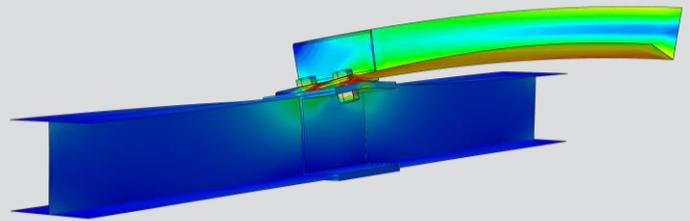
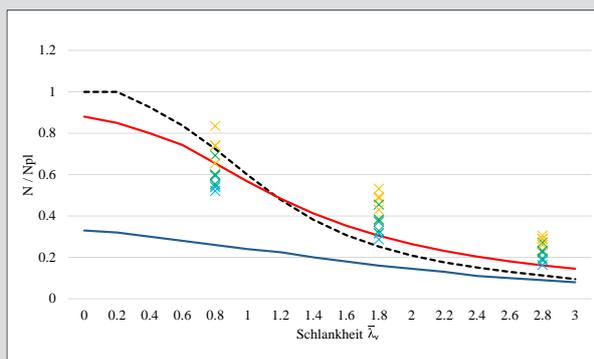


# Numerische Berechnungen zur Knicktragfähigkeit geschraubter Winkelprofile mit baupraktischen Anschlusssteifigkeiten



D-5-79/2019

**Sattlegger Martin**  
Institut für Stahlbau  
Technische Universität Graz



# **Numerische Berechnungen zur Knicktragfähigkeit geschraubter Winkelprofile mit baupraktischen Anschlusssteifigkeiten**

## **Masterarbeit**

Zur Erlangung des akademischen Grades

Diplom-Ingenieur (Dipl.-Ing.)

Masterstudium Bauingenieurwissenschaften – Konstruktiver Ingenieurbau

Eingereicht an der

**Technischen Universität Graz**

Fakultät für Bauingenieurwissenschaften – Institut für Stahlbau

## **Betreuer**

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

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

## **Verfasser**

Martin Sattlegger, BSc

Graz, 2019



# Eidesstattliche Erklärung

Ich erkläre an Eides statt, dass ich die vorliegende Arbeit selbstständig verfasst und keine anderen als die angegebenen Quellen / Hilfsmittel benutzt habe. Unter den angeführten Quellen habe ich die wörtlich und inhaltlich entnommenen Stellen als solche kenntlich gemacht. Das in TUGRAZonline hochgeladene Textdokument ist mit der vorliegenden Masterarbeit ident.

## 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 sources used. The text document uploaded to TUGRAZonline is identical to the present master's thesis.

---

Datum / date

---

Unterschrift / signature



## **Zeit danke zu sagen...**

Zu Beginn möchte ich Herrn Univ. Prof. Dipl.-Ing Dr. techn. Harald Unterweger recht herzlich für die Möglichkeit, meine Masterarbeit am Institut für Stahlbau zu verwirklichen, danken. Besonders möchte ich Herrn Ass. Prof. Dipl.-Ing Dr. techn. Markus Kettler für die hervorragende Betreuung meiner Arbeit bedanken und besonders dafür, dass er sich für jede meiner zahlreichen Fragen die Zeit genommen hat mir diese ausführlich zu beantworten. Danke dafür!

Ein großes Dankeschön will ich meiner WG in Graz rund um Bernhard, Cornelia, Dietrun, Florian, Gerolf und Sophie aussprechen. In den zahlreichen WG-Abenden, die wir zusammen hatten, konnte viel Unistress abgebaut und positive Energie gesammelt werden. Ich hätte mir keine besseren Wohnungskollegen vorstellen können – ich hoffe, ihr bleibt mir lange als Freunde erhalten!

Einen besonderen Dank möchte ich meinen Studienkollegen rund um den Beton- und Holzbau-Zeichensaal ausrichten. Ein Raum, in dem ich nicht nur dank der tatkräftigen Unterstützung meiner Studienkollegen mein Studium besser und erfolgreicher absolviert habe als ich es mir je wünschen hätte können, sondern auch ein Raum, in dem zahlreiche neue Freundschaften entstanden sind. Auch danke, für die vielen mehr oder weniger kreativen Spitznamen, die ich durch euch erhalten habe und hoffentlich lange behalten werde.

In diesem Sinne: „Stay Smart“ – Euer Turm.

Zum Abschluss gilt der größte Dank natürlich meiner Familie. Danke Mama, danke Papa, dass ihr mir in jeder Lebenssituation zur Seite steht und danke für die Gewissheit, bei euch immer ein offenes Ohr zu finden. Danke, dass ihr mir einen vorbildlichen Lebensweg vorgelebt und mir diesen auch ermöglicht habt. Danke Elisabeth, für deine Unterstützung gerade während der ersten Jahre meines Studiums und auch ein großes Danke für deine wertvollen Tipps und Ratschläge, die du mir immer gibst. Sehr dankbar bin ich auch dafür, all meine vier Großeltern noch an meiner Seite zu haben.

## Kurzfassung

Winkelprofile werden im Hochbau vorwiegend als Windverband sowie im Mast-, Turm- und Freileitungsbau verwendet. Je nach gewünschter Krafteinleitung werden diese im Anschlussbereich meist mit vorgespannten Ein- oder Zweischraubenverbindungen befestigt. Diese Montageart führt jedoch in Bezug auf die Tragfähigkeit zu einem negativen Effekt der exzentrischen Lasteinleitung, hat jedoch auch den Vorteil, dass aufgrund der vorgespannten Schrauben je nach Anschlussdetail bestimmte Anschlusssteifigkeiten entstehen, welche einen positiven Effekt auf die Tragfähigkeit aufweisen.

In der aktuellen ÖNORM EN 1993-1-1 wird bei Anschlüssen mittels Ein-Schrauben-Verbindungen eine Nachweisführung nach Theorie II. Ordnung mit anschließendem Querschnittsnachweis gefordert. Da dieser Nachweis zwar negative Effekte aufgrund der exzentrischen Lasteinleitung jedoch keine Endeinspannung im Anschlussbereich berücksichtigt werden vorwiegend sehr konservative Traglasten ermittelt.

Bei Anschlüssen mit einer „ausreichenden Endeinspannung (mindestens zwei Schrauben)“ werden im Eurocode 3 die Effekte aus Lastexzentrizität und Endeinspannung mittels einer modifizierten Schlankheit mitberücksichtigt. Die Formulierung einer „ausreichenden Endeinspannung“ führt jedoch in der Praxis zu Unklarheiten und so wird oft auf die Berücksichtigung der reduzierten Schlankheit verzichtet, was einen erheblichen Tragfähigkeitsverlust zur Folge hat.

Im Zuge eines Forschungsprojektes an der Technischen Universität Graz werden nun diese relevanten Unklarheiten näher untersucht. Harringer stellt hierfür in seiner Arbeit Formelapparate für baupraktische Anschlusssteifigkeiten vor, mit denen in Zukunft effizient und wirtschaftlich Effekte der Endeinspannung leichter Berücksichtigung finden sollen.

Diese Arbeit baut nun auf den Erkenntnissen von Harringer auf und untersucht anhand von Vergleichsrechnungen zwischen numerischen Berechnungen im Finiten Elemente Programm Abaqus und dem praxisnahen Programm Dlubal RSTAB die Effizienz der vorgelegten Formeln.

## Abstract

In the field of building construction angle profiles are mainly used as wind bracing as well as in mast building, for tower structures, and overhead line constructions. Depending on the desired force transmission these angles are usually fixed at their ends with pretensioned one- or two-bolt joints. This type of connection leads to a negative effect in terms of load capacity due to the eccentric load transmission, however it has a positive effect on the load capacity due to end restraint effects depending on the connection detail.

In the current ÖNORM EN 1993-1-1 the theory of second order with subsequent check of the cross-section must be used in the case of connections with one-bolt joints.

For connections with at least two preloaded bolts, Eurocode 3 takes the effects of load eccentricity and end restraint by means of a modified slenderness into consideration. In practice this formulation ignores the correct stiffnesses of the end restraint.

As part of a research project at Graz University of Technology, these relevant end restraints are now being examined more closely. In his master thesis Harringer introduces systems of formulas for practical connection rigidities.

This thesis is based on the findings of Harringer and examines the efficiency of the presented formulas using comparative calculations of numerical calculations in the finite elements program "Abaqus" and the practically-oriented program "Dlubal RSTAB".



# Inhaltsverzeichnis

<b>1. Einführung.....</b>	<b>1</b>
1.1. Berechnung der maximalen Drucktragfähigkeit für Winkelprofile nach ÖNORM EN 1993-1-1.....	1
1.2. Allgemeine Angaben.....	4
1.3. Modellierung in ABAQUS .....	6
1.3.1. Begriffserklärung LBA und GMNIA.....	6
1.3.2. Traglastberechnung – Vorgehensweise in ABAQUS.....	7
1.4. Modellierung in RSTAB .....	10
1.4.1. Begriffserklärung zu Theorie II. Ordnung mit RSTAB.....	10
1.4.2. Traglastberechnung – Vorgehensweise in RSTAB .....	11
<b>2. Traglastergebnisse für Detail 2a.....</b>	<b>13</b>
2.1. Systembeschreibung.....	13
2.1.1. System in der FEM Berechnung – Variante 1 .....	15
2.1.2. System in der Stabstatikberechnung .....	15
2.2. Voruntersuchung zu Detail 2a.....	16
2.2.1. Berechnung der Federsteifigkeiten nach Harringer .....	16
2.2.2. System in der FEM – Berechnung – Variante 2 .....	19
2.2.3. Berechnung der Federsteifigkeiten – modifiziert .....	21
2.3. Ergebnisse – Detail 2a, Winkel 90x9.....	22
2.3.1. Ergebnisse der FEM-Berechnung .....	22
2.3.2. Ergebnisse der Stabstatikberechnung.....	22
2.3.3. Vergleich und Interpretation der FEM-Berechnungen mit den Stabstatikergebnissen – Winkel 90x9.....	23
2.4. Ergebnisse – Detail 2a, Winkel 60x6.....	25
2.4.1. Ergebnisse der FEM-Berechnung.....	25
2.4.2. Ergebnisse der Stabstatikberechnung.....	25
2.4.3. Vergleich und Interpretation der FEM-Berechnungen mit den Stabstatikergebnissen – Winkel 60x6.....	26
2.5. Ergebnisse – Detail 2a, Winkel 120x12.....	28
2.5.1. Ergebnisse der FEM-Berechnung .....	28
2.5.2. Ergebnisse der Stabstatikberechnung.....	28
2.5.3. Vergleich und Interpretation der FEM-Berechnungen mit den Stabstatikergebnissen – Winkel 120x12.....	29
2.6. Abschließende Interpretation der Ergebnisse für Detail 2a .....	30
<b>3. Traglastergebnisse für Detail 2b.....</b>	<b>33</b>

3.1. Systembeschreibung .....	33
3.1.1. System in der FEM-Berechnung .....	36
3.1.2. System in der Stabstatikberechnung .....	36
3.2. Voruntersuchungen zu Detail 2b .....	37
3.2.1. Berechnung der Federsteifigkeiten nach Harringer.....	37
3.2.2. Berechnung der Federsteifigkeiten – modifiziert .....	38
3.3. Ergebnisse – Detail 2b, Winkel 90x9 .....	39
3.3.1. Ergebnisse der FEM-Berechnung .....	39
3.3.2. Ergebnisse der Stabstatikberechnung .....	39
3.3.3. Vergleich und Interpretation der FEM-Berechnungen mit den Stabstatikergebnissen – Winkel 90x9 .....	40
3.4. Ergebnisse – Detail 2b, Winkel 60x6 .....	42
3.4.1. Ergebnisse der FEM-Berechnung .....	42
3.4.2. Ergebnisse der Stabstatikberechnung .....	42
3.4.3. Vergleich und Interpretation der FEM-Berechnungen mit den Stabstatikergebnissen – Winkel 60x6 .....	43
3.5. Ergebnisse – Detail 2b, Winkel 120x12 .....	44
3.5.1. Ergebnisse der FEM-Berechnung .....	44
3.5.2. Ergebnisse der Stabstatikberechnung .....	44
3.5.3. Vergleich und Interpretation der FEM-Berechnungen mit den Stabstatikergebnissen – 120x12 .....	45
3.6. Abschließende Interpretation der Ergebnisse für Detail 2b .....	46
<b>4. Traglastergebnisse für Detail 3a-1 .....</b>	<b>49</b>
4.1. Systembeschreibung .....	49
4.1.1. System in der FEM-Berechnung .....	50
4.1.2. System in der Stabstatikberechnung .....	51
4.2. Voruntersuchungen zu Detail 3a-1 .....	53
4.2.1. Berechnung der Federsteifigkeiten nach Harringer.....	53
4.2.2. Berechnung der Federsteifigkeiten – modifiziert .....	57
4.3. Ergebnisse – Detail 3a-1, Winkel 90x9 .....	64
4.3.1. Ergebnisse der FEM-Berechnung .....	64
4.3.2. Ergebnisse der Stabstatikberechnung .....	64
4.3.3. Vergleich und Interpretation der FEM-Berechnungen mit den Stabstatikergebnissen – Winkel 90x9 .....	65
4.4. Ergebnisse – Detail 3a-1, Winkel 60x6 .....	67
4.4.1. Ergebnisse der FEM-Berechnung .....	67

4.4.2.	Ergebnisse der Stabstatikberechnung.....	67
4.4.3.	Vergleich und Interpretation der FEM-Berechnungen mit den Stabstatikergebnissen – Winkel 60x6.....	68
4.5.	Ergebnisse – Detail 3a-1, Winkel 120x12 .....	69
4.5.1.	Ergebnisse der FEM-Berechnung .....	69
4.5.2.	Ergebnisse der Stabstatikberechnung.....	69
4.5.3.	Vergleich und Interpretation der FEM-Berechnungen mit den Stabstatikergebnissen – Winkel 120x12.....	70
4.6.	Abschließende Interpretation der Ergebnisse für Detail 3a-1 .....	71
<b>5.</b>	<b>Traglastergebnisse für Detail 3a-2.....</b>	<b>73</b>
5.1.	Systembeschreibung.....	73
5.1.1.	System in der FEM-Berechnung.....	73
5.1.2.	System in der Stabstatikberechnung .....	74
5.2.	Voruntersuchungen zu Detail 3a-2 .....	74
5.2.1.	Berechnung der Federsteifigkeiten nach Harringer .....	74
5.2.2.	Berechnung der Federsteifigkeiten – modifiziert .....	75
5.3.	Ergebnisse – Detail 3a-2, Winkel 90x9 .....	76
5.3.1.	Ergebnisse der FEM-Berechnung.....	76
5.3.2.	Ergebnisse der Stabstatikberechnung.....	76
5.3.3.	Vergleich und Interpretation der FEM-Berechnungen mit den Stabstatikergebnissen – Winkel 90x9.....	77
5.4.	Ergebnisse – Detail 3a-2, Winkel 60x6 .....	78
5.4.1.	Ergebnisse der FEM-Berechnung .....	78
5.4.2.	Ergebnisse der Stabstatikberechnung.....	78
5.4.3.	Vergleich und Interpretation der FEM-Berechnungen mit den Stabstatikergebnissen – Winkel 60x6.....	79
5.5.	Ergebnisse – Detail 3a-2, Winkel 120x12 .....	80
5.5.1.	Ergebnisse der FEM-Berechnung .....	80
5.5.2.	Ergebnisse der Stabstatikberechnung.....	80
5.5.3.	Vergleich und Interpretation der FEM-Berechnungen mit den Stabstatikergebnissen – Winkel 120x12.....	81
5.6.	Abschließende Interpretation der Ergebnisse für Detail 3a-2 .....	82
<b>6.</b>	<b>Traglastergebnisse für Detail 3b-1.....</b>	<b>83</b>
6.1.	Systembeschreibung.....	83
6.1.1.	System in der FEM-Berechnung.....	84
6.1.2.	System in der Stabstatikberechnung .....	84

6.2.	Voruntersuchungen zu Detail 3b-1 .....	84
6.2.1.	Berechnung der Federsteifigkeiten nach Harringer .....	84
6.2.2.	Berechnung der Federsteifigkeiten – modifiziert .....	86
6.3.	Ergebnisse – Detail 3b-1, Winkel 90x9 .....	88
6.3.1.	Ergebnisse der FEM-Berechnung .....	88
6.3.2.	Ergebnisse der Stabstatikberechnung .....	88
6.3.3.	Vergleich und Interpretation der FEM-Berechnungen mit den Stabstatikergebnissen – Winkel 90x9 .....	89
6.4.	Ergebnisse – Detail 3b-1, Winkel 60x6 .....	89
6.4.1.	Ergebnisse der FEM-Berechnung .....	90
6.4.2.	Ergebnisse der Stabstatikberechnung .....	90
6.4.3.	Vergleich und Interpretation der FEM-Berechnungen mit den Stabstatikergebnissen – Winkel 60x6 .....	90
6.5.	Ergebnisse – Detail 3b-1, Winkel 120x12 .....	92
6.5.1.	Ergebnisse der FEM-Berechnung .....	92
6.5.2.	Ergebnisse der Stabstatikberechnung .....	92
6.5.3.	Vergleich und Interpretation der FEM-Berechnungen mit den Stabstatikergebnissen – Winkel 120x12 .....	93
6.6.	Abschließende Interpretation der Ergebnisse für Detail 3b-1 .....	94
<b>7.</b>	<b>Traglastergebnisse für Detail 3b-2 .....</b>	<b>95</b>
7.1.	Systembeschreibung .....	95
7.2.	Voruntersuchungen zu Detail 3b-2 .....	95
7.3.	Ergebnisse – Detail 3b-2, Winkel 90x9 .....	96
7.3.1.	Ergebnisse der FEM-Berechnung .....	96
7.3.2.	Ergebnisse der Stabstatikberechnung .....	96
7.3.3.	Vergleich und Interpretation der FEM-Berechnungen mit den Stabstatikergebnissen – Winkel 90x9 .....	97
7.4.	Ergebnisse – Detail 3b-2, Winkel 60x6 .....	98
7.4.1.	Ergebnisse der FEM-Berechnung .....	98
7.4.2.	Ergebnisse der Stabstatikberechnung .....	98
7.4.3.	Vergleich und Interpretation der FEM-Berechnungen mit den Stabstatikergebnissen – Winkel 60x6 .....	99
7.5.	Ergebnisse – Detail 3b-2, Winkel 120x12 .....	100
7.5.1.	Ergebnisse der FEM-Berechnung .....	100
7.5.2.	Ergebnisse der Stabstatikberechnung .....	100
7.5.3.	Vergleich und Interpretation der FEM-Berechnungen mit den Stabstatikergebnissen – Winkel 120x12 .....	101

7.6. Abschließende Interpretation der Ergebnisse für Detail 3b-2.....	102
<b>8. Traglastergebnisse für Detail 1a-Anschlussblech.....</b>	<b>103</b>
8.1. Systembeschreibung.....	103
8.1.1. System in der FEM-Berechnung.....	104
8.1.2. System in der Stabstatikberechnung .....	105
8.2. Voruntersuchungen zu Detail 1a-Anschlussblech .....	105
8.2.1. Berechnung der Federsteifigkeiten nach Harringer .....	105
8.3. Ergebnisse – Detail 1a-Anschlussblech, Winkel 90x9 .....	106
8.3.1. Ergebnisse und Interpretation .....	106
8.4. Ergebnisse – Detail 1a-Anschlussblech, Winkel 60x6 .....	108
8.4.1. Ergebnisse und Interpretation .....	108
8.5. Ergebnisse – Detail 1a-Anschlussblech, Winkel 120x12 .....	111
8.5.1. Ergebnisse und Interpretation .....	111
<b>9. Zusammenfassung und Ausblick.....</b>	<b>113</b>
9.1. Abschließende Zusammenfassung – Detail 2a .....	114
9.2. Abschließende Zusammenfassung – Detail 2b .....	115
9.3. Abschließende Zusammenfassung – Detail 3a-1 .....	116
9.4. Abschließende Zusammenfassung – Detail 3a-2 .....	117
9.5. Abschließende Zusammenfassung – Detail 3b-1 .....	118
9.6. Abschließende Zusammenfassung – Detail 3b-2.....	119
9.7. Abschließende Zusammenfassung – Detail 1a- Anschlussblech.....	120
<b>Literaturverzeichnis.....</b>	<b>121</b>
<b>Anhang A.....</b>	<b>122</b>



# 1

## 1. Einführung

### 1.1. Berechnung der maximalen Drucktragfähigkeit für Winkelprofile nach ÖNORM EN 1993-1-1

In der aktuellen Fassung der ÖNORM EN 1993-1-1 erfolgt die Berechnung der maximalen Drucktragfähigkeit von Winkelprofilen anhand eines Bauteilnachweises, wobei Effekte aus Knicken und Beulen durch Reduktion der Querschnittsfläche berücksichtigt werden.

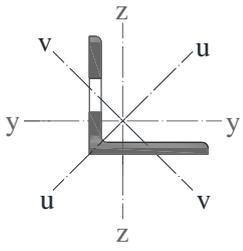
$$N_{Rd} = \frac{\chi * A * f_y}{\gamma_{M1}} \quad (1.1)$$

Bei ausreichend hoher Anschlusssteifigkeit (die Norm nennt hier eine Zwei-Schrauben Verbindung als ausreichend), wird der positive Effekt der Endeinspannung modifiziert, in Form einer reduzierten bezogenen Schlankheit erfasst, wie Tabelle 1.1 zeigt. Darüber hinaus, ist auch der negative Effekt der beidseits exzentrischen Lasteinleitung, indirekt in einer erhöhten effektiven Schlankheit mit enthalten.

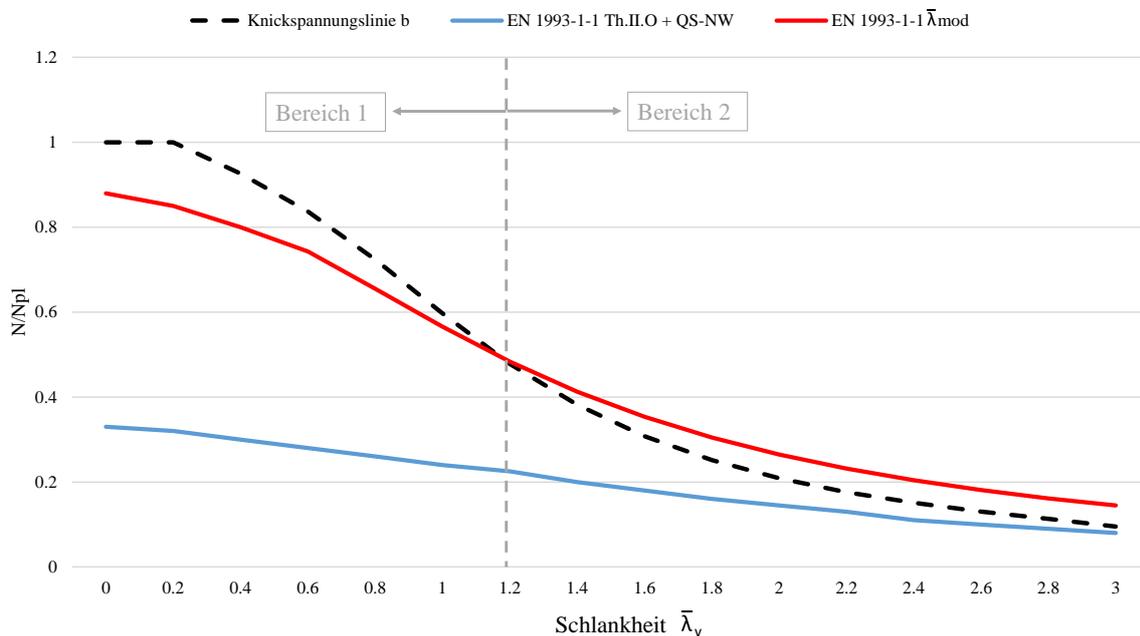
Alternativ dazu gibt die EN 1993-1-1 für Anschlüsse ohne ausreichender Endeinspannung eine weitere Bemessungsvariante vor.

Kann nicht von einer ausreichend hohen Endeinspannung im Auflagerpunkt (z.B. Ein-Schrauben-Verbindung) ausgegangen werden, so erfolgt die Nachweisführung anhand einer Systemberechnung nach Theorie II. Ordnung mit geometrischen Ersatzimperfectionen und mit anschließendem Querschnittsnachweis. Bei diesem Nachweisverfahren werden die negativen Effekte der exzentrischen Lasteinleitung zwar berücksichtigt, positive Effekte aufgrund einer eventuell vorhandenen Anschlusssteifigkeit finden jedoch keine Beachtung, da für diese Federsteifigkeiten aktuell keine geeigneten Werte verfügbar sind. In weiterer Folge führt dies zu einer erhebliche Reduktion der realen Drucktragfähigkeit.

# 1. Einführung

	<b>Knicklänge Knicklinie</b>	<b>Schlankheitsgrad</b>	<b>Nachweisformat</b>
aus der Ebene (v-v)	$L_{cr} = 1,0 * L$ Linie b	$\bar{\lambda}_{eff,v} = 0,35 + 0,7 * \bar{\lambda}_v$	$N_{Ed} \leq \frac{\chi * A * f_y}{\gamma_{M1}}$
in der Anschlussebene (y-y)	$L_{cr} = 0,9 * L$ Linie b	$\bar{\lambda}_{eff,y} = 0,5 + 0,7 * \bar{\lambda}_y$	$N_{Ed} \leq \frac{\chi * A * f_y}{\gamma_{M1}}$
aus der Anschlussebene (z-z)	$L_{cr} = 1,0 * L$ Linie b	$\bar{\lambda}_{eff,z} = 0,5 + 0,7 * \bar{\lambda}_z$	$N_{Ed} \leq \frac{\chi * A * f_y}{\gamma_{M1}}$

**Tabelle 1.1:** Nachweisformat nach EN 1993-1-1 zur Ermittlung der Drucktragfähigkeit  $N_{Rd}$  geschraubter Winkelprofile bei ausreichend vorhandener Anschlusssteifigkeit



**Abbildung 1.1:** Vergleich der Nachweisformate

Abbildung 1.1 zeigt beispielhaft die normenmäßige Tragfähigkeit für ein Winkelprofil L70x7 ( $\gamma_{M1} = 1,0$ ). Die blaue Linie stellt hierbei die Berechnung ohne Berücksichtigung der Endeinspannung nach Theorie II. Ordnung, unter Berücksichtigung geometrischer

Ersatzimperfektion ( $e_0=L/250$ ), mit anschließendem Querschnittsnachweis dar. Die rote Linie repräsentiert die Tragfähigkeiten unter Berücksichtigung der modifizierten Schlankheit.

Ergänzend entspricht die Tragfähigkeit von Knickspannungslinie b einem beidseitig gelenkig gelagerten Winkelprofil, ohne Exzentrizität durch den Schraubenanschluss an nur einem Winkelschenkel.

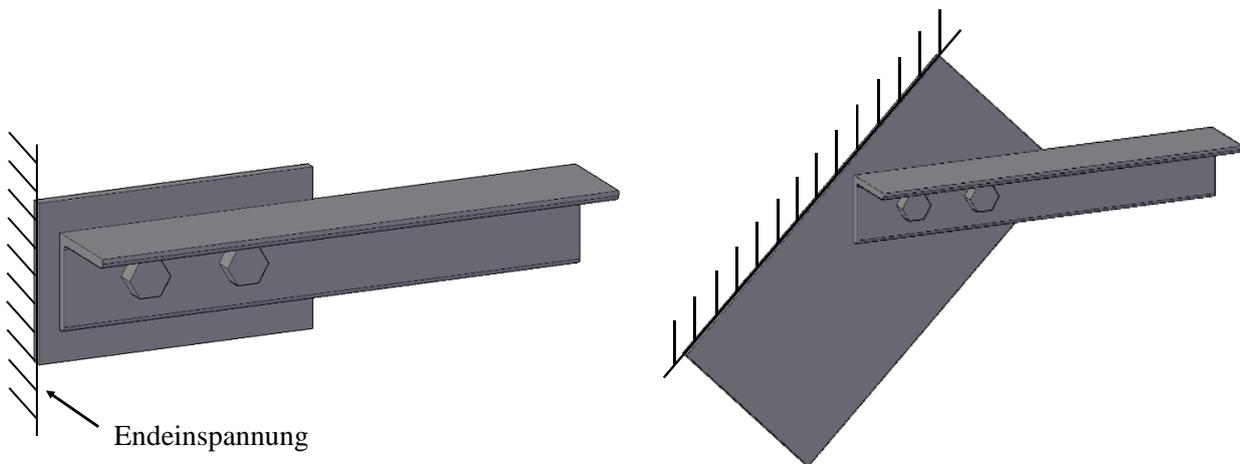
Die Kurve der modifizierten Schlankheit  $\bar{\lambda}_{mod}$  wird zur besseren Erläuterung in zwei Bereiche unterteilt. Bereich 1 stellt jenen Bereich mit einer Schlankheit  $\bar{\lambda}_v \leq 1,2$  dar, in dem die Kurve unter der Knickspannungslinie b zu liegen kommt. In diesem Bereich weisen die negativen Effekte, aufgrund der exzentrischen Lasteinleitung, einen höheren Einfluss auf die Tragfähigkeit auf als positive Effekte aufgrund der Berücksichtigung der Endeinspannung. Erst im Bereich 2, mit einer Schlankheit  $\bar{\lambda}_v \geq 1,2$ , bewirken die positiven Effekte eine Steigerung der Tragfähigkeit gegenüber der beidseitig gelenkigen zentrischen Lagerung, was in Abbildung 1.1 sehr gut zu erkennen ist.

Bereits hier werden die großen Differenzen zwischen den beiden Berechnungsmethoden sichtbar und es kann auf das hohe Potential einer genaueren Abbildung der Anschlusssituation verwiesen werden.

## 1.2. Allgemeine Angaben

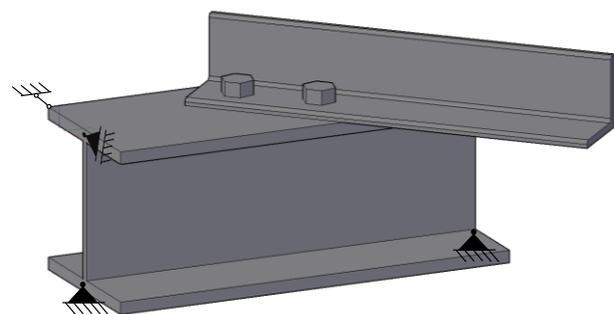
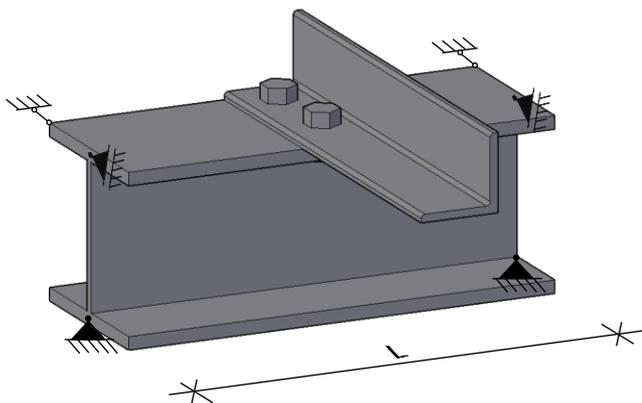
Ziel dieser Arbeit ist es Vergleichsrechnungen zwischen dem Numerischen Finiten Elemente Programm Abaqus [1] und der praxisüblichen Statiker-Software RSTAB [2] zu erstellen und zu kontrollieren, in wie weit sich die erhaltenen Ergebnisse zur Drucktragfähigkeit annähern.

Im Zuge der Forschungsarbeiten an der Technischen Universität Graz wurden mehrere baurelevante Anschlussdetails untersucht. Abbildung 1.2 und Abbildung 1.3 geben einen Überblick über alle Details, wobei Detail 1a und Detail 1b bereits in [3] weitestgehend untersucht wurden und somit in dieser Arbeit nur auf Detail 2a bis 3c eingegangen wird.



**Detail 1a:** Anschluss Knotenblech; Winkel 90°

**Detail 1b:** Anschluss Knotenblech; Winkel 45°



**Detail 2a:** Anschluss QS1 & QS2; Winkel 90°

**Detail 2b:** QS1 & QS2; Winkel 45°

**Abbildung 1.2:** Übersicht untersuchter Anschlüsse

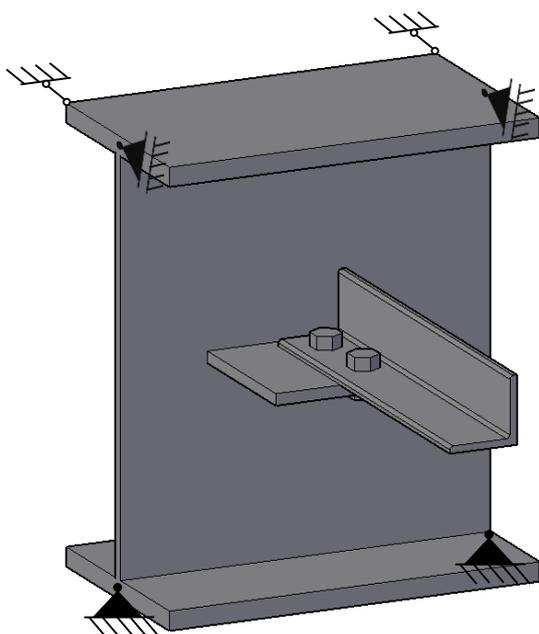
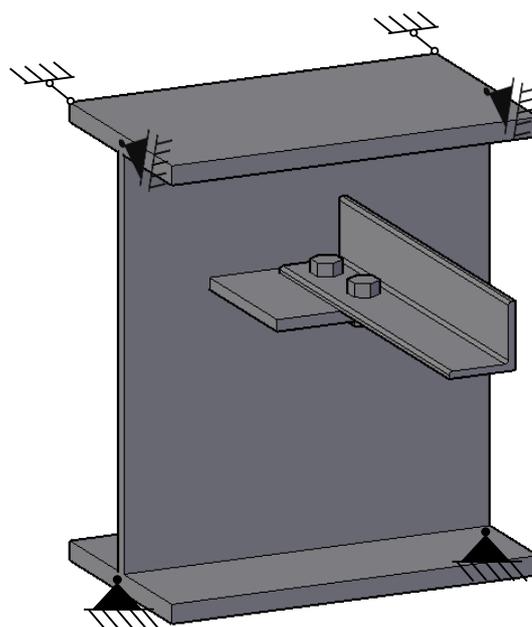
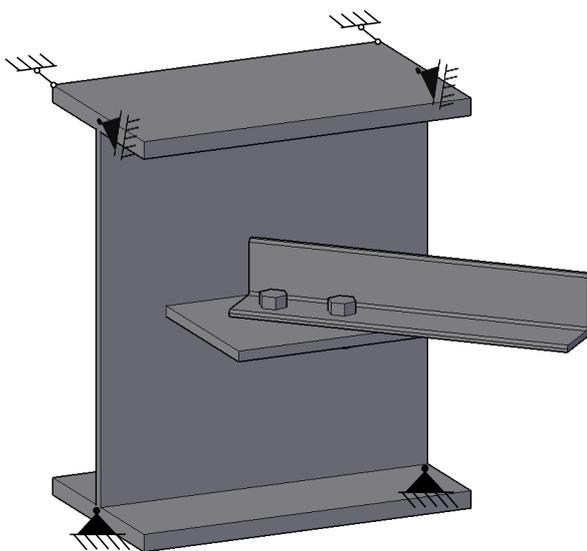
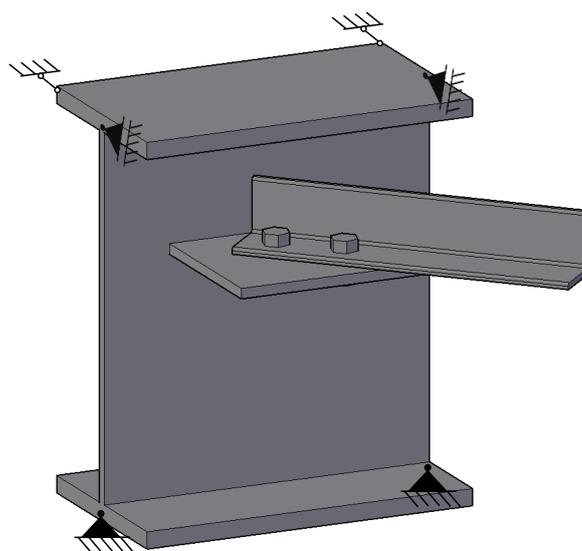
Detail 3a-1: QS3 & QS4  $h_w/2$ ; Winkel  $90^\circ$ Detail 3a-2: QS3 & QS4  $h_w/3$ ; Winkel  $90^\circ$ Detail 3b-1: QS3 & QS4  $h_w/2$ ; Winkel  $45^\circ$ Detail 3b-2: QS3 & QS4  $h_w/3$ ; Winkel  $45^\circ$ 

Abbildung 1.3: Übersicht untersuchter Anschlüsse - Fortsetzung

Für alle Details einheitlich war die Stablänge  $L$  der Winkelprofile, welche sich durch die drei vorgegebenen Schlankheiten von  $\bar{\lambda}_{v,1}=0,8$ ;  $\bar{\lambda}_{v,2}=1,8$ ;  $\bar{\lambda}_{v,3}=2,8$  mit der Formel in (1.2) berechnen lassen.

$$L_i = \bar{\lambda}_{vi} \left( i_v * 93,9 * \sqrt{\frac{235}{f_{yk}}} \right) \quad (1.2)$$

$i_v$  Trägheitsradius um die Minimumsachse  $v$

Die Abmessungen der einzelnen Trägerquerschnitte lassen sich aus Abbildung 1.4 entnehmen. Die Querschnitte 1 und 2 wurden hierbei für Berechnungen von Detail 2a und 2b (Abbildung 1.2) verwendet sowie die Querschnitte 3 und 4 für Detail 3a-1, Detail 3a-2, Detail 3b-1 und Detail 3b-2 (Abbildung 1.3).

