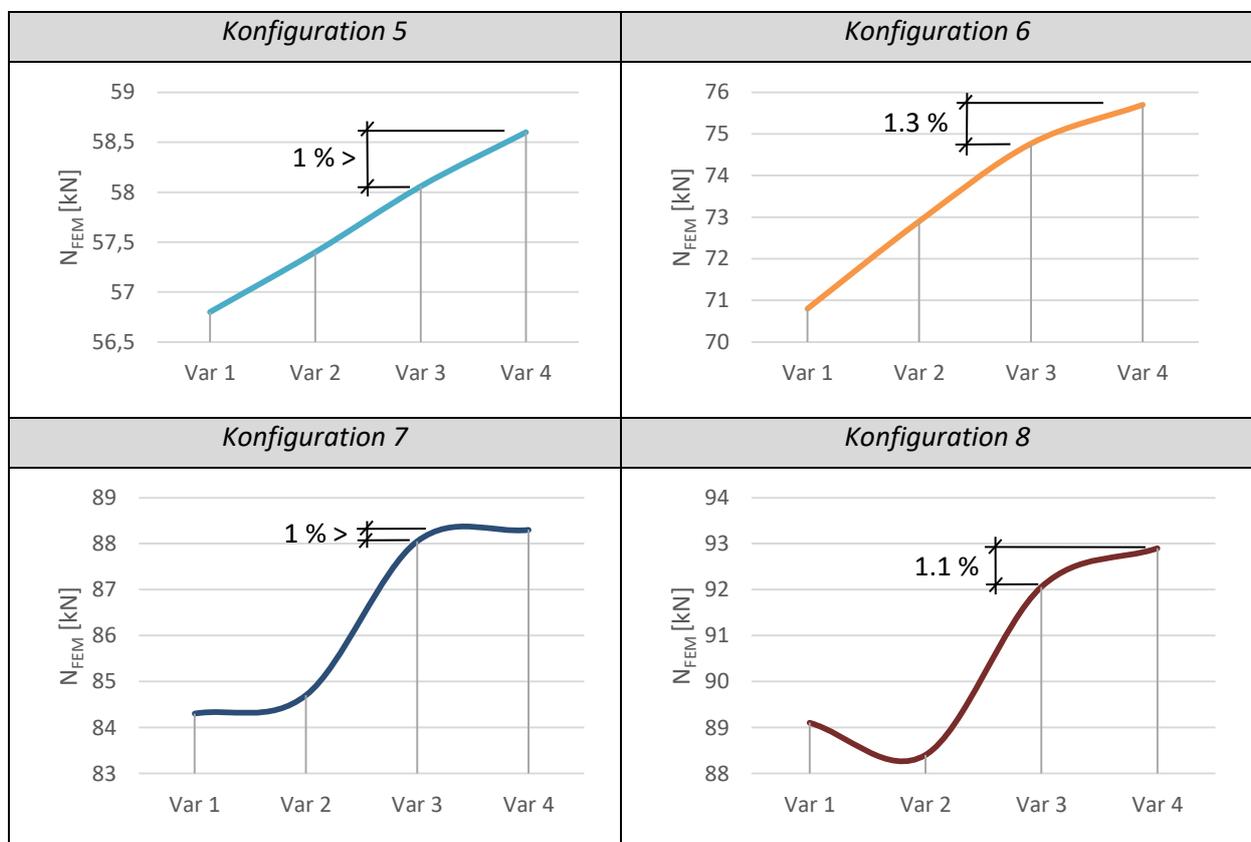


Abbildung 8 - Ergebnisverläufe Netzfeinheit für Detail 1a

Dieser Erkenntnis folgend wurden die in dieser Arbeit modellierten Modelle nach dem Netz-Verfeinerungsschema der Variante 3 diskretisiert, da die erzielten Ergebnisse ausreichend genau sind und dieses Verfeinerungsschema den besten Kompromiss bezüglich Genauigkeitsanspruch und Rechenzeit darstellt. Die angegebenen Elementgrößen wurden an die Größenverhältnisse der weiterführenden Modelle angepasst – das heißt, besitzt ein Element die doppelte Dicke wie das Vergleichselement in der Netzstudie, wird auch die Elementgröße verdoppelt, sodass die Elementdichte konstant bleibt.

2.1.2 Studie zum Einfluss der Steifigkeit des Anschlussbleches auf die Tragfähigkeit bei elastisch-plastischem Materialverhalten

Um die Steifigkeit des Anschlussbleches möglichst zutreffend abbilden zu können wurde der Einfluss des plastischen Materialverhaltens des Bleches auf die Tragfähigkeit des Systems überprüft. Dazu wurden im Rahmen Traglastberechnungen für Winkelprofile mit Detail 1a die Konfigurationen 1-12 von Winkel 90x9 mit rein elastischem Materialverhalten des Anschlussbleches in Abaqus berechnet und die Ergebnisse mit den Ergebnissen der Berechnungen mit elastisch-plastischem Materialverhalten des Anschlussbleches gegenübergestellt. In Abbildung 9 ist zu erkennen, dass in nur 4 Fällen (K2, K3, K4 und K12) der errechnete Faktor bei 1.00 liegt und somit das Materialverhalten des Anschlussbleches keinen Einfluss auf das Ergebnis hat, weil bei elastischer Modellierung ein Versagen des Anschlussbleches ausgeschlossen werden kann. In den mehrheitlich auftretenden anderen Fällen ist der Faktor größer 1.00, was bedeutet, dass bei elastisch-plastischer Modellbildung des Anschlussbleches, ein Versagen am Anschlussblech - also im Auflagerbereich (AL) - zu erwarten ist. Als Beispiel für diesen Sachverhalt wird in weiterer Folge Konfiguration 7 betrachtet, da in diesem Fall die Tragfähigkeit bei elastischem Anschlussblech um 20 % höher liegt als bei plastischer Modellierung.

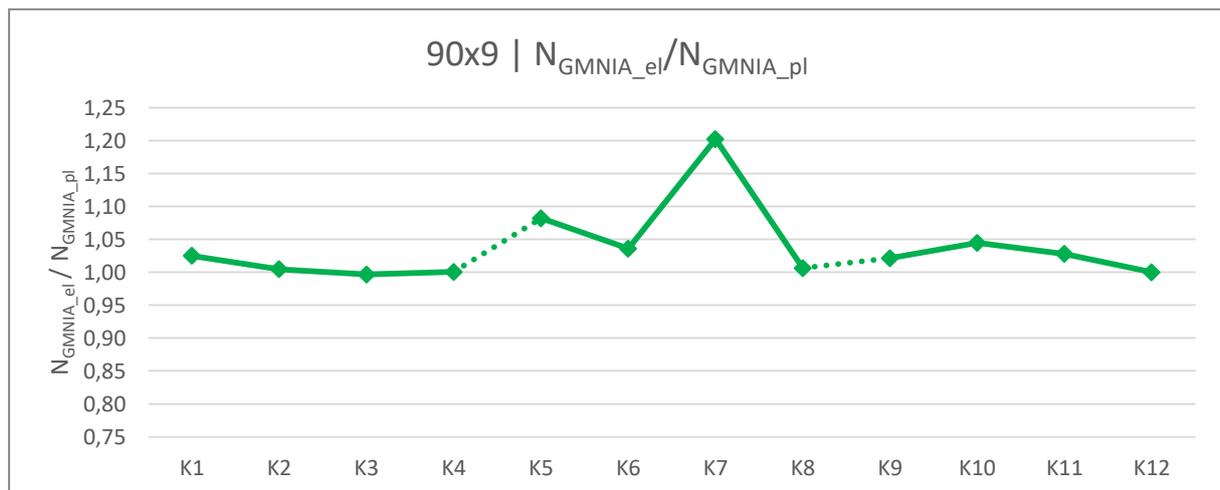


Abbildung 9 - Einfluss elastisch/plastische Modellierung Anschlussblech auf die Drucktragfähigkeit

Der in Abbildung 11 dargestellte Versagensmechanismus stellt das Ergebnis der GMNIA-Analyse von Detail 1a_90x9_Konfig7 dar. Vorerst muss festgehalten werden, dass die dargestellte Farbskala in Abbildung 10 auf 235 N/mm² normiert ist. Das bedeutet, dass die mit der Fließgrenze belasteten Bereiche rot gefärbt sind und alle darüber hinaus auftretenden höheren elastischen Spannungen in

grau dargestellt werden. Für den elastisch-plastisch modellierten Fall (1_A-pl) ist klar zu erkennen, dass sowohl am Auflager (AL) als auch in Feldmitte (FM) hoch belastete Bereiche (rot gefärbt) auftreten. In der elastischen Modellierung (2_A-el) ist der Auflagerbereich (AL) am Knotenblech in grau gefärbt, was bedeutet, dass durch die rein elastische Modellierung des Anschlussbleches kein Versagen am Knotenblech erlaubt wird und dadurch die Last gesteigert werden kann, bis im Druckstab keine Tragreserven mehr vorhanden sind. Dies ist auch durch den klar größeren roten Bereich in Stabmitte (FM) bei elastischer Berechnung in 2_A-el, als bei elastisch-plastischer Berechnung in 1_A-pl zu erkennen. Durch den Umstand, dass in 2_A-el die Last am L-Profil noch gesteigert werden kann, kann rückgeschlossen werden, dass in 1_A-pl durch die reduzierte Anschlussblechsteifigkeit der Winkel frühzeitig (also zugleich mit dem Anschlussblech) versagt und deshalb die elastisch ermittelte Tragfähigkeit um 20 % über der plastisch ermittelten Tragfähigkeit liegt.

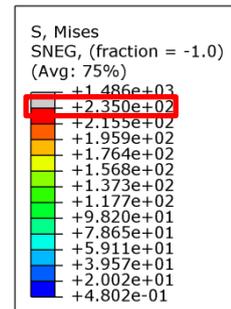


Abbildung 10 - Farskala zu GMNIA-Ergebnis in Abbildung 11

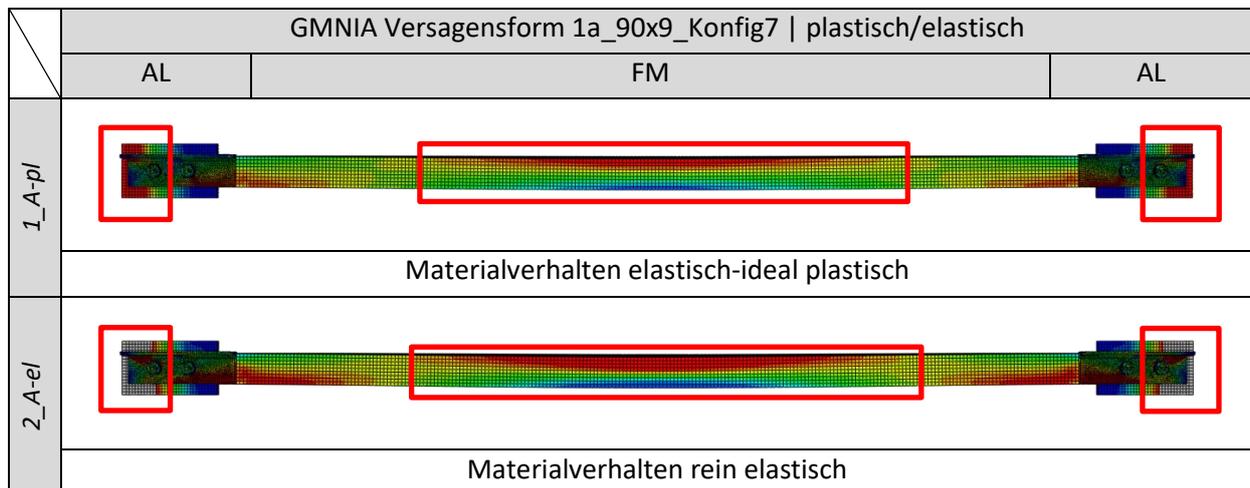


Abbildung 11 - GMNIA Versagensform 1a_90x9_Konfig7

Basierend auf den gewonnen Erkenntnissen wurde die realitätsgetreue elastisch-plastische Modellierung des Anschlussbleches für alle Berechnungen beibehalten und somit ein Versagen am Anschlussblech zugelassen. Für die weitere Betrachtung der Ergebnisse kann, basierend auf Abbildung 9, also ein erhöhtes Aufkommen von Versagen im Auflagerbereich bei Erreichen der Drucktragfähigkeit des Stabes erwartet werden.

Abschließend gilt es anzumerken, dass ein Faktor von 1.00 in Abbildung 9 nicht automatisch bedeutet, dass ein Versagen in Feldmitte maßgebend wird, da durch die elastische Modellierung des Anschlussbleches nur ein Versagen des Bleches ausgeschlossen werden kann, nicht jedoch, dass das Winkelprofil im Auflagerbereich (AL) maßgebend wird, was auch Abbildung 11 mittels rotem Bereich am unteren Winkelschenkel als hoch belastet angezeigt wird.

2.1.3 Studie zum Einfluss der Vorverformung aus der LBA-Analyse

Die Berechnung der Vorverformung, welche in der LBA Analyse der Eigenform der ersten globalen Knicklast entspricht, und Extrahierung der Verformungsfigur für die GMNIA-Analyse bedeutet in

Abaqus einen zusätzlichen Aufwand, da für jede Konfiguration ein eigenes LBA Modell erstellt werden muss, in dem der Buckling Job neu berechnet werden kann. Auf Grund des zusätzlich benötigten Modells wird der Einfluss der Verformungsfigur auf die Tragfähigkeit dahingehend überprüft, ob der sich ergebende Tragfähigkeitsunterschied vernachlässigbar klein ist. Zu diesem Zweck wurde an Winkel 60x6 und 120x12, jeweils in den Konfigurationen 1 bis 12, die Tragfähigkeitsberechnung ohne Berücksichtigung der Vorverformung durchgeführt und die Ergebnisse mit denen der Berechnungen inklusive Imperfektionen gegenübergestellt. Zur Darstellung der Ergebnisse wurde die ohne Imperfektionseinfluss (ideale, gerade Geometrie) errechnete Tragfähigkeit durch jene mit Imperfektionen dividiert und auf der Ordinate für jede Konfiguration aufgetragen.

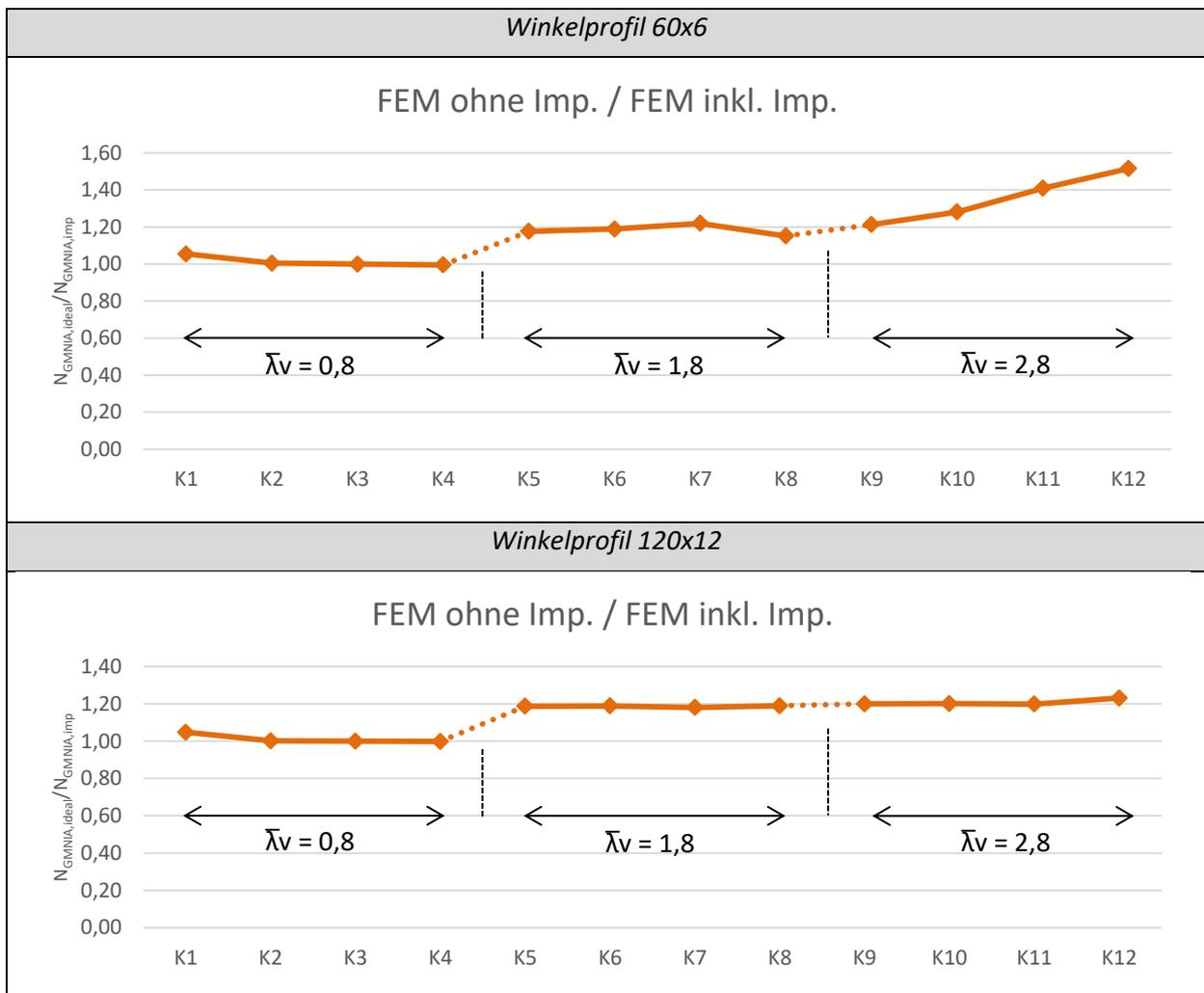


Abbildung 12 - Einfluss der Imperfektionen

Die Diagramme in Abbildung 12 zeigen deutlich, dass die ermittelte Tragfähigkeit ohne Berücksichtigung des Imperfektionseinfluss, im Rahmen von 0 – 50%, deutlich über der Tragfähigkeit mit Imperfektionen zu liegen kommt. Es kann auch klar gezeigt werden, dass der Einfluss der Vorverformung mit der Erhöhung der Systemlänge bzw. Stabschlankheit steigt – was auch so zu erwarten war. Mit der Gegenüberstellung der Ergebnisse kann klar aufgezeigt werden, dass der Einfluss der Imperfektionen nicht vernachlässigbar klein ist und dass die, mittels LBA-Analyse ermittelte Vorverformung in der Berechnung unbedingt Berücksichtigung finden muss.

2.1.4 Versagensmechanismen bei FEM

Um die unterschiedlichen Versagensmechanismen bei der FEM-Berechnung aufzuzeigen, werden die auftretenden Fälle in 4 verschiedene Kategorien eingeteilt – je nach Lage des Bauteils für das schlussendliche Versagen des Systems in der GMNIA Analyse. Die entsprechenden Teilbilder in Abbildung 13 sollen diesen Sachverhalt noch einmal verdeutlichen. Die Kategorien folgen den Kürzeln in Abbildung 13 und sind in weiterer Folge im jeweiligen Absatz in „Ergebnisse Finite Elemente Methode“ in der zugehörigen Tabelle in der Spalte „V“ zu finden (Abschnitt 3, 4 und 5). Die Spannungen in Abbildung 13 sind auf 235 N/mm² normiert. Das bedeutet, dass in allen roten Bereichen die Fließgrenze bereits erreicht ist.

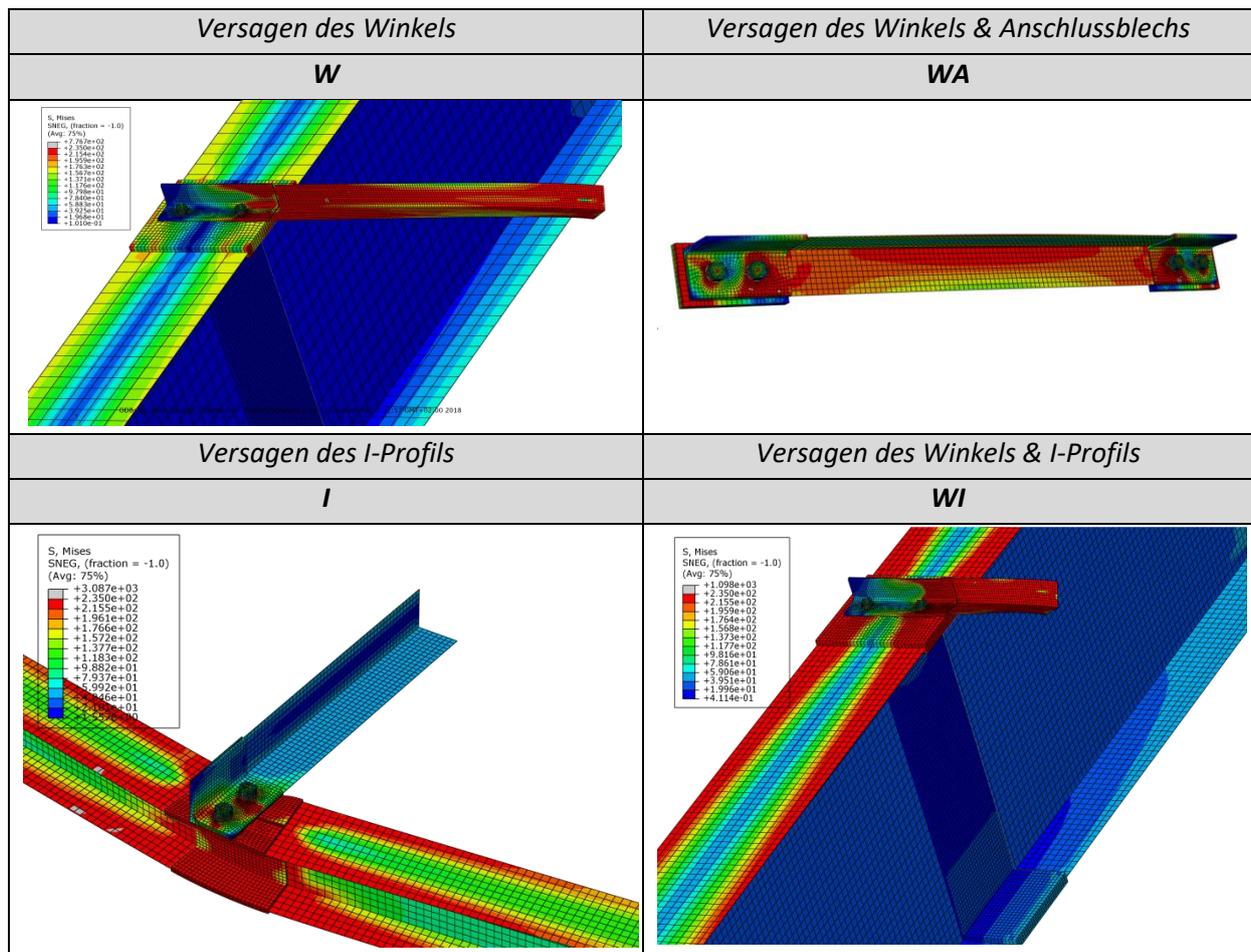


Abbildung 13 - Versagensmechanismen in FEM-Berechnung und Kategorisierung in Versagensbereiche

2.2 Modellierung in der Stabstatik nach Theorie II. Ordnung

Die Modellierung in der Stabstatik und damit einhergehend die notwendige Erfassung des Einflusses aus Theorie II. Ordnung wird mit Dlubal RSTAB durchgeführt. Ziel der Berechnung ist die manuelle Steigerung der einwirkenden Belastung, bis der elastische Spannungsnachweis am Winkelprofil (Querschnittsnachweis an ungünstigster Stelle) – unter Berücksichtigung von Lastexzentrizität, Theorie II. Ordnung, Imperfektionen und den Federsteifigkeiten aus [4] (Verfahren E-E) zu 100 % erfüllt ist. Diesem Verfahren E-E liegt eine elastische Schnittkraftberechnung und eine elastische Querschnittsbemessung zugrunde. Auf eine eventuelle Nutzung der plastischen Querschnittstragfähigkeit wird in Abschnitt 2.2.2 noch genauer eingegangen. Zur Berechnung der einwirkenden Spannungen und dem daraufhin folgenden Nachweis wurde das Zusatzmodul RF STAHL verwendet. Die von RF STAHL errechneten Ergebnisse wurden mittels Handrechnung punktuell überprüft.

Die Modellierung von Detail 1a, 1b und 2a erfolgt durch beidseitige Drehfedern an einem beidseitig gelenkig und einseitig verschieblich gelagerten Stab. Je nach Anschlusskonfiguration wird die entsprechende Federsteifigkeit zugewiesen. Des Weiteren greift die Last exzentrisch am L-Profil an, entsprechend der zutreffenden Lasteinleitung in der Achse des Anschlussbleches.

Die benötigten Federsteifigkeiten werden nach Harringer [4] berechnet und modellieren die Anschlusssteifigkeiten der baupraktischen Details. Auf die genaue Berechnung der zum Detail zugehörigen Federsteifigkeit wird in Kapitel 3,4 und 5 im jeweiligen Abschnitt eingegangen. Die durch die halbe Dicke des Anschlussbleches und den Schwerpunktsabstand des L-Profiles entstehende Exzentrizität e_F in der Lasteinleitung wird durch eine starre Kopplung in RSTAB abgebildet. Zur richtigen Berücksichtigung der Imperfektion wird eine Stabkrümmung mit einem Amplitudenwert von $e_0=L/300$ in Richtung um die schwache Achse des L-Profiles aufgebracht. Die Eingaben bezüglich Imperfektion und Exzentrizität sind in Abbildung 14 dargestellt. Die für die Berechnungen verwendeten Werte sind in Kapitel 3,4 und 5 aufgelistet. Die benötigten Querschnittsdaten der Winkelprofile liefert DIN EN 10056-1-1 [5] bei einer Stahlgüte von S235.

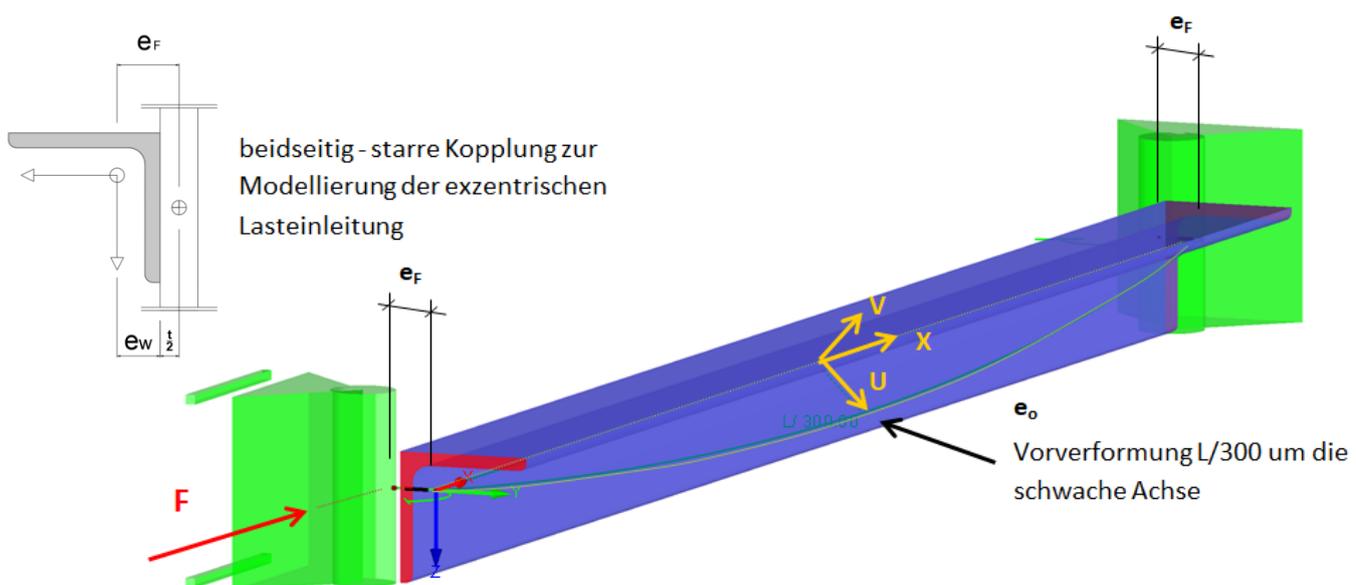


Abbildung 14 – Modellierung in RSTAB anhand Bsp. Detail 1a

2.2.1 Bemessung nach Verfahren E-E

Die Nachweisführung mittels Verfahren E-E findet direkt in RSTAB mit dem Zusatzmodul RF STAHL statt. Sämtliche mittels RSTAB und somit RF STAHL berechneten Spannungen und Auslastungen wurden, wie bereits erwähnt, mittels Handrechnung in Excel kontrolliert. Dafür wurde in MS Excel eine Iterationstabelle eingerichtet, welche mit dem Nachweisformat in Formel (1) aus [6] versehen und mit den Schnittkräften aus RSTAB für die maßgebenden Stellen am Winkelprofil befüllt wurde. Daraufhin wurde so lange iteriert, bis der Nachweis einen Ausnutzungsgrad von 1.00 ergibt.

$$\frac{N}{A} + \frac{M_u^{II}}{W_u} + \frac{M_v^{II}}{W_v} \leq 1.0 \quad (1)$$

Bezüglich der Widerstandsmomente gibt es eine exakte und eine vereinfachte konservative Vorgehensweise zur Berechnung der maßgebenden Spannungen (siehe Abbildung 15). Der Unterschied der beiden Berechnungsvarianten liegt darin, dass in der exakten Methode fünf unabhängige Spannungspunkte berechnet werden und in der konservativen nur drei, wobei aus den berechneten Spannungspunkten immer das Maximum für den Nachweis verwendet wird. Dies liegt darin begründet, dass der Punkt, welcher den größten orthogonalen Abstand zur u-Achse (Punkt 2,3) und der Punkt, welcher den größten orthogonalen Abstand zur v-Achse aufweist (Punkt 4,5), **nicht** derselbe ist. Dadurch entsteht in der exakten Variante zu jedem maximalen σ_u ein zugehöriges σ_v und vice versa. So entstehen 5 unabhängig zu berechnende Spannungspunkte, wie in Abbildung 15, links klar zu sehen ist. Für die konservative Variante werden immer die maximalen Spannungen, also $\sigma_{u,max}$ und $\sigma_{v,max}$ kombiniert, wobei die beiden nominell nicht an der exakt gleichen Stelle liegen. Durch diese Vorgehensweise werden immer konservative Ergebnisse erzielt, die sich um bis zu sechs Prozent von der exakten Variante unterscheiden, wobei die Ergebnisdifferenz mit steigender Profilgröße zunimmt.

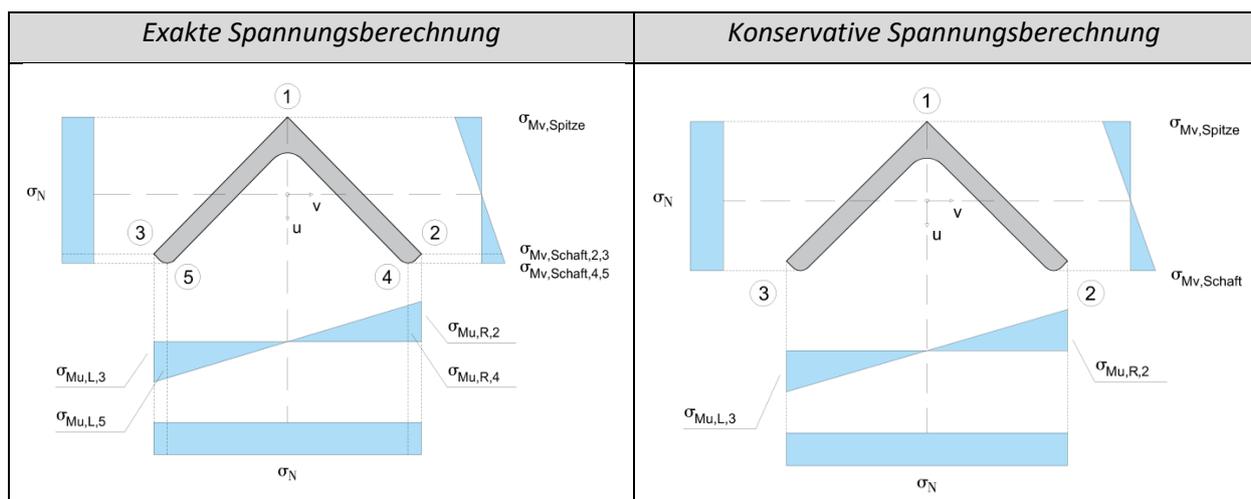


Abbildung 15 - Exakte/Konservative Spannungsberechnung

Für den Spannungsnachweis und in weiterer Folge zum Vergleich mit den Lösungen aus der FEM-Berechnung wurde die exakte Spannungsberechnung herangezogen, da diese auch so in RSTAB-RF STAHL Anwendung findet.

Abschließend muss noch angemerkt werden, dass die Widerstandsmomente nicht aus der programminternen RSTAB-Querschnittsbibliothek entnommen werden sollten, da die dort angegebenen Widerstandsmomente nicht zu den gewünschten Berechnungsergebnissen aus RF STAHL führen. Programmintern ist die Berechnung allerdings vollkommen korrekt und mit den unabhängigen Handrechnungsergebnissen übereinstimmend. Zur Handrechnung werden Werte aus Tabelle 7 oder aus einschlägiger Fachliteratur empfohlen.

Tabelle 7 - Widerstandsmomente Handrechnung

Bezeichnung	EXAKT							KONSERVATIV				A
	$W_{u,R,2}$	$W_{u,L,3}$	$W_{u,R,4}$	$W_{u,L,5}$	$W_{v,Spitze}$	$W_{v,Schaft,2,3}$	$W_{v,Schaft,4,5}$	$W_{u,+R}$	$W_{u,-L}$	$W_{v,Spitze}$	$W_{v,Schaft}$	
Einheit	[cm ³]	[cm ²]										
60x6	8.5	-8.5	9.5	-9.5	4.0	-5.1	-4.5	8.5	-8.5	4.0	-4.5	6.9
90x9	28.9	-28.9	32.1	-32.1	13.3	-17.3	-15.0	28.9	-28.9	13.3	-15.1	15.5
120x12	68.8	-68.8	76.4	-76.4	31.6	-41.2	-35.6	68.8	-68.8	31.6	-35.6	27.5

Die Werte aus Tabelle 7 werden mit den Werten aus Tabelle 8 berechnet. Die in nachfolgender Tabelle 8 genannten Werte stammen aus DIN EN 10056-1 (10/1998) [5] und bedienen sich der Nomenklatur aus der Systemskizze in Abbildung 16. Die Abstände zu den außenliegenden Punkten wurden mit Winkelfunktionen und Trigonometrie nach den geometrischen Vorgaben aus [5] errechnet.

Tabelle 8 - Ausgangswerte für Widerstandsmomente

Bezeichnung	I_u	I_v	$u_{R,2}$	$u_{L,3}$	$u_{R,4}$	$u_{L,5}$	v_{Spitze}	$v_{Schaft,2,3}$	$v_{Schaft,4,5}$
Einheit	[cm ⁴]	[cm ⁴]	[cm]	[cm]	[cm]	[cm]	[cm]	[cm]	[cm]
60x6	36.1	9.4	4.24	-4.24	3.82	-3.82	2.39	-1.86	-2.12
90x9	183.8	47.9	6.36	-6.36	5.73	-5.73	3.59	-2.77	-3.18
120x12	583.6	151.6	8.49	-8.49	7.64	-7.64	4.80	-3.68	-4.26

Bei allen nachfolgenden Stabmodell-Traglastergebnissen ist immer ausgewiesen, welcher Querschnitt des Winkelprofils maßgebend wird (Auflager oder Feldmitte).

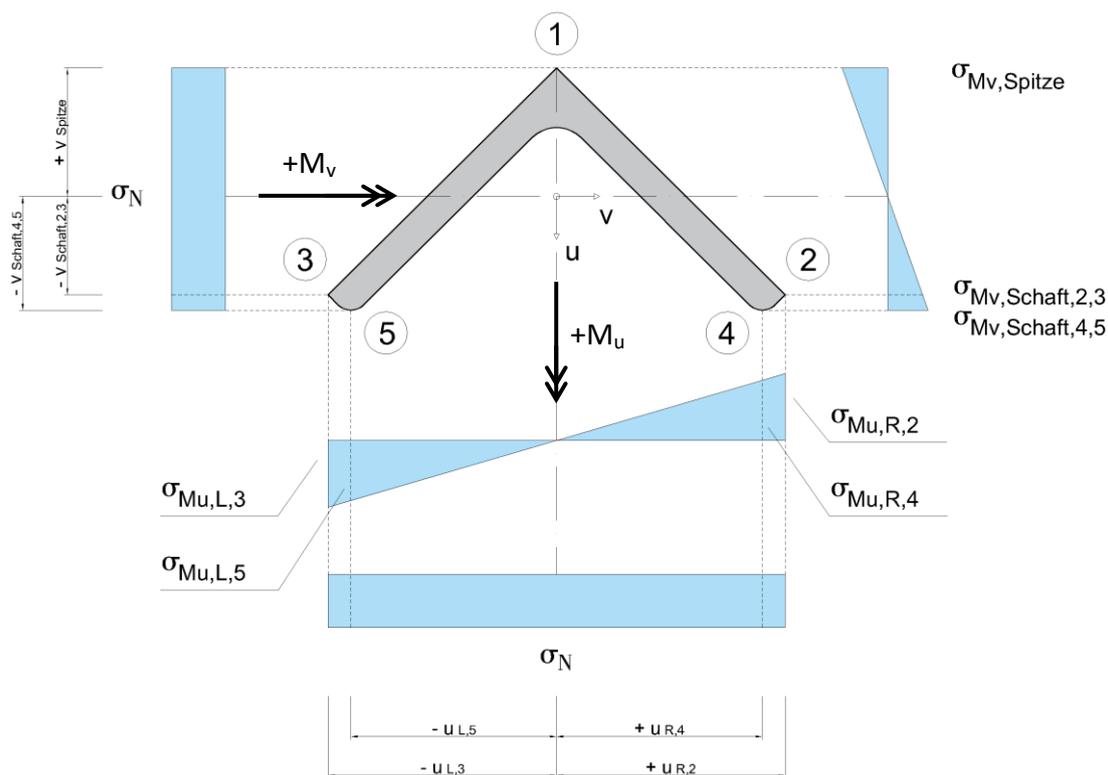


Abbildung 16 - Systemskizze – Ausgangswerte für die Ermittlung der Widerstandsmomente

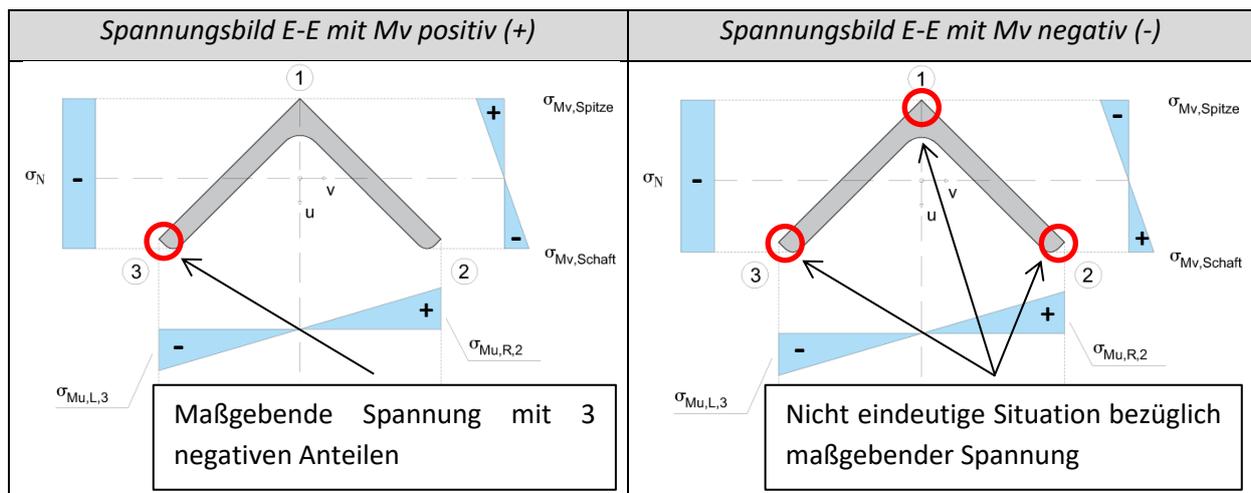
2.2.2 Bemessung nach Verfahren E-P

Zur besseren Vergleichbarkeit und Einordenbarkeit der Ergebnisse ist auch eine plastische Bemessung nach dem Verfahren E-P von Interesse. Die maßgebenden Schnittkräfte werden mittels einer Iterationstabelle in Excel ermittelt. Dazu werden die Schnittkräfte in RSTAB berechnet und nachfolgend in das in Excel implementierte Nachweisverfahren für die maßgebenden Querschnitte des Winkelprofils eingegeben. Die Schnittgrößen werden so lange iteriert, bis der Nachweis an der maßgebenden Stelle einen Ausnutzungsgrad von 1.00 ergibt. Das E-P Bemessungskonzept liefert nur dann höhere Tragfähigkeiten als das Verfahren E-E, wenn sich im Verfahren E-E die maßgebenden Spannungsanteile addieren – wie dies bei einem I-Träger, der mit N , M_y und M_z belastet ist, der Fall ist. Dies liegt darin begründet, dass bei plastischer Querschnittsausnutzung immer ein Punkt gefunden werden kann, an dem alle einwirkenden Spannungen dasselbe Vorzeichen haben und sich deshalb addieren. Somit liefert Formel (2) aus [6] für den Fall des I-Trägers immer konservative Ergebnisse.

$$\frac{|N|}{N_{pl}} + \frac{|M_u^II|}{M_{u,pl}} + \frac{|M_v^II|}{M_{v,pl}} \leq 1.0 \quad (2)$$

Im vorliegenden Bemessungsfall eines Winkelprofils stellt sich die Situation jedoch folgendermaßen dar, dass die auf das Winkelprofil einwirkende Normalspannung immer negativ (Druckspannung) ist. Das heißt, für den Fall, dass alle maßgebenden Spannungsanteile das gleiche (negative) Vorzeichen haben, **muss** M_v an der maßgebenden Stelle positiv sein. Nur für diesen einen Fall haben alle

maßgebenden Spannungsanteile an Punkt 2 oder 3 – je nach Vorzeichen von M_u -dasselbe (negative) Vorzeichen und addieren sich zur Bemessungsspannung. In diesem konkreten Fall liefert das E-P Bemessungskonzept eine um bis zu ca. 15-25 % höhere Tragfähigkeit als das E-E Verfahren, sofern beide an derselben Stelle maßgebend werden. Sollte M_v an der maßgebenden Stelle ein negatives Vorzeichen aufweisen, werden entweder Punkt 1 – wobei die Spannungsanteile von M_u zu null werden – oder Punkt 2 bzw. 3 – wobei sich einer der drei Spannungsanteile immer von den anderen beiden subtrahiert – maßgebend. Die genannten Spannungssituationen sind in Abbildung 17 dargestellt. Durch den beschriebenen Effekt steigt die Tragfähigkeit im Verfahren E-E, da einwirkende Spannungsanteile sich subtrahieren bzw. zu Null werden – nach dem Leitgedanken: Geringere Spannung – höhere Tragfähigkeit.

Abbildung 17 - Spannungsbild E-E mit N & Mu & +/- M_v

Durch den, im vorigen Absatz und Abbildung 17, beschriebenen Sachverhalt liegt in Fällen, in denen M_v negativ ist, die ermittelte elastische Tragfähigkeit entweder knapp über oder unter der ermittelten plastischen Tragfähigkeit, je nachdem, wie hoch der vorher beschriebene Effekt ausfällt. Ob das elastische Ergebnis über oder unter der ermittelten plastischen Traglast liegt, entscheidet sich insofern, wie groß der abziehende Spannungsanteil im Vergleich zu den anderen beiden ist. Sind die beiden addierenden Anteile deutlich größer als der abziehende, liegt das Ergebnis tendenziell unter der plastischen Tragfähigkeit (höhere Spannung – geringere Tragfähigkeit). Ist der abziehende Anteil deutlich größer als die beiden addierenden, kommt die elastische Tragfähigkeit tendenziell über der plastischen Tragfähigkeit zu liegen (niedrigere Spannung – höhere Tragfähigkeit). Wie groß die einzelnen Spannungsanteile (σ_N , σ_{Mu} , σ_{Mv}) im Verhältnis zueinander sind hängt in erster Linie von der Schlankheit der Profile ab. Mit steigender Schlankheit steigt auch der Einfluss der Momentenanteile, da sich bei gleichbleibender Normalkraft deutlich höhere Momente nach Theorie II. Ordnung ausbilden.

Wichtig für die weitere Deutung der Ergebnisse ist, dass falls M_v positiv ist, das E-P Verfahren gewohnt erhöhte Tragfähigkeiten liefert. Ist M_v jedoch negativ, ist der zuvor beschriebene Effekt in der Deutung zu berücksichtigen. Grundvoraussetzung für die Interpretation eines Ergebniszusammenhanges ist immer, dass beide Nachweisverfahren an derselben Stelle maßgebend werden.

Werden beide Nachweisverfahren am Auflager maßgebend, liefert das plastische Verfahren höhere Tragfähigkeiten als das Verfahren E-E, da M_v mit Sicherheit positiv ist. Der bereits beschriebene

Sachverhalt soll anhand von drei Beispielen in Tabelle 9 noch einmal veranschaulicht werden, wobei AL für Auflager und FM für Feldmitte steht.

Tabelle 9 - Beispiele für Querschnittsnachweise nach Verfahren E-E bzw. E-P – Winkelprofile auf Detail 1a

Bezeichnung		E-E					E-P				
		N_{E-E}	$M_{u,E-E}$	$M_{v,E-E}$	NW_{E-E}	Ort/Punkt NW	N_{E-P}	$M_{u,E-P}$	$M_{v,E-P}$	NW_{E-P}	Ort/Punkt NW
		[kN]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[kN]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]
Bsp 1	1a_120x12_Konfig9	-105.0	-9.32	-5.42	1.00	FM/2	-109.5	-10.21	-5.97	1.00	FM/2
Bsp 2	1a_120x12_Konfig7	-212.0	-6.2	2.73	1.00	AL/3	-209.5	-8.58	-4.70	1.00	FM/3
Bsp 3	1a_90x9_Konfig12	-101.0	-0.41	2.38	1.00	AL/3	-120.5	-0.41	3.65	1.00	AL/3

In Beispiel 1 werden bei beiden Verfahren die Nachweise in Feldmitte maßgebend und M_v ist negativ. In diesem konkreten Fall sind beim elastischen Nachweis die Momente zur einwirkenden Normalkraft relativ groß und dadurch wird Spannungspunkt 2 in Tabelle 9 maßgebend. Die positiven Spannungsanteile (M_u/W und M_v/W) der Momente M_u und M_v an der Gesamtspannung sind sehr groß und der davon zu subtrahierende negative Normalkraftanteil (N/A) ist gering. Dadurch kommt die elastische Traglast unterhalb der plastischen zu liegen (hohe Spannung – niedrigere Tragfähigkeit).

In Beispiel 2 ist M_v zwar positiv, wodurch sich die Spannungen zu einer Bemessungsspannung mit drei negativen Anteilen in Punkt 3 aufsummiert, jedoch wird der plastische Nachweis in Feldmitte maßgebend, wodurch das plastische und das elastische Ergebnis hier nicht direkt miteinander verglichen werden können.

In Beispiel 3 ist der ausgewiesene Fall zu sehen, in dem M_v positiv ist, und das Verfahren E-E und E-P an derselben Stelle maßgebend werden. Dadurch liegt die plastische Tragfähigkeit mit 20 % deutlich über der elastischen.

Der beschriebene Sachverhalt muss bei der weiterführenden Ergebnisinterpretation ab Kapitel 3 ff. berücksichtigt werden.

2.2.3 Einfluss der Richtung der Imperfektion bezüglich y-Achse bzw. u-Achse

Im Zuge der Berechnung der Stabstatik-Modelle wurde auch überprüft, ob es Auswirkungen auf das Berechnungsergebnis hat, in welcher Richtung die Imperfektionen ($L/300$) aufgebracht werden und wie groß diese Auswirkungen sind. In jedem RSTAB-Modell mit Detail 1a, also die zwölf Konfigurationen in allen drei Winkelvarianten (60x6, 90x9, 120x12), wurden die Imperfektionen jeweils in Richtung der u-Achse bzw. der y-Achse (parallel des Winkelschneckels) – wie in Abbildung 18 gezeigt - aufgebracht und die Grenztragfähigkeit mittels RSTAB/RF STAHL nach Verfahren E-E errechnet. Die Berechnungsergebnisse sind in Abbildung 18 dargestellt, wobei auf der Ordinate die errechnete Knicktragfähigkeit bei Imperfektion in Richtung der y-Achse und in Richtung der u-Achse ins Verhältnis gesetzt werden und auf der Abszisse die entsprechende Konfiguration, laut Tabelle 1, abgetragen ist. In Abbildung 18 ist auch die maßgebende Imperfektionsrichtung eingetragen.

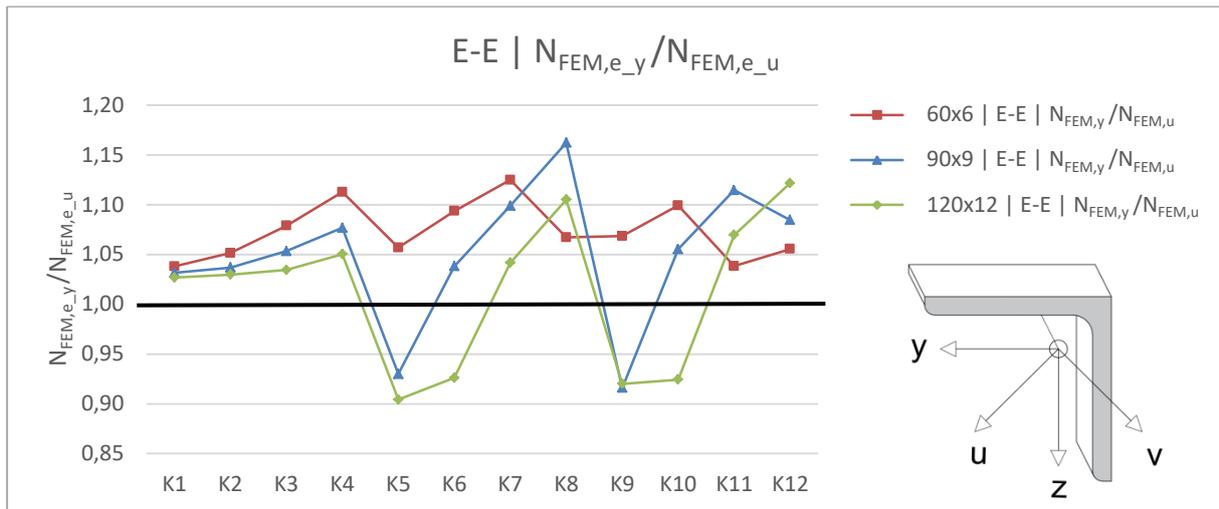


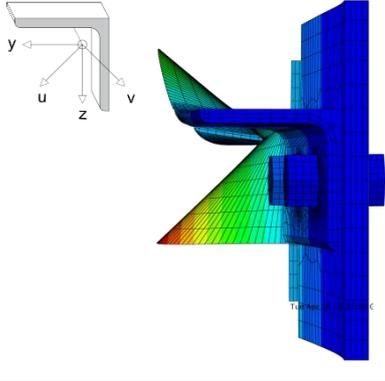
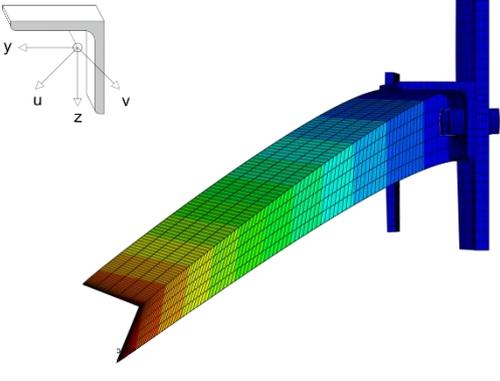
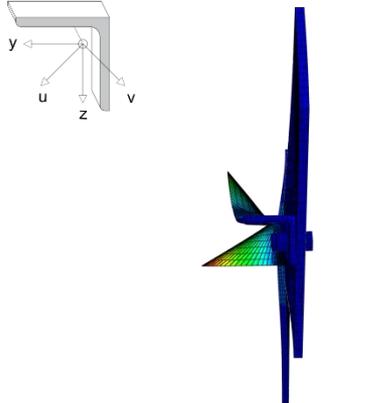
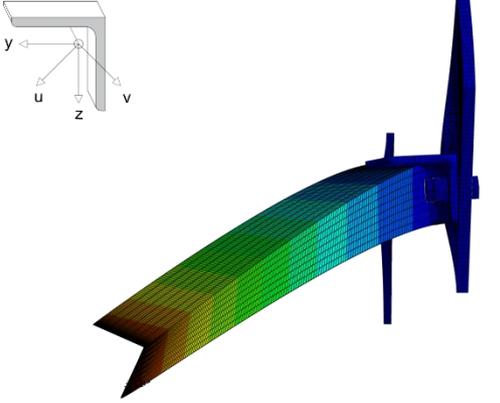
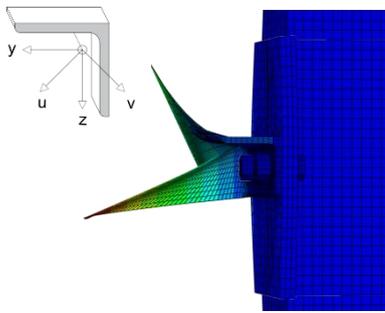
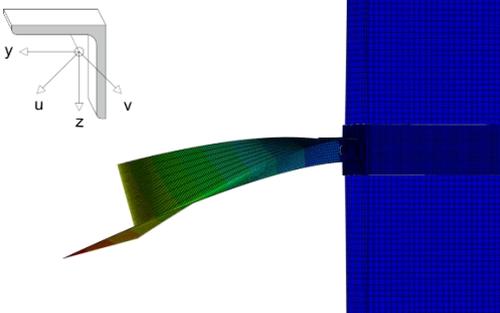
Abbildung 18 - Einfluss der Imperfektionsrichtung auf das Traglastverhältnis $N_{FEM,e_y}/N_{FEM,e_u}$ (Stabberechnung RSTAB)

Das Diagramm in Abbildung 18 gibt einen Gesamtüberblick über alle geprüften Konfigurationen und zeigt deutlich, dass es wesentlich ist, in welche Richtung die Imperfektionen aufgebracht werden, da die Abweichungen je nach Konfiguration und Winkelprofil bei +/- 10% liegen, wobei mit Imperfktion in Richtung der u-Achse mehrheitlich konservative Ergebnisse erzielt werden – $N_{FEM,y}/N_{FEM,u}$ liegt mehrheitlich über 1.00. Da die Richtung der Imperfektion einen nicht unwesentlichen Unterschied im Ergebnis macht, wird die aus der LBA-Analyse berechnete Knickfigur betrachtet, um einen Richtungstrend der Versagensfigur ableiten zu können. Dazu wurde von jedem Detail (1a, 1b, 2a) jeweils das kleinste Profil mit der geringsten Schlankheit und der geringsten Anschlusssteifigkeit (60x6_Konfig1) mit dem größten Profil mit der höchsten Schlankheit und der zugehörigen Anschlusssteifigkeit (120x12_Konfig12) gewählt, um in dieser Grenzfallbetrachtung einen, für alle Fälle akzeptablen Verformungstrend erkennen zu können. In Tabelle 10 ist klar erkennbar, dass die kurzen Profile eine hohe Querschnittsverdrehung erfahren, aber nicht so stark in Richtung der y-Achse bzw. der z-Achse ausknicken. Dies entspricht dem Versagensmechanismus des Drillknickens. An den langen Profilen kann klar festgehalten werden, dass die Profile im Wesentlichen um die schwache v-Achse ausweichen und eine Querschnittsverdrehung erfahren. Diese Knickfigur entspricht dem Biegedrillknicken und hier dominiert die Verformung e_u .

In Abbildung 18 ist klar ersichtlich, dass eine Ausbildung der Vorverformung in Richtung der u-Achse in der Regel konservativere Ergebnisse erzielt, als eine Verformung in Richtung der y-Achse. In Tabelle 10 zeigt sich, dass kurze Profile mehrheitlich zum Drillknicken neigen und somit keine klare Richtung des Ausknickens festgestellt werden kann. Dies ist insofern problematisch, dass RSTAB für die Imperfektionseingabe immer eine Stabvorkrümmung und keine Verdrehung fordert. Die Verformungsfiguren der langen Profile mit hoher Schlankheit zeigen, dass sich in allen gezeigten Fällen eine Knickfigur näherungsweise in Richtung der u-Achse ausbildet.

In Anbetracht dieser Erkenntnisse wird in der vorliegenden Arbeit die Imperfektion zur Berechnung der Traglasten in der Stabstatik immer in Richtung der u-Achse aufgebracht.

Tabelle 10 – Winkelprofile mit Detail 1a - Verformungsfiguren der LBA-Analyse

LBA	60x6_Konfig1	120x12_Konfig12
Detail 1a		
Detail 1b		
Detail 2a		

2.2.4 Gelenkige Modellierung

Da die derzeitige Bemessung von L-Profilen unter Druck – nach Empfehlung in [2] – mit beidseitig gelenkiger Lagerung modelliert wird, wird in dieser Arbeit auch der gelenkige Referenzfall in der Stabstatik mitbetrachtet, um für die Ergebnisse aus der FEM und der Stabstatik inklusive der impliziten Federsteifigkeiten einen Referenzwert zu haben, mit dem die Differenzen zwischen herkömmlicher – gelenkiger – und modifizierter Berechnung aufgezeigt werden können. Mit gelenkiger Referenzfall ist gemeint, dass im RSTAB Modell zur Berechnung der Traglast keine Federsteifigkeiten berücksichtigt werden und jeder Fall an beiden Seiten gelenkig berechnet wird, wobei jedoch die Exzentrizität e_F am Stabende erhalten bleibt. Die errechneten Tragfähigkeiten, bezeichnet mit $N_{E-E,0}$ in Kapitel 3 und ff. wurden nach Verfahren E-E berechnet.

Für Detail 1a ergibt sich bei rein gelenkigem Anschluss jeweils für Konfiguration 1&2, 3&4, 5&6, 7&8, 9&10 und 11&12 dieselbe Tragfähigkeit, da sich diese Fälle immer nur durch die nun nicht berücksichtigte Federsteifigkeit unterscheiden. Der Unterschied zwischen Konfiguration 1&2 und 3&4 besteht jedoch darin, dass in 3&4 das Anschlussblech doppelt so dick ist wie in Konfiguration 1&2 und dadurch in der Stabstatik eine höhere Exzentrizität berücksichtigt werden muss. Bezüglich Detail 1b unterscheiden sich alle 18 Konfigurationen durch ihre Exzentrizität, wodurch 18 verschiedene gelenkige Modelle benötigt werden. Für Detail 2a stellt sich die Situation gleich dar wie für Detail 1a, da sich jeweils Detail 1&2, 3&4, etc. nur durch die Federsteifigkeit unterscheiden – die nun wieder vernachlässigt wird - und so nur halb so viele gelenkige Modelle benötigt werden.

2.3 Berechnung der Vorspannkraft, Systemlängen und plastischer Tragfähigkeit

Die Parameter Vorspannkraft, die Länge des modellierten Systems und die plastische Tragfähigkeit sind globale Parameter, die rein an das jeweilige Schraubenprofil bzw. das jeweilige Winkelprofil gebunden sind. Das heißt, dass die Werte einmalig berechnet werden und für jedes der Berechnungsmodelle ihre Gültigkeit behalten. In der nachfolgenden Tabelle 11 sind, unter Anderem, die Eingangswerte zur Berechnung der Systemlänge L und der Vorspannkraft F_{cp} des jeweiligen Schraubentyps (Annahme 100 % Vorspannung nach EN 193-1-8 und Schraubengüte 10.9) ersichtlich und entstammen [5] bzw. [6]. Zusätzlich zu den benötigten Berechnungsparametern für Vorspannkraft und Systemlänge ist noch der horizontale und vertikale Schwerpunktsabstand des Winkelprofils e_w (wie in Abbildung 20 dargestellt) angegeben, welcher ab Kapitel 3 zur Berechnung der Lastexzentrizität verwendet wird.

Tabelle 11 - Eingangswerte Systemlänge und Vorspannkraft

Winkel Schraube	Winkel				Schraube			
	A [mm ²]	i_v [mm]	e_w [mm]	f_{yk} [N/mm ²]	$A_{s,nom}$ [mm ²]	d [mm]	d_0 [mm]	f_{ub} [N/mm ²]
60x6 M16	691.0	11.7	16.9	235	157.0	16	18	1000
90x9 M24	1550.0	17.6	25.4	235	353.0	24	26	1000
120x12 M27	2750.0	23.5	34.0	235	459.0	27	30	1000

Zur Berechnung der genannten Parameter werden Formel (3), Formel (4) und Formel (5) herangezogen, wobei für die Berechnung der Systemlänge die Schlankheit um die schwache Achse $\bar{\lambda}_v$ herangezogen wird.

$$L = \lambda_v \left(i_v * 93.9 * \sqrt{\frac{235}{f_{yk}}} \right) \quad (3)$$

$$F_{cp} = 0.7 * f_{ub} * A_{s,nom} \quad (4)$$

$$N_{pl} = A * f_{yk} \quad (5)$$

2.3.1 Vorspannkraft der Schrauben

Die berechneten Vorspannkraften F_{cp} werden in Abaqus als ‚Bolt Load‘ auf die jeweilige Schraube aufgebracht und modellieren so die zu erzielende Vorspannwirkung. Für 100%ige Vorspannung nach EN 1993-1-8 und Schraubengüte 10.9 gilt:

$$F_{cp,M16} = 0.7 * f_{ub} * A_{s,nom,M16} = 0.7 * 1000 * 157 = 109900 \text{ N}$$

$$F_{cp,M24} = 0.7 * f_{ub} * A_{s,nom,M24} = 0.7 * 1000 * 353 = 247100 \text{ N}$$

$$F_{cp,M27} = 0.7 * f_{ub} * A_{s,nom,M27} = 0.7 * 1000 * 459 = 321300 \text{ N}$$

2.3.2 Systemlängen L

Die Systemlängen an sich sind unveränderlich und jedem Winkelprofil zugewiesen. Jedoch werden die Längen je nach Detail unterschiedlich definiert und entsprechen dadurch nicht zwingend den Gesamtlängen der Modelle in Abaqus. In RSTAB entspricht die Systemlänge L der tatsächlichen Längenabmessung des Winkelprofils zwischen den Auflagerpunkten. Die genaue Definition der Systemlänge in Abaqus ist in Kapitel 3 ff. festgehalten.

Die Systemlängen ergeben sich zu:

$$L_{60x6} = \lambda_v \left(i_{v,60x6} * 93.9 * \sqrt{\frac{235}{f_{yk}}} \right) = \begin{bmatrix} 0.8 \\ 1.8 \\ 2.8 \end{bmatrix} * \left(11.7 * 93.9 * \sqrt{\frac{235}{235}} \right) \rightarrow \begin{matrix} L_{0.8} = 878.9 \text{ mm} \\ L_{1.8} = 1977.5 \text{ mm} \\ L_{2.8} = 3076.2 \text{ mm} \end{matrix}$$

$$L_{90x9} = \lambda_v \left(i_{v,90x9} * 93.9 * \sqrt{\frac{235}{f_{yk}}} \right) = \begin{bmatrix} 0.8 \\ 1.8 \\ 2.8 \end{bmatrix} * \left(17.6 * 93.9 * \sqrt{\frac{235}{235}} \right) \rightarrow \begin{matrix} L_{0.8} = 1322.1 \text{ mm} \\ L_{1.8} = 2974.8 \text{ mm} \\ L_{2.8} = 4627.4 \text{ mm} \end{matrix}$$

$$L_{120x12} = \lambda_v \left(i_{v,120x12} * 93.9 * \sqrt{\frac{235}{f_{yk}}} \right) = \begin{bmatrix} 0.8 \\ 1.8 \\ 2.8 \end{bmatrix} * \left(23.5 * 93.9 * \sqrt{\frac{235}{235}} \right) \rightarrow \begin{matrix} L_{0.8} = 1765.3 \text{ mm} \\ L_{1.8} = 3972.0 \text{ mm} \\ L_{2.8} = 6178.6 \text{ mm} \end{matrix}$$

2.3.3 Plastische Normalkrafttragfähigkeit

Die plastische Normalkrafttragfähigkeit wird zu Vergleichszwecken ermittelt, um kontrollieren zu können, ob die ermittelte Querschnittstragfähigkeit unterhalb der plastischen Grenzbelastung liegt, an der der Querschnitt voll ausgenutzt ist. Nach Gleichung (5) ergibt sich:

$$N_{pl,60x6} = A_{60x6} * f_{yk} = \frac{691 * 235}{1000} = 162.4 \text{ kN}$$

$$N_{pl,90x9} = A_{90x9} * f_{yk} = \frac{1550 * 235}{1000} = 364.3 \text{ kN}$$

$$N_{pl,120x12} = A_{120x12} * f_{yk} = \frac{2750 * 235}{1000} = 646.3 \text{ kN}$$

3 Ergebnisse – Traglasten für Stäbe mit Detail 1a

Im folgenden Kapitel werden die einflussnehmenden Größen der Parameterstudie aufgezeigt, die modellierten Systeme skizziert und schlussendlich die Ergebnisse der Traglaststudie für Detail 1a präsentiert.

3.1 Systembeschreibung

In den nachfolgenden beiden Abschnitten wird das modellierte System von Detail 1a näher beschrieben. Es werden die wesentlichen Abmessungen erneut angegeben und alle berücksichtigten Parameter in Abaqus und RSTAB aufgezeigt.

3.1.1 System in der FEM-Berechnung

Das erste Detail 1a der Parameterstudie besteht, pro Seite, aus einem Anschlussblech mit variierender Dicke und Höhe, an das ein Winkel mit zwei vorgespannten Schrauben angeschlossen ist. Das Blech ist außenseitig starr eingespannt und einseitig zur Lasteinleitung in horizontaler Richtung verschieblich gelagert.

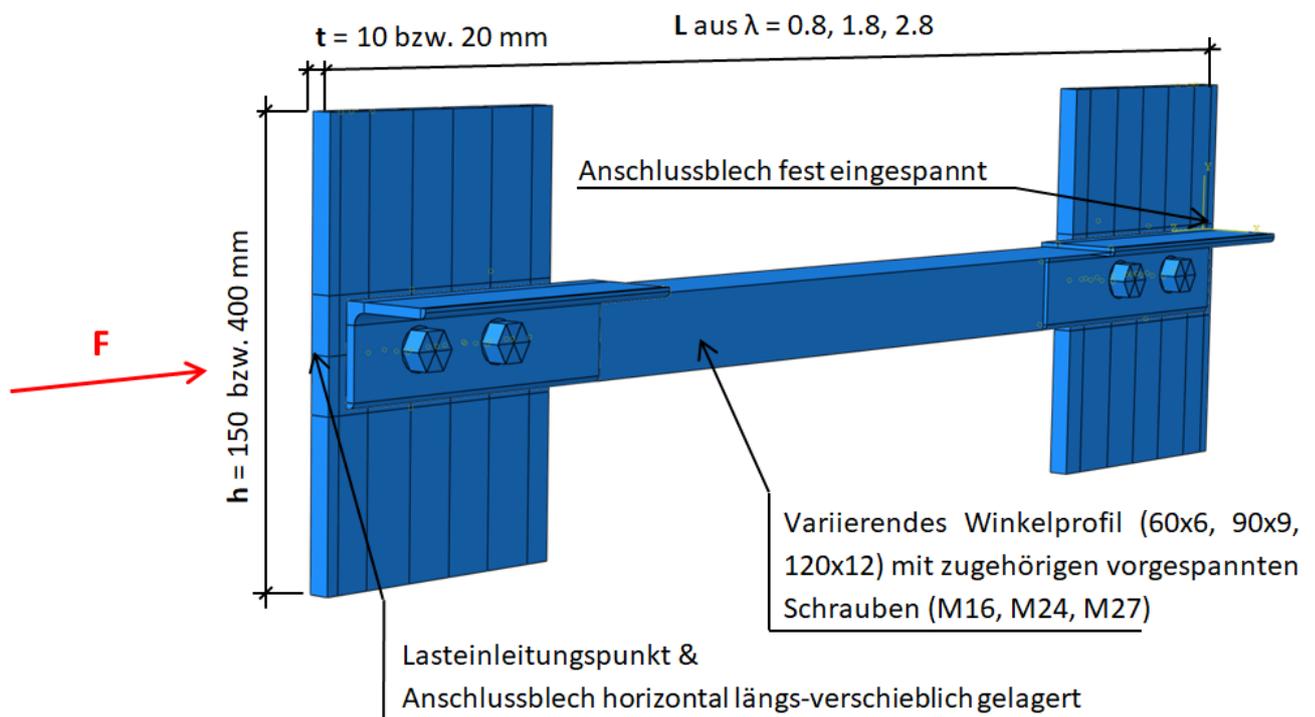


Abbildung 19 - FEM Modell für Winkelprofile mit Detail 1a

Für Detail 1a wird die Systemlänge L von Anfang Anschlussblech links bis Ende Anschlussblech rechts festgelegt, wie in Abbildung 23 skizziert. Das skizzierte Detail mit den veränderlichen Abmessungen: $t=10$ bzw. 20mm , $h=150$ bzw. 400 mm und $\lambda=0,8, 1,8$ bzw. $2,8$ wird mit den Winkelprofilen 60×6 , 90×9 und 120×12 kombiniert. Dadurch entstehen 12 Kombinationen pro Winkelprofil, welche untersucht werden, wie in Abschnitt 3.2, Abschnitt 3.3 und Abschnitt 3.4 beschrieben.

Das finite Elemente Modell folgt den allgemeinen Modellierungsgrundsätzen und Erkenntnissen, betreffend Netzfeinheit etc., aus Kapitel 2.1.

3.1.2 System in der Stabstatik

Im modellierten Stabstatikmodell (siehe Abbildung 21), werden die Auflager mit den nach Harringer [4] errechneten Federsteifigkeiten versehen. Im Fall des Details 1a wird nur die Federsteifigkeit um die vertikale z-Achse berücksichtigt und um die y-Richtung starr gesetzt, da in [4] bereits gezeigt wurde, dass das Anschlussblech in y-Richtung eine ausreichend große Steifigkeit aufweist, dass diese Annahme gerechtfertigt ist. Die exzentrische Lasteinleitung kommt durch den Abstand e_F zustande, welcher sich aus Schwerpunktabstand e_w in y-Richtung des Winkelprofils und der halben Anschlussblechdicke ergibt, wie in Abbildung 20 zu sehen ist. Die vertikale Exzentrizität hat aufgrund der Lagerungsbedingungen in diesem Modell keinen Einfluss auf das Ergebnis. Dies liegt darin begründet, dass alle Freiheitsgrade, abgesehen von der horizontalen Verschieblichkeit und der Federsteifigkeit um die z-Achse am lasteinleitenden Auflager, gesperrt sind und deshalb kein zusätzliches Moment um die y-Richtung bedingt durch die vertikale Exzentrizität im Winkelprofil auftreten kann. Die Imperfektion e_o wird als Vorkrümmung um die schwache Achse aufgebracht und beträgt $L/300$. Die Tragfähigkeiten werden nach Theorie II. Ordnung berechnet.

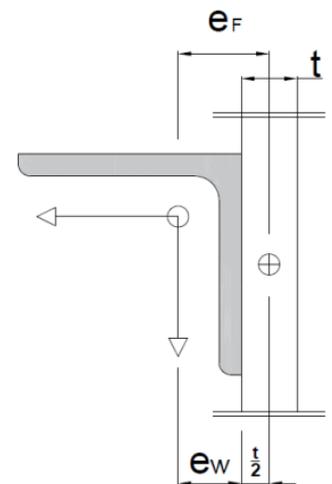


Abbildung 20 - Exzentrizität e_F

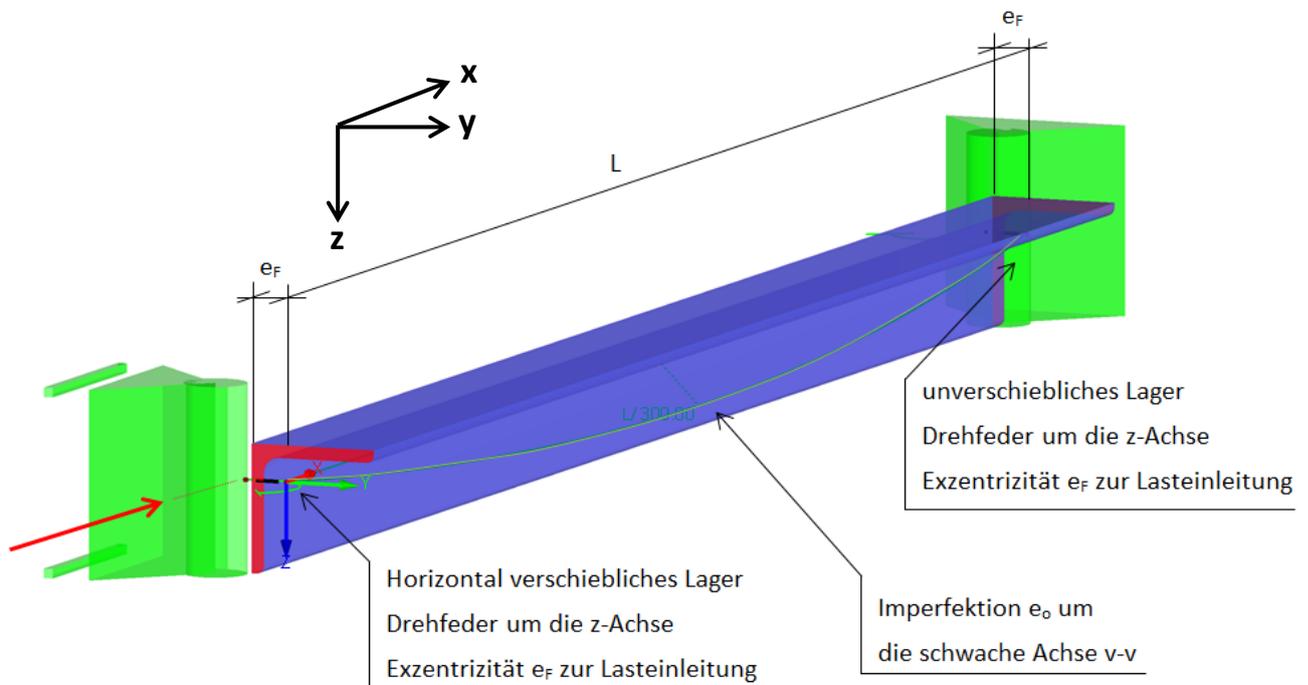
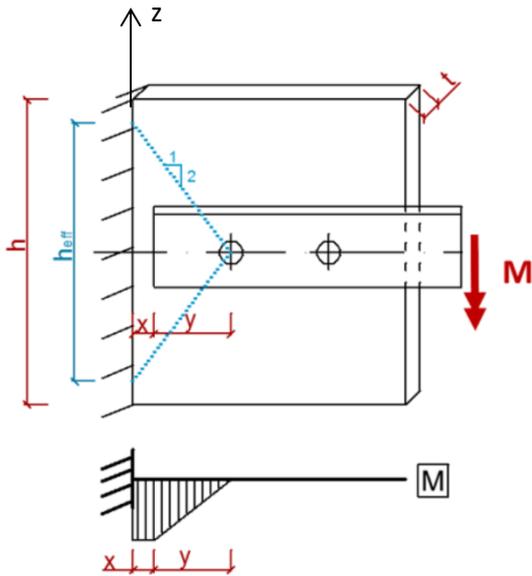


Abbildung 21 - RSTAB Modell für Winkelprofile mit Detail 1a

Die im Stabstatikmodell zu berücksichtigenden Federsteifigkeiten nach Harringer [3] errechnen sich mit den Gleichungen (6), (7) und (8). Der Formelapparat basiert auf der Annahme, dass das Moment über eine Zugkraftkomponente in der äußersten Schraube und eine Druckkraftkomponente am Ende des Winkels abgetragen wird. Dies soll mittels Abbildung 22 verdeutlicht werden. Da bei zu großer Höhe des Anschlussbleches die Federsteifigkeit deutlich überschätzt wird, wird die berücksichtigte Blechhöhe mittels h_{eff} begrenzt. Zur Berechnung von h_{eff} wird ein Lastausbreitungswinkel von 1:2 angenommen. Die Werte der Federsteifigkeiten werden in den nachfolgenden Abschnitten berechnet und zusammengefasst.



$$C_{\phi,z} = \frac{3EI}{3x + y} \quad (6)$$

$$\text{mit } I = \frac{h_{eff} \cdot t^3}{12} \quad (7)$$

$$\text{mit } h_{eff} = \min \left[4 * (x + y) \right] \quad (8)$$

Abbildung 22 -Detail 1a, Skizze zu $C_{\phi,z}$ aus [3]

3.2 Ergebnisse für Detail 1a | Winkel 60x6

Alle unveränderlichen festgelegten Abmessungen des untersuchten Profils 60x6, sind in Abbildung 23 dargestellt. Die Lochabstände folgen den Vorgaben der Norm, entnommen aus [1], und als Schraube ist dem L-Profil 60x6 die M16 zugeordnet mit einem d_0 von 18 mm, was einem Lochspiel von 2 mm entspricht. Die genauen Konfigurationsdetails werden in den weiterführenden Abschnitten 3.2.1 und 3.2.2 noch einmal angegeben. Die Systemlänge L , die für die Imperfektionen und die Modellierung in RSTAB verwendet wurde, ist in Abbildung 23 eingezeichnet.

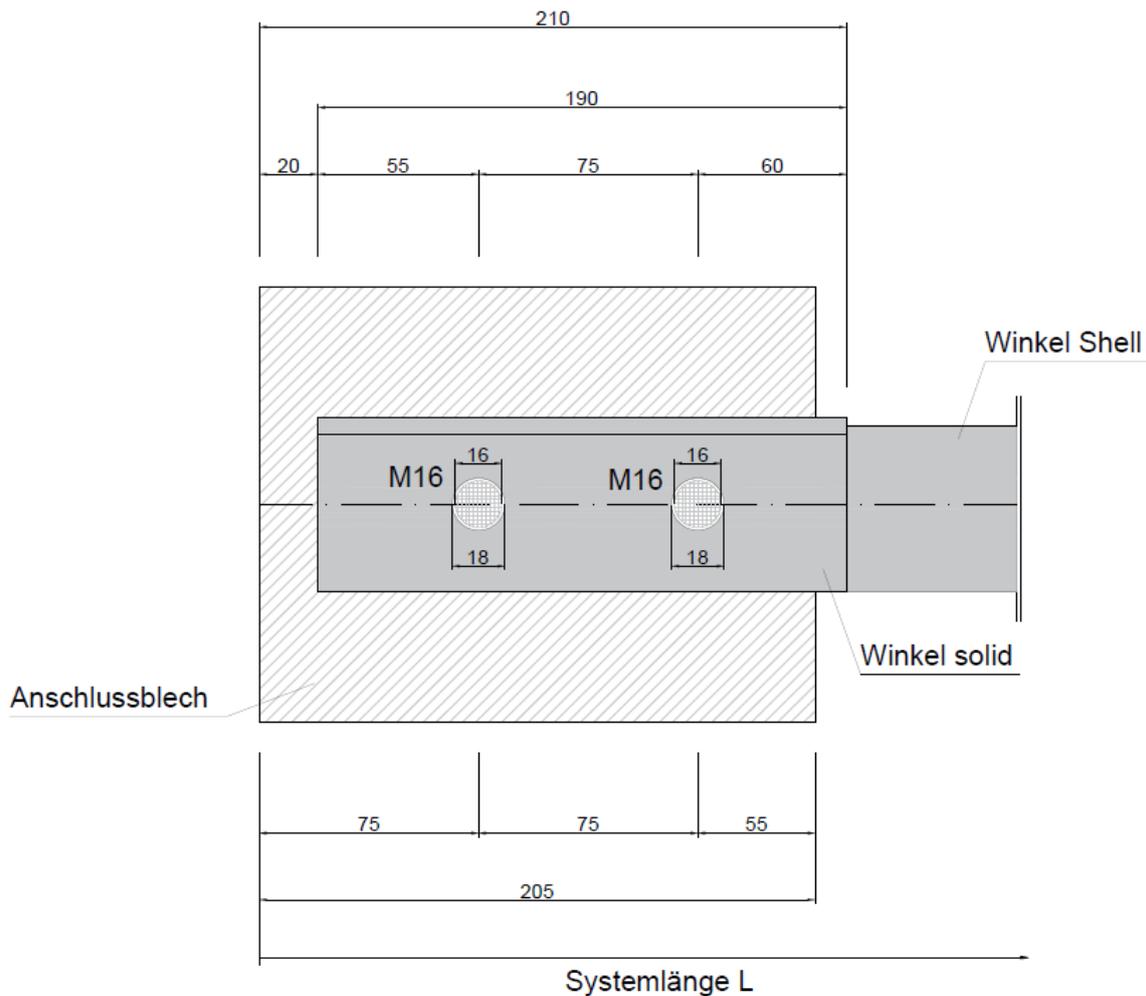


Abbildung 23 - Abmessungen Detail 1a_ 60x6

3.2.1 Ergebnisse nach Finite Elemente Methode

In der nachfolgenden Tabelle 12 sind die Ergebnisse der FEM-Berechnung, nach den genannten Konfigurationen unterteilt, zu finden. Wie bereits in vorigen Kapiteln erwähnt, steht N_{cr} für die aus der LBA-Analyse resultierende Knicklast und N_{FEM} für die maximale Traglast aus der GMNIA-Berechnung. Die vorletzte Spalte gibt ergänzend die plastische Normalkrafttragfähigkeit an, was nur zur logischen Kontrolle dient, ob die ermittelte Tragfähigkeit unter der plastischen liegt. Der Faktor e_0 entspricht der maximalen geometrischen Ersatzimperfktion und ergibt sich durch $L/300$ und ist der Faktor, mit dem die Vorverformung aus der LBA-Analyse skaliert wird. Die Berechnung der Vorspannkraft $F_{p,c}$ kann Kapitel 2.3.1 entnommen werden. In der letzten Spalte „V“ wird der jeweilige Versagensmechanismus aus Abschnitt 2.1.4 angegeben.

Tabelle 12 - FEM Ergebnis für Detail 1a_60x6

Bezeichnung		Profil	$\bar{\lambda}_v$	t	h	L	e ₀	M	F _{p,c}	N _{cr}	N _{FEM}	N _{pl,60x6}	V
		[-]	[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[-]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[-]
FEM Ergebnis 1a_60x6	1a_60x6_Konfig1	L 60x6	0,8	10	150	878,9	2,9	M 16	109,9	570,0	90,8	162,4	WA
	1a_60x6_Konfig2	L 60x6	0,8	10	400	878,9	2,9	M 16	109,9	613,4	107,8	162,4	W
	1a_60x6_Konfig3	L 60x6	0,8	20	150	878,9	2,9	M 16	109,9	668,8	107,7	162,4	W
	1a_60x6_Konfig4	L 60x6	0,8	20	400	878,9	2,9	M 16	109,9	678,2	107,9	162,4	W
	1a_60x6_Konfig5	L 60x6	1,8	10	150	1977,5	6,6	M 16	109,9	181,8	58,1	162,4	WA
	1a_60x6_Konfig6	L 60x6	1,8	10	400	1977,5	6,6	M 16	109,9	212,2	74,8	162,4	WA
	1a_60x6_Konfig7	L 60x6	1,8	20	150	1977,5	6,6	M 16	109,9	257,5	88,1	162,4	W
	1a_60x6_Konfig8	L 60x6	1,8	20	400	1977,5	6,6	M 16	109,9	271,5	92,1	162,4	W
	1a_60x6_Konfig9	L 60x6	2,8	10	150	3076,2	10,3	M 16	109,9	80,7	35,3	162,4	WA
	1a_60x6_Konfig10	L 60x6	2,8	10	400	3076,2	10,3	M 16	109,9	89,0	46,1	162,4	WA
	1a_60x6_Konfig11	L 60x6	2,8	20	150	3076,2	10,3	M 16	109,9	97,6	51,2	162,4	W
	1a_60x6_Konfig12	L 60x6	2,8	20	400	3076,2	10,3	M 16	109,9	99,8	52,3	162,4	W

3.2.2 Ergebnisse Stabstatik nach Theorie II. Ordnung

In den nachfolgenden Abschnitten werden die Berechnungsergebnisse für $C_{\phi,z}$, in weiterer Folge die maßgebenden Bemessungsschnittgrößen und die Stelle des Nachweises präsentiert und abschließend werden die berechneten Tragfähigkeiten mit allen wesentlichen Parametern zusammengefasst.

3.2.2.1 Berechnung von $C_{\phi,z}$

Die zur Modellierung benötigten Federsteifigkeiten an beiden Stabenden wurden mit den Gleichungen (6), (7) und (8) berechnet und sind in der nachfolgenden Tabelle 13 zusammengefasst.

Tabelle 13 - Berechnung $C_{\varphi,z}$ für Detail 1a_60x6

Bezeichnung		t	h	x	y	h_{eff}	I_z	$C_{\varphi,z}$
		[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm ⁴]	[kNm/rad]
Ergebnis $C_{\varphi,z}$ 1a_60x6	1a_60x6_Konfig1	10	150	20	55	150	12500	68,5
	1a_60x6_Konfig2	10	400	20	55	300	25000	137,0
	1a_60x6_Konfig3	20	150	20	55	150	100000	547,8
	1a_60x6_Konfig4	20	400	20	55	300	200000	1095,7
	1a_60x6_Konfig5	10	150	20	55	150	12500	68,5
	1a_60x6_Konfig6	10	400	20	55	300	25000	137,0
	1a_60x6_Konfig7	20	150	20	55	150	100000	547,8
	1a_60x6_Konfig8	20	400	20	55	300	200000	1095,7
	1a_60x6_Konfig9	10	150	20	55	150	12500	68,5
	1a_60x6_Konfig10	10	400	20	55	300	25000	137,0
	1a_60x6_Konfig11	20	150	20	55	150	100000	547,8
	1a_60x6_Konfig12	20	400	20	55	300	200000	1095,7

3.2.2.2 Maßgebende Schnittkräfte

Zur Orientierung und Einordenbarkeit der Ergebnisse, werden in der nachfolgenden Tabelle 14 die maßgebenden Schnittgrößen und die dazugehörige Stelle am Stab angegeben, wobei FM für Feldmitte und AL für Auflagerbereich steht. Dies soll dazu dienen, die Ergebnisse unter Berücksichtigung der in Kapitel 2.2.2 beschriebenen Effekte richtig einordnen zu können. Es werden die Schnittgrößen nach Verfahren E-E mit Federsteifigkeiten, nach Verfahren E-P mit Federsteifigkeiten und nach Verfahren E-E ohne Federsteifigkeiten (beidseitig gelenkige Lagerung) vorgestellt. Die Berechnung der Tragfähigkeit ohne Federsteifigkeiten liefert nur halb so viele Ergebnisse, da sich die jeweiligen Ergebnispaare in der RSTAB Modellierung nur durch ihre – nicht berücksichtigte - Federsteifigkeit unterscheiden.

Tabelle 14 - maßgebende Schnittkräfte 1a_60x6

		E-E					E-P					E-E $C_{\varphi,z}=0$				
		N_{E-E}	$M_{u,E-E}$	$M_{v,E-E}$	NW_{E-E}		N_{E-P}	$M_{u,E-P}$	$M_{v,E-P}$	NW_{E-P}		$N_{E-E,0}$	$M_{u,E-E,0}$	$M_{v,E-E,0}$	$NW_{E-E,0}$	
		[kN]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[kN]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[kN]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]
Schnittkräfte 1a_60x6	K1	-76,0	-1,22	-0,09	1,00	AL	-66,0	-1,15	-0,40	1,00	FM	-60,5	-1,64	-0,23	1,00	AL
	K2	-85,0	-0,97	-0,01	1,00	AL	-77,5	-0,97	-0,37	1,00	FM					
	K3	-104,0	-0,51	0,13	1,00	AL	-104,5	-0,59	-0,29	1,00	FM					
	K4	-112,0	-0,3	0,19	1,01	AL	-120,0	-0,37	-0,25	1,00	FM					
	K5	-57,5	-0,64	0,38	1,00	AL	-58,0	-0,97	-0,58	1,00	FM	-35,1	-1,46	-0,59	1,01	FM
	K6	-64,0	-0,41	0,44	1,00	AL	-70,0	-0,73	-0,58	1,00	FM					
	K7	-73,5	-0,16	0,5	1,00	AL	-88,0	-0,17	0,69	1,00	AL	-31,0	-1,46	-0,56	1,01	FM
	K8	-76,5	-0,09	0,51	1,00	AL	-91,5	-0,09	0,69	1,00	AL					
	K9	-38,3	-0,34	0,65	1,01	AL	-42,3	-0,79	-0,84	1,00	FM	-21,5	-1,25	-0,60	1,00	FM
	K10	-42,3	-0,2	0,69	1,01	AL	-49,0	-0,53	-0,90	1,00	FM					
	K11	-48,0	-0,06	0,71	1,00	AL	-56,8	-0,06	1,07	1,00	AL	-19,8	-1,27	-0,58	1,00	FM
	K12	-48,0	-0,06	0,71	1,00	AL	-56,8	-0,06	1,08	1,01	AL					

3.2.2.3 Ermittelte Tragfähigkeiten

Mit den errechneten Parametern wurden die Stabstatik Modelle in RSTAB unter Berücksichtigung von Theorie II. Ordnung, den Imperfektionen, der exzentrischen Lasteinleitung und den entsprechenden Federsteifigkeiten modelliert und liefern die in Tabelle 15 dargestellten Ergebnisse. N_{E-E} steht für die Tragfähigkeit nach Verfahren E-E, N_{E-P} steht für die Tragfähigkeit nach Verfahren E-P und $N_{E-E,0}$ für die Berechnung der Tragfähigkeit mit vollgelenkiger Modellierung nach Verfahren E-E. Die Exzentrizität e_F ergibt sich aus der Summe der halben Anschlussblechdicke $t/2$ und dem horizontalen Schwerpunktskoordinate e_w [siehe Tabelle 8], welche sich bei einem Profil von 60x6 laut [5] zu 16.9 mm ergibt.

Tabelle 15 -Stabmodell Th. II. O. Ergebnis Detail 1a_60x6

Bezeichnung		Profil	$\bar{\lambda}_v$	t	h	L	$C_{\varphi,z}$	e_F	e_0	N_{E-E}	N_{E-P}	$N_{E-E,0}$
		[-]	[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[kNm/rad]	[mm]	[mm]	[kN]	[kN]	[kN]
Th. II. O. Ergebnis 1a_60x6	1a_60x6_Konfig1	L 60x6	0,8	10	150	878,9	68,5	21,9	2,9	76,0	66,0	60,5
	1a_60x6_Konfig2	L 60x6	0,8	10	400	878,9	137,0	21,9	2,9	85,0	77,5	60,5
	1a_60x6_Konfig3	L 60x6	0,8	20	150	878,9	547,8	26,9	2,9	104,0	104,5	49,5
	1a_60x6_Konfig4	L 60x6	0,8	20	400	878,9	1095,7	26,9	2,9	112,0	120,0	49,5
	1a_60x6_Konfig5	L 60x6	1,8	10	150	1977,5	68,5	21,9	6,6	57,5	58,0	35,1
	1a_60x6_Konfig6	L 60x6	1,8	10	400	1977,5	137,0	21,9	6,6	64,0	70,0	35,1
	1a_60x6_Konfig7	L 60x6	1,8	20	150	1977,5	547,8	26,9	6,6	73,5	88,0	31,0
	1a_60x6_Konfig8	L 60x6	1,8	20	400	1977,5	1095,7	26,9	6,6	76,5	91,5	31,0
	1a_60x6_Konfig9	L 60x6	2,8	10	150	3076,2	68,5	21,9	10,3	38,3	42,3	21,5
	1a_60x6_Konfig10	L 60x6	2,8	10	400	3076,2	137,0	21,9	10,3	42,3	49,0	21,5
	1a_60x6_Konfig11	L 60x6	2,8	20	150	3076,2	547,8	26,9	10,3	48,0	56,8	19,8
	1a_60x6_Konfig12	L 60x6	2,8	20	400	3076,2	1095,7	26,9	10,3	48,0	56,8	19,8

3.2.3 Darstellung und Interpretation der Ergebnisse – Detail 1a_60x6

Zur Interpretation der Ergebnisse werden die Tragfähigkeiten N_{FEM} aus der FEM und N_{E-E} , N_{E-P} , $N_{E-E,0}$ aus der Stabstatik herangezogen.

In Abbildung 24 ist jeweils entlang der Ordinate, der Quotient aus der errechneten Tragfähigkeit in FEM dividiert durch die Tragfähigkeit nach Theorie II. Ordnung –entweder nach Verfahren E-E oder E-P – aufgetragen. Die nachfolgende Abbildung 24 soll zeigen, wie weit das Stabstatikmodell unter Berücksichtigung der Federsteifigkeiten von der FEM Modellierung abweicht und ob das Ingenieurmodell grundsätzlich eher konservative oder eher unsichere Ergebnisse liefert. An der Abszisse sind die einzelnen Konfigurationen angegeben. Ein Verhältniswert über 1.00 zeigt, dass das Ergebnis der Stabstatik unterhalb dem der Finite Elemente Methode liegt und somit mit der Stabstatikmodellierung konservative Ergebnisse erzielt werden. Liegt das Ergebnis unterhalb von 1.00 so liegt der Wert aus FEM unterhalb dem aus der RSTAB und das Ergebnis ist nicht konservativ. Die punktierten Bereiche der Graphen im Diagramm verdeutlichen, dass sich Konfiguration 1-4, 5-8 und 9-12 nur durch die Schlankheit unterscheiden. Das bedeutet, dass beispielsweise Konfiguration 1, 5 und 9 exakt dieselben Abmessungen am Anschluss aufweisen und sich nur durch die Länge des L-Profiles unterscheiden.

In Abbildung 24 liegt in den beiden Konfigurationen 1 und 2 die Kurve N_{FEM}/N_{E-P} über der Kurve N_{FEM}/N_{E-E} . Dies bedeutet, dass die errechnete maximal einwirkende Kraft nach Verfahren E-P unterhalb der mittels Verfahren E-E ermittelten Tragfähigkeit liegt. In diesem Fall kommt der in Kapitel 2.2.2 beschriebene Effekt zum Tragen, dass an der maßgebenden Stelle des Nachweises das einwirkende Moment M_v negativ ist. Aufgrund der großen Schwankungsbreite und den teilweise auf der unsicheren Seite liegenden Ergebnissen findet das Verfahren E-P in der weiteren Ergebnisinterpretation keine Berücksichtigung.

Das Diagramm zeigt klar, dass mit der einfacheren, praxisrelevanten Modellierung des Knickstabes in der Stabstatik nach Verfahren E-E mehrheitlich konservative Ergebnisse im Vergleich zur Berechnung mit der Finite Elemente Methode erzielt werden. Es kann auch aufgezeigt werden, dass die mittels Stabstatik ermittelten Ergebnisse maximal zu 7 % im Vergleich zur FEM auf der unsicheren Seite liegen. Diese Modellunsicherheit von 7 % muss in der weiteren Interpretation der Ergebnisse und im Anwendungsfall der Federsteifigkeiten berücksichtigt werden. Diese Modellunsicherheit geht in weiterer Folge als Sicherheitsfaktor $\gamma_{TH.II.0}$ ($=1/0.93=1.08$) in die Ergebnisinterpretation ein.

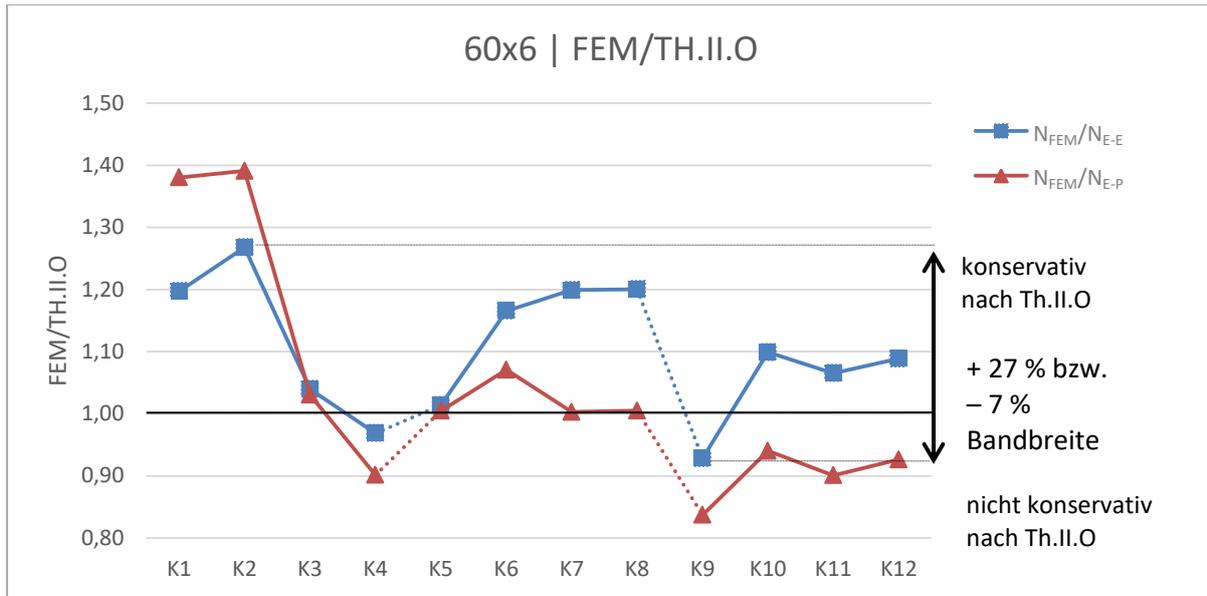


Abbildung 24 – Traglastergebnisse für Detail 1a_60x6 FEM/Th.II.O

Wie bereits in vorherigen Kapiteln erwähnt, werden derzeit bei unklarer Steifigkeitssituation am Auflager, Druckstäbe mit rein gelenkiger Auflagermodellierung bemessen. In Abbildung 25 wird mit $N_{FEM}/N_{E-E, C_{\varphi}, z=0}$ die Tragfähigkeitsdifferenz zwischen dem derzeitig gelenkig modellierten Fall und der realitätsgetreuen FEM-Modellierung aufgezeigt. Das Diagramm zeigt deutlich, dass die gelenkige Modellierung sehr konservativ ist. Die realitätsnahen FEM Ergebnisse liegen um den Faktor 1.50 bis 2.99 höher als die ermittelte Tragfähigkeit aus RSTAB. Durch den deutlichen Anstieg der Kurven innerhalb der Konfiguration 1-4, 5-8 und 9-12 ist klar ersichtlich, dass mit zunehmender Steifigkeit des Anschlussbleches auch die Tragfähigkeit signifikant steigt.

Des Weiteren kann aufgezeigt werden, dass die Modellierung mit den Federsteifigkeiten aus [4] (Kurven N_{FEM}/N_{E-E} bzw. N_{FEM}/N_{E-P}) – vor allem im Vergleich zur gelenkigen Modellierung – deutlich näher an die Finite Elemente Ergebnisse herankommt und einiges an Tragfähigkeit in der Bemessung gewonnen werden kann.

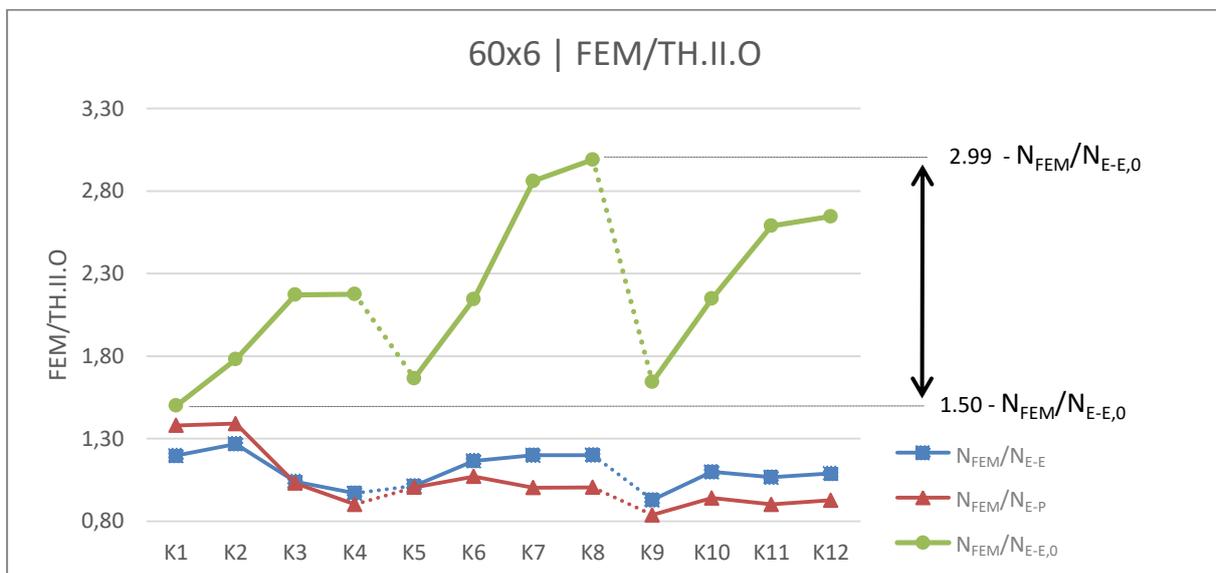


Abbildung 25 – Traglastergebnisse für Detail 1a_60x6 FEM/Th.II.O. $C_{\varphi}, z=0_z$

In Abbildung 26 wird die errechnete Tragfähigkeit nach Theorie II. Ordnung nach Verfahren E-E unter Berücksichtigung der Federsteifigkeiten (N_{E-E}) mit der gelenkig modellierten Tragfähigkeit ($N_{E-E,0}$) ins Verhältnis gesetzt und für die einzelnen Konfigurationen aufgetragen. Der orange Graph ($N_{E-E}/N_{E-E,0}$) stellt die Verhältniswerte der errechneten Traglasten mit und ohne Federsteifigkeiten dar. Damit soll gezeigt werden, wie viel höher die durch die Federsteifigkeiten berechnete Traglast im Vergleich zur gelenkig modellierten Last liegt. Da in dieser Betrachtung keine Unsicherheiten berücksichtigt werden, können die Zuwächse als „Bruttogewinn“ betrachtet werden. Der grüne Graph ($N_{E-E} \cdot (1/1.08) / N_{E-E,0}$) zeigt das Verhältnis der beiden Tragfähigkeiten, wobei die mittels Federsteifigkeiten errechnete Last bereits mit dem Modellunsicherheitsfaktor von 1.08 ($\gamma_{TH,II,O}$) behaftet ist. Dieser Graph zeigt quasi den ‚Nettogewinn‘, da mit dem Faktor 1.08 (=1/0.93) die 7 % Modellunsicherheit aus FEM (Abbildung 24) bereits berücksichtigt werden und somit durchgehend auf der sicheren Seite liegende Ergebnisse erzielt werden. Dabei zeigt sich, dass die Tragfähigkeit im Vergleich zur gelenkigen Modellierung, unter Berücksichtigung aller Risiken, je nach Konfiguration um 16 % bis hin zu 127 % zunimmt.

Das heißt, dass bei Anwendung der Federsteifigkeiten im Stabstatik-Modell die maximal aufnehmbare Traglast um bis zu 127 % gesteigert werden kann und laut Abbildung 24 immer noch konservative Ergebnisse im Vergleich zur FEM erzielt werden. In diesem Fall wird bei jeder Konfiguration Tragfähigkeit gewonnen, da der Zuwachs durch die Federsteifigkeiten die 7 % Modellunsicherheit in jedem Fall übersteigt, was in Abbildung 26 klar ersichtlich ist.

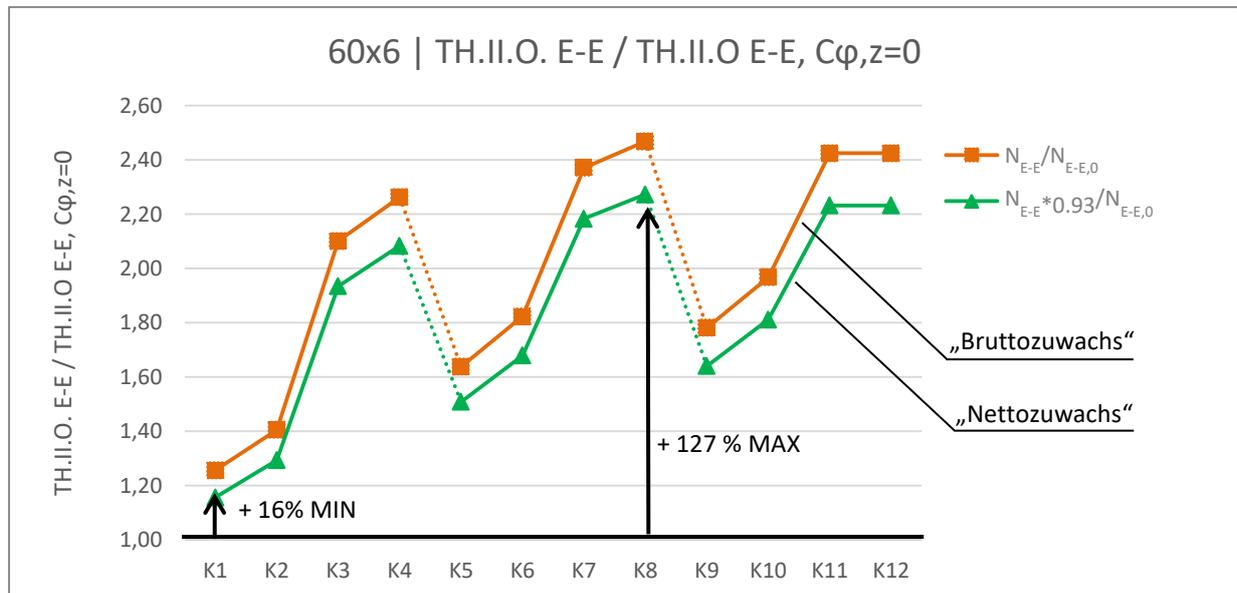


Abbildung 26 – Traglastergebnisse für Detail 1a_60x6 Th.II.O. E-E / Th.II.O. E-E $C_{\phi,z}=0$

3.3 Ergebnisse für Detail 1a | Winkel 90x9

Die wesentlichsten Abmessungen, welche für die Parameterstudie unverändert bleiben, werden in Abbildung 27 abgebildet. Als Verbindungsmittel werden für das Profil 90x9 Schrauben des Typs M 24 verwendet. Diesem Schraubentyp ist ein Lochspiel von 2 mm zugeordnet, was einem Lochdurchmesser von 26 mm entspricht. Die genauen Konfigurationsdetails werden in den weiterführenden Abschnitten 3.3.1 und 3.3.2 noch einmal angegeben. Die in RSTAB modellierte Systemlänge L ist in Abbildung 27 eingezeichnet. Die gezeigte Systemlänge wird auch zur Modellierung der Imperfektionen genutzt.

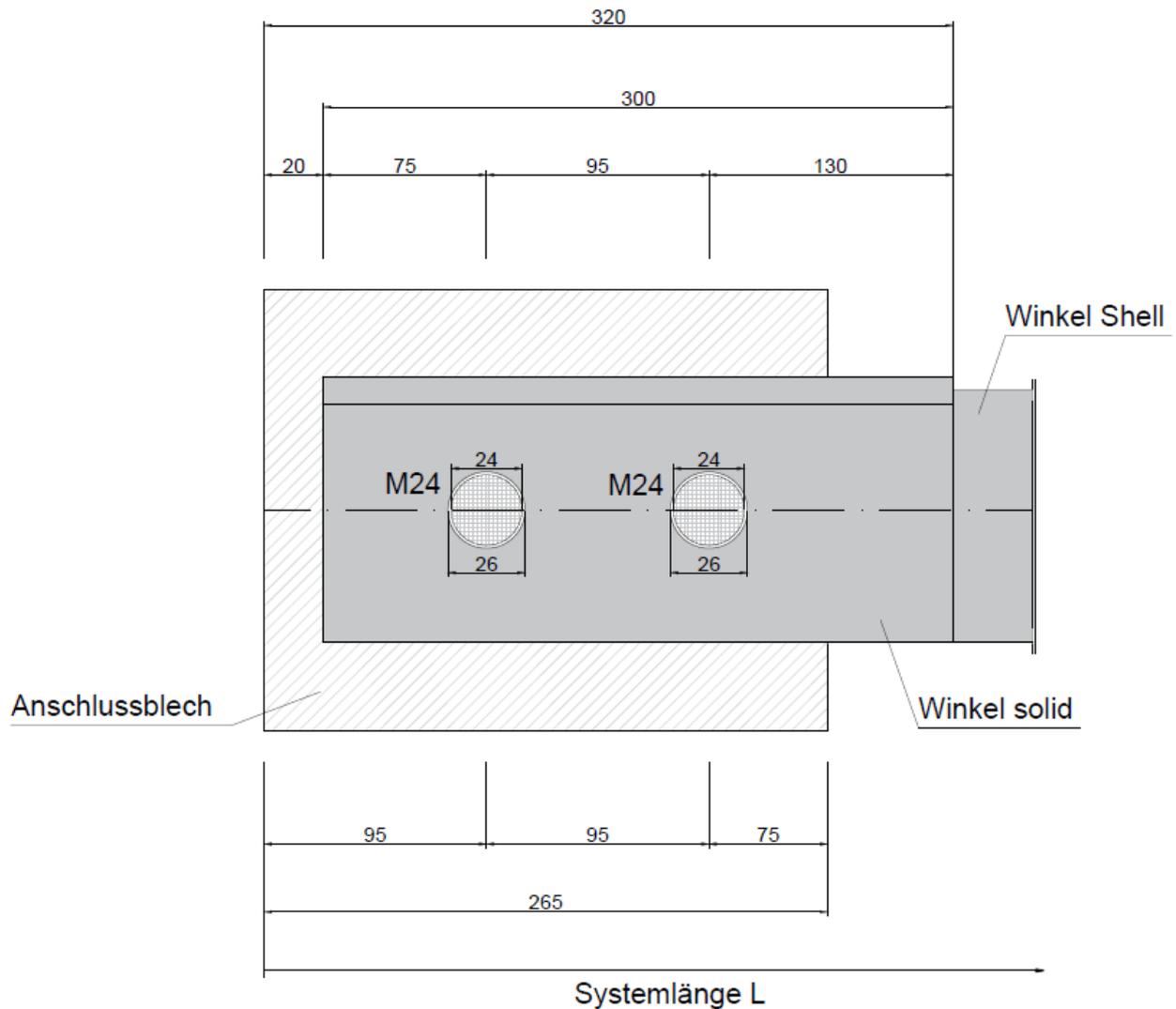


Abbildung 27 – Abmessungen Detail 1a_90x9

3.3.1 Ergebnisse nach Finite Elemente Methode

Die FEM liefert in der nachfolgenden Tabelle 16 die Ergebnisse in Form der Tragfähigkeiten N_{cr} und N_{FEM} , wobei N_{cr} für die errechnete Tragfähigkeit aus der LBA-Analyse steht und N_{FEM} der maximal möglichen Belastung aus der GMNIA-Berechnung entspricht. Zusätzlich wurde noch die plastische Normalkrafttragfähigkeit angegeben, um überprüfen zu können, ob die berechneten Belastungen

unterhalb der plastischen Tragfähigkeit liegen. Die letzte Spalte „V“ gibt den jeweilige Versagensmechanismus aus Abschnitt 2.1.4 an. Die Vorverformung wird mittels e_0 berücksichtigt, was mit $L/300$ berechnet wird. Die Berechnung der Vorspannkraft $F_{p,c}$ wird in Kapitel 2.3.1 genauer erläutert.