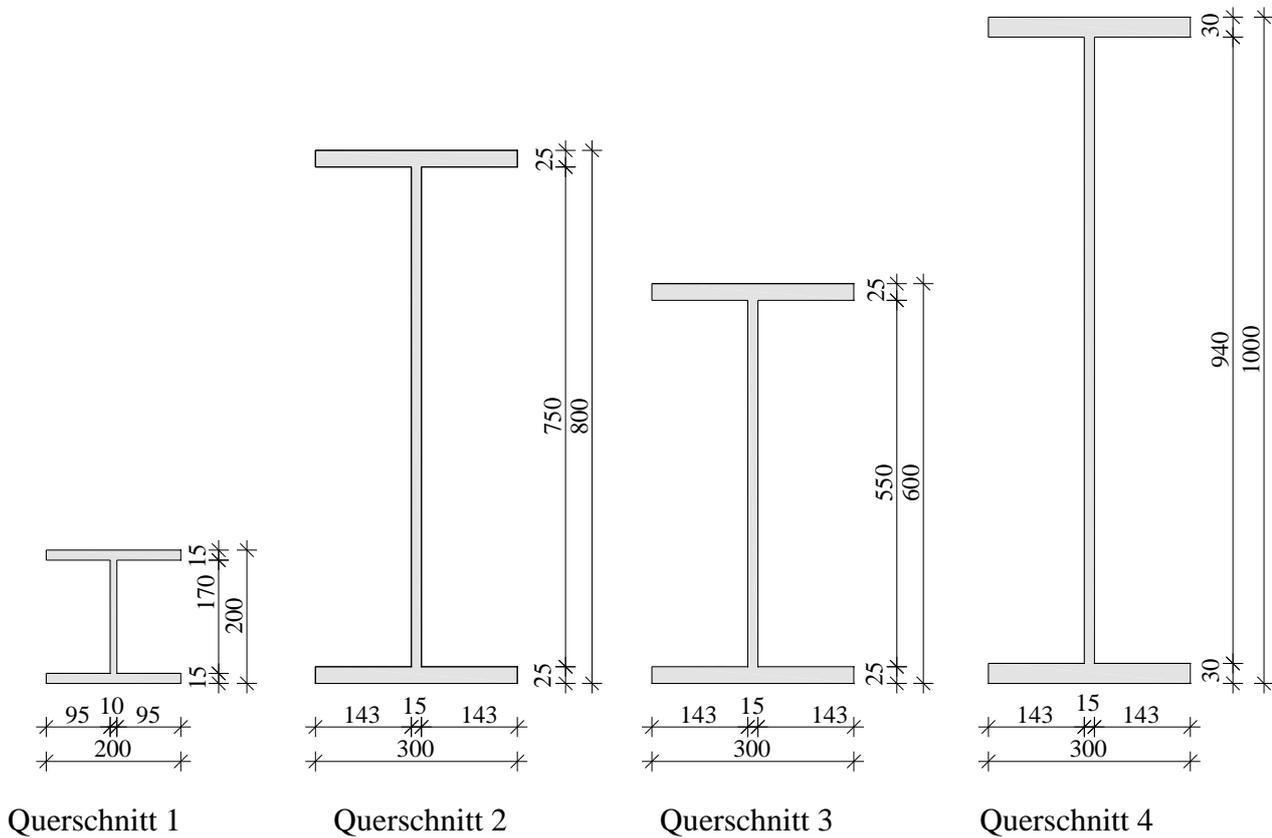


Abbildung 1.4: Abmessungen Trägerquerschnitt 1 bis Trägerquerschnitt 4

## 1.3. Modellierung in ABAQUS

### 1.3.1. Begriffserklärung LBA und GMNIA

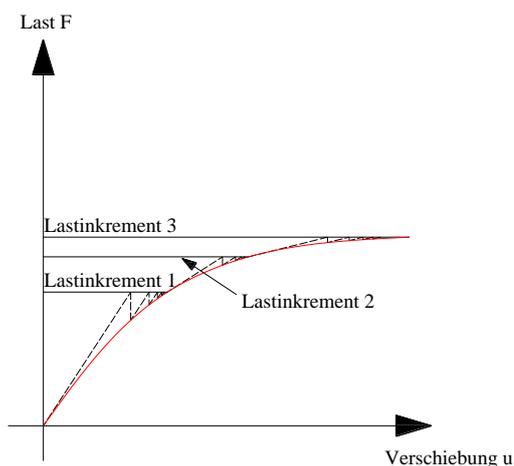
- **LBA (Lineare Beulanalyse)**

Ziel einer linearen Beulanalyse ist es die kritische Knicklast einer linear elastischen Struktur zu ermitteln, indem eine einwirkende Last bzw. Belastung solange gesteigert wird, bis das System versagt. Die so ermittelte Last stimmt bei Stabmodellen und alleinigem Biegeknicken auch mit der kritischen Knicklast nach Euler überein. Aufgrund von Nichtlinearitäten und Imperfektionen kann die mit dieser Methode ermittelte Traglast in der Realität jedoch meist nicht erreicht werden, womit diese Berechnungsmethode zu unsichere Werte erzielt. Jedoch kann von der Knickfigur auf die ungünstigste Imperfektionsfigur des Systems rückgeschlossen werden.

- **GMNIA (Geometrisch und materiell nichtlineare Analyse mit Imperfektionen)**

Bei der GMNIA-Berechnung werden nun auch die zuvor beschriebenen Nichtlinearitäten und Imperfektionen der Struktur berücksichtigt, womit zutreffendere und sicherere Ergebnisse erzielt werden können. Um die Imperfektionen zu berücksichtigen wird, wie später genauer beschrieben, das Modell aus der LBA-Analyse in die GMNIA-Berechnung integriert.

Nichtlinearitäten, welche sich aufgrund der geometrischen und materiellen Effekten ergeben, werden über das inkrementelle Newton Raphson Verfahren berücksichtigt. Hierfür wird die aufzubringende Last als eine Reihe von linear wirkenden Lastinkrementen aufgeteilt und in weiterer Folge wird die sich in jedem Schritt verändernde Steifigkeitsmatrix neu angepasst [4]. In Abbildung 1.5 wird beispielhaft die Vorgehensweise des Newton Raphson Verfahrens dargestellt.



**Abbildung 1.5:** Vorgehensweise des Newton Raphson Verfahrens mittels Lastinkrementen

### 1.3.2. Traglastberechnung – Vorgehensweise in ABAQUS

Für die Ermittlung der maximalen Traglast wurden in ABAQUS [1] GMNIA- Berechnungen durchgeführt. Um die Imperfektionen zu berücksichtigen wurde zuvor für jede Konfiguration eine LBA- Berechnung (Lineare Beulanalyse) durchgeführt um die jeweilige Knickfigur bzw. den dazugehörigen Eigenwert zu bestimmen. Die Knickfigur wurde anschließend mit der maximalen Amplitude  $e_0=L_i/300$  skaliert (geometrische Ersatzimperfektionen) und in die GMNIA- Analyse übertragen. In [5] wurden bereits Untersuchungen über die realen Größenordnungen der Imperfektionen vorgenommen und es konnte gezeigt werden, dass alleinige geometrische Imperfektionen mit einer Maximalamplitude von  $e_0=L_i/300$  konservative Ergebnisse liefern.

Wesentlicher Teil jeder Finite-Elemente-Berechnung ist die Wahl der Netzgröße. Ein zu grob gewähltes Netz führt zu ungenauen Berechnungsergebnissen, während ein zu fein gewähltes Netz die Berechnungszeit um ein Vielfaches erhöht. Hierfür wurden bereits in [3] ausführliche Untersuchungen vorgenommen und diese Ergebnisse für die vorliegende Arbeit übernommen.

In Bezug auf die Materialeigenschaften wurde weitestgehend ein linear elastisch- ideal plastisches Verhalten mit einem E-Modul von  $E=210.000 \text{ N/mm}^2$  und einer Streckgrenze von  $235 \text{ N/mm}^2$  (Baustahl S235) gewählt. Nur in bestimmten Bereichen wie den Schrauben und den

## 1. Einführung

---

Schraubenlöchern wurde ein rein linear elastisches Materialverhalten gewählt, um unerwünschtes lokales Plastifizieren zu vermeiden.

Im Anschlussbereich wurde das Lochspiel mit einer vorausgesetzten zentrischen Lage der Schraube mitabgebildet. Um das Abgleiten des Winkelprofils zu verhindern (Schlupf in der Verbindung) wurden die Schrauben, wie es auch in der Baupraxis üblich ist, vorgespannt. Die Vorspannkraft lässt sich mit Formel (1.3) nach EN 1993-1-8 berechnen.

$$F_{cp} = 0,7 * f_{ub} * A_{s,nom} \quad (1.3)$$

$f_{ub}$       *Zugfestigkeit Schraube*

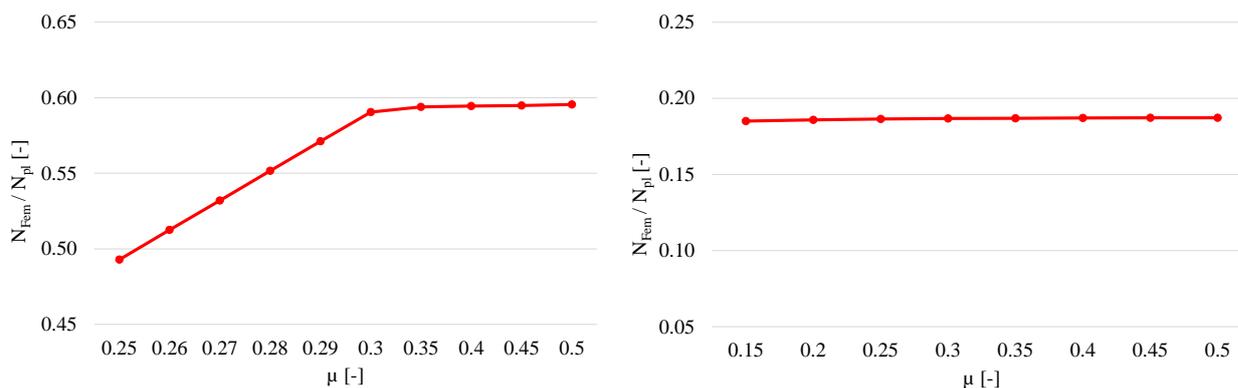
$A_{s,nom}$     *Spannungsquerschnitt*

Im Zuge dieser Arbeit wurde durchgehend mit Schraubengüte 10.9 ( $f_{ub}=1000 \text{ N/mm}^2$ ) gerechnet.

Im weiteren Verlauf der Berechnungen konnte festgestellt werden, dass bei Konfigurationen mit geringer Schlankheit die erhaltenen Ergebnisse oft von den zu erwartenden Werten abweichen. Nach näherer Kontrolle konnte festgestellt werden, dass es bei diesen Konfigurationen zu einem Überschreiten der Haftreibung zwischen Winkelprofil und Anschlussblech kommt. Die dabei auftretenden großen Verformungen führen dazu, dass ABAQUS die Berechnung frühzeitig stoppt. Abbildung 1.6 zeigt links den Tragfähigkeitszuwachs bei gleichzeitiger Steigerung der Haftreibung für Detail 2a, Konfiguration 3 (geringe Schlankheit) sowie rechts für Detail 2a, Konfiguration 9 (hohe Schlankheit). Die Details zu diesen beiden Konfigurationen finden sich in Tabelle 2.1.

Weiters wird in Tabelle 1.2 die Differenz der Tragfähigkeit zwischen den beiden Haftreibungskonfigurationen  $\mu=0,25$  und  $\mu=0,33$  dargestellt. Auch hier ist zu erkennen, dass sich eine Steigerung der Haftreibung nur bei geringen Schlankheiten positiv auswirkt.

Durch die Erkenntnisse aus der Parameterstudie wurde der Reibungskoeffizient in sämtlichen Konfigurationen auf  $\mu=0,33$  erhöht. Dies wurde auch für alle nachfolgenden Anschlussdetails so beibehalten.



**Abbildung 1.6:** Parameterstudie zur Auswirkung auf die maximale Tragfähigkeit durch Steigerung des Reibungskoeffizienten  $\mu$  für Detail 2a, Konfiguration 3 (links) und Detail 2a, Konfiguration 9 (rechts)

**Tabelle 1.2:** Verhältnis max. Tragfähigkeit  $N_{FEM, \mu=0,33} / N_{FEM, \mu, =0,25}$  für Detail 2a, Winkel 120x12 – Konfiguration 1 bis Konfiguration 12

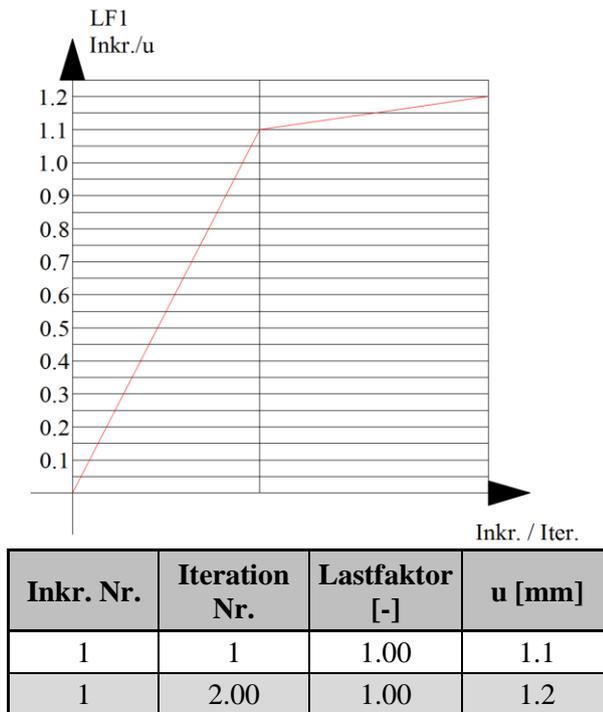
Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
$\bar{\lambda}_v [-]$	0.8	0.8	0.8	0.8	1.8	1.8	1.8	1.8	2.8	2.8	2.8	2.8
$N_{FEM, \mu=0,33} / N_{FEM, \mu, =0,25}$	1.09	1.05	1.20	1.11	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00

## 1.4. Modellierung in RSTAB

### 1.4.1. Begriffserklärung zu Theorie II. Ordnung mit RSTAB

Berechnung nach Theorie II. Ordnung bedeutet eine Berechnung des Schnittgrößengleichgewichtes am verformten System des Stabes bei kleinen Verformungen, was eine nichtlineare Analyse zur Folge hat. In EDV-Programmen wie RSTAB [2] wird dieses Verhalten meist so berücksichtigt, dass in einer ersten Iteration die Stablängskräfte an einem 1D-Stabmodell linear ermittelt werden und in einem weiteren Schritt das Zusatzmoment, resultierend aus der Verformung, berechnet wird.

Abbildung 1.7 zeigt beispielhaft die entstehende Verformung des Systems, resultierend aus den beiden Iterationsschritten.

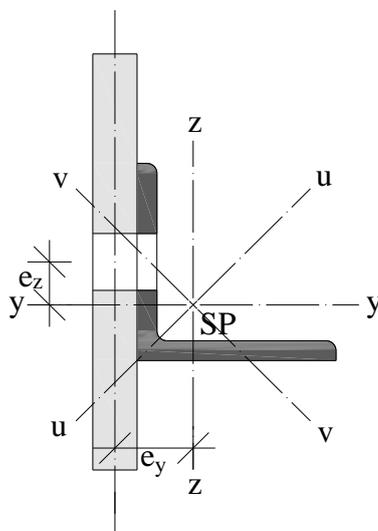


**Abbildung 1.7:** Verformung des Stabes infolge der zwei Iterationen für Detail 2a, 90x9- Konfiguration 3 (Ergebnis aus Dlubal RSTAB [2])

### 1.4.2. Traglastberechnung – Vorgehensweise in RSTAB

Für die Ermittlung der maximalen Traglast in RSTAB wurde eine linear elastische Berechnung nach Theorie II. Ordnung, an einem 1D – Stabmodell, durchgeführt. Dabei wurde so lange eine Laststeigerung wiederholt, bis eine elastische Ausnutzung des Querschnittes zu 100% erreicht war. Auf eine Analyse nach dem Verfahren E-P, wie im Eurocode 3 ebenfalls erlaubt, wurde verzichtet, da bereits in [3] nachgewiesen werden konnte, dass diese Ergebnisse keine geeignete Grundlage für die Berechnung zutreffender Traglasten liefern. Die Systemlänge der Stäbe entspricht den mittels der Formel (1.2) erhaltenen Werten. Die geometrischen Ersatzimperfektionen wurden hier entlang der Hauptachse u-u, senkrecht zur Minimumsachse v, mit einer Maximalamplitude von  $e_0=L_i/300$  aufgebracht. Der Verlauf der Imperfektion in Stabrichtung folgt einer Parabelfunktion. Die Auflagerpunkte wurden nach den Vorgaben aus [6] modelliert und werden für jedes Detail separat in dem jeweiligen Kapitel genauer behandelt. Als Material wurde ein Baustahl S235 ( $f_{yd}=f_y=235$  N/mm<sup>2</sup>) gewählt.

Zusätzlich wurde auch die Exzentrizität des Schraubenschlusses an beiden Stabenden, wie in Abbildung 1.8 dargestellt, berücksichtigt, welche sich aufgrund des Schraubenanschlusses an nur einem Winkelschenkel ergibt.



**Abbildung 1.8:** Exzentrizitäten am Stabende infolge Schraubenschluss an einem Winkelschenkel

Hierfür müssen zunächst zwei Fälle unterschieden werden. Bei jenen Konfigurationen, bei denen in der Ebene eine ausreichend hohe Steifigkeit vorliegt, um von einer Scharnierlagerung ausgehen zu können, darf auf die Berücksichtigung der Exzentrizität  $e_z$  verzichtet werden, da diese aufgrund der Endeinspannung keine Auswirkung auf die Traglast hat (Exzentrizitätsmoment wird vom anschließenden Bauteil aufgenommen). Für die Fälle, bei denen keine genügend hohe Endsteifigkeit in der Anschlussebene vorliegt, um von einer Einspannung um die y-y Achse ausgehen zu können, hat die exzentrische Lagerung sehr wohl Einfluss auf die Traglastergebnisse und wurde daher für diese Details berücksichtigt.



## 2

## 2. Traglastergebnisse für Detail 2a

### 2.1. Systembeschreibung

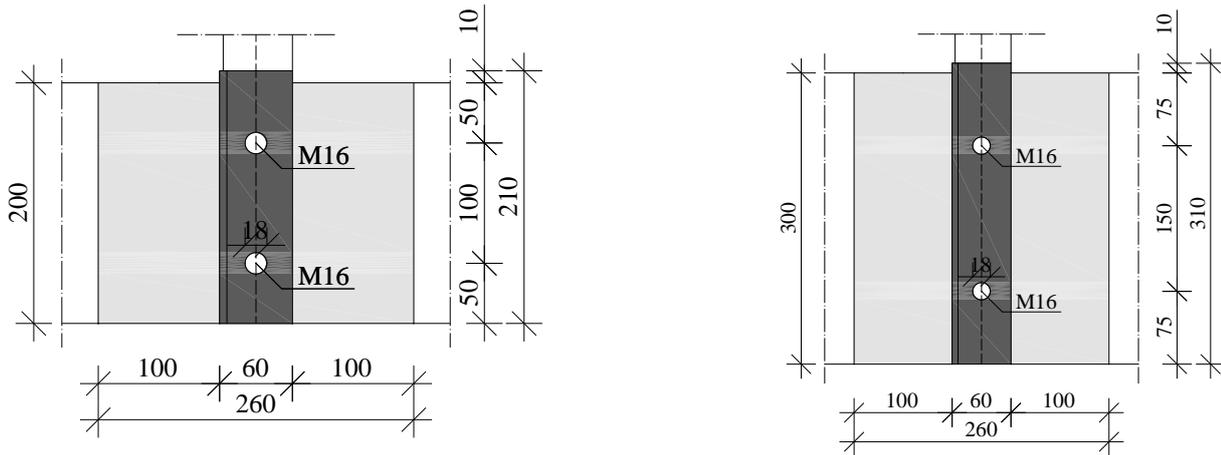
Bei Detail 2a handelt es sich um ein Winkelprofil, welches im Anschlusspunkt senkrecht zu einem I-Träger angeschlossen wird (siehe Abbildung 1.2). Es wurden 12 Konfigurationen untersucht, welche sich im Querschnitt des I-Trägers (Querschnitt 1  $\approx$  HEA 200; Querschnitt 2  $\approx$  HEA 800), im Verhältnis  $L/h$  des Trägers ( $L/h=10$  bzw.  $L/h=20$ ) und in der Schlankheit des Winkelprofils ( $\bar{\lambda}_{v,1} = 0,8$ ;  $\bar{\lambda}_{v,2} = 1,8$ ;  $\bar{\lambda}_{v,3} = 2,8$ ) unterschieden. In Tabelle 2.1 werden die einzelnen Konfigurationen noch einmal anschaulich dargestellt. Die Längen der Winkelprofile wurden nach Formel (1.2) ermittelt und sind ebenfalls in der nachfolgenden Tabelle ersichtlich.

Es wurden drei verschiedene Winkelprofile untersucht (L60x6, L90x9, L120x12). Die Detailausführung mit zwei Schrauben zeigt die Abbildung 2.1.

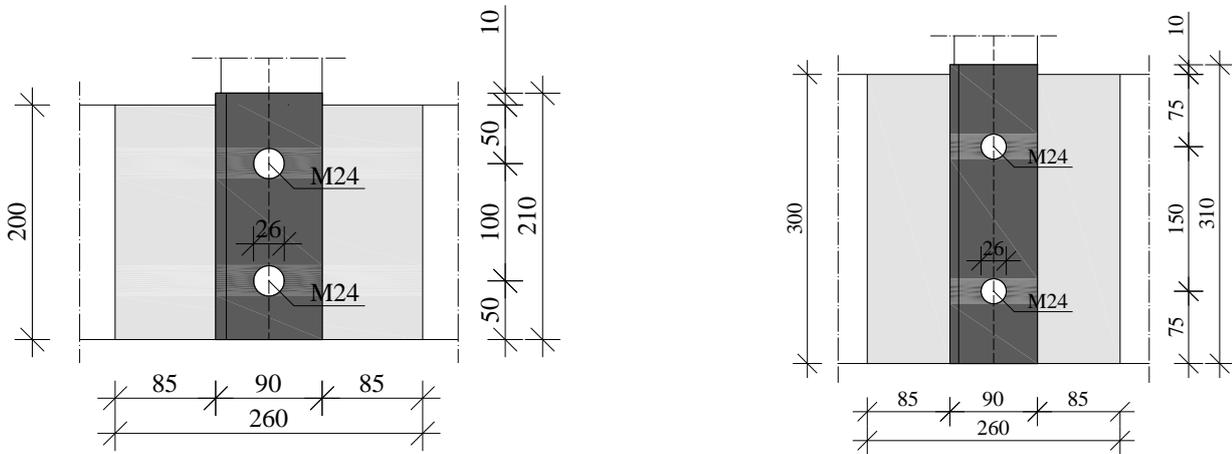
**Tabelle 2.1:** Konfigurationen für Detail 2a

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
$\bar{\lambda}_v[-]$	0.8	0.8	0.8	0.8	1.8	1.8	1.8	1.8	2.8	2.8	2.8	2.8
QS # [-]	QS1	QS1	QS2	QS2	QS1	QS1	QS2	QS2	QS1	QS1	QS2	QS2
$L/h$ [-]	10	20	10	20	10	20	10	20	10	20	10	20
$L$ [mm]	2000	4000	8000	16000	2000	4000	8000	16000	2000	4000	8000	16000
$h_w$ [mm]	170	170	750	750	170	170	750	750	170	170	750	750
$t_r$ [mm]	15	15	25	25	15	15	25	25	15	15	25	25
$b_r$ [mm]	200	200	300	300	200	200	300	300	200	200	300	300
$t_w$ [mm]	10	10	15	15	10	10	15	15	10	10	15	15
$L_{i, 60 \times 6}$ [mm]	879	879	879	879	1978	1978	1978	1978	3076	3076	3076	3076
$L_{i, 90 \times 9}$ [mm]	1322	1322	1322	1322	2975	2975	2975	2975	4627	4627	4627	4627
$L_{i, 120 \times 12}$ [mm]	1765	1765	1765	1765	3972	3972	3972	3972	6179	6179	6179	6179

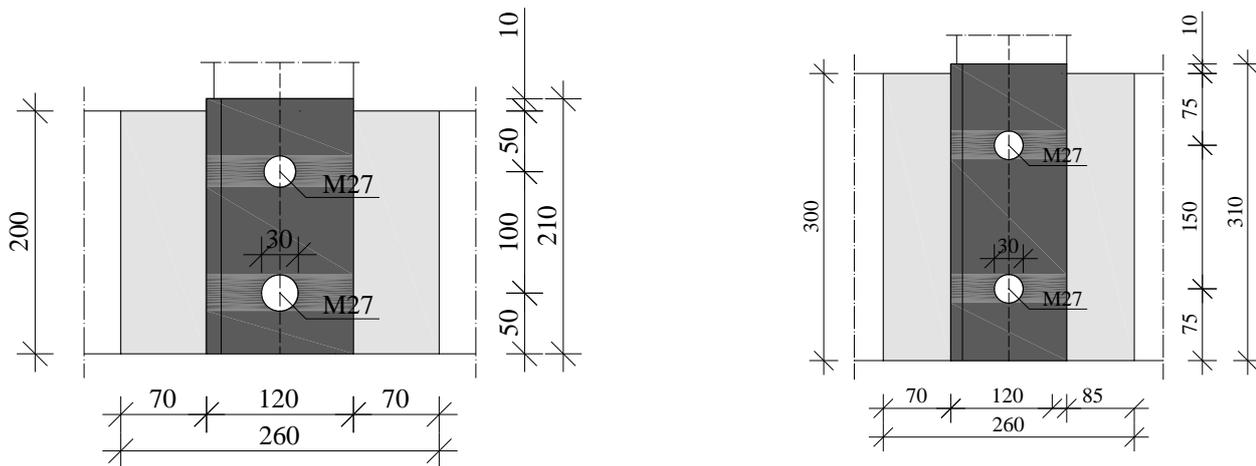
## 2. Detail 2a



Abmessungen für Winkelprofil 60x60 mit Querschnitt 1 (links) bzw. mit Querschnitt 2 (rechts)



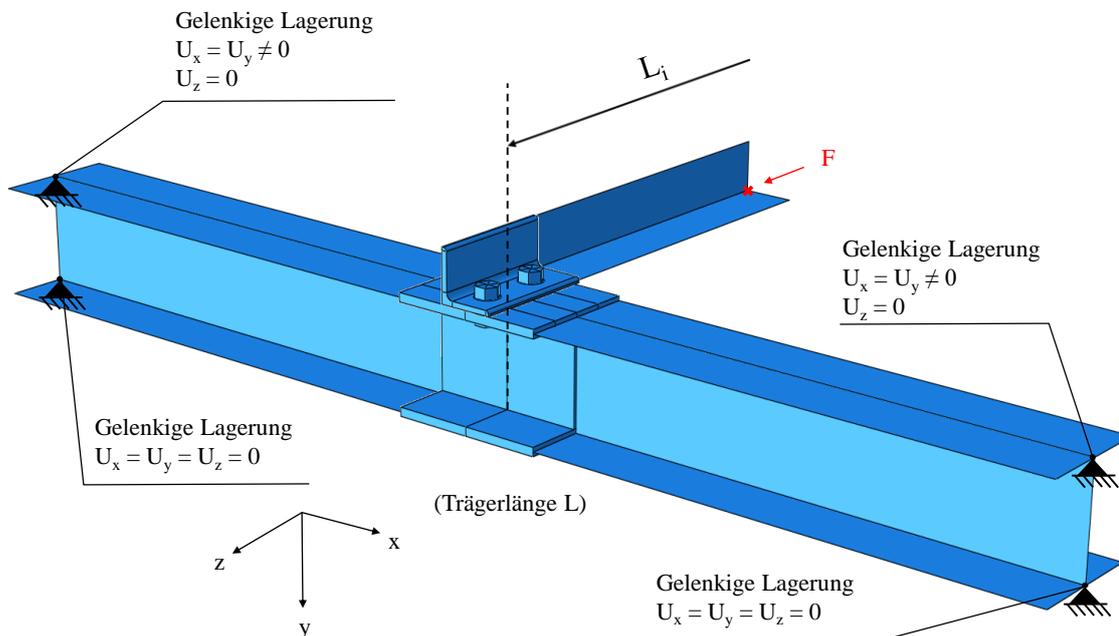
Abmessungen für Winkelprofil 90x90 mit Querschnitt 1 (links) bzw. mit Querschnitt 2 (rechts)



Abmessungen für Winkelprofil 120x120 mit Querschnitt 1 (links) bzw. mit Querschnitt 2 (rechts)

**Abbildung 2.1:** Systemabmessungen für Detail 2a im Anschlussbereich

### 2.1.1. System in der FEM Berechnung – Variante 1



**Abbildung 2.2:** Modell von Detail 2a für die FEM-Berechnung

Aufbauend auf die Forschungsergebnisse aus der Arbeit von Binderbauer [3] wurde in einem ersten Schritt ein identes Modell zur Analyse herangezogen. Das Modell ist in Abbildung 2.2 ersichtlich und wird mit Variante 1 bezeichnet.

Der I-Träger wurde mit Schalenelementen modelliert und nur im direkten Anschlussbereich mit Volumenelementen (Solid-Element) erstellt, um ein möglichst recheneffizientes Modell zu erhalten. Das Winkelprofil wurde mit zwei vorgespannten Schrauben, mittig am Obergurt befestigt. Auch hier wurde das Winkelprofil nur im unmittelbaren Bereich des Anschlusses mit Solidelementen modelliert und die restliche Winkellänge mit Schalenelementen ausgeführt.

Jeweils am Trägerende wurde eine Gabellagerung angebracht, um eine Verdrehung um die y-y Achse sowie um die z-z Achse zu gewährleisten. Da sich das System um die halbe Systemlänge des Winkelprofiles spiegelt, wurde in diesem Punkt ein Symmetrielager angebracht, um unnötige Berechnungsschritte zu vermeiden. Die einwirkende Längskraft F wurde am Symmetrielager aufgebracht.

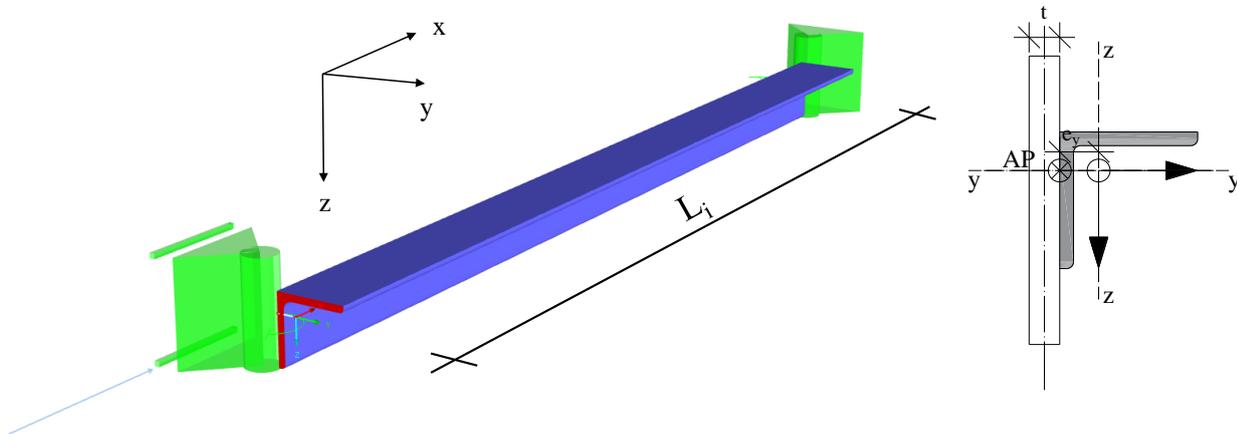
### 2.1.2. System in der Stabstatikberechnung

Auch in der Stabstatik wurde das Modell weitestgehend aus [3] übernommen und nur Änderungen bei der Position und Berechnung der Federn für die auftretenden Anschlusssteifigkeiten vorgenommen.

Das Winkelprofil wurde mit der Knicklänge der jeweiligen Konfiguration  $L_i$  modelliert. Außerdem wurden Imperfektionen in der Höhe von  $e_0=L_i/300$  um die schwache Achse v-v berücksichtigt.

Wie in Abbildung 2.3 ersichtlich, wurde als Drehpunkt der Auflager die Unterkante des Winkelschenkels gewählt, da die Lastübertragung sowohl in der ABAQUS [1] Berechnung als auch in der Baupraxis in dieser Ebene stattfindet. Da der I-Träger in der Anschlussebene eine genügend hohe Steifigkeit aufweist, um von einer Scharnierlagerung ausgehen zu können, wurde eine Verdrehung in der Anschlussebene (um die y- Achse in Abbildung 2.3) gesperrt und nur Steifigkeiten aus der Anschlussebene (um die z-Achse) analysiert. Die Berechnung der Federsteifigkeiten sind in Kapitel 2.2 zu finden. Exzentrizitäten an den Auflagerpunkten, resultierend aus der Schraubenbefestigung, wurden wie in Kapitel 1.4 bereits näher erläutert, senkrecht zur z- Achse (Wert  $e_y$ ) berücksichtigt.

Die einwirkende Einzellast wurde im Auflagerknoten (Abstand  $e_y$  zum Profilschwerpunkt) angesetzt.

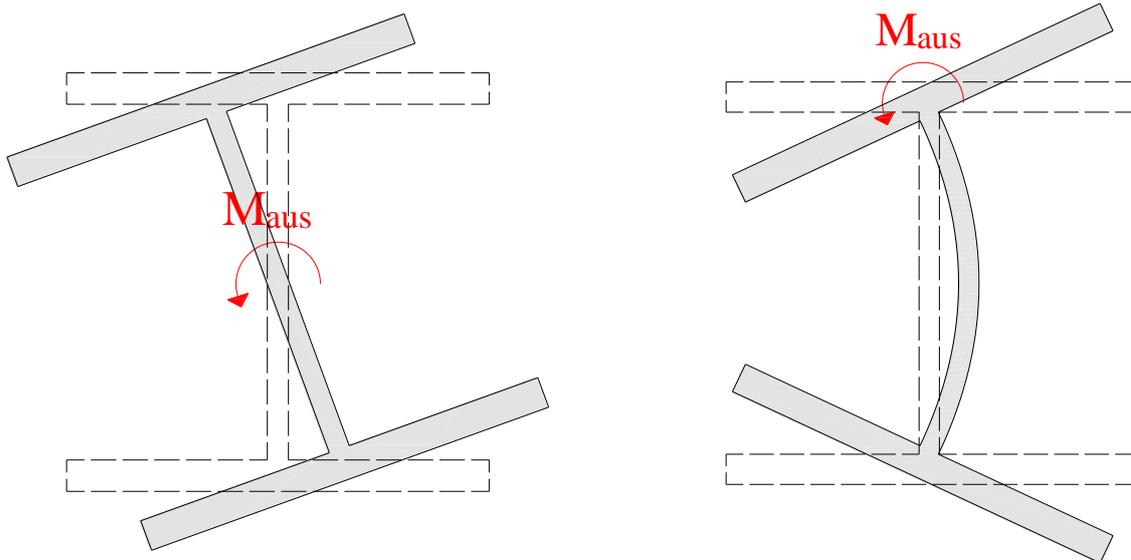


**Abbildung 2.3:** Modell von Detail 2a für die Stabstatikberechnungen (links) und eine Querschnittsansicht der exzentrischen Lasteinleitung (rechts)

## 2.2. Voruntersuchung zu Detail 2a

### 2.2.1. Berechnung der Federsteifigkeiten nach Harringer

Nach den gewonnenen Erkenntnissen in [6] konnte festgestellt werden, dass Detail 2a im Anschlussbereich in der Ebene eine genügend hohe Steifigkeit aufweist, um von einer vollen Einspannung ausgehen zu können. Für die Steifigkeitsanalyse aus der Anschlussebene konnten zwei Lastabtragungsmechanismen beobachtet werden. Zum einen entsteht durch die exzentrische Stabkraft  $F$  am Träger ein globaler Effekt, bei dem, wie in Abbildung 2.4 (links) ersichtlich, eine Verdrehung des Trägerquerschnittes um den Schwerpunkt resultiert und zum anderen ein lokaler Momenteneinspanneffekt (rechts), bei dem es, wie in Abbildung 2.4 zu beobachten ist, zu einer Verdrehung der Gurte resultierend aus einer Stegbiegung im Träger kommt.



**Abbildung 2.4:** Darstellung des globalen Effektes (links) sowie des lokalen Effektes (rechts) am Träger infolge Einleitung der Stabkraft  $F$

Für die Federsteifigkeit  $c_{\varphi, \text{global}}$ , aufgrund des globalen Effektes wurde in [6] ein Formelapparat vorgestellt. Dieser lässt sich mit Formel (2.1) nachfolgend ermitteln zu:

$$C_{\varphi, \text{global}} = \frac{M}{\varphi} = \frac{1}{\frac{L}{4GI_T} * \left(1 - \frac{\tanh \varepsilon_T}{\varepsilon_T}\right)} \quad (2.1)$$

$$\text{mit } \varepsilon_T = \sqrt{\frac{I_T}{2,6 * I_W} * \frac{L}{2}}$$

$L$  Stützweite des Trägers

$I_T$  Torsionsflächenmoment 2. Grades des Trägers

$I_W$  Wölbwiderstand des Trägers

Die Ermittlung der lokalen Federsteifigkeit  $c_{\varphi, \text{lokal}}$  wird ebenfalls in [6] erläutert und lässt sich nach Gleichung (2.2) ermitteln:

$$C_{\varphi, \text{lokal}} = \frac{1}{\varphi} = \frac{1}{\frac{\int_0^{h_w} M * \bar{M} dx}{EI_W}} \quad (2.2)$$

$$C_{\varphi, \text{lokal}} = \frac{3EI_W}{h_w}$$

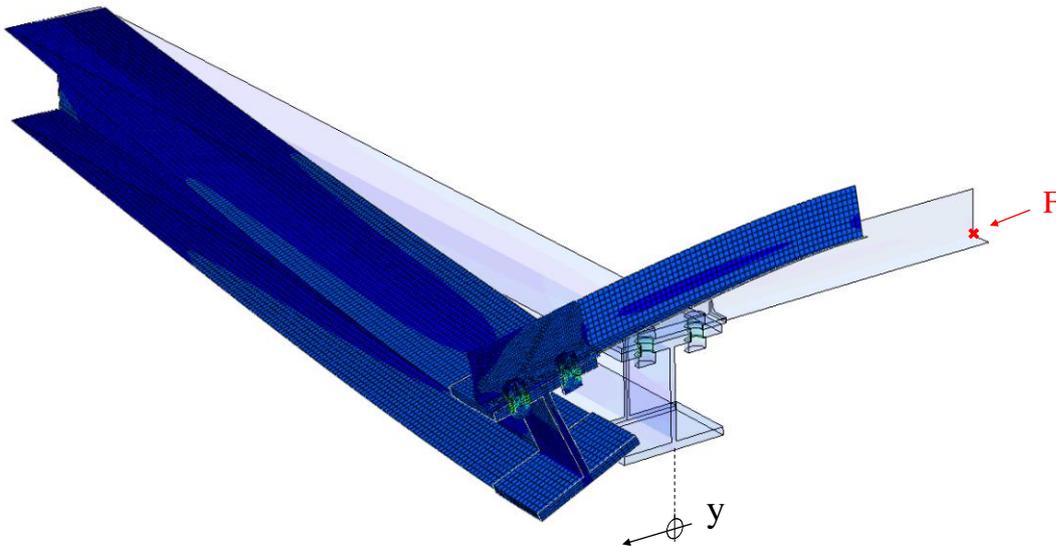
$$\text{mit } I_W = \frac{l_{\text{eff}} * t_w^3}{12} \text{ bzw. } l_{\text{eff}} = \frac{2,05 * h_w^{0,5} * t_f^{1,25} * b_f^{0,5}}{t_w^{1,25}}$$

## 2. Detail 2a

---

In [3] wurde dieses Anschlussdetail bereits genauer untersucht. Es musste jedoch festgestellt werden, dass die mittels RSTAB [2] erhaltenen Traglastergebnisse weit von den ABAQUS [1] Analysen abwichen. Die genaue Ursache dieser auftretenden Differenzen konnte in [3] noch nicht vollständig geklärt werden, womit die Untersuchungen an diesem Punkt fortgesetzt wurden.