Tabelle 16 - FEM Ergebnis für Detail 1a_90x9

Bezeichnung		Profil	$\bar{\lambda}_v$	t	h	L	e_0	M	$F_{p,c}$	N_{cr}	N_{FEM}	$N_{pl,90x9}$	V
		[-]	[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[-]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[-]
FEM Ergebnis 1a_90x9	1a_90x9_Konfig1	L 90x9	0,8	10	150	1322,1	4,4	M 24	247,1	928,5	176,6	364,3	WA
	1a_90x9_Konfig2	L 90x9	0,8	10	400	1322,1	4,4	M 24	247,1	995,7	193,1	364,3	W
	1a_90x9_Konfig3	L 90x9	0,8	20	150	1322,1	4,4	M 24	247,1	1107,2	175,6	364,3	W
	1a_90x9_Konfig4	L 90x9	0,8	20	400	1322,1	4,4	M 24	247,1	1232,7	241,9	364,3	W
	1a_90x9_Konfig5	L 90x9	1,8	10	150	2974,8	9,9	M 24	247,1	253,6	99,8	364,3	WA
	1a_90x9_Konfig6	L 90x9	1,8	10	400	2974,8	9,9	M 24	247,1	279,9	119,7	364,3	WA
	1a_90x9_Konfig7	L 90x9	1,8	20	150	2974,8	9,9	M 24	247,1	352,8	131,4	364,3	WA
	1a_90x9_Konfig8	L 90x9	1,8	20	400	2974,8	9,9	M 24	247,1	413,8	185,8	364,3	W
	1a_90x9_Konfig9	L 90x9	2,8	10	150	4627,4	15,4	M 24	247,1	112,2	57,3	364,3	WA
	1a_90x9_Konfig10	L 90x9	2,8	10	400	4627,4	15,4	M 24	247,1	125,6	85,6	364,3	WA
	1a_90x9_Konfig11	L 90x9	2,8	20	150	4627,4	15,4	M 24	247,1	159,5	81,3	364,3	WA
	1a_90x9_Konfig12	L 90x9	2,8	20	400	4627,4	15,4	M 24	247,1	178,7	111,9	364,3	W

3.3.2 Ergebnisse Stabstatik nach Theorie II. Ordnung

Die Ergebnisse der Stabstatikmodellierung werden in den nachfolgenden Abschnitten präsentiert. Nach dem in Abschnitt 3.1.2 beschriebenen Formelapparat werden die Federsteifigkeiten berechnet und angegeben, anschließend die maßgebenden Schnittkräfte ausgewiesen und abschließend die errechneten Tragfähigkeiten zusammengefasst.

3.3.2.1 Berechnung von $C_{\varphi,z}$

Wie bereits erwähnt, werden die Federsteifigkeiten in z-Richtung in diesem Abschnitt berechnet. Die Ermittlung der Steifigkeitswerte erfolgt mit den Gleichungen aus Abschnitt 3.1.2.

Tabelle 17 - Berechnung $C_{\varphi,z}$ für Detail 1a_90x9

Bezeichnung		t	h	x	y	h_{eff}	I_z	$C_{\varphi,z}$
		[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm ⁴]	[kNm/rad]
Ergebnis $C_{\varphi,z}$ 1a_90x9	1a_90x9_Konfig1	10	150	20,0	75,0	150,0	12500,0	58,3
	1a_90x9_Konfig2	10	400	20,0	75,0	380,0	31666,7	147,8
	1a_90x9_Konfig3	20	150	20,0	75,0	150,0	100000,0	466,7
	1a_90x9_Konfig4	20	400	20,0	75,0	380,0	253333,3	1182,2
	1a_90x9_Konfig5	10	150	20,0	75,0	150,0	12500,0	58,3
	1a_90x9_Konfig6	10	400	20,0	75,0	380,0	31666,7	147,8
	1a_90x9_Konfig7	20	150	20,0	75,0	150,0	100000,0	466,7
	1a_90x9_Konfig8	20	400	20,0	75,0	380,0	253333,3	1182,2
	1a_90x9_Konfig9	10	150	20,0	75,0	150,0	12500,0	58,3
	1a_90x9_Konfig10	10	400	20,0	75,0	380,0	31666,7	147,8
	1a_90x9_Konfig11	20	150	20,0	75,0	150,0	100000,0	466,7
	1a_90x9_Konfig12	20	400	20,0	75,0	380,0	253333,3	1182,2

3.3.2.2 Maßgebende Schnittkräfte

In der nachfolgenden Tabelle 18 werden die Schnittgrößen dargestellt, an denen der Nachweis maßgebend wird. Zugehörig zu den Schnittkräften M_u , M_v und N wird die maßgebende Stelle mittels FM (Feldmitte) und AL (Auflagerbereich) angegeben. Die maßgebende Stelle ist aufgrund des in Kapitel 2.2.2 beschriebenen Sachverhalts in der Ergebnisinterpretation von Bedeutung. Nachfolgend werden die Tragfähigkeiten nach Verfahren E-E, E-P und ohne Federsteifigkeiten nach E-E vorgestellt.

Tabelle 18 – maßgebende Schnittkräfte für Detail 1a_90x9

		E-E					E-P					E-E $C_{\varphi,z}=0$				
		N_{E-E}	$M_{u,E-E}$	$M_{v,E-E}$	NW_{E-E}		N_{E-P}	$M_{u,E-P}$	$M_{v,E-P}$	NW_{E-P}		$N_{E-E,0}$	$M_{u,E-E,0}$	$M_{v,E-E,0}$	$NW_{E-E,0}$	
		[kN]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[kN]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[kN]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]
Schnittkräfte 1a_90x9	K1	-152,0	-4,87	-0,55	1,00	AL	-127,0	-4,34	-1,42	1,00	FM	-141,5	-5,31	-0,70	1,00	AL
	K2	-165,5	-4,32	-0,37	1,00	AL	-143,0	-4,03	-1,37	1,00	FM	-130,0	-6,03	-1,90	1,00	FM
	K3	-189,0	-3,42	-0,07	1,01	AL	-170,5	-3,40	-1,26	1,00	FM	-82,5	-4,91	-2,03	1,00	FM
	K4	-222,0	-2,1	0,33	1,00	AL	-218,0	-2,32	-1,05	1,00	FM	-76,3	-4,93	-1,97	1,00	FM
	K5	-105,0	-3,43	0,83	1,00	AL	-98,0	-4,21	-1,96	1,00	FM	-49,5	-4,16	-2,07	1,00	FM
	K6	-121,0	-2,58	1,16	1,00	AL	-118,5	-3,59	-1,96	1,00	FM	-47,0	-4,2	-2,02	1,00	FM
	K7	-141,1	-1,46	1,47	1,00	AL	-154,5	-2,51	-1,97	1,00	FM					
	K8	-159,0	-0,72	1,66	1,00	AL	-191,0	-1,42	-1,97	1,00	FM=AL					
	K9	-68,5	-2,38	1,77	1,00	AL	-69,3	-3,96	-2,56	1,00	FM					
	K10	-79,0	-1,51	2,05	1,00	AL	-86,0	-3,11	-2,77	1,00	FM					
	K11	-92,7	-0,75	2,3	1,00	AL	-109,0	-1,78	-3,07	1,00	FM					
	K12	-101,0	-0,41	2,38	1,00	AL	-120,5	-0,41	3,65	1,00	AL					

3.3.2.3 Ermittelte Tragfähigkeiten

Unter Berücksichtigung aller für die Modellierung in RSTAB relevanten Effekte, wurden die in Tabelle 19 angegebenen Tragfähigkeiten ermittelt. Nachfolgenden sind die maximal aufbringbaren Normalkräfte N_{E-E} , N_{E-P} und $N_{E-E,0}$ in den letzten drei Spalten angegeben. N_{E-E} entspricht der nach elastischem Nachweisverfahren ermittelten Traglast, N_{E-P} ist das Ergebnis des plastischen Nachweisverfahrens und $N_{E-E,0}$ sind die, ohne Federsteifigkeit ermittelten Tragfähigkeiten. Die Exzentrizität e_f ergibt sich mit einem horizontalen Schwerpunktabstand des L-Profiles 90x9 von 25.4 mm (siehe Tabelle 11).

Tabelle 19 - Stabmodelle Th. II. O. Ergebnis für Detail 1a_90x9

Bezeichnung		Profil	$\bar{\lambda}_v$	t	h	L	$C_{\phi,z}$	e_f	e_0	N_{E-E}	N_{E-P}	$N_{E-E,0}$
		[-]	[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[kNm/rad]	[mm]	[mm]	[kN]	[kN]	[kN]
Th. II. O. Ergebnis 1a_90x9	1a_90x9_Konfig1	L 90x9	0,8	10	150	1322,1	58,3	30,4	4,4	152,0	127,0	141,5
	1a_90x9_Konfig2	L 90x9	0,8	10	400	1322,1	147,8	30,4	4,4	165,5	143,0	141,5
	1a_90x9_Konfig3	L 90x9	0,8	20	150	1322,1	466,7	35,4	4,4	189,0	170,5	130,0
	1a_90x9_Konfig4	L 90x9	0,8	20	400	1322,1	1182,2	35,4	4,4	222,0	218,0	130,0
	1a_90x9_Konfig5	L 90x9	1,8	10	150	2974,8	58,3	30,4	9,9	105,0	98,0	82,5
	1a_90x9_Konfig6	L 90x9	1,8	10	400	2974,8	147,8	30,4	9,9	121,0	118,5	82,5
	1a_90x9_Konfig7	L 90x9	1,8	20	150	2974,8	466,7	35,4	9,9	141,1	154,5	76,3
	1a_90x9_Konfig8	L 90x9	1,8	20	400	2974,8	1182,2	35,4	9,9	159,0	191,0	76,3
	1a_90x9_Konfig9	L 90x9	2,8	10	150	4627,4	58,3	30,4	15,4	68,5	69,3	49,5
	1a_90x9_Konfig10	L 90x9	2,8	10	400	4627,4	147,8	30,4	15,4	79,0	86,0	49,5
	1a_90x9_Konfig11	L 90x9	2,8	20	150	4627,4	466,7	35,4	15,4	92,7	109,0	47,0
	1a_90x9_Konfig12	L 90x9	2,8	20	400	4627,4	1182,2	35,4	15,4	101,0	120,5	47,0

3.3.3 Darstellung und Interpretation der Ergebnisse – Detail 1a_90x9

Die Daten aus Tabelle 16 und Tabelle 19 werden zur Analyse und Interpretation der Ergebnisse herangezogen. In den nachfolgenden Diagrammen in Abbildung 28, Abbildung 29 und Abbildung 30 werden die einzelnen Tragfähigkeiten ins Verhältnis gesetzt und nach den bereits bekannten Konfigurationen 1-12 aufgetragen. Die strichlierten Verbindungslinien symbolisieren jeweils den Übergang der Schlankheiten. Wie bereits erwähnt, finden sich die Anschlussabmessungen von Konfiguration 1-4 in 5-8 und 9-12 mit unterschiedlichen Schlankheiten (0,8, 1,8 und 2,8) wieder.

Im nachfolgenden Diagramm in Abbildung 28 ist die Tragfähigkeit aus FEM (N_{FEM}) dividiert durch die Tragfähigkeit aus RSTAB nach Verfahren E-E bzw. E-P (N_{E-E} bzw. N_{E-P}) aufgetragen. Das Diagramm soll die Abweichung der Stabstatikmodellierung von der FEM Modellierung aufzeigen und darstellen, ob die Stabstatikergebnisse, unter Berücksichtigung der Federsteifigkeiten, eher auf der sicheren oder auf der unsicheren Seite liegen. Die Ergebnisse nach E-E schwanken in diesem Fall um bis zu 17%. Diese Unsicherheit wird in der Ergebniszusammenfassung mit einem Sicherheitsfaktor $\gamma_{TH.II.O}$ von $1/0.83$ berücksichtigt. Da durch das E-E Verfahren nicht in jedem Fall konservative Ergebnisse erzielt werden ist dies in der weiteren Ergebnisdeutung zu berücksichtigen. Da die Ergebnisse des Verfahren E-P viel deutlicher schwanken, wird von einer Bemessung nach Verfahren E-P abgeraten. Die große Schwankungsbreite von E-P, auch in Bezug auf E-E, kann unter anderem mit dem Effekt aus Abschnitt 2.2.2 erklärt werden.

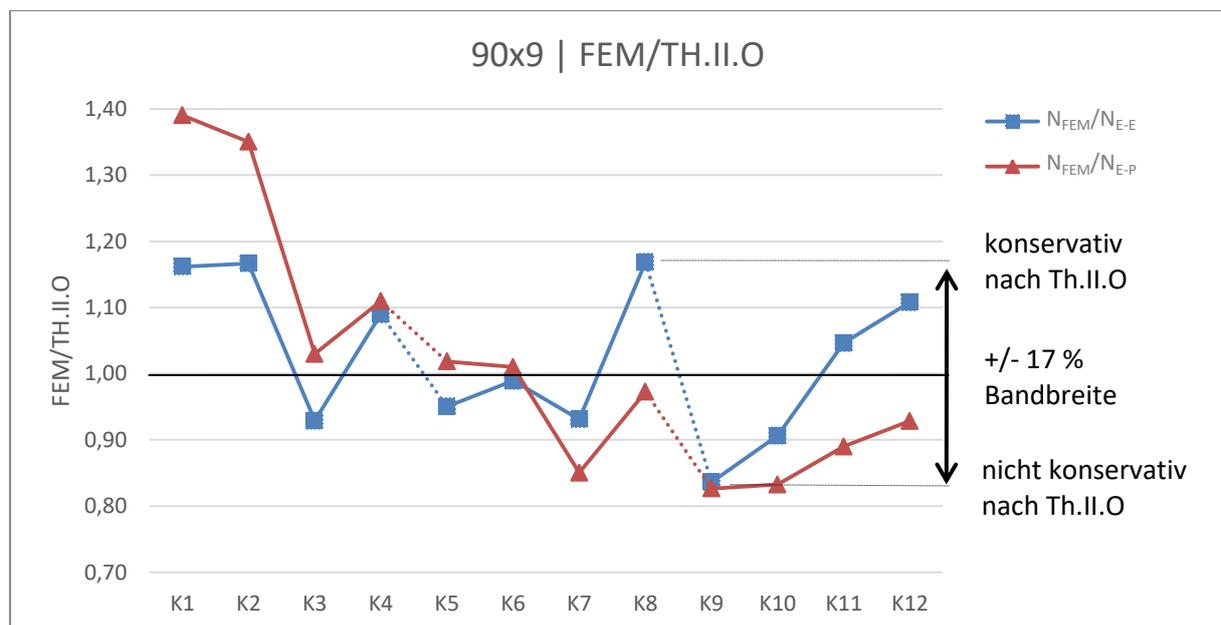


Abbildung 28 – Traglastergebnisse für Detail 1a_90x9 FEM/Th.II.O

Bei unklarer Steifigkeitssituation im Auflagerbereich werden derzeit knickgefährdete Winkelprofile mit beidseitig gelenkiger Modellierung bemessen. In Abbildung 29 werden die Tragfähigkeitsdifferenzen zwischen gelenkiger und FEM Modellierung aufgezeigt. Um die Ergebnisdifferenz zur Modellierung mit Federsteifigkeiten aufzuzeigen, werden die beiden Kurven aus Abbildung 28 ebenfalls mitberücksichtigt. Dies soll die große Abweichung der gelenkig berechneten Tragfähigkeiten im Vergleich zur FEM Berechnung aufzeigen und darstellen, wie viel an

Tragfähigkeit durch die Anwendung der Federsteifigkeiten aus [4] gewonnen werden kann. Mit Abbildung 29 kann gezeigt werden, dass die gelenkige Modellierung um einen Traglastfaktor zwischen 1.16 bis hin zu 2.44 vom realitätsgetreuen Modell abweicht. Erwartungsgemäß ist die Abweichung größer, je länger das Profil wird und desto höher die Federsteifigkeit ist. Dadurch kann gezeigt werden, dass das bisherige Bemessungsmodell mit rein gelenkiger Lagerung äußerst konservativ ist.

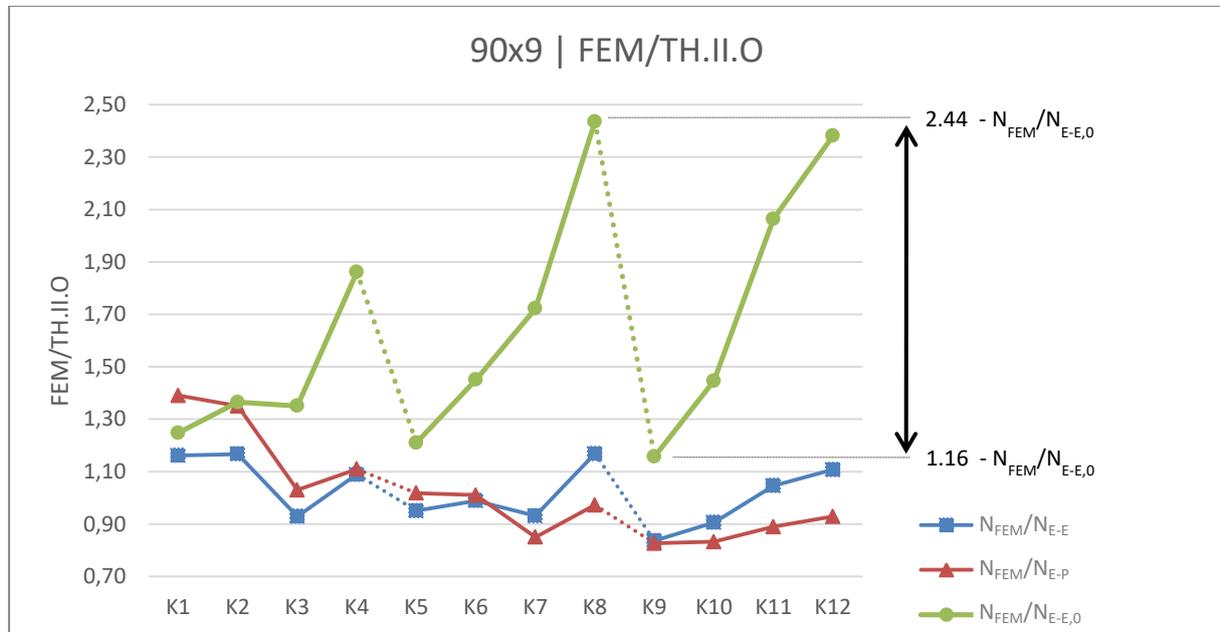


Abbildung 29 – Traglastergebnisse für Detail 1a_90x9 FEM/Th.II.O. $C_{\varphi, z} = 0$

In Abbildung 30 werden die Traglasten aus RSTAB nach E-E mit (N_{E-E}) und ohne Federsteifigkeiten (gelenkig - $N_{E-E,0}$) gegenübergestellt. Der Quotient der beiden Tragfähigkeiten wird für die bekannten Konfigurationen auf der Ordinate aufgetragen. Die orange Linie stellt den ‚Bruttogewinn‘ durch die modifizierte Bemessung (mittels Federsteifigkeiten), gegenüber der gelenkigen Bemessung, dar. Das bedeutet, dass durch den Einsatz der Federsteifigkeiten im Vergleich zum gelenkigen Referenzfall, in jedem Fall Tragfähigkeit hinzugewonnen werden kann. In diesen erhöhten Tragfähigkeiten muss jedoch noch die Modellunsicherheit aus Abbildung 28 von 17 % in Form von $\gamma_{TH.II.O}$ berücksichtigt werden. Dazu wurde für die grüne Datenreihe das Ergebnis, unter Einfluss der Federsteifigkeiten, mit dem Sicherheitsfaktor $\gamma_{TH.II.O}$ von $0.83=1/1.20$ multipliziert, um in Bezug auf die FEM Analyse sicher konservative Ergebnisse erzielen zu können. Da in diesem Datensatz die Modellunsicherheit bereits berücksichtigt ist, kann aus dem grünen Graphen der ‚Nettogewinn‘ durch das mittels Federsteifigkeiten modifizierte Verfahren, im Vergleich zur herkömmlichen gelenkigen Bemessung, abgelesen werden.

Das Diagramm zeigt also den Tragfähigkeitszugewinn, welcher in diesem Fall unter Berücksichtigung der Modellierungsunsicherheit von 17 % bei +6 % bis hin zu +80 % liegt. Es ist ebenfalls klar zu sehen, dass in Konfiguration 1 & 2 bis zu 10 % an Tragfähigkeit verloren geht, da die Modellunsicherheit den potentiellen Zugewinn durch die Federsteifigkeiten übersteigt. Wie Abbildung 28 zeigt bräuchte in diesen Fällen jedoch der Sicherheitsfaktor nicht berücksichtigt werden. Naturgemäß nimmt die zu gewinnende Tragfähigkeit mit der Profillänge und steigender Anschlusssteifigkeit zu, da bei einer größeren Schlankheit die Federsteifigkeit an Einfluss gewinnt. Es kann also vor allem bei schlanken

Profilen, mit großzügig bemessenen Anschlussabmessungen, von einem enormen Tragfähigkeitszugewinn durch die Modifizierung der Steifigkeit ausgegangen werden.

Bei schlanken Profilen mit großzügigen Querschnittsabmessungen kann also empfohlen werden, dass die Traglast mittels der Federsteifigkeiten ermittelt wird und anschließend mit dem Sicherheitsfaktor von 0.83 multipliziert wird, da um bis zu 80 % erhöhte Tragfähigkeiten erzielt werden können, welche immer noch deutlich auf der konservativen Seite liegen.

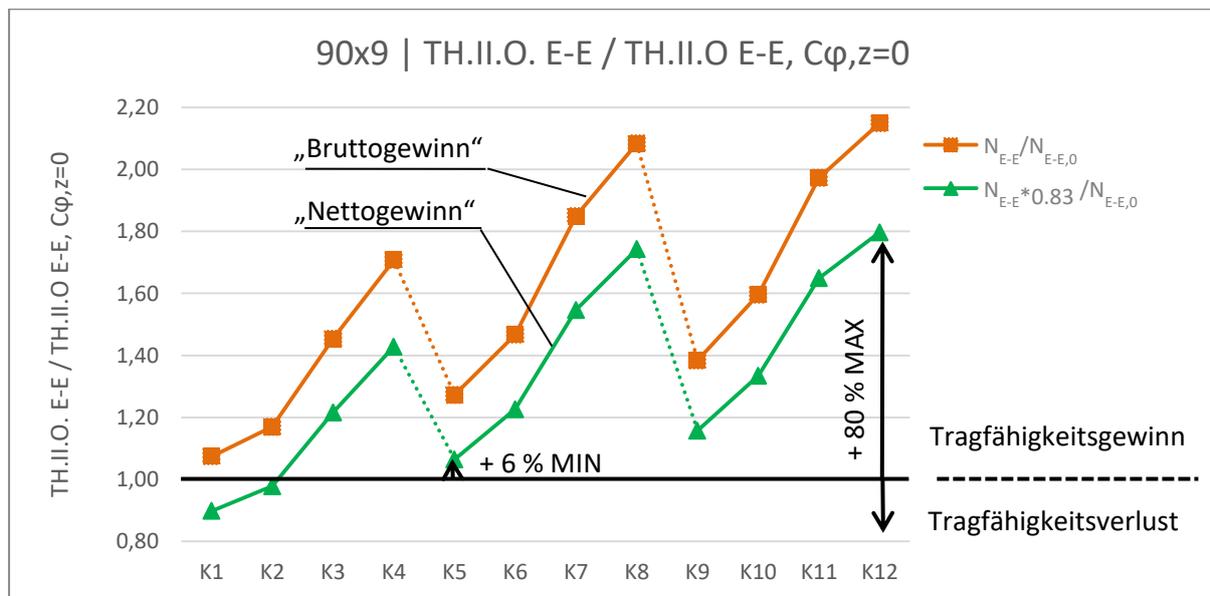


Abbildung 30 - Traglastergebnisse für Detail 1a_90x9 Th.II.O. E-E / Th.II.O. E-E Cφ,z=0

3.4 Ergebnisse für Detail 1a | Winkel 120x12

Die essentiellen Abmessungen des Anschlussdetails für Winkel 120x12 sind in Abbildung 31 ersichtlich. Das Winkelprofil entspricht dem Typ 120x12 mit den zugehörigen vorgespannten Schrauben M27. Die Schraube benötigt ein Lochspiel von 3 mm. Dadurch ergibt sich ein Lochdurchmesser von 30 mm. Die Besonderheiten in FEM- und Stabstatikmodellierung werden in den nachfolgenden Abschnitten angegeben. Die in Abbildung 31 gezeigte Länge L wird zur Ermittlung der Imperfektion und als Systemlänge in RSTAB verwendet.

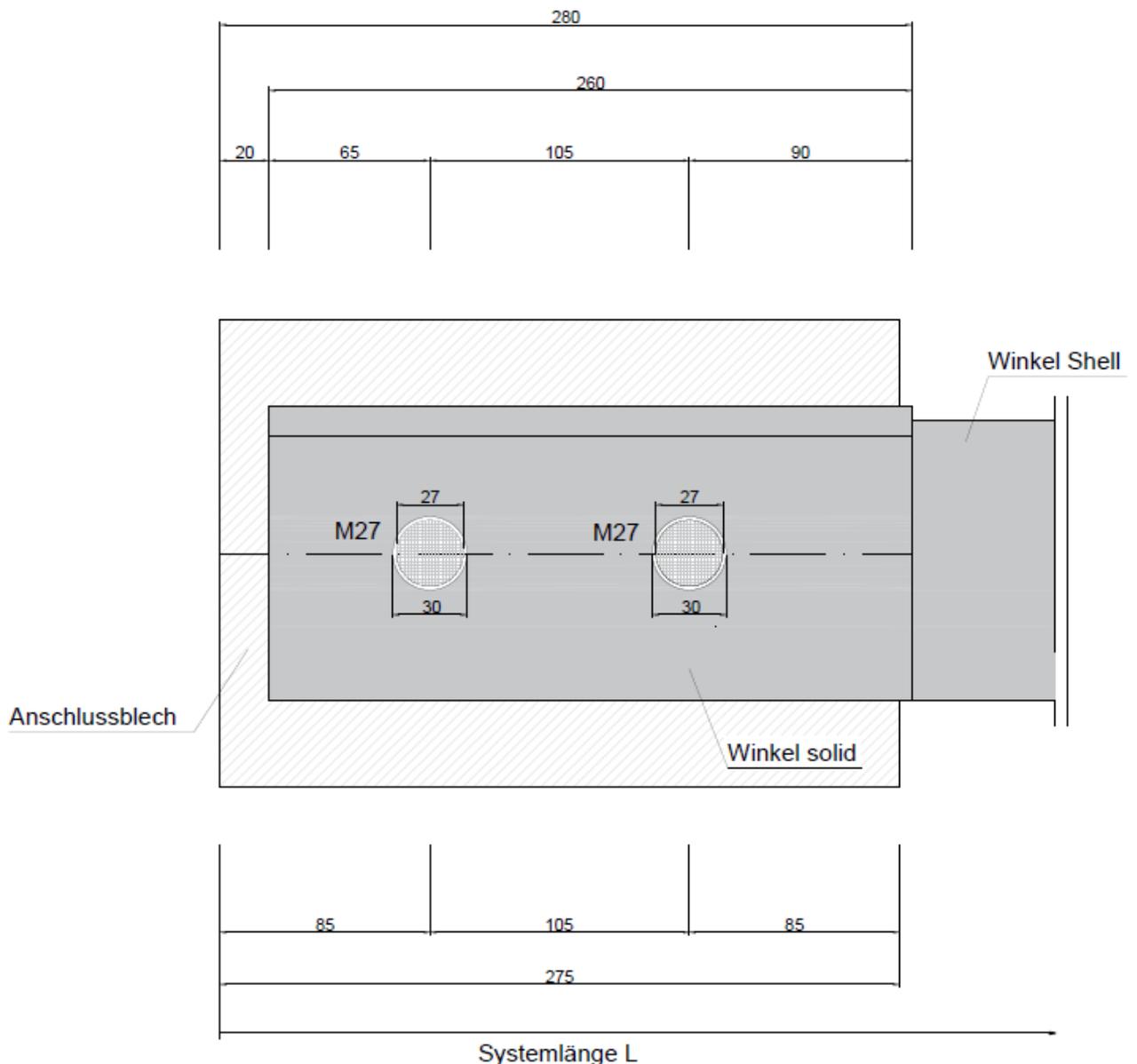


Abbildung 31 – Abmessungen Detail 1a_120x12

3.4.1 Ergebnisse nach Finite Elemente Methode

Abaqus liefert für die entsprechenden Eingangsdaten aus Kapitel 3.4 die Ergebnisse in der nachfolgenden Tabelle 20. N_{cr} ist das Ergebnis der LBA-Analyse, welche die Vorverformung für die

Berechnung in der GMNIA-Berechnung liefert. N_{FEM} entspricht der Belastung welche in der GMNIA-Analyse maximal aufgebracht werden kann und $N_{pl,120x12}$ entspricht der maximalen plastischen Normalkrafttragfähigkeit, die zu Vergleichszwecken angegeben wird. Weitere wichtige für die Berechnung mittels FEM benötigte Parameter sind e_0 , womit die Verformung aus der LBA-Analyse skaliert wird, und die Vorspannkraft $F_{p,c}$ welche Kapitel 2.3.1 entnommen werden kann. Der jeweilige Versagensmechanismus wird in der Spalte „V“ angegeben.

Tabelle 20 - Ergebnisse FEM für Detail 1a_120x12

Bezeichnung		Profil	$\bar{\lambda}_v$	t	h	L	e_0	M	$F_{p,c}$	N_{cr}	N_{FEM}	$N_{pl,120x12}$	V
		[-]	[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[-]	[N]	[kN]	[kN]	[kN]	[-]
FEM Ergebnisse 1a_120x12	1a_90x9_Konfig1	L 120x12	0,8	10	150	1765,3	5,9	M 27	321,3	1637,1	306,4	646,3	WA
	1a_90x9_Konfig2	L 120x12	0,8	10	400	1765,3	5,9	M 27	321,3	1779,3	320,6	646,3	W
	1a_90x9_Konfig3	L 120x12	0,8	20	150	1765,3	5,9	M 27	321,3	1988,5	320,7	646,3	W
	1a_90x9_Konfig4	L 120x12	0,8	20	400	1765,3	5,9	M 27	321,3	2214,5	320,6	646,3	W
	1a_90x9_Konfig5	L 120x12	1,8	10	150	3972,0	13,2	M 27	321,3	453,3	162,9	646,3	WA
	1a_90x9_Konfig6	L 120x12	1,8	10	400	3972,0	13,2	M 27	321,3	509,8	183,8	646,3	WA
	1a_90x9_Konfig7	L 120x12	1,8	20	150	3972,0	13,2	M 27	321,3	638,7	188,3	646,3	WA
	1a_90x9_Konfig8	L 120x12	1,8	20	400	3972,0	13,2	M 27	321,3	747,6	253,2	646,3	WA
	1a_90x9_Konfig9	L 120x12	2,8	10	150	6178,6	20,6	M 27	321,3	206,2	91,0	646,3	WA
	1a_90x9_Konfig10	L 120x12	2,8	10	400	6178,6	20,6	M 27	321,3	233,5	104,5	646,3	WA
	1a_90x9_Konfig11	L 120x12	2,8	20	150	6178,6	20,6	M 27	321,3	287,6	110,5	646,3	WA
	1a_90x9_Konfig12	L 120x12	2,8	20	400	6178,6	20,6	M 27	321,3	319,6	156,0	646,3	WA

3.4.2 Ergebnisse Stabstatik nach Theorie II. Ordnung

Die für das Profil 120x12 mittels RSTAB errechneten Ergebnisse werden in den Abschnitten 3.2.2.1 ff. angegeben. Die Steifigkeiten zur Modellierung der Auflagerbedingungen werden nach den bereits bekannten Formeln berechnet. Nachfolgend werden in erster Linie die berechneten Federsteifigkeiten, die Schnittkräfte der Nachweisführung und die sich ergebenden Traglasten angegeben.

3.4.2.1 Berechnung von $C_{\varphi,z}$

In der nachfolgenden Tabelle 21 werden die Ergebnisse der Berechnung der Federsteifigkeiten für das Profil 120x12 angegeben. Die Gleichungen zur Berechnung der Federsteifigkeiten entstammt Kapitel 4.1.2. Die berechneten Federsteifigkeiten finden in weiterer Folge in der Traglastberechnung in Kapitel 3.4.2.2 und 3.4.2.3 Anwendung.

Tabelle 21 - Berechnung $C_{\phi,z}$ für Detail 1a_120x12

Bezeichnung		t	h	x	y	h_{eff}	I_z	$C_{\phi,z}$
		[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm ⁴]	[kNm/rad]
Ergebnis $C_{\phi,z}$ 1a_120x12	1a_120x12_Konfig1	10	150	20,0	65,0	150,0	12500,0	63,0
	1a_120x12_Konfig2	10	400	20,0	65,0	340,0	28333,3	142,8
	1a_120x12_Konfig3	20	150	20,0	65,0	150,0	100000,0	504,0
	1a_120x12_Konfig4	20	400	20,0	65,0	340,0	226666,7	1142,4
	1a_120x12_Konfig5	10	150	20,0	65,0	150,0	12500,0	63,0
	1a_120x12_Konfig6	10	400	20,0	65,0	340,0	28333,3	142,8
	1a_120x12_Konfig7	20	150	20,0	65,0	150,0	100000,0	504,0
	1a_120x12_Konfig8	20	400	20,0	65,0	340,0	226666,7	1142,4
	1a_120x12_Konfig9	10	150	20,0	65,0	150,0	12500,0	63,0
	1a_120x12_Konfig10	10	400	20,0	65,0	340,0	28333,3	142,8
	1a_120x12_Konfig11	20	150	20,0	65,0	150,0	100000,0	504,0
	1a_120x12_Konfig12	20	400	20,0	65,0	340,0	226666,7	1142,4

3.4.2.2 Maßgebende Schnittkräfte

Die Schnittgrößen, welche zur Nachweisführung herangezogen werden, sind in der nachfolgenden Tabelle 22 abgebildet. Die Stelle des maßgebenden Nachweises ist mit Feldmitte (FM) und Auflagerbereich (AL) angegeben. Die Nachweise beziehen sich auf das Verfahren E-E, E-P und die Nachweisführung ohne Federsteifigkeit nach E-E.

Tabelle 22 - maßgebende Schnittkräfte für Detail 1a_120x12

		E-E					E-P					E-E $C_{\phi,z}=0$				
		N_{E-E}	$M_{u,E-E}$	$M_{v,E-E}$	NW_{E-E}		N_{E-P}	$M_{u,E-P}$	$M_{v,E-P}$	NW_{E-P}		$N_{E-E,0}$	$M_{u,E-E,0}$	$M_{v,E-E,0}$	$NW_{E-E,0}$	
		[kN]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[kN]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[kN]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]
Schnittkräfte 1a_120x12	K1	-263,0	-11,94	-1,42	1,00	AL	-219,0	-10,55	-3,43	1,00	FM	-255,0	-12,47	-1,59	1,00	AL
	K2	-273,0	-11,35	-1,23	1,00	AL	-231,0	-10,25	-3,38	1,00	FM					
	K3	-298,0	-10,02	-0,79	1,00	AL	-257,5	-9,35	3,21	1,00	FM	-240,5	-13,13	-1,83	1,00	AL
	K4	-343,0	-7,7	-0,04	1,00	AL	-312,0	-7,72	-2,92	1,00	FM					
	K5	-175,0	-9,06	1,65	1,00	AL	-161,0	-10,54	-4,68	1,00	FM	-150,5	-11,69	-4,92	1,01	FM
	K6	-189,5	-7,99	2,1	1,00	AL	-178,0	-9,85	-4,69	1,00	FM					
	K7	-222,0	-5,42	2,97	1,00	AL	-225,0	-7,91	-4,69	1,00	FM	-140,5	-11,67	-4,77	1,00	FM
	K8	-252,0	-3,29	3,55	1,00	AL	-281,0	-5,66	-4,71	1,00	FM					
	K9	-105,0	-9,32	-5,42	1,00	FM	-109,5	-10,21	-5,97	1,00	FM	-89,0	-9,76	-5,01	1,00	FM
	K10	-121,0	-5,5	4,23	1,00	AL	-125,0	-9,19	-6,20	1,00	FM					
	K11	-145,0	-3,09	5,05	1,00	AL	-164,0	-6,42	-6,84	1,00	FM	-85,3	-9,85	-4,92	1,00	FM
	K12	-162,5	-1,81	5,41	1,00	AL	-196,0	-3,97	-7,48	1,00	FM					

3.4.2.3 Ermittelte Tragfähigkeiten

In Tabelle 23 sind die ermittelten Tragfähigkeiten aus der Stabstatik ersichtlich. Als Ergebnis der Berechnung sind N_{E-E} , N_{E-P} und $N_{E-E,0}$ ausgewiesen. Wobei N_{E-E} für die elastisch ermittelte und N_{E-P} für die plastisch ermittelte Tragfähigkeit steht. Unter $N_{E-E,0}$ sind die Traglasten ersichtlich, welche ohne Federsteifigkeit (gelenkige Lagerung) nach Verfahren E-E ermittelt wurden. Die exzentrische Lasteinleitung e_F ergibt sich bei einem Winkelprofil von 120x12 zu 39 bzw. 44 mm mit einem e_w von 34.0 mm (s. Tabelle 11, aus [5]).

Tabelle 23 – Stabmodell Th. II. O. Ergebnis Detail 1a_120x12

Bezeichnung	Profil	$\bar{\lambda}_v$	t	h	L	$C_{\phi,z}$	e_F	e_0	N_{E-E}	N_{E-P}	$N_{E-E,0}$	
	[-]	[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[kNm/rad]	[mm]	[mm]	[kN]	[kN]	[kN]	
Th. II. O. Ergebnis 1a_120x12	1a_90x9_Konfig1	L 120x12	0,8	10	150	1765,3	63,0	39,0	5,9	263,0	219,0	255,0
	1a_90x9_Konfig2	L 120x12	0,8	10	400	1765,3	142,8	39,0	5,9	273,0	231,0	255,0
	1a_90x9_Konfig3	L 120x12	0,8	20	150	1765,3	504,0	44,0	5,9	298,0	257,5	240,5
	1a_90x9_Konfig4	L 120x12	0,8	20	400	1765,3	1142,4	44,0	5,9	343,0	312,0	240,5
	1a_90x9_Konfig5	L 120x12	1,8	10	150	3972,0	63,0	39,0	13,2	175,0	161,0	150,5
	1a_90x9_Konfig6	L 120x12	1,8	10	400	3972,0	142,8	39,0	13,2	189,5	178,0	150,5
	1a_90x9_Konfig7	L 120x12	1,8	20	150	3972,0	504,0	44,0	13,2	222,0	225,0	140,5
	1a_90x9_Konfig8	L 120x12	1,8	20	400	3972,0	1142,4	44,0	13,2	252,0	281,0	140,5
	1a_90x9_Konfig9	L 120x12	2,8	10	150	6178,6	63,0	39,0	20,6	105,0	109,5	89,0
	1a_90x9_Konfig10	L 120x12	2,8	10	400	6178,6	142,8	39,0	20,6	121,0	125,0	89,0
	1a_90x9_Konfig11	L 120x12	2,8	20	150	6178,6	504,0	44,0	20,6	145,0	164,0	85,3
	1a_90x9_Konfig12	L 120x12	2,8	20	400	6178,6	1142,4	44,0	20,6	162,5	196,0	85,3

3.4.3 Darstellung und Interpretation der Ergebnisse – Detail 1a_120x12

In Abbildung 32 bis Abbildung 34 werden die errechneten Daten aus Abschnitt 3.4.1 und 3.4.2 herangezogen. Die berechneten Tragfähigkeiten werden zueinander ins Verhältnis gesetzt und für die einzelnen Konfigurationen auf der Ordinate aufgetragen. Der Sprung in der Schlankheit bei den Modellierungen ist jeweils durch die strichlierte Linie zwischen den Graphen gekennzeichnet.

In Abbildung 32 wird das Ergebnis der realitätsnahen FEM-Modellierung (N_{FEM}) durch das Ergebnis der Stabstatikmodellierung inklusive Federsteifigkeiten (N_{E-E} , N_{E-P}) dividiert. Das Diagramm soll die Abweichung der Stabstatikmodellierung von der FEM Berechnung aufzeigen und darstellen, ob die Ergebnisse tendenziell eher auf der sicheren oder der unsicheren Seite liegen. Liegt der Quotient unter 1.00 ist das FEM Ergebnis kleiner und die Modellierung in Theorie II. Ordnung ist nicht konservativ. Liegt das Ergebnis jedoch über 1.00 ist die Stabstatikmodellierung konservativ. Im konkreten Fall ist nicht jedes Ergebnis konservativ, da die Stabstatikergebnisse mit bis zu 24 % auf der unsicheren Seite liegen. Sollten die Federsteifigkeiten bezüglich des Winkels 120x12 in der praktischen Bemessung Anwendung finden, ist diese Unsicherheit mit dem Sicherheitsfaktor $\gamma_{TH.II.O}$ ($=1/0.76=1.32$) zu berücksichtigen. Eine Bemessung nach dem Verfahren E-P wird nicht empfohlen,

da die Ergebnisse entweder auf der deutlich unsicheren Seite liegen oder, auf Grund der in 2.2.2 beschriebenen Effekte, noch konservativer sind als die E-E Ergebnisse.

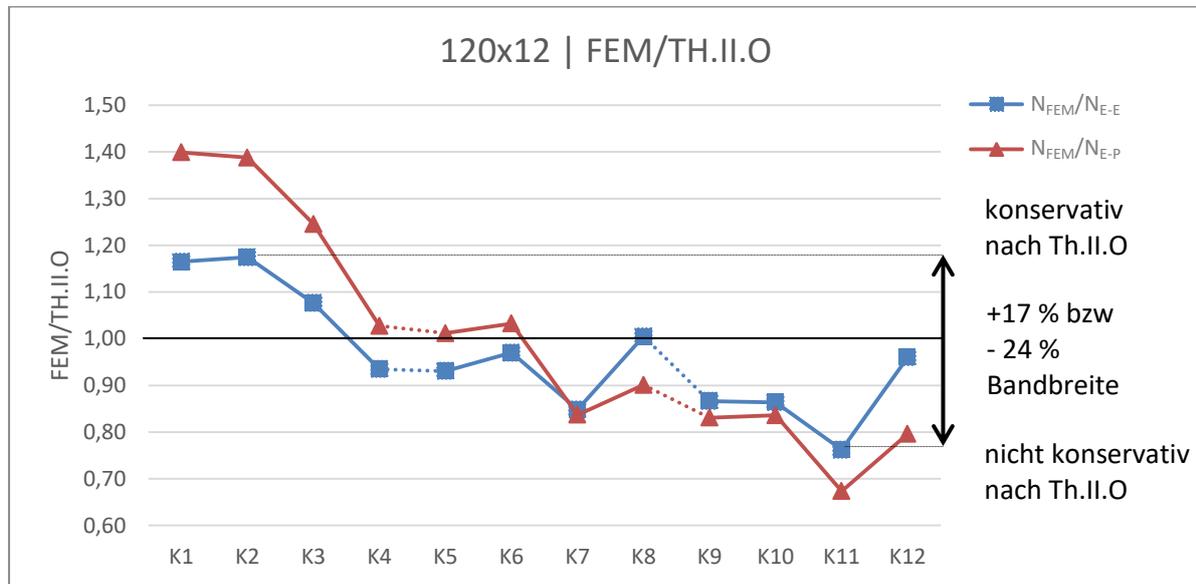


Abbildung 32 – Tragfähigkeitsergebnisse für Detail 1a_120x12 FEM/Th.II.O

In Abbildung 33 wird das FEM-Ergebnis durch die Tragfähigkeit (N_{FEM}) nach Theorie II. Ordnung mit rein gelenkiger Modellierung ($N_{E-E,0}$) dividiert. Damit soll gezeigt werden, wie weit die derzeitige Bemessungsmethodik von der realitätsgetreuen Modellierung abweicht. Im konkreten Fall des L-Profiles 120x12 ist also eine Tragfähigkeitsabweichung von 16 % bis zu 83 % vorhanden. Auch hier ist klar zu sehen, dass das bisherige Bemessungsmodell äußerst konservativ ist. Im Vergleich dazu sind auch die Kurven von N_{FEM}/N_{E-E} und N_{FEM}/N_{E-P} abgebildet. Es kann gezeigt werden, dass gerade bei schlanken Profilen mit hohen Anschlusssteifigkeiten hohe Tragreserven vorhanden sind. Auch wenn das E-E Modell nicht immer konservativ ist, übersteigt in diesen Fällen der Tragfähigkeitsgewinn, durch die Berücksichtigung von Federsteifigkeiten, die genannte Modellunsicherheit von 24 % deutlich.



Abbildung 33 - Tragfähigkeitsergebnisse für Detail 1a_120x12 FEM/Th.II.O. $C_p, z=0$

In Abbildung 34 wird die mit Federsteifigkeiten modelliert ermittelte Traglast (N_{E-E}), der gelenkig modelliert ermittelten Traglast ($N_{E-E,0}$) gegenübergestellt. Damit soll gezeigt werden, dass die Tragreserven im Vergleich zum herkömmlichen Bemessungsmodell groß sind. Im vorliegenden Fall ist es möglich die Tragfähigkeit, auf der sicheren Seite liegend, um bis zu 58 % zu steigern. Des Weiteren ist klar ersichtlich, dass bei wachsender Profillänge und erhöhter Anschlusssteifigkeit ein besonders großes Potential vorhanden ist. Die orange Linie repräsentiert den „Bruttogewinn“, was den Zugewinn der unter Federsteifigkeiten ermittelten zu den gelenkig ermittelten Traglasten darstellt. In dieser Betrachtung werden die Modellunsicherheiten aus Abbildung 32 nicht berücksichtigt. Die grüne Datenreihe repräsentiert den „Nettogewinn“, der sich durch das modifizierte Bemessungsverfahren einstellt. Dazu werden die modifiziert ermittelten Traglasten mit einem Sicherheitsfaktor $\gamma_{TH.II.O}$ von $1/1.32=0.76$ (aus Abbildung 32) multipliziert, um sicher konservative Ergebnisse zu erzielen und anschließend durch die gelenkig ermittelten Traglasten dividiert. Liegt der Faktor über 1.00 stellt dies einen Tragfähigkeitsgewinn dar, liegt der Faktor unter 1.00 übersteigt die Modellunsicherheit aus FEM den potentiellen Zugewinn durch die Federsteifigkeiten und es stellt sich ein Nettoverlust in der Tragfähigkeit ein (wie in K1,2,5 und 9 zu sehen ist). Dabei wäre bei Konfiguration K1 und K2 kein Sicherheitszuschlag erforderlich, wie Abbildung 32 zeigt. Abbildung 34 zeigt deutlich, dass bei steigender Steifigkeit am Anschluss und steigender Systemlänge auch der Nettozugewinn auf bis zu 58 % deutlich zunimmt.

Für die konkrete Bemessung bedeutet dies, dass vor allem für steife Anschlüsse und große Systemlängen die Federsteifigkeiten einen Zugewinn von bis zu 58 % bringen können, die Ergebnisse aber dennoch deutlich auf der sicheren Seite liegen. Dementsprechend wird empfohlen, die Traglasten mit den entsprechenden Federsteifigkeiten zu ermitteln und mit dem Sicherheitsfaktor von 0.76 zu multiplizieren.

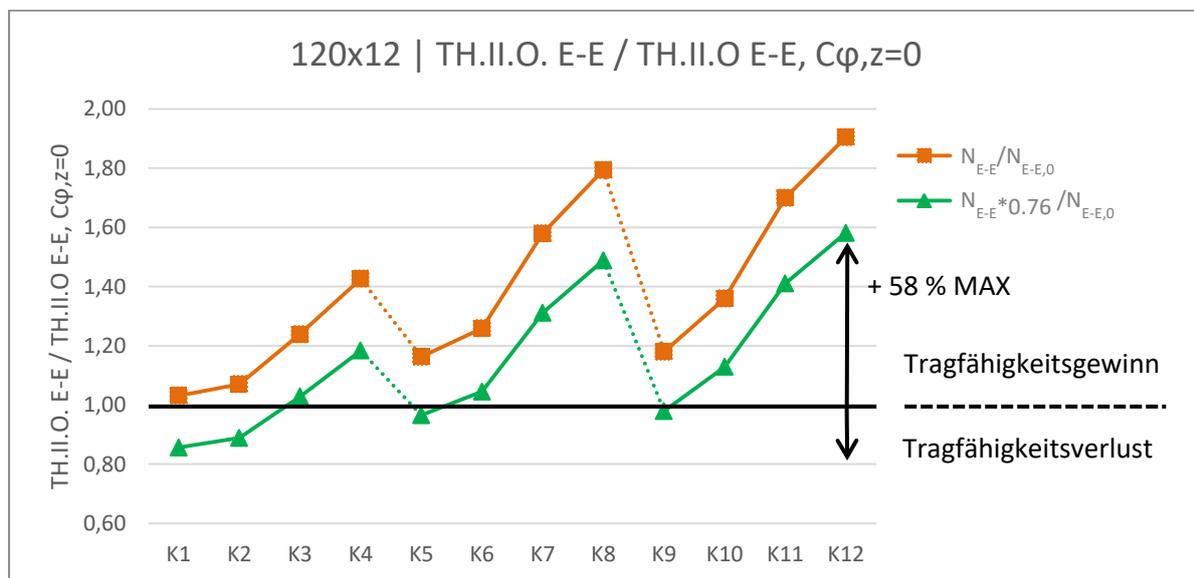


Abbildung 34 – Traglastergebnisse für Detail 1a_120x12 Th.II.O. E-E / Th.II.O. E-E $C\phi, z=0$

4 Ergebnisse – Traglasten für Stäbe mit Detail 1b

Die nachfolgenden Abschnitte geben einen Überblick über die Ergebnisse der Parameterstudie mit Detail 1b. Es werden nachfolgend die wesentlichsten Parameter erneut dargelegt, die modellierten Systeme beschrieben und die Ergebnisse präsentiert.

4.1 Systembeschreibung – Winkelprofil mit Detail 1b

Die in jeweils FEM Abaqus und Stabstatik RSTAB modellierten Systeme werden in den nachfolgenden Abschnitten 4.1.1 und 4.1.2 noch einmal genau beschrieben und die berücksichtigten Parameter dargelegt.

4.1.1 System in der FEM-Berechnung

Detail 1b wird in Abaqus mit 2 Anschlussblechen (rechts und links) modelliert, wobei das linksseitige Anschlussblech zur Lasteinleitung horizontal verschieblich gelagert ist. Durch die variierende Dicke ergeben sich 6 Konfigurationen je Winkel, was in Summe zu 18 zu berechnenden Kombinationen führt. Die genauen Abmessungen des Anschlussbleches werden für jedes Winkelprofil separat festgelegt und sind den Kapiteln 4.2, 4.2.3 und 4.4 zu entnehmen. Das finite Elemente Modell folgt den allgemeinen Modellierungsgrundsätzen und Erkenntnissen, betreffend Netzfeinheit etc., aus Kapitel 2.1.

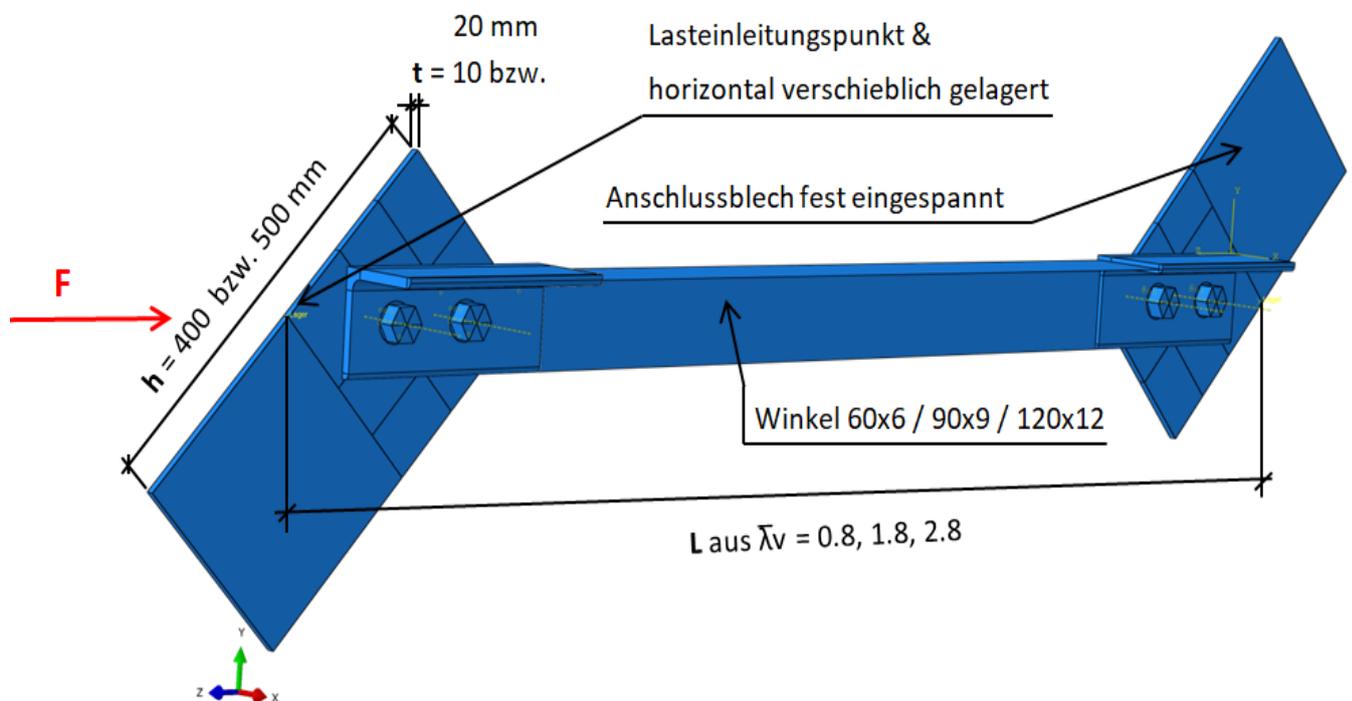


Abbildung 35 - FEM-Modell für Winkelprofil mit Detail 1b

4.1.2 System in der Stabstatik

Zur Modellierung in Stabstatik von Detail 1b werden die Federsteifigkeiten nach Harringer [4] angewendet. Damit wird die Steifigkeit des Anschlusses um die z-Achse abgebildet. Um die y-Achse wird von einer vollen Einspannung ausgegangen, da angenommen wird, dass die Höhe des Anschlussbleches von 400 bzw. 500 mm als steif genug angesehen werden kann. Des Weiteren werden die horizontale Exzentrizität e_F , und die Imperfektion von $L/300$ in Richtung der Achse u-u berücksichtigt. Das Koordinatensystem u-v ist bezogen auf das x-y-z Koordinatensystem um die x-Achse um $+45^\circ$ gedreht. Auch in diesem Detail spielt die vertikale Exzentrizität keine Rolle, da die Verdrehung um die y-Achse blockiert ist. Die Tragfähigkeiten werden nach Theorie II. Ordnung berechnet.