In Abbildung 2.5 ist die Verformungsfigur des Modells dargestellt, welches in [3] zu den differierenden Ergebnissen führte. Es ist zu erkennen, dass das Modell unter Lasteinwirkung anders ausweicht als in [6] beschrieben. Aufgrund der horizontalen Einwirkung aus der Stablast  $F$  kommt es im Modell, zusätzlich zu den beschriebenen Effekten, zu einer horizontalen Verschiebung des I-Profiles, infolge der Biegebeanspruchung um die  $z$ -Achse des Trägers.



**Abbildung 2.5:** Verformungsfigur für Detail 2a Konfig 2 (Deformation Scale Factor 5)

Da in der Praxis dieses Verhalten durch den Anschluss weiterer Zug- sowie Druckstäbe, welche die einwirkende Horizontalkomponente kurzschließen und die Biegebeanspruchung im Träger verhindern, ausgeschlossen werden kann, stellt dies einen Versagensfall dar, welcher ausgeschlossen werden kann.

### 2.2.2. System in der FEM - Berechnung - Variante 2

Aus diesem Grund wurde im nächsten Schritt, wie in Abbildung 2.6 ersichtlich, das I-Profil am Obergurt auf einer Länge  $l$  der Winkelprofilbreite gegen eine horizontale Verschiebung in  $z$ -Richtung gesperrt, was ein Kurzschließen der horizontalen Verbandskräfte simulieren soll. In Abbildung 2.7 wird die Verformungsfigur beispielhaft für Detail 2a, Konfiguration 3 mit horizontaler Halterung des Obergurtes dargestellt. Alle weiteren Berechnungen wurden mit dem Modell von Variante 2, in Abbildung 2.6, durchgeführt.

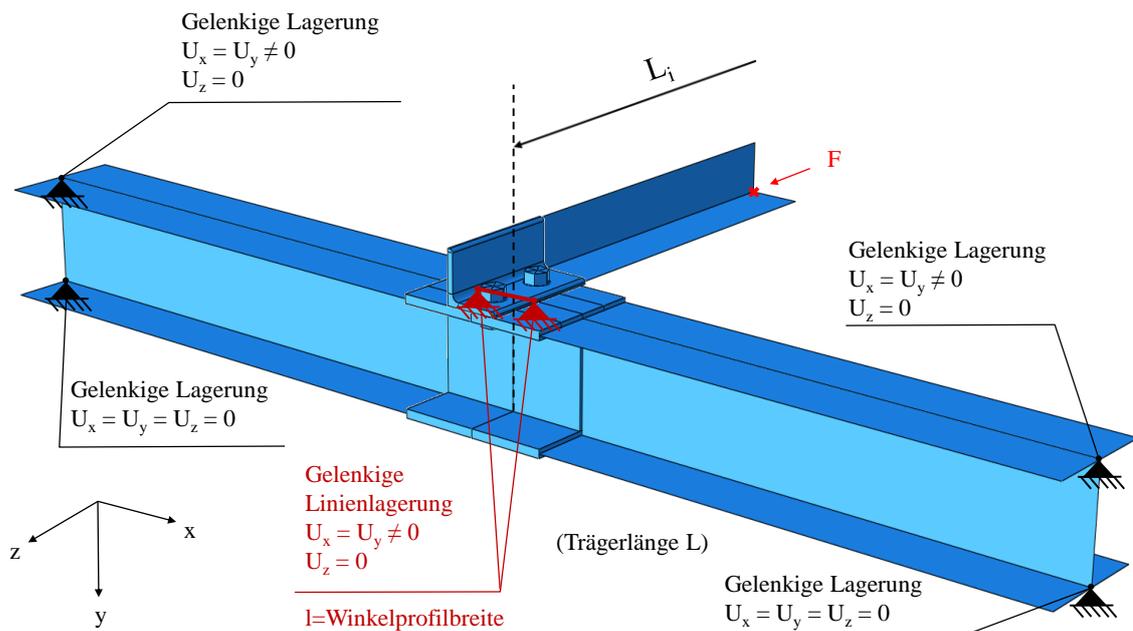


Abbildung 2.6: Modell Variante 2 von Detail 2a für die FEM-Berechnung

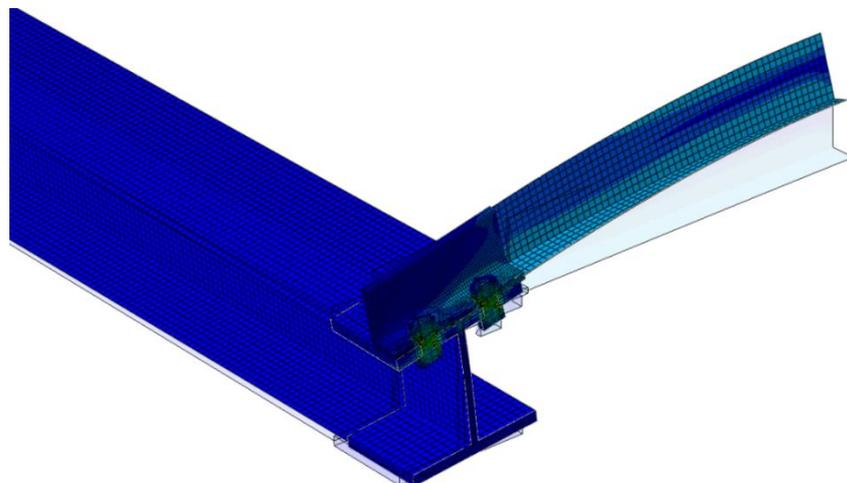
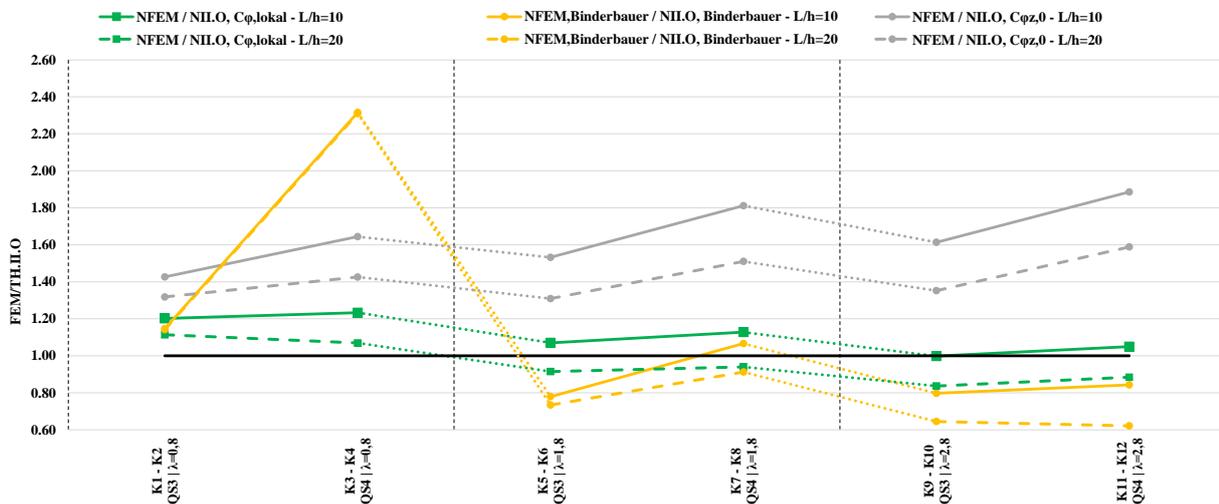


Abbildung 2.7: Verformungsfigur für Detail 2a, Konfig 2 (Deformation Scale Factor 10) mit horizontaler Halterung am Obergurt (Variante 2)

## 2. Detail 2a

Da nun jedoch der in [6] beschriebene globale Effekt vom Verdrehen des I-Querschnittes um die Schwerpunktschwerachse größtenteils verhindert wird, wurde zunächst im Stabstatikmodell nur die lokale Steifigkeitsfeder angesetzt und auf die Berücksichtigung des globalen Steifigkeitseinflusses verzichtet.



**Abbildung 2.8:** Verhältnis FEM/ TH.IIO für Detail 2a, Winkel 90x9 bei gehaltenem Obergurt

In Abbildung 2.8 werden die Ergebnisse der FEM-Berechnung auf die ermittelten maximalen Traglasten der Stabstatik bezogen und entlang der Ordinate dargestellt. Auf der Abszisse werden die Konfigurationen K1 bis K12 abgebildet. Zur leichteren Orientierung wird das Diagramm in drei Bereiche unterteilt, welche die einzelnen Schlankheiten voneinander trennen. Außerdem werden Konfigurationen mit unterschiedlichen Länge-zu-Höhe Verhältnissen getrennt aufgetragen. Somit stellen durchgezogene Linien Konfigurationen mit einem Länge-zu-Höhe Verhältnis von  $L/h=10$  bzw. strichlierte Linien Konfigurationen mit einem Verhältnis  $L/h=20$  dar.

Linien in Gelb stellen Berechnungen unter Verwendung des FEM-Modelles ohne horizontale Halterung des Obergurtes dar (Variante 1). Bei den grünen Linien wurde die Halterung des Obergurtes hingegen berücksichtigt (Variante 2). Die graue Linie zeigt die Resultate unter Berücksichtigung von  $c_{\varphi,z,0}$ . Der Steifigkeitskennwert  $c_{\varphi,z,0}$  steht dabei für Berechnungen, bei welchen die Anschlusssteifigkeit aus der Anschlussebene gelenkig modelliert ( $c_{\varphi,z}=0$ ) und in der Ebene als starre Einspannung ( $c_{\varphi,y}=\infty$ ) betrachtet wurde. Dies gilt sowohl für Abbildung 2.8, als auch für jedes weitere Diagramm dieser Arbeit. Wichtig ist hierbei, dass  $c_{\varphi,z,0}$  und  $c_{\varphi,yz,0}$ , welcher im weiteren Verlauf der Arbeit Anwendung findet, nicht verwechselt werden dürfen, da bei  $c_{\varphi,yz,0}$  neben der gelenkigen Lagerung aus der Ebene auch die Einspannung in der Ebene gelöst wird ( $c_{\varphi,y}=c_{\varphi,z}=0$ ). Die horizontale Linie in Schwarz gibt eine Orientierung für den Wert 1,0.

Es ist erkennbar, dass die mittels des neuen Modelles in Abaqus [1] erhaltenen Werte (grün) wesentlich treffsicherer mit dem Stabstatik Modell übereinstimmen, als die im Modell ohne

Halterung des Obergurtes in [3] berechneten Werte (gelb). Dennoch ist zu erkennen, dass aufgrund der Vernachlässigung der Steifigkeit aus globalen Effekten am Träger das Stabstatikmodell, besonders in den Bereichen höherer Schlankheiten, tendenziell zu steif ist und sich hier größtenteils höhere Traglasten berechnen lassen, als in der FEM-Berechnung.

### 2.2.3. Berechnung der Federsteifigkeiten – modifiziert

Um die Verdrehung des I-Querschnitts zu berücksichtigen, wurde in einem nächsten Schritt auf die Ansätze zur Berechnung der lokalen Federsteifigkeit in [6] aufgebaut und das bereits bestehende baustatische Modell erweitert. Um das Ausweichen des Untergurtes vom Träger bestmöglich nachzubilden, wurde hierfür, wie in Abbildung 2.9 ersichtlich, das untere Auflager durch eine Wegfeder mit der Federsteifigkeit  $k_f$  ersetzt, die für die Biegesteifigkeit des Untergurtes aus der Trägerebene steht. Somit lässt sich die modifizierte Federsteifigkeit  $c_{\varphi, \text{mod}}$  nach Formel (2.3) ermitteln.

(2.3)

$$c_{\varphi, \text{mod}} = \frac{1}{\varphi} = \frac{1}{\frac{\int_0^{h_w} M * \bar{M} dx}{EI_w} + \frac{N * \bar{N}}{k_f}}$$

$$c_{\varphi, \text{mod}} = \frac{1}{\frac{h_w}{3EI_w} + \frac{L^3}{48h_w^2 EI_f}}$$

Mit  $I_w = \frac{l_{eff} * t_w^3}{12}$ ;  $I_f = \frac{t_F * b_f^3}{12}$

und  $l_{eff} = \frac{2,05 * h_w^{0,5} * t_f^{1,25} * b_f^{0,5}}{t_w^{1,25}}$

**Abbildung 2.9:** Baustatisches Modell für die modifizierte Federsteifigkeit

## 2.3. Ergebnisse – Detail 2a, Winkel 90x9

### 2.3.1. Ergebnisse der FEM-Berechnung

**Tabelle 2.2:** Ergebnisse der FEM-Berechnung –Detail 2a, Winkel 90x9

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
Profil [-]	L 90x9											
M [-]	M 24											
$N_{cr}$ [kN]	1000.2	915.4	1150.6	1024.4	319.3	271.9	383.0	314.5	147.6	126.0	170.1	145.4
$N_{FEM}$ [kN]	218.8	202.2	252.2	218.7	140.2	119.8	165.8	138.2	84.9	71.1	99.2	83.6
$N_{pl,90x9}$ [kN]	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3

In Tabelle 2.2 sind nun die Ergebnisse aus der FEM-Berechnung, sowie der für die Verbindung verwendete Schraubentyp M, für Variante 2 ersichtlich.  $N_{cr}$  zeigt hierbei die kritische Knicklast der Konfiguration, welche mittels LBA (Lineare Beulanalyse) ermittelt wurde sowie  $N_{FEM}$ , welche durch eine GMNIA-Berechnung die maximale Traglast des Systems ergibt. Außerdem wird zur Überprüfung der Ergebnisse die plastische Normalkrafttragfähigkeit  $N_{pl}$  angeführt.

### 2.3.2. Ergebnisse der Stabstatikberechnung

**Tabelle 2.3:** Ergebnisse der Stabstatikberechnungen – Detail 2a, Winkel 90x9

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
Profil [-]	L 90x9											
$l_{eff}$ [mm]	627	627	1841	1841	627	627	1841	1841	627	627	1841	1841
$kr$ [N/mm]	12600	1575	1107	138	12600	1575	1107	138	12600	1575	1107	138
$c_{\phi, lokal}$ [kNm/rad]	194	194	435	435	194	194	435	435	194	194	435	435
$c_{\phi, mod}$ [kNm/rad]	126	37	256	66	126	37	256	66	126	37	256	66
$N_{II,0 c_{\phi, lokal}}$ [kN]	182.0	181.5	204.5	204.5	131.0	131.0	147.0	147.0	85.0	85.0	94.5	94.5
$N_{II,0 c_{\phi, mod}}$ [kN]	174.1	159.2	189.4	165.0	123.3	106.4	136.7	113.0	79.5	66.9	88.5	72.0
$N_{II,0 c_{\phi z,0}}$ [kN]	153.4	153.4	153.4	153.4	91.5	91.5	91.5	91.5	52.6	52.6	52.6	52.6

In Tabelle 2.3 sind die Federsteifigkeiten zu finden, welche zum einen mit den Formeln der lokalen Effekten aus [6] bzw. Gl. (2.2) und zum anderen mit dem modifizierten Formelansatz, welcher aus Formel (2.3) zu entnehmen ist, berechnet wurden. Weiters sind hier die, in drei unterschiedlichen Analysen, ermittelten Ergebnisse aus der Stabstatikberechnung angeführt. Zunächst wurde nur die lokale Steifigkeitsfeder  $c_{\phi, lokal}$  am System angesetzt. In einem weiteren Schritt wurde diese durch die modifizierte Steifigkeitsfeder  $c_{\phi, mod}$  ersetzt. Zum Schluss wurde die maximale Tragfähigkeit der Konfiguration noch bei einem (aus der Ebene) gelenkigen Anschluss ermittelt.

### 2.3.3. Vergleich und Interpretation der FEM-Berechnungen mit den Stabstatikergebnissen – Winkel 90x9

In Abbildung 2.10 werden nun die Ergebnisse der FEM-Berechnung mit den erhaltenen Werten aus der Stabstatikanalyse verglichen. Berechnungen mit der modifizierten Steifigkeit  $c_{\varphi, \text{mod}}$  werden mit roter Linie und einer dreieckigen Markierung dargestellt. Berechnungen mit den lokalen Steifigkeitsformeln  $c_{\varphi, \text{lokal}}$  nach [6] bzw. Gl. (2.2) werden als grüne Linien mit quadratischer Markierung dargestellt und Analysen ohne Berücksichtigung der Anschlusssteifigkeit  $c_{\varphi, 0}$  werden in Grau gehalten. Wichtig anzumerken ist auch hier, dass  $c_{\varphi, 0}$  keinen rein gelenkigen Anschlussfall darstellt, sondern dass lediglich eine Verdrehung aus der Anschlussebene erlaubt und eine Verdrehung in der Anschlussebene gesperrt wurde ( $c_{\varphi, z}=0$ ;  $c_{\varphi, y}=\infty$ ). Zusätzlich wurden die Traglasten nach EN 1993-1-1 für Winkelprofile 90x9 und die Schlankheiten  $\bar{\lambda}_{\nu, 1}=0,8$ ,  $\bar{\lambda}_{\nu, 2}=1,8$  und  $\bar{\lambda}_{\nu, 3}=2,8$ , unter Berücksichtigung der modifizierten Schlankheit für Zwei-Schraubenverbindungen, mit den Ergebnissen der FEM-Berechnung in Relation gesetzt. (Tragfähigkeiten  $N_{EN1993-1-1}$  für alle drei untersuchten Winkelprofile siehe Anhang A) Die Ergebnisse sind in Lila gehalten. Der Wert 1,0 wurde zur besseren Veranschaulichung mit einer schwarzen Linie dargestellt. Weiters werden Konfigurationen mit einem Länge-zu-Höhe Verhältnis der Träger von  $L/h=10$  als durchgezogene Linie und Konfigurationen mit  $L/h=20$  als strichlierte Linie abgebildet. Konfigurationen, welche sich nur im  $L/h$  Verhältnis voneinander unterscheiden, werden auf der gleichen Stelle der Abszisse abgebildet. Das Diagramm ist in drei Bereiche unterteilt, um die unterschiedlichen Schlankheiten der Konfigurationen visuell besser voneinander abzutrennen. Dieses Darstellungsschema wird für die gesamte Arbeit ident gehalten und nur gegebenenfalls ergänzt.

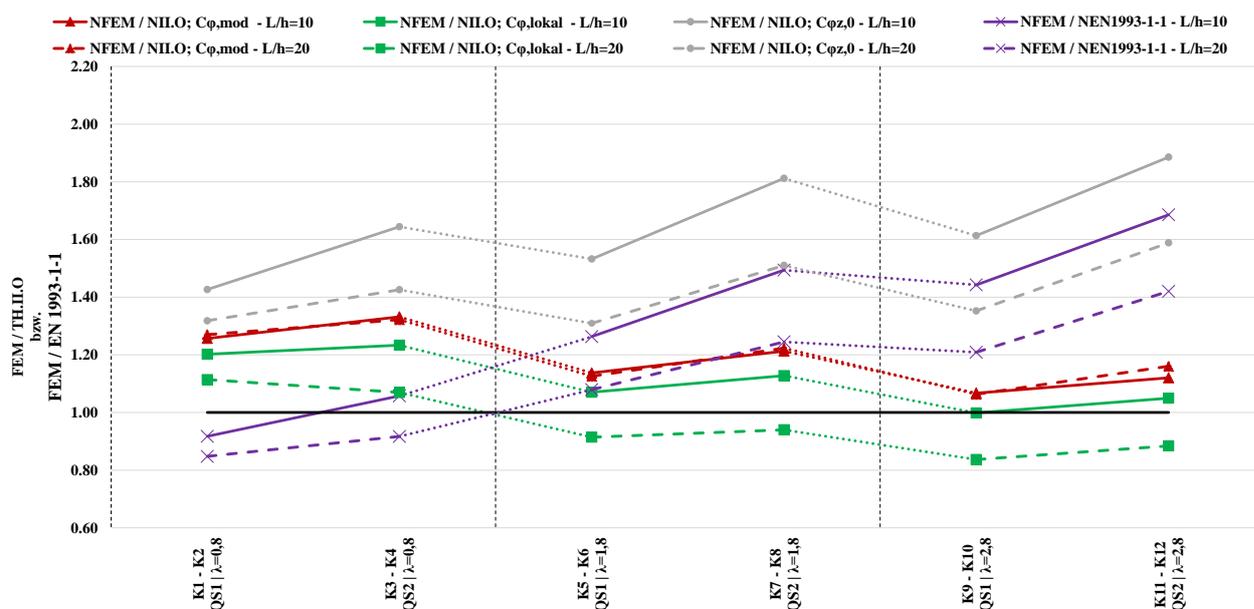


Abbildung 2.10: Verhältnis FEM/ TH.IIO - Detail 2a, Winkel 90x9

**Tabelle 2.4:** Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 2a, Winkel 90x9

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
$N_{FEM} / N_{ILO C_{\phi, lokal}} [-]$	1.20	1.11	1.23	1.07	1.07	0.91	1.13	0.94	1.00	0.84	1.05	0.88
$N_{FEM} / N_{ILO C_{\phi, mod}} [-]$	1.26	1.27	1.33	1.32	1.14	1.13	1.21	1.22	1.07	1.06	1.12	1.16
$N_{FEM} / N_{ILO C_{\phi z, 0}} [-]$	1.43	1.32	1.64	1.43	1.53	1.31	1.81	1.51	1.61	1.35	1.89	1.59
$N_{FEM} / N_{EN1993-1-1} [-]$	0.92	0.85	1.06	0.92	1.26	1.08	1.49	1.25	1.44	1.21	1.69	1.42

Generell ist zu erkennen, dass die maximale Traglast bei den Stabstatikergebnissen im Verhältnis zu den FEM-Berechnungen für den rein gelenkigen Fall abnimmt, je größer die Schlankheit ist, während sie bei Berücksichtigung der Anschlusssteifigkeit tendenziell zunimmt. Dies lässt sich damit argumentieren, dass die Anschlusssituationen einen größeren Einfluss aufweisen, je schlanker der Bauteil ist.

Weiters kann aus dem Diagramm interpretiert werden, dass es bei den modifizierten Anschlusssteifigkeiten (rot) keine Differenz zwischen den beiden Länge-zu-Höhe Verhältnissen gibt. Die Linien sind beinahe deckungsgleich. Bei den Analysen, unter Berücksichtigung der lokalen Steifigkeit (grün), sind allerdings größere Differenzen zwischen den beiden Konfigurationsparametern  $L/h=10$  und  $L/h=20$  zu erkennen. Der Unterschied kommt dadurch zu Stande, dass bei den Berechnungen mit modifizierter Anschlusssteifigkeit das zusätzliche Ausweichen des Untergurtes und damit die Reduktion der Anschlusssteifigkeit sehr gut abbildet werden kann, was bei der lokalen Anschlusssteifigkeit keine Berücksichtigung findet.

Es ist zu erkennen, dass die alleinige Berücksichtigung der lokalen Federsteifigkeit und Vernachlässigung der globalen Federsteifigkeit oft zur Überschätzung der Anschlusssteifigkeit führt. Gerade bei Konfigurationen mit Winkelschlankheiten ab  $\bar{\lambda}_v = 1,8$  und hohen  $L/h$  Verhältnissen der Träger, welche baupraktisch besonders relevant sind, werden so oftmals zu hohe Traglasten ermittelt. (vgl. Tabelle 2.4)

Wenn nun die lila Kurven mit den FEM-Traglasten bezogen auf die Traglasten nach EN 1993-1-1 betrachtet werden, lässt sich erkennen, dass die Traglasten nach Norm für kleine Schlankheiten gegenüber den Berechnungen aus FEM überschätzt werden. Dies bedeutet, dass der negative Effekt der exzentrischen Lasteinleitung in der Norm zu wenig berücksichtigt wird. Im Bereich von höheren Schlankheiten (ab  $\bar{\lambda}_v \geq 1,8$ ) nehmen die normenbezogenen Traglasten im Vergleich zu den Traglasten in der FEM-Berechnung erheblich ab.

Zum Abschluss wird noch auf den Tragfähigkeitsverlust eingegangen, welcher sich durch die Vernachlässigung der Rücksichtnahme der Anschlusssteifigkeiten ergibt. In Grau ist hierfür in Abbildung 2.10 die Tragfähigkeit des Systems ohne Berücksichtigung der Anschlusssteifigkeit dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die maximale Traglast nach FEM um bis zu 89% unterschätzt wird, wie Tabelle 2.4 (Konfiguration 11) zeigt. Bei Berücksichtigung der modifizierten Anschlusssteifigkeit ergeben sich dagegen maximale Differenzen von 33% (Konfiguration 3) und somit wesentlich effizientere Bemessungsergebnisse.

## 2.4. Ergebnisse – Detail 2a, Winkel 60x6

### 2.4.1. Ergebnisse der FEM-Berechnung

**Tabelle 2.5:** Ergebnisse der FEM-Berechnung – Detail 2a, Winkel 60x6

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
<b>Profil [-]</b>	L 60x6											
<b>M [-]</b>	M 16											
<b>N<sub>cr</sub> [kN]</b>	554.4	495.5	625.8	577.9	190.2	161.7	228.8	198.9	81.1	73.1	90.9	84.6
<b>N<sub>FEM</sub> [kN]</b>	120.4	106.2	135.6	120.0	79.0	69.9	86.4	80.1	46.6	42.2	49.6	47.3
<b>N<sub>pl,60x6</sub> [kN]</b>	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4

Wie bereits in Abschnitt 2.3.1 beschrieben, werden in Tabelle 2.5 die ermittelten Werte  $N_{cr}$ ,  $N_{FEM}$  und  $N_{pl}$ , sowie der für die Verbindung verwendete Schraubentyp M, für das Detail 2a, Winkel 60x6 abgebildet.

### 2.4.2. Ergebnisse der Stabstatikberechnung

**Tabelle 2.6:** Ergebnisse der Stabstatikberechnung – Detail 2a, Winkel 60x6

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
<b>Profil [-]</b>	L 60x6											
<b>l<sub>eff</sub> [mm]</b>	627	627	1841	1841	627	627	1841	1841	627	627	1841	1841
<b>k<sub>r</sub> [N/mm]</b>	12600	1575	1107	138	12600	1575	1107	138	12600	1575	1107	138
<b>c<sub>φ,lokal</sub> [kNm/rad]</b>	194	194	435	435	194	194	435	435	194	194	435	435
<b>c<sub>φ,mod</sub> [kNm/rad]</b>	126	37	256	66	126	37	256	66	126	37	256	66
<b>N<sub>II,O c<sub>φ,lokal</sub></sub> [kN]</b>	96.6	96.6	107.8	107.8	69.4	69.4	74.6	74.6	44.6	44.6	47.0	47.0
<b>N<sub>II,O c<sub>φ,mod</sub></sub> [kN]</b>	90.4	76.8	100.6	82.3	65.8	54.9	71.4	59.8	42.6	35.8	45.5	39.2
<b>N<sub>II,O c<sub>φz,0</sub></sub> [kN]</b>	67.5	67.5	67.5	67.5	40.2	40.2	40.2	40.2	23.4	23.4	23.4	23.4

In Tabelle 2.6 sind die Federsteifigkeiten zu finden, welche zum einen mit den Formeln aus den lokalen Effekten aus [6] bzw. Gl. (2.2) und zum anderen mit dem modifizierten Formelansatz, welcher in Formel (2.3) angeführt ist, berechnet wurden. Weiters sind hier die Ergebnisse aus der Stabstatikberechnung, welche in drei unterschiedlichen Analysen ermittelt wurden, dargestellt. Zunächst wurde nur die lokale Steifigkeitsfeder  $c_{\phi,lokal}$  am System angesetzt. In einem weiteren Schritt wurde diese durch die modifizierte Steifigkeitsfeder  $c_{\phi,mod}$  ersetzt. Zum Schluss wurde die maximale Tragfähigkeit der Konfiguration noch bei einem (aus der Ebene) gelenkigen Anschluss ermittelt.

### 2.4.3. Vergleich und Interpretation der FEM-Berechnungen mit den Stabstatikergebnissen – Winkel 60x6

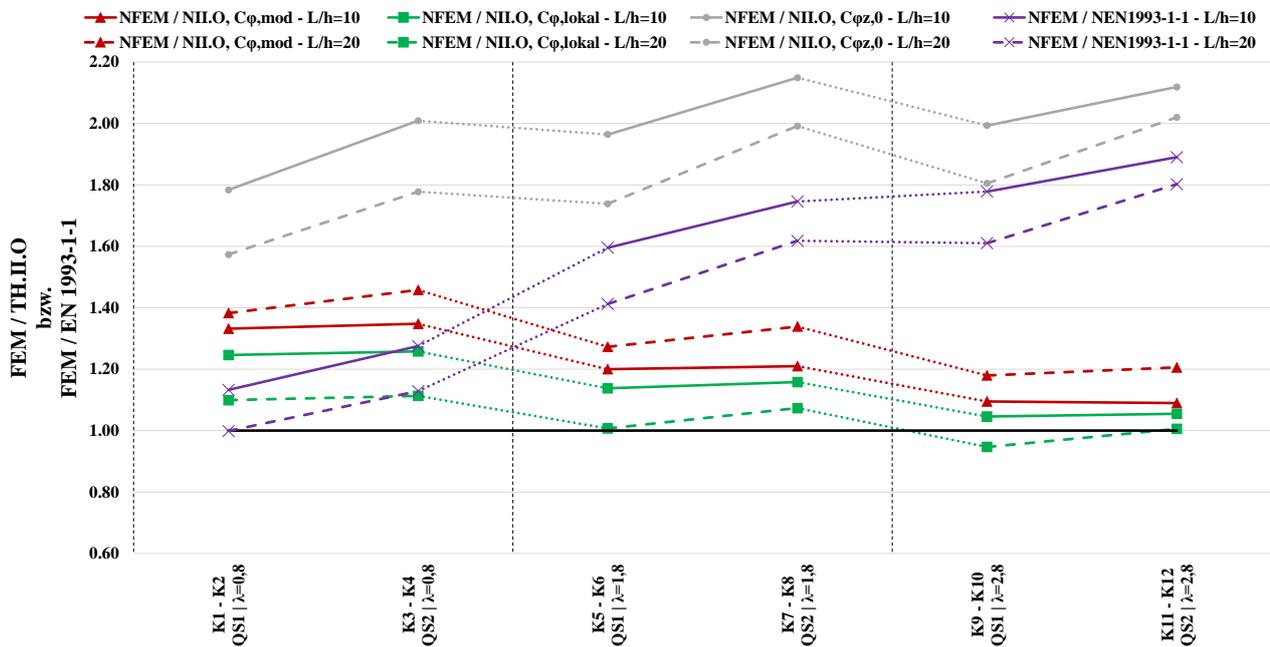


Abbildung 2.11: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 2a, Winkel 60x6

Tabelle 2.7: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 2a, Winkel 60x6

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
$N_{FEM}/N_{IIO, C_{\phi,lokal}}$ [-]	1.25	1.10	1.26	1.11	1.14	1.01	1.16	1.07	1.05	0.95	1.05	1.01
$N_{FEM}/N_{IIO, C_{\phi,mod}}$ [-]	1.33	1.38	1.35	1.46	1.20	1.27	1.21	1.34	1.09	1.18	1.09	1.21
$N_{FEM}/N_{IIO, C_{\phi z,0}}$ [-]	1.78	1.57	2.01	1.78	1.96	1.74	2.15	1.99	1.99	1.80	2.12	2.02
$N_{FEM}/N_{EN1993-1-1}$ [-]	1.13	1.00	1.28	1.13	1.60	1.41	1.75	1.62	1.78	1.61	1.89	1.80

In Abbildung 2.11 werden die Ergebnisse der FEM-Berechnung mit den erhaltenen Werten aus der Stabstatikanalyse verglichen. Der grafische Aufbau des Diagrammes entspricht dem in Abbildung 2.10.

Es ist ein ähnlicher Verlauf der Berechnungsergebnisse erkennbar wie für Detail 2a – Winkel 90x9. Auch hier ist zu erkennen, dass die maximale Traglast bei den Stabstatikergebnissen, im Verhältnis zu den FEM-Berechnungen, für den rein gelenkigen Fall abnimmt, je größer die Schlankheit ist, während sie bei Rücksichtnahme der Anschlusssteifigkeit tendenziell zunimmt.

Größere Unterschiede zwischen den Winkelprofilen (vgl. mit Abbildung 2.10) lassen sich nur bei Berechnungen mit der modifizierten Feder erkennen. Die Konfigurationen, welche sich nur durch das  $L/h$  Verhältnis unterscheiden, sind nun nicht mehr deckungsgleich und weisen größere Differenzen auf. Die analytischen Formeln, welche die Basis für die Stabstatikberechnungen bilden, ergeben bei Berechnungen besonders für Konfigurationen mit einem hohen Steg des Trägers sehr konservative Werte (siehe z.B. Konfiguration 4). Dieser Sachverhalt kann so argumentiert werden, dass das

Ausweichen des Untergurtes in der baustatischen Formel bei großen Steghöhen offensichtlich überschätzt wird und die Anschlusssteifigkeit somit als zu weich in Rechnung gestellt wird.

Die Ergebnisse für Traglastberechnungen nach EN 1993-1-1, mit modifizierter Schlankheit, überschätzen nun die Traglast für geringere Schlankheiten nicht mehr. Im Gegensatz dazu ist die Differenz zu den Traglasten der FEM-Berechnung für große Schlankheiten erheblich größer, was einen hohen Verlust von Tragreserven zur Folge hat.

Positiv kann jedoch auch hier hervorgehoben werden, dass Ergebnisse mit modifizierter Anschlusssteifigkeit einerseits immer geringere Traglasten ergeben als die mittels FEM-Modellen erhaltenen Werte, was durchgehend konservative Ergebnisse bedeutet und andererseits die Differenz zwischen modifizierten Berechnungen und den rein gelenkigen Ergebnissen erheblich ist. Auch hier kann das Potential einer Berücksichtigung der Anschlusssteifigkeit gut abgelesen werden. Berechnungen ohne Anschlusssteifigkeit (grau) ergeben hier eine Unterschätzung der maximalen Traglast um bis zu 115% (siehe Tabelle 2.7, Konfiguration 7). Die maximale Abweichung bei Konfigurationen mit Anschlusssteifigkeiten  $c_{\phi,mod}$  beträgt 46% (Konfiguration 4).

## 2.5. Ergebnisse – Detail 2a, Winkel 120x12

### 2.5.1. Ergebnisse der FEM-Berechnung

**Tabelle 2.8:** Ergebnisse der FEM-Berechnung – Detail 2a, Winkel 120x12

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
<b>Profil [-]</b>	L 120x12											
<b>M [-]</b>	M 27											
<b>N<sub>cr</sub> [kN]</b>	1554.9	1475.2	1723.0	1588.7	467.4	422.7	537.6	461.8	216.7	192.0	249.3	212.3
<b>N<sub>FEM</sub> [kN]</b>	348.4	336.8	383.6	353.2	205.8	185.6	240.4	203.9	120.8	105.7	144.8	119.5
<b>N<sub>pl,120x12</sub> [kN]</b>	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3

In Tabelle 2.8 werden die ermittelten Werte  $N_{cr}$ ,  $N_{FEM}$  und  $N_{pl}$ , sowie der für die Verbindung verwendete Schraubentyp M, für das Detail 2a, Winkel 120x12 abgebildet.

### 2.5.2. Ergebnisse der Stabstatikberechnung

**Tabelle 2.9:** Ergebnisse der Stabstatikberechnungen – Detail 2a, Winkel 120x12

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
<b>Profil [-]</b>	L 120x12											
<b>l<sub>eff</sub> [mm]</b>	627	627	1841	1841	627	627	1841	1841	627	627	1841	1841
<b>kr [N/mm]</b>	12600	1575	1107	138	12600	1575	1107	138	12600	1575	1107	138
<b>c<sub>φ,lokal</sub> [kNm/rad]</b>	194	194	435	435	194	194	435	435	194	194	435	435
<b>c<sub>φ,mod</sub> [kNm/rad]</b>	126	37	256	66	126	37	256	66	126	37	256	66
<b>N<sub>II.O C<sub>φ,lokal</sub></sub> [kN]</b>	295.5	295.5	320.1	320.1	204.6	204.6	228.8	228.8	129.7	129.7	146.9	146.9
<b>N<sub>II.O C<sub>φ,mod</sub></sub> [kN]</b>	285.0	273.5	301.0	278.0	194.0	174.5	212.0	182.0	122.0	102.8	135.0	110.0
<b>N<sub>II.O C<sub>φz,0</sub></sub> [kN]</b>	268.0	268.0	268.0	268.0	161.0	161.0	161.0	161.0	93.0	93.0	93.0	93.0

In Tabelle 2.9 sind die Federsteifigkeiten zu finden, welche zum einen mit den Formeln aus den lokalen Effekten aus [6] bzw. Gl. (2.2) und zum anderen mit dem modifizierten Formelansatz, welcher in Formel (2.3) angeführt ist, berechnet wurden. Weiters sind hier die Ergebnisse aus der Stabstatikberechnung, welche in drei unterschiedlichen Analysen ermittelt wurden, dargestellt. Zunächst wurde nur die lokale Steifigkeitsfeder  $c_{\phi,lokal}$  am System angesetzt. In einem weiteren Schritt wurde diese durch die modifizierte Steifigkeitsfeder  $c_{\phi,mod}$  ersetzt. Zum Schluss wurde die maximale Tragfähigkeit der Konfiguration noch bei einem (aus der Ebene) gelenkigen Anschluss ermittelt.

### 2.5.3. Vergleich und Interpretation der FEM-Berechnungen mit den Stabstatikergebnissen – Winkel 120x12

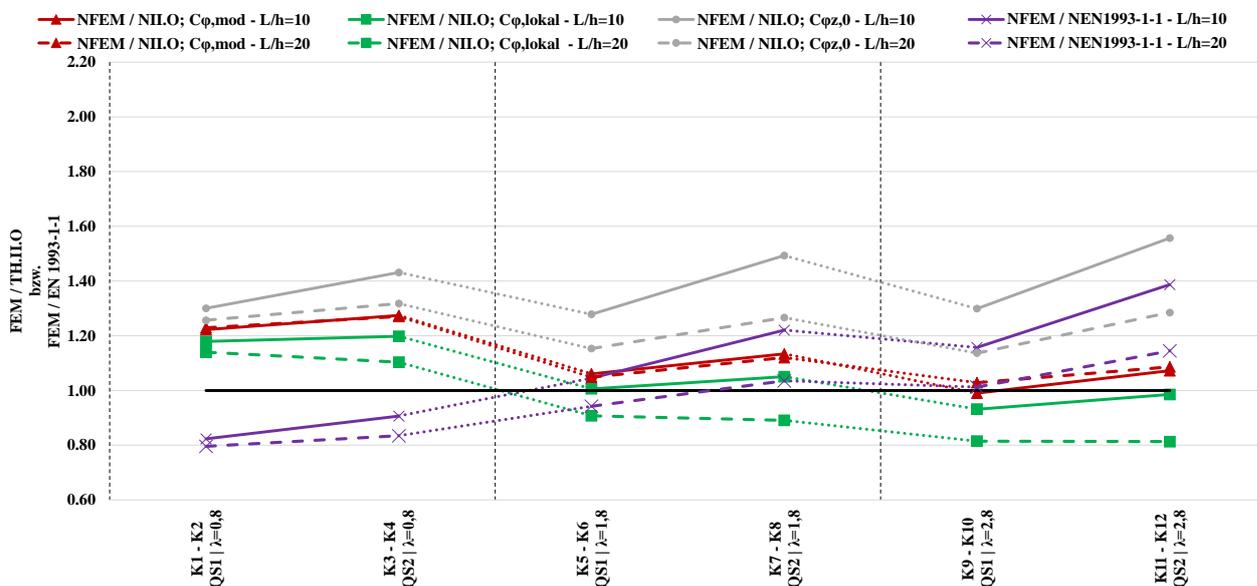


Abbildung 2.12: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 2a, Winkel 120x12

Tabelle 2.10: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 2a, Winkel 120x12

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
$N_{FEM} / N_{ILO} C_{\phi,lokal} [-]$	1.18	1.14	1.20	1.10	1.01	0.91	1.05	0.89	0.93	0.81	0.99	0.81
$N_{FEM} / N_{ILO} C_{\phi,mod} [-]$	1.22	1.23	1.27	1.27	1.06	1.06	1.13	1.12	0.99	1.03	1.07	1.09
$N_{FEM} / N_{ILO} C_{\phi z,0} [-]$	1.30	1.26	1.43	1.32	1.28	1.15	1.49	1.27	1.30	1.14	1.56	1.28
$N_{FEM} / N_{EN1993-1-1} [-]$	0.82	0.80	0.91	0.83	1.05	0.94	1.22	1.04	1.16	1.01	1.39	1.14

In Abbildung 2.12 werden die Ergebnisse der FEM-Berechnung mit den Resultaten der Stabstatikanalyse im Verhältnis dargestellt. Der grafische Aufbau des Diagrammes entspricht dem in Abbildung 2.10.

Die Ergebnisdarstellung für Detail 2a – Winkel 120x12 bestätigt die zuvor gewonnenen Erkenntnisse und zeigt, dass die modifizierte Formel immer mehr Gültigkeit gewinnt, je größer das anschließende Winkelprofil ist. Auch hier werden mit den modifizierten Steifigkeiten, besonders im Bereich höherer Schlankheiten, äußerst akzeptable Ergebnisse erzielt und es zeigt sich auch hier, dass das Vernachlässigen der Steifigkeit des Untergurtes zum Teil zu sehr unsicheren Ergebnissen der maximalen Traglast führt (grüne Linie).

Es ist ersichtlich, dass der Tragfähigkeitsverlust ohne Verwendung von Anschlusssteifigkeiten nicht mehr in dem Ausmaß, wie in den vorangegangenen Details vorhanden, aber mit bis zu 56% (Tabelle 2.10, Fall Konfiguration 11) jedoch noch immer beträchtlich ist. Die maximale Abweichung der Traglast mit Anschlusssteifigkeiten  $c_{\phi,mod}$  beträgt 27% (vgl. Tabelle 2.10, Konfiguration 3).

### 2.6. Abschließende Interpretation der Ergebnisse für Detail 2a

In Abbildung 2.13 sind die Traglastvergleiche für die Konfigurationen aller Winkelprofile mit modifizierter Anschlusssteifigkeit  $c_{\varphi, \text{mod}}$  abgebildet und in Abbildung 2.14 finden sich die Ergebnisse zufolge der lokalen Steifigkeiten  $c_{\varphi, \text{lokal}}$ . Die grüne Linie mit quadratischer Markierung bildet hierbei die Ergebnisse der Winkelprofile 60x6 ab, die Ergebnisse für das Winkelprofil 90x9 wurden in Lila mit kreisrunder Markierung eingetragen sowie in Rot mit dreieckiger Markierung sind die Ergebnisse für das Winkelprofil 120x12 dargestellt.

Für Detail 2a konnte gezeigt werden, dass mit einer zusätzlichen horizontalen Halterung des Obergurtes die Ungenauigkeiten in den Ergebnissen aus der Arbeit von [3] vermieden werden können. Mit den neuen Modellen in ABAQUS [1] konnten bei den Vergleichen mit den Modellen aus RSTAB [2] sowohl bei den Vergleichen unter Berücksichtigung der lokalen Anschlusssteifigkeit, als auch mit modifizierter Berechnung  $c_{\varphi, \text{mod}}$  wesentlich treffsicherere Ergebnisse erzielt werden. Im direkten Vergleich der beiden Varianten kann festgehalten werden, dass in Summe die Berechnungen mit lokaler Steifigkeit  $c_{\varphi, \text{lokal}}$  zwar näher an die Ergebnisse der FEM-Berechnungen herankommen, die maximale Tragfähigkeit jedoch besonders bei Profilen mit hoher Schlankheit oft überschätzt wird und somit unsichere Ergebnisse erzielt werden. Dieser Sachverhalt ist wiederum bei Berechnungen mit modifizierter Steifigkeit  $c_{\varphi, \text{mod}}$  nicht zu beobachten. Die Ergebnisse hier liegen beinahe durchgehend auf der konservativen Seite.

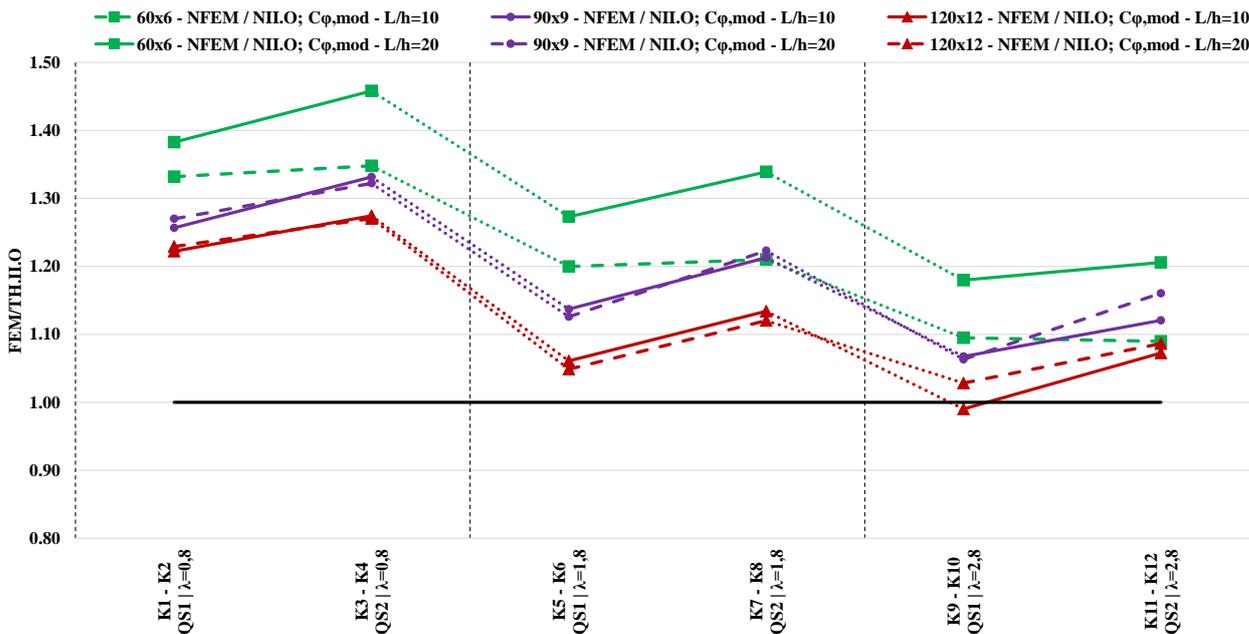


Abbildung 2.13: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 2a, modifizierte Steifigkeit,  $C_{\phi,mod}$

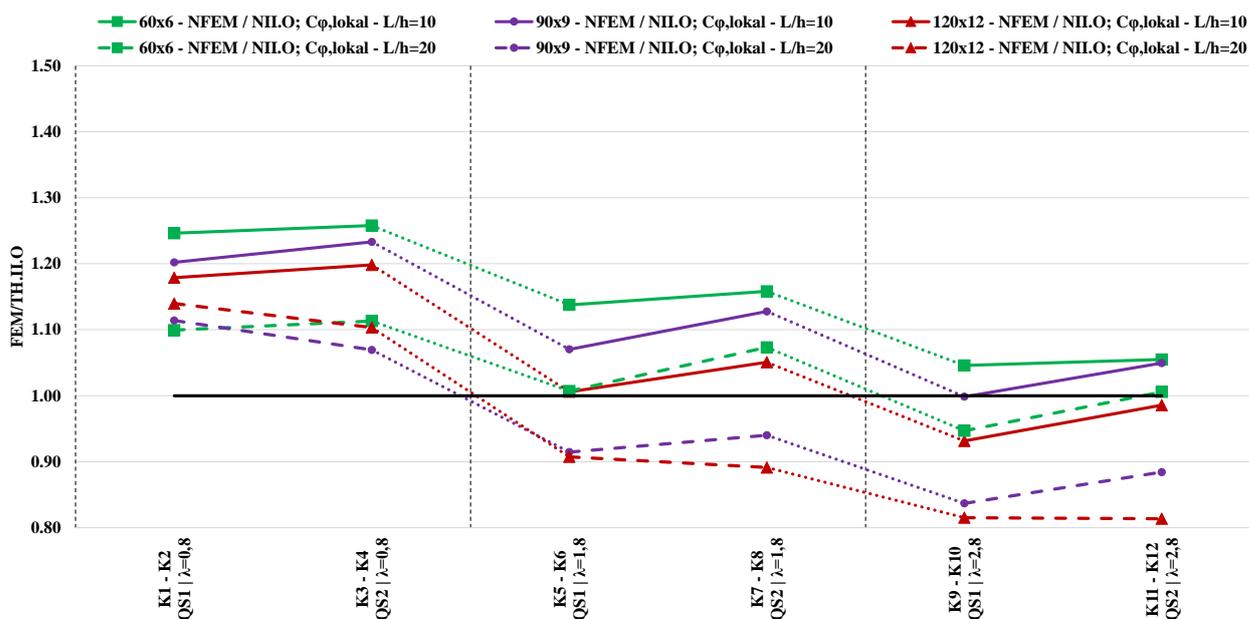


Abbildung 2.14: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 2a, lokale Steifigkeit,  $C_{\phi,lokal}$



## 3

### 3. Traglastergebnisse für Detail 2b

#### 3.1. Systembeschreibung

Bei Detail 2b handelt es sich um ein Winkelprofil, welches im Anschlusspunkt unter einem Montagewinkel von 45 Grad an den I-Träger angeschlossen wird (siehe Abbildung 1.2). Es wurden wiederum 12 Konfigurationen untersucht, welche sich im Querschnitt des I-Trägers (Querschnitt 1≈ HEA 200; Querschnitt 2≈ HEA 800), im Verhältnis L/h des Trägers (L/h=10 bzw. L/h=20) und in der Schlankheit ( $\bar{\lambda}_{v,1}= 0,8$ ;  $\bar{\lambda}_{v,2}= 1,8$ ;  $\bar{\lambda}_{v,3} = 2,8$ ) unterschieden. In Tabelle 3.1 werden die einzelnen Konfigurationsparameter noch einmal anschaulich dargestellt.

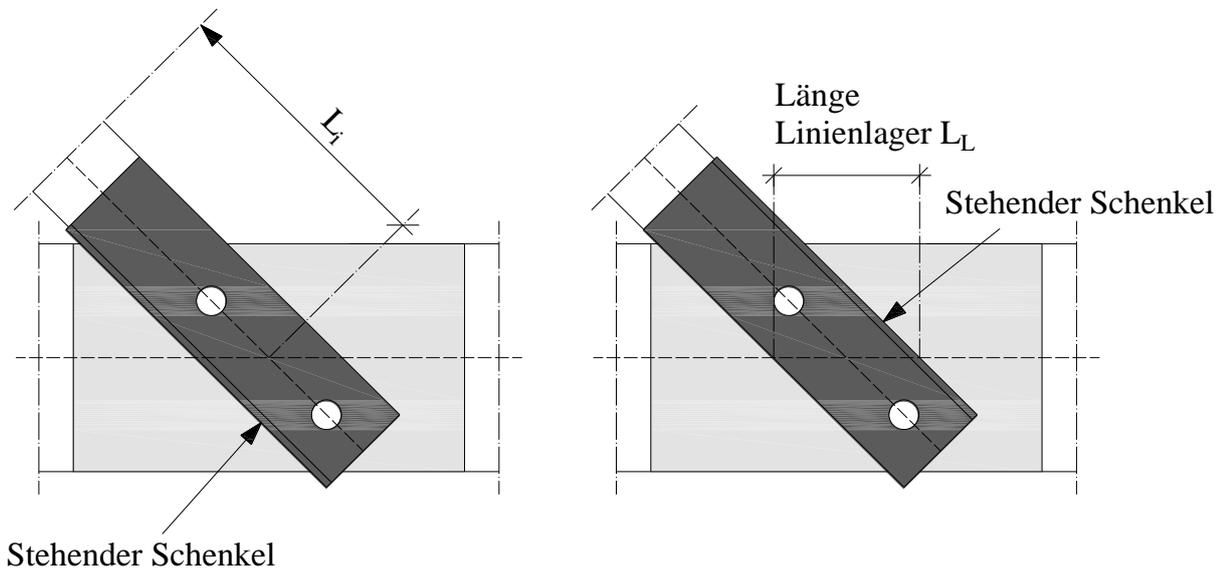
**Tabelle 3.1:** Konfigurationen für Detail 2b

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
$\bar{\lambda}_v$ [-]	0.8	0.8	0.8	0.8	1.8	1.8	1.8	1.8	2.8	2.8	2.8	2.8
QS # [-]	QS1	QS1	QS2	QS2	QS1	QS1	QS2	QS2	QS1	QS1	QS2	QS2
L/h [-]	10	20	10	20	10	20	10	20	10	20	10	20
L [mm]	2000	4000	8000	16000	2000	4000	8000	16000	2000	4000	8000	16000
h <sub>w</sub> [mm]	170	170	750	750	170	170	750	750	170	170	750	750
t <sub>r</sub> [mm]	15	15	25	25	15	15	25	25	15	15	25	25
b <sub>r</sub> [mm]	200	200	300	300	200	200	300	300	200	200	300	300
t <sub>w</sub> [mm]	10	10	15	15	10	10	15	15	10	10	15	15
L <sub>i, 60x6</sub> [mm]	879	879	879	879	1978	1978	1978	1978	3076	3076	3076	3076
L <sub>i, 90x9</sub> [mm]	1322	1322	1322	1322	2975	2975	2975	2975	4627	4627	4627	4627
L <sub>i, 120x12</sub> [mm]	1765	1765	1765	1765	3972	3972	3972	3972	6179	6179	6179	6179

### 3. Detail 2b

---

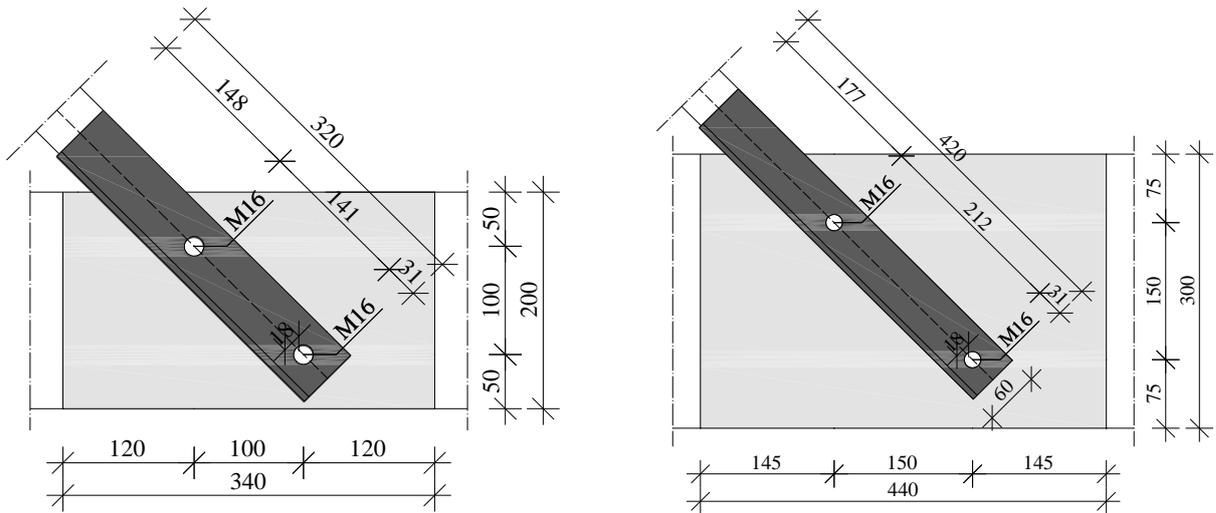
Zusätzlich wurde untersucht, ob sich Änderungen in den Ergebnissen ergeben, wenn der Winkel, wie in Abbildung 3.1 dargestellt, gespiegelt angeschlossen wird.



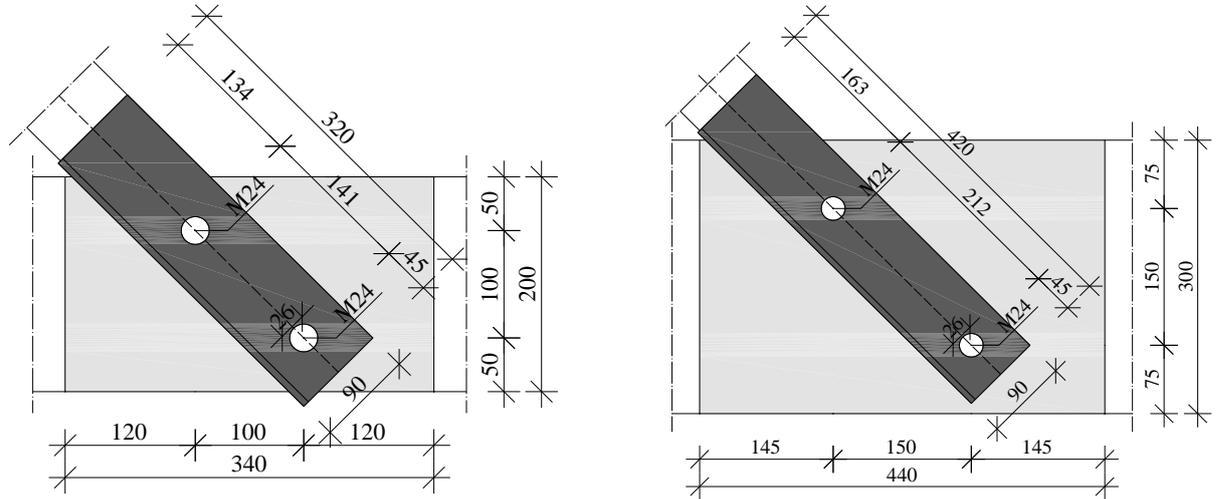
**Abbildung 3.1:** Anschluss Schwerpunkt außen (links) bzw. Schwerpunkt innen (rechts)

Die Untersuchungen ergaben, dass bei einem Winkelanschluss mit Schwerpunkt außen geringfügig kleinere maximale Traglasten entstehen und somit dieser Fall als konservativer angesehen werden kann. Somit wurde die weitere Berechnung mit der Variante Schwerpunkt außen, wie in Abbildung 3.1 dargestellt, durchgeführt.

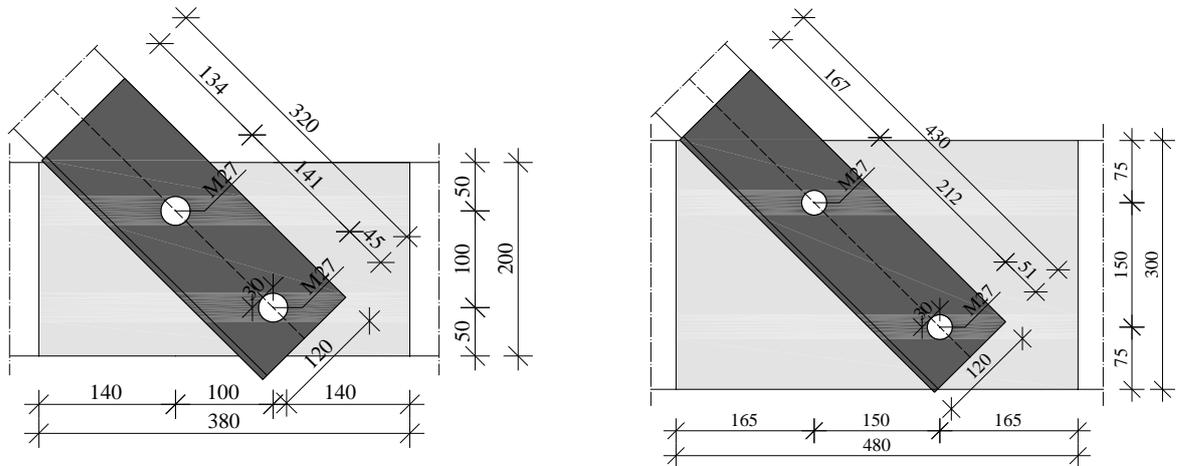
In Abbildung 3.2 werden die Abmessungen der einzelnen Konfigurationen für Detail 2b dargestellt, wobei hier als hellgrauer Bereich der mit Solidelementen modellierte Bereich des Obergurtes abgebildet ist.



Abmessungen für Winkelprofil 60x6 mit Querschnitt 1 (links) bzw. mit Querschnitt 2 (rechts)



Abmessungen für Winkelprofil 90x9 mit Querschnitt 1 (links) bzw. mit Querschnitt 2 (rechts)



Abmessungen für Winkelprofil 120x12 mit Querschnitt 1 (links) bzw. mit Querschnitt 2 (rechts)

**Abbildung 3.2:** Systemabmessungen für Detail 2b im Anschlussbereich

### 3.1.1. System in der FEM-Berechnung

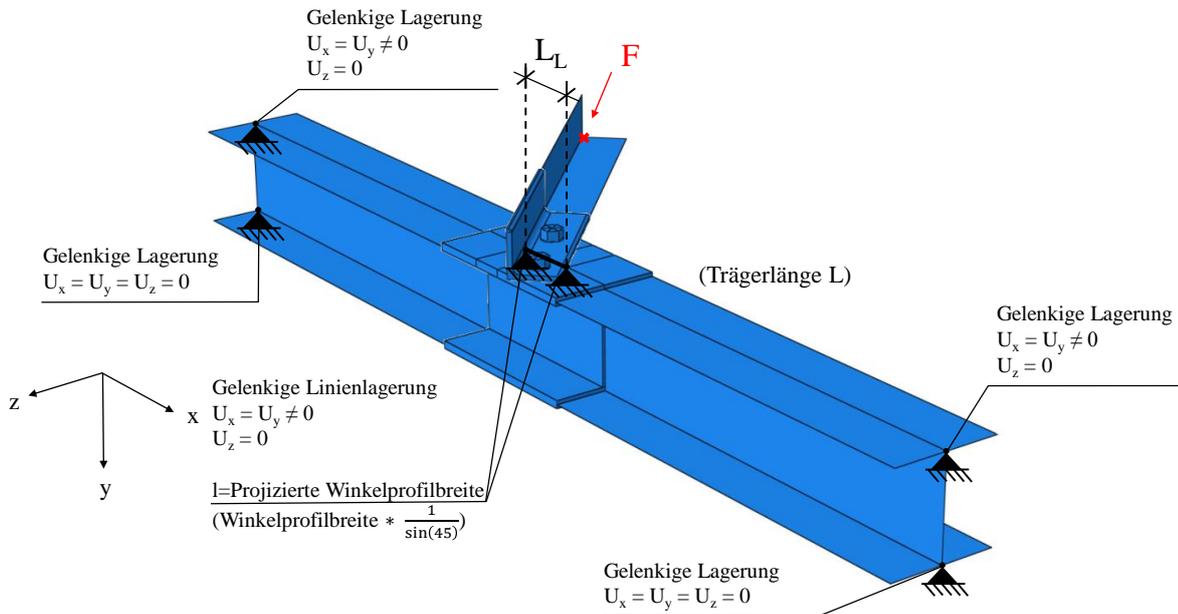


Abbildung 3.3: Modell von Detail 2b für die FEM-Berechnung

Der I-Träger wurde, wie in Abbildung 3.3 ersichtlich mit Schalenelementen modelliert und nur im direkten Anschlussbereich mit Solidelementen erstellt, um ein möglichst recheneffizientes Modell zu erhalten. Das Winkelprofil wurde mit zwei vorgespannten Schrauben mittig am Obergurt befestigt. (siehe Abbildung 3.2) Auch hier wurde das Winkelprofil nur im unmittelbaren Bereich des Anschlusses mit Volumenelementen modelliert und die restliche Winkellänge mit Schalenelementen ausgeführt.

Jeweils am Trägerende wurde eine Gabellagerung angebracht, um eine gelenkige Lagerung um die y-y Achse sowie um die z-z Achse zu gewährleisten. Da sich das System um die halbe Systemlänge des Winkelprofils spiegelt, wurde in diesem Punkt ein Symmetrielager angebracht. Zusätzlich wurde im Kontaktbereich zwischen Obergurt und Winkelprofil mittig ein horizontal unverschiebliches Linienlager eingefügt, um Verschiebungen des Obergurtes zu verhindern.

Die einwirkende Knicklast wurde im Schnittpunkt der Winkelschenkel angesetzt.

### 3.1.2. System in der Stabstatikberechnung

Das Stabstatikmodell wurde weitestgehend aus Detail 2a übernommen. Das Winkelprofil wurde mit der Länge der jeweiligen Konfiguration  $L_i$  modelliert (siehe Gl. (1.2)). Außerdem wurden Imperfektionen in der Höhe von  $e_0 = L_i/300$ , sowie eine Exzentrizität  $e_y$  an beiden Enden berücksichtigt. Abbildung 3.4 zeigt das Modell aus der Stabstatikanalyse.

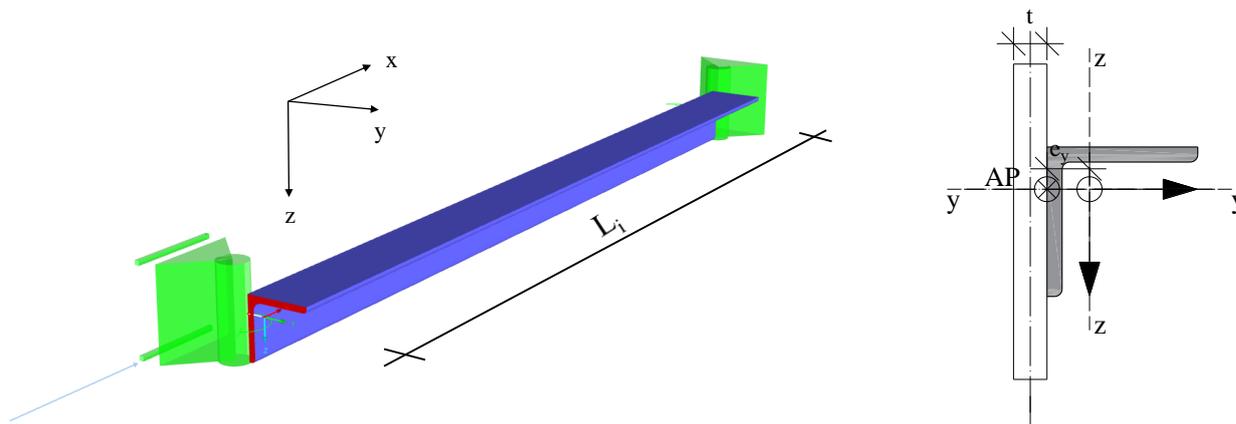


Abbildung 3.4: Modell von Detail 2b für die Stabstatikberechnungen

## 3.2. Voruntersuchungen zu Detail 2b

Es wird wieder mit der Analyse des Winkels mit den Abmessungen 90x9 begonnen, da dieser im baupraktischen Einsatz die häufigste Anwendung findet.

### 3.2.1. Berechnung der Federsteifigkeiten nach Harringer

Für das Detail 2b wurden dieselben Überlegungen wie für Detail 2a angestellt. Auch hier würde es ohne horizontale Halterung des I-Trägers zu unrealistisch großen Verformungen kommen. Infolgedessen wird auch hier der Obergurt gegen horizontales Ausweichen gehalten. Wie bereits in Kapitel 2.2 geschildert, wird somit der in [6] beschriebene globale Effekt weitestgehend verhindert, womit aus der Anschlussebene nur die lokale Steifigkeit mit einbezogen werden kann. Die Steifigkeit in der Anschlussebene kann auch hier als ausreichend hoch angesehen werden, um von einer vollen Einspannung ausgehen zu können.

Die Formel für die lokale Federsteifigkeit  $c_{\varphi, \text{lokal}}$  ist aus [6] zu entnehmen und lässt sich wie folgt berechnen (Anm.: doppelte Federsteifigkeit, gegenüber Detail 2a, da  $l_{\text{eff}}$  doppelt so groß – Erläuterung siehe Abschnitt 3.2.2):

$$c_{\varphi, \text{lokal}} = \frac{1}{\varphi} = \frac{1}{\frac{\int_0^{h_w} M * \bar{M} dx}{EI_w}} \quad (3.1)$$

$$c_{\varphi, \text{lokal}} = \frac{3EI_w}{h_w}$$

mit  $I_w = \frac{l_{\text{eff}} * t_w^3}{12}$  bzw.  $l_{\text{eff}} = 2 * \frac{2,05 * h_w^{0,5} * t_f^{1,25} * b_f^{0,5}}{t_w^{1,25}}$

### 3.2.2. Berechnung der Federsteifigkeiten - modifiziert

Für die modifizierte Federsteifigkeit wird derselbe Ansatz wie in Kapitel 2.2 herangezogen. In [6] konnte anhand von Parameterstudien gezeigt werden, dass die Verdrehung des Anschlusswinkels eine Verringerung des Torsionsmomentes um den Faktor 0,7 zur Folge hat. Der restliche Anteil des Momentes wird als Biegemoment über den Steg des I-Trägers abgetragen. Im Vergleich zu Gl. (2.3) bewirkt dieses Verhalten eine Steifigkeitszunahme um den Faktor 2, welcher, wie in (3.2) ersichtlich, in der effektiven Länge  $l_{eff}$  berücksichtigt wurde.

Die Anschlusssteifigkeit lässt sich nachfolgend bestimmen zu:

$$C_{\varphi,mod} = \frac{1}{\frac{h_w}{3EI_w} + \frac{L^3}{48h_w^2EI_f}} \quad (3.2)$$

mit  $I_w = \frac{l_{eff} \cdot t_w^3}{12}$ ;  $I_f = \frac{t_f \cdot b_f^3}{12}$

bzw.

$$l_{eff} = 2 * \frac{2,05 * h_w^{0,5} * t_f^{1,25} * b_f^{0,5}}{t_w^{1,25}}$$

### 3.3. Ergebnisse – Detail 2b, Winkel 90x9

#### 3.3.1. Ergebnisse der FEM-Berechnung

**Tabelle 3.2:** Ergebnisse der FEM-Berechnung – Detail 2b, Winkel 90x9

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
Profil [-]	L 90x9											
M [-]	M 24											
$N_{cr}$ [kN]	1221.1	1077.4	1407.8	1258.0	404.9	330.0	490.0	244.9	176.6	151.7	199.6	108.9
$N_{FEM}$ [kN]	244.0	220.1	289.3	248.8	165.3	140.6	189.4	165.3	98.6	84.0	109.3	99.1
$N_{pl,90x9}$ [kN]	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3

In Tabelle 3.2 sind die Ergebnisse aus der FEM-Berechnung ersichtlich.  $N_{cr}$  zeigt hierbei die kritische Knicklast der Konfiguration, welche mittels LBA (Lineare Beulanalyse) ermittelt wurde sowie  $N_{FEM}$ , welche durch eine GMNIA-Berechnung ermittelt wurde, und die maximale Traglast des Systems darstellt. In der zweiten Zeile der Tabelle wird weiters der verwendete Schraubentyp M angegeben. Außerdem wird zur Überprüfung der Ergebnisse die plastische Normalkrafttragfähigkeit angeführt.

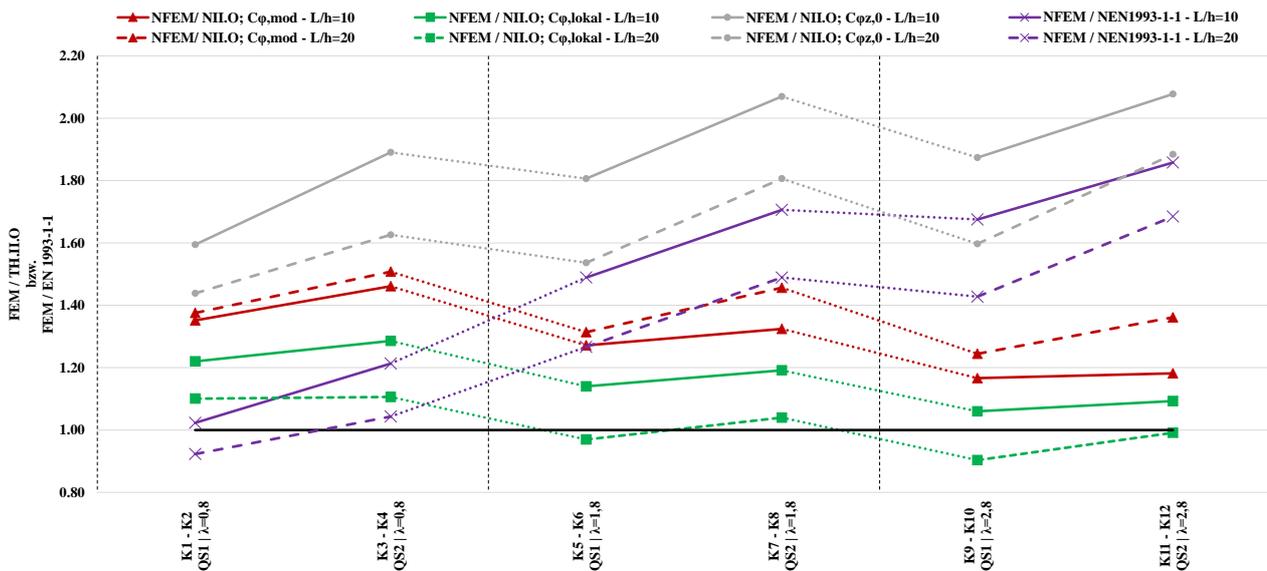
#### 3.3.2. Ergebnisse der Stabstatikberechnung

In Tabelle 3.3 sind die Federsteifigkeiten zu finden, welche zum einen mit den Formeln mit den lokalen Effekten aus [6] bzw. Gl. (3.1) und zum anderen mit dem modifizierten Formelansatz, welcher aus Formel (3.2) zu entnehmen ist, berechnet wurden. Weiters sind hier die in drei unterschiedlichen Analysen ermittelten Ergebnisse aus der Stabstatikberechnung angeführt. Zunächst wurde nur die lokale Steifigkeitsfeder  $c_{\phi, \text{lokal}}$  am System angesetzt. In einem weiteren Schritt wurde diese durch die modifizierte Steifigkeitsfeder  $c_{\phi, \text{mod}}$  ersetzt. Zum Schluss wurde die maximale Tragfähigkeit der Konfiguration noch bei einem, aus der Ebene, gelenkigen Anschluss ermittelt.

**Tabelle 3.3:** Ergebnisse der Stabstatikberechnungen – Detail 2b, Winkel 90x9

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
Profil [-]	L 90x9											
$l_{eff}$ [mm]	1255	1255	3683	3683	1255	1255	3683	3683	1255	1255	3683	3683
$k_r$ [N/mm]	12600	1575	1107	138	12600	1575	1107	138	12600	1575	1107	138
$C_{\phi, lokal}$ [kNm/rad]	388	388	870	870	388	388	870	870	388	388	870	870
$C_{\phi, mod}$ [kNm/rad]	188	41	363	71	188	41	363	71	188	41	363	71
$N_{IIO} C_{\phi, lokal}$ [kN]	200.0	200.0	225.0	225.0	145.0	145.0	159.0	159.0	93.0	93.0	100.0	100.0
$N_{IIO} C_{\phi, mod}$ [kN]	180.5	160.0	198.0	165.5	130.0	107.0	143.0	113.5	84.5	67.5	92.5	72.8
$N_{IIO} C_{\phi z, 0}$ [kN]	153.4	153.4	153.4	153.4	91.5	91.5	91.5	91.5	52.6	52.6	52.6	52.6

### 3.3.3. Vergleich und Interpretation der FEM-Berechnungen mit den Stabstatikergebnissen – Winkel 90x9



**Abbildung 3.5:** Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 2b, Winkel 90x9

**Tabelle 3.4:** Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 2b, Winkel 90x9

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
$N_{FEM} / N_{IIO} C_{\phi, lokal}$ [-]	1.22	1.10	1.29	1.11	1.14	0.97	1.19	1.04	1.06	0.90	1.09	0.99
$N_{FEM} / N_{IIO} C_{\phi, mod}$ [-]	1.35	1.38	1.46	1.51	1.27	1.31	1.32	1.46	1.17	1.24	1.18	1.36
$N_{FEM} / N_{IIO} C_{\phi z, 0}$ [-]	1.59	1.44	1.89	1.63	1.81	1.54	2.07	1.81	1.87	1.60	2.08	1.88
$N_{FEM} / N_{EN1993-1-1}$ [-]	1.02	0.92	1.21	1.04	1.49	1.27	1.71	1.49	1.68	1.43	1.86	1.68

In Abbildung 3.5 werden die Ergebnisse der FEM-Berechnung mit den erhaltenen Werten aus der Stabstatikanalyse im Verhältnis dargestellt. Der grafische Aufbau des Diagrammes entspricht dem in Abbildung 2.10.

In Abbildung 3.5 ist ersichtlich, dass die Ergebnisse weitestgehend den Verläufen für Detail 2a, Winkel 90x9 ähnlich sind. Erkennbare Unterschiede gibt es jedoch bei den modifizierten Konfigurationen (rote Linien), welche sich nur durch den Parameter Länge-zu-Höhe unterscheiden. Diese sind nun nicht mehr annähernd deckungsgleich. In [6] wird in Parameterstudien aufgezeigt, dass ein Anschluss des Winkelprofils in einem Winkel von 45 Grad zur Folge hat, dass sich die Gesamtsteifigkeit des Anschlusses um den Faktor 2 erhöht. Dies führt dazu, dass der nun noch steifere Anschluss Verformungen des Untergurtes noch weniger zulässt. Dieses Verhalten wird durch die analytischen Berechnungen offensichtlich nicht vollkommen genau erfasst, womit sich die Abweichungen erklären lassen.

Jedoch wird dieses Tragverhalten auch mit Berechnungen unter Berücksichtigung der lokalen Steifigkeiten (grüne Linien) nicht vollkommen richtig erfasst, was an den Abweichungen der grünen Linien zueinander erkennbar ist. Hier kommt noch nachteilig hinzu, dass bei Konfigurationen mit einem höheren L/h Verhältnis die Anschlusssteifigkeit ab einer Schlankheit von 1,8 tendenziell als zu hoch ermittelt wurde, was die Berechnung von unsicheren Werten zur Folge hat.

Wird nun der Blick auf den Ergebnisverlauf der Normenkurve nach EN 1993-1-1 unter Berücksichtigung der modifizierten Schlankheit  $\bar{\lambda}_{mod}$  (lila Kurven) gerichtet, so zeigt sich, dass die Differenz zur ermittelten Traglast in der FEM-Berechnung mit zunehmender Schlankheit abnimmt. Der positive Effekt der Endeinspannung, welcher mit zunehmender Schlankheit ansteigt, kann hier nicht vollkommen genau abgebildet werden.