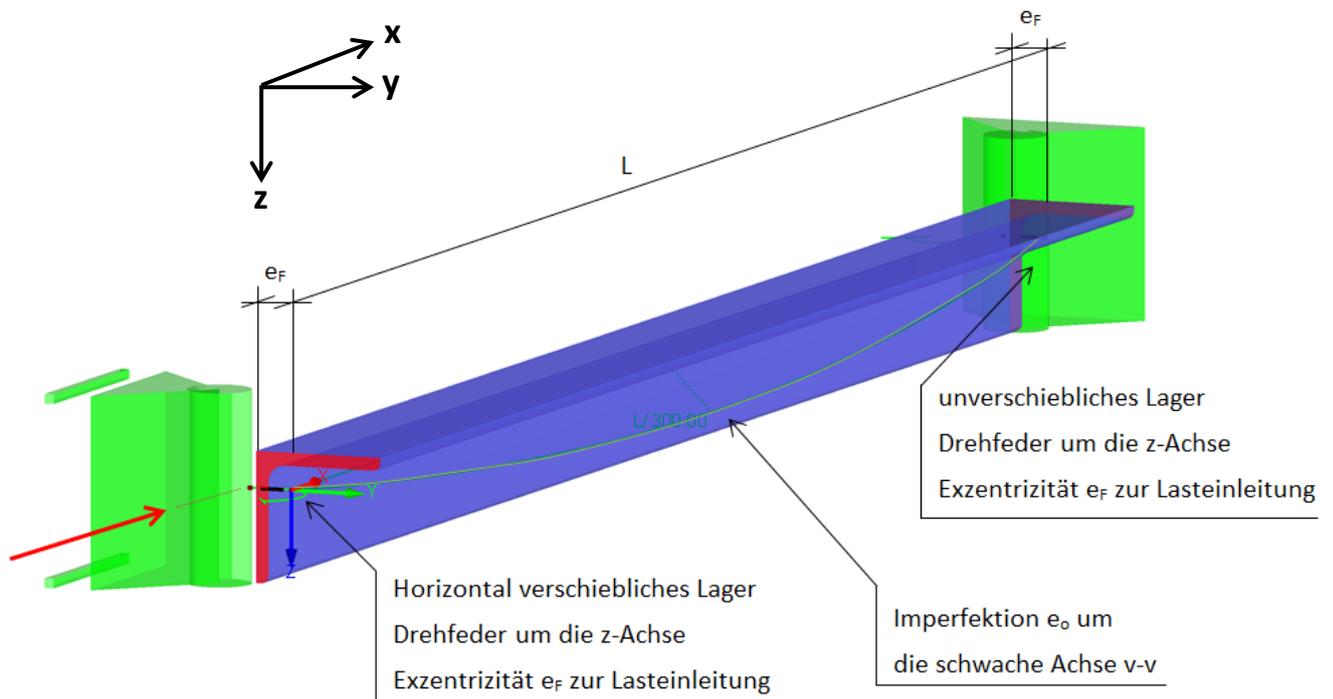
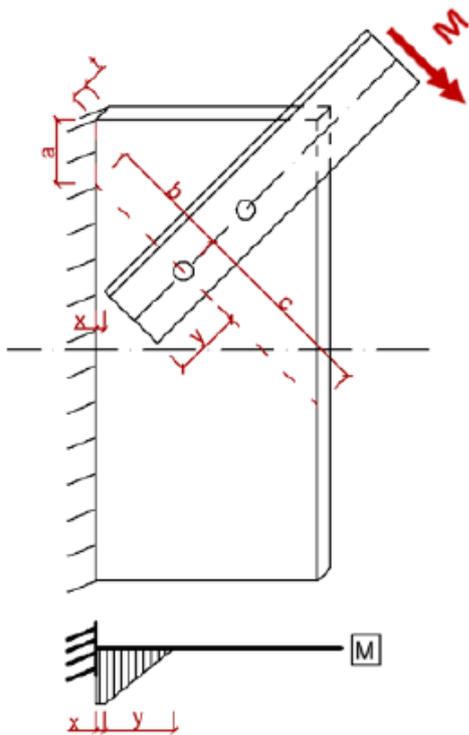


Abbildung 36 – RSTAB Modell für Winkelprofil mit Detail 1b

Zur Berechnung der Federsteifigkeiten wird der Formelapparat nach Harringer [4] herangezogen. Wie in Detail 1a wird das Moment über ein Kräftepaar, in der letzten Schraube und am Ende des Winkels, übertragen. Zur Lastabtragung trägt maßgeblich die obere Hälfte des Anschlussbleches bei, was im Formelapparat durch eine modifizierte Höhe h_{eff} auch so berücksichtigt wird.



$$C_{\varphi,z} = \frac{3EI}{3x + y} \quad (9)$$

$$\text{mit } I = \frac{h_{eff} * t^3}{12} \quad (10)$$

$$\text{mit } h_{eff} = \min \left[\begin{array}{l} a + b + c \\ 2 * (a + b) \end{array} \right] \quad (11)$$

Abbildung 37 - Detail 1b, Skizze zu $C_{\varphi,z}$ aus [4]

4.2 Ergebnisse für Detail 1b | Winkel 60x6

Die Berechnung in FEM für den Winkel 60x6 folgt den in Abbildung 38 ersichtlichen Abmessungen.

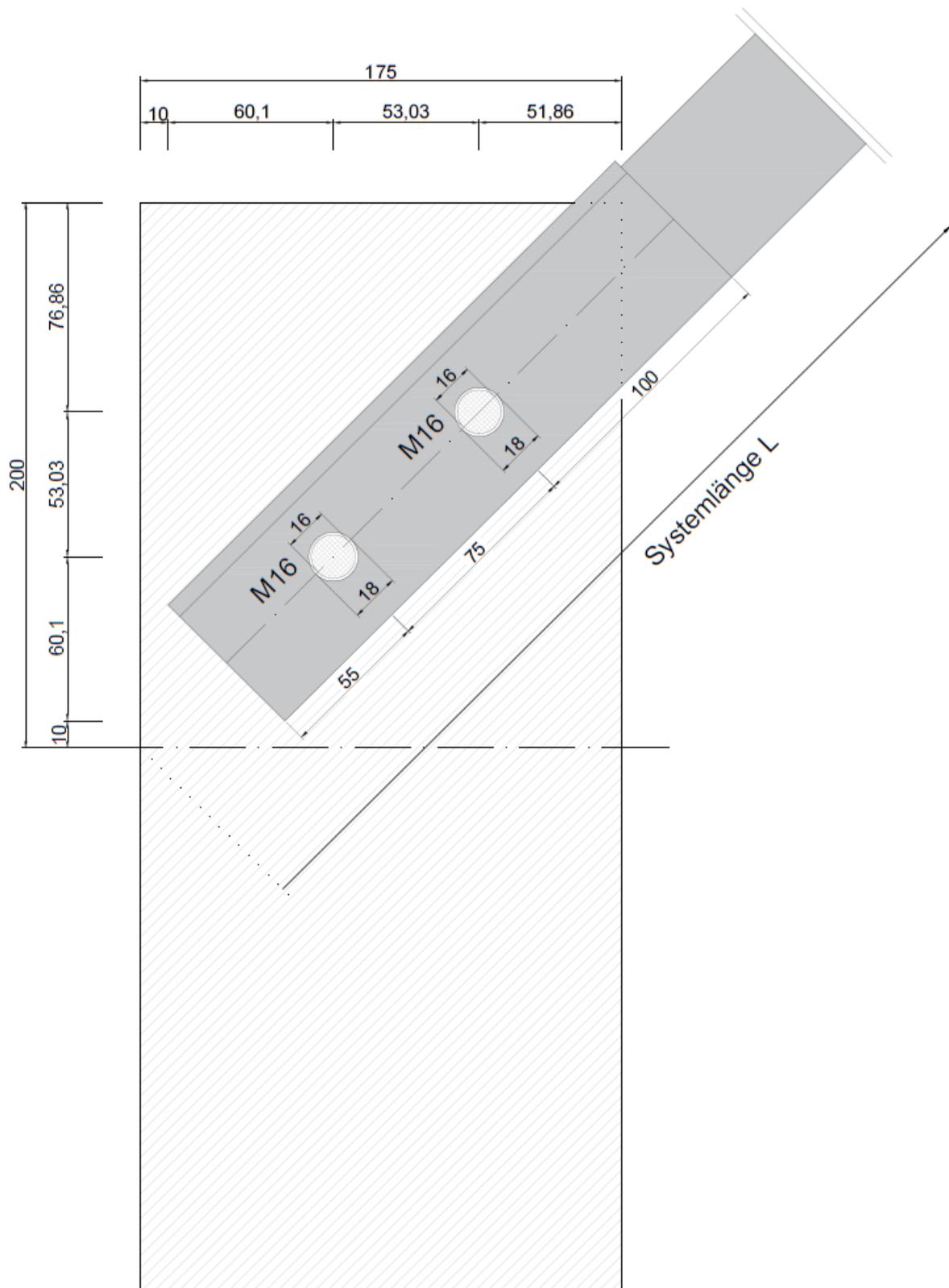


Abbildung 38 – Abmessungen Detail 1b_60x6

Die Lochabstände folgen den Vorgaben der Norm, entnommen aus [1], und als Verbindungsmittel wurde die vorgespannte Schraube vom Typ M16 mit einem Lochspiel von 2 mm modelliert. Die berechneten Konfigurationen werden in den nachfolgenden Kapiteln 4.2.1 und 4.2.2 erneut besprochen. Die eingezeichnete Systemlänge wird in weiterer Folge für die Abbildung des Stabstatiksystems in RSTAB und zur Berechnung der Systemimperfektion verwendet.

4.2.1 Ergebnisse nach Finite Elemente Methode

In Tabelle 24 sind die Ergebnisse der Finite Elemente Berechnung angegeben. Wie bereits erwähnt steht N_{cr} für die berechnete Tragfähigkeit aus der LBA-Berechnung und N_{FEM} ist die Traglast aus der GMNIA-Analyse. Zur logischen Kontrolle und Einordenbarkeit der Ergebnisse wurde in der vorletzten Spalte die plastische Normalkrafttragfähigkeit angegeben. In der letzten Spalte ist der jeweilige Versagensmechanismus aus Absatz 2.1.4 eingetragen. Sämtliche ermittelte Ergebnisse unterliegen dem Einfluss der Vorverformung $e_0=L/300$ und der Vorspannkraft $F_{p,c}$, welche in Kapitel 2.3.1 berechnet wurde.

Tabelle 24 - FEM Ergebnis für Detail 1b_60x6

Bezeichnung		Profil	$\bar{\lambda}_v$	t	h	L	e_0	M	$F_{p,c}$	N_{cr}	N_{FEM}	$N_{pl,60x6}$	V
		[-]	[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[-]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[-]
FEM Ergebnisse 1b_60x6	<i>1a_60x6_Konfig1</i>	L 60x6	0.8	10	400	878,9	2,9	M 16	109,9	653,1	108,1	162,4	W
	<i>1a_60x6_Konfig2</i>	L 60x6	0.8	20	400	878,9	2,9	M 16	109,9	708,8	107,3	162,4	W
	<i>1a_60x6_Konfig3</i>	L 60x6	1.8	10	400	1977,5	6,6	M 16	109,9	232,3	77,6	162,4	W
	<i>1a_60x6_Konfig4</i>	L 60x6	1.8	20	400	1977,5	6,6	M 16	109,9	291,2	92,4	162,4	W
	<i>1a_60x6_Konfig5</i>	L 60x6	2.8	10	400	3076,2	10,3	M 16	109,9	94,2	47,7	162,4	WA
	<i>1a_60x6_Konfig6</i>	L 60x6	2.8	20	400	3076,2	10,3	M 16	109,9	104,7	53,1	162,4	W

4.2.2 Ergebnisse Stabstatik nach Theorie II. Ordnung

Nachfolgend wird die Berechnung von $C_{\varphi,z}$ für Detail 1b dargestellt. Des Weiteren werden die Bemessungsschnittgrößen aufgelistet und die mittels RSTAB ermittelten Traglasten mit allen wesentlichen Einflussgrößen angegeben.

4.2.2.1 Berechnung von $C_{\varphi,z}$

In der nachfolgenden Tabelle 25 werden die nach Kapitel 4.1.2 errechneten Federsteifigkeiten vorgestellt. Die genannten Abmessungen beziehen sich auf die in Kapitel 4.2 - Abbildung 38 dargestellten Abmessungen.

Tabelle 25 – Berechnung von $C_{\varphi,z}$ für Detail 1b_60x6

Bezeichnung		t	h	x	y	a	b	c	h_{eff}	I_z	$C_{\varphi,z}$
		[mm]	[mm]	[mm ⁴]	[kNm/rad]						
Ergebnis $C_{\varphi,z}$ 1b_60x6	1b_60x6_Konfig1	10	400	10,0	55,0	59,8	99,1	148,4	307,3	25608,3	189,8
	1b_60x6_Konfig2	20	400	10,0	55,0	59,8	99,1	148,4	307,3	204866,7	1518,4
	1b_60x6_Konfig3	10	400	10,0	55,0	59,8	99,1	148,4	307,3	25608,3	189,8
	1b_60x6_Konfig4	20	400	10,0	55,0	59,8	99,1	148,4	307,3	204866,7	1518,4
	1b_60x6_Konfig5	10	400	10,0	55,0	59,8	99,1	148,4	307,3	25608,3	189,8
	1b_60x6_Konfig6	20	400	10,0	55,0	59,8	99,1	148,4	307,3	204866,7	1518,4

4.2.2.2 Maßgebende Schnittkräfte

In Tabelle 26 sind die zur Nachweisführung herangezogenen Schnittkräfte und deren Position für das Verfahren E-E, E-P und den gelenkigen Referenzfall angegeben. Hierbei steht AL für den Auflagerbereich und FM für die Feldmitte. Ist „AL=FM“ angegeben, bedeutet dies, dass an beiden Stellen die gleiche Auslastung vorhanden ist. In diesem Fall sind die Schnittkräfte von erst genannter Position vermerkt (also im Fall von AL=FM sind die Schnittkräfte im Auflagerbereich angegeben, wobei der Nachweis an beiden Stellen gleichzeitig mit 1.00 maßgebend wird).

Tabelle 26 - maßgebende Schnittkräfte für Detail 1b_60x6

		E-E					E-P					E-E $C_{\varphi,z}=0$				
		N_{E-E}	$M_{u,E-E}$	$M_{v,E-E}$	NW_{E-E}		N_{E-P}	$M_{u,E-P}$	$M_{v,E-P}$	NW_{E-P}		$N_{E-E,0}$	$M_{u,E-E,0}$	$M_{v,E-E,0}$	$NW_{E-E,0}$	
		[kN]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[kN]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[kN]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]
Schnittkräfte 1b_60x6	K1	-90,5	-0,84	0,03	1,00	AL	-84,5	-0,87	-0,35	1,00	FM	-60,5	-1,64	-0,23	1,00	AL
	K2	-114,0	-0,22	0,21	1,00	AL	-125,5	-0,28	-0,23	1,00	FM	-49,5	-1,72	-0,53	1,00	FM
	K3	-67,0	-0,32	0,46	0,99	AL	-76,0	-0,61	-0,58	1,00	FM	-35,0	-1,45	-0,58	0,99	FM
	K4	-77,5	-0,07	0,52	1,00	AL	-92,5	-0,07	0,69	1,00	AL	-31,0	-1,46	-0,56	1,01	FM
	K5	-43,8	-0,16	0,7	1,01	AL	-51,8	-0,16	1,07	1,00	AL=FM	-21,5	-1,25	-0,60	1,00	FM
	K6	-48,5	-0,05	0,72	1,01	AL	-57,0	-0,05	1,07	1,00	AL	-19,8	-1,27	-0,58	1,00	FM

4.2.2.3 Ermittelte Tragfähigkeiten

Die errechneten Traglasten N_{E-E} , N_{E-P} und $N_{E-E,0}$ werden in Tabelle 27 angegeben. In der Modellierung wurde die Vorverformung von $L/300$, die entsprechenden Federsteifigkeiten und die Exzentrizität in der Berechnung nach Theorie II. Ordnung berücksichtigt. Die Exzentrizität e_f errechnet sich aus der Schwerpunktlage in y -Richtung in Höhe von $e_w=16.9$ mm und der halben Anschlussblechdicke.

Tabelle 27 – Stabmodell Th. II. O. Ergebnis Detail 1b_60x6

Bezeichnung		Profil	$\bar{\lambda}_v$	t	h	L	$C_{\varphi,z}$	e_F	e_0	N_{E-E}	N_{E-P}	$N_{E-E,0}$
		[-]	[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[kNm/rad]	[mm]	[mm]	[kN]	[kN]	[kN]
Th. II. O. Ergebnis 1b_60x6	<i>1b_60x6_Konfig1</i>	L 60x6	0,8	10	400	878,9	189,8	21,9	2,9	90,5	84,5	60,5
	<i>1b_60x6_Konfig2</i>	L 60x6	0,8	20	400	878,9	1518,4	26,9	2,9	114,0	125,5	49,5
	<i>1b_60x6_Konfig3</i>	L 60x6	1,8	10	400	1977,5	189,8	21,9	6,6	67,0	76,0	35,0
	<i>1b_60x6_Konfig4</i>	L 60x6	1,8	20	400	1977,5	1518,4	26,9	6,6	77,5	92,5	31,0
	<i>1b_60x6_Konfig5</i>	L 60x6	2,8	10	400	3076,2	189,8	21,9	10,3	43,8	51,8	21,5
	<i>1b_60x6_Konfig6</i>	L 60x6	2,8	20	400	3076,2	1518,4	26,9	10,3	48,5	57,0	19,8

4.2.3 Darstellung und Interpretation der Ergebnisse - Detail 1b_60x6

Grundsätzlich sollen mit den folgenden Diagrammen in Abbildung 39, Abbildung 40 und Abbildung 41 drei Sachverhalte aufgezeigt werden. Im ersten Diagramm soll die Abweichung der modifizierten Berechnungsmethodik (also unter Berücksichtigung der Federsteifigkeiten) von der realitätsnahen FEM-Modellierung aufgezeigt werden. Also inwieweit das neue Stabstatikmodell auf der sicheren bzw. unsicheren Seite liegt. Im zweiten Diagramm soll gezeigt werden, wie weit das derzeitige gelenkige Bemessungsverfahren auf der konservativen Seite liegt und wie hoch die Tragreserven im Vergleich zur FEM-Berechnung sind. Des Weiteren ist direkt ersichtlich, wie viel genauer die Modellierung durch die Federsteifigkeiten ist. Im dritten Diagramm wird der direkte Gewinn an Tragfähigkeit aufgezeigt, wenn das gelenkige und das mit Federsteifigkeiten versehene Modell miteinander verglichen werden.

In Abbildung 39 wird die mittels FEM ermittelte Traglast (N_{FEM}) mit der mittels Stabstatik nach Theorie II. Ordnung ermittelten Traglast (N_{E-E} bzw. N_{E-P}) ins Verhältnis gesetzt und nach den beschriebenen sechs Konfigurationen aufgetragen. In der Stabstatik wurde die Traglast jeweils einmal mittels Verfahren E-E und einmal mit Verfahren E-P, unter Berücksichtigung der Federsteifigkeiten nach Harringer [4], berechnet. Der strichlierte Teil des Graphen zeigt den Übergang der Schlankheiten (0,8, 1,8, 2,8) in den Konfigurationen. Die Grundlage für die nachfolgenden Diagramme bilden die ermittelten Daten aus Kapitel 4.2.1 und 4.2.2. Die mittels FEM ermittelte Tragfähigkeit stellt eine realitätsgetreue Modellierung des statischen Sachverhalts dar und die Berechnung nach Theorie II. Ordnung ist das Ingenieurmodell. Die nachfolgende Abbildung 39 soll zeigen, wie weit das Stabstatikmodell unter Berücksichtigung der Federsteifigkeiten von der FEM Modellierung abweicht und ob das Ingenieurmodell grundsätzlich eher konservative oder eher unsichere Ergebnisse liefert. Für die Abweichungsanalyse wurde nur das Verfahren E-E berücksichtigt, da es erstens konservativer ist als E-P, zweitens in RSTAB die Querschnittsauslastung elastisch berechnet wird und drittens, durch den in Kapitel 2.2.2 beschriebenen Effekt, das plastische Ergebnis schwer einordenbar ist.

Liegt im vorliegenden Diagramm der Datenpunkt über 1,00 ist das Ergebnis der Stabstatik konservativ, liegt der Wert darunter übersteigt das Stabstatikergebnis das FEM-Ergebnis und ist dadurch nicht konservativ. Im konkreten Fall liegt das Ergebnis der ingenieurmäßigen Stabstatikmodellierung zu maximal 6% auf der unsicheren Seite (Verfahren E-E). Diese Erkenntnis muss in weiterer Folge bei der durch die Federsteifigkeiten, im Vergleich zum gelenkigen Referenzfall, gewonnenen Tragfähigkeit berücksichtigt werden.

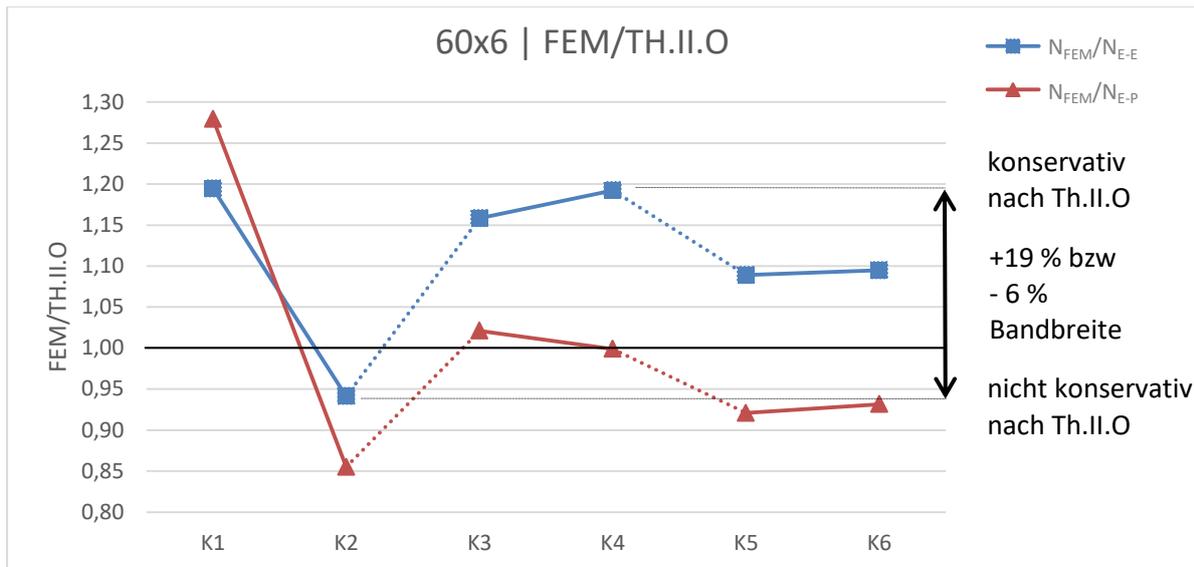


Abbildung 39 – Traglastergebnisse für Detail 1b_60x6 FEM/Th.II.O

Die nachfolgende Abbildung 40 zeigt jeweils die mittels FEM ermittelte Traglast dividiert durch die Tragfähigkeit aus dem gelenkig modellierten Referenzfall ($N_{FEM}/N_{E-E,0}$) und die beiden bereits aus Abbildung 39 bekannten Graphen (N_{FEM}/N_{E-E} und N_{FEM}/N_{E-P}). Mit dem Diagramm soll gezeigt werden wie weit die derzeit angewandte Bemessungsmethode – beidseitig gelenkige Lagerung – von der realitätsgetreuen FEM-Modellierung abweicht und wie viel Potential an Tragfähigkeit durch geeignete Federsteifigkeiten gewonnen werden kann. Im konkreten Fall von Abbildung 40 weicht die derzeitige gelenkige Modellierung in den untersuchten Fällen zwischen 79 % und 198 % von den FEM-Ergebnissen ab. Das Diagramm zeigt, dass die derzeitige Bemessungsmethodik äußerst konservativ ist und, dass durch geeignete Federsteifigkeiten bis zu 198 % potentiell an Traglast gewonnen werden kann, wobei jedoch die Modellunsicherheit von 6 % aus Abbildung 39 noch zu berücksichtigen ist.

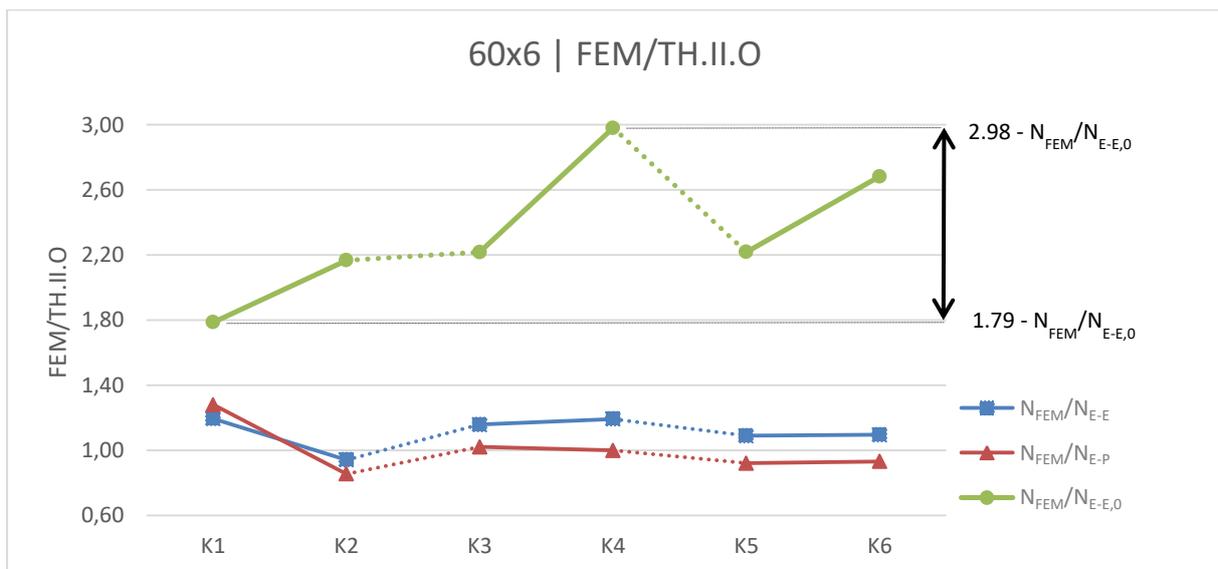


Abbildung 40 – Traglastergebnisse für Detail 1b_60x6 FEM/Th.II.O. $C\varphi, z=0$

Um die durch das optimierte Bemessungsmodell gewonnene Tragfähigkeit aufzuzeigen, wird die mittels Federsteifigkeiten ermittelte Traglast (N_{E-E}) durch die gelenkig ermittelte Traglast ($N_{E-E,0}$)

dividiert. Der Quotient gibt somit Aufschluss darüber, wie viel höher die optimierte Traglast über der gelenkig ermittelten zu liegen kommt. Der orange Graph ($N_{E-E} / N_{E-E,0}$) stellt den Zugewinn an Tragfähigkeit durch das modifizierte Ingenieurmodell, im Vergleich zum gelenkig modellierten Referenzfall dar, und zeigt auf wie weit die mittels Federsteifigkeiten ermittelten Traglasten über den gelenkigen zu liegen kommen. In diesem Zugewinn müssen jedoch die Unsicherheiten gegenüber der FEM Modellierung von bis zu 6 % berücksichtigt werden. Diesbezüglich wurden die ermittelten Traglasten mit dem Sicherheitsfaktor $\gamma_{TH,II.O}$ von $1/1.06=0.94$ aus Abbildung 39 multipliziert, um immer auf der sicheren Seite liegende Ergebnisse zu erzielen, und mit der grünen Linie ($N_{E-E} * 0.94 / N_{E-E,0}$) dargestellt. Dadurch, dass die Modellunsicherheiten bereits berücksichtigt sind, zeigt der grüne Graph den potentiellen Nettogewinn, der durch die Federsteifigkeiten erzielt werden kann.

In Abbildung 41 ist klar ersichtlich, dass in jedem Fall durch das modifizierte Ingenieurmodell ein Nettotragfähigkeitszugewinn von mindestens 41 % bis hin 135 % erzielt werden kann. Das bedeutet, dass für jede Konfiguration empfohlen werden kann, dass die Traglasten mit den Federsteifigkeiten ermittelt und anschließend mit dem Sicherheitsfaktor $1/1.06=0.94$ multipliziert werden, da in jedem Fall Nettogewinne erreicht werden können.

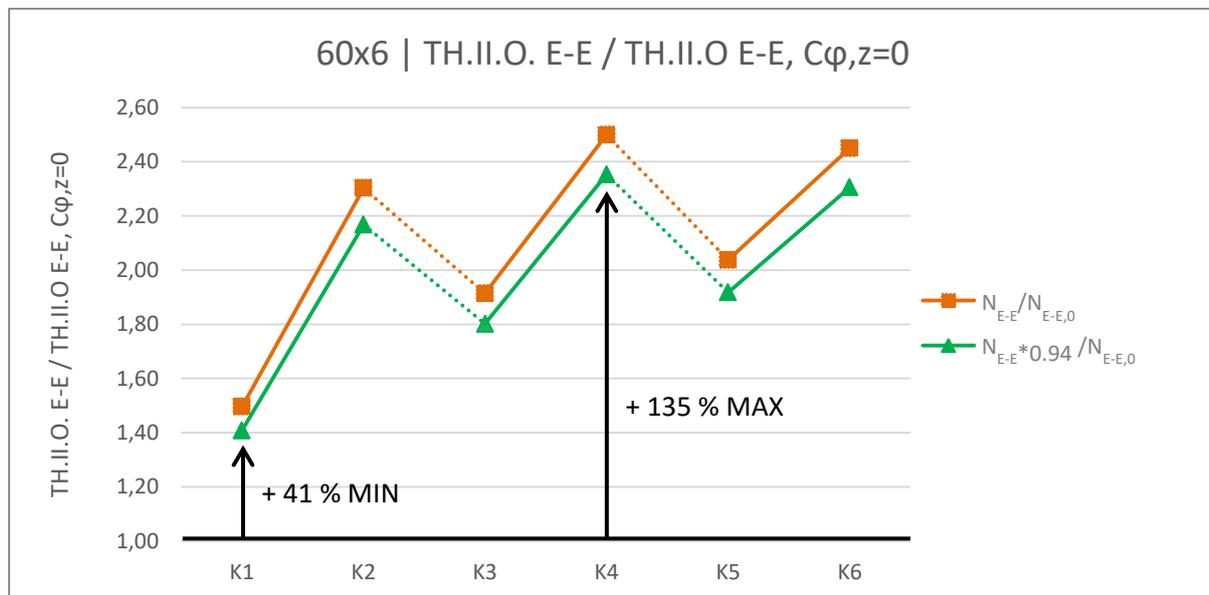


Abbildung 41 – Traglastergebnisse für Detail 1b_60x6 Th.II.O. E-E / Th.II.O. E-E Cφ,z=0

4.3 Ergebnisse für Detail 1b | Winkel 90x9

Die Modellierung von Detail mit Winkelprofil 1b 90x9 in FEM folgt der Systemskizze in Abbildung 42.

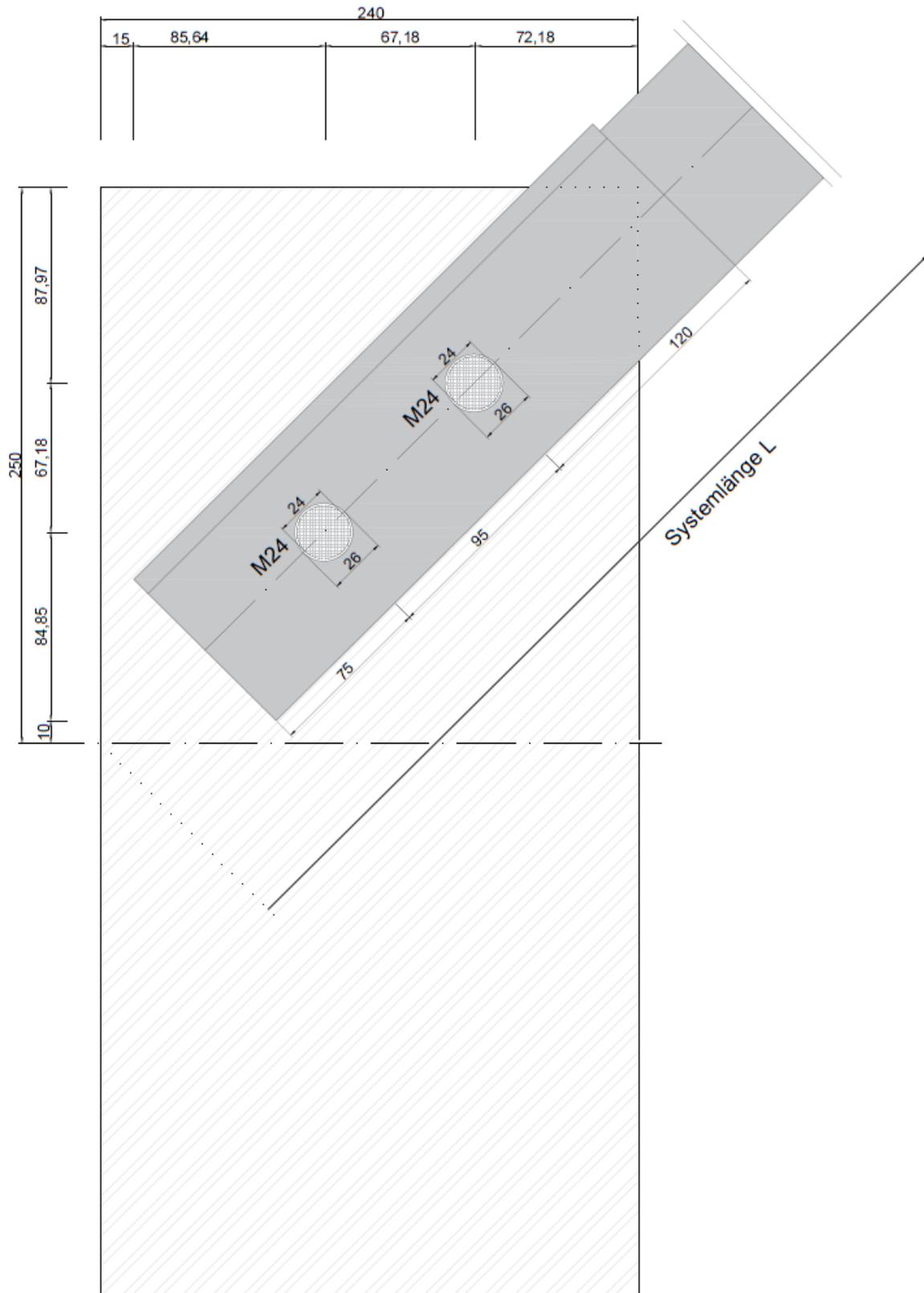


Abbildung 42 – Abmessungen Detail 1b_90x9

Als Verbindungsmittel wurden Schrauben vom Typ M24 verwendet, welche laut Norm [1] mit einem Lochspiel von 2 mm versehen wurden. Die Lochabstände wurden laut den Vorgaben aus der Norm [1] angenommen. Die berechneten Konfigurationen werden in den nachfolgenden Kapiteln 4.3.1 und 4.3.2 erneut diskutiert. In Kapitel 4.3.3 werden die Ergebnisse der Parameterstudie präsentiert. Die in Abbildung 42 gezeigte Systemlänge wird zur Realisierung des Systems in RSTAB und zur Berechnung der Imperfektion verwendet.

4.3.1 Ergebnisse nach Finite Elemente Methode

Die in Tabelle 28 angegebenen Ergebnisse werden unter Berücksichtigung der Vorspannkraft $F_{p,c}$ und der Vorverformung $e_0=L/300$ aus der LBA Analyse berechnet. N_{FEM} steht für die berechnete Tragfähigkeit aus der GMNIA-Analyse und N_{cr} ist die kritische Knicklast, welche die Verformungsfigur liefert, die in der GMNIA-Analyse als Imperfektion berücksichtigt wird. Zur Einordenbarkeit der Ergebnisse wurde die plastische Normalkrafttragfähigkeit in der Spalte $N_{pl,90x9}$ angegeben. Die letzte Spalte gibt an, welches Bauteil in der GMNIA versagt.

Tabelle 28 - FEM Ergebnis für Detail 1b_90x9

Bezeichnung		Profil	$\bar{\lambda}_v$	t	h	L	e_0	M	$F_{p,c}$	N_{cr}	N_{FEM}	$N_{pl,90x9}$	V
		[-]	[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[-]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[-]
FEM 1b_90x9	<i>1b_90x9_Konfig1</i>	L 90x9	0,8	10	500	1322,1	4,4	M 24	247,1	1249,1	206,4	364,3	W
	<i>1b_90x9_Konfig2</i>	L 90x9	0,8	20	500	1322,1	4,4	M 24	247,1	1484,2	242,3	364,3	W
	<i>1b_90x9_Konfig3</i>	L 90x9	1,8	10	500	2974,8	9,9	M 24	247,1	381,7	131,1	364,3	WA
	<i>1b_90x9_Konfig4</i>	L 90x9	1,8	20	500	2974,8	9,9	M 24	247,1	538,4	191,1	364,3	WA
	<i>1b_90x9_Konfig5</i>	L 90x9	2,8	10	500	4627,4	15,4	M 24	247,1	169,9	78,6	364,3	WA
	<i>1b_90x9_Konfig6</i>	L 90x9	2,8	20	500	4627,4	15,4	M 24	247,1	210,6	114,2	364,3	W

4.3.2 Ergebnisse Stabstatik nach Theorie II. Ordnung

In den nachfolgenden Abschnitten 4.3.2.1 bis 4.3.2.3 werden die, für die Berechnung, wesentlichen Parameter vorgestellt und die Ergebnisse für die Stabstatik präsentiert.

4.3.2.1 Berechnung von $C_{\varphi,z}$

Die in RSTAB zur Berechnung der Tragfähigkeiten angewandten Federsteifigkeiten sind in Tabelle 29 angegeben. Die verwendeten Parameter beziehen sich auf die Systemskizze in Abbildung 42. Die Federsteifigkeit $C_{\varphi,z}$ selbst und die zugehörigen berechneten Parameter beziehen sich auf den bekannten Formelapparat aus Kapitel 4.1.2.

Tabelle 29 - Berechnung $C_{\phi,z}$ für Detail 1b_90x9

Bezeichnung		t	h	x	y	a	b	c	h_{eff}	I_z	$C_{\phi,z}$
		[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm ⁴]	[kNm/rad]
Ergebnis $C_{\phi,z}$ 1b_90x9	1b_90x9_Konfig1	10	500	15,0	75,0	55,3	141,2	199,4	393,0	32750,0	171,9
	1b_90x9_Konfig2	20	500	15,0	75,0	55,3	141,2	199,4	393,0	262000,0	1375,5
	1b_90x9_Konfig3	10	500	15,0	75,0	55,3	141,2	199,4	393,0	32750,0	171,9
	1b_90x9_Konfig4	20	500	15,0	75,0	55,3	141,2	199,4	393,0	262000,0	1375,5
	1b_90x9_Konfig5	10	500	15,0	75,0	55,3	141,2	199,4	393,0	32750,0	171,9
	1b_90x9_Konfig6	20	500	15,0	75,0	55,3	141,2	199,4	393,0	262000,0	1375,5

4.3.2.2 Maßgebende Schnittkräfte

In Tabelle 30 sind die maßgebenden Schnittkräfte angegeben, an welcher der Nachweis an der maßgebenden Stelle 1.00 ergibt. Die Auslastung wurde nach den Verfahren E-E, E-P inklusive der Federsteifigkeiten aus 4.3.2.1 und einmal für den gelenkigen Referenzfall nach E-E berechnet. Die Stelle des Nachweises ist mit FM (Feldmitte) und AL (Auflagerbereich) angegeben. Für das plastische Verfahren sind die beschriebenen Effekte aus Kapitel 2.2.2 zu berücksichtigen.

Tabelle 30 - maßgebende Schnittkräfte für Detail 1b_90x9

		E-E				E-P				E-E $C_{\phi,z}=0$						
		N_{E-E}	$M_{u,E-E}$	$M_{v,E-E}$	NW_{E-E}	N_{E-P}	$M_{u,E-P}$	$M_{v,E-P}$	NW_{E-P}	$N_{E-E,0}$	$M_{u,E-E,0}$	$M_{v,E-E,0}$	$NW_{E-E,0}$			
		[kN]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[kN]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[kN]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]
Schnittkräfte 1b_90x9	K1	-168,0	-4,18	-0,33	1,00	AL	-146,0	-3,93	-1,35	1,00	FM	-142,0	-5,33	-0,70	1,00	AL
	K2	-227,0	-1,92	0,38	1,00	AL	-227,0	-2,17	-1,03	1,00	FM	-129,0	-6,05	-1,90	1,01	FM
	K3	-124,0	-2,41	1,22	1,01	AL	-124,0	-3,49	-1,99	1,01	FM	-82,5	-4,91	-2,03	1,00	FM
	K4	-161,5	-0,65	1,69	1,01	AL	-191,5	-0,71	2,34	1,00	AL	-75,5	-4,9	-1,95	1,00	FM
	K5	-81,0	-1,38	2,09	1,00	AL	-89,2	-2,93	-2,81	1,00	FM	-49,5	-4,16	-2,07	1,00	FM
	K6	-101,5	-0,38	2,37	1,00	AL	-121,5	-0,38	3,65	1,00	AL	-46,8	-4,2	-2,02	1,00	FM

4.3.2.3 Ermittelte Tragfähigkeiten

Die mittels RSTAB unter Berücksichtigung von Theorie II. Ordnung, der Vorverformung von $e_o = L/300$ in Richtung der u-Achse, der Lastexzentrizität und den entsprechenden Federsteifigkeiten ermittelten Tragfähigkeiten sind in Tabelle 31 angegeben. Die Lasten N_{E-E} , N_{E-P} und $N_{E-E,0}$ ergeben sich aus der Bemessung mittels Verfahren E-E, E-P und der Bemessung des gelenkigen Falles mittels Verfahren E-E. Die Exzentrizität e_f ergibt sich aus der halben Anschlussblechdicke und des Schwerpunktabstandes in y-Richtung in Höhe von $e_w = 25.4$ mm.

Tabelle 31 – Stabmodell Th. II. O. Ergebnis für Detail 1b_90x9

Bezeichnung		Profil	$\bar{\lambda}_v$	t	h	L	$C_{\varphi,z}$	e_F	e_0	N_{E-E}	N_{E-P}	$N_{E-E,0}$
		[-]	[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[kNm/rad]	[mm]	[mm]	[kN]	[kN]	[kN]
Th. II. O. Ergebnis 1b_90x9	<i>1b_90x9_Konfig1</i>	L 90x9	0,8	10	500	1322,1	171,9	30,4	4,4	168,0	146,0	142,0
	<i>1b_90x9_Konfig2</i>	L 90x9	0,8	20	500	1322,1	1375,5	35,4	4,4	227,0	227,0	129,0
	<i>1b_90x9_Konfig3</i>	L 90x9	1,8	10	500	2974,8	171,9	30,4	9,9	124,0	124,0	82,5
	<i>1b_90x9_Konfig4</i>	L 90x9	1,8	20	500	2974,8	1375,5	35,4	9,9	161,5	191,5	75,5
	<i>1b_90x9_Konfig5</i>	L 90x9	2,8	10	500	4627,4	171,9	30,4	15,4	81,0	89,2	49,5
	<i>1b_90x9_Konfig6</i>	L 90x9	2,8	20	500	4627,4	1375,5	35,4	15,4	101,5	121,5	46,8

4.3.3 Darstellung und Interpretation der Ergebnisse - Detail 1b_90x9

Zur Veranschaulichung der Ergebnisse wurde in Abbildung 43 die Traglast aus der FEM Berechnung N_{FEM} mit der unter Einfluss der Federsteifigkeiten in RSTAB berechneten Traglast N_{E-E} bzw. N_{E-P} ins Verhältnis gesetzt. Die Diagrammdaten entstammen Kapitel 4.3.1 und 4.3.2. der strichlierte Bereich zwischen den Graphen zeigt den Übergang zwischen den Schlankheiten innerhalb der Profilreihe. Liegt der Datenpunkt überhalb von 1.00, so ist das ingenieurmäßige RSTAB-Modell konservativer als das realitätsnahe FEM-Modell. Befindet sich der Datenpunkt unterhalb 1.00, liegt die Stabstatikmodellierung auf der unsicheren Seite.

Das vorliegende Diagramm soll also zeigen, ob die modifizierte RSTAB-Modellierung grundsätzlich auf der sicheren Seite liegt, oder ob die Ergebnisse, die durch die Stabstatikberechnung erzielt werden, mehrheitlich auf der unsicheren Seite liegen und somit eine Modellunsicherheit in der weiteren Betrachtung berücksichtigt werden muss. Zur Betrachtung der Modellunsicherheit wird nur das Verfahren nach E-E herangezogen, da das plastische Verfahren erstens mehrheitlich auf der unsicheren Seite liegt und bei der Betrachtung der plastischen Auslastungen die Effekte aus Kapitel 2.2.2 mitberücksichtigt werden müssten.

Im gegebenen Fall liegen die ingenieurmäßig elastisch ermittelten Ergebnisse um bis zu 3 % über den FEM-Ergebnissen und somit teilweise auf der unsicheren Seite. Diese Modellunsicherheit muss in weiterer Folge mit dem Sicherheitsfaktor $\gamma_{TH,II,O}$ berücksichtigt werden.

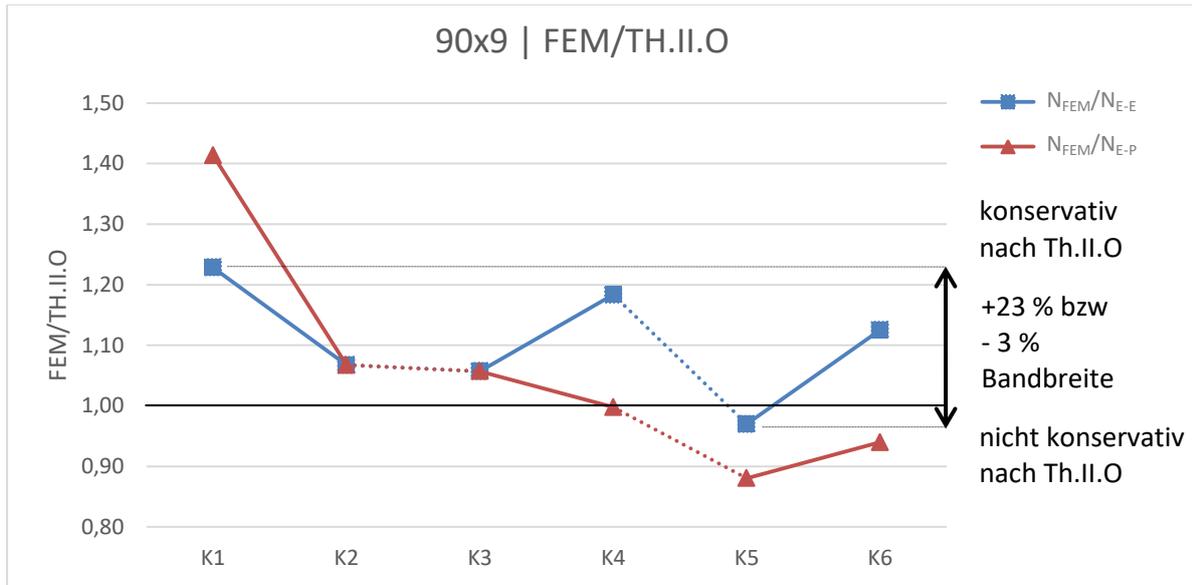


Abbildung 43 – Traglastergebnisse für Detail 1b_90x9 FEM/Th.II.O

Mit Abbildung 44 soll gezeigt werden wie konservativ die derzeitig beidseitig gelenkige Bemessungsmethodik im Vergleich zur FEM-Berechnung ist. Dazu wird das FEM Ergebnis (N_{FEM}) durch den gelenkigen Referenzfall ($N_{E-E,0}$) dividiert. Darunterliegend befinden sich die beiden bereits bekannten Graphen aus Abbildung 43. Die beiden Graphen sollen zeigen, dass mit der Modellierung mittels Federsteifigkeiten das Tragverhalten deutlich besser abgebildet werden kann.

In Abbildung 44 ist klar zu sehen, dass derzeitige Bemessungsergebnisse von 45 % bis hin zu 153 % von den FEM Ergebnissen abweichen. Durch diese Betrachtung wird deutlich, dass der potentielle Tragfähigkeitszugewinn die mögliche Modellunsicherheit von 3 % in jedem Fall kompensiert. Dadurch ist ersichtlich, dass große Tragreserven vorhanden sind, welche durch eine modifizierte Bemessung genutzt werden können.

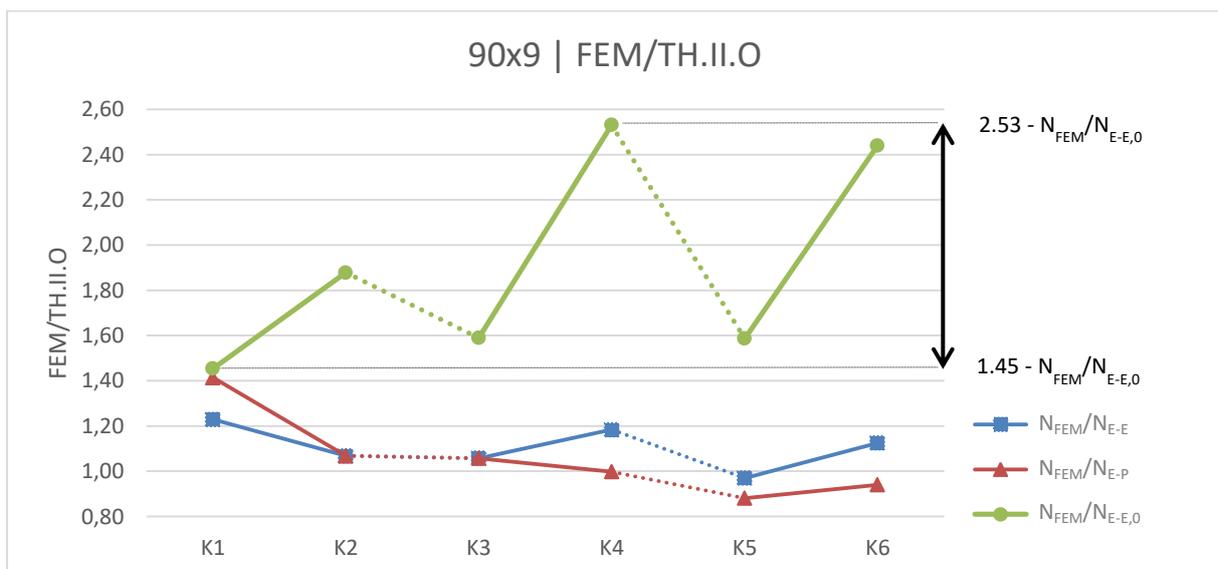


Abbildung 44 – Traglastergebnisse für Detail 1b_90x9 FEM/Th.II.O. $C\varphi, z=0$

Um die erhöhte Tragfähigkeit aufzeigen zu können, wird das Ergebnis des optimierten Bemessungsverfahrens (N_{E-E}) durch die konventionell gelenkig ermittelte Tragfähigkeit ($N_{E-E,0}$) dividiert. Der orange Graph ($N_{E-E}/N_{E-E,0}$) zeigt den „Bruttogewinn“ an Tragfähigkeit im Verhältnis zur gelenkigen Modellierung. Der Zuwachs an Belastung ist deshalb mit „brutto“ bezeichnet, weil von diesem potentiellen Gewinn noch die Modellunsicherheit bezüglich der FEM-Analyse aus Abbildung 43 berücksichtigt werden muss. Der „Nettogewinn“ wird durch die grüne Datenreihe ($N_{E-E} \cdot 0.97 / N_{E-E,0}$) repräsentiert. Für diesen Graphen wurden die mittels Federsteifigkeiten ermittelten Traglasten mit dem Sicherheitsfaktor $\gamma_{TH.II.O}$ in Höhe von $1/1.03=0.97$ multipliziert, um auf jeden Fall auf der sicheren Seite liegende Ergebnisse zu erzielen. Da in diesem Fall die Abweichung bezüglich der FEM bereits berücksichtigt wird, kann der angezeigte Zugewinn als „netto“ verstanden werden. Im konkreten Beispiel von Abbildung 45 kann in jeder Konfiguration eine Laststeigerung erzielt werden, die sich zwischen minimal 15 % und maximal 110 % bewegt.

Für die Bemessung nach dem modifizierten Verfahren, mittels der Federsteifigkeiten, bedeutet dies, dass alle damit ermittelten Traglasten mit dem Sicherheitsfaktor von 0.97 multipliziert werden müssen. Dadurch ergibt sich ein Zuwachs von bis zu 110 %, der immer noch auf der sicheren Seite gegenüber der FEM-Analyse liegt.

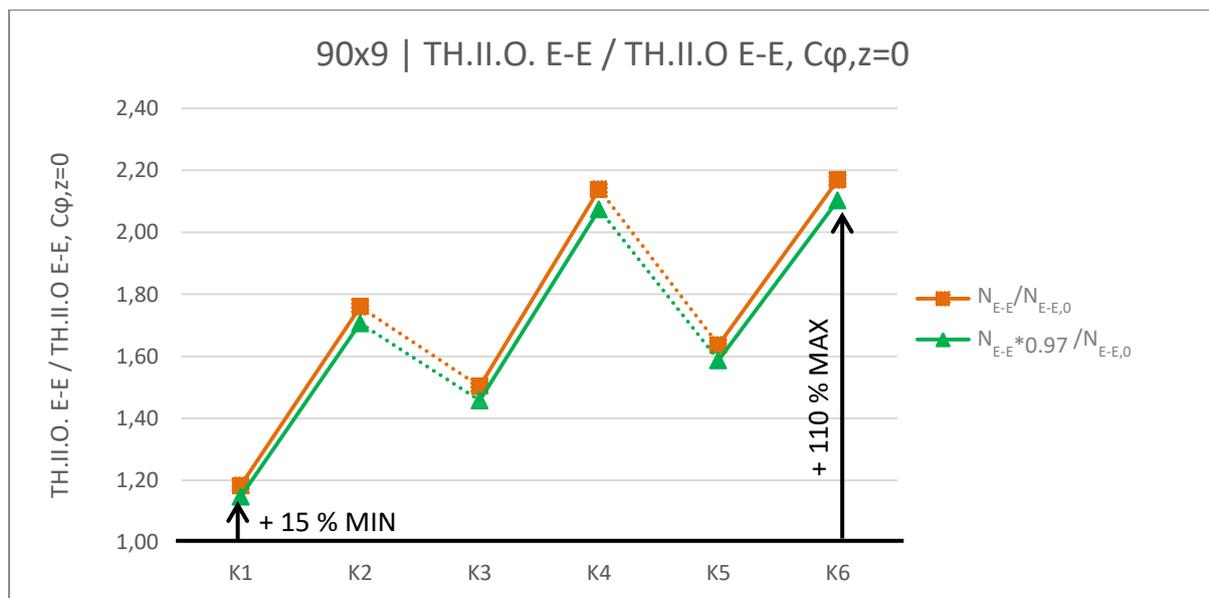


Abbildung 45 – Traglastergebnisse für Detail 1b_90x9 Th.II.O. E-E / Th.II.O. E-E Cφ,z=0

4.4 Ergebnisse für Detail 1b | Winkel 120x12

Die zur Berechnung von Detail 1b mit Winkel 120x12 verwendeten Maße sind Abbildung 46 zu entnehmen.

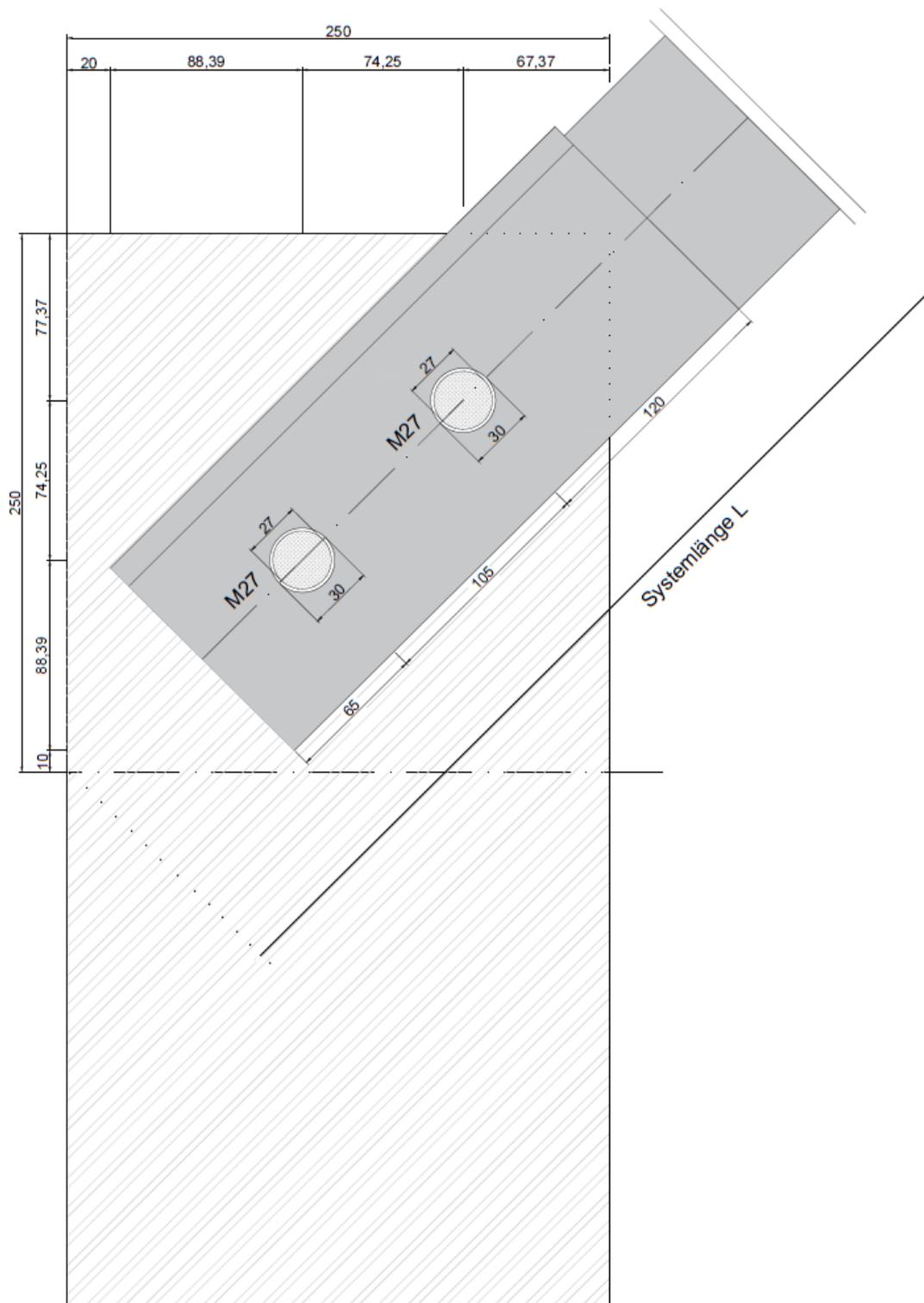


Abbildung 46 - Abmessungen Detail 1b_120x12

Für die Verbindung wurden Schrauben vom Typ M27 mit einem Lochspiel von 3 mm verwendet und vorgespannt modelliert. Die Lochabstände entsprechen den Vorgaben der Norm [1]. Die Ergebnisse der berechneten Konfigurationen werden in den nachfolgenden Kapiteln 4.4.1 und 4.4.2 vorgestellt. In Kapitel 4.4.3 werden die Ergebnisse graphisch dargestellt und interpretiert.

4.4.1 Ergebnisse nach Finite Elemente Methode

Die Ergebnisse der FEM-Berechnung von Detail 1b | Winkel 120x12 sind in Tabelle 32 zu finden. N_{cr} stellt die Knicklast aus der LBA-Analyse dar und N_{FEM} ist das Ergebnis der GMNIA-Analyse unter Berücksichtigung der mit $e_0=L/300$ skalierten Vorverformung aus LBA und der Vorspannkraft $F_{p,c}$, welche in Kapitel 2.3.1 berechnet wurde. In Spalte „V“ ist der jeweilige Versagensmechanismus angegeben.

Tabelle 32 - FEM Ergebnis für Detail 1b_120x12

Bezeichnung		Profil	$\bar{\lambda}_v$	t	h	L	e_0	M	$F_{p,c}$	N_{cr}	N_{FEM}	$N_{pl,120x12}$	V
		[-]	[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[-]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[-]
FEM 1b_120x12	1b_120x12_Konfig1	L 120x12	0,8	10	500	1765,3	5,9	M 27	321,3	1856,4	321,2	646,3	WA
	1b_120x12_Konfig2	L 120x12	0,8	20	500	1765,3	5,9	M 27	321,3	2267,9	320,7	646,3	WA
	1b_120x12_Konfig3	L 120x12	1,8	10	500	3972,0	13,2	M 27	321,3	514,0	192,7	646,3	WA
	1b_120x12_Konfig4	L 120x12	1,8	20	500	3972,0	13,2	M 27	321,3	756,1	263,6	646,3	WA
	1b_120x12_Konfig5	L 120x12	2,8	10	500	6178,6	20,6	M 27	321,3	230,5	109,8	646,3	WA
	1b_120x12_Konfig6	L 120x12	2,8	20	500	6178,6	20,6	M 27	321,3	323,8	161,5	646,3	WA

4.4.2 Ergebnisse Stabstatik nach Theorie II. Ordnung

Die Berechnung der Federsteifigkeiten, die maßgebenden Schnittkräfte und die mittels RSTAB berechneten Ergebnisse sind den Absätzen 4.4.2.1, 4.4.2.2 und 4.4.2.3 zu entnehmen.

4.4.2.1 Berechnung von $C_{\varphi,z}$

Die zur Berechnung benötigten Federsteifigkeiten folgen dem Formelapparat aus Abschnitt 4.1.2 und sind in Tabelle 33 angegeben. Die Parameter folgen der Systemskizze in Abschnitt 4.4. Die in den Abschnitten 4.4.2.2 und 4.4.2.3 ermittelten Ergebnisse wurden unter Einfluss der Federsteifigkeiten aus Tabelle 33 berechnet.

Tabelle 33 - Berechnung $C_{\phi,z}$ für Detail 1b_120x12

Bezeichnung		t	h	x	y	a	b	c	h_{eff}	I_z	$C_{\phi,z}$
		[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm ⁴]	[kNm/rad]
Ergebnis $C_{\phi,z}$ 1b_120x12	1b_120x12_Konfig1	10	500	20,0	65,0	43,2	153,3	200,3	392,9	32743,3	165,0
	1b_120x12_Konfig2	20	500	20,0	65,0	43,2	153,3	200,3	392,9	261946,7	1320,2
	1b_120x12_Konfig3	10	500	20,0	65,0	43,2	153,3	200,3	392,9	32743,3	165,0
	1b_120x12_Konfig4	20	500	20,0	65,0	43,2	153,3	200,3	392,9	261946,7	1320,2
	1b_120x12_Konfig5	10	500	20,0	65,0	43,2	153,3	200,3	392,9	32743,3	165,0
	1b_120x12_Konfig6	20	500	20,0	65,0	43,2	153,3	200,3	392,9	261946,7	1320,2

4.4.2.2 Maßgebende Schnittkräfte

Die für die Bemessung nach Verfahren E-E, E-P maßgebenden Schnittkräfte sind in Tabelle 34 angegeben. Die ersten beiden Blöcke E-E und E-P sind die maßgebenden Schnittkräfte für das modifizierte Bemessungsverfahren. Im dritten Block sind Schnittkräfte für den gelenkigen Referenzfall angegeben. Der maßgebende Ort des Nachweises ist mit Feldmitte (FM) und Auflagerbereich (AL) angegeben.

Tabelle 34 - maßgebende Schnittkräfte für Detail 1b_120x12

		E-E					E-P					E-E $C_{\phi,z}=0$				
		N_{E-E}	$M_{u,E-E}$	$M_{v,E-E}$	NW_{E-E}		N_{E-P}	$M_{u,E-P}$	$M_{v,E-P}$	NW_{E-P}		$N_{E-E,0}$	$M_{u,E-E,0}$	$M_{v,E-E,0}$	$NW_{E-E,0}$	
		[kN]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[kN]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[kN]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]
Schnittkräfte 1b_120x12	K1	-277,0	-11,26	-1,19	1,00	AL	-233,5	-10,14	-3,36	1,00	FM	-255,0	-12,47	-1,59	1,00	AL
	K2	-350,0	-7,19	0,1	1,00	AL	-327,0	-7,43	-2,88	1,00	FM	-242,0	-13,22	-1,84	1,00	AL
	K3	-192,0	-7,68	2,18	1,00	AL	-182,0	-9,64	-4,67	1,00	FM	-150,0	-11,63	-4,89	1,00	FM
	K4	-258,0	-2,98	3,65	1,00	AL	-293,0	-5,28	-4,76	1,00	FM	-140,5	-11,67	-4,77	1,00	FM
	K5	-123,5	-5,21	4,34	1,00	AL	-128,5	-8,90	-6,23	1,00	FM	-89,0	-9,76	-5,01	1,00	FM
	K6	-165,0	-1,65	5,45	1,00	AL	-200,0	-1,76	8,62	1,00	AL	-85,2	-9,82	-4,91	1,00	FM

4.4.2.3 Ermittelte Tragfähigkeiten

In Tabelle 35 sind ermittelten Traglasten, an welchen der jeweilige Nachweis eine Ausnutzung von 1.00 ergibt, aus RSTAB angegeben. N_{E-E} , $N_{E-E,0}$ und N_{E-P} wurden unter Einfluss der Federsteifigkeiten, der Imperfektion $e_0=L/300$ und der Lastexzentrizität unter Einfluss von Theorie II. Ordnung

berechnet. Die Lastexzentrizität ergibt sich aus dem horizontalen Schwerpunktsabstand von $e_w=34$ mm und der halben Anschlussblechdicke.

Tabelle 35 – Stabmodell Th. II. O. Ergebnis Detail 1b_120x12

Bezeichnung		Profil	$\bar{\lambda}_v$	t	h	L	$C_{\phi,z}$	e_F	e_0	N_{E-E}	N_{E-P}	$N_{E-E,0}$
		[-]	[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[kNm/rad]	[mm]	[mm]	[kN]	[kN]	[kN]
Th. II. O. Ergebnis 1b_120x12	<i>1b_120x12_Konfig1</i>	L 120x12	0,8	10	500	1765,3	165,0	39,0	5,9	277,0	233,5	255,0
	<i>1b_120x12_Konfig2</i>	L 120x12	0,8	20	500	1765,3	1320,2	44,0	5,9	350,0	327,0	242,0
	<i>1b_120x12_Konfig3</i>	L 120x12	1,8	10	500	3972,0	165,0	39,0	13,2	192,0	182,0	150,0
	<i>1b_120x12_Konfig4</i>	L 120x12	1,8	20	500	3972,0	1320,2	44,0	13,2	258,0	293,0	140,5
	<i>1b_120x12_Konfig5</i>	L 120x12	2,8	10	500	6178,6	165,0	39,0	20,6	123,5	128,5	89,0
	<i>1b_120x12_Konfig6</i>	L 120x12	2,8	20	500	6178,6	1320,2	44,0	20,6	165,0	200,0	85,2

4.4.3 Darstellung und Interpretation der Ergebnisse – Detail 1b_120x12

Im ersten Diagramm in Abbildung 47 wird die Abweichung der ingenieurmäßigen Stabstatikmodellierung, inklusive der berechneten Federsteifigkeiten von der realitätsgetreuen FEM-Modellierung aufgezeigt. Dazu wird die Tragfähigkeit aus der Abaqus FEM-Modellierung (N_{FEM}) durch die nach elastischem und plastischen Verfahren errechneten Traglasten (N_{E-E} bzw. N_{E-P}) dividiert. Liegt das Ergebnis über 1.00 ist das RSTAB-Modell konservativ, liegt der Quotient unter 1.00 liegt die Stabstatikbetrachtung im Vergleich zur FEM-Analyse auf der unsicheren Seite. Die Grundlage für diese Analyse bieten die errechneten Daten aus Kapitel 4.4.1 und 4.4.2.

Das vorliegende Diagramm soll aufzeigen, wie weit die mittels RSTAB ermittelten Daten im Vergleich zur FEM-Betrachtung auf der unsicheren Seite liegen, um diese Modellunsicherheit in der weiteren Auswertung der Traglasten berücksichtigen zu können. In Abbildung 49 ist eine maximale Modellunsicherheit von 11 % zu erkennen. In der weiteren Interpretation der Daten ist diese Erkenntnis in Form des Sicherheitsfaktors $\gamma_{TH,II,O}$ zu berücksichtigen.

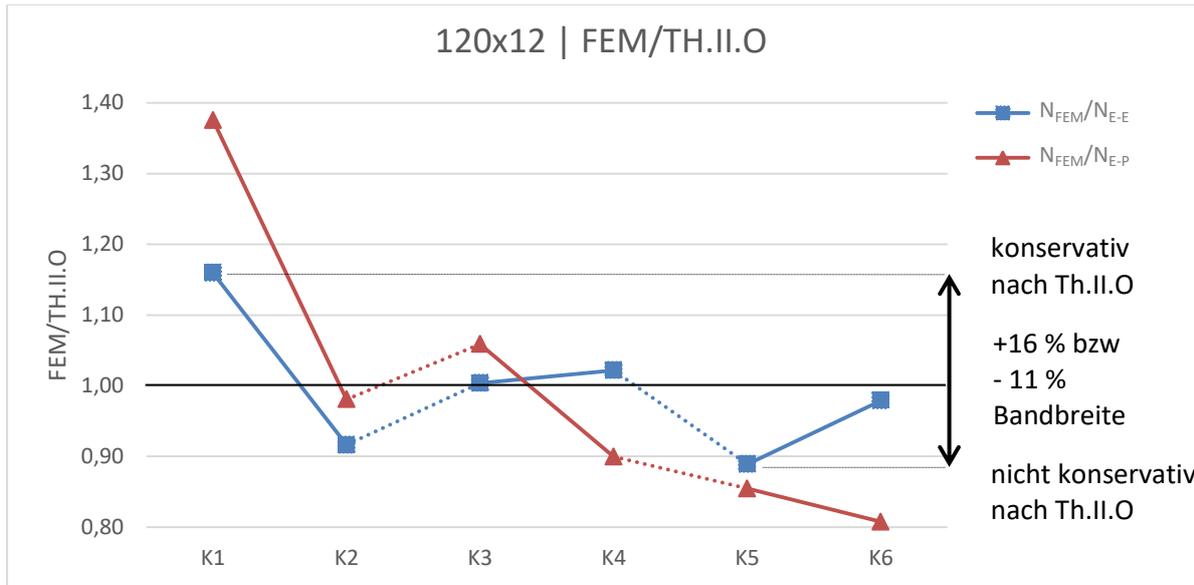


Abbildung 47 – Traglastergebnisse für Detail 1b_120x12 FEM/Th.II.O

Um zu zeigen, dass das beidseitig gelenkige Bemessungsmodell im Vergleich zur FEM-Berechnung äußerst konservativ ist, wird in Abbildung 48 das FEM Ergebnis (N_{FEM}) durch das Ergebnis des gelenkigen Modells ($N_{E-E,0}$) dividiert. Durch die darunterliegenden bereits aus Abbildung 47 bekannten Graphen ist ersichtlich, wie weit die modifizierten Traglasten näher an der FEM-Modellierung liegen, als das bisherige Bemessungsverfahren mit gelenkiger mit gelenkiger Lagerung. Die gelenkig ermittelten Traglasten liegen zwischen 23 % und 90 % unter den FEM-Ergebnissen. Dieses enorme Potential kann durch den Einsatz der Federsteifigkeiten nach Harringer [4] genutzt werden.

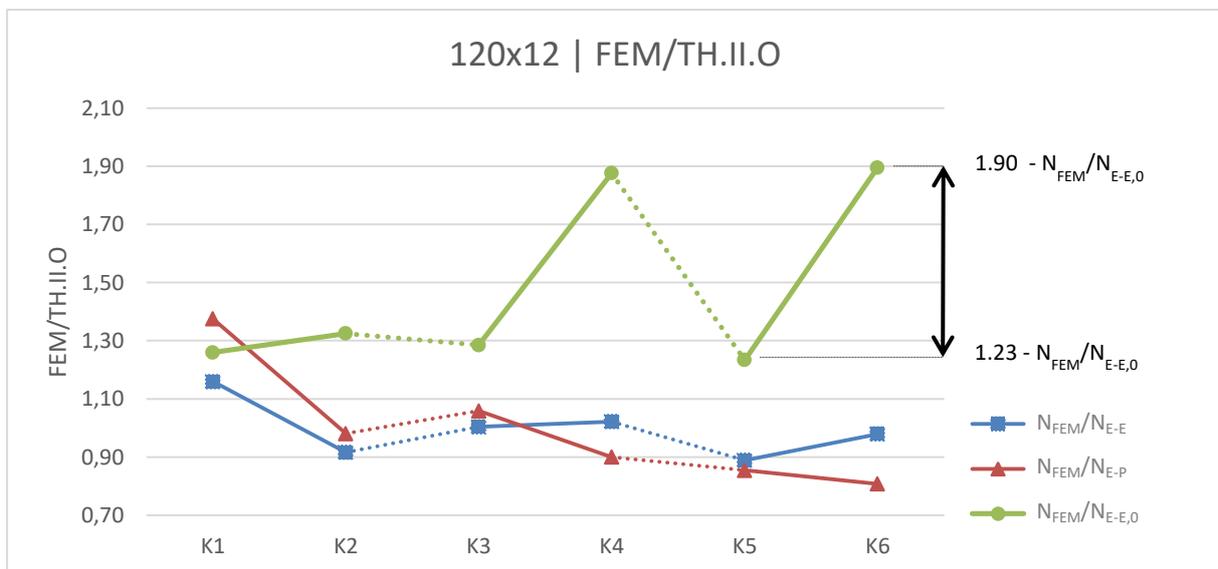


Abbildung 48 - Traglastergebnisse für Detail 1b_120x12 FEM/Th.II.O. C_{ϕ} , $z = 0$

Um zu zeigen, wie viel an Tragfähigkeit durch den Einsatz der Federsteifigkeiten, im Vergleich zum gelenkigen Fall, gewonnen werden kann, wird das Ergebnis der modifizierten Berechnung (N_{E-E}) durch die gelenkig ermittelte Tragfähigkeit ($N_{E-E,0}$) dividiert. Die orange Linie ($N_{E-E}/N_{E-E,0}$) zeigt eine Steigerung der Last, welche erzielt werden kann, wenn die durch die Federsteifigkeiten ermittelte Belastung durch die konventionell gelenkig berechnete Traglast dividiert wird. Dadurch wird der

erzielbare Zugewinn ersichtlich, der ohne Berücksichtigung der Unsicherheiten aus Abbildung 47 entsteht. Dies kann als „Bruttogewinn“ betrachtet werden. Da für die praktische Bemessung jedoch eine Unsicherheit von 11 % im Verhältnis zur FEM-Modellierung berücksichtigt werden muss, werden für den grünen Graphen ($N_{E-E} * 0.89 / N_{E-E,0}$) die ermittelten Traglasten mit dem Faktor $\gamma_{TH.II.O}$ in Höhe von $1/1.12=0.89$ multipliziert. Dadurch werden die Unsicherheiten mitberücksichtigt und es zeigt sich der „Nettozuwachs“ der unter Berücksichtigung aller Risiken verzeichnet werden kann. Liegt der Faktor über 1.00 stellt sich eine Traglasterrhöhung ein, liegt der Faktor unter 1.00 übersteigen die Modellunsicherheiten die potentiell durch die Steifigkeiten zugewonnene Traglast und es stellt sich in Summe ein „Nettoverlust“ ein – wie in Abbildung 49 anhand von Konfiguration 1 zu sehen ist. Gerade bei Konfiguration K1 bräuchte jedoch kein Sicherheitszuschlag erfasst werden (vgl. Abbildung 47)

In der Anwendung der Federsteifigkeiten ist nun zu beachten, dass für die ermittelten Ergebnisse ein Sicherheitsfaktor von $1/1.12=0.89$ aufmultipliziert werden muss um auf der sicheren Seite zu liegen. Dadurch kann bei Konfigurationen mit hoher Schlankheit und mit großzügig bemessenen Auflagerabmessungen ein „Nettozuwachs“ von bis zu 72 % erzielt werden.

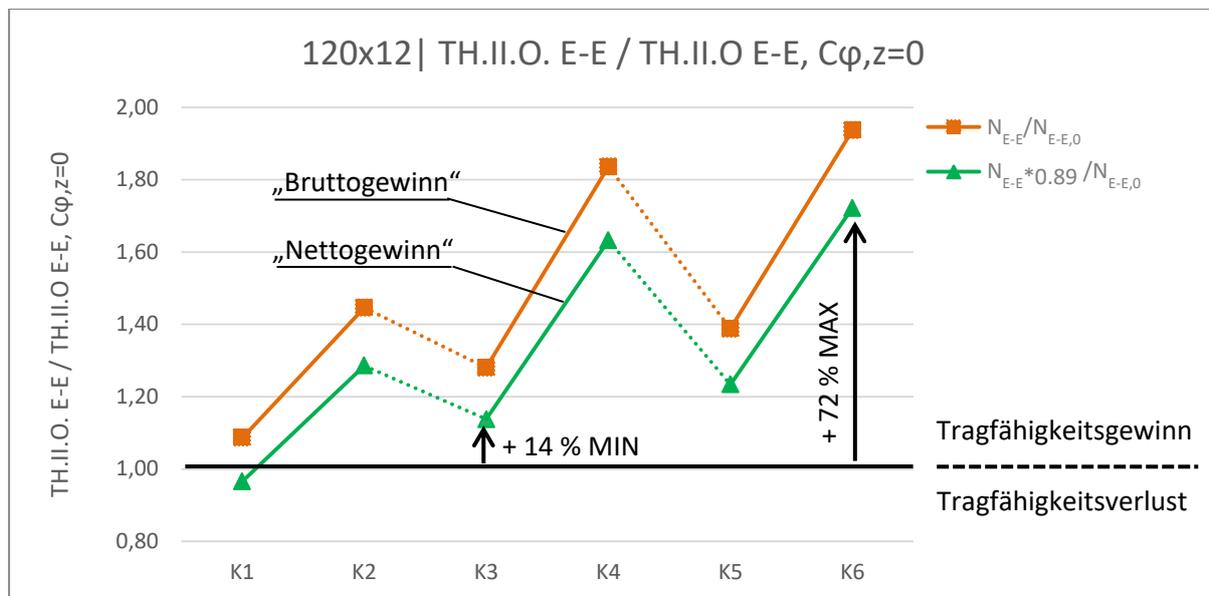


Abbildung 49 – Traglastergebnisse für Detail 1b_120x12 Th.II.O. E-E / Th.II.O. E-E Cφ,z=0

5 Ergebnisse – Traglasten für Stäbe mit Detail 2a

Im nachfolgenden Abschnitt werden die Ergebnisse der Parameterstudie bezüglich Detail 2a präsentiert. Die Resultate wurden mit Simulia Abaqus und Dlubal RSTAB/RF-STAHl berechnet und die daraus entstandenen Daten mittels MS Excel zu Diagrammen verarbeitet. In den nachfolgenden Abschnitten werden zuerst die Systeme in FEM und Stabstatik beschrieben und alle wesentlichen Parameter erneut angeführt. Anschließend werden die Ergebnistabellen und die entsprechenden Diagramme dargestellt.

5.1 Systembeschreibung – Winkelprofil mit Detail 2a

In den nachfolgenden Abschnitten 5.1.1 und 5.1.2 werden die in RTSAB und FEM modellierten Systeme genau beschrieben und alle getroffenen Annahmen und Vereinfachungen dargestellt.

5.1.1 System in der FEM-Berechnung

Das FEM-System für Detail 2a besteht aus einem L-Profil, das mit 2 vorgespannten Schrauben mit einem I-Profil verbunden ist. Die Querschnitte sind in Abbildung 52 dargestellt und orientieren sich an den Profilen HEB 200 und HEA 800. Die Systemlänge wird von der Mitte des Steges aus angenommen, wie in Abbildung 50 dargestellt.

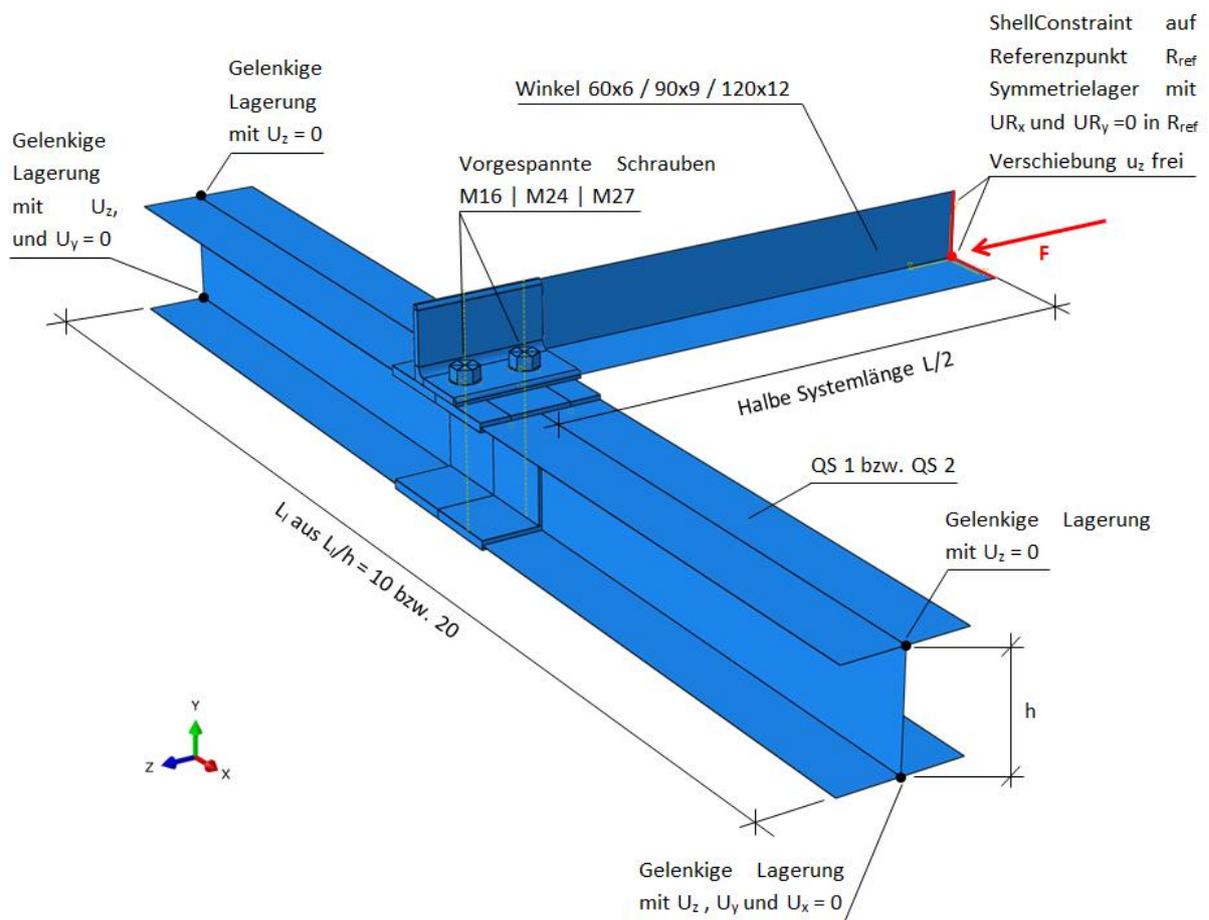


Abbildung 50 – FEM-Modell Detail 2a

Das System soll an den Enden des I-Träger mit einer Gabellagerung ausgeführt werden, da jeweils die Verdrehung um die globale y-y und z-z Achse gestattet werden soll. Die Verdrehung um die globale x-x Achse (also das Torsionsmoment) wird durch das Loslager am Obergurt im Bereich des Auflagers verhindert. Das System wird aufgrund seiner Symmetrie und der damit verbundenen einfacheren Lasteinleitung mit einem Symmetrielager in Feldmitte des Winkelprofils modelliert. Das Symmetrielager ist allerdings in globaler z-Richtung verschieblich gelagert, da in Feldmitte die Last eingeleitet werden soll. Um das Ebenbleiben des Querschnittes in Feldmitte sicherzustellen, wurden alle Punkte im Bereich des Symmetrielagers des L-Profils an einen Referenzpunkt mit einem MPC-Constraint gekoppelt. Das bedeutet, dass sich alle Punkte an der Lasteinleitung nur um den Betrag des Referenzpunktes verschieben können. Dadurch wird ein Ebenbleiben des Querschnittes garantiert. Um den Einfluss des Lastangriffspunktes zu überprüfen wurde sowohl der Kontrollpunkt des Constraints wie auch der Lastangriffspunkt am L-Profil verschoben.

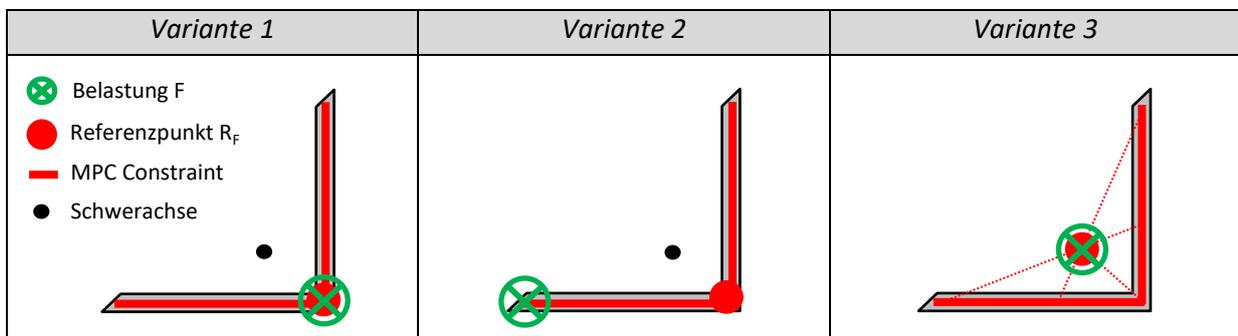


Abbildung 51 –Varianten des Lastangriffspunktes bei Detail 2a

Die Berechnung mit diesen 3 verschiedenen Lastangriffspunkten/Referenzpunkten (siehe Abbildung 51) führt trotz unterschiedlicher Position am Constraint zum gleichen Ergebnis. Auf Grund dessen wurde Variante 1 für die Modellierung in FEM beibehalten.

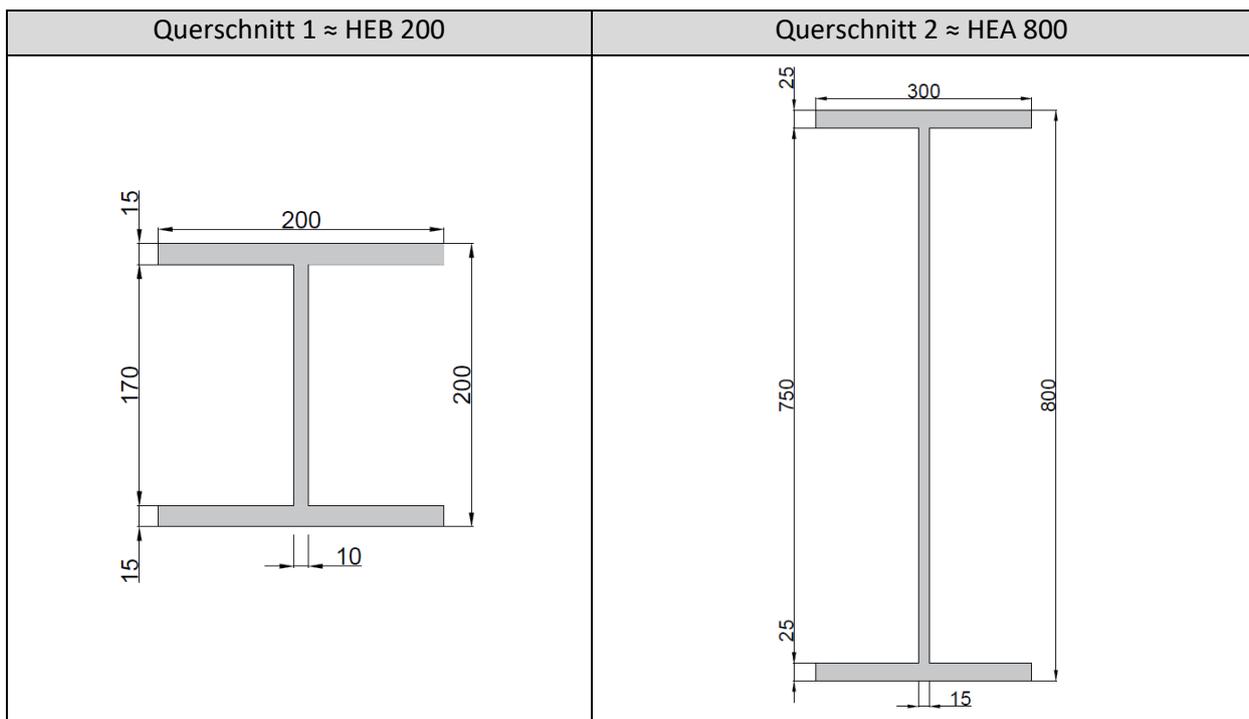


Abbildung 52 - Trägerquerschnitt QS 1 bzw. QS 2 für Detail 2

Zur Modellierung der Verbindung zwischen I-Profil und Winkel wurden vorgespannte Schrauben vom Typ M 16, M 24 und M 27 verwendet. Die Vorspannkräfte folgen den Berechnungen in Kapitel 2.3.1. Die Anordnung der Schrauben wurde für jedes Profil separat festgelegt und genügt den Anforderungen des Eurocodes [1] hinsichtlich der Schraubenmindestabstände. Die gewählten Abmessungen sind Abbildung 53 zu entnehmen.

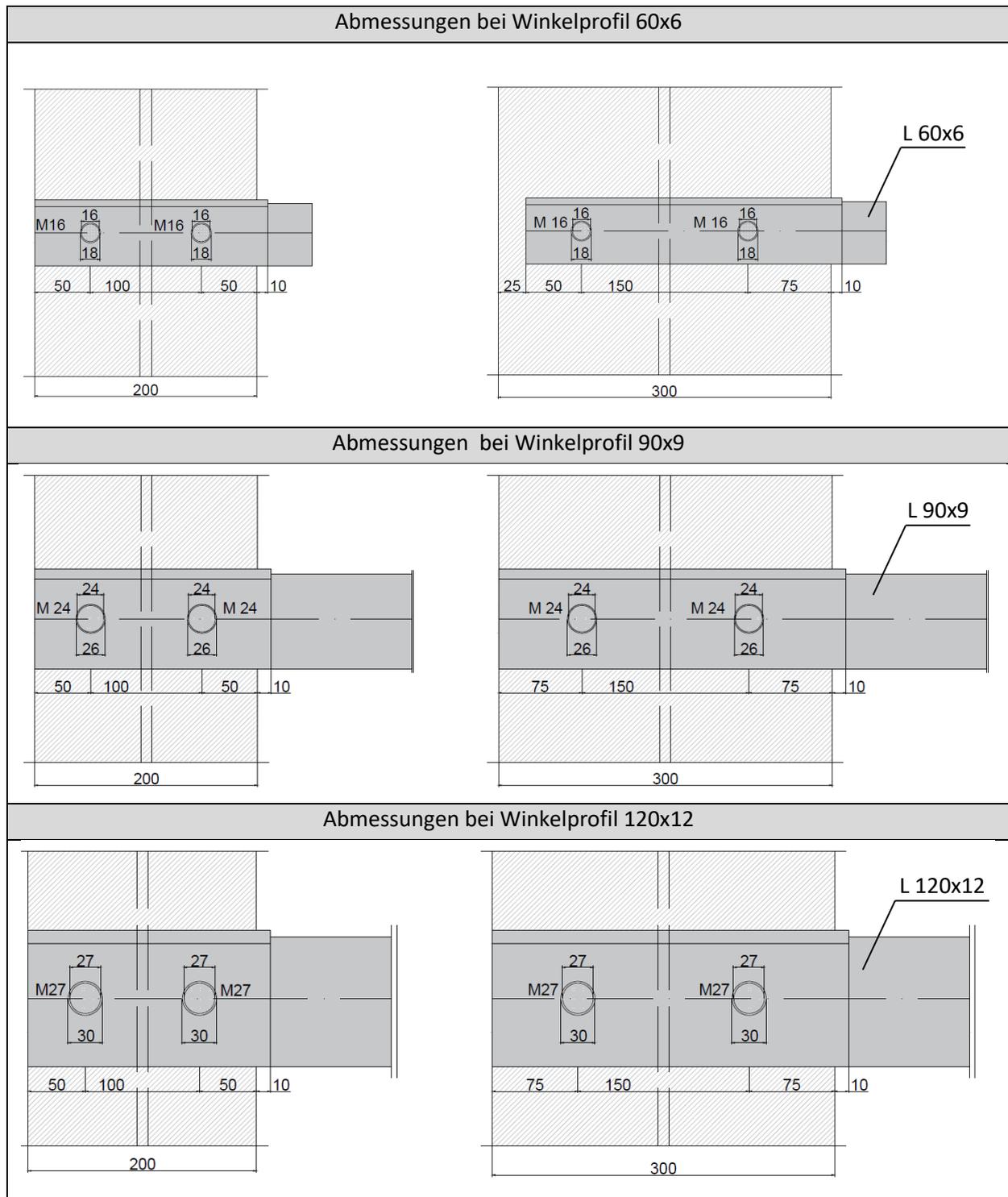


Abbildung 53 – Detailausbildung bei Detail 2a (Grundrissdarstellung)

5.1.2 System in der Stabstatik

In der Stabstatik wurde für diesen Fall die Tragfähigkeiten mit den berechneten Federsteifigkeiten nur nach Verfahren E-E berechnet, da in den Kapiteln 3 und 4 gezeigt werden konnte, dass die elastisch-plastischen Werte keine geeignete Grundlage für eine zutreffende Betrachtung der Tragfähigkeit der Winkelprofile darstellen. Für die rein gelenkige Modellierung des Winkelprofils wurden 2 verschiedene Referenzsysteme gewählt, für welche die Traglasten berechnet wurden. Alle Berechnungen in der Stabstatik unterliegen den Einflüssen von Theorie. II. Ordnung und der Vorverformung von $e_o=L/300$ um die schwache Achse v-v.

5.1.2.1 Systemmodellierung mit Federsteifigkeiten

In der Systemmodellierung in RSTAB für Detail 2a wurden die Federsteifigkeiten nach Harringer getrennt zur Berücksichtigung des globalen (Torsion des I-Trägers) und lokalen (lokale Biegung des Steges und des Flansches) Effekts berechnet und an den in Abbildung 54 skizzierten Stellen aufgebracht. Die globale Federsteifigkeit $c_{\varphi,global}$ wurde direkt am Auflager aufgebracht und die lokale Federsteifigkeit $c_{\varphi,lokal}$ jeweils am Ende des L-Profils. Durch die Anbringung an unterschiedlichen Stellen im Tragwerk, können die beiden Federn auf jeder Seite als in Serie geschaltet betrachtet werden. Zu beachten ist die geänderte Lage des Koordinatensystems in Abbildung 54, gegenüber dem FEM-Modell. Durch die beiden vorhandenen Schrauben wird die Biegesteifigkeit in der Obergurtebene des Trägers (Drehung um globale y-y Achse in Abbildung 54) ausreichend blockiert um von einer Einspannung ausgehen zu können (lt. Harringer in [4]). Deshalb wurde nur eine Federsteifigkeit um die globale z-z Achse (dies entspricht der Trägerlängsachse) berücksichtigt. Die Lastexzentrizität $e_{F,gross}$ setzt sich aus dem Schwerpunktsabstand des L-Profils und der halben Profilhöhe des I-Profils zusammen ($e_{F,gross}$ in Kapitel 5.2.2.3) – sodass eine Kraftübertragung von Schwerachse zu Schwerachse abgebildet werden kann. Des Weiteren werden eine Imperfektion von $e_o=L/300$ in Richtung der u-Achse berücksichtigt und nach Theorie II. Ordnung gerechnet.

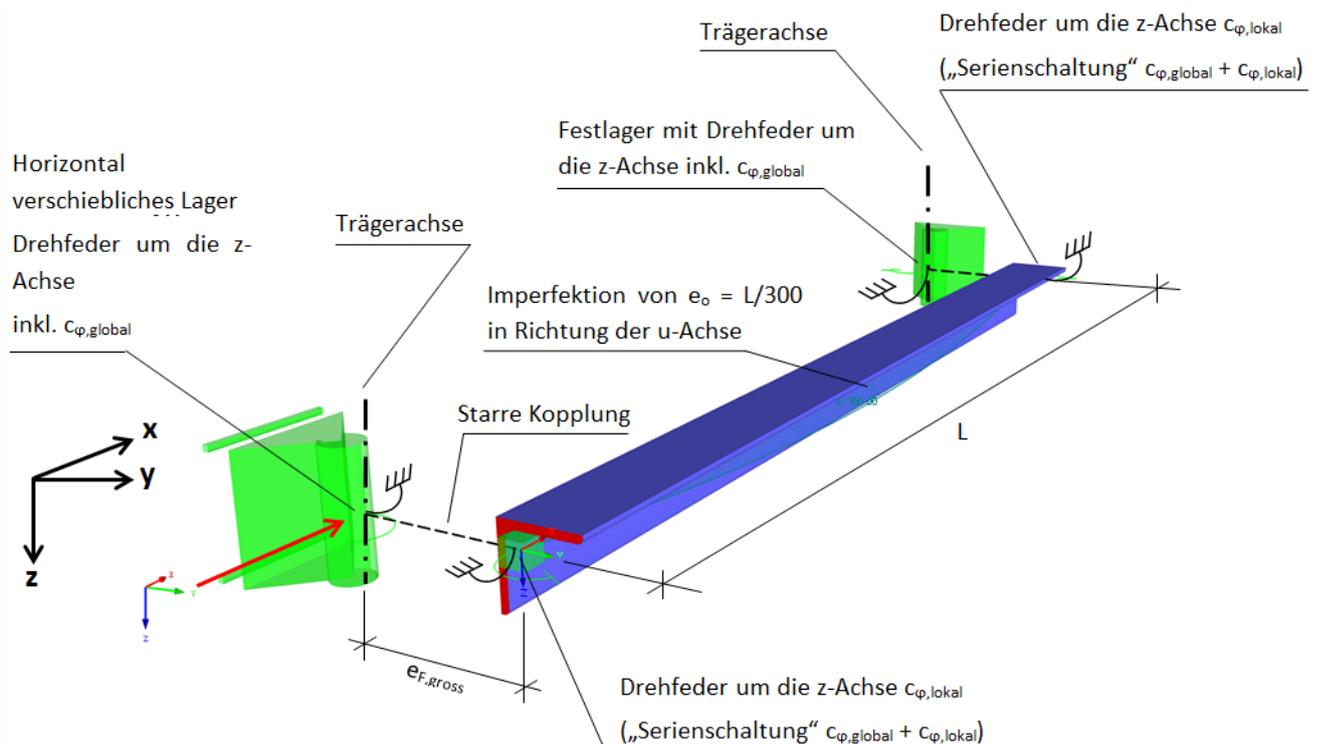
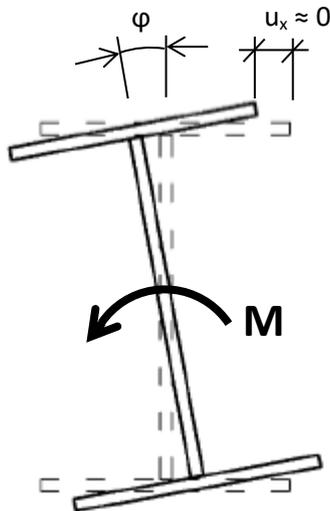


Abbildung 54 - RSTAB Modell für Detail 2a (Anm.: Trägerlängsachse entspricht hier der z-Achse)

Das Koordinatensystem u-v ist bezogen auf das y-z Koordinatensystem um die x-Achse um +45° gedreht. Zur Berechnung der Federsteifigkeiten wird der Formelapparat nach Harringer [4] herangezogen. Es werden 2 voneinander unabhängige Federsteifigkeiten berechnet. Die Steifigkeit $c_{\varphi,global}$ soll den globalen Torsionseffekt des I-Profiles und $c_{\varphi,lokal}$ die lokale Biegung des I-Profiles simulieren. Im Stabmodell sind somit an jedem Stabende 2 unabhängige Drehfedern parallelgeschaltet. Die Eingangswerte zur Berechnung der Federsteifigkeiten sind in Tabelle 36 angegeben. Um die exakten, zu den Querschnitten passenden, Werte für das Torsionsflächenmoment 2. Grades und den Wölbwiderstand zu erhalten, wurden die Querschnitte in RSTAB parametrisiert eingegeben und die zutreffenden Querschnittsdaten ausgelesen.

Tabelle 36 – Trägerprofil-Querschnittswerte für QS 1&2

Trägerprofil Querschnitte 1 & 2		h	b	t_f	t_w	I_T	I_W
		[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[cm ⁴]	[cm ⁶]
1	QS 1 ≈ HEB 200	200	200	15	10	49,0	171125
2	QS 2 ≈ HEA 800	800	300	25	15	383,3	16890000



$$C_{\varphi,global} = \frac{M}{\varphi} = \frac{1}{\frac{L}{4GI_T} * (1 - \frac{\tanh \varepsilon_T}{\varepsilon_T})} \quad (12)$$

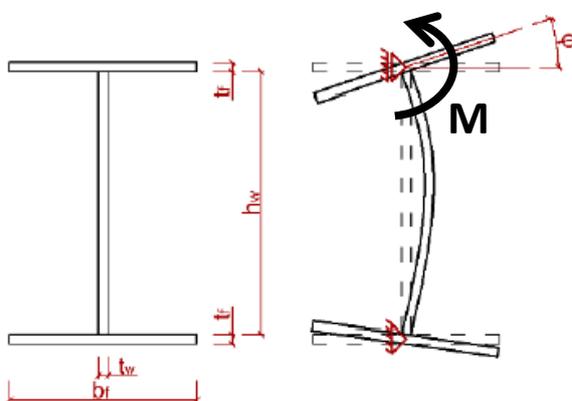
$$\text{mit } \varepsilon_T = \sqrt{\frac{I_T}{2.6 * I_W}} * \frac{L}{2} \quad (13)$$

L = Länge des I-Trägers

I_T = Torsionsflächenmoment 2. Grades

I_W = Wölbwiderstand

Abbildung 55 - Detail 2a: Skizze $C_{\varphi,global}$ aus [4]



$$C_{\varphi,lokal} = \frac{M}{\varphi} = \frac{3EI}{h_w} = \frac{3E * t_w^3 * l_{eff}}{12h_w} \quad (14)$$

$$\text{mit } l_{eff} = \frac{2.05 * h_w^{0.5} * t_f^{1.25} * b_f^{0.5}}{t_w^{1.25}} \quad (15)$$

Abbildung 56 - Detail 2a: Skizze $C_{\varphi,lokal}$ aus [4]

5.1.2.2 Systemmodellierung mit Vollgelenken

Bezüglich der gelenkigen Modellierung wurden 2 Systeme untersucht. Einmal wurden die lokale und die globale Federsteifigkeit auf Null gesetzt und anschließend mit der Exzentrizität $e_{F,gross}$ wie im Stabmodell, die der halben Trägerhöhe + Schwerpunktabstand Winkelprofil entspricht, die Tragfähigkeiten berechnet. Die Ergebnisse dieser Modellierung werden in weitere Folge mit $N_{E-E,0,eF=gross}$ bezeichnet. Als zweiter Referenzfall wurde angenommen, dass die beiden außenliegenden I-Träger in der Obergurtebene steif genug sind, dass die horizontalen Verformungen aufgrund der Belastung durch das gedrückte Winkelprofil vernachlässigbar klein sind und sie somit als starre Auflager gesehen werden können. Dadurch reduziert sich der Hebelsarm auf den Schwerpunktabstand des Winkels plus die halbe Flanschdicke des I-Profils (Exzentrizität $e_{F,klein}$ in Abbildung 57). Die Ergebnisse dieser Berechnung mit kurzem Hebelsarm an beiden Winkelprofilenden werden in weiterer Folge mit $N_{E-E,0,eF=klein}$ bezeichnet. Die Hebelsarme sind in Abbildung 57 dargestellt. Auch für diesen Fall wurde mit Vollgelenken gerechnet. Dieses Modell dient als Referenzmodell, um einordnen zu können, wie weit diese ingenieurmäßige Betrachtung von den realitätsgetreuen Resultaten entfernt liegen.

Selbstverständlich wird auch für die gelenkige Modellierung der Einfluss von Theorie II. Ordnung und die Imperfektion von $e_o=L/300$ in Richtung der u-Achse erfasst.

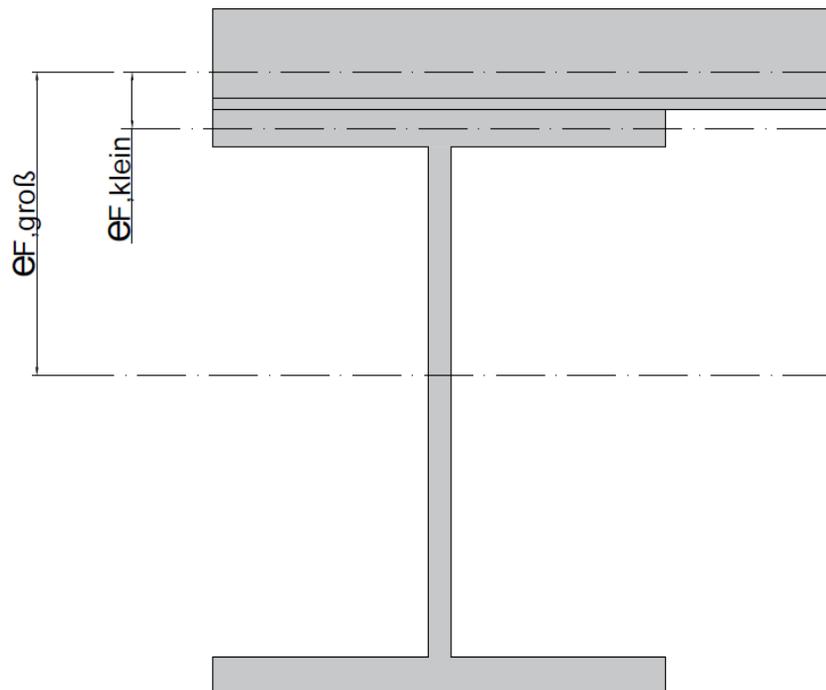


Abbildung 57 - Systemskizze Detail 2a für bedseitig gelenkige Berechnung (Definition, Exzentrizität e_F)

5.2 Ergebnisse für Detail 2a | Winkel 60x6

Den Ergebnissen in FEM liegt die in Abbildung 58 gezeichnete Systemskizze zugrunde. Alle Abmessungen werden in Millimeter angegeben. Als Verbindungsmittel wurden Schrauben vom Typ M 16 verwendet, wobei ein Lochspiel von 2 mm gegeben ist. Die Lochabstände genügen den benötigten Lochabständen aus der Norm, entnommen aus [1].

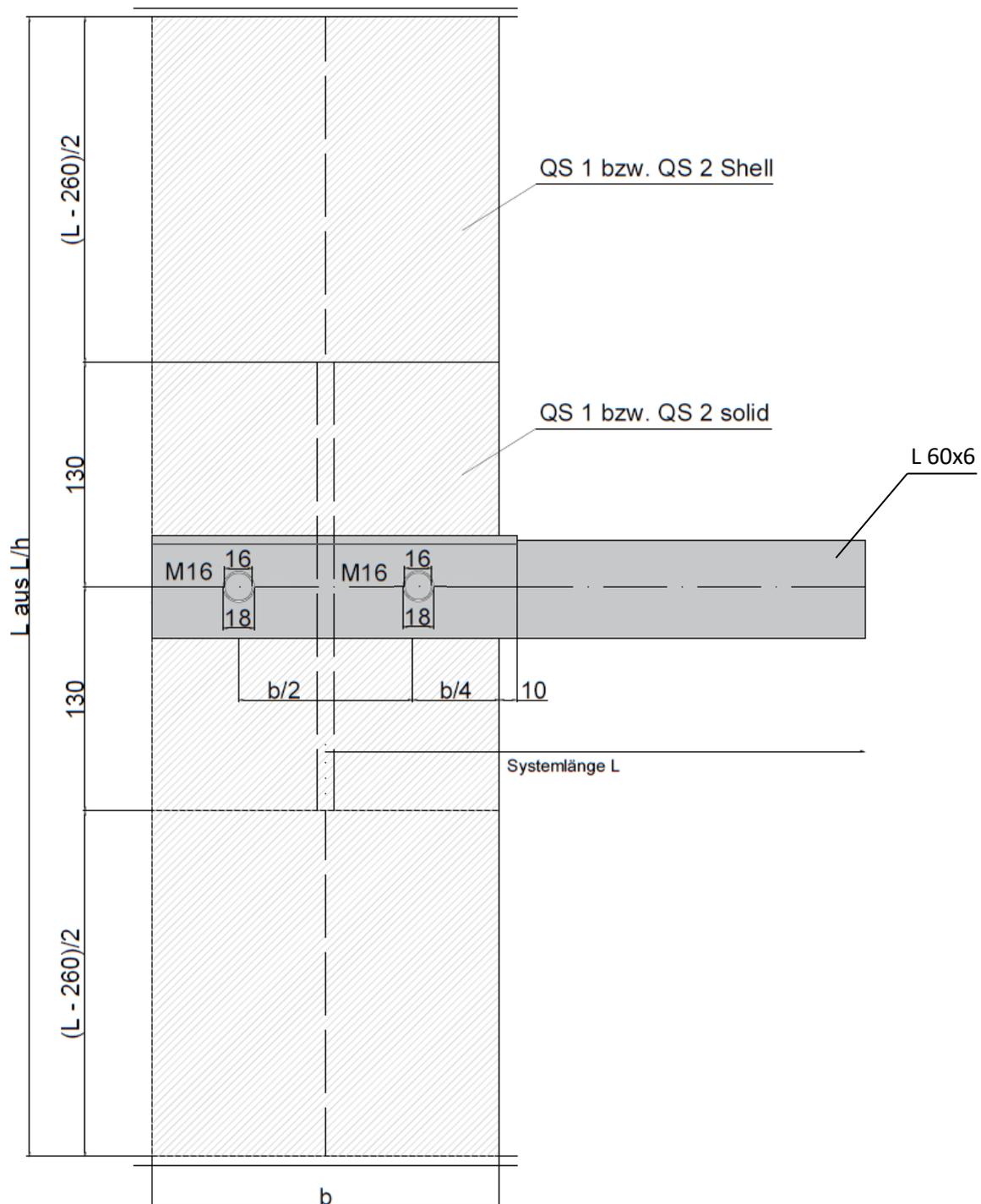


Abbildung 58 – Abmessungen Detail 2a_60x6

5.2.1 Ergebnisse nach Finite Elemente Methode

Die in Tabelle 37 angegebenen Werte entsprechen den mittels LBA- und GMNIA-Analyse in Abaqus berechneten Tragfähigkeiten (N_{cr} und N_{FEM}). Sämtliche errechneten Kräfte unterliegen den in Kapitel 5.1.1 genannten Einflüssen. Für die Vorspannkraft wurde eine „BoltLoad“ in Höhe von 109,9 kN aufgebracht (s. Abschnitt 2.3.1). Die Systemlänge wird mit $L/2$ angegeben, da durch das Symmetrielager im System nur die halbe Länge implementiert ist. Im gegebenen Fall steht L_1 für die Länge des I-Trägers und L für die Systemlänge. Der jeweilige versagende Teil des Systems ist in Spalte „V“ mit dem entsprechenden Kürzel aus Kapitel 2.1.4 angeführt.