Auch für Detail 2b, Winkel 90x9 lässt sich anhand von Abbildung 3.5 das Potential der Anschlusssteifigkeiten erkennen. Während Berechnungen ohne Anschlusssteifigkeiten ( $c_{\varphi,z}=0$ ;  $c_{\varphi,y}=\infty$ ) die maximale Traglast um bis zu 108% unterschätzen (Tabelle 3.4, Konfiguration 11), fallen diese Abweichungen bei Berechnungen mit Einspannung und mit  $c_{\varphi,mod}$  51% (Konfiguration 4) wesentlich geringer aus.

## 3.4. Ergebnisse – Detail 2b, Winkel 60x6

### 3.4.1. Ergebnisse der FEM-Berechnung

**Tabelle 3.5:** Ergebnisse der FEM-Berechnung – Detail 2b, Winkel 60x6

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
Profil [-]	L 60x6											
M [-]	M 16											
$N_{cr}$ [kN]	655.2	615.7	731.3	727.2	237.2	208.5	251.8	248.0	92.8	87.1	95.7	92.2
$N_{FEM}$ [kN]	135.0	123.4	147.2	140.4	86.8	81.5	87.3	87.2	49.6	47.7	49.4	48.6
$N_{pl,60x6}$ [kN]	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4

In Tabelle 3.5 werden  $N_{cr}$ ,  $N_{FEM}$  und  $N_{pl}$ , sowie der für die Verbindung verwendete Schraubentyp M, für das Detail 2a, Winkel 60x6 abgebildet.

### 3.4.2. Ergebnisse der Stabstatikberechnung

**Tabelle 3.6:** Ergebnisse der Stabstatikberechnungen – Detail 2b, Winkel 60x6

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
Profil [-]	L 60x6											
$l_{eff}$ [mm]	1255	1255	3683	3683	1255	1255	3683	3683	1255	1255	3683	3683
$k_r$ [N/mm]	12600	1575	1107	138	12600	1575	1107	138	12600	1575	1107	138
$c_{\phi, lokal}$ [kNm/rad]	388	388	870	870	388	388	870	870	388	388	870	870
$c_{\phi, mod}$ [kNm/rad]	188	41	363	71	188	41	363	71	188	41	363	71
$N_{II.O C_{\phi, lokal}}$ [kN]	106.0	106.0	113.0	113.0	74.0	74.0	77.2	77.2	46.6	46.6	48.0	48.0
$N_{II.O C_{\phi, mod}}$ [kN]	96.0	77.0	105.0	83.0	69.0	55.5	73.5	60.5	44.4	36.3	46.6	39.6
$N_{II.O C_{\phi, 0}}$ [kN]	67.5	67.5	67.5	67.5	40.2	40.2	40.2	40.2	23.4	23.4	23.4	23.4

Tabelle 3.6 zeigt für Detail 2b – Winkel 60x6 neben den errechneten Federsteifigkeiten  $c_{\phi, lokal}$  und  $c_{\phi, mod}$  auch die ermittelten maximalen Traglasten  $N_{II.O C_{\phi, lokal}}$ ,  $N_{II.O C_{\phi, mod}}$  und  $N_{II.O C_{\phi, 0}}$ .

### 3.4.3. Vergleich und Interpretation der FEM-Berechnungen mit den Stabstatikergebnissen – Winkel 60x6

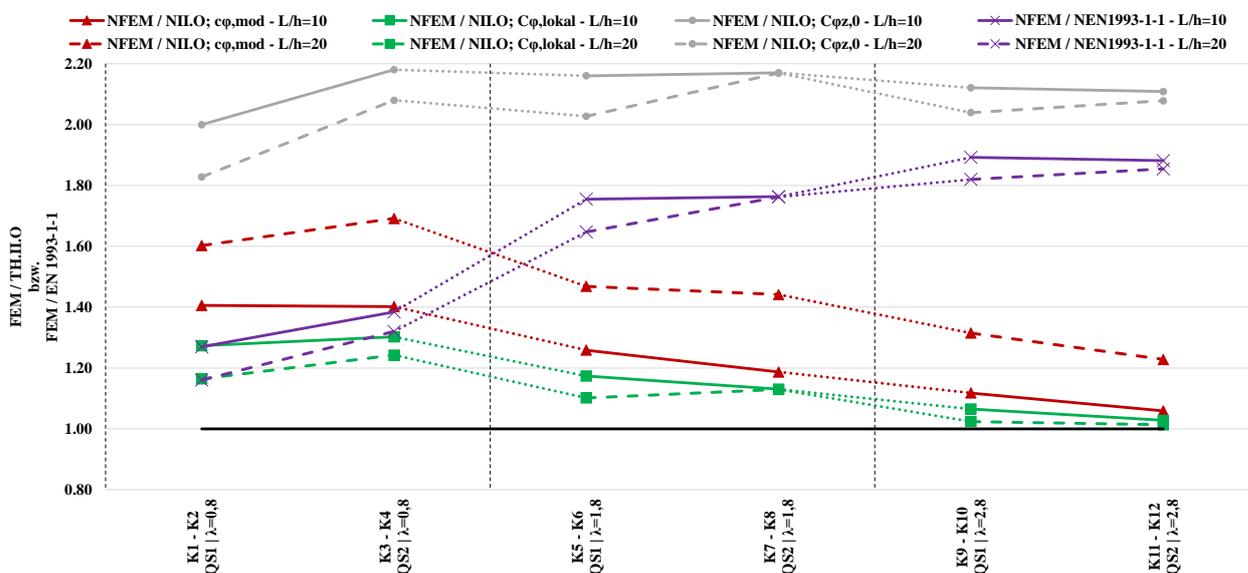


Abbildung 3.6: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 2b, Winkel 60x6

Tabelle 3.7: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 2b, Winkel 60x6

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
$N_{FEM} / N_{ILO} c_{\phi,lokal} [-]$	1.27	1.16	1.30	1.24	1.17	1.10	1.13	1.13	1.07	1.02	1.03	1.01
$N_{FEM} / N_{ILO} c_{\phi,mod} [-]$	1.41	1.60	1.40	1.69	1.26	1.47	1.19	1.44	1.12	1.31	1.06	1.23
$N_{FEM} / N_{ILO} c_{\phi,z,0} [-]$	2.00	1.83	2.18	2.08	2.16	2.03	2.17	2.17	2.12	2.04	2.11	2.08
$N_{FEM} / N_{EN1993-1-1} [-]$	1.27	1.16	1.38	1.32	1.75	1.65	1.76	1.76	1.89	1.82	1.88	1.85

Wie auch in Abbildung 3.6 zu erkennen ist, liefert die modifizierte Berechnungsmethode für kleinere Winkel ungenauere Ergebnisse als unter Berücksichtigung der lokalen Anschlusssteifigkeit. Die Ursachen für diese Abweichungen sind dieselben wie bereits in Kapitel 3.3 dargestellt und lassen sich auf die Berücksichtigung der Untergurtsteifigkeit zurückführen. Berechnungen mit lokalen Steifigkeiten bilden hier die FEM-Ergebnisse wesentlich besser ab. Ergebnisse aus Berechnungen mit lokaler Steifigkeit (grüne Linie) liefern hier wesentlich zutreffendere Ergebnisse.

Es ist erkennbar, dass die maximale Tragfähigkeit besonders bei kleineren Winkelprofilen erheblich unterschätzt wird, wenn die Anschlusssteifigkeit nicht berücksichtigt wird. Für den rein gelenkigen Fall sind Abweichungen von bis zu 117% zu erkennen (vgl. Tabelle 3.7, Fall Konfiguration 7 & 8). Für Berechnungen unter Berücksichtigung der Anschlusssteifigkeit  $c_{\phi,mod}$  betragen die Abweichungen maximal 69% (Konfiguration 4). Besonders hoch fällt die Differenz hier bei Profilen mit hoher Schlankheit aus. Beispielsweise konnte die maximale rechnerische Traglast für Konfiguration 11 aufgrund der Berücksichtigung der Anschlusssteifigkeit um 105% gesteigert werden (vgl.  $c_{\phi,z,0}$  mit  $c_{\phi,mod}$ ).

## 3.5. Ergebnisse – Detail 2b, Winkel 120x12

### 3.5.1. Ergebnisse der FEM-Berechnung

**Tabelle 3.8:** Ergebnisse der FEM-Berechnung – Detail 2b, Winkel 120x12

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
Profil [-]	L 120x12											
M [-]	M 27											
$N_{cr}$ [kN]	1792.1	1630.5	2044.0	1812.1	560.6	474.5	664.6	542.7	258.5	218.6	296.2	250.3
$N_{FEM}$ [kN]	367.5	350.0	429.5	380.5	234.2	205.5	283.9	236.6	142.0	120.6	170.6	141.7
$N_{pl,120x12}$ [kN]	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3

Tabelle 3.8 zeigt die mittels ABAQUS [1] berechneten maximalen Traglasten  $N_{cr}$ ,  $N_{FEM}$  und  $N_{pl}$ , sowie der für die Verbindung verwendete Schraubentyp M, für alle Konfigurationen von Detail 2a, Winkel 60x6.

### 3.5.2. Ergebnisse der Stabstatikberechnung

**Tabelle 3.9:** Ergebnisse der Stabstatikberechnungen – Detail 2b, Winkel 120x12

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
Profil [-]	L 120x12											
$l_{eff}$ [mm]	1255	1255	3683	3683	1255	1255	3683	3683	1255	1255	3683	3683
$k_r$ [N/mm]	12600	1575	1107	138	12600	1575	1107	138	12600	1575	1107	138
$c_{\phi, lokal}$ [kNm/rad]	388	388	870	870	388	388	870	870	388	388	870	870
$c_{\phi, mod}$ [kNm/rad]	188	41	363	71	188	41	363	71	188	41	363	71
$N_{II,0 C_{\phi, lokal}}$ [kN]	314.0	314.0	350.0	350.0	224.0	224.0	252.0	252.0	144.0	144.0	161.0	161.0
$N_{II,0 C_{\phi, mod}}$ [kN]	293.0	275.0	313.0	280.0	203.0	176.3	222.0	184.0	129.0	109.5	142.5	111.5
$N_{II,0 C_{\phi z,0}}$ [kN]	268.0	268.0	268.0	268.0	161.0	161.0	161.0	161.0	93.0	93.0	93.0	93.0

Tabelle 3.9 zeigt die nach Formel (3.1) und Formel (3.2) ermittelten Federsteifigkeiten sowie die sich daraus ergebenden maximalen Traglasten.

### 3.5.3. Vergleich und Interpretation der FEM-Berechnungen mit den Stabstatikergebnissen – 120x12

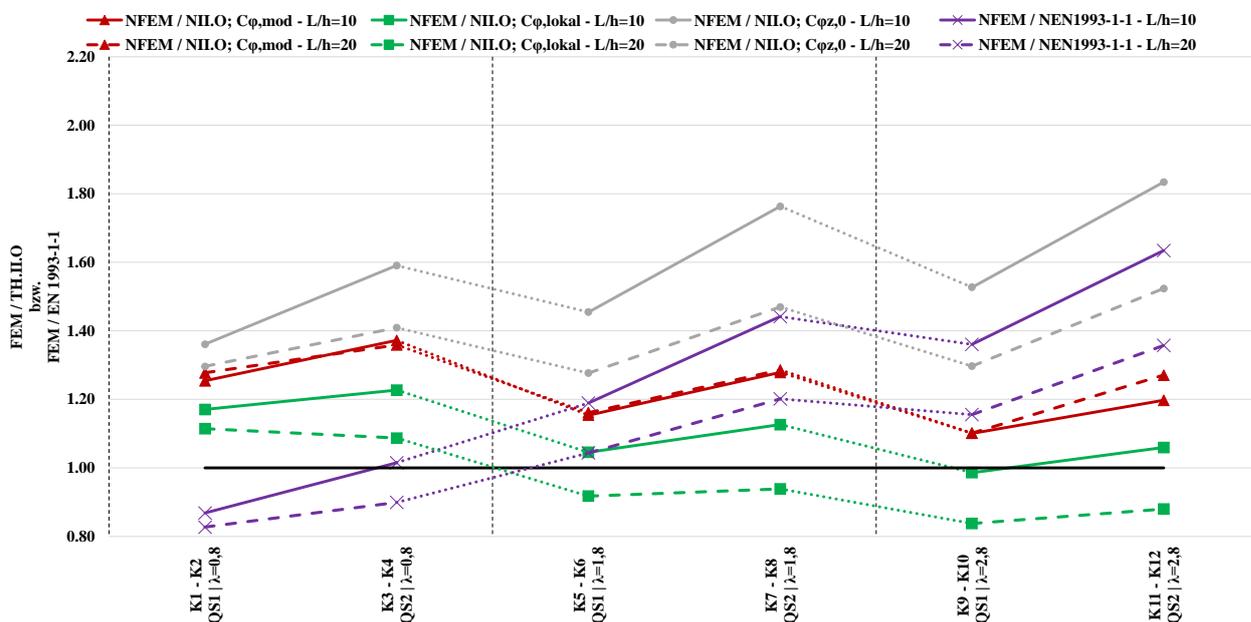


Abbildung 3.7: Verhältnis FEM/ TH.IIO - Detail 2b, Winkel 120x12

Tabelle 3.10: Verhältnis FEM/ TH.IIO - Detail 2b, Winkel 120x12

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
$N_{FEM} / N_{IIO} C_{\phi,lokal} [-]$	1.17	1.11	1.23	1.09	1.05	0.92	1.13	0.94	0.99	0.84	1.06	0.88
$N_{FEM} / N_{IIO} C_{\phi,mod} [-]$	1.25	1.27	1.37	1.36	1.15	1.17	1.28	1.29	1.10	1.10	1.20	1.27
$N_{FEM} / N_{IIO} C_{\phi,z,0} [-]$	1.36	1.30	1.59	1.41	1.45	1.28	1.76	1.47	1.53	1.30	1.83	1.52
$N_{FEM} / N_{EN1993-1-1} [-]$	0.87	0.83	1.02	0.90	1.19	1.04	1.44	1.20	1.36	1.16	1.63	1.36

In Abbildung 3.7 werden die Ergebnisse der FEM-Berechnung mit den Resultaten der Stabstatikanalyse im Verhältnis dargestellt.

Auch hier werden die zuvor gewonnenen Erkenntnisse bestätigt und zeigen, dass die modifizierte Formel immer mehr Gültigkeit gewinnt, je größer das anschließende Winkelprofil ist. Die Berechnungen mit modifizierter Anschlusssteifigkeit ergeben besonders für höhere Schlankheiten akzeptable Ergebnisse. Die Analysen mittels lokaler Steifigkeit führen hingegen häufig zu unsicheren Traglasten, welche über denen der FEM-Berechnung liegen.

Die maximale Abweichung der Traglast zwischen Stabstatik- und FEM-Berechnungen liegen für den rein gelenkigen Fall bei 83% (Tabelle 3.10, Fall Konfiguration 11), für Berechnungen mit Anschlusssteifigkeit  $c_{\phi,mod}$  bei maximal 37% (Konfiguration 3).

## 3.6. Abschließende Interpretation der Ergebnisse für Detail 2b

Abbildung 3.8 fasst die Traglastergebnisse aller Berechnungen für Detail 2b mit modifizierter Anschlusssteifigkeit  $c_{\varphi,mod}$  zusammen. In Abbildung 3.9 sind die Traglastergebnisse für Berechnungen mit lokaler Steifigkeit  $c_{\varphi,lokal}$  zusammengefasst.

Dabei stellen die grünen Linien mit quadratischer Markierung die Ergebnisse von Winkelprofilen mit den Abmessungen 60x6 dar, Linien in Lila mit runder Markierung zeigen Ergebnisse für Querschnitte mit Abmessung 90x9 sowie die Ergebnisse für Querschnitte 120x12 sind in Rot mit dreieckiger Markierung gehalten.

Auch hier lassen sich die Vorteile einer Berücksichtigung der Anschlusssteifigkeit, sowohl für die Berechnungsvariante mit modifizierter Anschlusssteifigkeit  $c_{\varphi,mod}$ , als auch für die Berechnung mit lokaler Anschlusssteifigkeit  $c_{\varphi,lokal}$  erkennen.

Im direkten Vergleich zwischen  $c_{\varphi,mod}$  und  $c_{\varphi,lokal}$  sind die Vorteile, welche sich durch eine Berechnung mit modifizierter Anschlusssteifigkeit ergeben, im Vergleich zu Detail 2a nun nicht mehr so klar ersichtlich. Während auf der einen Seite die modifizierten Traglastergebnisse nun weiter von den mittels FEM- berechneten Werten abweichen, halten sich auf der anderen Seite die Ergebnisse, unter Berücksichtigung von  $c_{\varphi,lokal}$ , bei welchen größere Traglasten als in den FEM-Berechnungen ergeben und somit auf der unsicheren Seite liegen, in Grenzen.

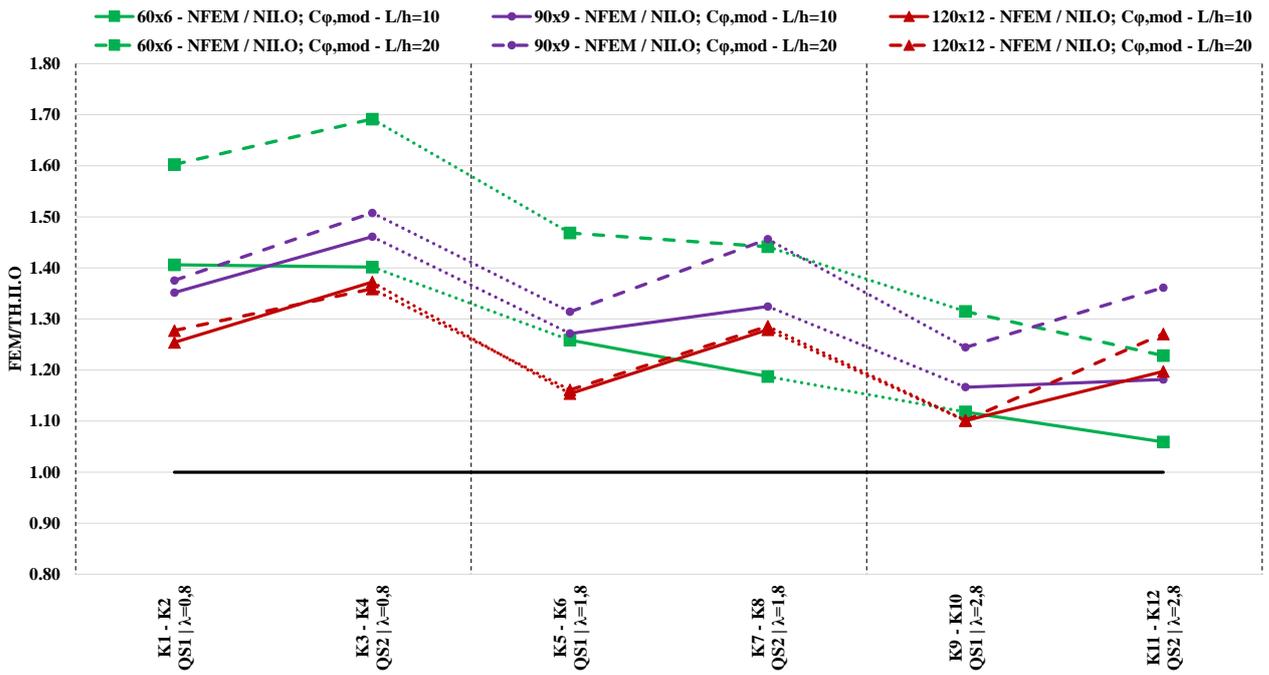


Abbildung 3.8: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 2b, modifizierte Steifigkeit,  $C_{\phi,mod}$

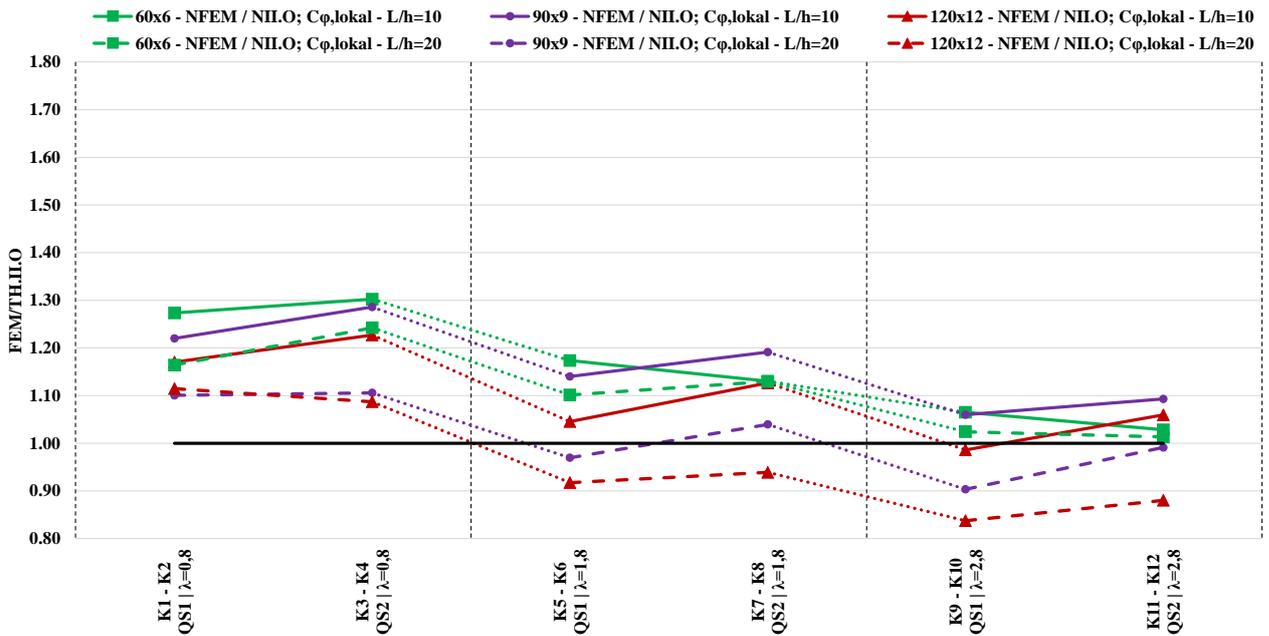


Abbildung 3.9: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 2b, lokale Steifigkeit,  $c_{\phi,lokal}$



## 4

## 4. Traglastergebnisse für Detail 3a-1

### 4.1. Systembeschreibung

Bei Detail 3a-1 befindet sich der Anschlusspunkt auf Höhe Schwerpunkt des I-Trägers. In diesem Punkt wird ein Anschlussblech an den Steg des Trägers geschweißt, an dem das Winkelprofil mit zwei vorgespannten Schrauben lotrecht zum Träger befestigt wird (siehe Abbildung 1.3). Das Anschlussdetail wird in Abbildung 4.1 dargestellt. Zusätzlich wurden im Vergleich zu den vorangegangenen Untersuchungen nun die Querschnitte der I-Träger geändert. Analysiert wurden nun Querschnitt 3 ( $\approx$  HEA 600) und Querschnitt 4 ( $\approx$  HEA 1000). Die restlichen Konfigurationsschritte wurden beibehalten. Es wurde wiederum das L/h Verhältnis des Trägers ( $L/h=10$  bzw.  $L/h=20$ ) sowie die Schlankheit ( $\bar{\lambda}_{v,1}=0,8$ ;  $\bar{\lambda}_{v,2}=1,8$ ;  $\bar{\lambda}_{v,3}=2,8$ ) geändert, womit sich auch hier 12 verschiedene Konfigurationen ergeben. In Tabelle 4.1 werden die einzelnen Konfigurationen noch einmal anschaulich dargestellt.

**Tabelle 4.1:** Konfigurationen für Detail 3a-1

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
$\bar{\lambda}_v$ [-]	0.8	0.8	0.8	0.8	1.8	1.8	1.8	1.8	2.8	2.8	2.8	2.8
QS # [-]	QS3	QS3	QS4	QS4	QS3	QS3	QS4	QS4	QS3	QS3	QS4	QS4
L/h [-]	10	20	10	20	10	20	10	20	10	20	10	20
L [mm]	6000	12000	10000	20000	6000	12000	10000	20000	6000	12000	10000	20000
$h_w$ [mm]	550	550	940	940	550	550	940	940	550	550	940	940
$t_f$ [mm]	25	25	30	30	25	25	30	30	25	25	30	30
$b_f$ [mm]	300	300	300	300	300	300	300	300	300	300	300	300
$t_w$ [mm]	15	15	15	15	15	15	15	15	15	15	15	15
$L_{i\ 60 \times 6}$ [mm]	879	879	879	879	1978	1978	1978	1978	3076	3076	3076	3076
$L_{i\ 90 \times 9}$ [mm]	1322	1322	1322	1322	2975	2975	2975	2975	4627	4627	4627	4627
$L_{i\ 120 \times 12}$ [mm]	1765	1765	1765	1765	3972	3972	3972	3972	6179	6179	6179	6179

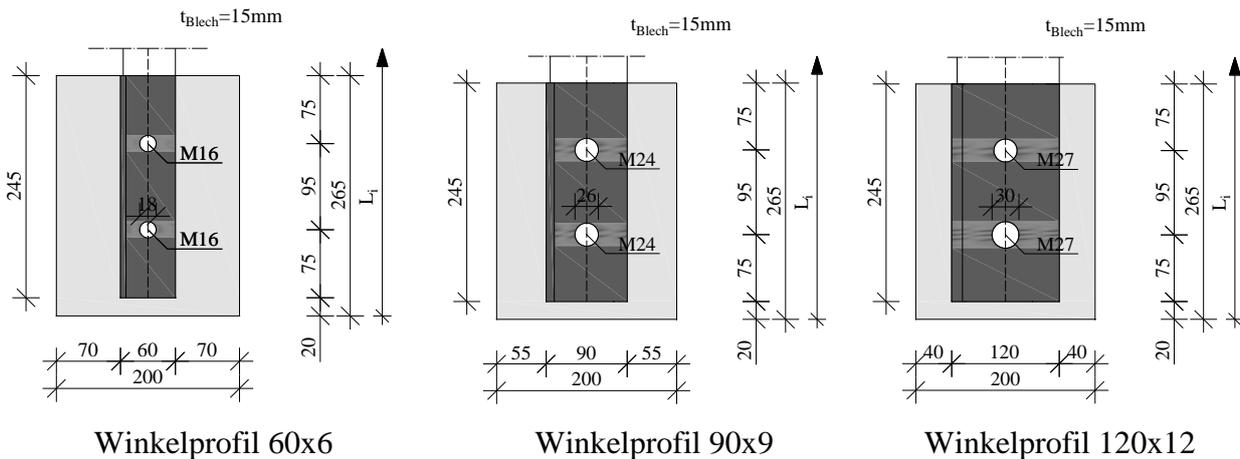


Abbildung 4.1: Systemabmessungen für Detail 3a-1 im Anschlussbereich

### 4.1.1. System in der FEM-Berechnung

Für die Modellierung von Detail 3a-1 in ABAQUS [1] wurden nun die I-Träger mit den Querschnitten 3 & 4 nach den Abmessungen aus Abbildung 4.1 erstellt. Auch hier wurde das Profil aufgrund einer effizienten Rechenperformance nur im direkten Anschlussbereich mittels Solidelementen und der restliche Bereich mit Schalenelementen erstellt. Es wurde an den beiden Enden ebenfalls eine Gabelagerung ausgeführt, womit eine Verdrehung des Trägers entlang der y-y sowie der z-z Achse ermöglicht wurde. Mittels einer gelenkigen Linienlagerung im Anschlussbereich (Länge  $l=200\text{mm}$ ) wurde das Ausweichen des Trägers entlang der z-z Achse verhindert. Im Anschlussbereich wurde in Stegmitte  $u=h_w/2$  ein Anschlussblech biegesteif angeschlossen. Die Netzfeinheit des Anschlussbleches wurde nach den Untersuchungen aus [3] ausreichend fein gewählt. Das Winkelprofil wurde mittels zweier vorgespannter Schrauben (Vorspannkraft nach Formel (1.3)) mit dem Anschlussblech lotrecht verbunden.

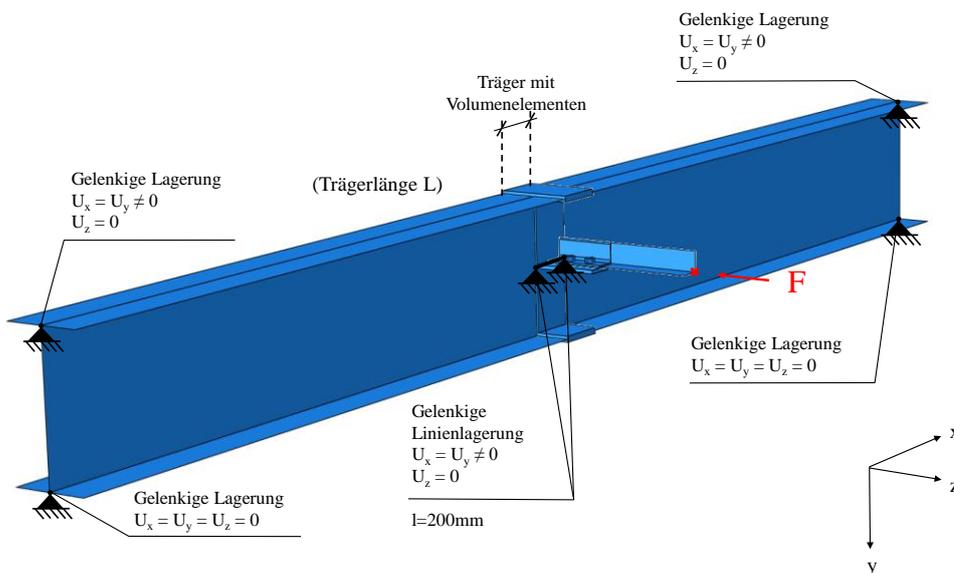
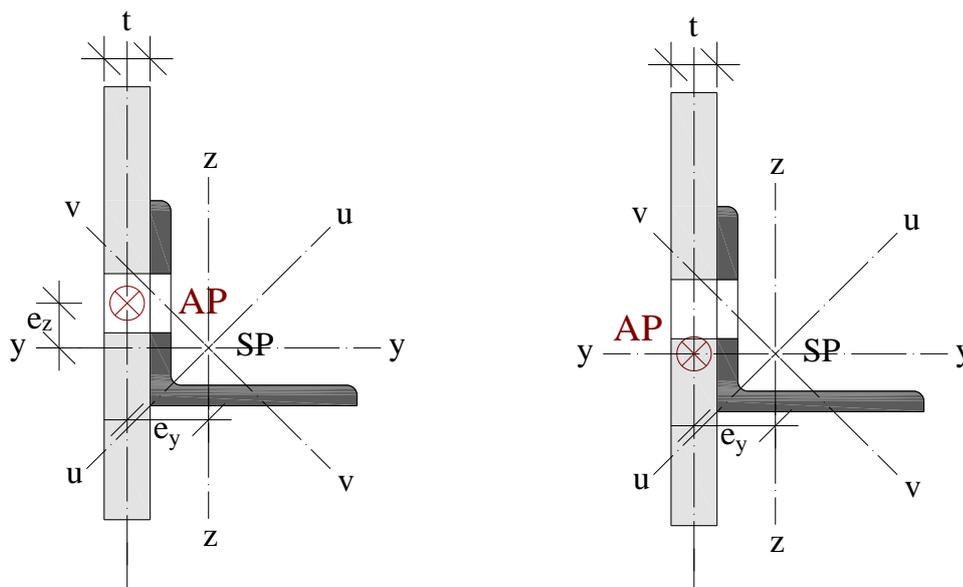


Abbildung 4.2: Modell von Detail 3a-1 für die FEM-Berechnung

### 4.1.2. System in der Stabstatikberechnung

Das Stabstatikmodell wurde weitestgehend aus Detail 2a übernommen. Die Analysen in [6] ergeben, dass die Anschlusssteifigkeit im Anschlussblech in der Anschlussebene als nicht ausreichend hoch angesehen werden kann, um von einer starren Einspannung ausgehen zu können. Aus diesem Grund wurde die feste Einspannung im Auflagerpunkt gelöst und durch eine weitere Feder ergänzt. Somit wird nun neben der Drehfeder um die  $z$ -Achse zusätzlich eine Drehfeder um die  $y$ -Achse berücksichtigt. Die Berechnung der Federsteifigkeiten lässt sich aus Kapitel 4.2 entnehmen. Das Lösen der Scharnierlagerung hat nun zur Folge, dass im Auflagerpunkt auch die Exzentrizität  $e_z$  korrekt berücksichtigt werden muss. Zusätzlich dazu wurde die Exzentrizität  $e_y$  um die halbe Anschlussblechstärke  $t/2$  nach außen verschoben (Wirkung der Lastresultierenden im Anschlussblech). Grund dafür war die Lage der horizontalen Halterung im FEM-Modell, welche sich im Schwerpunkt des Trägerquerschnitt befindet, was derselben Exzentrizität entspricht.

In Abbildung 4.3 wird der Querschnitt im Anschlussdetail dargestellt. „AP“ stellt hier den Anschlusspunkt des vertikalen Auflagers dar. Während in der linken Abbildung die Exzentrizität  $e_z$  um die  $y$ -Achse berücksichtigt wird, findet diese rechts keine Anwendung.

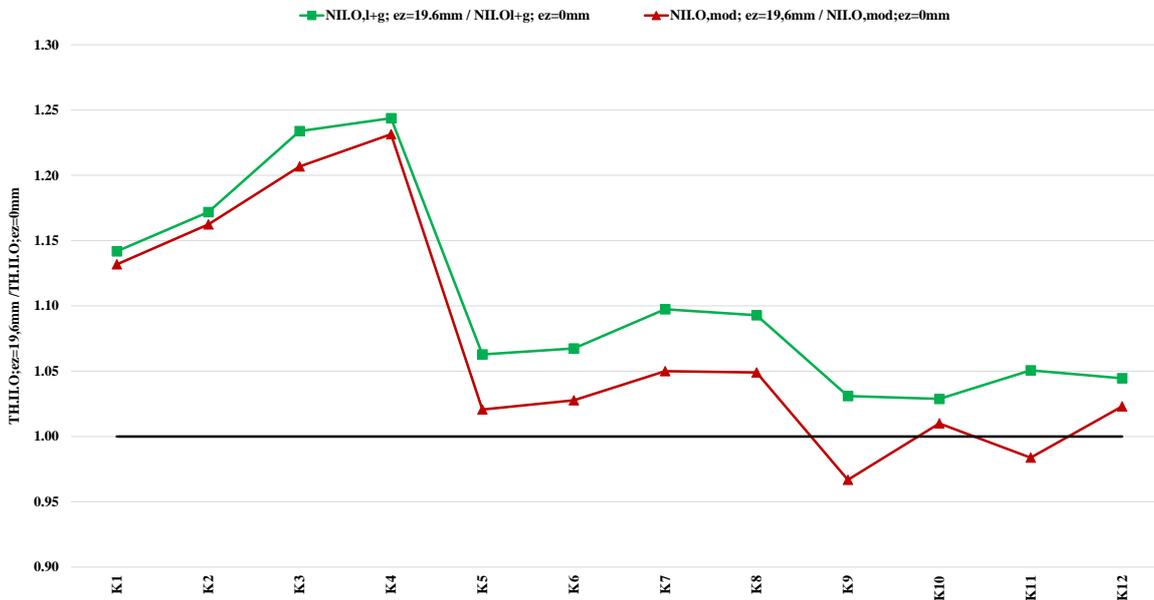


**Abbildung 4.3:** Anschlusspunkt mit und ohne Berücksichtigung der Exzentrizität  $e_z$

Wie entscheidend die Berücksichtigung der realen Exzentrizität für die Berechnungsergebnisse ist, soll in Abbildung 4.4 festgehalten werden. Hier wurden in RSTAB [2] beispielhaft für Detail 3a-1, Winkel 90x9 im ersten Schritt bei allen Konfigurationen Berechnungen unter Berücksichtigung der Exzentrizitäten  $e_y = 32,9\text{mm}$  und  $e_z = 19,6\text{mm}$  durchgeführt. Im nächsten Schritt wurde nun auf die Berücksichtigung der Exzentrizitäten  $e_z$  verzichtet und nur noch die Exzentrizitäten  $e_y$  in Rechnung gestellt.

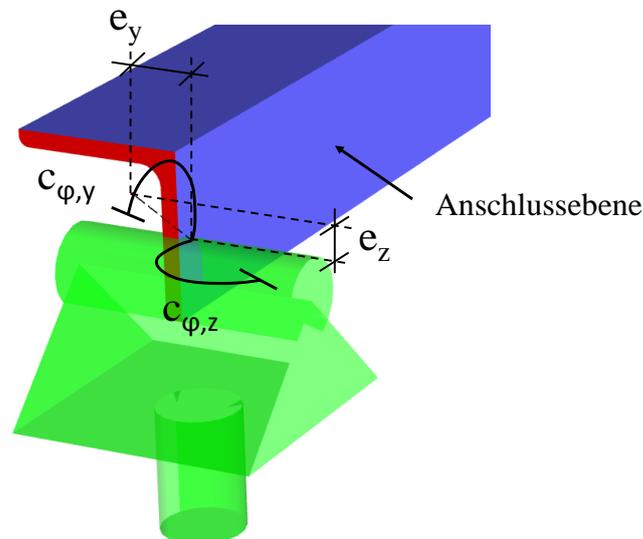
#### 4. Detail 3a-1

Wenn nun die aus beiden Annahmen ermittelten maximalen Traglasten in Vergleich gestellt werden, zeigt sich, dass die Ergebnisse um bis zu 24% voneinander abweichen und gerade bei Konfigurationen geringer Schlankheit die Ergebnisse maßgebend beeinflussen. Berechnungen mit modifizierter Steifigkeit (siehe Abschnitt 4.2.2) werden mit roter Linie, Ergebnisse unter Berücksichtigung lokaler + globaler Steifigkeit (siehe Abschnitt 4.2.1) mit grüner Linie dargestellt.



**Abbildung 4.4:** Vergleich der Ergebnisse unter Berücksichtigung und Vernachlässigung von  $e_z$

In Abbildung 4.5 sind die Exzentrizitäten sowie die angesetzten Federn anschaulich dargestellt.



**Abbildung 4.5:** Ausschnitt Auflager von Detail 3a-1 für die Stabstatikberechnungen

Für den gelenkigen Fall wurden zwei Varianten unterschieden. In den ersten Berechnungen wurden die Federn gelöst und das System am rein gelenkigen Fall ( $c_{\phi,y} = c_{\phi,z} = 0$ ), jedoch mit Exzentrizitäten, untersucht. Nach den Untersuchungen in [6] wäre diese Variante der Systemmodellierung in der

Praxis erforderlich, da weder in der Ebene noch aus der Ebene von einer ausreichend starren Lagerung ausgegangen werden kann. Die Ergebnisse werden in weiterer Folge als  $c_{\varphi yz,0}$  gekennzeichnet.

Im nächsten Schritt wurde, wie in den Berechnungen zuvor, der Anschlusspunkt um die y-Achse als starr modelliert (Scharnierlagerung;  $c_{\varphi,z} = 0$ ,  $c_{\varphi,y} = \infty$ ). Diese Vorgehensweise entspricht auch den in der Praxis gängigen Auflagerkonfigurationen.

Das Winkelprofil wurde mit der Länge der jeweiligen Konfiguration  $L_i$  modelliert. Außerdem wurden Imperfektionen in der Höhe von  $e_0 = L_i/300$  berücksichtigt.

## 4.2. Voruntersuchungen zu Detail 3a-1

Es wird wieder mit der Analyse des Winkelprofiles 90x9 begonnen.