Tabelle 37 - FEM Ergebnis für Detail 2a_60x6

Bezeichnung	Profil	$\bar{\lambda}_v$	QS #	L_1/h	$L/2$	e_0	M	$F_{p,c}$	N_{cr}	N_{FEM}	$N_{pl,60x6}$	V	
	[-]	[-]	[-]	[-]	[mm]	[mm]	[-]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[-]	
FEM Ergebnisse 2a_60x6	2a_60x6_Konfig1	L 60x6	0,8	QS 1	10	439,5	2,9	M 16	109,9	417,0	75,4	162,4	WI
	2a_60x6_Konfig2	L 60x6	0,8	QS 1	20	439,5	2,9	M 16	109,9	281,1	47,1	162,4	WI
	2a_60x6_Konfig3	L 60x6	0,8	QS 2	10	439,5	2,9	M 16	109,9	300,1	73,0	162,4	WI
	2a_60x6_Konfig4	L 60x6	0,8	QS 2	20	439,5	2,9	M 16	109,9	148,5	45,4	162,4	WI
	2a_60x6_Konfig5	L 60x6	1,8	QS 1	10	988,8	6,6	M 16	109,9	160,2	56,7	162,4	WI
	2a_60x6_Konfig6	L 60x6	1,8	QS 1	20	988,8	6,6	M 16	109,9	110,9	33,5	162,4	W
	2a_60x6_Konfig7	L 60x6	1,8	QS 2	10	988,8	6,6	M 16	109,9	149,3	47,7	162,4	W
	2a_60x6_Konfig8	L 60x6	1,8	QS 2	20	988,8	6,6	M 16	109,9	77,3	27,7	162,4	W
	2a_60x6_Konfig9	L 60x6	2,8	QS 1	10	1538,1	10,3	M 16	109,9	76,2	39,0	162,4	W
	2a_60x6_Konfig10	L 60x6	2,8	QS 1	20	1538,1	10,3	M 16	109,9	60,1	25,9	162,4	W
	2a_60x6_Konfig11	L 60x6	2,8	QS 2	10	1538,1	10,3	M 16	109,9	79,1	35,3	162,4	W
	2a_60x6_Konfig12	L 60x6	2,8	QS 2	20	1538,1	10,3	M 16	109,9	50,1	20,5	162,4	W

5.2.2 Ergebnisse Stabstatik nach Theorie II. Ordnung

Die nachfolgenden Kapitel 5.2.2.1, 5.2.2.2 und 5.2.2.3 zeigen die Ergebnisse der benötigten Federsteifigkeiten, die maßgebenden Schnittkräfte inklusive der maßgebenden Stelle im System und die mittels RSTAB ermittelten Traglasten.

5.2.2.1 Berechnung von $C_{\varphi, \text{lokal}}$ und $C_{\varphi, \text{global}}$

Die ermittelten Federsteifigkeiten werden mittels den Gleichungen (12), (13), (14) und (15) berechnet. $C_{\varphi, \text{lokal}}$ spiegelt die Effekte aus der lokalen Verformung des Flansches und Steges wieder und $C_{\varphi, \text{global}}$ repräsentiert die globale Torsionswirkung des I-Profiles. Die in Tabelle 38 und Tabelle 39 errechneten Federsteifigkeiten werden dazu eingesetzt, die Ergebnisse in 5.2.2.3 mittels RSTAB zu berechnen. Die für die Berechnung erforderlichen Werte entstammen Abschnitt 5.2.2.

Tabelle 38 - Berechnung von $C_{\varphi, \text{lokal}}$ für Detail 2a_60x6

Bezeichnung	h_w	t_f	b_f	t_w	l_{eff}	$C_{\varphi, \text{lokal}}$	
	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[kNm/rad]	
Ergebnis $C_{\varphi, \text{lokal}}$ 2a_60x6	2a_60x6_Konfig1	170	15	200	10	627,5	193,8
	2a_60x6_Konfig2	170	15	200	10	627,5	193,8
	2a_60x6_Konfig3	750	25	300	15	1841,4	435,0
	2a_60x6_Konfig4	750	25	300	15	1841,4	435,0
	2a_60x6_Konfig5	170	15	200	10	627,5	193,8
	2a_60x6_Konfig6	170	15	200	10	627,5	193,8
	2a_60x6_Konfig7	750	25	300	15	1841,4	435,0
	2a_60x6_Konfig8	750	25	300	15	1841,4	435,0
	2a_60x6_Konfig9	170	15	200	10	627,5	193,8
	2a_60x6_Konfig10	170	15	200	10	627,5	193,8
	2a_60x6_Konfig11	750	25	300	15	1841,4	435,0
	2a_60x6_Konfig12	750	25	300	15	1841,4	435,0

Tabelle 39 – Berechnung von $C_{\varphi, \text{global}}$ für Detail 2a_60x6

Bezeichnung	I_T	I_w	L_I	ϵ_T	$C_{\varphi, \text{global}}$	
	[mm ⁴]	[mm ⁶]	[mm]	[-]	[kNm/rad]	
Ergebnis $C_{\varphi, \text{global}}$ 2a_60x6	2a_60x6_Konfig1	4,904E+05	1,711E+11	2000	1,05	311,1
	2a_60x6_Konfig2	4,904E+05	1,711E+11	4000	2,10	73,9
	2a_60x6_Konfig3	3,833E+06	1,689E+13	8000	1,18	518,6
	2a_60x6_Konfig4	3,833E+06	1,689E+13	16000	2,36	132,8
	2a_60x6_Konfig5	4,904E+05	1,711E+11	2000	1,05	311,1
	2a_60x6_Konfig6	4,904E+05	1,711E+11	4000	2,10	73,9
	2a_60x6_Konfig7	3,833E+06	1,689E+13	8000	1,18	518,6
	2a_60x6_Konfig8	3,833E+06	1,689E+13	16000	2,36	132,8
	2a_60x6_Konfig9	4,904E+05	1,711E+11	2000	1,05	311,1
	2a_60x6_Konfig10	4,904E+05	1,711E+11	4000	2,10	73,9
	2a_60x6_Konfig11	3,833E+06	1,689E+13	8000	1,18	518,6
	2a_60x6_Konfig12	3,833E+06	1,689E+13	16000	2,36	132,8

5.2.2.2 Maßgebende Schnittkräfte

Um einen Überblick über die einwirkenden Schnittkräfte erhalten zu können sind die für den jeweiligen Nachweis maßgebenden Schnittgrößen in Tabelle 40 angegeben. Die erste Spalte (E-E | $\varphi_{\text{global+lokal}}$) stellt die Schnittkräfte dar, die sich einstellen, wenn am mittels Federsteifigkeiten modellierten System der Nachweis erfüllt sein soll. Die weiteren angegebenen Kräfte beziehen sich auf das gelenkig modellierte System (E-E | $C\varphi, z=0$ | $e_F=\text{gross}$ und E-E | $C\varphi, z=0$ | $e_F=\text{klein}$). Der Unterschied zwischen den beiden vollgelenkig eingegebenen Systemen ist, dass einmal der Hebelsarm zur Kraftübertragung bis zur Schwerachse des I-Trägers gewählt wurde (E-E | $C\varphi, z=0$ | $e_F=\text{gross}$) und einmal – aufgrund des horizontal als starr angenommenen I-Trägers – der Hebelsarm nur bis zur Flanschnitte des Obergurtes angenommen wird (E-E | $C\varphi, z=0$ | $e_F=\text{klein}$). Wie bereits erwähnt wird für die Nachweisführung nur der elastische Nachweis herangezogen.

Tabelle 40 - maßgebende Schnittkräfte Detail 2a_60x6

		E-E $\varphi_{\text{global+lokal}}$					E-E $C\varphi, z=0$ $e_F=\text{gross}$					E-E $C\varphi, z=0$ $e_F=\text{klein}$				
		N_{E-E}	$M_{u,E-E}$	$M_{v,E-E}$	NW_{E-E}		$N_{E-E,0}$	$M_{u,E-E,0}$	$M_{v,E-E,0}$	$NW_{E-E,0}$		$N_{E-E,0}$	$M_{u,E-E,0}$	$M_{v,E-E,0}$	$NW_{E-E,0}$	
		[kN]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[kN]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[kN]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]
Schnittkräfte 2a_60x6	K1	-66,0	-1,49	-0,18	1,00	AL	-10,8	-1,46	-0,40	1,00	FM	-58,0	-1,71	-0,26	0,99	AL
	K2	-42,3	-1,68	-0,51	1,01	FM										
	K3	-33,0	-1,61	-0,47	0,99	FM										
	K4	-20,0	-1,53	-0,43	1,00	FM	-3,0	-1,41	-0,38	1,00	FM	-45,8	-1,70	-0,52	1,00	FM
	K5	-60,0	-0,55	0,4	1,00	AL										
	K6	-51,0	-0,88	0,3	1,00	AL	-9,7	-1,43	-0,43	1,01	FM	-33,2	-1,45	-0,57	1,00	FM
	K7	-49,3	-0,94	0,27	1,00	AL										
	K8	-35,8	-1,46	-0,59	1,00	FM	-2,9	-1,40	-0,39	1,01	FM	-29,2	-1,45	-0,55	1,00	FM
	K9	-40,8	-0,24	0,67	1,00	AL										
	K10	-37,4	-0,37	0,64	1,01	AL	-8,2	-1,35	-0,45	1,00	FM	-20,7	-1,25	-0,59	1,00	FM
	K11	-37,5	-0,37	0,63	1,00	AL										
	K12	-33,3	-0,57	0,57	1,00	AL	-2,8	-1,37	-0,40	1,00	FM	-19,2	-1,28	-0,57	1,00	FM

5.2.2.3 Ermittelte Tragfähigkeiten

Die in Spalte N_{E-E} , $N_{E-E,0,eF=\text{gross}}$ und $N_{E-E,0,eF=\text{klein}}$ in Tabelle 41 berechneten Traglasten stammen aus Tabelle 40 und wurden unter Einfluss von Theorie II. Ordnung, der Stabimperfektion von $e_0=L/300$, der entsprechenden Lastexzentrizität und im Fall von N_{E-E} mit den entsprechenden Federsteifigkeiten aus Kapitel 5.2.2.1 bestimmt.

Tabelle 41 – Stabmodell Th. II. O. Ergebnis Detail 2a_60x6

Bezeichnung	Profil	λ_v	QS #	L _i /h	L	C _{φ,lokal}	C _{φ,global}	e _{F,gross}	e _{F,klein}	e ₀	N _{E-E}	N _{E-E,0,eF=gross}	N _{E-E,0,eF=klein}	
	[-]	[-]	[-]	[-]	[mm]	[kNm/rad]	[kNm/rad]	[mm]	[mm]	[mm]	[kN]	[kN]	[kN]	
Th. II. O. Ergebnis 2a_60x6	2a_60x6_K1	L 60x6	0,8	QS 1	10	878,9	193,78	311,1	116,9	23,9	2,9	66,0	10,8	58,0
	2a_60x6_K2	L 60x6	0,8	QS 1	20	878,9	193,78	73,9	116,9	23,9	2,9	42,3	10,8	58,0
	2a_60x6_K3	L 60x6	0,8	QS 2	10	878,9	435,04	518,6	416,9	28,9	2,9	33,0	3,0	45,8
	2a_60x6_K4	L 60x6	0,8	QS 2	20	878,9	435,04	132,8	416,9	28,9	2,9	20,0	3,0	45,8
	2a_60x6_K5	L 60x6	1,8	QS 1	10	1977,5	193,78	311,1	116,9	23,9	6,6	60,0	9,7	33,2
	2a_60x6_K6	L 60x6	1,8	QS 1	20	1977,5	193,78	73,9	116,9	23,9	6,6	51,0	9,7	33,2
	2a_60x6_K7	L 60x6	1,8	QS 2	10	1977,5	435,04	518,6	416,9	28,9	6,6	49,3	2,9	29,2
	2a_60x6_K8	L 60x6	1,8	QS 2	20	1977,5	435,04	132,8	416,9	28,9	6,6	35,8	2,9	29,2
	2a_60x6_K9	L 60x6	2,8	QS 1	10	3076,2	193,78	311,1	116,9	23,9	10,3	40,8	8,2	20,7
	2a_60x6_K10	L 60x6	2,8	QS 1	20	3076,2	193,78	73,9	116,9	23,9	10,3	37,4	8,2	20,7
	2a_60x6_K11	L 60x6	2,8	QS 2	10	3076,2	435,04	518,6	416,9	28,9	10,3	37,5	2,8	19,2
	2a_60x6_K12	L 60x6	2,8	QS 2	20	3076,2	435,04	132,8	416,9	28,9	10,3	33,3	2,8	19,2

5.2.3 Darstellung und Interpretation der Ergebnisse – Detail 2a_60x6

In der nachfolgenden Abbildung 59 ist der Quotient aus N_{FEM}/N_{E-E} dargestellt. Die Traglasten entstammen den Kapiteln 5.2.1 und 5.2.2 Mit dieser Betrachtung, soll analysiert werden, wie weit die FEM Modellierung von der Stabstatikmodellierung abweicht, bzw. wie weit die Ergebnisse der Stabstatik bezüglich der FEM auf der sicheren bzw. unsicheren Seite liegen. Liegt der Faktor über 1.00 ist die Stabstatikvariante auf der sicheren Seite, liegt der Wert unterhalb 1.00 übersteigt die Traglast aus der konventionellen Stabstatik das FEM Ergebnis und liegt auf der unsicheren Seite. Für den in Abbildung 59 dargestellten Fall müssen deutliche Abweichungen der Berechnungsmethoden festgestellt werden. Diese stark unterschiedlichen Traglasten lassen eindeutig auf grundlegende Diskrepanzen in der Modellierung der statischen Situation in einem oder beiden Berechnungsverfahren rückschließen. Ziel dieses Kapitels ist es nun Unstimmigkeiten in der Modellierung aufzuzeigen und zu erläutern. Grundsätzlich sind drei Effekte aus den Ergebnisdaten auslesbar, welche so nicht zu erwarten waren. Die erste zu klärende Unstimmigkeit ist in Abbildung 59 als „Effekt 1“ ersichtlich. Hier gilt es zu klären, warum in diesem Fall für Konfiguration 3 und 4 die Abweichungen zwischen FEM und Theorie II. Ordnung so enorm hoch sind. Der zweite zu klärende Effekt ist ebenfalls in Abbildung 59 ersichtlich. Hier ist besonders auffällig, dass jeweils Konfiguration 6,8,10 und 12 systematisch um bis zu 38 % vom FEM-Ergebnis abweichen („Effekt 2“).

	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
N_{FEM}/N_{E-E}	1.14	1.11	2.21	2.27	0.95	0.66	0.97	0.77	0.96	0.69	0.94	0.62

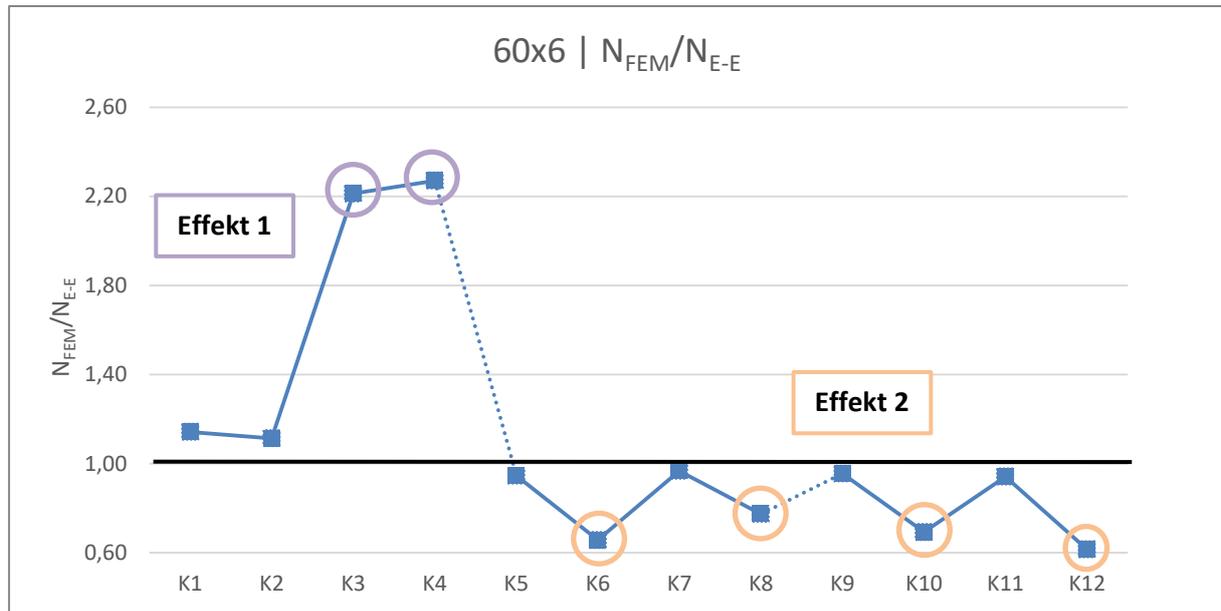


Abbildung 59 – Traglastergebnisse für Detail 2a_60x6 FEM/Th.II.O

Eine weitere Auffälligkeit stellt sich vorwiegend in der stabstatischen Modellierung in RSTAB heraus und zwar nur für den mit Federsteifigkeiten behafteten Fall. Die gelenkig modellierten Fälle sind von dieser Unwägbarkeit nicht betroffen. In Tabelle 42 sind die in RSTAB mittels Federsteifigkeiten ermittelten Traglasten (N_{E-E}) aus Tabelle 41 erneut dargestellt. Jedoch wurden sie diesmal nicht nach den Konfigurationen aufgetragen sondern nach den Schlankheiten. Dazu muss erwähnt werden, dass sich jeweils Konfiguration 1,5,9 - 2,6,10 – 3,7,11 und 4,8,12 **nur** durch ihre Schlankheit unterscheiden. Für die besagten Konfigurationen sind der jeweilige Querschnitt (QS) und das jeweilige Längenverhältnis des I-Trägers zur Höhe (L_i/h) dasselbe. Insofern ist es nicht erwartbar, dass bei einem Knickproblem für die exakt gleichen Randbedingungen das Profil mit der geringsten Schlankheit die niedrigste Tragfähigkeit aufweist. Dieses Tragverhalten bedarf einer Erklärung und wird dahingehend als „Effekt 3“ benannt.

Tabelle 42 - Tragfähigkeiten nach Schlankheiten geordnet in RSTAB; Detail 2a_60x6

N_{E-E}	$\bar{\lambda}_v$		
	0,8	1,8	2,8
2a_60x6_K1 K5 K9	66,0	60,0	40,8
2a_60x6_K2 K6 K10	42,3	51,0	37,4
2a_60x6_K3 K7 K11	33,0	49,3	37,5
2a_60x6_K4 K8 K12	20,0	35,8	33,3

Effekt 3

5.2.3.1 Ursächliche Klärung von „Effekt 1“

Die deutlich erhöhte Tragfähigkeit bei Konfiguration 3 und 4, die mittels FEM gegenüber der Stabstatik festgestellt wurde, kann damit begründet werden, dass die Last in der FEM auch nach

völligem Durchplastizieren des Winkelprofils weiter gesteigert werden kann. Diese Gleichgewichtszustände nach dem Erreichen der Winkel-Traglast sind durch deutliche Verdrehungen und Fließen des I-Profils gekennzeichnet. Durch Abbildung 60 und Tabelle 43 soll dieser Zustand nocheinmal verdeutlicht werden. Mittels Tabelle und Diagramm kann gezeigt werden, dass nach Durchplastizieren des L-Profils die Last immer noch gesteigert werden kann.

Tabelle 43 – Systemzustand Detail 2a_60x6_K3&4

2a_60x6_Konfig3			2a_60x6_Konfig4			
SYSTEMZUSTAND			SYSTEMZUSTAND			
		F_{FEM} [kN]	φ [mrad]		F_{FEM} [kN]	φ [mrad]
1	<i>Belastungsbeginn</i>	0	0	1	0	0
2	<i>Fließbeginn L-QS</i>	25,4	18,0	2	7,8	14,5
3	<i>Durchplastiziert L-QS</i>	49,8	38,6	3	23,5	61,9
4	<i>Fließbeginn I-QS</i>	58,4	46,9	4	32,6	98,2
5	<i>Systemversagen</i>	73,0	72,3	5	45,4	172,1

In Abbildung 60 ist das Last/Verformungsverhältnis der beiden Konfigurationen angegeben. Es kann klar abgelesen werden, dass ab Fließbeginn des I-Profils die Verformung im Verhältnis zur Belastung deutlich stärker zunimmt. So kann gezeigt werden, dass die Rotation dem Fließen des I-Profils zuzurechnen ist und, dass nur durch das Umlagern von Spannungen aus dem überlasteten Winkel in das I-Profil ein Gleichgewicht im System gefunden werden kann. Durch dieses Umlagern kann der enorme Anstieg der FEM-Traglasten auch nach Überlastung des Winkels erklärt werden. Dieser Effekt findet in der stabstatischen Modellierung keine Berücksichtigung.

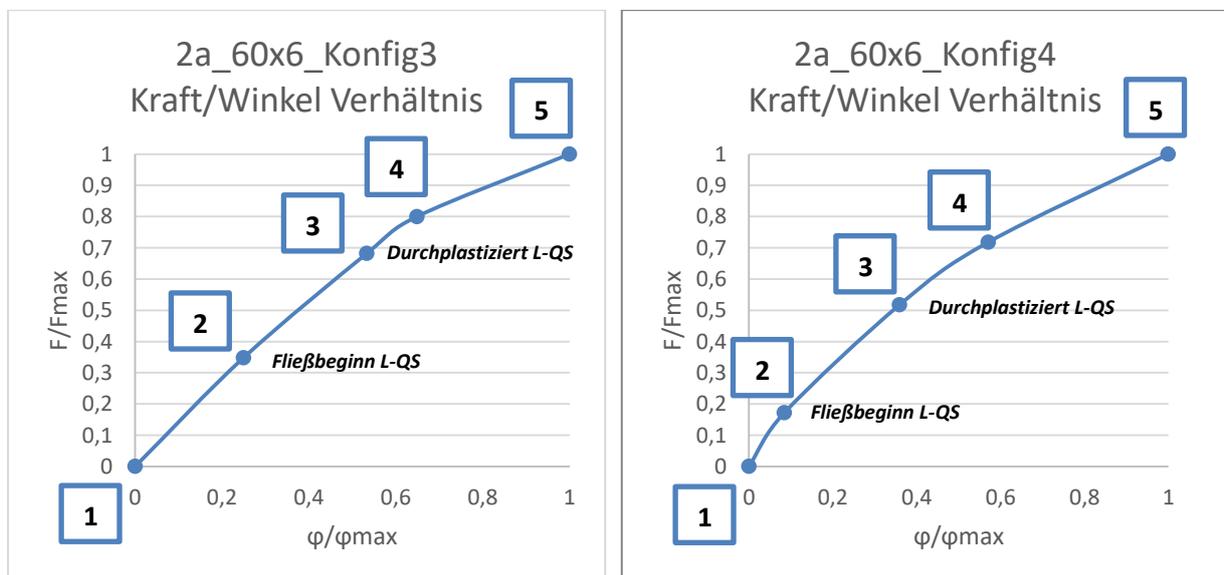


Abbildung 60 - Kraft/Winkel Verhältnis bei Detail 2a_60x6_K3&4

In der nachfolgenden Abbildung 61 wird das Versagensbild (entspricht Systemzustand 5 in Tabelle 43) der beschriebenen Konfigurationen gezeigt. Die Spannungsskala ist auf 235 N/mm² skaliert, was bedeutet, dass die roten Bereiche mit einer Spannung von 235 N/mm² belastet sind. Es ist gut zu sehen, dass in beiden Fällen das Winkelprofil vollkommen durchplastiziert ist und das

Gleichgewicht bis zum endgültigen Versagen durch das palstische Verhalten des I-Profiles gefunden werden kann. Dies kann als einer der Gründe für das hohe Verhältnis zwischen FEM- und RSTAB-Traglast angesehen werden. Auf eine eingehendere Ursachenforschung muss aufgrund des Umfanges in dieser Masterarbeit verzichtet werden.

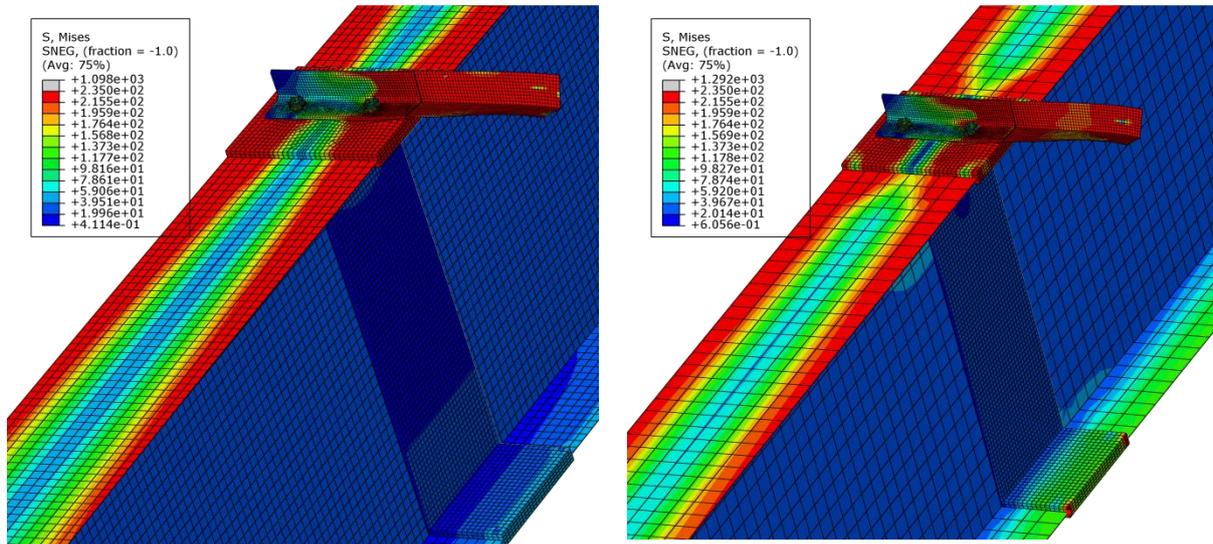


Abbildung 61 - Versagensmechanismus bei Detail 2a_60x6_K3&4

Abschließend soll noch angemerkt werden, warum Konfiguration 1&2 nicht so stark von der Stabstatikbetrachtung abweichen, obwohl der Versagensmechanismus mit „WI“ der Selbe ist. Dies ist in erster Linie auf das kleinere I-Profil (QS 1 \approx HEB 200) zurückzuführen. QS 1 plastiziert relativ zeitgleich mit dem Winkelprofil und versagt somit auch ab ca. der selben Laststufe. Somit hat das I-Profil keine Kapazitäten für die Spannungumlagerung aus dem vollständig ausgenutzten L-Profil und es kann nach Durchplastizieren des L-Profiles die aufzubringende Last nicht mehr gesteigert werden. Zusammenfassend kann also festgehalten werden, dass „Effekt 1“ bei Konfiguration 1 & 2 nicht auftritt, da das I-Profil gleichzeitig mit dem Winkelprofil versagt und somit keine Laststeigerung nach Plastizieren des L-Profiles mehr möglich ist.

5.2.3.2 Ursächliche Klärung von „Effekt 2“

Bezüglich „Effekt 2“ stellt sich die Frage, warum bei der FEM-Lösung jede zweite Konfiguration ab Konfiguration 5 systematisch um bis zu -38 % von der Traglast des Stabmodells abweicht. Auffallend ist, dass fast alle betroffenen abweichenden Konfigurationen in der Stabstatik am Auflager maßgebend werden und in der FEM die maßgebenden Spannungen jedoch in Feldmitte (am Symmetriemittelpunkt) auftreten: Des Weiteren kann festgestellt werden, dass die Konfigurationen die besonders stark abweichen (K6, K8, K10, K12 vgl. Abbildung 59) jeweils ein l/h Verhältnis von 20 aufweisen. Das l/h bedeutet, dass der stützende I-Träger 20x so lange ist wie seine Profilhöhe und somit mehr Verformungsvermögen des Winkelprofils am Auflager durch die Torsion des I-Trägers zur Verfügung steht. Die unterschiedliche Stelle der maßgebenden Spannungen ist vor allem insofern verwunderlich, da bis dato bei einem Großteil der berechneten Modelle die Versagensstelle in Stabstatik und FEM übereinstimmt. Dieser Umstand lässt die Vermutung zu, dass unter Anderem die Lagerungsbedingungen in Feldmitte das reale Tragverhalten in der FEM nicht richtig abbilden. Das Symmetriemittelpunkt in Feldmitte des L-Profiles ist momentan so ausgeführt, dass es horizontal verschieblich ausgebildet ist, um eine Lasteinleitung gewährleisten zu können. Um das Ebenbleiben

des Querschnittes zu sichern wurden alle Punkte am Ende des L-Profils an einen Referenzpunkt am Querschnitt gekoppelt. Dies garantiert zwar ein Ebenbleiben des Querschnittes blockiert jedoch auch die Verdrehung der Winkelschenkel zueinander (d.h. der L-Querschnitt bleibt formtreu). Da diese Modellierung nicht hundertprozentig dem Grundgedanken des Symmetrielagers entspricht, ist es möglich, dass dadurch Zwangsspannungen am Ende des Querschnittes - also in Feldmitte - entstehen, die das Ergebnis der FEM beeinflussen. Eine nähere Studie zu den Drehverformungen des L-Profils kann Anhang A entnommen werden. Um zu überprüfen, ob die FEM-Spannungen in Feldmitte die Ursache für die starke Abweichung der FEM-Ergebnisse von jenen am Stabmodell darstellen, wurde an den Konfigurationen, die hinsichtlich ihrer Tragfähigkeit stark abweichen **und** die in der Stabstatik am Auflager maßgebend werden, das L-Profil in Feldmitte und das gesamte I-Profil mit elastischem Materialverhalten bei der FEM-Berechnung ausgestattet (siehe Abbildung 62), um die FEM quasi zu zwingen im Auflagerbereich maßgebend zu werden. Im konkreten Fall von Detail 2a_60x6 betrifft dies die Konfigurationen 6, 10 und 12. Ziel ist es, zeigen zu können, dass wenn die mutmaßlich (zu hohen) unrichtigen Spannungen in Feldmitte mittels elastischem Materialverhalten übergangen werden, dass das Profil deutlich mehr Kraft aufnehmen kann und sich somit den Stabstatikergebnissen deutlich annähert und somit besser übereinstimmt.

Konfiguration 8 wurde im ersten Schritt ausgespart, da diese Konfiguration in der Stabstatik nicht am Auflager sondern in Feldmitte maßgebend wird. Aufgrund der Annahme, dass die Spannungen in Feldmitte in FEM unzutreffend sind, gibt es keine Möglichkeit die potentielle Abweichung FEM/TH.II.O der Tragfähigkeit von Konfiguration 8 in Feldmitte zu überprüfen.

Zusätzlich zu den abweichenden Konfigurationen 6, 10, 12 wurden auch noch die zugehörigen nahe am RSTAB-Ergebnis liegenden Konfigurationen 5, 9, 11 mit elastischem Material in I und L-Profil (Feldmitte) getestet. Auch Konfiguration 5, 9, 11 versagen in der Stabstatik am Auflager. Die mutmaßlich passenden Ergebnisse von 5, 9, 11 liegen um bis zu 6 % unterhalb der RSTAB Ergebnisse. Die Annahme ist nun diese, dass durch die unterschiedlichen Lagerungsbedingungen (5,9,11 - $L_i/h=10$ | 6,10,12 - $L_i/h=20$) die Belastung bedingt durch das elastische Materialverhalten auch unterschiedlich stark – je Lagerungsbedingung - zunimmt und so für beide Fälle akzeptable Ergebnisse erzielt werden können.

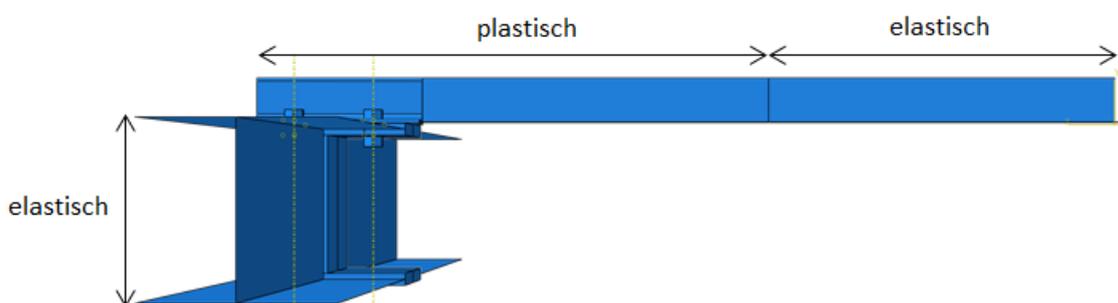


Abbildung 62 – Detail 2a_60x6 Einteilung elastisches/plastisches Materialverhalten bei zusätzlicher FEM-Berechnung

In der nachfolgenden Tabelle 44 werden die Ergebnisse der mittels Abbildung 62 beschriebenen Studie dargestellt. Die bereits bekannten Tragfähigkeiten aus der FEM Berechnung, ohne elastischem Materialverhalten (also konventionell berechnet), sind in der Spalte N_{FEM} ersichtlich, die Traglasten aus der Modellierung mit elastischem Material in Feldmitte und am I-Träger (wobei Versagen am Auflager erzwungen wird) sind in Spalte $N_{FEM,AL}$ angegeben und die bekannten Werte aus RSTAB sind

in Spalte N_{E-E} angegeben. In den letzten beiden Spalten sind die Abweichungen der FEM-Ergebnisse von jenen der Stabstatik ersichtlich.

Die Ergebnisse beziehen sich nur auf die Fälle, die sowohl in RSTAB als auch in FEM (erzwungenermaßen) am Stabanfang maßgebend werden. Die Ergebnisse können jedoch auch auf Fälle, die nicht in RSTAB am Auflager maßgebend werden (Bsp. Konfiguration 8) übertragen werden, da falsch abgebildeten Spannungen in Feldmitte in FEM ja auch für in RSTAB in Feldmitte maßgebende Konfigurationen falsche Abweichungen ergeben.

Anhand von Tabelle 44 ist klar zu sehen, dass die neu ermittelten Tragfähigkeiten, bei erzwungenem Versagen im Auflagerbereich in der FEM, mit den im RSTAB sowieso am Auflager maßgebenden Werten ausreichend gut übereinpassen ($N_{FEM,AL}/N_{E-E}$). Dies ist ein starkes Signal dafür, dass das modellierte verschiebliche Symmetrielager die Spannungssituation in Feldmitte nicht korrekt abbilden kann und somit nicht aussagekräftige Ergebnisse erzielt werden. Auf eine nähere Ursachenforschung der Spannungssituation am Auflager muss aufgrund des Umfangs in dieser Masterarbeit verzichtet werden.

Tabelle 44 - N_{FEM} | $N_{FEM,AL}$ | N_{E-E} für Detail 2a_60x6

	N_{FEM}	$N_{FEM,AL}$	N_{E-E}	N_{FEM}/N_{E-E}	$N_{FEM,AL}/N_{E-E}$
<i>2a_60x6_Konfig5</i>	56,7	69,1	60,0	0,95	1,15
<i>2a_60x6_Konfig6</i>	33,5	44,5	51,0	0,66	0,87
<i>2a_60x6_Konfig9</i>	39,0	44,0	40,8	0,96	1,08
<i>2a_60x6_Konfig10</i>	25,9	33,7	37,4	0,69	0,90
<i>2a_60x6_Konfig11</i>	35,3	42,9	37,5	0,94	1,14
<i>2a_60x6_Konfig12</i>	20,5	28,5	33,3	0,62	0,86

5.2.3.3 Ursächliche Klärung von „Effekt 3“

Das grundsätzliche Problem in diesem Fall beim Stabmodell ist, dass bei einem Knickproblem anzunehmender Weise bei steigender Schlankheit die Tragfähigkeit sinken muss, wie dies auch bei Konfiguration 1 | 5 | 9 in Tabelle 42 zu sehen ist. Der zu klärende Effekt ist nun, warum die Traglast bei steigender Systemlänge in z.B. Konfiguration 4 | 8 | 12 zunimmt. Dazu muss erwähnt werden, dass sich die jeweiligen Konfigurationen ausschließlich in der Systemlänge unterscheiden und ansonsten alle anderen Randbedingungen exakt die selben sind.

Die Strategie zur Ursachenergründung war es, alle einwirkenden Einflüsse der Stabstatik (Vorverformung, kein Hauptachsensystem im Querschnitt, Theorie II. Ordnung, nur globale Federsteifigkeiten...) bei gleicher Belastung aller 3 Systeme schrittweise abzuschalten, um so zu sehen, ob der Effekt kleiner/größer wird oder verschwindet.

Zu diesem Zweck wurde das System stark vereinfacht, um die Auswirkungen auf die Abstufung der Auslastung bei gleicher Belastung beobachten zu können. Durch die Drehung des Querschnittes um -45° wird aus dem 2-achsigen ein 1-achsiges Problem, das mittels 2-D Stabstatik dargestellt werden kann. Die in Abbildung 63 angeführten Vereinfachungen wurden für Konfiguration 4, 8 und 12 durchgeführt und die Momentenverläufe und die Auslastungen festgehalten.

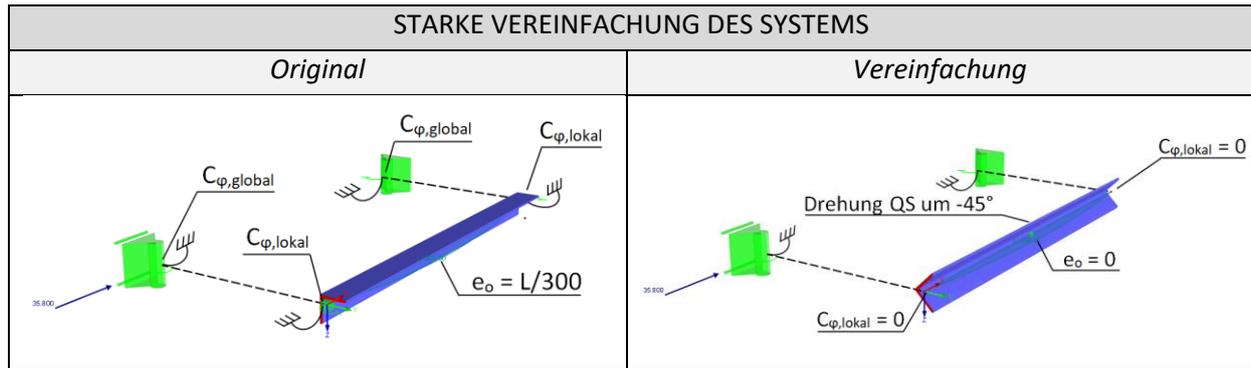


Abbildung 63 – Systemvereinfachung bei Detail 2a_60x6

Für eine fiktive globale Federsteifigkeit $c_{\varphi,global}$ von 500 kNm/rad und eine einwirkende Belastung 35.8 kN ergibt sich in Abbildung 64 folgendes Belastungs- bzw. Auslastungsbild in RSTAB. Es wurde eine fiktive Federsteifigkeit von 500 kN/rad für dieses Beispiel angenommen, da mit dieser Auflagersteifigkeit der zu beschreibende Sachverhalt besonders klar hervortritt. Ergänzend gilt noch anzumerken dass, selbstverständlich alle Systeme in Abbildung 64 mit der selben Einwirkungen von 35.8 kN belastet und mit der globalen von 500 kNm/rad behaftet sind und sich nur durch ihre Schlankheit von 0.8, 1.8 und 2.8 unterscheiden. Wie an der nach der Schlankheit absteigenden Auslastung (η_{FM}) in Feldmitte zu sehen ist, tritt der Effekt, dass die Tragfähigkeit mit der Schlankheit zunimmt auch bei diesem stark vereinfachten System in sehr deutlicher Form auf. Dies bedeutet, dass keiner der deaktivierten Einflüsse für diesen Sachverhalt verantwortlich ist.

AUSLASTUNGSSITUATION VEREINFACHTES SYSTEM			
	2a_60x6_Konfig4	2a_60x6_Konfig8	2a_60x6_Konfig12
M_z	-1,24	-0,58	-0,38
[kNm]			
η_{FM}	1,55	0,84	0,62
[-]			

Abbildung 64 – 2a_60x6 Ergebnistabelle im Stabmodell für "Effekt 3"

Der Grund für dieses Tragverhalten liegt in der statischen Unbestimmtheit des Systems. Da die Verformung Einfluss auf die Drehfeder im Auflager hat und somit das Auflagermoment beeinflusst, steigt die Tragfähigkeit mit zunehmender Länge, weil das Auflagermoment dem Moment aus der einwirkenden Normalkraft entgegenwirkt und somit das für den Nachweis maßgebende Moment in Feldmitte verkleinert. Das Moment ist deshalb ausschlaggebend für die Spannungen des Nachweises, da die Normalkraft – und damit die Normalspannung - in allen drei Fällen die Gleiche ist. Dieser

Sachverhalt soll anhand des Beispiels in Abbildung 64 nocheinmal ausführlich mittels Abbildung 65 erklärt werden. Wie bereits erwähnt sind in diesem Beispiel die drei Konfigurationen 4, 8 und 12 mit einer fiktiven Federsteifigkeit von 500 kNm/rad behaftet, da der Effekt so am besten hervortritt.

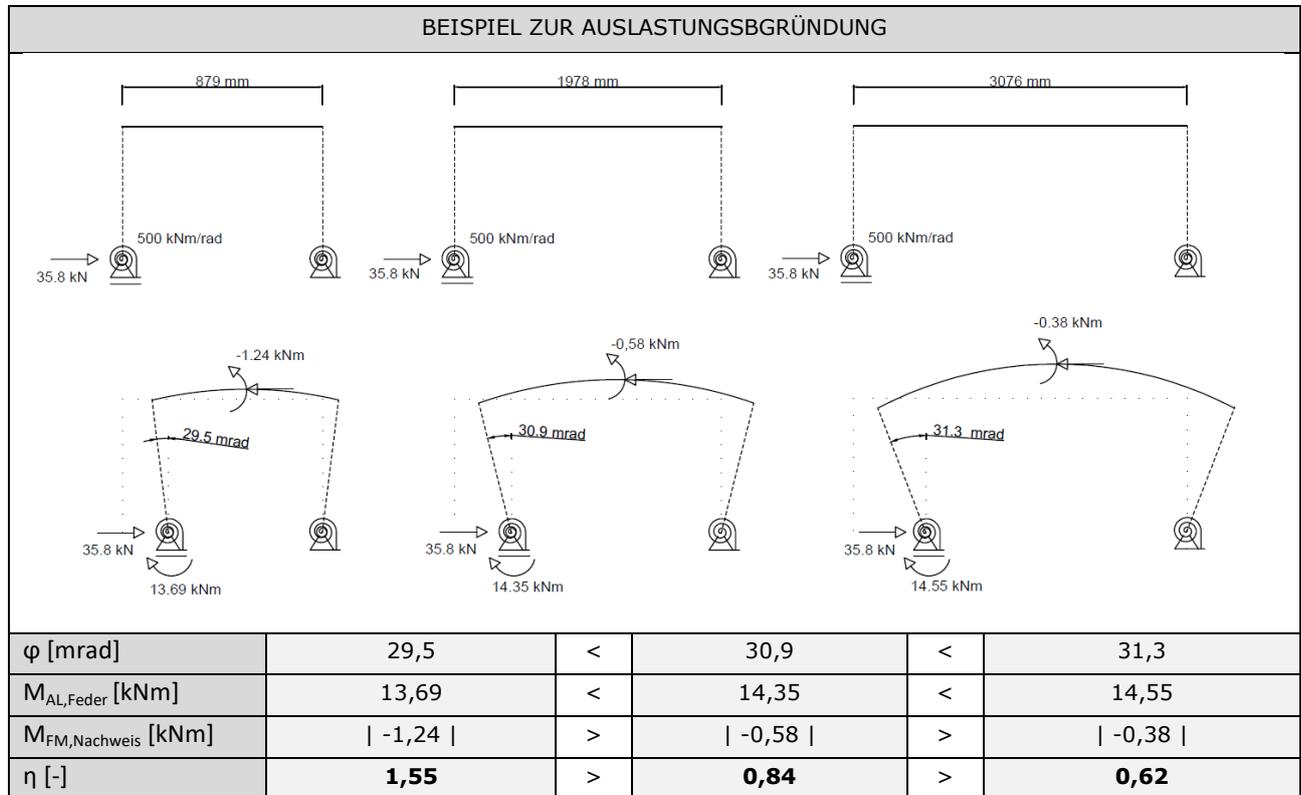


Abbildung 65 – Stabmodell für Detail 2a_60x6 Beispiel zur Begründung des Tragverhaltens

Wie an Abbildung 65 zu sehen ist, ist das Auflagermoment von der auftretenden Verformung abhängig. Das Auflagermoment wirkt dem maßgebenden Moment in Feldmitte (bei einer Betrachtung der Momentensumme) entgegen. Dadurch wird bei zunehmender Systemlänge und damit zunehmender Verformung am Auflager das Auflagermoment größer. Wird das Auflagermoment größer, verringert sich das für den Nachweis maßgebende Moment, da das Auflagermoment dem maßgebenden Moment entgegenwirkt. Dadurch ist die Auslastung am kürzeren System am höchsten (1,55) und am längsten System am geringsten (0,62).

Basierend auf dieser Erkenntnis wird nun durch aufeinanderfolgendes „Zuschalten“ der weiteren Effekte (Theorie II. Ordnung, Vorverformung,...) aus der Biegebetrachtung wieder eine Knickbetrachtung. Die Einflüsse der Theorie II. Ordnung und der Vorverformung sind gegenläufig zum in Abbildung 65 gezeigten Effekt. Das bedeutet, dass je nachdem wie groß die Federsteifigkeiten und deren damit verbundene Auswirkungen auf das Tragverhalten im Verhältnis zu den Auswirkungen aus Vorverformung und Theorie II. Ordnung ausfallen, bewegt sich die Abstufung der Tragfähigkeiten entweder in die eine oder die andere Richtung.

Zur Veranschaulichung der Einflüsse der einzelnen Effekte werden in der nachfolgenden Tabelle 45 die Einflüsse schrittweise „zugeschaltet“. Die Ergebnisse sind allerdings nicht mehr mit den Daten aus Abbildung 65 vergleichbar, da nun die tatsächliche globale Federsteifigkeit von 132,8 kNm/rad als Ausgangspunkt genommen wird.

Auffallend in Tabelle 45 ist, dass die Auslastung am kürzesten Profil stets die höchste ist, was bedeutet, dass die Tragfähigkeit beim kürzesten Profil am niedrigsten ist. Diese Auswirkung kann auf den in Abbildung 65 beschriebenen Effekt zurückgeführt werden. Wichtig ist anzumerken, dass mit der Drehung des Profils in die korrekte Lage kein Hauptachsensystem mehr vorliegt und deshalb aus der eindimensionalen Betrachtung eine zweidimensionale Betrachtung wird. Ein weiterer auffälliger Punkt ist, dass bei der Aktivierung der Theorie II. Ordnung sich das Auslastungsverhältnis ändert. Sobald Theorie II. Ordnung aktiviert wird, steigt die Auslastung (bzw. sinkt die Tragfähigkeit) von Konfiguration 8 um 28 % und von Konfiguration 12 um 93 %. Dieser Effekt kann damit erklärt werden, dass der die Exzentrizität in der verformten Lage bei langen Profilen natürlich deutlich mehr zunimmt, als bei kurzen Profilen. Der stärkste Einfluss geht offensichtlich von den lokalen Federsteifigkeiten aus, jedoch verändert $c_{\varphi, \text{lokal}}$ das grundlegende Verhältnis der Tragfähigkeiten zueinander nicht mehr.

Tabelle 45 - Auslastungen Detail 2a_60x6_K4 | K8 | K12 bei N=35,8kN

Auslastungen 2a_60x6_K4 K8 K12 bei N=35,8 kN	2a_60x6_Konfig4	2a_60x6_Konfig8	2a_60x6_Konfig12
	η	η	η
<i>Ausgangssituation vereinfachtes System</i>	4,30	2,33	1,64
<i>Drehung L-Profil um +45°</i>	5,19	2,99	2,07
<i>Aktivierung Th. II. O.</i>	5,48	3,82	4,00
<i>Aktivierung Vorverformung L/300</i>	5,53	3,94	4,30
<i>Aktivierung $c_{\varphi, \text{lokal}}=435 \text{ kNm/rad}$</i>	1,82	1,00	1,13

Tabelle 46 – Traglasten Stabmodell Detail 2a_60x6_K4 | K8 | K12

N_{E-E}		$\bar{\lambda}_v$		
		0,8	1,8	2,8
2a_60x6_K4 K8 K12	η	1,00	1,00	1,00
	F	20,0 kN	35,8 kN	33,3 kN

Mit Tabelle 45 kann klar gezeigt werden, dass die ermittelten Auslastungen aus Tabelle 45 mit den Tragfähigkeiten des ursprünglichen Stabmodells aus Tabelle 46 gut (ident zu Tabelle 41) zusammenpassen. Durch die Betrachtung in Tabelle 45 kann dargelegt werden, wie die auf den ersten Blick unorthodoxen Tragfähigkeiten zustande kommen. Wichtig ist anzumerken, dass gezeigt werden kann, dass kein Fehler in der Berechnung vorliegt sondern dass, das Auftreten der vorhandenen Traglasten statisch erklärt werden kann. Die Parameter die das beschriebene Verhalten am meisten beeinflussen, sind die Höhe der Federsteifigkeiten, die Exzentrizität e_f (der Hebelsarm) und die Länge des Systems. Dass das dargelegte Verhalten in Tabelle 42 unterschiedlich stark zu Tage tritt kann durch die variierende Lastexzentrizität e_f erklärt werden, die großen Einfluss auf das Ergebnis hat.

5.2.3.4 Interpretation Stabstatik-Ergebnisse Detail 2a_60x6

Im nachfolgenden Diagramm Abbildung 66 werden die mittels Stabstatik ermittelten Ergebnisse einander gegenüber gestellt. Alle ermittelten Ergebnisse unterliegen dem Einfluss von Theorie II. Ordnung, der Vorverformung von $e_o=L/300$ in Richtung der u-Achse und je nach Modellierung dem entsprechenden Hebelsarm e_F . Das Diagramm soll an sich den Tragfähigkeitsgewinn durch den Einsatz der Federsteifigkeiten zeigen. Der potentielle Zugewinn hängt davon ab, welches System als Referenzsystem zur konventionellen Dimensionierung herangezogen werden würde.

Als erste Möglichkeit, wurde das gelenkige System mit den großen Hebelsarmen $e_{F,gross}$ (Achse L-Profil zu Achse I-Profil | $e_F=116,9$ bzw. $416,9$ mm) gewählt. Dieses System unterscheidet sich zu dem mit Federsteifigkeiten behafteten System nur durch das $C_{\phi,lokal}$ und $C_{\phi,global}$. Alle anderen Parameter bleiben gleich. An den Ergebnissen ist zu erkennen, dass diese gelenkige Modellierung sehr weit auf der sicheren Seite liegt und dadurch enorme Tragfähigkeitsgewinne bis zu Faktor 17 erzielt werden können.

Eine zweite Möglichkeit für das gelenkige Ingenieurmodell wäre die I-Träger aus ihrer Stegebene als starr zu betrachten und dementsprechend an beiden Enden ein starres Auflager anzunehmen, wobei die Kraftübertragung durch den Flansch sichergestellt werden soll. Dadurch ergibt sich ein minimaler Hebelsarm $e_{F,klein}$ ($e_F=23,9$ bzw. $28,9$ mm). Im Großen und Ganzen weicht diese Modellierung deutlich weniger von der Modellierung mittels Federsteifigkeiten ab, als das gelenkige System mit den großen Hebelsarmen. Dennoch können die Traglasten durch den Einsatz der Federsteifigkeiten um bis zu 100 % gesteigert werden. Problematisch in dieser Betrachtung ist, dass die Rotationsfähigkeit der I-Profile drastisch unterschätzt wird und dadurch teilweise die Tragfähigkeiten der gelenkigen Modellierung über der mittels Federsteifigkeiten berechneten Traglasten zu liegen kommt (K2,3,4). Außerdem ist es grundsätzlich schwer diese beiden Systeme zu vergleichen, da sie mit anderen Exzentrizitäten modelliert worden sind.

Dadurch, dass die FEM-Ergebnisse dieses Details nicht aussagekräftig sind, kann keine Aussage darüber getroffen werden, wie weit die Modellierung mittels Federsteifigkeiten maximal auf der unsicheren Seite liegt und wie viel Tragfähigkeit effektiv durch die modifizierte Bemessung gewonnen werden kann.