### 4.2.1. Berechnung der Federsteifigkeiten nach Harringer

Wie bereits erläutert, liegt für Detail 3a-1 im Anschlusspunkt in der Anschlussebene keine ausreichende Steifigkeit vor, um von einer Einspannung in der Ebene ausgehen zu können. Die notwendigen Berechnungen für die Anschlusssteifigkeiten sind aus [6] zu entnehmen.

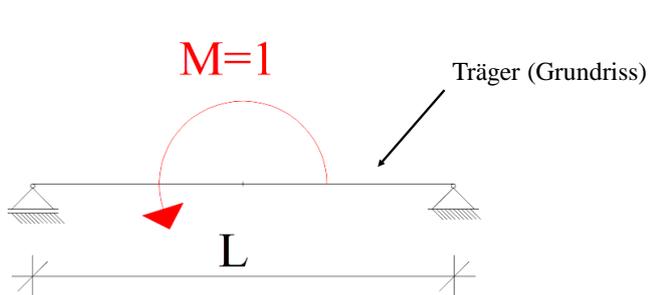
- **Federsteifigkeit in der Anschlussebene**

Das auftretende Moment  $M_{in}$  erzeugt neben dem lokalen Lasteinleitungseffekt auch einen globalen Querbiegeeffekt am I-Träger. Die Federsteifigkeit in der Ebene für Detail 3a-1 lässt sich somit nach (4.1) bestimmen und entspricht der Steifigkeit  $c_{\varphi,y}$  für das Winkelprofil.

$$c_{\varphi,in} = c_{\varphi,y} = \frac{1}{\frac{1}{c_{\varphi,global}} + \frac{1}{c_{\varphi,lokal}}} \quad (4.1)$$

Für die Federsteifigkeit aufgrund des globalen Querbiegeeffektes im Träger selbst wurde in [6] ein Formelapparat vorgestellt. Hierfür wurde ein Einheitsmoment in Stabmitte – wie in Abbildung 4.6 dargestellt – aufgebracht, da diese den ungünstigsten Angriffspunkt bildet. Durch die Integration des Momentenverlaufes ergibt sich in

(4.2) die analytische Formel des globalen Effektes, wobei  $I_z$  das Trägheitsmoment des Trägers um die z-Achse und L dessen Stützweite aus der Stegebene darstellt



$$C_{\varphi, \text{global}} = \frac{EI_z}{\int_0^L M * \bar{M} dx} \quad (4.2)$$

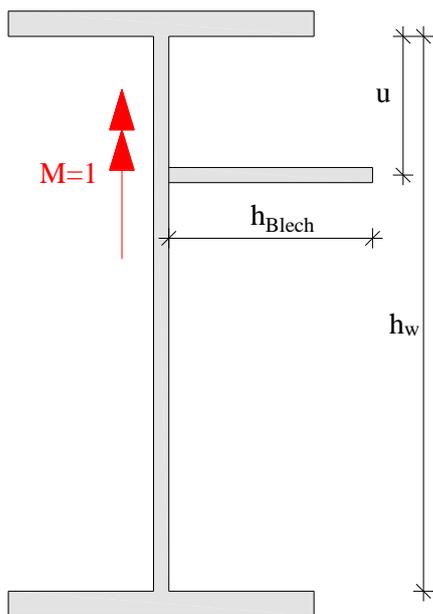
$$\int_0^L M * \bar{M} dx = 2 * \frac{1}{3} * 0,5^2 * \frac{L}{2}$$

$$= \frac{L}{12}$$

$$C_{\varphi, \text{global}} = \frac{12EI_z}{L}$$

**Abbildung 4.6:** Baustatisches Modell für den globalen Querbiegeeffekt

Für den lokalen Lasteinleitungseffekt – Biegebeanspruchung am Trägersteg – wird in [6] eine Plattenlösung mit Einzelkräften vorgeschlagen. Diese lässt sich aus (4.3) ermitteln.



$$C_{\varphi, \text{lokal}} = \frac{K\pi^3 h_{Blech}}{h_w \sin^2 \frac{\pi u}{h_w}} \quad (4.3)$$

$$\text{mit } K = \frac{Et_w^3}{12(1-\mu^2)}$$

**Abbildung 4.7:** Abmessungen Querschnitt des Trägers

Für Detail 3a-1 tritt der Sonderfall ein, dass sich der Anschluss des Knotenbleches auf Höhe  $u=h_w/2$  des Trägersteges befindet, womit die Formel aus (4.3) nachfolgend vereinfacht werden kann zu:

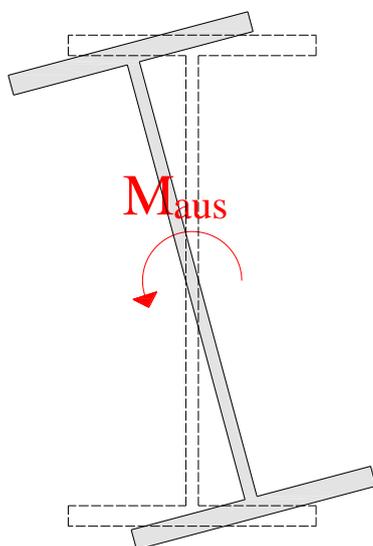
$$C_{\varphi, \text{lokal}} = \frac{K\pi^3 h_{Blech}}{h_w} \quad (4.4)$$

- **Federsteifigkeit aus der Anschlussebene**

Das auftretende Moment  $M_{\text{aus}}$  erzeugt ebenfalls neben dem lokalen Effekt eine globale Torsionsbeanspruchung am I-Träger. Die Federsteifigkeit aus der Ebene des Anschlussbleches lässt sich somit nach (4.5) bestimmen und entspricht einer Feder  $c_{\varphi,z}$  für das Winkelprofil.

$$c_{\varphi,\text{aus}} = c_{\varphi,z} = \frac{1}{\frac{1}{c_{\varphi,\text{global}}} + \frac{1}{c_{\varphi,\text{lokal}}}} \quad (4.5)$$

Der globale Effekt, welcher sich aufgrund des aufgebrachtten Momentes  $M_{\text{aus}}$  im Anschlussbereich einstellt, entspricht, wie in Abbildung 4.8 ersichtlich, dem globalen Effekt von Detail 2a. Die Steifigkeit lässt sich mit der Formel aus (4.6) berechnen.



$$c_{\varphi,\text{global}} = \frac{M}{\varphi} = \frac{1}{\frac{L}{4GI_T} * \left(1 - \frac{\tanh \varepsilon_T}{\varepsilon_T}\right)}$$

$$\text{mit } \varepsilon_T = \sqrt{\frac{I_T}{2,6 * I_W} * \frac{L}{2}}$$

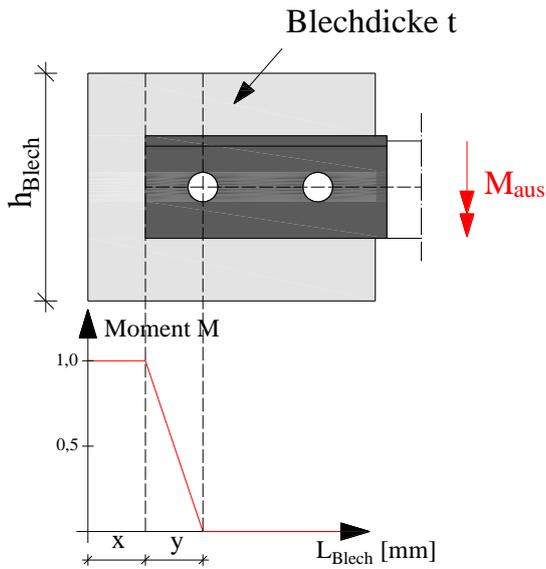
**Abbildung 4.8:** Globale Torsionsbeanspruchung

Die Steifigkeit aus lokalen Effekten setzt sich aus den beiden Komponenten Anschlussblech und Trägersteg zusammen, welche als in Serie wirkende Federn angesehen werden können.

$$c_{\varphi,\text{lokal}} = \frac{1}{\frac{1}{c_{\varphi,\text{Anschlussblech}}} + \frac{1}{c_{\varphi,\text{Steg}}}} \quad (4.7)$$

Die Berechnung der Steifigkeit des Anschlussbleches ist ident mit der Berechnung aus Detail 1a. Es wird davon ausgegangen, dass das einwirkende Moment  $M_{\text{aus}}$  über ein Kräftepaar aus Druckkraft am Winkelende und Zugkraft bei der ersten Schraubenreihe abgetragen wird.

(4.8)



$$C_{\varphi, \text{Anschlussblech}} = \frac{EI}{\int_0^L M * \bar{M} dx}$$

$$\int_0^L M * \bar{M} dx = 1^2 * x + \frac{1}{3} * 1^2 * y$$

$$= \frac{3x + y}{3}$$

$$C_{\varphi, \text{Anschlussblech}} = \frac{3EI}{3x + y}$$

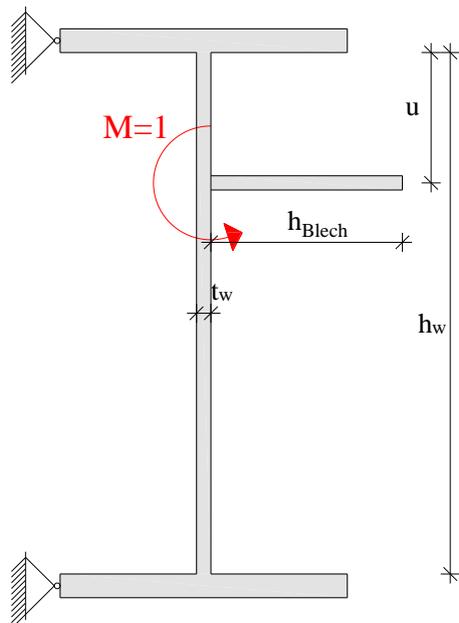
$$\text{mit } I = \frac{h_{eff} * t^3}{12}$$

$$\text{und } h_{eff} = \min[h_{Blech}; 4 * (x + y)]$$

Abbildung 4.9: Momentenverlauf für das analytische Modell aus [6]

Das einwirkende Moment  $M_{aus}$  wird in weiterer Folge über das Anschlussblech in den Träger weitergeleitet und erzeugt dadurch eine Verdrehung im Trägersteg. Die Grundidee für Formel (4.9) ist dieselbe, wie für den lokalen Steifigkeitsanteil von Detail 2a in Formel (2.2), nur, dass die Position des einwirkenden Momentes nun entlang der Stegquerachse beliebig gewählt werden kann ( $0 < u < h_w$ ).

(4.9)



$$C_{\varphi, \text{Steg}} = \frac{3EI_w}{h_w * \left[ 1 - 3 \frac{u}{h_w} + 3 \left( \frac{u}{h_w} \right)^2 \right]}$$

$$\text{mit } l_{eff} = \frac{70 * h_w^{0,75}}{t_w^{1,40}} ; I_w = \frac{l_{eff} * t_w^3}{12}$$

Abbildung 4.10: Abmessungen Querschnitt

Für den Sonderfall  $u=h_w/2$  lässt sich Formel (4.9) zu Formel (4.10) vereinfachen.

$$C_{\varphi,Steg} = \frac{E * I_{eff} * t_w^3}{h_w} \quad (4.10)$$

Da es sich hierbei um in Serie geschaltene Federn handelt, kann die Berechnung auch wie folgt angeschrieben werden:

$$C_{\varphi,aus} = C_{\varphi,z} = \frac{1}{\frac{1}{C_{\varphi,Anschlussblech}} + \frac{1}{C_{\varphi,Steg}} + \frac{1}{C_{\varphi,global}}} \quad (4.11)$$

#### 4.2.2. Berechnung der Federsteifigkeiten - modifiziert

Die Steifigkeiten in der Ebene werden weiterhin nach [6] berechnet. Für die Berechnung der Endsteifigkeit im Anschluss aus der Ebene wurde auch für die Analysen von Detail 3a-1 ein modifizierter Ansatz untersucht. Es wurde, wie in den Berechnungen zuvor, die globale und lokale Steifigkeit nach Gl. (4.6) zu einer modifizierten Steifigkeit zusammengefasst.

Die modifizierte Federsteifigkeit setzt sich aus den beiden Anteilen des Anschlussbleches sowie des I-Trägers zusammen.

$$C_{\varphi,mod,aus} = C_{\varphi,mod,z} = \frac{1}{\frac{1}{C_{\varphi,Anschlussblech}} + \frac{1}{C_{\varphi,mod,Steg}}} \quad (4.12)$$

Dabei lässt sich die Steifigkeit des Anschlussbleches, wie bereits bekannt, nach (4.13) berechnen (ident zu Gl. (4.8)).

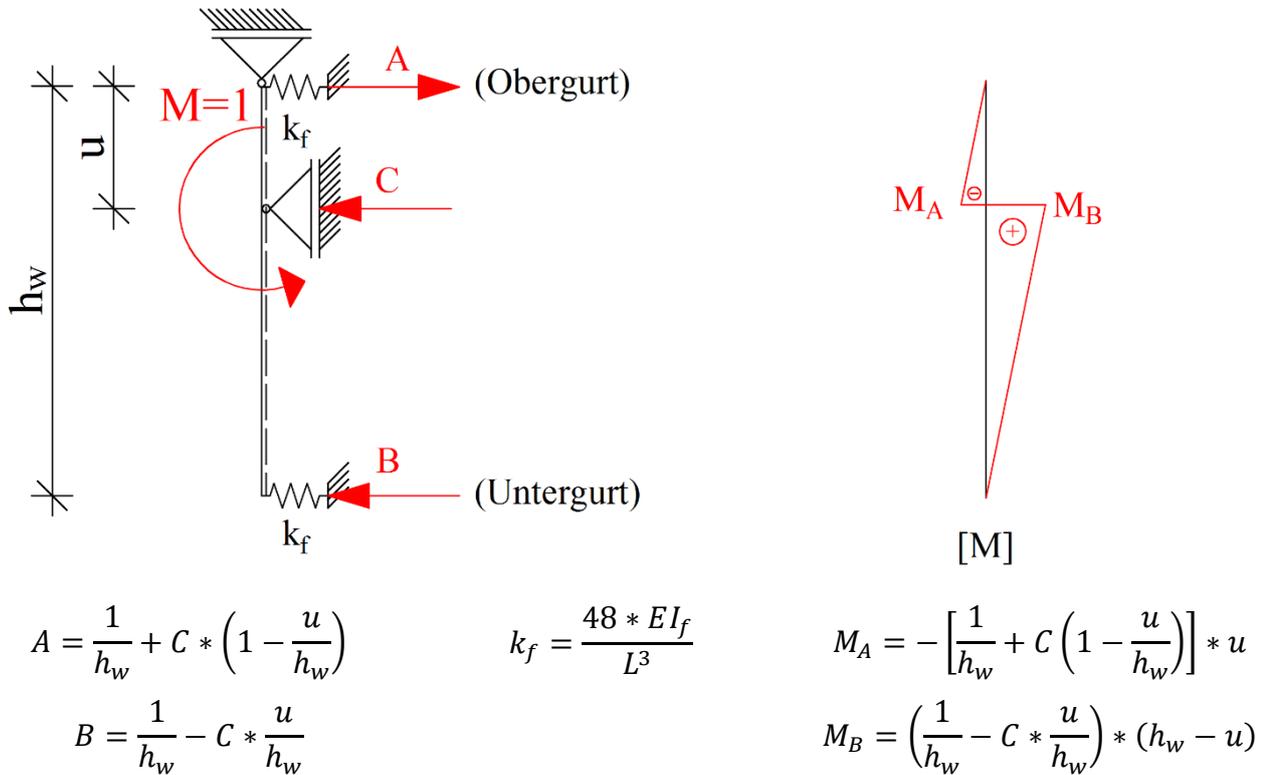
$$C_{\varphi,Anschlussblech} = \frac{3EI}{3x + y} \quad (4.13)$$

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

$$\text{und } h_{eff} = \min[h_{Blech}; 4 * (x + y)]$$

#### 4. Detail 3a-1

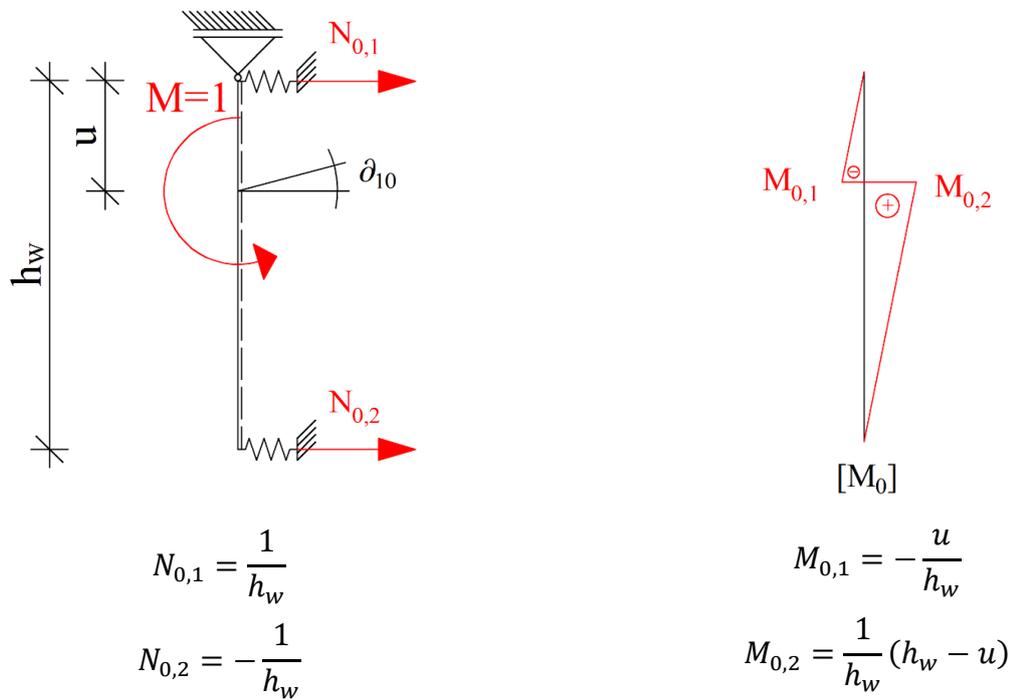
Für die Berechnung der modifizierten Steifigkeit im Steg wird aufgrund der im FEM-Modell getroffenen Annahmen einer gebundenen Drehachse in Höhe des Knotenblechs ein weiteres Auflager, wie in Abbildung 4.11 ersichtlich, eingefügt. Die Position der gebundenen Drehachse soll dabei im Bereich  $0 < u < h_w$  variabel sein.



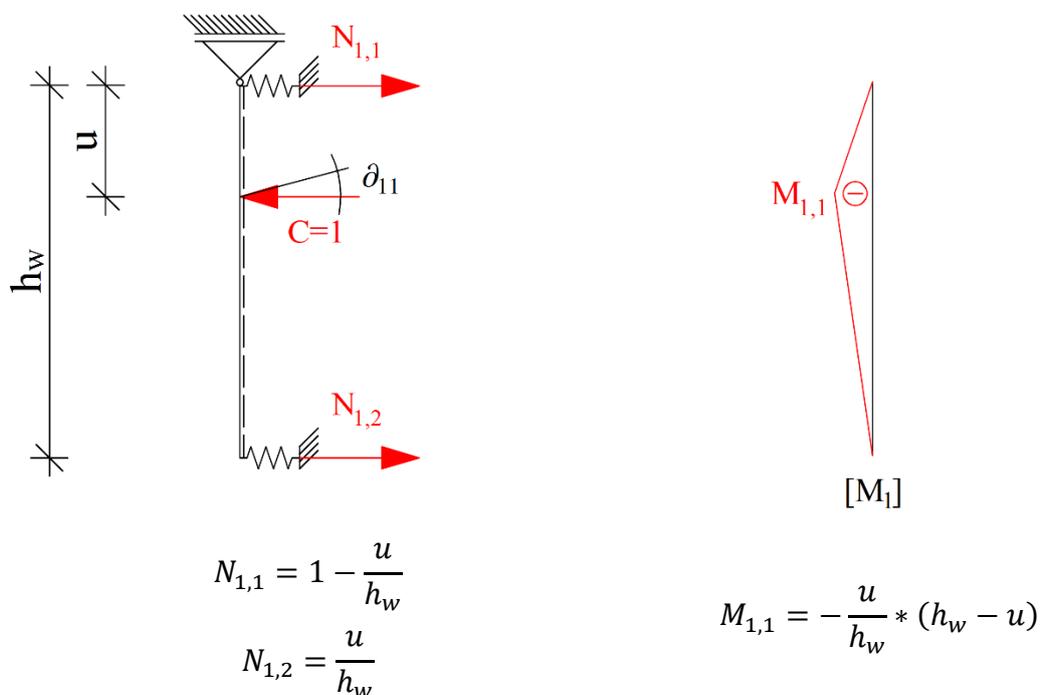
**Abbildung 4.11:** Baustatisches Modell für die modifizierte Federsteifigkeit

Aufgrund der statischen Unbestimmtheit des Systems müssen im ersten Schritt die Auflagerkräfte ermittelt werden.

## 0-System



## 1-System



**Abbildung 4.12:** Abbildung und Schnittkraftverlauf 0-System & 1-System

$$\partial_{10} = \frac{1}{EI_w} \left( \frac{u}{3} * M_{0,1} * M_{1,1} + \frac{h_w - u}{3} * M_{0,2} * M_{1,1} \right) + \frac{1}{k_f} (N_{0,1} * N_{1,1} + N_{0,2} * N_{1,2}) \quad (4.14)$$

$$\partial_{10} = \frac{1}{EI_w} \left[ \frac{u}{3} * \frac{u^2}{h_w^2} * (h_w - u) + \frac{h_w - u}{3} * \left( 1 - \frac{u}{h_w} \right) * \left( -u + \frac{u^2}{h_w} \right) \right] + \frac{1}{k_f} \left[ \frac{1}{h_w} \left( 1 - \frac{u}{h_w} \right) - \frac{u}{h_w^2} \right]$$

$$\partial_{10} = \frac{1}{EI_w} \left( -\frac{2u^3}{3h_w} + u^2 - \frac{u * h_w}{3} \right) + \frac{1}{k_f} \left( -\frac{2u}{h_w^2} + \frac{1}{h_w} \right)$$

$$\partial_{11} = \frac{1}{EI_w} \left[ \left( \frac{u}{3} + \frac{h_w - u}{3} \right) * M_{1,1}^2 \right] + \frac{1}{k_f} (N_{1,1}^2 + N_{1,2}^2) \quad (4.15)$$

$$\partial_{11} = \frac{1}{EI_w} \left[ \left( \frac{u}{3} + \frac{h_w - u}{3} \right) * \frac{u^2}{h_w^2} * (h_w - u)^2 \right] + \frac{1}{k_f} \left( 1^2 - \frac{2u}{h_w} + \frac{u^2}{h_w^2} + \frac{u^2}{h_w^2} \right)$$

$$\partial_{11} = \frac{1}{EI_w} \left( \frac{u^4}{3h_w} - \frac{2}{3}u^3 + \frac{u^2 h_w}{3} \right) + \frac{1}{k_f} \left( \frac{2u^2}{h_w^2} - \frac{2u}{h_w} + 1 \right)$$

Die Auflagerkraft C lässt sich mit Formel (4.16) ermitteln.

$$C = -\frac{\partial_{10}}{\partial_{11}} = \frac{2u^3 - 3u^2 h_w + u h_w^2 + 3 \frac{EI_w}{k_f} \left( \frac{2u}{h_w} - 1 \right)}{u^4 - 2u^3 h_w + u^2 h_w^2 + 3 \frac{EI_w}{k_f} \left( \frac{2u^2}{h_w} - 2u + h_w \right)} \quad (4.16)$$

Formel (4.17) zeigt die allgemeine Schreibweise zur Ermittlung der Drehfedersteifigkeit.

$$C_\varphi = \frac{M}{\varphi} = \frac{1}{\frac{\int_0^{h_w} M * \bar{M} dx}{EI_w} + \frac{\sum N * \bar{N}}{k_f}} \quad (4.17)$$

Somit ergibt sich die gesuchte Federsteifigkeit  $C_{\varphi, \text{mod, Steg}}$  zu:

$$C_{\varphi, \text{mod, Steg}} = \frac{M}{\varphi} = \frac{1}{\frac{1}{3EI_w} [u * M_A^2 + (h_w - u) * M_B^2] + \frac{1}{k_f} * (A^2 + B^2)} \quad (4.18)$$

mit

$$M_A^2 = \left[ \frac{1}{h_w} + C \left( 1 - \frac{u}{h_w} \right) \right]^2 * u^2$$

$$M_B^2 = \left( \frac{1}{h_w} - C \frac{u}{h_w} \right)^2 * (h_w - u)^2$$

$$A^2 + B^2 = \frac{2}{h_w^2} - \frac{C}{h_w} \left( \frac{4u}{h_w} - 2 \right) + C^2 \left( \frac{2u^2}{h_w^2} - \frac{2u}{h_w} + 1 \right)$$

$$k_f = \frac{48EI_f}{L^3}$$

$$I_w = \frac{l_{eff} * t_w^3}{12}$$

$$l_{eff} = \frac{70 * h_w^{0,75}}{t_w^{1,40}}$$

Für den Sonderfall eines in Stegblechmitte angeschlossenen Anschlussblechs ( $u=h_w/2$ ) lässt sich die Formel aus (4.18) nachfolgend vereinfachen zu:

$$C_{\varphi, \text{mod, Steg, (u=h_w/2)}} = \frac{12E}{\frac{h_w}{I_w} + \frac{L^3}{2I_f * h_w^2}} \quad (4.19)$$

$$\text{Mit } I_f = \frac{t_f * b_f^3}{12}$$

Für den Sonderfall  $u=h_w$  bzw.  $u=0$  lässt sich die Formel aus (4.18) nachfolgend vereinfachen zu:

$$C_{\varphi, \text{mod, Steg, (u=h_w=0)}} = \frac{1}{\frac{h_w}{3EI_w} + \frac{L^3}{48 * h_w^2 * EI_f}} \quad (4.20)$$

Da der Sonderfall  $u=h_w$  bzw.  $u=0$  einen Angriff des Momentes und eine Lage des Auflagers C am Trärgurt („Stabende“ in Abbildung 4.11) darstellt ist Formel (4.20) ident zu Formel (2.3) von Detail 2a, welche dasselbe statische Modell beschreibt.

#### 4. Detail 3a-1

Um den Verlauf der Steifigkeitsgrößen entlang des Stegbleches  $0 < u < h_w$  besser verstehen zu können, wurde in einem weiteren Schritt die Formel aus (4.18) so umgeschrieben, dass für das Verhältnis von  $\bar{u} = \frac{u}{h_w}$  der Verlauf der Anschlusssteifigkeit im Bereich von  $0 < \bar{u} < 1$  aufgetragen werden kann. Die Formel in Abhängigkeit von  $\bar{u}$  ist in (4.21) dargestellt.

$$\frac{C_{\varphi, \text{mod, Steg}}}{k_f * h_w^2} = \frac{1}{x * \left[ \frac{\bar{u}}{3} * M_A^2 + \frac{(1 - \bar{u})}{3} * M_B^2 \right] + 2 - Ch_w * (4\bar{u} - 2) + C^2 h_w^2 (2\bar{u}^2 - 2\bar{u} + 1)} \quad (4.21)$$

Mit

$$x = \frac{k_f * h_w^3}{EI_w}; \bar{u} = \frac{u}{h_w}$$

$$Ch_w = \left( \frac{2\bar{u}^3 - 3\bar{u}^2 + \bar{u} + \frac{3}{x}(2\bar{u} - 1)}{\bar{u}^4 - 2\bar{u}^3 + \bar{u}^2 + \frac{3}{x}(2\bar{u}^2 - 2\bar{u} + 1)} \right)$$

$$M_A^2 = [\bar{u} + Ch_w * \bar{u}(1 - \bar{u})]^2$$

$$M_B^2 = (1 - \bar{u})^2 * (1 - Ch_w * \bar{u})^2$$

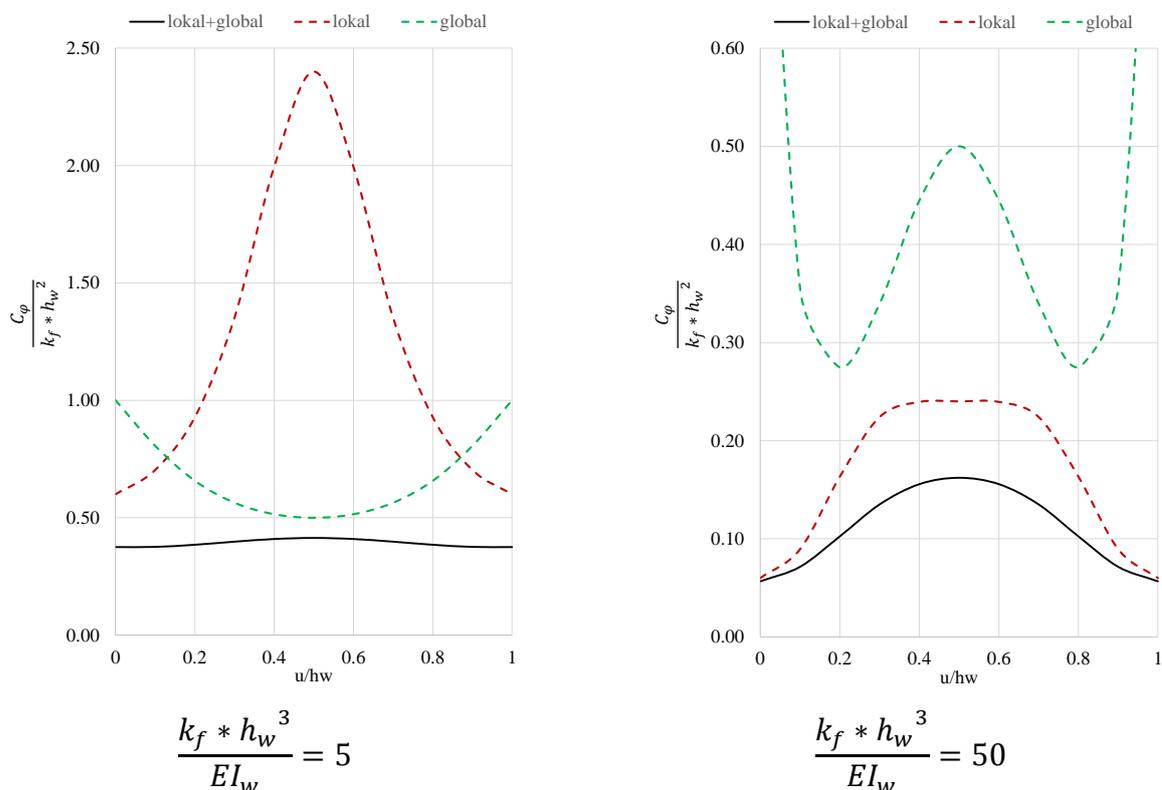
Die Variable x wurde für alle Konfigurationen von Detail 3a-1, wie in Tabelle 4.2 ersichtlich, ausgewertet. Es zeigt sich, dass die Werte für x in etwa im Bereich zwischen fünf und 50 zu liegen kommen.

**Tabelle 4.2:** Ergebnisse der Variable x für Detail 3a-1

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
$\frac{k_f * h_w^3}{EI_w}$ [-]	41.22	5.15	35.68	4.46	41.22	5.15	35.68	4.46	41.22	5.15	35.68	4.46

Wichtig zu verstehen ist hierbei, dass ein niedriger Wert von x bedeutet, dass die Feder, welche von der Steifigkeit des Ober- und Untergurtes abhängig ist und den globalen Effekt berücksichtigen soll, im Vergleich zur Biegesteifigkeit des Steges weich ist.

Die beiden Grenzfälle ( $x=5$  bzw.  $50$ ) werden in Abbildung 4.13 dargestellt.



**Abbildung 4.13:** Verlauf der Federsteifigkeiten entlang Stegblechhöhe  $h_w$

Die schwarze Linie stellt hierbei die gesamte Steifigkeit des Trägersteges  $c_{\phi, \text{mod}, \text{Steg}}$  dar. Die rote Linie bildet den Steifigkeitsverlauf des lokalen Effektes, welche aus dem Momentenanteil von  $c_{\phi, \text{mod}, \text{Steg}}$  resultiert, ab. Die grüne Linie gibt die Steifigkeiten zufolge des globalen Effektes wieder.

Generell ist zu erkennen, dass in beiden Grenzfällen die Gesamtsteifigkeit des Trägersteges in Feldmitte bei  $u = \frac{h_w}{2}$  am größten ist und dies somit den günstigsten Angriffspunkt des Momentes darstellt. Dieser Sachverhalt deckt sich mit den Erkenntnissen aus [6].

Weiters ist das Verhältnis zwischen der lokalen und globalen Feder gut ersichtlich. Die linke Abbildung stellt Konfigurationen mit einer weichen globalen Feder und im Verhältnis dazu einer steiferen lokalen Feder dar. Die Abbildung rechts zeigt Konfigurationen mit einer starren globalen Feder (große Querbiegesteifigkeit des Trägers). Auch der Effekt von in Serie geschalteten Federn kann gut erkannt werden. Maßgebend ist immer die weichere Feder, welche zusätzlich von der steiferen Feder reduziert wird, um die resultierende Federsteifigkeit zu erhalten.

## 4.3. Ergebnisse – Detail 3a-1, Winkel 90x9

### 4.3.1. Ergebnisse der FEM-Berechnung

Tabelle 4.3: Ergebnisse der FEM-Berechnung – Detail 3a-1, Winkel 90x9

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
Profil [-]	L 90x9											
M [-]	M 24											
$N_{cr}$ [kN]	1134.2	1074.4	1110.0	1049.5	335.4	300.0	321.1	285.2	154.6	70.4	137.5	125.3
$N_{FEM}$ [kN]	193.0	183.9	189.7	180.0	122.6	115.3	120.6	110.0	73.7	70.4	73.2	66.8
$N_{pl,90x9}$ [kN]	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3

In Tabelle 4.3 werden  $N_{cr}$ ,  $N_{FEM}$  und  $N_{pl}$  für das Detail 3a-1, Winkel 90x9 abgebildet.

### 4.3.2. Ergebnisse der Stabstatikberechnung

Tabelle 4.4: Ergebnisse der Stabstatikberechnungen – Detail 3a-1, Winkel 90x9

(Anm.:  $c_{\varphi,in} = c_{\varphi,y}$  und  $c_{\varphi,aus} = c_{\varphi,z}$ )

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
Profil [-]	L 90x9											
$I_{eff}$ [mm]	179	179	268	268	179	179	268	268	179	179	268	268
$k_{r}$ [N/mm]	2625	328	680	85	2625	328	680	85	2625	328	680	85
$c_{\varphi,lokal,in}$ [kNm/rad]	732	732	428	428	732	732	428	428	732	732	428	428
$c_{\varphi,global,in}$ [kNm/rad]	47315	23657	34087	17043	47315	23657	34087	17043	47315	23657	34087	17043
$c_{\varphi,(lokal+global),in}$ [kNm/rad]	721	710	423	418	721	710	423	418	721	710	423	418
$c_{\varphi,lokal,aus}$ [kNm/rad]	123	123	114	114	123	123	114	114	123	123	114	114
$c_{\varphi,global,aus}$ [kNm/rad]	660	168	552	156	660	168	552	156	660	168	552	156
$c_{\varphi,(lokal+global),aus}$ [kNm/rad]	104	71	95	66	104	71	95	66	104	71	95	66
$c_{\varphi,mod,aus}$ [kNm/rad]	94	35	83	28	94	35	83	28	94	35	83	28
$N_{II,O} c_{\varphi,(lokal+global)}$ [kN]	153.0	150.0	153.0	148.0	110.0	103.0	107.0	100.0	73.2	67.9	70.6	65.6
$N_{II,O} c_{\varphi,(lokal+global),in+mod,aus}$ [kN]	152.0	142.0	151.0	138.0	108.0	92.0	104.0	88.0	71.8	58.3	68.8	55.2
$N_{II,O} c_{\varphi,z,0}$ [kN]	136.0	136.0	136.0	136.0	79.0	79.0	79.0	79.0	48.0	48.0	48.0	48.0
$N_{II,O} c_{\varphi,y,0}$ [kN]	118.0	118.0	118.0	118.0	57.8	57.8	57.8	57.8	29.8	29.8	29.8	29.8

In Tabelle 4.4 werden sämtliche Ergebnisse aus den Anschlusssteifigkeitsberechnungen angeführt. Dabei stellen  $c_{\varphi,lokal,in}$ , welche mit Formel (4.3) berechnet wurden, sowie  $c_{\varphi,global,in}$  (Formel

(4.2)) die Steifigkeitskennwerte in der Anschlussebene dar. Diese führen auf  $c_{\varphi,y}$  (siehe Abbildung 4.3). Die Ergebnisse wurden anschließend nach Formel (4.1) zu  $c_{\varphi,(lokal+global),in}$  berechnet. Für die Steifigkeitswerte aus der Anschlussebene wurden die lokalen Effekte  $c_{\varphi,lokal,aus}$  nach Formel (4.7) sowie die globalen Effekte nach Formel (4.6) berechnet. Auch hier werden die einzelnen Effekte nach der Formel für in Serie geschaltete Federn nach Formel (4.5) berechnet. Die Federsteifigkeiten  $c_{\varphi,aus}$  entsprechen der Größe  $c_{\varphi,z}$  (siehe Abbildung 4.3). Die Werte der modifizierten Anschlusssteifigkeit  $c_{\varphi,mod,aus}$  erhält man mit Formel (4.12).

Weiters finden sich in der Tabelle auch die Traglasten unter Berücksichtigung der lokalen und globalen Steifigkeit  $N_{II.O} c_{\varphi,lokal+global}$ , die Traglasten unter Berücksichtigung der modifizierten Anschlusssteifigkeit  $N_{II.O} c_{\varphi,(lokal+global),in+mod,aus}$  und die Traglasten unter Berücksichtigung eines Scharnierlagers  $N_{II.O} c_{\varphi,z,0}$  ( $c_{\varphi,z}=0$ ;  $c_{\varphi,y}=\infty$ ), sowie die Traglasten für den rein gelenkigen Fall  $N_{II.O} c_{\varphi,y,0}$  ( $c_{\varphi,z}=c_{\varphi,y}=0$ ).