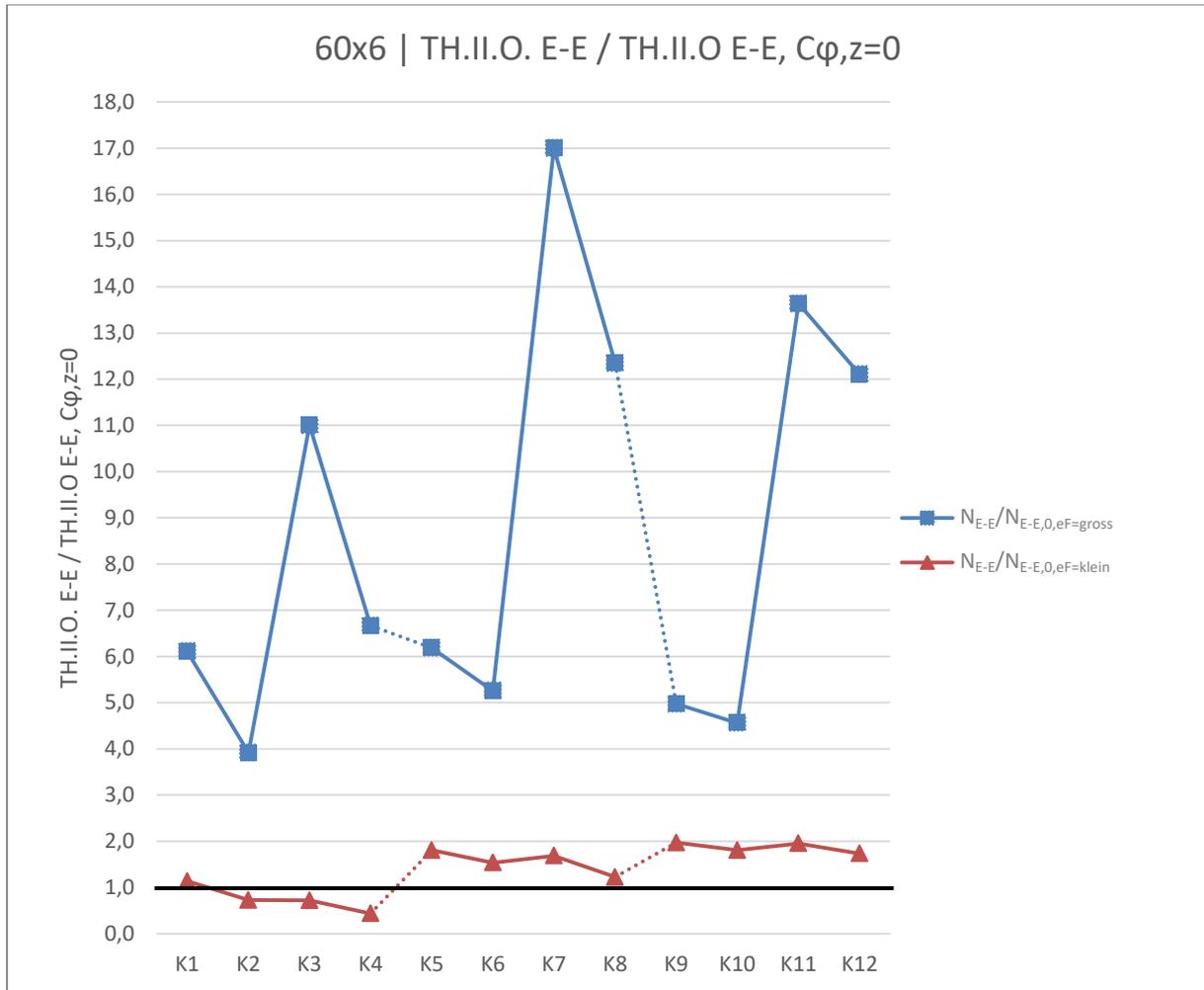


Abbildung 66 – Traglastergebnisse Stabmodell bei Detail 2a_60x6 TH.II.O. E-E / TH.I.O. E-E, $c_{\varphi,z}=0$

5.3 Ergebnisse für Detail 2a | Winkel 90x9

Die in Abbildung 67 dargestellten Abmessungen werden in der FEM-Berechnung wie gezeigt modelliert. Die Verbindungsmittel stellen mit einer Kraft von 247100 N (aus 2.3.1) vorgespannte Schrauben dar. Als Lochspiel sind 2 mm vorgegeben und die angenommenen Lochabstände genügen den Anforderungen der Norm [1].

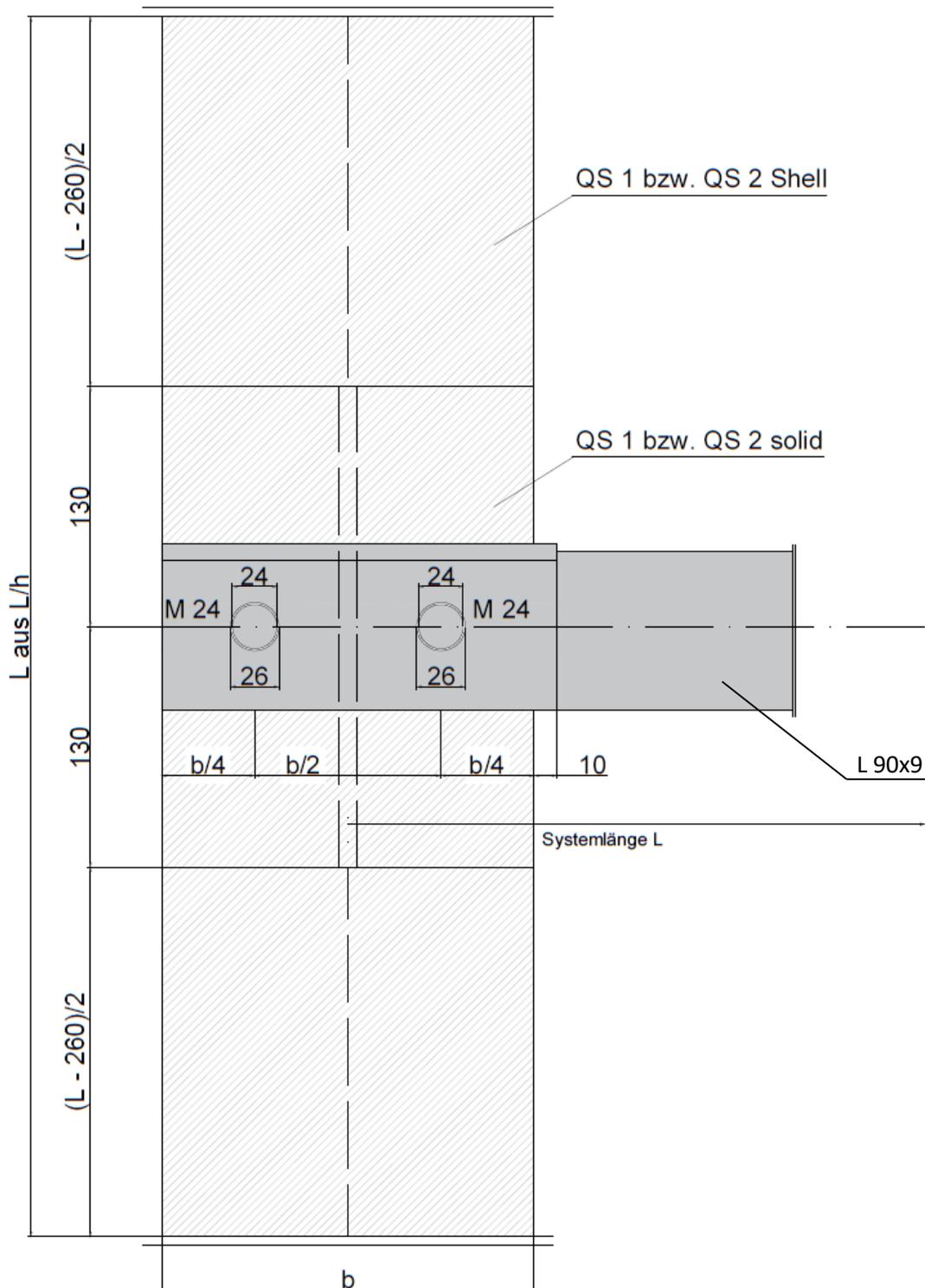


Abbildung 67 – Abmessungen Detail 2a_90x9

5.3.1 Ergebnisse nach Finite Elemente Methode

Die berechneten Tragfähigkeiten N_{cr} und N_{FEM} sind die Ergebnisse der LBA- und GMNIA-Analyse in FEM. Die errechneten Kräfte unterliegen den in Kapitel 5.1.1 beschriebenen Einflüssen. Die Systemlänge L ist nur zur Hälfte angegeben, weil mittels Symmetrielager nur das halbe System modelliert wurde. L/h steht für das Längenverhältnis des I-Trägers zu seiner Höhe. Mit dem Faktor e_0 wurde die Vorverformung aus LBA skaliert und in die Berechnung einbezogen. In den letzten beiden Spalten sind die plastische Normalkrafttragfähigkeit ($N_{pl,90x9}$) und die auftretende Versagenskategorie (V) aus Kapitel 2.1.4 angegeben.

Tabelle 47 - FEM Ergebnis für Detail 2a_90x9

Bezeichnung	Profil	$\bar{\lambda}_v$	QS #	L/h	$L/2$	e_0	M	$F_{p,c}$	N_{cr}	N_{FEM}	$N_{pl,90x9}$	V	
	[-]	[-]	[-]	[-]	[mm]	[mm]	[-]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[-]	
FEM Ergebnisse 2a_90x9	2a_90x9_Konfig1	L 90x9	0,8	QS 1	10	661,1	4,4	M 24	247,1	750,2	103,2	364,3	WI
	2a_90x9_Konfig2	L 90x9	0,8	QS 1	20	661,1	4,4	M 24	247,1	569,3	71,9	364,3	I
	2a_90x9_Konfig3	L 90x9	0,8	QS 2	10	661,1	4,4	M 24	247,1	523,2	88,0	364,3	WI
	2a_90x9_Konfig4	L 90x9	0,8	QS 2	20	661,1	4,4	M 24	247,1	311,9	58,9	364,3	WI
	2a_90x9_Konfig5	L 90x9	1,8	QS 1	10	1487,4	9,9	M 24	247,1	264,7	83,0	364,3	I
	2a_90x9_Konfig6	L 90x9	1,8	QS 1	20	1487,4	9,9	M 24	247,1	199,6	55,4	364,3	I
	2a_90x9_Konfig7	L 90x9	1,8	QS 2	10	1487,4	9,9	M 24	247,1	227,9	67,7	364,3	WI
	2a_90x9_Konfig8	L 90x9	1,8	QS 2	20	1487,4	9,9	M 24	247,1	129,1	38,5	364,3	WI
	2a_90x9_Konfig9	L 90x9	2,8	QS 1	10	2313,7	15,4	M 24	247,1	132,6	62,2	364,3	I
	2a_90x9_Konfig10	L 90x9	2,8	QS 1	20	2313,7	15,4	M 24	247,1	104,0	42,1	364,3	I
	2a_90x9_Konfig11	L 90x9	2,8	QS 2	10	2313,7	15,4	M 24	247,1	131,4	54,8	364,3	WI
	2a_90x9_Konfig12	L 90x9	2,8	QS 2	20	2313,7	15,4	M 24	247,1	80,1	29,4	364,3	W

5.3.2 Ergebnisse Stabstatik nach Theorie II. Ordnung

Zur Bestimmung der Traglasten mittels RSTAB werden die Federsteifigkeiten $C_{\varphi, \text{lokal}}$ und $C_{\varphi, \text{global}}$ benötigt. Die Federsteifigkeiten wurden in Absatz 5.3.2.1 berechnet und anschließend die maßgebenden Schnittkräfte für den Nachweis in RSTAB in Kapitel 5.3.2.2 angegeben. In Abschnitt 5.3.2.3 werden die berechneten Tragfähigkeiten mit allen Einflussparametern erneut aufgelistet.

5.3.2.1 Berechnung von $C_{\varphi, \text{lokal}}$ und $C_{\varphi, \text{global}}$

Die ermittelten Federsteifigkeiten werden mittels der Gleichungen (12), (13), (14) und (15) berechnet. $C_{\varphi, \text{lokal}}$ spiegelt die Effekte aus der lokalen Verformung des Flansches und Steges wieder und $C_{\varphi, \text{global}}$ repräsentiert die globale Torsionswirkung des I-Profiles. Die Werte sind ident mit den Werten aus Kapitel 5.2, da die Federsteifigkeiten nur von den Parametern der I-Profile abhängig sind und sich diese (QS1 und QS2), auch bei unterschiedlichem Winkelprofil, nicht verändern. Die in Tabelle 48 und Tabelle 49 errechneten Federsteifigkeiten werden dazu eingesetzt, die Ergebnisse in

5.2.2.3 mittels RSTAB zu berechnen. Die für die Berechnung erforderlichen Werte entstammen Absatz 5.2.2.

Tabelle 48 - Berechnung von $C_{\phi, \text{lokal}}$ für Detail 2a_90x9

Bezeichnung		h_w	t_f	b_f	t_w	l_{eff}	$C_{\phi, \text{lokal}}$
		[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[kNm/rad]
Ergebnis $C_{\phi, \text{lokal}}$ 2a_90x9	2a_90x9_Konfig1	170	15	200	10	627,5	193,8
	2a_90x9_Konfig2	170	15	200	10	627,5	193,8
	2a_90x9_Konfig3	750	25	300	15	1841,4	435,0
	2a_90x9_Konfig4	750	25	300	15	1841,4	435,0
	2a_90x9_Konfig5	170	15	200	10	627,5	193,8
	2a_90x9_Konfig6	170	15	200	10	627,5	193,8
	2a_90x9_Konfig7	750	25	300	15	1841,4	435,0
	2a_90x9_Konfig8	750	25	300	15	1841,4	435,0
	2a_90x9_Konfig9	170	15	200	10	627,5	193,8
	2a_90x9_Konfig10	170	15	200	10	627,5	193,8
	2a_90x9_Konfig11	750	25	300	15	1841,4	435,0
	2a_90x9_Konfig12	750	25	300	15	1841,4	435,0

Tabelle 49 – Berechnung von $C_{\phi, \text{global}}$ für Detail 2a_90x9

Bezeichnung		I_T	I_w	L_T	ϵ_T	$C_{\phi, \text{global}}$
		[mm ⁴]	[mm ⁶]	[mm]	[-]	[kNm/rad]
Ergebnis $C_{\phi, \text{global}}$ 2a_90x9	2a_90x9_Konfig1	4,904E+05	1,711E+11	2000	1,05	311,1
	2a_90x9_Konfig2	4,904E+05	1,711E+11	4000	2,10	73,9
	2a_90x9_Konfig3	3,833E+06	1,689E+13	8000	1,18	518,6
	2a_90x9_Konfig4	3,833E+06	1,689E+13	16000	2,36	132,8
	2a_90x9_Konfig5	4,904E+05	1,711E+11	2000	1,05	311,1
	2a_90x9_Konfig6	4,904E+05	1,711E+11	4000	2,10	73,9
	2a_90x9_Konfig7	3,833E+06	1,689E+13	8000	1,18	518,6
	2a_90x9_Konfig8	3,833E+06	1,689E+13	16000	2,36	132,8
	2a_90x9_Konfig9	4,904E+05	1,711E+11	2000	1,05	311,1
	2a_90x9_Konfig10	4,904E+05	1,711E+11	4000	2,10	73,9
	2a_90x9_Konfig11	3,833E+06	1,689E+13	8000	1,18	518,6
	2a_90x9_Konfig12	3,833E+06	1,689E+13	16000	2,36	132,8

5.3.2.2 Maßgebende Schnittkräfte

Um die zum Nachweis zugehörigen Schnittkräfte und die entsprechende Versagenstelle in RSTAB interpretieren zu können, sind die entsprechenden Werte in Tabelle 50 angegeben. In den drei Spalten sind jeweils die mittels Federsteifigkeiten modellierte Tragfähigkeit (E-E | $\varphi_{\text{global+lokal}}$), die vollgelenkig mit großem Hebelsarm (E-E | $C_{\varphi,z=0}$ | $e_F=\text{gross}$) und die vollgelenkig mit kleinem Hebelsarm (E-E | $C_{\varphi,z=0}$ | $e_F=\text{klein}$) errechnete maximale Traglast zu finden.

Tabelle 50 – Stabmodell - maßgebende Schnittkräfte für Detail 2a_90x9

		E-E $\varphi_{\text{global+lokal}}$					E-E $C_{\varphi,z=0}$ $e_F=\text{gross}$					E-E $C_{\varphi,z=0}$ $e_F=\text{klein}$				
		N_{E-E}	$M_{u,E-E}$	$M_{v,E-E}$	NW_{E-E}		$N_{E-E,0}$	$M_{u,E-E,0}$	$M_{v,E-E,0}$	$NW_{E-E,0}$		$N_{E-E,0}$	$M_{u,E-E,0}$	$M_{v,E-E,0}$	$NW_{E-E,0}$	
		[kN]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[kN]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[kN]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]
Schnittkräfte 2a_90x9	K1	-90,0	-5,65	-1,69	1,00	FM	-34,6	-5,08	-1,41	1,00	FM	-136,5	-5,57	-0,78	1,00	AL
	K2	-63,0	-5,38	-1,55	1,00	FM										
	K3	-38,0	-5,14	-1,43	1,01	FM	-10,0	-4,82	-1,29	1,00	FM	-119,5	-5,94	-1,85	1,00	FM
	K4	-25,5	-4,97	-1,36	1,00	FM										
	K5	-106,5	-4,62	-2,2	0,99	FM	-29,3	-4,80	-1,51	1,00	FM	-78,8	-4,91	-1,99	1,00	FM
	K6	-75,5	-4,94	-1,96	1,00	FM										
	K7	-63,5	-4,89	-1,83	1,00	FM	-9,5	-4,73	-1,34	1,00	FM	-72,5	-4,92	-1,92	1,00	FM
	K8	-42,2	-4,86	-1,63	1,00	FM										
	K9	-78,0	-1,61	2,04	1,00	AL	-23,6	-4,50	-1,64	1,00	FM	-48,2	-4,20	-2,05	1,00	FM
	K10	-65,3	-3,83	-2,38	1,00	FM										
	K11	-65,0	-3,82	-2,36	1,00	FM	-8,8	-4,59	-1,42	1,00	FM	-45,5	-4,22	-2,00	1,00	FM
	K12	-47,3	-4,21	-2,04	1,01	FM										

5.3.2.3 Ermittelte Tragfähigkeiten

In Tabelle 51 werden die Ergebnisse der Traglastberechnung in RSTAB und alle einwirkenden Einflüsse noch einmal angegeben. N_{E-E} steht für die mittels Federsteifigkeiten berechnete Traglast, $N_{E-E,0,eF=\text{gross}}$ für die gelenkig modellierte Tragfähigkeit mit großem Hebelsarm und $N_{E-E,0,eF=\text{klein}}$ für das gelenkig abgebildete System mit kleinem Hebelsarm. Alle ermittelten Traglasten wurden unter Einfluss von Theorie II. Ordnung berechnet.

Tabelle 51 – Stabmodell Th. II. O. Ergebnis Detail 2a_90x9

Bezeichnung	Profil	λ_v	QS #	L/h	L	$C_{\varphi, \text{lokal}}$	$C_{\varphi, \text{global}}$	$e_{F, \text{gross}}$	$e_{F, \text{klein}}$	e_0	N_{E-E}	$N_{E-E, 0, e_{F= \text{gross}}}$	$N_{E-E, 0, e_{F= \text{klein}}}$	
	[-]	[-]	[-]	[-]	[mm]	[kNm/rad]	[kNm/rad]	[mm]	[mm]	[mm]	[kN]	[kN]	[kN]	
Th. II. O. Ergebnis 2a_90x9	2a_90x9_K1	L 90x9	0,8	QS 1	10	1322,1	193,8	311,1	125,4	32,9	4,4	90,0	34,6	136,5
	2a_90x9_K2	L 90x9	0,8	QS 1	20	1322,1	193,8	73,9	125,4	32,9	4,4	63,0	34,6	136,5
	2a_90x9_K3	L 90x9	0,8	QS 2	10	1322,1	435,0	518,6	425,4	37,9	4,4	38,0	10,0	119,5
	2a_90x9_K4	L 90x9	0,8	QS 2	20	1322,1	435,0	132,8	425,4	37,9	4,4	25,5	10,0	119,5
	2a_90x9_K5	L 90x9	1,8	QS 1	10	2974,8	193,8	311,1	125,4	32,9	9,9	106,5	29,3	78,8
	2a_90x9_K6	L 90x9	1,8	QS 1	20	2974,8	193,8	73,9	125,4	32,9	9,9	75,5	29,3	78,8
	2a_90x9_K7	L 90x9	1,8	QS 2	10	2974,8	435,0	518,6	425,4	37,9	9,9	63,5	9,5	72,5
	2a_90x9_K8	L 90x9	1,8	QS 2	20	2974,8	435,0	132,8	425,4	37,9	9,9	42,2	9,5	72,5
	2a_90x9_K9	L 90x9	2,8	QS 1	10	4627,4	193,8	311,1	125,4	32,9	15,4	78,0	23,6	48,2
	2a_90x9_K10	L 90x9	2,8	QS 1	20	4627,4	193,8	73,9	125,4	32,9	15,4	65,3	23,6	48,2
	2a_90x9_K11	L 90x9	2,8	QS 2	10	4627,4	435,0	518,6	425,4	37,9	15,4	65,0	8,8	45,5
	2a_90x9_K12	L 90x9	2,8	QS 2	20	4627,4	435,0	132,8	425,4	37,9	15,4	47,3	8,8	45,5

5.3.3 Darstellung und Interpretation der Ergebnisse – Detail 2a_90x9

In diesem Abschnitt sollen die Ergebnisse der FEM-Analyse bzw. die Resultate der Stabstatikmodellierung miteinander verglichen und analysiert werden. In Abbildung 68 wird die Last aus der FEM (N_{FEM}) durch das Ergebnis der Stabstatik unter Berücksichtigung der Federsteifigkeiten (N_{E-E}) dividiert, um zu zeigen wie weit die ingenieurmäßige Stabmodellierung gegenüber der realitätsgetreue FEM-Modellierung auf der sicheren bzw. unsicheren Seite liegt.

Es ist klar zu sehen, dass sich bei der Modellierung des Winkels 90x9 die exakt selbe Situation zeigt, die bereits aus Abschnitt 5.2.3 bekannt ist. Auch bei dieser Konfiguration zeigen sich wieder die drei aus der Modellierung der statischen Situation von Winkel 60x6 bekannten Effekte. Zum Ersten liegen die beiden Konfigurationen 3 & 4 um den Faktor 2.32 bzw. 2.31 über den Stabstatikergebnissen. Dies soll auch in diesem Kapitel als „Effekt 1“ bezeichnet werden. Zum Zweiten liegen bei den Konfigurationen 5,6,10 und 12 die FEM-Ergebnisse wieder deutlich – um bis zu 38 % - unter den Stabstatikergebnissen. Dieser Effekt soll auch in diesem Absatz wieder „Effekt 2“ genannt werden.

	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
N_{FEM}/N_{E-E}	1.14	1.14	2.32	2.31	0.78	0.73	1.07	0.91	0.80	0.64	0.84	0.62

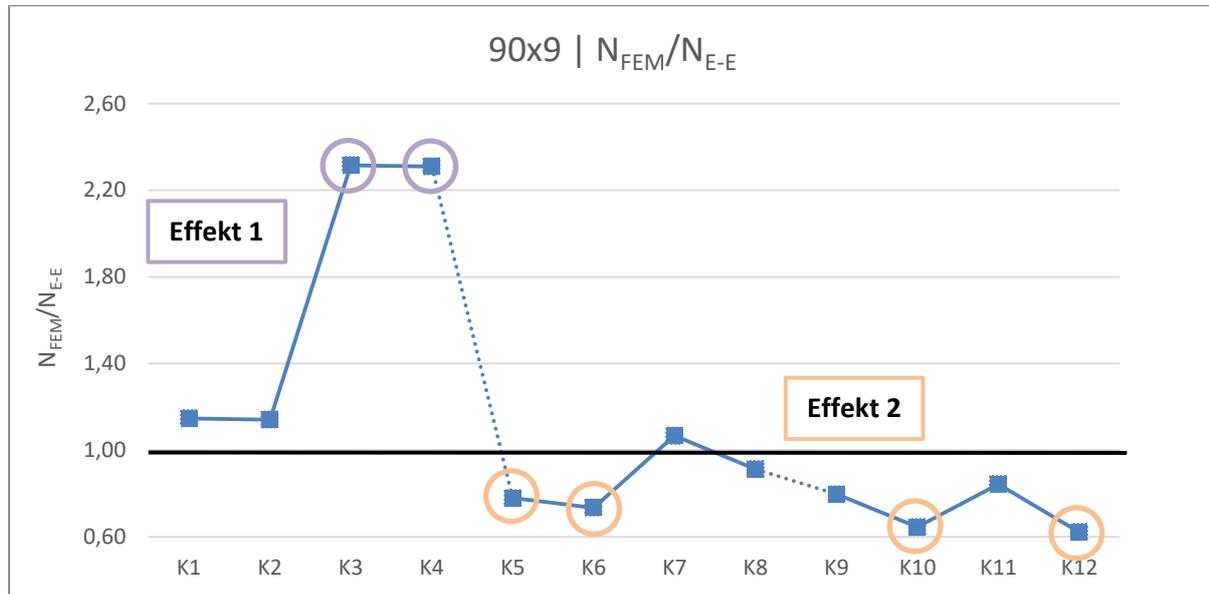


Abbildung 68 – Traglastergebnisse für Detail 2a_90x9 FEM/TH.II.O

Auch bezüglich der Abstufung der maximal möglichen Belastung nach der Schlankheit kann in der Modellierung von Winkel 90x9 eine Auffälligkeit beobachtet werden. Wie bereits aus Absatz 5.2.3 bekannt, tritt auch hier das Resultat auf, dass die maximal mögliche Belastung mit der Schlankheit des Systems zunimmt, was so bei einem Knickproblem grundsätzlich nicht zu erwarten ist. Dieser Umstand ist in Tabelle 52 ersichtlich, in dem die Traglasten der – abgesehen von der Schlankheit – deckungsgleichen Kombinationen nach der Schlankheit geordnet aufgetragen sind. Diese Beobachtung betrifft in erster Linie die Ergebnisse der Stabstatik.

Tabelle 52 - Tragfähigkeiten nach Schlankheiten geordnet in RSTAB für Detail 2a_90x9

N_{E-E}	$\bar{\lambda}_v$		
	0.8	1.8	2.8
2a_90x9_K1 K5 K9	90.0	106.5	78.0
2a_90x9_K2 K6 K10	63.0	75.5	65.3
2a_90x9_K3 K7 K11	38.0	63.5	65.0
2a_90x9_K4 K8 K12	25.5	42.2	47.3

Effekt 3

In den nachfolgenden Abschnitten 5.3.3.1, 5.3.3.2 und 5.3.3.3 werden nun die Ursachen der genannten Effekte erneut kurz besprochen und auf die Unterschiede in der Ursachenbegründung zu Kapitel 5.2.3 hingewiesen.

5.3.3.1 Ursächliche Klärung von „Effekt 1“

Die Erklärung für diesen Effekt folgt der ursächlichen Begründung von Effekt 1 in Kapitel 5.2.3.1. Das L-Profil plastiziert vollkommen durch und dadurch, dass die FEM Spannungen in das I-Profil umlagert, kann auch nach Plastizieren des L-Profiles noch ein Gleichgewichtszustand gefunden werden. Das bedeutet, dass durch das Umlagern der Spannungen eigentlich ein Versagen am I-Profil betrachtet

wird, wenn der Winkel bereits keine zusätzliche Last mehr aufnehmen kann. Diese Umlagerungseffekte und die Tragfähigkeit des I-Profiles werden in RSTAB nicht berücksichtigt und deshalb kann die Last in FEM so hoch im Vergleich zur Stabstatik gesteigert werden. Das Versagensbild kann Abbildung 69 entnommen werden. Die Spannungen sind in Abbildung 69 auf S235 normiert. Dies bedeutet, dass wenn die Spannung von 235 N/mm² in einem Knoten auftritt, sich das Element in rot färbt. Hier ist klar zu sehen, dass der Winkel durchplastiziert und schlussendlich das I-Profil versagt. Des Weiteren kann an der Verformungsfigur die starke Rotation des I-Trägers festgestellt werden.

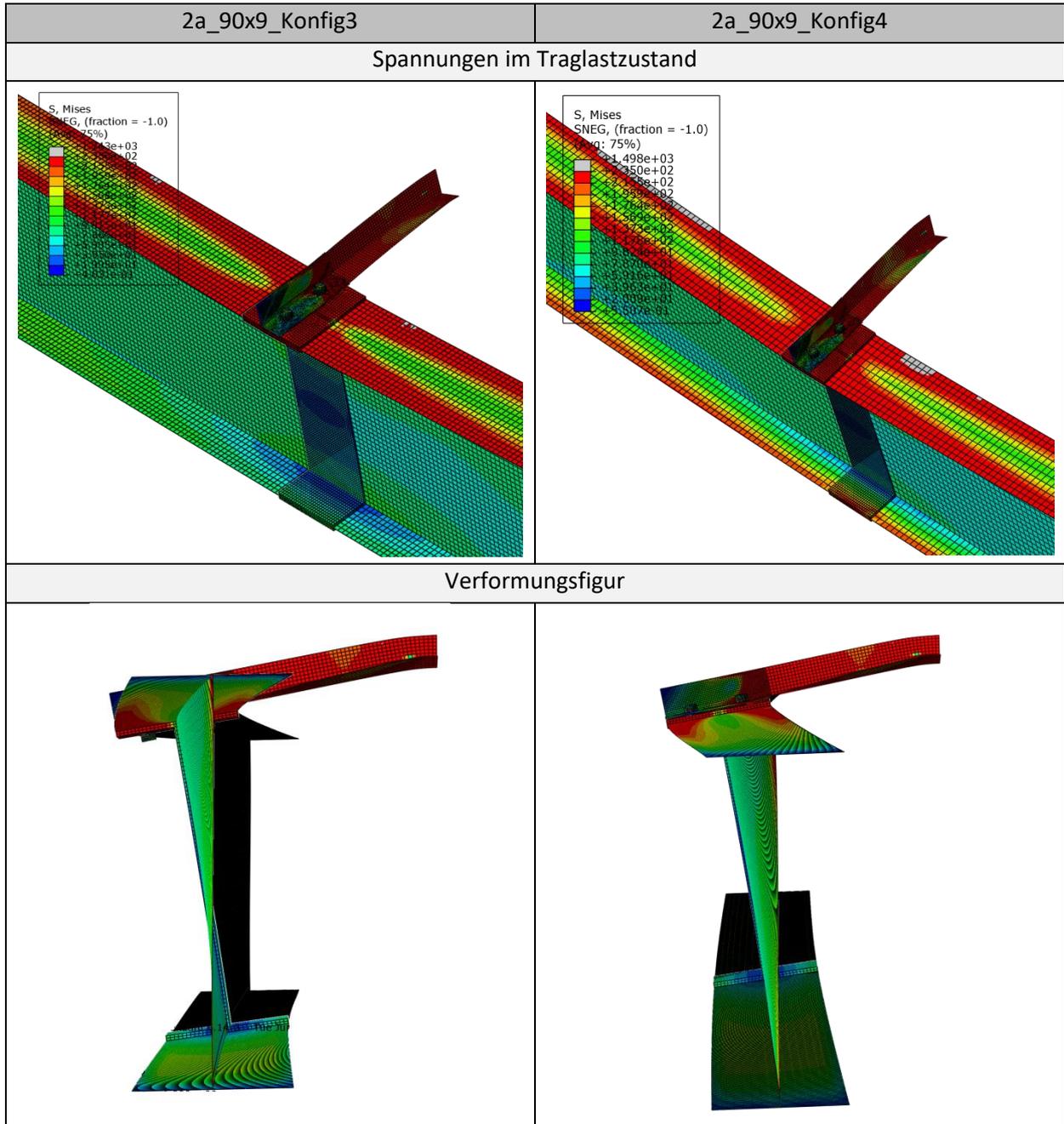


Abbildung 69 – FEM Versagensmechanismus bei Detail 2a_90x9_K3&4

5.3.3.2 Ursächliche Klärung von „Effekt 2“

Auch bei der Ergebnisauswertung von Winkel 90x9 ist der aus Kapitel 5.2.3, Abbildung 59, bereits bekannte „Effekt 2“ ersichtlich (vgl. Abbildung 68). Es ist auffallend, dass die Tragfähigkeiten der FEM-Lösung für gewisse Konfigurationen (K5, 6, 10 und 12) um bis zu 38 % unterhalb der Stabstatikergebnisse zu liegen kommen. Für die Konfigurationen 10 und 12 kann die bereits in Kapitel 5.2.3.2 ausgeführte Begründung zur Gänze übertragen werden. Das bedeutet, dass durch die unter Anderem mutmaßlich nicht zutreffende Abbildung des Symmetrielagers, Spannungen am L-Querschnitt entstehen, die die maßgebende Spannung in Feldmitte maßgeblich erhöhen und somit die mittels FEM ermittelte Traglast im Vergleich zur RSTAB Analyse deutlich senken. Die genaue Ausführung der Begründung kann in Kapitel 5.2.3.2 nachgelesen werden.

Mit der Argumentation in Kapitel 5.2.3.2 können die Abweichung in Konfiguration 10 und 12 erklärt werden. Hier liegt der selbe Sachverhalt vor, da beide Profile um bis zu 38 % abweichen und in der FEM-Berechnung am Winkel in Feldmitte maßgebend werden, wie alle abweichenden Profile in Kapitel 5.2.3.2 auch.

Der Sachverhalt, dass im Fall von Profil 90x9 Konfiguration 5 und 6, die Traglasten auch FEM stark unterhalb der Ergebnisse der Stabstatik liegen, hat eine andere Ursache. Im Fall von Konfiguration 5 & 6 versagt das I-Profil noch vor der vollständigen Ausnutzung des L-Profiles und dadurch liegen die Ergebnisse der FEM deutlich unterhalb der der Stabstatik. Das Versagen des Systems am I-Profil, statt wie gewollt am Winkel, kann im Spannungsbild (Abbildung 70) zu Konfiguration 5 & 6 belegt werden. Die in rot gehaltenen Bereiche weisen Spannungen von 235 N/mm^2 auf. So ist klar zu sehen, dass das Versagen vom Auflager ausgeht und das Winkelprofil noch Tragkapazitäten aufweist.

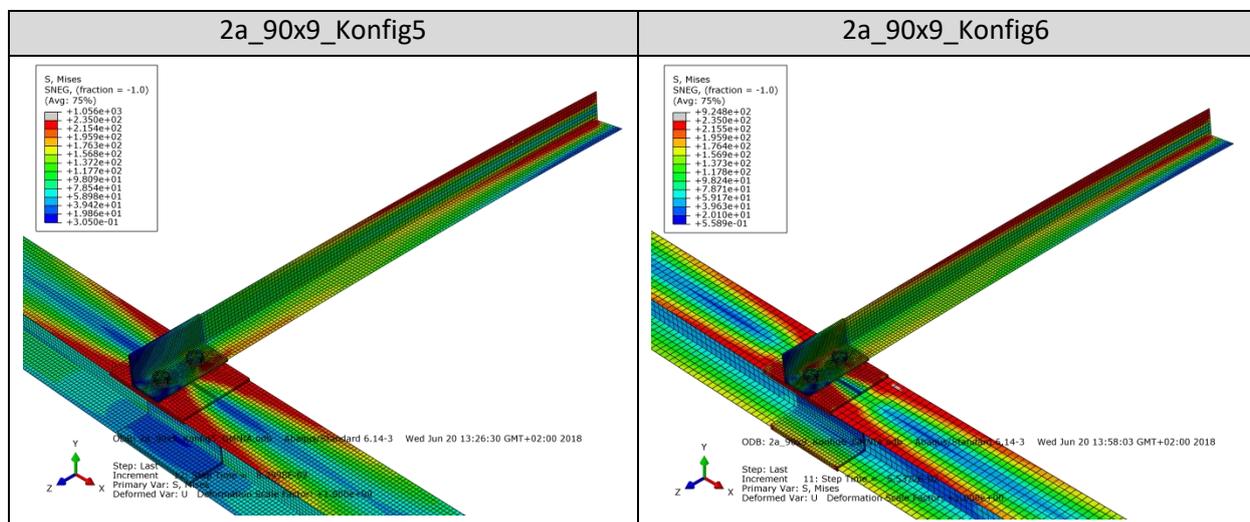


Abbildung 70 – Spannungen im Traglastzustand (FEM) – Detail 2a_90x9 Spannungsbild K5 & K6

5.3.3.3 Ursächliche Klärung von „Effekt 3“

Die Beobachtung, dass die Tragfähigkeiten der Stabstatik mit steigender Systemlänge zunimmt, kann auch für Winkel 90x9 mittels Tabelle 52 festgestellt werden. Die Begründung für diesen Sachverhalt wurde bereits für Winkelprofil 60x6 in Abschnitt 5.2.3.3 diskutiert. Dieser Sachverhalt kann wieder mit der statischen Unbestimmtheit des Systems begründet werden. Wird der das Winkelprofil mittels

Drehung des Querschnittes um -45° in ein Hauptachsensystem überführt (vgl. Abbildung 63) und alle in der Stabstatik einwirkenden Effekte: Vorverformung, lokale Federsteifigkeiten (globale bleibt erhalten) und Theorie II. Ordnung ausgeschaltet so stellt sich am zweidimensionalen System eine klare Abstufung mit der höchsten Auslastung am kürzesten und der geringsten Auslastung am längsten System ein (höchste Tragfähigkeit somit am längsten System). Das hat den Grund, dass je länger das System ist, desto mehr Verformung (Verdrehung um φ) stellt sich in der Drehfeder am Auflager ein. Je größer der Winkel φ wird, desto größer wird auch das Auflagermoment. Da das Auflagermoment dem für den Nachweis maßgebenden Moment in Feldmitte entgegenwirkt sinkt das maßgebende Moment in Feldmitte bei steigendem Auflagermoment (wie anhand von Abbildung 65 in Kapitel 5.2.3.3 bereits erläutert).

Unter der Voraussetzung von gleicher Normalkraft ist durch das mit der Länge sinkende Moment der Nachweis am längsten System am geringsten ausgelastet. Dieser Effekt ist trotz zuschalten aller Einwirkungen (Theorie II. Ordnung, Vorverformung, etc.) weiterhin ersichtlich und ist für die Auslastungssituation in Tabelle 52 verantwortlich. Eine ausführlichere Erklärung von „Effekt 3“ mit konkreten Beispielen kann Kapitel 5.2.3.3 entnommen werden.

5.3.3.4 Interpretation Stabstatik-Ergebnisse Detail 2a_90x9

In der nachfolgenden Abbildung 71 sind die errechneten Tragfähigkeiten aus der Stabstatik gegenübergestellt. Die nachfolgenden Betrachtungen beziehen sich nur auf die Stabstatik, da im vorherigen Kapitel 5.3.3 gezeigt werden konnte, dass die FEM Ergebnisse für diesen Winkel in Kombination mit Detail 2a nicht direkt vergleichbar sind. Deshalb kann nur über die Abweichungen der Stabstatikergebnisse untereinander eine Aussage getroffen werden, nicht aber im Verhältnis zur FEM. Die potentiellen Traglastzugewinne durch den Einsatz der Federsteifigkeiten unterscheiden sich stark, je nachdem welches System als statisches Referenzsystem angenommen wird.

Die erste Datenreihe in Abbildung 71 stellt die Ergebnisse der Berechnung in RSTAB mittels Federsteifigkeiten den berechneten Ergebnissen (N_{E-E}) der gelenkigen Modellierung mit großem Hebelsarm ($N_{E-E,0,eF=gross}$) gegenüber. Die Daten dieser Gegenüberstellung stammen aus Kapitel 5.3.2. Es kann klar erkannt werden, dass die Modellierung mittels großem Hebelsarm und vollgelenkiger Modellierung sehr konservativ ist und deshalb mit Erfassung der Anschlusssteifigkeiten sehr große Traglastzugewinne erzielt werden können. Abschließend soll noch festgehalten werden, dass sich die beiden Systeme - abgesehen von den Federsteifigkeiten $C_{\varphi,lokal}$ und $C_{\varphi,global}$ - nicht unterscheiden. Das abwechselnd steigende und fallende Tragfähigkeitsverhältnis kann damit erklärt werden, dass immer Konfiguration 1&2, 3&4, ... die selbe Traglast des gelenkigen Modells gegenübersteht, da sich Konfiguration 1&2, 3&4,... nur durch die Federsteifigkeit unterscheiden, wie in Tabelle 50 und Tabelle 51 zu sehen ist.

Einer weiteren Möglichkeit der Modellierung des statischen Sachverhalts ohne Federsteifigkeiten liegt die Annahme zugrunde, dass sich das I-Profil sehr verformungsarm bzw. verformungslos verhält. Durch diese Annahme ist die Modellierung eines starren Auflagers gerechtfertigt, wobei die Kraft durch den Flansch in das L-Profil übertragen wird. In Abbildung 71 werden die mit Federsteifigkeiten behafteten Ergebnisse (N_{E-E}) den gelenkig ermittelten mit kurzem Hebelsarm ($N_{E-E,0,eF=klein}$) gegenübergestellt. Durch den kürzeren Hebelsarm liegen die Ergebnisse zwar deutlich näher an der Modellierung mittels Federsteifigkeiten, aber es kann mit dieser Betrachtung auch gezeigt werden, dass die Modellierung mit verkürztem Hebelsarm die Tragfähigkeiten überschätzt, da die Rotationskapazität des I-Profils unterschätzt wird. Dadurch liegt im schlimmsten Fall von K4 die

Traglast von N_{E-E} bei 21 % von $N_{E-E,0,eF=klein}$. In diesem Zusammenhang kann jedoch keine Aussage darüber getroffen werden, ob die gelenkige Modellierung mit kurzem Hebelsarm auch bezüglich der FEM im unsicheren Bereich liegt, da im bisherigen Kapitel 5.3.3 gezeigt werden konnte, dass die FEM Ergebnisse für diesen Winkel mit Detail 2a nicht objektiv vergleichbar sind.

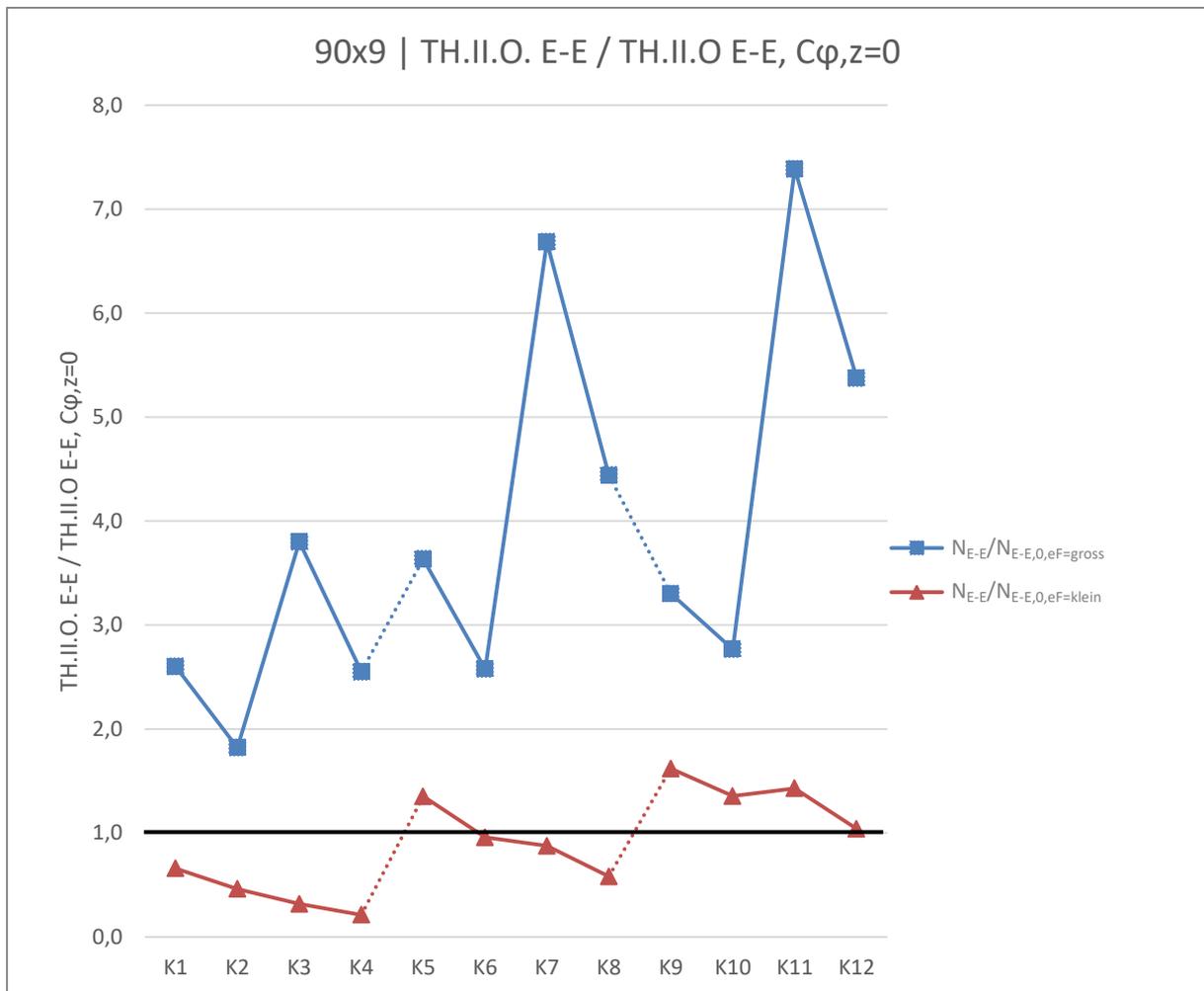


Abbildung 71 – Traglastergebnisse Stabmodell bei Detail 2a_90x9 TH.II.O. E-E / TH.II.O. E-E, $c\varphi,z=0$

5.4 Ergebnisse für Detail 2a | Winkel 120x12

Das mittels Finite Elemente Methode abgebildete System von Winkel 120x12 bezüglich Detail 2a wurde in Abbildung 72 im Grundriss skizziert. Es wurden zur Realisierung der Verbindung Schrauben vom Typ M 27 verwendet, die mit einer Kraft von 321300 N (laut Kapitel 2.3.1) vorgespannt sind. Das Lochbild wurde für das vorgegebene System nach der Skizze in Abbildung 72 abgebildet und ist mit der Norm [1] vereinbar.

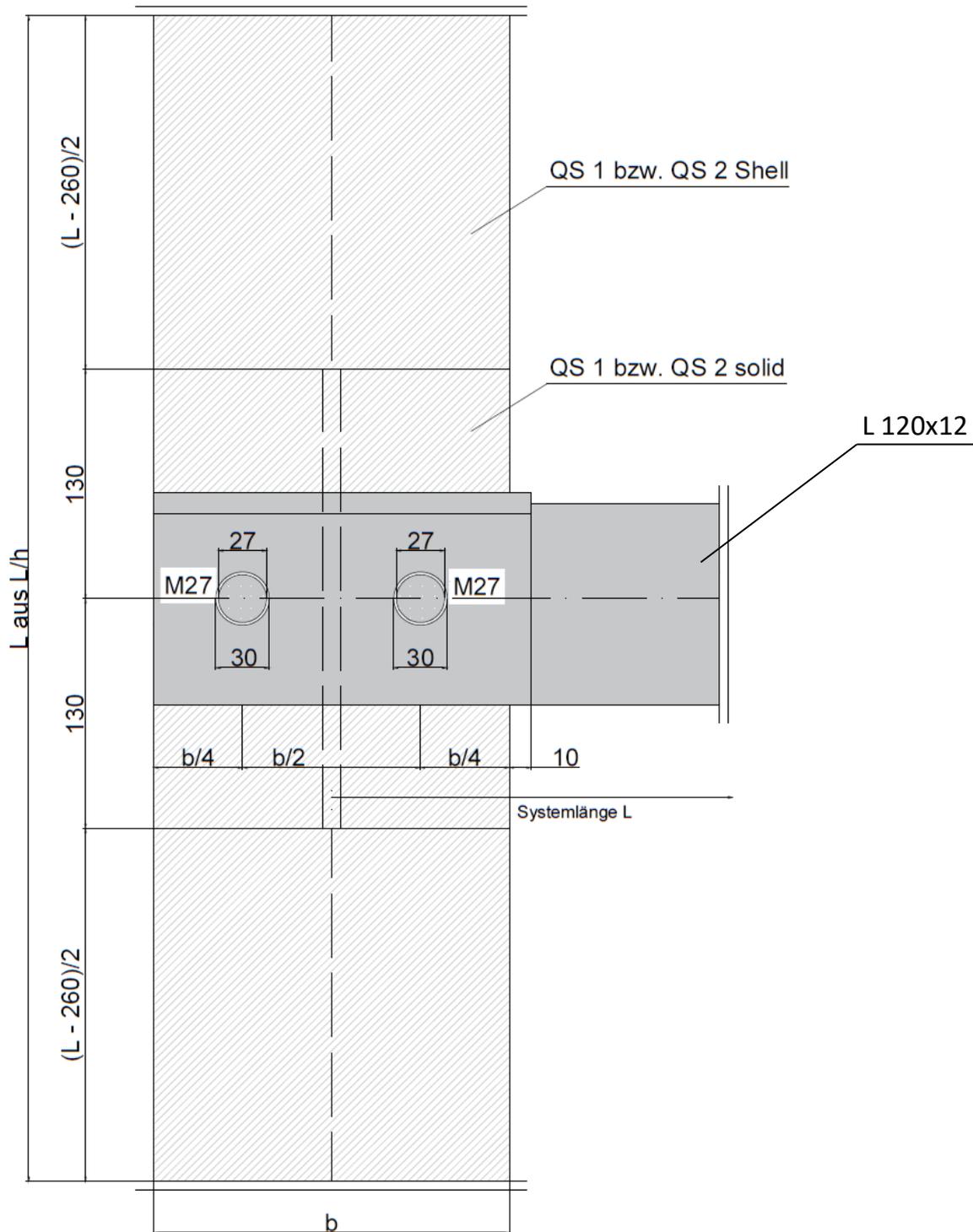


Abbildung 72 – Abmessungen Detail 2a_120x12

5.4.1 Ergebnisse nach Finite Elemente Methode

Anschließend werden in Tabelle 53 die Ergebnisse der FEM-Berechnung präsentiert. In der Tabelle sind alle einfließenden Parameter angegeben, wobei nur die halbe Systemlänge angegeben ist, weil nur die Hälfte des Systems mittels Symmetrielager modelliert wurde. Mit dem Vorverformungsfaktor e_0 wird die Verformungsfigur aus LBA-Analyse skaliert und in die GMNIA-Berechnung eingespielt. N_{cr} und N_{FEM} stellen die resultierenden Tragfähigkeiten für LBA- und GMNIA-Analyse aus der FEM dar und mit „V“ wird der Versagensmechanismus aus Kapitel 2.1.4 angegeben.

Tabelle 53 - FEM Ergebnis für Detail 2a_120x12

Bezeichnung	Profil	$\bar{\lambda}_v$	QS #	L_I/h	L/2	e_0	M	$F_{p,c}$	N_{cr}	N_{FEM}	$N_{pl,120x12}$	V	
	[-]	[-]	[-]	[-]	[mm]	[mm]	[-]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[-]	
FEM Ergebnisse 2a_120x12	2a_120x12_Konfig1	L 120x12	0,8	QS 1	10	882,7	5,9	M 27	321,3	1201,4	157,0	646,3	I
	2a_120x12_Konfig2	L 120x12	0,8	QS 1	20	882,7	5,9	M 27	321,3	957,3	74,3	646,3	I
	2a_120x12_Konfig3	L 120x12	0,8	QS 2	10	882,7	5,9	M 27	321,3	832,8	101,9	646,3	WI
	2a_120x12_Konfig4	L 120x12	0,8	QS 2	20	882,7	5,9	M 27	321,3	551,6	70,5	646,3	WI
	2a_120x12_Konfig5	L 120x12	1,8	QS 1	10	1986,0	13,2	M 27	321,3	400,7	110,0	646,3	I
	2a_120x12_Konfig6	L 120x12	1,8	QS 1	20	1986,0	13,2	M 27	321,3	328,9	74,6	646,3	I
	2a_120x12_Konfig7	L 120x12	1,8	QS 2	10	1986,0	13,2	M 27	321,3	332,3	84,1	646,3	WI
	2a_120x12_Konfig8	L 120x12	1,8	QS 2	20	1986,0	13,2	M 27	321,3	213,6	50,7	646,3	WI
	2a_120x12_Konfig9	L 120x12	2,8	QS 1	10	3089,3	20,6	M 27	321,3	196,3	83,2	646,3	I
	2a_120x12_Konfig10	L 120x12	2,8	QS 1	20	3089,3	20,6	M 27	321,3	164,7	62,6	646,3	I
	2a_120x12_Konfig11	L 120x12	2,8	QS 2	10	3089,3	20,6	M 27	321,3	188,2	71,9	646,3	WI
	2a_120x12_Konfig12	L 120x12	2,8	QS 2	20	3089,3	20,6	M 27	321,3	125,1	42,6	646,3	W

5.4.2 Ergebnisse Stabstatik nach Theorie II. Ordnung

Die zur Berechnung der Tragfähigkeiten benötigten Federsteifigkeiten werden in Kapitel 5.4.2.1 noch einmal angegeben. Die Werte unterscheiden sich nicht von den Federsteifigkeiten in der Modellierung von Winkel 60x6 und 90x9, da nur Parameter der I-Profile in die Berechnung eingehen und die I-Profile sich innerhalb der Parameterstudie nicht ändern. Anschließend werden die für den Nachweis benötigten Schnittkräfte in Kapitel 5.4.2.2 angegeben und schlussendlich in Kapitel 5.4.2.3 alle einwirkenden Parameter und die Traglasten der RSTAB-Modellierung zusammengefasst.

5.4.2.1 Berechnung von $C_{\varphi, \text{lokal}}$ und $C_{\varphi, \text{global}}$

Die in Tabelle 54 und Tabelle 55 vorgestellten Federsteifigkeiten sind mit jenen aus den vorangegangenen beiden Kapiteln 5.2 und 5.3 ident und werden in weiterer Folge zur Berechnung der Traglasten eingesetzt. $C_{\varphi, \text{lokal}}$ bildet die lokalen Effekte der Flansch und Stegbiegung und $C_{\varphi, \text{global}}$ die globale Torsionsverformung des I-Querschnittes ab.

Tabelle 54 – Berechnung von $C_{\phi, \text{lokal}}$ für Detail 2a_120x12

Bezeichnung		h_w	t_f	b_f	t_w	l_{eff}	$C_{\phi, \text{lokal}}$
		[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[kNm/rad]
Ergebnis $C_{\phi, \text{lokal}}$ 2a_120x12	2a_120x12_Konfig1	170	15	200	10	627,5	193,8
	2a_120x12_Konfig2	170	15	200	10	627,5	193,8
	2a_120x12_Konfig3	750	25	300	15	1841,4	435,0
	2a_120x12_Konfig4	750	25	300	15	1841,4	435,0
	2a_120x12_Konfig5	170	15	200	10	627,5	193,8
	2a_120x12_Konfig6	170	15	200	10	627,5	193,8
	2a_120x12_Konfig7	750	25	300	15	1841,4	435,0
	2a_120x12_Konfig8	750	25	300	15	1841,4	435,0
	2a_120x12_Konfig9	170	15	200	10	627,5	193,8
	2a_120x12_Konfig10	170	15	200	10	627,5	193,8
	2a_120x12_Konfig11	750	25	300	15	1841,4	435,0
	2a_120x12_Konfig12	750	25	300	15	1841,4	435,0

Tabelle 55 – Berechnung von $C_{\phi, \text{global}}$ für Detail 2a_120x12

Bezeichnung		I_T	I_w	L_T	ϵ_T	$C_{\phi, \text{global}}$
		[mm ⁴]	[mm ⁶]	[mm]	[-]	[kNm/rad]
Ergebnis $C_{\phi, \text{global}}$ 2a_120x12	2a_120x12_Konfig1	4,904E+05	1,711E+11	2000	1,05	311,1
	2a_120x12_Konfig2	4,904E+05	1,711E+11	4000	2,10	73,9
	2a_120x12_Konfig3	3,833E+06	1,689E+13	8000	1,18	518,6
	2a_120x12_Konfig4	3,833E+06	1,689E+13	16000	2,36	132,8
	2a_120x12_Konfig5	4,904E+05	1,711E+11	2000	1,05	311,1
	2a_120x12_Konfig6	4,904E+05	1,711E+11	4000	2,10	73,9
	2a_120x12_Konfig7	3,833E+06	1,689E+13	8000	1,18	518,6
	2a_120x12_Konfig8	3,833E+06	1,689E+13	16000	2,36	132,8
	2a_120x12_Konfig9	4,904E+05	1,711E+11	2000	1,05	311,1
	2a_120x12_Konfig10	4,904E+05	1,711E+11	4000	2,10	73,9
	2a_120x12_Konfig11	3,833E+06	1,689E+13	8000	1,18	518,6
	2a_120x12_Konfig12	3,833E+06	1,689E+13	16000	2,36	132,8

5.4.2.2 Maßgebende Schnittkräfte

Um die errechneten Tragfähigkeiten besser interpretieren zu können, sind in Tabelle 56 die für den Nachweis berücksichtigten Schnittkräfte und die maßgebende Stelle des Nachweises angegeben. In der ersten Spalte (E-E | $\varphi_{\text{global+lokal}}$) unterliegen die Schnittkräfte dem Einfluss der Federsteifigkeiten aus Kapitel 5.4.2.1. In Spalte zwei ist die gelenkige Modellierung mit großem Hebelsarm (E-E | $C\varphi, z=0$ | $e_F=\text{gross}$) und in der dritten Spalte die gelenkige Modellierung mit kleinem Hebelsarm (E-E | $C\varphi, z=0$ | $e_F=\text{klein}$) angegeben. Alle Berechnungen wurden mittels Theorie II. Ordnung und der Vorverformung von $e_o=L/300$ berechnet. Der Hebelsarm wurde wie in Kapitel 5.1.2 beschrieben festgelegt.