### 4.3.3. Vergleich und Interpretation der FEM-Berechnungen mit den Stabstatikergebnissen – Winkel 90x9

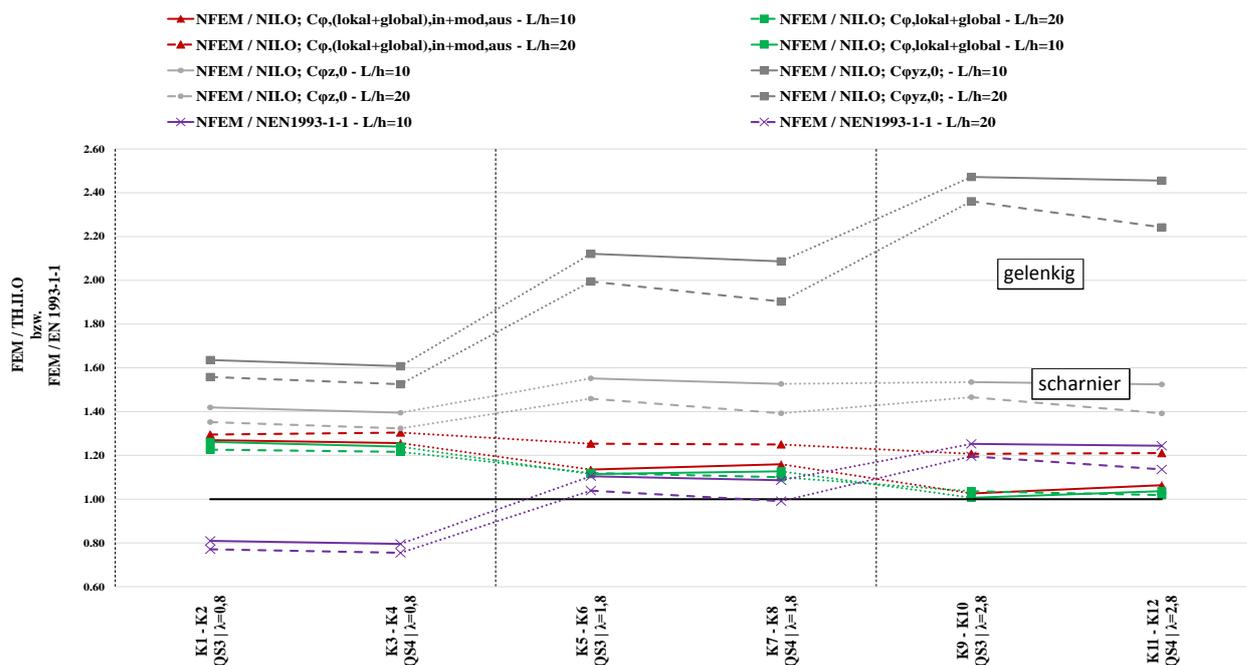


Abbildung 4.14: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 3a-1, Winkel 90x9

Tabelle 4.5: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 3a-1, Winkel 90x9

#### 4. Detail 3a-1

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
$N_{FEM} / N_{ILO} c_{\varphi, lokal+global} [-]$	1.26	1.23	1.24	1.22	1.11	1.12	1.13	1.10	1.01	1.04	1.04	1.02
$N_{FEM} / N_{ILO} c_{\varphi, (lokal+global), in+mod, aus} [-]$	1.27	1.30	1.26	1.30	1.14	1.25	1.16	1.25	1.03	1.21	1.06	1.21
$N_{FEM} / N_{ILO} c_{\varphi z, 0} [-]$	1.42	1.35	1.39	1.32	1.55	1.46	1.53	1.39	1.54	1.47	1.52	1.39
$N_{FEM} / N_{ILO} c_{\varphi y z, 0} [-]$	1.64	1.56	1.61	1.53	2.12	1.99	2.09	1.90	2.47	2.36	2.46	2.24
$N_{FEM} / N_{EN1993-1-1} [-]$	0.81	0.77	0.80	0.75	1.10	1.04	1.09	0.99	1.25	1.20	1.24	1.14

In Abbildung 4.14 werden nun die Ergebnisse der FEM-Berechnung mit den erhaltenen Werten aus der Stabstatikanalyse verglichen. Die Darstellung des Diagrammes ist analog zu den vorangegangenen Berechnungen.

Es ist ersichtlich, dass auch hier die berechneten Traglasten der Stabstatik zu geringeren Werten führen als jene der FEM-Berechnung und somit als konservativ angesehen werden können. Im Gegensatz zu den vorherigen Untersuchungen, ist die Differenz zwischen den um die z-Achse gelenkig gelagerten Berechnungen  $N_{ILO} c_{\varphi z, 0}$ , im Verhältnis zu den Berechnungen mit Berücksichtigung der Anschlusssteifigkeit, nicht mehr so stark ausgeprägt. Der Grund dafür liegt darin, dass bei diesem gelenkigen Fall nur eine Verdrehung aus der Anschlussebene zugelassen wird, während die Verdrehung in der Anschlussebene als starr modelliert wurde. In [6] konnte jedoch gezeigt werden, dass dies nicht dem realen Tragverhalten entspricht.

Wenn man nun die Berechnungen nach [6] (grüne Linie) mit den modifizierten Berechnungen vergleicht, so lässt sich feststellen, dass der Abstand zwischen den beiden roten Linien und damit die Differenzen der Ergebnisse größer sind als jene der Grünen Linien. Vermutlich kann aufgrund der Vernachlässigung der Torsionssteifigkeit des I-Trägers, bei den modifizierten Berechnungen das Ausweichen des Untergurtes nicht so gut abgebildet werden, als bei den Berechnungen von Harringer. Es kann jedoch trotzdem festgehalten werden, dass beide Berechnungsverfahren sehr treffsichere und zugleich durchgehend konservative Ergebnisse erzielen.

Der Ergebnisverlauf nach EN 1993-1-1 (lila Kurve) hat für größere Schlankheiten des Winkelprofils 90x9 eine sehr gute Übereinstimmung mit den Berechnungen nach FEM. Bei gedrungener Schlankheit  $\bar{\lambda}_v=0,8$  wird hier jedoch der Effekt der exzentrischen Lasteinleitung unterschätzt, womit Traglasten nach der Norm auf der unsicheren Seite zu liegen kommen.

Größere Differenzen zwischen den zu vergleichenden Ergebnissen kamen nicht zustande. Wie zu erwarten, gab es bei den Berechnungen ohne Berücksichtigung der Anschlusssteifigkeit, jedoch mit Scharnierlagerung ( $c_{\varphi, z}=0; c_{\varphi, y}=\infty$ ) mit 55% die größten Abweichungen (siehe Tabelle 4.5, Fall Konfiguration 5), gefolgt von den Analysen mit modifizierter Steifigkeit,  $c_{\varphi, (lokal+global), in+mod, aus}$ . Hier lagen die maximalen Abweichungen bei 30% (Konfiguration 2 & 4). Die geringsten Differenzen wurden, wie bereits beschrieben, bei den Berechnungen unter Berücksichtigung der lokalen und globalen Steifigkeiten ( $c_{\varphi, lokal+global}$ ) mit maximal 26% ermittelt (Konfiguration 1).

## 4.4. Ergebnisse – Detail 3a-1, Winkel 60x6

### 4.4.1. Ergebnisse der FEM-Berechnung

**Tabelle 4.6:** Ergebnisse der FEM-Berechnung – Detail 3a-1, Winkel 60x6

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
Profil [-]	L 60x6											
M [-]	M 16											
$N_{cr}$ [kN]	649.1	591.8	633.1	565.0	182.9	154.7	174.0	144.0	81.7	70.5	78.4	65.6
$N_{FEM}$ [kN]	102.7	84.1	97.0	79.9	73.0	58.5	68.2	53.4	46.8	37.7	44.1	34.0
$N_{pl,60x6}$ [kN]	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4

In Tabelle 4.6 werden  $N_{cr}$ ,  $N_{FEM}$  und  $N_{pl}$  für das Detail 3a-1, Winkel 60x6 abgebildet.

### 4.4.2. Ergebnisse der Stabstatikberechnung

**Tabelle 4.7:** Ergebnisse der Stabstatikberechnungen – Detail 3a-1, Winkel 60x6

(Anm.:  $c_{\phi,in} = c_{\phi,y}$  und  $c_{\phi,aus} = c_{\phi,z}$ )

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
Profil [-]	L 60x6											
$l_{eff}$ [mm]	179	179	268	268	179	179	268	268	179	179	268	268
$k_r$ [N/mm]	2625	328	680	85	2625	328	680	85	2625	328	680	85
$c_{\phi,lokal,in}$ [kNm/rad]	732	732	428	428	732	732	428	428	732	732	428	428
$c_{\phi,global,in}$ [kNm/rad]	47315	23657	34087	17043	47315	23657	34087	17043	47315	23657	34087	17043
$c_{\phi,(lokal+global),in}$ [kNm/rad]	721	710	423	418	721	710	423	418	721	710	423	418
$c_{\phi,lokal,aus}$ [kNm/rad]	123	123	114	114	123	123	114	114	123	123	114	114
$c_{\phi,global,aus}$ [kNm/rad]	660	168	552	156	660	168	552	156	660	168	552	156
$c_{\phi,(lokal+global),aus}$ [kNm/rad]	104	71	95	66	104	71	95	66	104	71	95	66
$c_{\phi,mod,aus}$ [kNm/rad]	94	35	83	28	94	35	83	28	94	35	83	28
$N_{II,0} c_{\phi,lokal+global}$ [kN]	77.5	73.3	75.3	72.0	60.5	56.5	59.5	56.0	40.2	38.0	39.7	37.5
$N_{II,0} c_{\phi,(lokal+global),in+mod,aus}$ [kN]	76.0	67.2	74.0	66.0	59.5	50.0	58.0	47.5	39.6	33.7	38.8	32.2
$N_{II,0} c_{\phi,z,0}$ [kN]	55.5	55.5	55.5	55.5	33.2	33.2	33.2	33.2	20.7	20.7	20.7	20.7
$N_{II,0} c_{\phi,y,z,0}$ [kN]	47.5	47.5	47.5	47.5	24.6	24.6	24.6	24.6	13.2	13.2	13.2	13.2

In Tabelle 4.7 werden die ermittelten Steifigkeiten sowie die Traglasten aus der Stabstatikberechnung dargestellt. Die Ermittlung der Kennwerte ist ident zu Tabelle 4.4

### 4.4.3. Vergleich und Interpretation der FEM-Berechnungen mit den Stabstatikergebnissen – Winkel 60x6

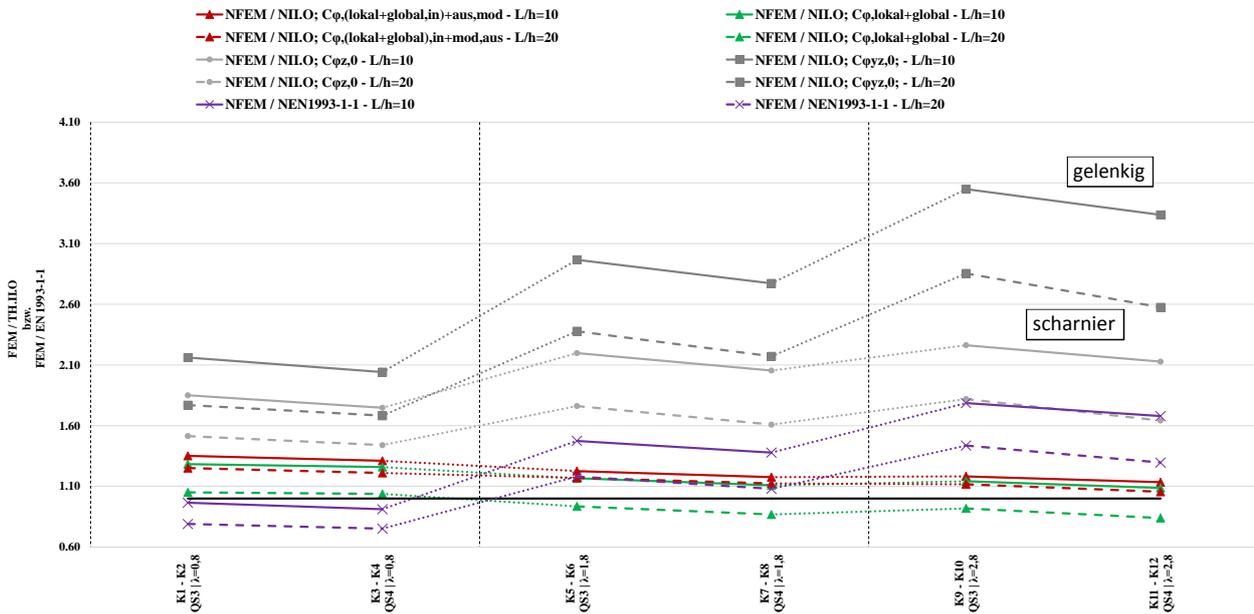


Abbildung 4.15: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 3a-1, Winkel 60x6

Tabelle 4.8: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 3a-1, Winkel 60x6

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
$N_{FEM} / N_{IIO} C_{\varphi, \text{lokal}+\text{global}} [-]$	1.28	1.05	1.26	1.04	1.17	0.94	1.11	0.87	1.14	0.92	1.09	0.84
$N_{FEM} / N_{IIO} C_{\varphi, \text{(lokal}+\text{global),in}+\text{mod,aus}} [-]$	1.35	1.25	1.31	1.21	1.23	1.17	1.18	1.12	1.18	1.12	1.14	1.06
$N_{FEM} / N_{IIO} C_{\varphi z,0} [-]$	1.85	1.51	1.75	1.44	2.20	1.76	2.05	1.61	2.26	1.82	2.13	1.64
$N_{FEM} / N_{IIO} C_{\varphi yz,0} [-]$	2.16	1.77	2.04	1.68	2.97	2.38	2.77	2.17	3.55	2.85	3.34	2.58
$N_{FEM} / N_{EN1993-1-1} [-]$	0.97	0.79	0.91	0.75	1.47	1.18	1.38	1.08	1.79	1.44	1.68	1.30

In Abbildung 4.15 werden nun die Ergebnisse der FEM-Berechnung mit den erhaltenen Werten aus der Stabstatikanalyse verglichen. Die Darstellung des Diagrammes ist analog zu den vorangegangenen Berechnungen In Abschnitt 4.3.

Die Ergebnisse der Stabstatik liegen größtenteils unter den Berechnungen aus FEM. Es werden nur vereinzelt unsichere Resultate für Berechnungen mit lokalen und globalen Steifigkeiten ( $C_{\varphi, \text{lokal}+\text{global}}$ ) erzielt, welche sich mit einer maximalen Abweichung von 16% jedoch in Grenzen halten (siehe Tabelle 4.8, Fall Konfiguration 12).

Beim Vergleich der Ergebnisse von Steifigkeiten nach [6] mit modifizierten Steifigkeiten fällt auf, dass Berechnungen mit Formeln nach Harringer bei einem großen Länge-zu-Höhe Verhältnis von  $L/h=20$  fast durchgehend auf der unsicheren Seite zu liegen kommen. Weiters ist auch die Differenz zu den Ergebnissen von Konfigurationen mit  $L/h=10$  größer als jene der modifizierten Berechnungen. Dennoch liefern auch hier beide Berechnungsmethoden sehr ansprechende Resultate.

Auch gut zu erkennen ist, dass es für den gelenkigen Fall mit Scharnierlagerung  $c_{\varphi z,0}$  sehr große Abweichungen von bis zu 126% (Konfiguration 9) in Bezug auf die FEM-Ergebnisse gibt. Die größten Abweichungen bei Berechnungen mit modifizierter Steifigkeit betragen maximal 35% (siehe Tabelle 4.8, Fall Konfiguration 1) und bei Berechnungen nach Harringer mit  $c_{\varphi, \text{lokal}+\text{global}}$  28% (Konfiguration 1).

## 4.5. Ergebnisse – Detail 3a-1, Winkel 120x12

### 4.5.1. Ergebnisse der FEM-Berechnung

Tabelle 4.9: Ergebnisse der FEM-Berechnung – Detail 3a-1, Winkel 120x12

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
Profil [-]	L 120x12											
M [-]	M 27											
$N_{cr}$ [kN]	1577.8	1435.1	1535.8	1376.3	472.8	417.3	434.1	408.8	197.9	185.4	193.6	181.3
$N_{FEM}$ [kN]	316.1	305.4	312.5	301.8	181.2	167.9	177.1	163.9	104.1	96.1	102.8	92.8
$N_{pl,120x12}$ [kN]	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3

In Tabelle 4.9 werden aus den FEM-Berechnungen die ermittelten Traglasten  $N_{cr}$ ,  $N_{FEM}$  und  $N_{pl}$  für das Detail 3a-1, Winkel 120x12 abgebildet.

### 4.5.2. Ergebnisse der Stabstatikberechnung

Tabelle 4.10: Ergebnisse der Stabstatikberechnungen – Detail 3a-1, Winkel 120x12

(Anm.:  $c_{\varphi, \text{in}} = c_{\varphi, y}$  und  $c_{\varphi, \text{aus}} = c_{\varphi, z}$ )

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
Profil [-]	L 120x12											
$l_{eff}$ [mm]	179	179	268	268	179	179	268	268	179	179	268	268
$k_r$ [N/mm]	2625	328	680	85	2625	328	680	85	2625	328	680	85
$c_{\varphi, \text{lokal, in}}$ [kNm/rad]	732	732	428	428	732	732	428	428	732	732	428	428
$c_{\varphi, \text{global, in}}$ [kNm/rad]	47315	23657	34087	17043	47315	23657	34087	17043	47315	23657	34087	17043
$c_{\varphi, (\text{lokal}+\text{global}), \text{in}}$ [kNm/rad]	721	710	423	418	721	710	423	418	721	710	423	418
$c_{\varphi, \text{lokal, aus}}$ [kNm/rad]	123	123	114	114	123	123	114	114	123	123	114	114
$c_{\varphi, \text{global, aus}}$ [kNm/rad]	660	168	552	156	660	168	552	156	660	168	552	156
$c_{\varphi, (\text{lokal}+\text{global}), \text{aus}}$ [kNm/rad]	104	71	95	66	104	71	95	66	104	71	95	66
$c_{\varphi, \text{mod, aus}}$ [kNm/rad]	94	35	83	28	94	35	83	28	94	35	83	28
$N_{II,0} c_{\varphi, \text{lokal}+\text{global}}$ [kN]	260.0	250.0	253.0	245.0	166.0	159.0	159.0	152.0	106.0	98.6	100.5	94.5
$N_{II,0} c_{\varphi, (\text{lokal}+\text{global}), \text{in}+\text{mod, aus}}$ [kN]	258.0	242.0	249.0	237.0	164.0	147.5	156.0	141.0	104.0	90.0	98.5	85.0
$N_{II,0} c_{\varphi z,0}$ [kN]	248.0	248.0	248.0	248.0	144.0	144.0	144.0	144.0	86.5	86.5	86.5	86.5
$N_{II,0} c_{\varphi y z,0}$ [kN]	218.0	218.0	218.0	218.0	103.0	103.0	103.0	103.0	52.0	52.0	52.0	52.0

In Tabelle 4.10 werden die ermittelten Steifigkeiten sowie die Traglasten aus der Stabstatikberechnung dargestellt.

### 4.5.3. Vergleich und Interpretation der FEM-Berechnungen mit den Stabstatikergebnissen – Winkel 120x12

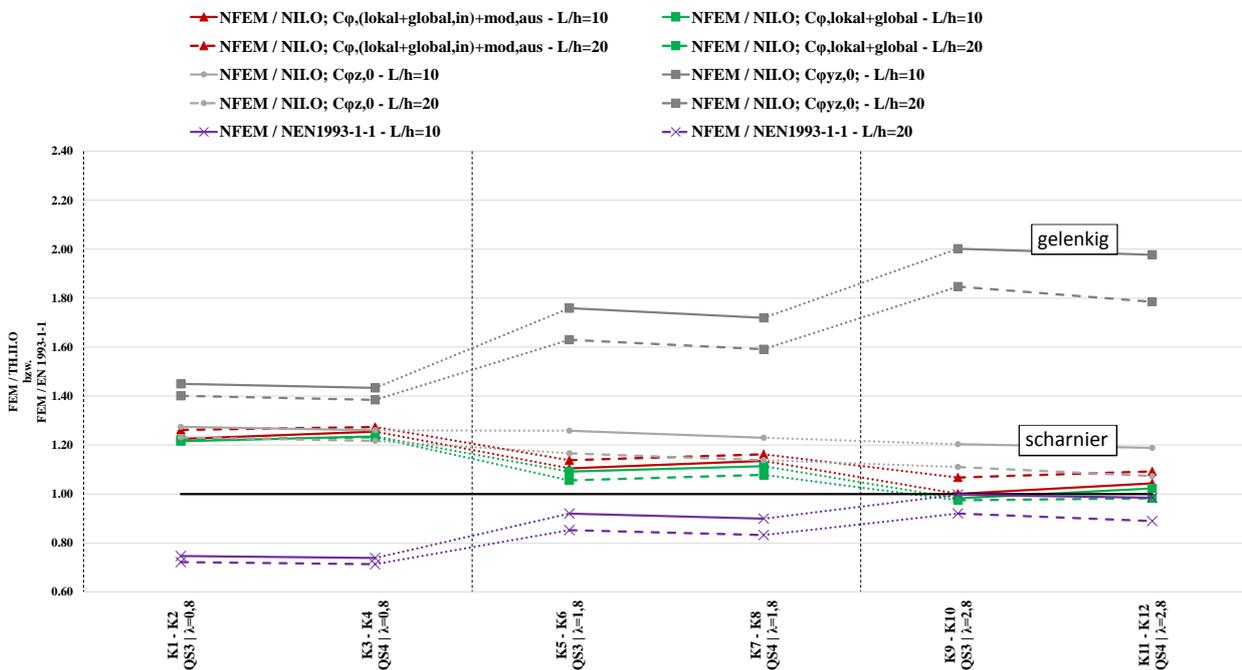


Abbildung 4.16: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 3a-1, Winkel 120x12

Tabelle 4.11: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 3a-1, Winkel 120x12

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
$N_{FEM} / N_{ILO} C_{\phi, \text{lokal}+\text{global}} [-]$	1.22	1.22	1.24	1.23	1.09	1.06	1.11	1.08	0.98	0.97	1.02	0.98
$N_{FEM} / N_{ILO} C_{\phi, \text{lokal}+\text{global}, \text{in}+\text{mod}, \text{aus}} [-]$	1.23	1.26	1.26	1.27	1.10	1.14	1.14	1.16	1.00	1.07	1.04	1.09
$N_{FEM} / N_{ILO} C_{\phi z, 0} [-]$	1.27	1.23	1.26	1.22	1.26	1.17	1.23	1.14	1.20	1.11	1.19	1.07
$N_{FEM} / N_{ILO} C_{\phi y z, 0} [-]$	1.45	1.40	1.43	1.38	1.76	1.63	1.72	1.59	2.00	1.85	1.98	1.79
$N_{FEM} / N_{EN1993-1-1} [-]$	0.75	0.72	0.74	0.71	0.92	0.85	0.90	0.83	1.00	0.92	0.98	0.89

In Abbildung 4.16 werden die Ergebnisse der FEM-Berechnung mit den erhaltenen Werten aus der Stabstatikanalyse in Verhältnis gestellt.

Es zeigt sich, dass die Berücksichtigung der Endeinspannung für das Winkelprofil L120x12, bei Ansatz der Scharnierlagerung, kaum Vorteile bringt. Dies kann damit argumentiert werden, dass die positiven Effekte durch die Endeinspannung bei den Traglasten für  $N_{ILO} C_{\phi, \text{lokal}+\text{global}, \text{in}+\text{mod}, \text{aus}}$  durch die zusätzliche Einspannung bei Scharnierlagerung in  $N_{ILO} C_{\phi z, 0}$  kompensiert werden.

Grund hierfür ist das Verhältnis zwischen der Steifigkeit des Winkelprofiles und der Anschlusssteifigkeit, welche sich durch die Federn ergeben. Für kleine Winkelprofile, wie den Winkel 60x6 mit geringerer Steifigkeit, ist die Differenz größer, womit der Effekt der Endeinspannung größere Auswirkungen auf das Tragverhalten aufweist. Bei großen Winkelprofilen mit einer hohen Biegesteifigkeit werden somit die Vorteile einer Berücksichtigung der Endeinspannung geringer.

---

## 4.6. Abschließende Interpretation der Ergebnisse für Detail 3a-1

Abschließend werden für Detail 3a-1 wieder alle Traglastergebnisse kurz in drei Grafiken zusammengefasst. Abbildung 4.17 zeigt sämtliche Berechnungen, welche mittels modifizierter Anschlusssteifigkeit ermittelt wurden. In Abbildung 4.18 finden sich die Ergebnisse unter Berücksichtigung einer lokalen und globalen Federsteifigkeit nach Harringer.

Ergebnisse für das Winkelprofil 60x6 werden mit grünen Linien und quadratischer Markierung dargestellt, Resultate für das Winkelprofil 90x9 werden in Lila mit runder Markierung dargestellt und die grünen Linien stellen Ergebnisse für den Querschnitt 120x12 dar.

Es zeigt sich, dass die Ergebnisse unter Berücksichtigung der lokalen und globalen Endsteifigkeit  $c_{\varphi, \text{lokal}+\text{global}}$  zum einen den Resultaten aus der Finiten-Elemente-Analyse sehr nahe kommen, diese allerdings im Einzelfall überschätzen und zu größeren maximalen Traglasten führen. Ergebnisse mit modifizierter Endeinspannung  $C_{\varphi, (\text{lokal}+\text{global}), \text{in}+\text{mod}, \text{aus}}$  weisen eine ähnlich exakte Abbildung der FEM-Ergebnisse auf, und liefern zusätzlich durchgehend konservative Werte.

Zur besseren Veranschaulichung wurden in Abbildung 4.19 die ermittelten Traglasten ohne Berücksichtigung der Anschlusssteifigkeiten  $N_{ILO} c_{\varphi z, 0}$ , jedoch mit Scharnierlagerung, zusammengefasst. Der zuvor beschriebene Effekt ist hier noch besser zu sehen. Die Abbildung zeigt den sinkenden Einfluss der Endeinspannung bei Erhöhung des Winkelprofiles.

4. Detail 3a-1

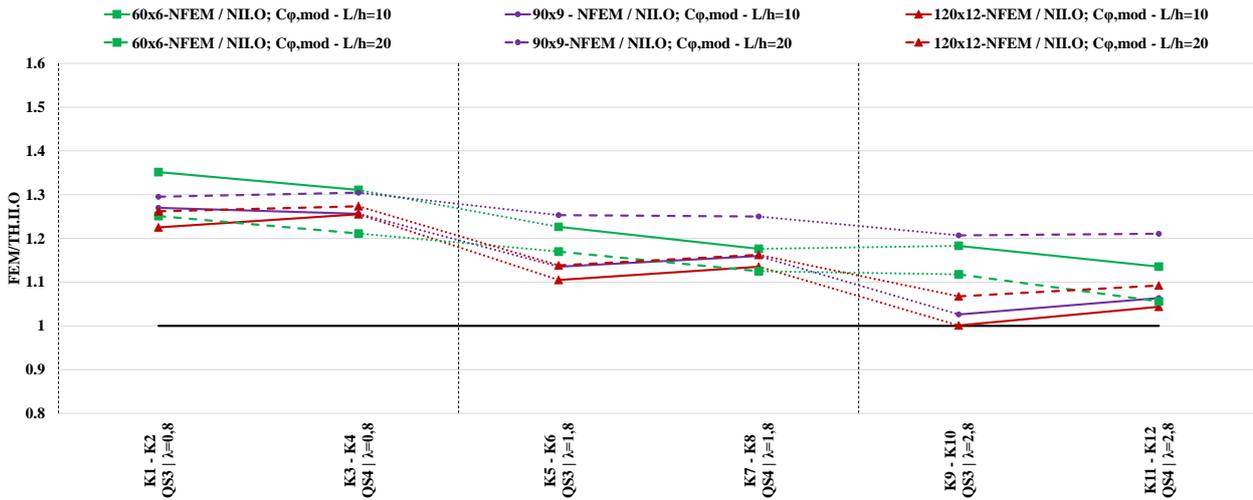


Abbildung 4.17: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 3a-1 – modifizierte Steifigkeit,  $C_{\phi, \text{lokal+global}, \text{in+mod}, \text{aus}}$

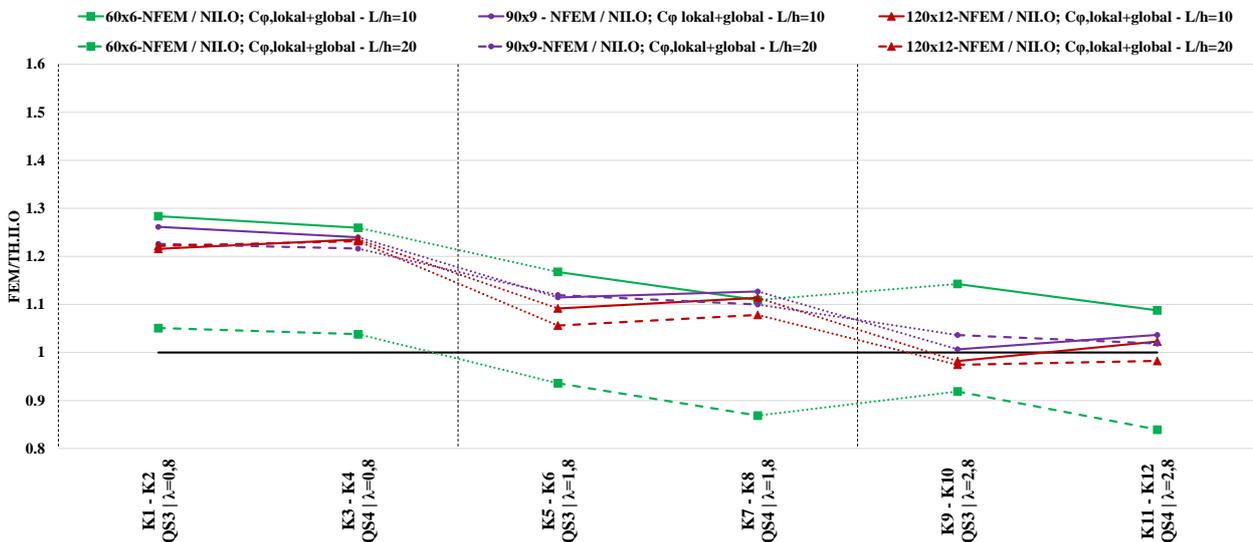


Abbildung 4.18: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 3a-1 – lokale + globale Steifigkeit,  $C_{\phi, \text{lokal+global}}$

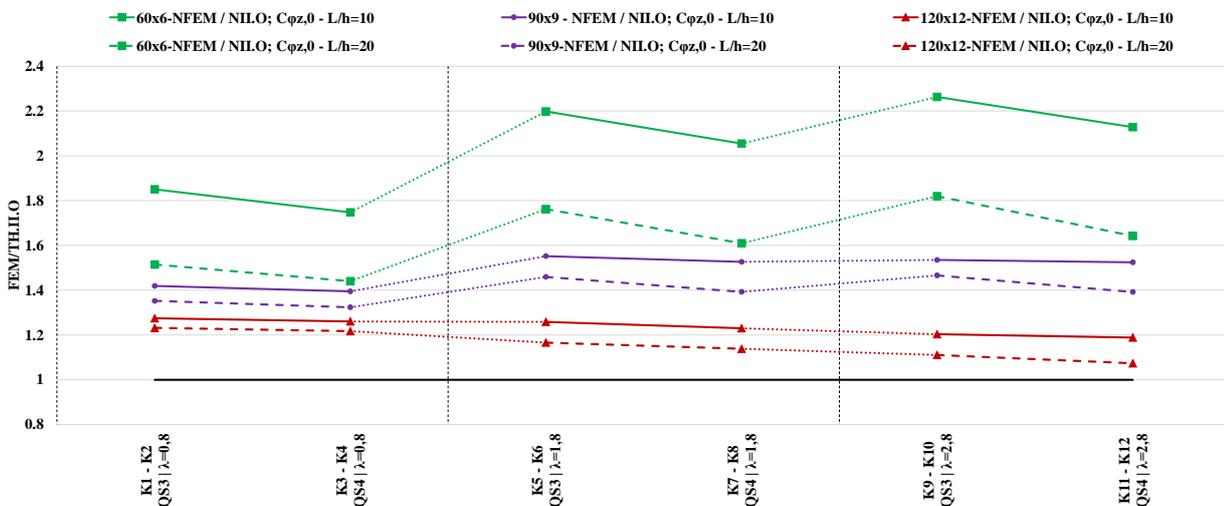


Abbildung 4.19: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 3a-1 – ohne Anschlusssteifigkeit,  $C_{\phi z, 0}$

## 5

## 5. Traglastergebnisse für Detail 3a-2

### 5.1. Systembeschreibung

Bei Detail 3a-2 befindet sich der Anschlusspunkt des Knotenbleches, wie in Abbildung 5.1 dargestellt, auf Höhe  $u=h_w/3$  des Steges. Bei den Trägern wurde auch hier zwischen Querschnitt 3 ( $\approx$  HEA 600) und Querschnitt 4 ( $\approx$  HEA 1000) variiert. Die einzelnen Konfigurationen wurden jedoch beibehalten und sind mit den Tabellenwerten aus Tabelle 4.1 in Kapitel 4.1 ident.

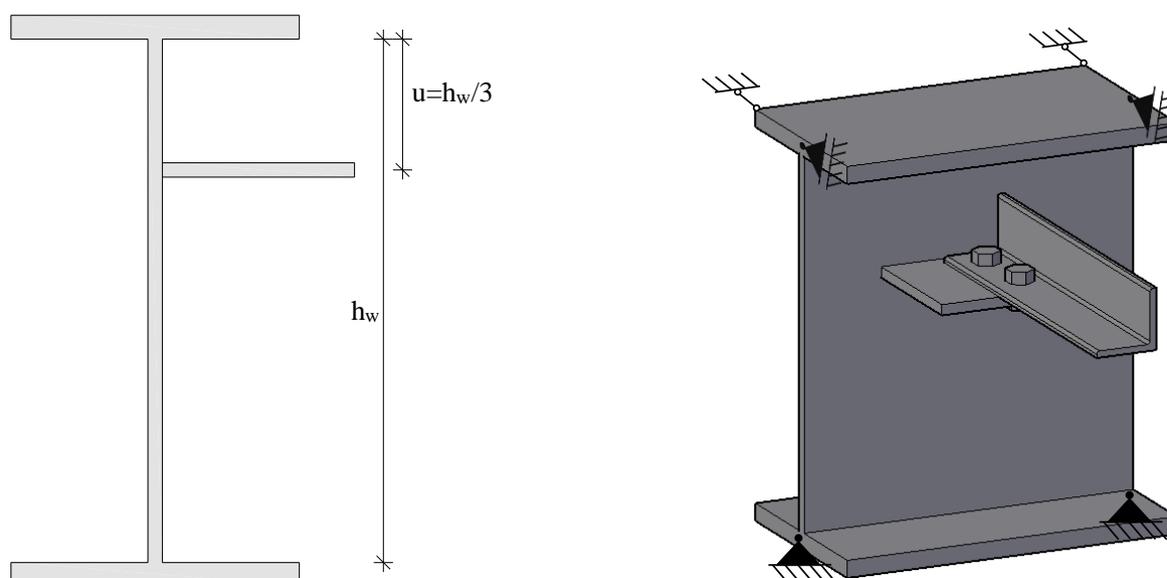


Abbildung 5.1: Systemskizze für Detail 3a-2

#### 5.1.1. System in der FEM-Berechnung

Die Modellierung des Details in der FEM-Berechnung erfolgte analog zu den vorangegangenen Analysen. Das Anschlussblech wurde nun auf Höhe  $u=h_w/3$  gesetzt. Weiters wurde im Bereich des Anschlusses ein Linienlager in Trägerquerrichtung eingefügt. Das Modell der FEM-Berechnung ist in Abbildung 5.2 ersichtlich.

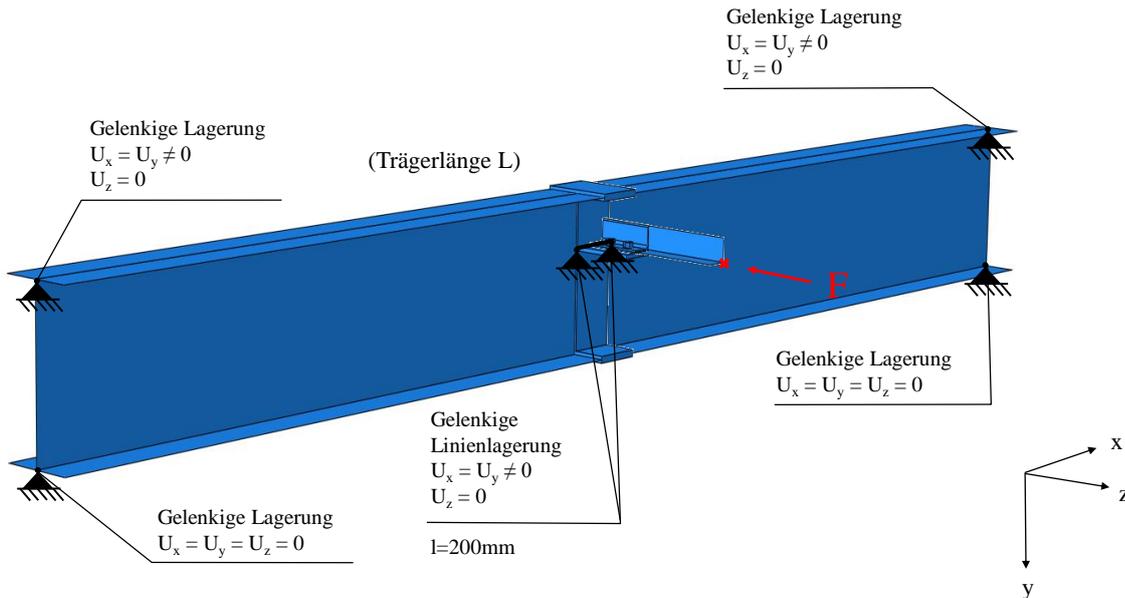


Abbildung 5.2: Systemskizze für Detail 3a-2

### 5.1.2. System in der Stabstatikberechnung

Das Modell aus der Stabstatikberechnung von Detail 3a-2 ist ident mit der vorangegangenen Berechnung in Kapitel 4.1.2. Auch für Detail 3a-2 wurde die Exzentrizität  $e_z$  entlang der z-z Achse berücksichtigt.

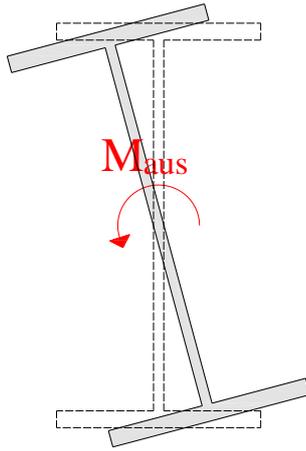
## 5.2. Voruntersuchungen zu Detail 3a-2

### 5.2.1. Berechnung der Federsteifigkeiten nach Harringer

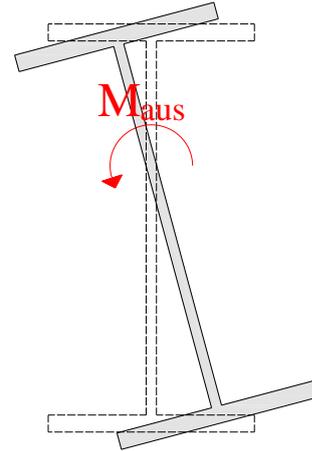
In [6] wird darauf verwiesen, dass die Berechnung der Anschlusssteifigkeiten von Detail 3a-2 analog zu jener von Detail 3a-1 erfolgt.

Dieser Ansatz ist für Detail 3a-2 nicht direkt anwendbar, da für den globalen Effekt aus der Ebene wieder davon ausgegangen wird, dass sich der I-Träger um seinen Schwerpunkt verdreht. Dieses Verformungsbild ist allerdings für Detail 3a-2 aufgrund des Anschlusses des Knotenbleches an den I-Träger auf Höhe  $u=h_w/3$  und der Abstützung in Trägerquerrichtung, wie in Abbildung 5.3 ersichtlich, nicht ganz zutreffend.

Aus diesem Grund müssen die Berechnungen unter Berücksichtigung der Formeln aus [6] kritisch und als auf der unsicheren Seite liegend angesehen werden. Zum Vergleich der Ergebnisse wurden die Berechnungen trotzdem durchgeführt. Die anzuwendenden Formeln sind aus Kapitel 4 zu entnehmen.