Tabelle 56 – Stabmodell - maßgebende Schnittkräfte für Detail 2a_120x12

		E-E $\varphi_{\text{global+lokal}}$					E-E $C\varphi, z=0$ $e_F=\text{gross}$					E-E $C\varphi, z=0$ $e_F=\text{klein}$				
		N_{E-E}	$M_{u,E-E}$	$M_{v,E-E}$	NW_{E-E}		$N_{E-E,0}$	$M_{u,E-E,0}$	$M_{v,E-E,0}$	$NW_{E-E,0}$		$N_{E-E,0}$	$M_{u,E-E,0}$	$M_{v,E-E,0}$	$NW_{E-E,0}$	
		[kN]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[kN]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[kN]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]
Schnittkräfte 2a_120x12	K1	-128,0	-12,98	-3,80	1,00	FM	-77,5	-12,30	-3,46	1,00	FM	-247,0	-12,78	-1,71	1,00	AL
	K2	-104,0	-12,69	-3,69	1,01	FM										
	K3	-50,5	-11,99	-3,29	1,00	FM										
	K4	-39,5	11,87	-3,23	1,01	FM	-23,5	-11,62	-3,12	1,01	FM	-233,0	-14,38	-4,54	1,00	FM
	K5	-140,0	-11,64	-4,75	1,00	FM										
	K6	-105,0	-11,63	-4,28	1,00	FM	-63,0	-11,47	-3,74	1,00	FM	-145,0	-11,64	-4,82	1,00	FM
	K7	-75,0	-11,54	-3,9	1,00	FM										
	K8	-53,5	-11,41	-3,62	1,00	FM	-22,0	-11,33	-3,28	1,01	FM	-136,0	-11,67	-4,70	1,00	FM
	K9	-116,0	-8,95	-5,7	1,00	FM										
	K10	-89,0	-9,73	-5	1,00	FM	-48,8	-10,56	-4,11	1,00	FM	-87,0	-9,78	-4,95	1,00	FM
	K11	-81,0	-9,92	-4,81	1,00	FM										
	K12	-59,0	-10,36	-4,31	1,00	FM	-19,8	-10,82	-3,51	1,00	FM	-83,5	-9,87	-4,87	1,00	FM

5.4.2.3 Ermittelte Tragfähigkeiten

Die mittels Stabstatik ermittelten Traglasten werden in Tabelle 57 erneut zusammengefasst. Die Tragfähigkeiten in Spalte N_{E-E} , $N_{E-E,0,eF=\text{gross}}$ und $N_{E-E,0,eF=\text{klein}}$ entstammen Tabelle 56. Zusätzlich wurden in den vorhergehenden Spalten alle einflussnehmenden Parameter und die entsprechenden Systemparameter der jeweiligen Konfiguration erneut zusammengefasst. Für den Nachweis wurde nur das Verfahren E-E berücksichtigt, da in den vorhergehenden Kapiteln 3 und 4 gezeigt werden konnte, dass die Ergebnisse für eine Bemessung nach verfahren E-P nicht praktikabel sind.

Tabelle 57 – Stabmodell Th. II. O. Ergebnis Detail 2a_120x12

Bezeichnung	Profil	$\bar{\lambda}_v$	QS #	L_y/h	L	$C_{\varphi, \text{lokal}}$	$C_{\varphi, \text{global}}$	$e_{F, \text{gross}}$	$e_{F, \text{klein}}$	e_0	N_{E-E}	$N_{E-E, 0, e_{F, \text{gross}}}$	$N_{E-E, 0, e_{F, \text{klein}}}$	
	[-]	[-]	[-]	[-]	[mm]	[kNm/rad]	[kNm/rad]	[mm]	[mm]	[mm]	[kN]	[kN]	[kN]	
Th. II. O. Ergebnis 2a_120x12	2a_120x12_K1	L 120x12	0,8	QS 1	10	1765,3	193,8	311,1	134,0	41,5	5,9	128,0	77,5	247,0
	2a_120x12_K2	L 120x12	0,8	QS 1	20	1765,3	193,8	73,9	134,0	41,5	5,9	104,0	77,5	247,0
	2a_120x12_K3	L 120x12	0,8	QS 2	10	1765,3	435,0	518,6	434,0	46,5	5,9	50,5	23,5	233,0
	2a_120x12_K4	L 120x12	0,8	QS 2	20	1765,3	435,0	132,8	434,0	46,5	5,9	39,5	23,5	233,0
	2a_120x12_K5	L 120x12	1,8	QS 1	10	3972,0	193,8	311,1	134,0	41,5	13,2	140,0	63,0	145,0
	2a_120x12_K6	L 120x12	1,8	QS 1	20	3972,0	193,8	73,9	134,0	41,5	13,2	105,0	63,0	145,0
	2a_120x12_K7	L 120x12	1,8	QS 2	10	3972,0	435,0	518,6	434,0	46,5	13,2	75,0	22,0	136,0
	2a_120x12_K8	L 120x12	1,8	QS 2	20	3972,0	435,0	132,8	434,0	46,5	13,2	53,5	22,0	136,0
	2a_120x12_K9	L 120x12	2,8	QS 1	10	6178,6	193,8	311,1	134,0	41,5	20,6	116,0	48,8	87,0
	2a_120x12_K10	L 120x12	2,8	QS 1	20	6178,6	193,8	73,9	134,0	41,5	20,6	89,0	48,8	87,0
	2a_120x12_K11	L 120x12	2,8	QS 2	10	6178,6	435,0	518,6	434,0	46,5	20,6	81,0	19,8	83,5
	2a_120x12_K12	L 120x12	2,8	QS 2	20	6178,6	435,0	132,8	434,0	46,5	20,6	59,0	19,8	83,5

5.4.3 Darstellung und Interpretation der Ergebnisse – Deatil 2a_120x12

Um eine Aussage darüber treffen zu können, ob das ingenieurmäßige Stabstatikmodell im Vergleich zur FEM-Analyse auf der sicheren bzw. unsicheren Seite liegt bzw. ob die Ergebnisse belastbar sind, wurde in Abbildung 73 die mittels FEM ermittelte durch die mittels Federsteifigkeiten ermittelte Traglast dividiert. Liegt der errechnete Faktor über 1.00, so ist die maximale Belastung aus FEM größer gegenüber dem Stabstatikergebnis und die modifizierte Stabstatikmodellierung liegt auf der sicheren Seite. Liegt der Faktor unterhalb von 1.00 muss von einer unsicheren Modellierung im Stabmodell ausgegangen werden und diese Modellunsicherheit in weiterer Folge berücksichtigt werden.

Auf den ersten Blick zeigt sich in Abbildung 73, dass sich auch bei Winkelprofil 120x12 bezüglich Detail 2a große Abweichungen einstellen. Es ist klar zu sehen dass bei Konfiguration 3 & 4, wie schon bei Winkelprofil 60x6 und 90x9, die FEM-Ergebnisse weit (Faktor 2.02 , 1.78) über den Stabstatikergebnissen liegen. Dieser Umstand soll in weiterer Folge wieder als „Effekt 1“ gekennzeichnet werden. Des Weiteren kann festgestellt werden, dass die Ergebnisse (abgesehen von Konfiguration 3 & 4) um bis zu -30 % von den Ergebnissen in RSTAB abweichen. Dieser Umstand soll wieder mit „Effekt 2“ benannt werden (zu hohe Tragfähigkeit im Stabmodell).

	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
N_{FEM}/N_{E-E}	1,23	0,71	2,02	1,78	0,79	0,71	1,12	0,95	0,72	0,70	0,89	0,72

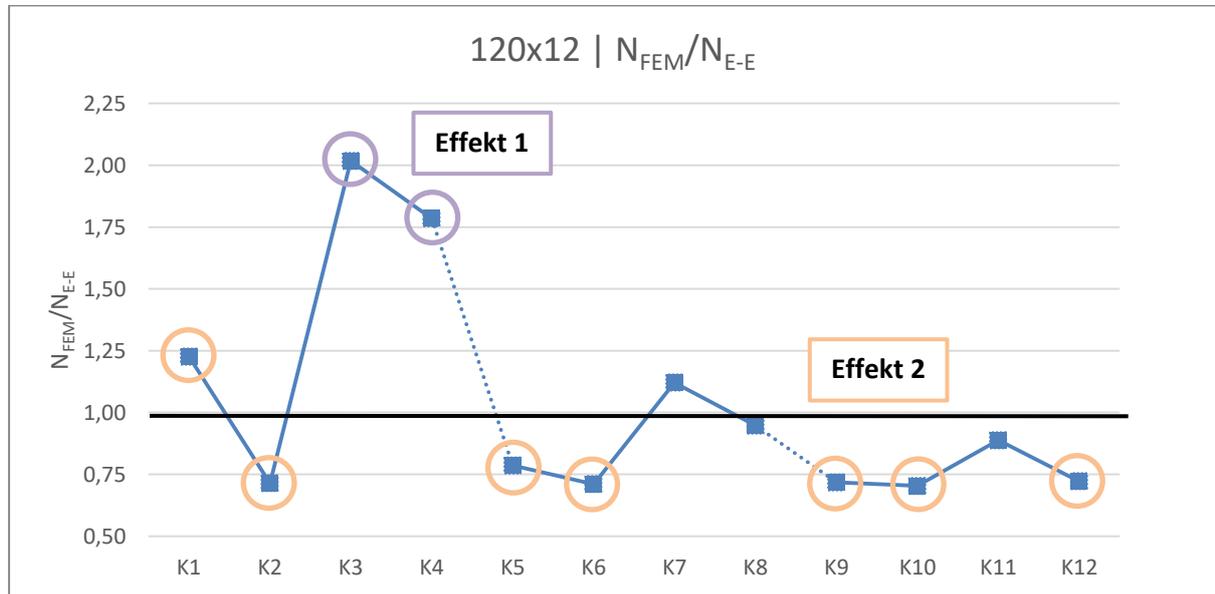


Abbildung 73 – Traglastergebnisse für Detail 2a_120x12 FEM/TH.II.O

Wie schon bei Winkel 60x6 und Winkel 90x9 (Detail 2a) in Abschnitt 5.2 und 5.3 zu sehen war, ist auch bei Winkelprofil 120x12 zu erkennen, dass die Tragfähigkeit bei gleichen Randbedingungen und zunehmender Systemlänge im Stabmodell ansteigt. Dies ist bei einem Knickproblem grundsätzlich nicht zu erwarten und bedarf einer genaueren Untersuchung und wird dahingehend mit „Effekt 3“ bezeichnet. Dieser Umstand soll mit Tabelle 58 nochmals verdeutlicht werden.

Tabelle 58 - Tragfähigkeiten nach Schlankheiten geordnet in RSTAB für Detail 2a_120x12

N_{E-E}	$\bar{\lambda}_v$		
	0.8	1.8	2.8
2a_120x12_K1 K5 K9	128.0	140.0	116.0
2a_120x12_K2 K6 K10	104.0	105.0	89.0
2a_120x12_K3 K7 K11	50.5	75.0	81.0
2a_120x12_K4 K8 K12	39.5	53.5	59.0

Effekt 3

Die Abschnitte 5.4.3.1, 5.4.3.2 und 5.4.3.3 sollen Aufschluss über die Ursachen der beschriebenen drei Effekte geben. Außerdem sollen Parallelen zu den vorhergehenden Kapitel gezogen und Unterschiede aufgezeigt werden.

5.4.3.1 Ursächliche Klärung von „Effekt 1“

Der bei diesem Winkel auftretende „Effekt 1“ hat exakt die selbe Ursache wie bei Winkelprofil 60x6 und 90x9 in Abschnitt 5.2 und 5.3. Im Folgenden wird auf die Ursachenbegründung noch einmal eingegangen und für eine ausführliche Begründung inklusive Kraft/Verformungsdiagramm auf Kapitel 5.2.3.1 verwiesen.

Die starken Abweichungen in Konfiguration 3 & 4 (deutlich höhere FEM-Traglast) können damit begründet werden, dass das L-Profil durch die aufgebrachte Belastung bereits vollkommen durchplastiziert ist – also keine weiteren Spannungen mehr aufnehmen kann – jedoch Spannungen von nun an bei weiterer Laststeigerung in den I-Querschnitt umgelagert werden können und deshalb der I-Querschnitt schlussendlich versagt. Dadurch, dass die besagten Umlagerungseffekte in RSTAB nicht berücksichtigt werden, nimmt in der FEM das Winkelprofil deutlich mehr Kraft auf als der elastische bemessene Querschnitt in RSTAB und somit kommt diese enorme Abweichung von 78 % bzw. 102 % zustande. Der Umstand der Spannungsumlagerung soll mit Abbildung 74 veranschaulicht und belegt werden. In Abbildung 74 sind die Spannungen mit 235 N/mm^2 normiert, was bedeutet, dass alle roten Bereiche mit 235 N/mm^2 ausgelastet sind. Die Verformungsfigur zeigt, wie stark das I-Profil sich durch die aufgebrachte Belastung verformt.

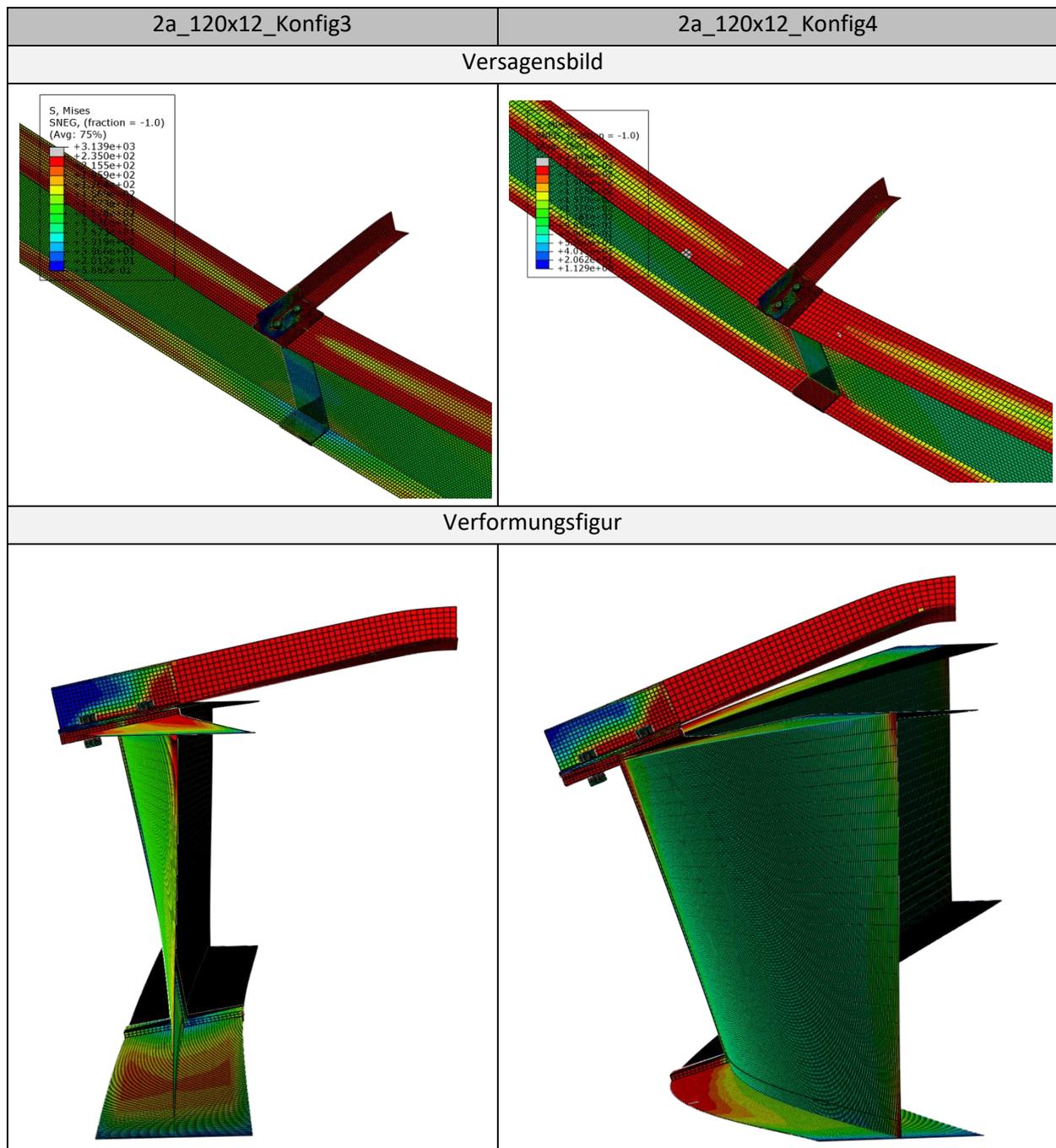


Abbildung 74 – FEM Versagensmechanismus bei Detail 2a_120x12_K3&4

5.4.3.2 Ursächliche Klärung von „Effekt 2“

Auch bezüglich Winkel 120x12 können Abweichungen von bis zu 30% der FEM-Ergebnisse von den RSTAB-Resultaten erkannt werden (geringere Tragfähigkeiten nach FEM). Im Unterschied zu Winkel 60x6 (Abbildung 59) in Kapitel 5.2.3 weichen jedoch nicht nur die Konfigurationen mit hohem L/h Verhältnis von der Stabstatik ab.

Beim vorliegenden Detail kann vorrangig festgehalten werden, dass wenn Tabelle 53 betrachtet wird in der Hälfte der Fälle (Konfiguration 1, 2, 5, 6, 9 und 10) der I-Träger versagt bevor das L-Profil überhaupt maßgebend belastet wird. Dieser Umstand soll mit exemplarischen Beispielen in Abbildung 75 dargestellt werden. Das I-Profil versagt also deutlich bevor das L-Profil überhaupt mit der Fließspannung bzw. dem schlussendlichen Versagenszustand belastet werden kann. Somit kann erklärt werden, warum die FEM-Ergebnisse deutlich unter den Stabstatikergebnissen zu liegen kommen, da in der Stabstatik kein I-Profil modelliert wird. Im Diagramm in Abbildung 73 wird teilweise also eigentlich die Tragfähigkeit des I-Profils (FEM) mit der Tragfähigkeit des L-Profils (RSTAB) verglichen.

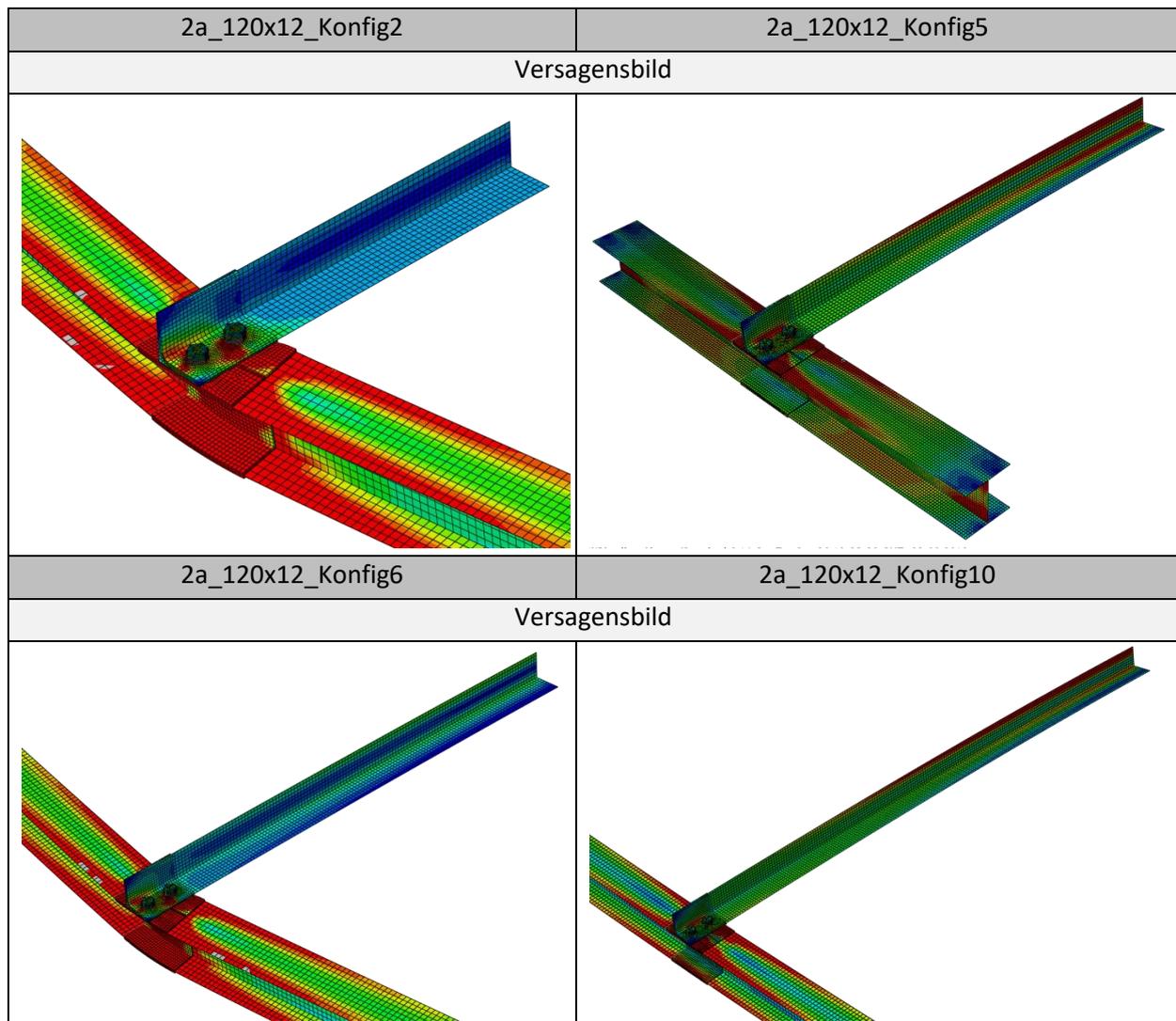


Abbildung 75 – FEM-Beispiele Versagensmechanismus im Traglastzustand für Detail 2a_120x12_K2,5,6,10

Mit diesem Verhalten können also die Abweichungen von Konfiguration 2, 5, 6, 9 und 10 erklärt werden. Für Konfiguration 1 ist dieser Erklärungsansatz nicht dienlich, da die Tragfähigkeit ja über

der Stabstatik zu liegen kommt – der Winkel also lt. Stabstatikergebnis vor dem I-Profil versagen müsste. Dies kann damit erklärt werden, dass der Hebelsarm bei wachsender Verformung des I-Profiles nicht zunimmt und somit nicht auf Biegung belastet wird. Dies ist an der Versagensfigur in Abbildung 76 klar zu erkennen. Der Winkel erfährt keinerlei Biegung und wird dadurch deutlich weniger belastet – in der Modellierung in RSTAB wird das Winkelprofil jedoch sehr wohl auf Biegung belastet. Durch das niedrige L_i/h ($=10$) Verhältnis ist der Anschluss bezüglich Torsion und Biegung des I-Trägers deutlich steifer als beispielsweise in der Konfiguration 2 ($L_i/h=20$). Dadurch kann deutlich mehr Last in Konfiguration 1 aufgenommen werden als in 2. Dies erklärt, warum der Faktor N_{FEM}/N_{E-E} für Konfiguration 1 den Wert 1.23 und für Konfiguration 2 den Wert 0.73 ergibt. Dieses Verhältnis spiegelt also rein die Tragfähigkeiten der I-Profile wider und modelliert nicht die Tragfähigkeiten der Winkelprofile, da das Winkelprofil aufgrund fehlender Biegung nicht hoch genug belastet wird, um zu versagen.

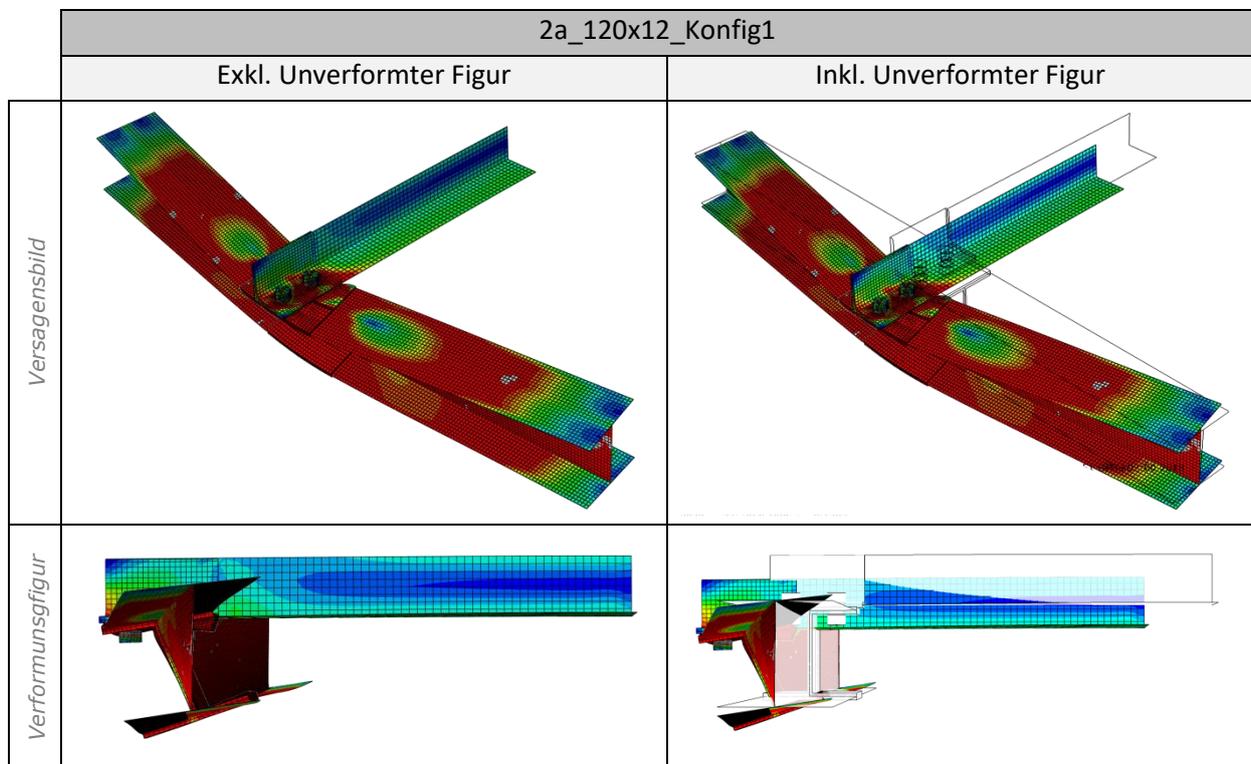


Abbildung 76 – FEM-Versagensbild/Verformungsfigur im Traglastzustand für Detail 2a_120x12_Konfig1

Für Konfiguration 1, 2, 5, 6, 9, 10 kann also das Versagen des I-Profiles für die abweichenden Tragfähigkeiten verantwortlich gemacht werden. Die Abweichung in Konfiguration 12 kann jedoch mit diesem Verhalten nicht erklärt werden, da dort nicht vorrangig das I-Profil für das Versagen verantwortlich ist, wie in Tabelle 53 – Spalte „V“ ersichtlich ist. Dass für Konfiguration 12 der Nachweis am Winkel maßgebend wird, wurde mittels elastischem I-Profil überprüft und validiert. In diesem Fall kann wieder auf die bereits in Kapitel 5.2.3.2 ausgeführte Erklärung zurückgegriffen werden, dass in Feldmitte am Symmetrielager unzutreffende (zu hohe) Spannungen abgebildet werden, durch welche ein Versagen des Winkelprofils zu früh eintritt und die Traglast gegenüber der RSTAB-Berechnung somit zu gering ausfällt.

5.4.3.3 Ursächliche Klärung von „Effekt 3“

Betrachtet man Tabelle 58, ist sofort ersichtlich, dass die Stabmodell-Tragfähigkeit, bei gleichen Randbedingungen, mit steigender Schlankheit zunimmt. Dieser Effekt konnte auch schon bereits in Kapitel 5.2 und 5.3 beobachtet werden und auch im gegebenen Fall von Winkel 120x12 kann dieses Tragverhalten gleich begründet werden, wie auch schon in Kapitel 5.2.3.3 und 5.3.3.3 ausgeführt. Wird das System in ein 2D-System mit einfach symmetrischem Querschnitt überführt und alle einwirkenden Effekte wie Vorverformung, Berechnung nach Theorie II. Ordnung, und die lokale Federsteifigkeit ausgeschaltet, so ergibt sich ein zweidimensionales Hauptachsensystem. In diesem System kann bei der Schnittkraftberechnung/Nachweisführung klar gezeigt werden, dass aufgrund der statischen Unbestimmtheit (also aufgrund der Federsteifigkeiten) des Systems die Tragfähigkeit am kürzesten System die geringste ist. Dies ist darauf zurückzuführen, dass bei steigender Systemlänge die Verdrehung am Auflager zunimmt, womit das Auflagermoment zunimmt und deshalb – da das Auflagermoment dem maßgebenden Moment in Feldmitte entgegenwirkt – das maßgebende Moment in Feldmitte abnimmt. Dadurch nimmt die Tragfähigkeit bei steigender Systemlänge zu. Dieser Effekt ist auch bei Reaktivieren der einwirkenden Effekte (unsymmetrischer Querschnitt bezüglich Belastungsachsen, Vorverformung, Berechnung nach Theorie II. Ordnung, und die lokale Federsteifigkeit) weiterhin ersichtlich. Das unterschiedlich starke Auftreten des Effekts 3 in Tabelle 58 kann durch den unterschiedlich großen Hebelsarm erklärt werden, welcher großen Einfluss auf die Verdrehung am Auflager hat. Damit kann die steigende Traglast bei steigender Systemlänge erklärt werden. Eine ausführliche Begründung mit anschaulichen Beispielen ist in Absatz 5.2.3.3 zu finden.

5.4.3.4 Interpretation Stabstatik-Ergebnisse – Detail 2a_120x12

Die beiden Kurven in Abbildung 77 ergeben sich aus dem Quotienten aus der mittels Federsteifigkeiten ermittelten Traglast (N_{E-E}) und der vollgelenkig modellierten Traglast ($N_{E-E,0,eF=klein} \mid N_{E-E,0,eF=gross}$) mit jeweils kurzem bzw. langem Hebelsarm (Lastexzentrizität e_F). In diesem Fall werden nur die Ergebnisse der Stabstatik miteinander verglichen, da – wie bereits erläutert – die FEM-Ergebnisse nicht direkt vergleichbar sind (Traglasten teils durch I-Träger bestimmt). Das bedeutet, das auch in diesem Fall nicht bewertet werden kann, inwieweit die Ergebnisse des modifizierten Bemessungsverfahrens auf der sicheren bzw. unsicheren Seite liegen und wie hoch der „Nettogewinn“ durch die Bemessung mittels Federsteifigkeiten tatsächlich ausfällt.

Die erste Kurve (N_{E-E}) gibt das Verhältnis der mittels Federsteifigkeiten modifizierten Traglast zur gelenkig modellierten Tragfähigkeit ($N_{E-E,0,eF=gross}$) mit großem Hebelsarm (Achse L-Profil zu Achse I-Profil $\mid e_{F,gross}=116,9$ bzw. $0.416,9$ mm) an. Die beiden Modelle unterscheiden sich nur durch die Federsteifigkeiten $C_{\varphi,lokal}$ und $C_{\varphi,global}$, welche in der gelenkigen Modellierung zu Null gesetzt werden. Es ist klar zu sehen, dass die rein gelenkige Modellierung mit großem Hebelsarm eine sehr konservative Betrachtungsweise darstellt. Dadurch liegen die zu erzielenden Tragfähigkeitszugewinne in einem sehr hohen Bereich von 35 % bis hin zu 309 %. Der steigende und wieder fallende Verlauf der Datenpunkte kann damit erklärt werden, dass sich jeweils Konfiguration 1&2, 3&4, usw. nur durch ihre Federsteifigkeit unterscheiden und deshalb dieselbe Traglast im gelenkigen Modell gegenübersteht. Dadurch steigt der Tragfähigkeitsgewinn mit steigender Federsteifigkeit natürlich deutlich. Die Tragfähigkeitsgewinne sind an den „ungeraden“

Konfigurationen stets am größten, da durch das kleinere $L/h (=10)$ Verhältnis die Federsteifigkeit dort höher ausfällt.

Die zweite Datenreihe stellt das Verhältnis von N_{E-E} zum Resultat der gelenkigen Modellierung mit kurzem Hebelsarm $N_{E-E,0,eF=klein}$ dar. Für dieses gelenkige Modell wird der I-Träger als ausreichend steif für ein festes Auflager betrachtet. Dadurch wird angenommen, dass die Kraft nur durch den Flansch übertragen wird und somit der Hebelsarm nur von der Schwerachse des Flansches bis zur Schwerachse des Winkels modelliert ist ($e_{F, klein}=23,9$ bzw. $28,9$ mm). Anhand der Daten in Abbildung 77 ist ersichtlich, dass die Tragfähigkeiten die durch diese Modellierung ermittelt werden, teilweise deutlich über der mittels Federsteifigkeiten modellierten Traglast zu liegen kommen (Faktor < 1.00). Dies hat den Grund darin, dass in dieser Betrachtung die Steifigkeit des Auflagers deutlich überschätzt wird und somit deutlich zu hohe Ergebnisse entstehen. Inwieweit diese Ergebnisse bezüglich der FEM auf der sicheren bzw. unsicheren Seite liegen, kann aufgrund der nicht direkt vergleichbaren Ergebnisse aus der FEM nicht festgestellt werden. Auffällig ist, dass das steigende und fallende Bild der Datenpunkte in der zweiten Datenreihe ($N_{E-E} / N_{E-E,0,eF=klein}$) nicht so stark ausgeprägt ist wie in $N_{E-E} / N_{E-E,0,eF=gross}$. Das hat den Grund darin, dass die Hebelsarme in der zweiten Datenreihe deutlich kleiner sind und daher in das Traglastergebnis nicht so stark einfließen, sodass deshalb die Ergebnisse nicht so stark voneinander abweichen wie in $N_{E-E} / N_{E-E,0,eF=gross}$.

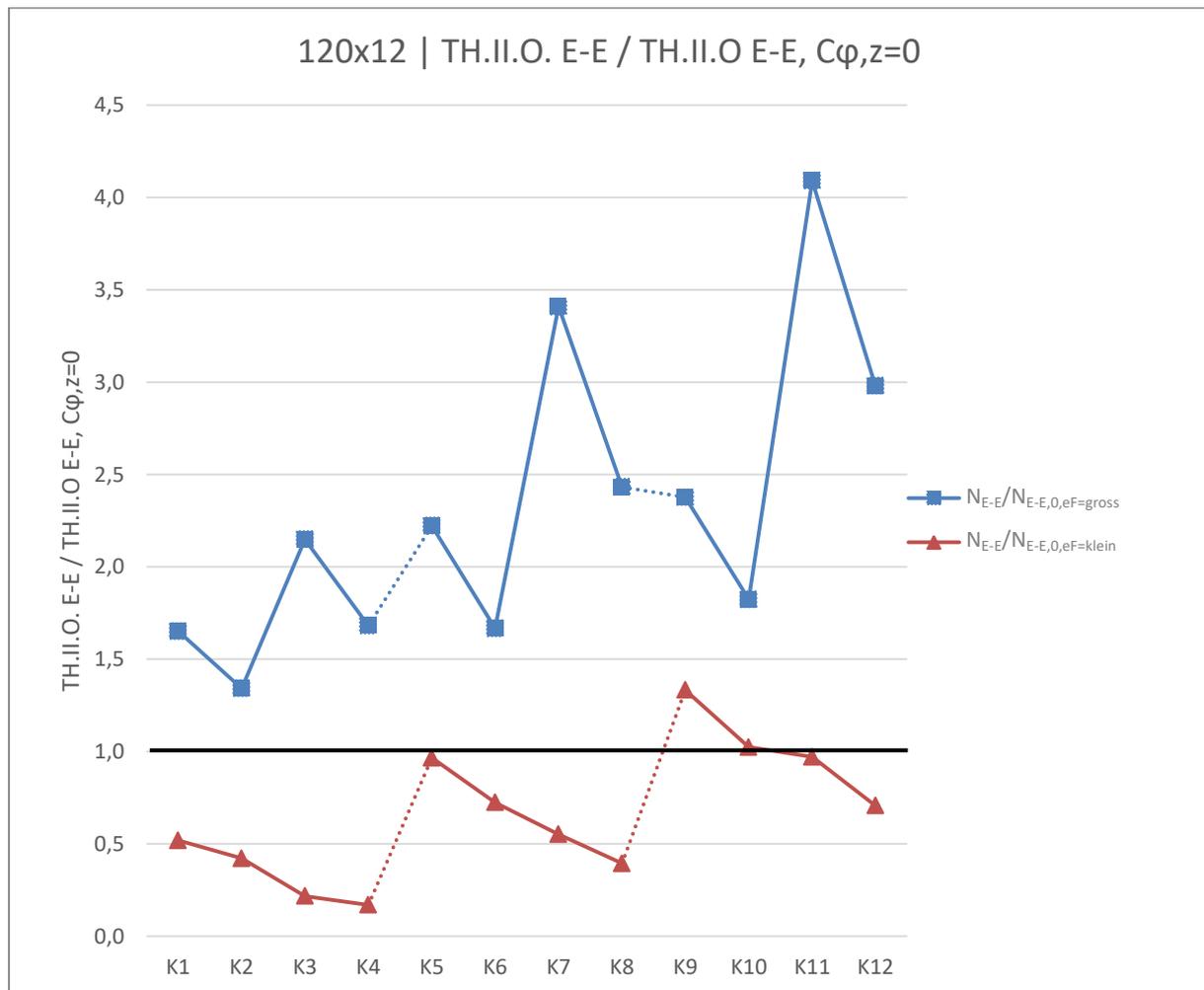


Abbildung 77 – Traglastergebnisse Stabmodell bei Detail 2a_120x12 TH.II.O. E-E / TH.II.O. E-E, $c_p, z=0$

6 Zusammenfassung der Erkenntnisse

Im nachfolgenden Kapitel sollen die Ergebnisse dieser Masterarbeit zusammengefasst und anschaulich präsentiert werden.

6.1 Drucktragfähigkeit Winkelprofil mit Detail 1a

Durch das mittels Federsteifigkeiten modifizierte Bemessungsverfahren können im Vergleich zu der bisherigen gelenkigen Modellierung auf der sicheren Seite liegende Tragfähigkeitszugewinne von bis zu 127 % erzielt werden. Diese Ergebnisse sind durchgehend konservativ, da bezüglich der FEM ein Unsicherheitsfaktor $\gamma_{TH,II,0}$ bereits mitberücksichtigt wurde. Der Sicherheitsfaktor drückt aus, wie weit die Ermittlung der Traglast mit dem Stabmodell mittels Federsteifigkeiten potentiell über der FEM-Modellierung zu liegen kommen kann und somit auf der unsicheren Seite liegt. Abbildung 78 fasst die Ergebnisse aus Kapitel 3 zusammen und zeigt die Nettotragfähigkeitszugewinne noch einmal auf. Die einzelnen Kurven zeigen die Quotienten aus der modifiziert ermittelten Tragfähigkeiten je Winkelprofil, die mit dem Sicherheitsfaktor $\gamma_{TH,II,0}$ behaftet sind, dividiert durch die konventionell gelenkig ermittelte Tragfähigkeit. Ein Faktor über 1.00 bedeutet einen potentiellen Zugewinn und ein Faktor unter 1.00 bedeutet einen Tragfähigkeitsverlust, durch den Einsatz der Federsteifigkeiten im Bezug auf die derzeitigen gelenkigen Bemessungsmethodik.

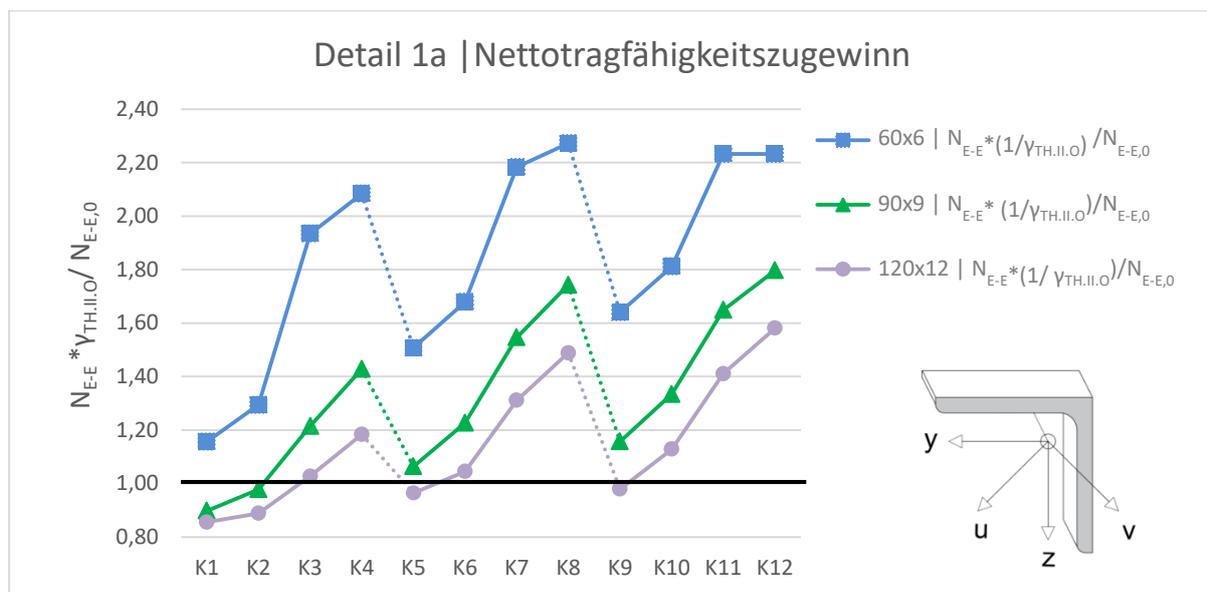


Abbildung 78 – Traglastergebnisse im Stabmodell - Nettotragfähigkeitszugewinn für Detail 1a

Auf Basis der Erkenntnisse in Abbildung 78, kann die Bemessung mittels Federsteifigkeiten vorrangig bei kleinen Profilen mit großzügig bemessenen Anschlusssteifigkeiten bzw. durchgängig für große Schlankheiten empfohlen werden, da hohe Traglastgewinne erzielt werden können.

Tabelle 59 – Stabmodell-Sicherheitsfaktor $\gamma_{TH.II.O}$ für Detail 1a

	$\gamma_{TH.II.O}$
60x6	1.08
90x9	1.21
120x12	1.32

$$N_{E,k} = N_{E-E} / \gamma_{TH.II.O} \quad (16)$$

Für die Bemessung bedeutet dies, dass die Bemessungswerte der Tragfähigkeiten aus dem Stabmodell nach Gleichung (16), inklusive Federsteifigkeiten, der Vorverformung von $e_0=L/300$ in Richtung der u-Achse und der entsprechenden Lastexzentrizität nach Theorie II. Ordnung und Verfahren E-E berechnet werden (N_{E-E}). (Sicherheitsfaktoren $\gamma_{TH.II.O}$ nach Tabelle 59).

6.2 Drucktragfähigkeit Winkelprofil mit Detail 1b

Durch die Anwendung der Federsteifigkeiten in der Modellierung des Knickstabes in RSTAB kann für Detail 1b mit einem auf der sicheren Seite liegenden Tragfähigkeitszugewinn von bis zu 135 % gerechnet werden. Um dies zu verdeutlichen, werden die berechneten Ergebnisse aus Kapitel 4 in Abbildung 79 erneut zusammengefasst und dargestellt. Die einzelnen Datenreihen setzen sich aus dem Verhältnis der mittels Federsteifigkeiten ermittelten Traglast je Winkel (N_{E-E}), multipliziert mit dem Sicherheitsfaktor $\gamma_{TH.II.O}$, und der herkömmlich gelenkig ermittelten Traglast ($N_{E-E,0}$) zusammen. Ein Faktor über 1.00 bedeutet einen Tragfähigkeitszugewinn durch den Einsatz der Federsteifigkeiten. Liegt der Faktor unter 1.00 ist die Modellunsicherheit größer als der Zugewinn durch die Federsteifigkeiten und es stellt sich ein Verlust an Tragfähigkeit ein. Das Diagramm zeigt bereits den Nettozugewinn, in dem die mögliche Modellunsicherheit aus FEM mit dem Faktor $\gamma_{TH.II.O}$ berücksichtigt wurde. $\gamma_{TH.II.O}$ drückt aus, wie weit die mittels Stabstatik modifizierte Berechnung bezüglich der FEM maximal auf der unsicheren Seite liegt. Durch die Berücksichtigung des Faktors in der Bemessung werden durchgehend konservative Ergebnisse erzielt

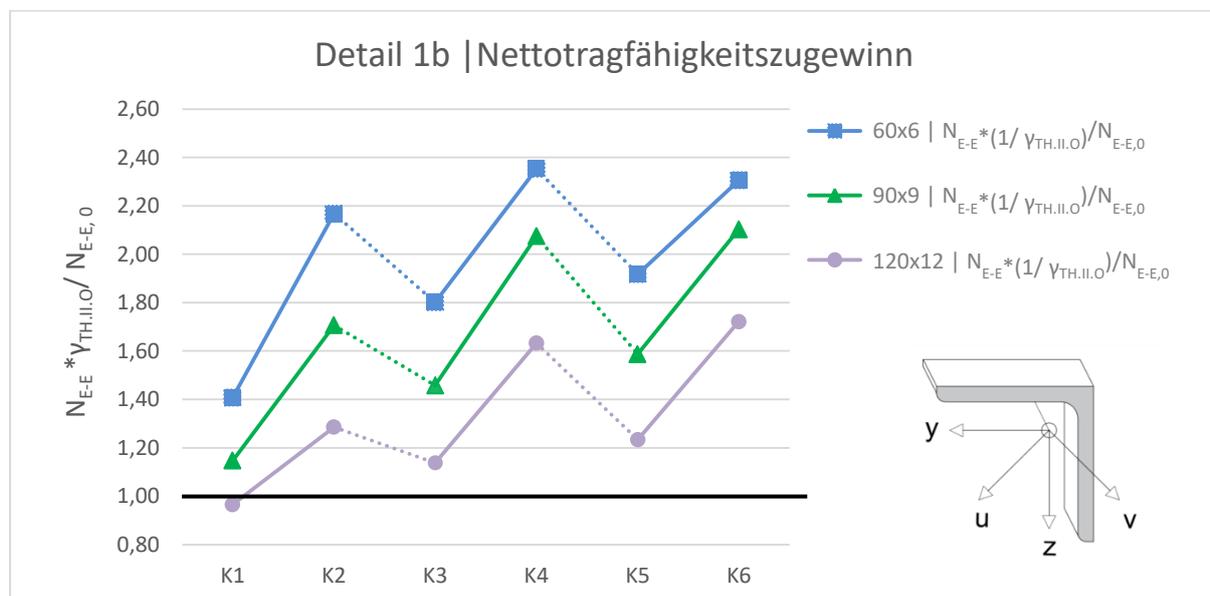


Abbildung 79 – Traglastergebnisse im Stabmodell - Nettotragfähigkeitszugewinn für Detail 1b

Das Diagramm in Abbildung 79 zeigt deutlich, dass in nahezu jeder Konfiguration mit einem Nettozuwachs der Tragfähigkeit gerechnet werden kann. Somit kann der Einsatz der Federsteifigkeiten für Detail 1b nahezu uneingeschränkt empfohlen werden. Anzumerken ist, dass auch in Fall K1 ausreichende Sicherheit vorliegt, da hier die Stabmodellierung unter der FEM-Traglast zu liegen kommt – vgl. Abbildung 47)

Für die praktische Bemessung wird vorgeschlagen, die Knicktragfähigkeit (N_{E-E}) unter Einfluss von Federsteifigkeiten, der Vorverformung von $e_o=L/300$ in Richtung der u-Achse und der entsprechenden Lastexzentrizität nach Theorie II. Ordnung und Verfahren E-E zu berechnen und das Ergebnis anschließend mit dem Sicherheitsfaktor $\gamma_{TH.II.O}$ aus Tabelle 60 nach Gleichung (17) zu beaufschlagen um sicher konservative Ergebnisse zu erzielen.

Tabelle 60 – Stabmodell Sicherheitsfaktor
 $\gamma_{TH.II.O}$ für Detail 1b

	$\gamma_{TH.II.O}$
60x6	1.06
90x9	1.03
120x12	1.12

$$N_{E,k} = N_{E-E} / \gamma_{TH.II.O} \quad (17)$$

6.3 Drucktragfähigkeit Winkelprofil mit Detail 2a

Im Rahmen der Analyse von Detail 2a treten massive Abweichungen zwischen der stabstatischen Modellierung und der mittels Symmetrielager realisierten Abbildung in FEM auf. Diese Abweichungen können auf drei verschiedenartige Einflüsse zurückgeführt werden, die in Kapitel 5 genauer erläutert werden. Zusammengefasst kann festgehalten werden, dass in manchen Fällen der Verdacht nahe liegt, dass die Spannungssituation in Feldmitte in FEM durch die Modellierung nicht richtig abgebildet wird und, dass in manchen Konfigurationszusammensetzungen das I-Profil anstatt des L-Profiles versagt und somit für den Vergleich der Traglasten der L-Profile zwischen Stabmodell und FEM nicht aussagekräftige Ergebnisse erzielt werden. Zusammenfassend bedeutet dies, dass aufgrund der nicht direkt vergleichbaren FEM Ergebnisse für dieses Detail kein Bemessungsvorschlag gemacht werden kann, und dass die Modellierung von Detail 2a in FEM in weiterführenden Arbeiten genauer analysiert bzw. die Zusammensetzung der Konfigurationen eventuell anders gehandhabt werden muss.

7 Ausblick

Zukünftig soll die in dieser Arbeit erstellte Parameterstudie eine Basis für eine weitere Masterarbeit am Institut für Stahlbau darstellen, in welcher weitere Details aus der Diplomarbeit von Harringer [4] in ihren Parametern variiert werden und die mittels Federsteifigkeiten ermittelten Tragfähigkeiten mit den konventionell gelenkig ermittelten und mittels FEM ermittelten Traglasten verglichen werden.

Für Detail 1a und 1b konnte auf Grundlage der, in dieser Arbeit ermittelten Ergebnisse, ein Bemessungsmodell ausgearbeitet werden. Für Detail 2a gilt es die in dieser Masterarbeit aufgezeigten Abweichungen in der FEM-Modellierung, in weiterführender Bearbeitung genauer zu analysieren und ein neues Modell vorzuschlagen, in dem beispielsweise auf eine Symmetrielage in Feldmitte verzichtet wird um schlussendlich auch für Detail 2a und allen weiterführenden Details einen entsprechenden Bemessungsvorschlag machen zu können.

Literaturverzeichnis

- [1] EN 1993-1-1: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau. CEN, Brüssel, 2005.
- [2] M. Kettler und H. Unterweger, „Tragfähigkeit von Winkelprofilen bei Druckbeanspruchung und realen Lagerungsbedingungen,“ *Stahlbau 86*, Bd. Heft 3, pp. 239-255, 2017.
- [3] T. Harringer, Ermittlung baupraktischer Anschlusssteifigkeiten von Winkelprofilen als maßgebende Einflussgrößen der Knicktragfähigkeit, TU Graz: Diplomarbeit, 2017.
- [4] M. Kettler und H. Unterweger, „Member capacity of bolted steel angles in compression - influence of realistic end supports,“ *Journal of constructional steel research (130)*, pp. 22-35, 2017.
- [5] DIN EN 10056-1:1998-10 Gleichschenklige und ungleichschenklige Winkel aus Stahl - Teil 1: Maße, 1998.
- [6] H. Unterweger, Stahlbau GL. Skriptum zur Lehrveranstaltung " Stahlbau GL", Institut für Stahlbau TU Graz, 2011.
- [7] G. Lichtl, Laborversuche und begleitende FE-Berechnungen zur Knicktragfähigkeit geschraubter Winkelprofile mit verschiedenen Lagerungsbedingungen, TU Graz: Diplomarbeit, 2018.

Anhang A

Für Winkel 60x6 in Detail 2a wurde eine weitere Untersuchung bezüglich der Verdrehung des L-Profiles innerhalb der Knickfigur im Traglastzustand durchgeführt. In allen auftretenden Knickfiguren bei der GMNIA-Analyse verdreht sich das Profil um die eigene Achse. Es kann also von der Versagensform Biegedrillknicken ausgegangen werden. Da grundsätzlich keine starke Längsverdrehung des Winkels im Traglastzustand zu erwarten ist wurden die Verdrehungen des Winkels für jede Konfiguration im Traglastzustand in Feldmitte am Symmetrielager festgehalten, um eine Grundlage für weitere Untersuchungen bilden zu können. Dazu wurden die Verformungen aus FEM ausgelesen und der Verdrehwinkel am Symmetrielager – also quasi in Feldmitte des modellierten Systems – festgehalten. Die gemessenen Winkel sind in Tabelle 61 in Milliradian angegeben. Das Koordinatensystem folgt dem Koordinatensystem aus FEM in Kapitel 5.1.1.

Tabelle 61 – Winkelverdrehung φ für Detail 2a_60x6

FEM L-PROFIL	L-PROFIL
	$\varphi_{L\text{-Profil,FM}}$
Schenkelverdrehung φ	[mrad]
<i>2a_60x6_Konfig1</i>	232
<i>2a_60x6_Konfig2</i>	232
<i>2a_60x6_Konfig3</i>	188
<i>2a_60x6_Konfig4</i>	295
<i>2a_60x6_Konfig5</i>	78
<i>2a_60x6_Konfig6</i>	113
<i>2a_60x6_Konfig7</i>	127
<i>2a_60x6_Konfig8</i>	216
<i>2a_60x6_Konfig9</i>	85
<i>2a_60x6_Konfig10</i>	129
<i>2a_60x6_Konfig11</i>	109
<i>2a_60x6_Konfig12</i>	200

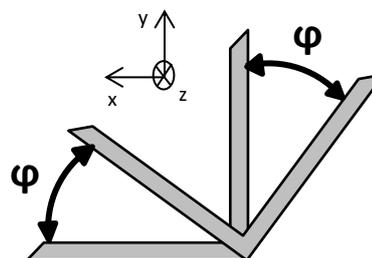


Abbildung 80 – Systemskizze für φ bei Detail 2a_60x6