Verformungsfigur für Detail 3a-1



Verformungsfigur für Detail 3a-2

**Abbildung 5.3:** Verformungsfigur aufgrund des aufgetragenen Momentes  $M_{aus}$ 

### 5.2.2. Berechnung der Federsteifigkeiten - modifiziert

Die Berechnung der modifizierten Federsteifigkeit erfolgt analog zu Kapitel 4.2.2 und ist wie folgt zu ermitteln (ident zu Gl. (4.13) und (4.18)):

$$C_{\varphi, \text{mod}, \text{aus}} = \frac{1}{\frac{1}{C_{\varphi, \text{Anschlussblech}}} + \frac{1}{C_{\varphi, \text{mod}, \text{Steg}}}} \quad (5.1)$$

$$\text{mit } C_{\varphi, \text{Anschlussblech}} = \frac{3EI}{3x + y}$$

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

$$\text{und } h_{eff} = \min[h_{Blech}; 4 * (x + y)]$$

$$C_{\varphi, \text{mod}, \text{Steg}} = \frac{M}{\varphi} = \frac{1}{\frac{1}{3EI_w} [u * M_A^2 + (h_w - u) * M_B^2] + \frac{1}{k_f} * (A^2 + B^2)}$$

mit

$$M_A^2 = \left[ \frac{1}{h_w} + C \left( 1 - \frac{u}{h_w} \right) \right]^2 * u^2$$

$$M_B^2 = \left( \frac{1}{h_w} - C \frac{u}{h_w} \right)^2 * (h_w - u)^2$$

$$A^2 + B^2 = \frac{2}{h_w^2} - \frac{C}{h_w} \left( \frac{4u}{h_w} - 2 \right) + C^2 \left( \frac{2u^2}{h_w^2} - \frac{2u}{h_w} + 1 \right)$$

$$k_f = \frac{48EI_F}{L^3}; \quad I_w = \frac{l_{eff} * t_w^3}{12}; \quad l_{eff} = \frac{70 * h_w^{0,75}}{t_w^{1,40}}$$

## 5.3. Ergebnisse – Detail 3a-2, Winkel 90x9

### 5.3.1. Ergebnisse der FEM-Berechnung

**Tabelle 5.1:** Ergebnisse der FEM-Berechnung – Detail 3a-2, Winkel 90x9

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
Profil [-]	L 90x9											
M [-]	M 24											
$N_{cr}$ [kN]	1132.9	1075.0	1109.0	1050.2	334.6	300.4	320.5	285.6	154.3	138.6	148.1	131.1
$N_{FEM}$ [kN]	192.9	184.0	189.6	180.1	122.5	115.4	120.5	109.8	88.1	70.5	73.0	66.9
$N_{pl,90x9}$ [kN]	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3

Tabelle 5.1 zeigt die ermittelten Traglasten  $N_{cr}$ ,  $N_{FEM}$  und  $N_{pl}$  für das Detail 3a-2, Winkel 90x9 aus der FEM-Berechnung.

### 5.3.2. Ergebnisse der Stabstatikberechnung

**Tabelle 5.2:** Ergebnisse der Stabstatikberechnungen – Detail 3a-2 90x9

(Anm.:  $c_{\varphi,in} = c_{\varphi,y}$  und  $c_{\varphi,aus} = c_{\varphi,z}$ )

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
Profil [-]	L 90x9											
$l_{eff}$ [mm]	179	179	268	268	179	179	268	268	179	179	268	268
$k_f$ [N/mm]	2625	328	680	85	2625	328	680	85	2625	328	680	85
$c_{\varphi,lokal,in}$ [kNm/rad]	947	947	554	554	947	947	554	554	947	947	554	554
$c_{\varphi,global,in}$ [kNm/rad]	47315	23657	34087	17043	47315	23657	34087	17043	47315	23657	34087	17043
$c_{\varphi,(lokal+global),in}$ [kNm/rad]	929	911	545	537	929	911	545	537	929	911	545	537
$c_{\varphi,lokal,aus}$ [kNm/rad]	104	104	96	96	104	104	96	96	104	104	96	96
$c_{\varphi,global,aus}$ [kNm/rad]	660	168	552	156	660	168	552	156	660	168	552	156
$c_{\varphi,(lokal+global),aus}$ [kNm/rad]	90	64	82	59	90	64	82	59	90	64	82	59
$c_{\varphi,mod,aus}$ [kNm/rad]	86	34	75	28	86	34	75	28	86	34	75	28
$N_{II,0} c_{\varphi,lokal+global}$ [kN]	152.0	149.0	151.0	147.0	108.0	102.0	105.0	99.5	71.6	66.7	69.3	64.7
$N_{II,0} c_{\varphi,(lokal+global),in+mod,aus}$ [kN]	152.0	142.0	150.0	139.0	107.0	92.0	103.0	88.5	71.0	58.2	68.0	55.5
$N_{II,0} c_{\varphi,z,0}$ [kN]	136.0	136.0	136.0	136.0	79.0	79.0	79.0	79.0	48.0	48.0	48.0	48.0
$N_{II,0} c_{\varphi,y,z,0}$ [kN]	118.0	118.0	118.0	118.0	57.8	57.8	57.8	57.8	29.8	29.8	29.8	29.8

In Tabelle 5.2 werden die ermittelten Steifigkeiten sowie die Traglasten aus der Stabstatikberechnung dargestellt.

### 5.3.3. Vergleich und Interpretation der FEM-Berechnungen mit den Stabstatikergebnissen – Winkel 90x9

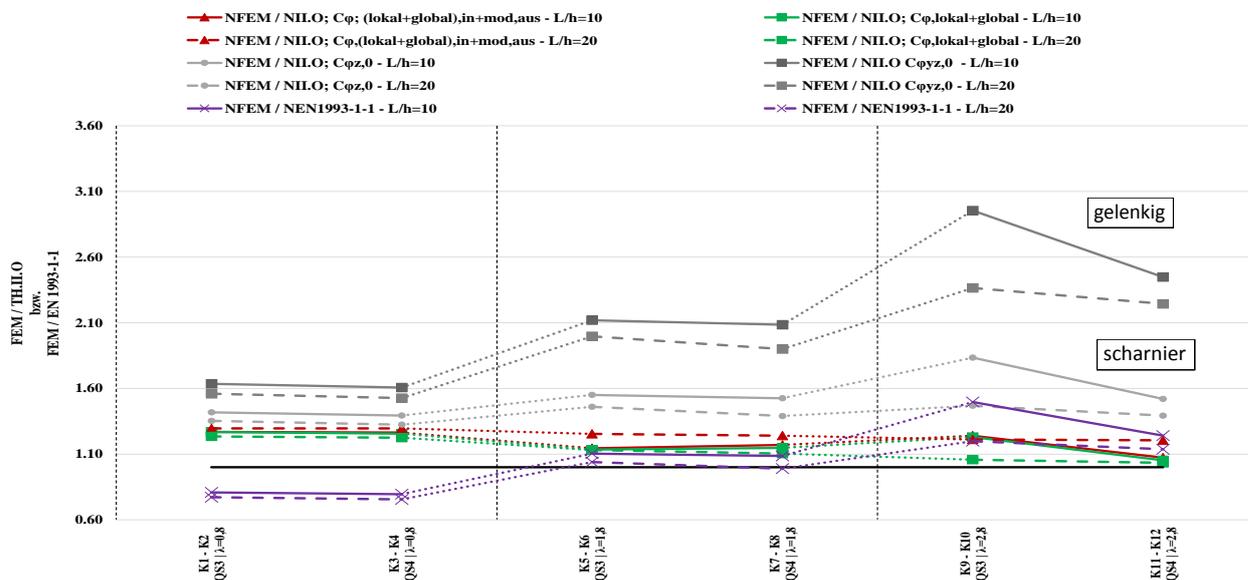


Abbildung 5.4: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 3a-2, Winkel 90x9

Tabelle 5.3: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 3a-2, Winkel 90x9

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
$N_{FEM} / N_{ILO} C_{\phi, \text{lokal+global}} [-]$	1.27	1.23	1.26	1.23	1.13	1.13	1.15	1.10	1.23	1.06	1.05	1.03
$N_{FEM} / N_{ILO} C_{\phi, \text{(lokal+global), in+mod, aus}} [-]$	1.27	1.30	1.26	1.30	1.14	1.25	1.17	1.24	1.24	1.21	1.07	1.20
$N_{FEM} / N_{ILO} C_{\phi z, 0} [-]$	1.42	1.35	1.39	1.32	1.55	1.46	1.53	1.39	1.83	1.47	1.52	1.39
$N_{FEM} / N_{ILO} C_{\phi y z, 0} [-]$	1.63	1.56	1.61	1.53	2.12	2.00	2.08	1.90	2.95	2.37	2.45	2.24
$N_{FEM} / N_{EN1993-1-1} [-]$	0.81	0.77	0.79	0.76	1.10	1.04	1.09	0.99	1.50	1.20	1.24	1.14

In Abbildung 5.4 werden wieder die Traglastergebnisse der FEM-Berechnung mit den Berechnungen aus der Stabstatik im Vergleich dargestellt. Wie bereits zuvor beschrieben, muss hier berücksichtigt werden, dass die ermittelten Traglasten unter Berücksichtigung der lokalen und globalen Steifigkeiten (grüne Linien) nur als Richtwert angesehen werden sollen. Durch die Annahme einer Verdrehung des I-Trägers um die Schwerpunktsachse, wurde hier eine falsche Grundlage zur Ermittlung der Anschlusssteifigkeit gewählt.

Es ist gut zu sehen, dass die Berechnungen mit den berücksichtigten Federsteifigkeiten durchgehend sehr gute Ergebnisse erzielen. Besonders bei höheren Schlankheiten kann das Potential der Endsteifigkeiten genutzt werden. Die maximale Differenz zwischen FEM-Berechnungen und Stabstatikergebnissen liegt unter Berücksichtigung der modifizierten Endsteifigkeiten  $C_{\phi, \text{(lokal+global), in+mod, aus}}$  bei 30% (Tabelle 5.3, Fall Konfiguration 2). Die maximale Abweichung der Berechnungen ohne Berücksichtigung der Endsteifigkeit, jedoch Scharnierlagerung,  $C_{\phi z, 0}$  liegt mit bis zu 83% wesentlich darüber (Tabelle 5.3, Fall Konfiguration 9).

## 5.4. Ergebnisse – Detail 3a-2, Winkel 60x6

### 5.4.1. Ergebnisse der FEM-Berechnung

**Tabelle 5.4:** Ergebnisse der FEM-Berechnung – Detail 3a-2, Winkel 60x6

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
Profil [-]	L 60x6											
M [-]	M 16											
$N_{cr}$ [kN]	647.2	592.7	631.0	566.2	181.8	155.1	172.9	144.5	81.3	70.7	77.9	65.8
$N_{FEM}$ [kN]	102.5	84.3	96.3	80.1	72.4	58.7	67.7	53.6	46.5	37.8	43.7	34.2
$N_{pl,60x6}$ [kN]	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4

In Tabelle 5.4 werden die aus der FEM-Analyse ermittelten Traglasten  $N_{cr}$ ,  $N_{FEM}$  und  $N_{pl}$  für das Detail 3a-2, Winkel 60x6 dargestellt.

### 5.4.2. Ergebnisse der Stabstatikberechnung

**Tabelle 5.5:** Ergebnisse der Stabstatikberechnungen – Detail 3a-2, Winkel 60x6

(Anm.:  $c_{\varphi,in} = c_{\varphi,y}$  und  $c_{\varphi,aus} = c_{\varphi,z}$ )

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
Profil [-]	L 60x6											
$l_{eff}$ [mm]	179	179	268	268	179	179	268	268	179	179	268	268
$k_f$ [N/mm]	2625	328	680	85	2625	328	680	85	2625	328	680	85
$C_{\varphi,lokal,in}$ [kNm/rad]	947	947	554	554	947	947	554	554	947	947	554	554
$C_{\varphi,global,in}$ [kNm/rad]	47315	23657	34087	17043	47315	23657	34087	17043	47315	23657	34087	17043
$C_{\varphi,(lokal+global),in}$ [kNm/rad]	929	911	545	537	929	911	545	537	929	911	545	537
$C_{\varphi,lokal,aus}$ [kNm/rad]	104	104	96	96	104	104	96	96	104	104	96	96
$C_{\varphi,global,aus}$ [kNm/rad]	660	168	552	156	660	168	552	156	660	168	552	156
$C_{\varphi,(lokal+global),aus}$ [kNm/rad]	90	64	82	59	90	64	82	59	90	64	82	59
$C_{\varphi,mod,aus}$ [kNm/rad]	86	34	75	28	86	34	75	28	86	34	75	28
$N_{II,0} C_{\varphi,lokal+global}$ [kN]	75.2	71.5	73.0	69.8	59.0	55.5	58.0	54.7	39.4	37.4	38.8	36.9
$N_{II,0} C_{\varphi,(lokal+global),in+mod,aus}$ [kN]	74.5	66.0	72.0	64.5	58.5	49.7	57.0	48.0	39.2	33.5	38.3	32.2
$N_{II,0} C_{\varphi,z,0}$ [kN]	55.6	55.6	55.6	55.6	33.2	33.2	33.2	33.2	20.7	20.7	20.7	20.7
$N_{II,0} C_{\varphi,y,z,0}$ [kN]	47.5	47.5	47.5	47.5	24.6	24.6	24.6	24.6	13.2	13.2	13.2	13.2

In Tabelle 4.7 werden die ermittelten Steifigkeiten sowie die Traglasten aus der Stabstatikberechnung dargestellt.

### 5.4.3. Vergleich und Interpretation der FEM-Berechnungen mit den Stabstatikergebnissen – Winkel 60x6

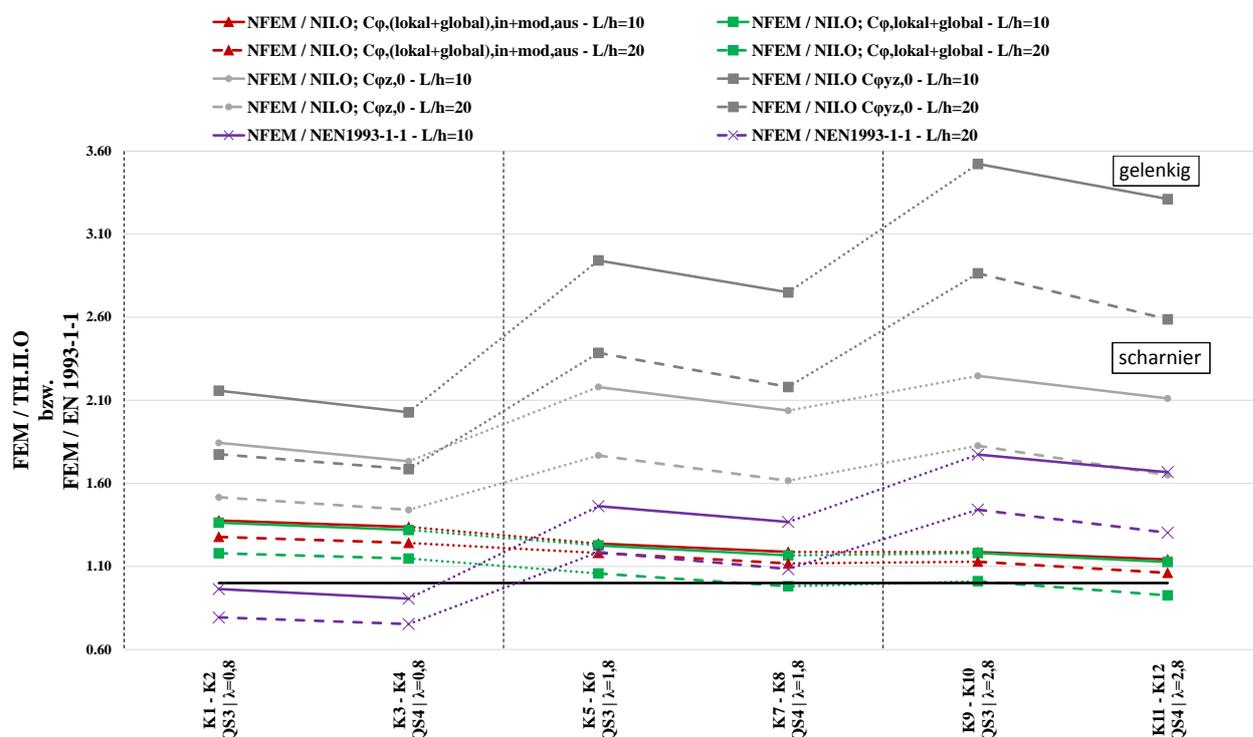


Abbildung 5.5: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 3a-2, Winkel 60x6

Tabelle 5.6: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 3a-2, Winkel 60x6

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
$N_{FEM} / N_{ILO} C_{\phi, \text{lokal+global}} [-]$	1.36	1.18	1.32	1.15	1.23	1.06	1.17	0.98	1.18	1.01	1.13	0.93
$N_{FEM} / N_{ILO} C_{\phi, (\text{lokal+global}), \text{in+mod, aus}} [-]$	1.38	1.28	1.34	1.24	1.24	1.18	1.19	1.12	1.19	1.13	1.14	1.06
$N_{FEM} / N_{ILO} C_{\phi z, 0} [-]$	1.84	1.52	1.73	1.44	2.18	1.77	2.04	1.62	2.25	1.83	2.11	1.65
$N_{FEM} / N_{ILO} C_{\phi yz, 0} [-]$	2.16	1.77	2.03	1.69	2.94	2.38	2.75	2.18	3.52	2.86	3.31	2.59
$N_{FEM} / N_{EN1993-1-1} [-]$	0.96	0.79	0.91	0.75	1.46	1.19	1.37	1.08	1.77	1.44	1.67	1.30

In Abbildung 5.5 werden wieder die Ergebnisse der FEM-Berechnung mit den Berechnungen aus der Stabstatik in Vergleich gestellt.

Auch hier werden bei den Berechnungen durchgehend sehr gute Werte erzielt. Im Vergleich mit den Ergebnissen aus 5.3 wird sichtbar, dass der Tragfähigkeitszugewinn bei Konfigurationen mit Berücksichtigung der Federsteifigkeit bei den kleineren L60x6 Winkelprofilen deutlich zunimmt.

## 5.5. Ergebnisse – Detail 3a-2, Winkel 120x12

### 5.5.1. Ergebnisse der FEM-Berechnung

Tabelle 5.7: Ergebnisse der FEM-Berechnung – Detail 3a-2, Winkel 120x12

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
Profil [-]	L 120x12											
M [-]	M 27											
$N_{cr}$ [kN]	1572.8	1435.1	1530.4	1378.8	441.7	417.6	439.4	415.7	197.3	185.6	193.9	182.5
$N_{FEM}$ [kN]	315.7	305.4	312.1	301.9	180.7	168.1	187.3	174.9	104.0	96.2	107.4	97.5
$N_{pl,120x12}$ [kN]	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3

In Tabelle 5.7 werden aus den FEM-Berechnungen die ermittelten Traglasten  $N_{cr}$ ,  $N_{FEM}$  und  $N_{pl}$  für das Detail 3a-2 Winkel 120x12 abgebildet.

### 5.5.2. Ergebnisse der Stabstatikberechnung

Tabelle 5.8: Ergebnisse der Stabstatikberechnungen – Detail 3a-2, Winkel 120x12

(Anm.:  $c_{\varphi,in} = c_{\varphi,y}$  und  $c_{\varphi,aus} = c_{\varphi,z}$ )

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
Profil [-]	L 120x12											
$l_{eff}$ [mm]	179	179	268	268	179	179	268	268	179	179	268	268
$k_r$ [N/mm]	2625	328	680	85	2625	328	680	85	2625	328	680	85
$C_{\varphi,lokal,in}$ [kNm/rad]	947	947	554	554	947	947	554	554	947	947	554	554
$C_{\varphi,global,in}$ [kNm/rad]	47315	23657	34087	17043	47315	23657	34087	17043	47315	23657	34087	17043
$C_{\varphi,(lokal+global),in}$ [kNm/rad]	929	911	545	537	929	911	545	537	929	911	545	537
$C_{\varphi,lokal,aus}$ [kNm/rad]	104	104	96	96	104	104	96	96	104	104	96	96
$C_{\varphi,global,aus}$ [kNm/rad]	660	168	552	156	660	168	552	156	660	168	552	156
$C_{\varphi,(lokal+global),aus}$ [kNm/rad]	90	64	82	59	90	64	82	59	90	64	82	59
$C_{\varphi,mod,aus}$ [kNm/rad]	86	34	75	28	86	34	75	28	86	34	75	28
$N_{ILO} C_{\varphi,lokal+global}$ [kN]	257.0	250.0	250.0	245.0	166.0	159.0	159.0	153.0	104.2	98.0	100.0	94.5
$N_{ILO} C_{\varphi,(lokal+global),in+mod,aus}$ [kN]	257.0	243.0	250.0	238.0	165.0	149.0	157.0	143.0	103.5	90.8	98.2	86.5
$N_{ILO} C_{\varphi,z,0}$ [kN]	248.0	248.0	248.0	248.0	144.0	144.0	144.0	144.0	86.5	86.5	86.5	86.5
$N_{ILO} C_{\varphi,y,z,0}$ [kN]	218.0	218.0	218.0	218.0	103.0	103.0	103.0	103.0	52.0	52.0	52.0	52.0

In Tabelle 5.8 werden die ermittelten Steifigkeiten sowie die Traglasten aus der Stabstatikberechnung dargestellt.

### 5.5.3. Vergleich und Interpretation der FEM-Berechnungen mit den Stabstatikergebnissen – Winkel 120x12

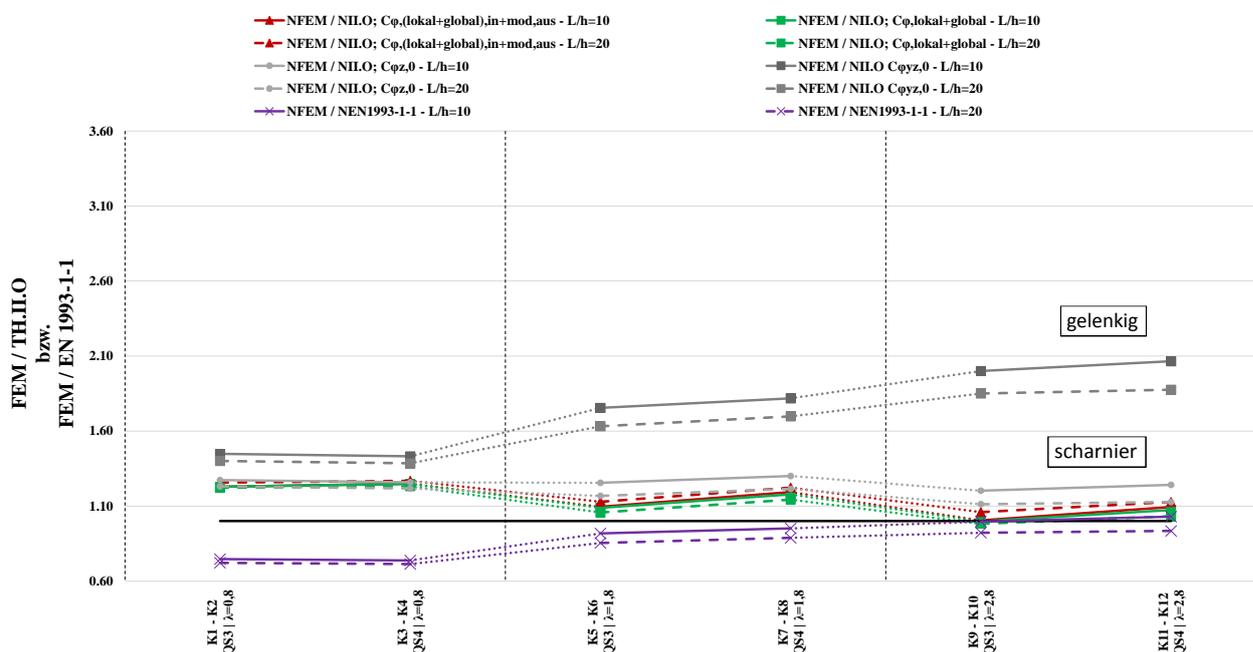


Abbildung 5.6: Verhältnis FEM/ TH.I.O – Detail 3a-2, Winkel 120x12

Tabelle 5.9: Verhältnis FEM/ TH.I.O – Detail 3a-2, Winkel 120x12

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
$N_{FEM} / N_{ILO} C_{\phi, \text{lokal+global}} [-]$	1.23	1.22	1.25	1.23	1.09	1.06	1.18	1.14	1.00	0.98	1.07	1.03
$N_{FEM} / N_{ILO} C_{\phi, \text{(lokal+global), in+mod, aus}} [-]$	1.23	1.26	1.25	1.27	1.10	1.13	1.19	1.22	1.00	1.06	1.09	1.13
$N_{FEM} / N_{ILO} C_{\phi z, 0} [-]$	1.27	1.23	1.26	1.22	1.25	1.17	1.30	1.21	1.20	1.11	1.24	1.13
$N_{FEM} / N_{ILO} C_{\phi y z, 0} [-]$	1.45	1.40	1.43	1.38	1.75	1.63	1.82	1.70	2.00	1.85	2.07	1.88
$N_{FEM} / N_{EN1993-1-1} [-]$	0.75	0.72	0.74	0.71	0.92	0.85	0.95	0.89	1.00	0.92	1.03	0.93

In Abbildung 5.6 werden wieder die Traglastergebnisse der FEM-Berechnung mit den Berechnungen aus der Stabstatik im Vergleich dargestellt.

Bei Betrachtung der normbezogenen Traglasten (lila Verlauf) ist anzumerken, dass diese größtenteils die maximale Traglast der FEM-Berechnung um bis zu 25% überschätzt und somit unsichere Ergebnisse liefern.

### 5.6. Abschließende Interpretation der Ergebnisse für Detail 3a-2

In Abbildung 5.7 sowie Abbildung 5.8 werden wieder die Traglastergebnisse aller Profilquerschnitte anschaulich dargestellt.

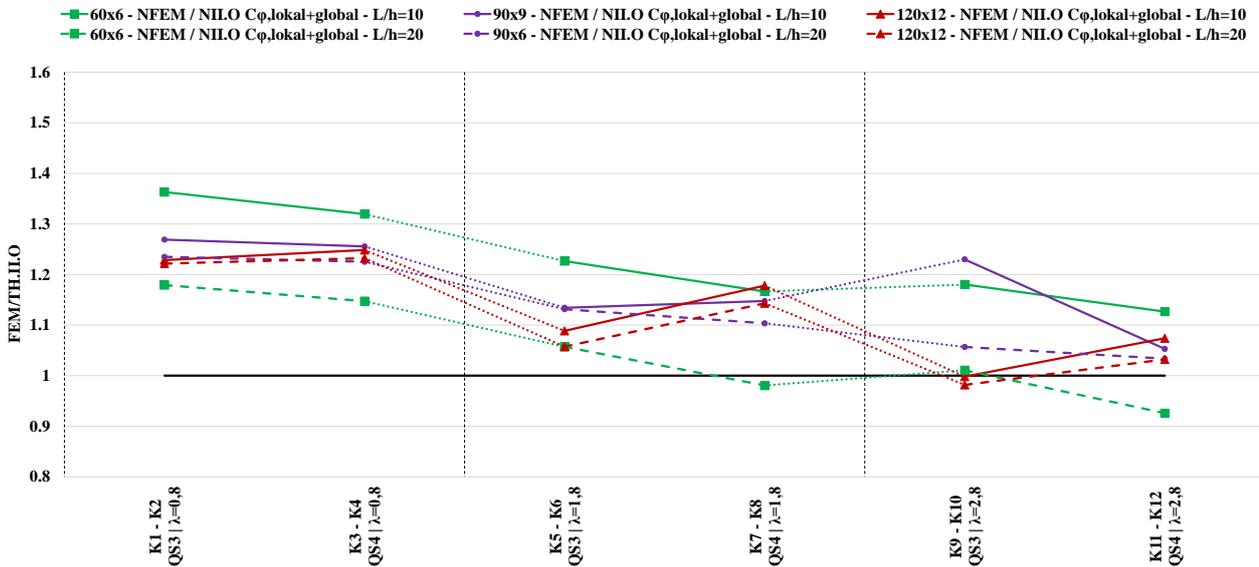


Abbildung 5.7: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 3a-2 – lokale+globale Steifigkeit,  $C_{\phi, \text{lokal+global}}$

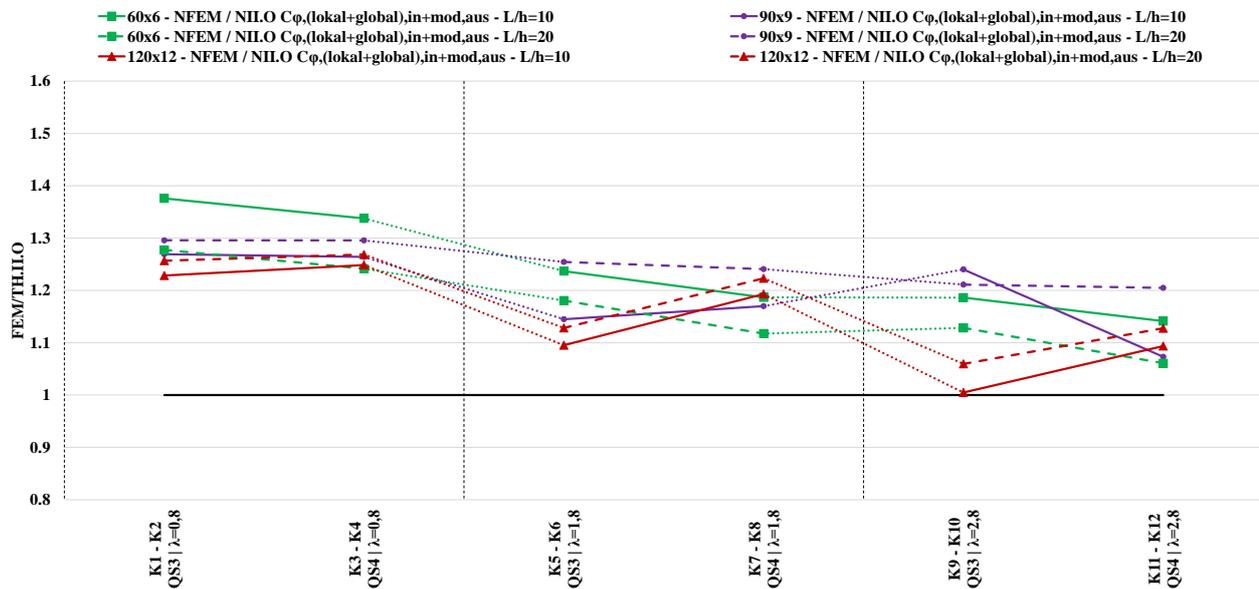


Abbildung 5.8: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 3a-2 – (lokale+globale),in+modifizierte, aus Steifigkeit,  $C_{\phi, (\text{lokal+global}), \text{in} + \text{mod}, \text{aus}}$

## 6

## 6. Traglastergebnisse für Detail 3b-1

## 6.1. Systembeschreibung

Bei Detail 3b-1 wurde nun das Winkelprofil um 45 Grad, wie in Abbildung 6.1, ersichtlich gedreht. Die Lage des Knotenblechs befindet sich in der Schwerachse des Trägers. Das Anschlussblech, welches mit dem Winkelprofil über zwei vorgespannte Schrauben verbunden ist, wurde wieder an einen I-Träger (Querschnitt 3 bzw. Querschnitt 4) angeschlossen. Weiters wurde auf die Untersuchung von Konfigurationen mit einem Verhältnis  $L/h=20$  verzichtet. Die verbleibenden 6 Konfigurationen sind aus Tabelle 6.1 zu entnehmen.

Tabelle 6.1: Konfigurationen für Detail 3b-1

Konfiguration	K1	K3	K5	K7	K9	K11
$\bar{\lambda}_v$ [-]	0.8	0.8	1.8	1.8	2.8	2.8
QS # [-]	QS3	QS4	QS3	QS4	QS3	QS4
L/h [-]	10	10	10	10	10	10
L [mm]	6000	10000	6000	10000	6000	10000
$h_w$ [mm]	550	940	550	940	550	940
$t_r$ [mm]	25	30	25	30	25	30
$b_r$ [mm]	300	300	300	300	300	300
$t_w$ [mm]	15	15	15	15	15	15
$L_i$ 60x6 [mm]	879	879	1978	1978	3076	3076
$L_i$ 90x9 [mm]	1322	1322	2975	2975	4627	4627
$L_i$ 120x12 [mm]	1765	1765	3972	3972	6179	6179

Abbildung 6.1 zeigt die Abmessungen der untersuchten Winkelprofile.

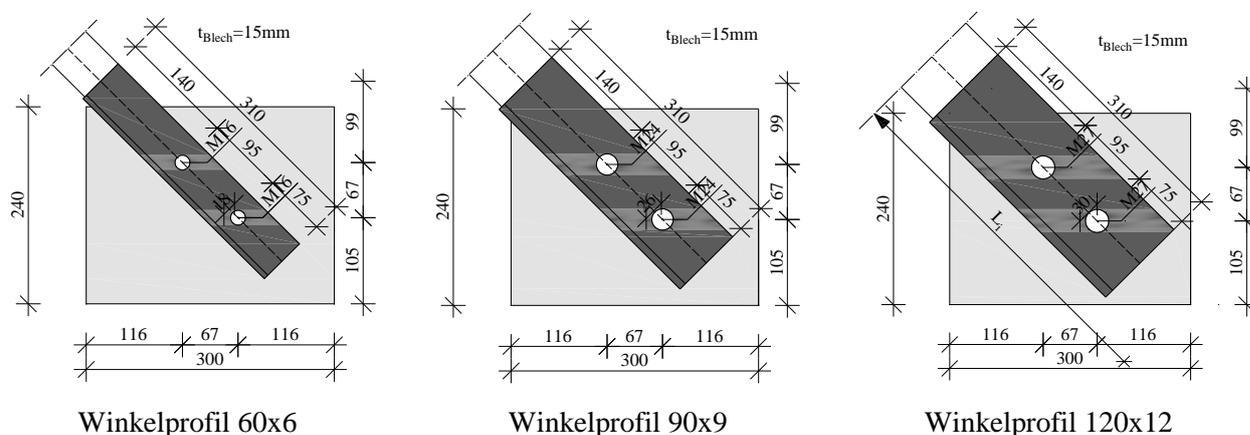


Abbildung 6.1: Systemabmessungen für Detail 3b-1 im Anschlussbereich

### 6.1.1. System in der FEM-Berechnung

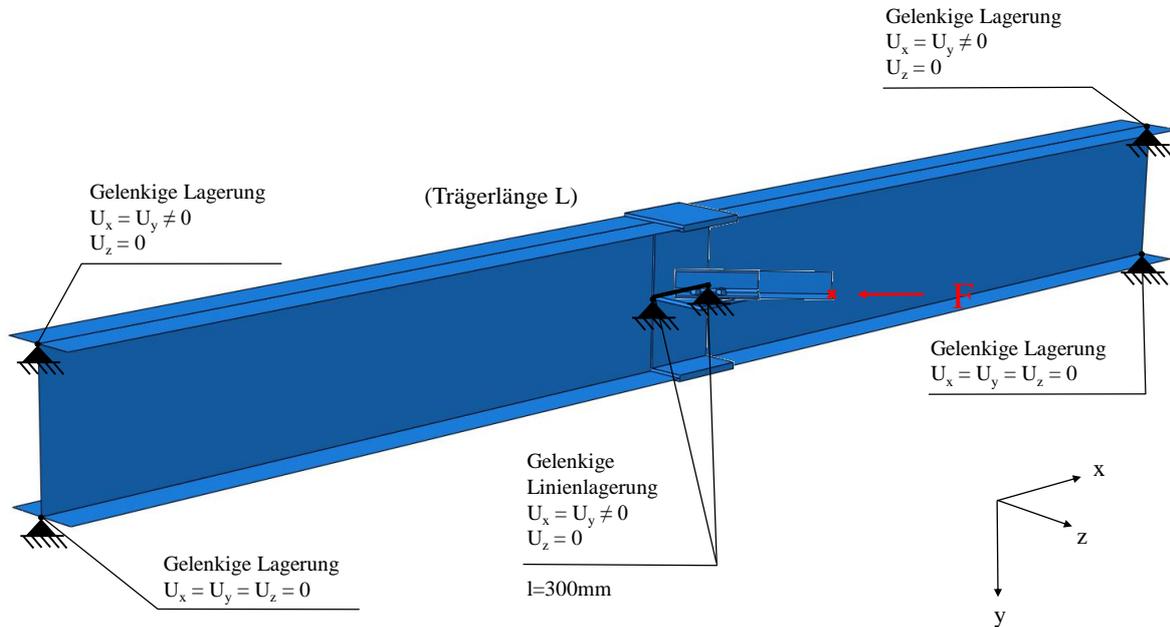


Abbildung 6.2: Modell von Detail 3b-1 für die FEM-Berechnung

### 6.1.2. System in der Stabstatikberechnung

Das Modell in der Stabstatik ist ident mit dem vorangegangenen Stabstatikmodell in Kapitel 4. Lediglich die Steifigkeiten im Anschlusspunkt wurden nach 6.2.1 und 6.2.2 geändert.

## 6.2. Voruntersuchungen zu Detail 3b-1

Auch für Detail 3b-1 wurden sowohl Untersuchungen unter Berücksichtigung der Federsteifigkeiten nach [6] als auch modifizierte Ansätze mittels baustatischer Formeln analysiert.

### 6.2.1. Berechnung der Federsteifigkeiten nach Harringer

- **Federsteifigkeit in der Anschlussebene**

Durch die Drehung des Anschlusswinkels um 45 Grad entstehen nur geringfügig höhere Steifigkeiten in der Anschlussebene, welche konservativ vernachlässigt werden. Somit erfolgt die Berechnung nach Formel (4.1). Aufgrund der, gegenüber Detail 3a-1, längeren Knotenbleche in Trägerlängsrichtung, werden jedoch höhere Federsteifigkeiten erhalten.

### • Federsteifigkeit aus der Anschlussebene

Auch für Detail 3b-1 hat der Anschluss des Winkelprofils unter 45° einen positiven Effekt auf das Tragverhalten des Anschlussdetails aus der Ebene. In [6] wurden dafür numerische Berechnungen durchgeführt und es konnte festgestellt werden, dass die Anschlusssteifigkeit gegenüber dem lotrecht angeschlossenen Winkelprofil um den Faktor 2,5 erhöht ist. Dies konnte sowohl für den lokalen als auch für den globalen Effekt festgestellt werden und wird somit in Formel (6.2) sowie Formel (6.5) berücksichtigt.

Die restlichen Berechnungen der lokalen sowie globalen Federsteifigkeiten erfolgen analog zu Kapitel 4.

$$C_{\varphi,\text{aus}} = C_{\varphi,z} = \frac{1}{\frac{1}{C_{\varphi,\text{global}}} + \frac{1}{C_{\varphi,\text{lokal}}}} \quad (6.1)$$

Für die Federsteifigkeit aufgrund des globalen Effektes wurde in [6] ein Formelapparat vorgestellt. Dieser lässt sich nach (6.2) nachfolgend ermitteln zu:

$$C_{\varphi,\text{global}} = \frac{M}{\varphi} = 2,5 * \frac{1}{\frac{L}{4GI_T} * \left(1 - \frac{\tanh \varepsilon_T}{\varepsilon_T}\right)} \quad (6.2)$$

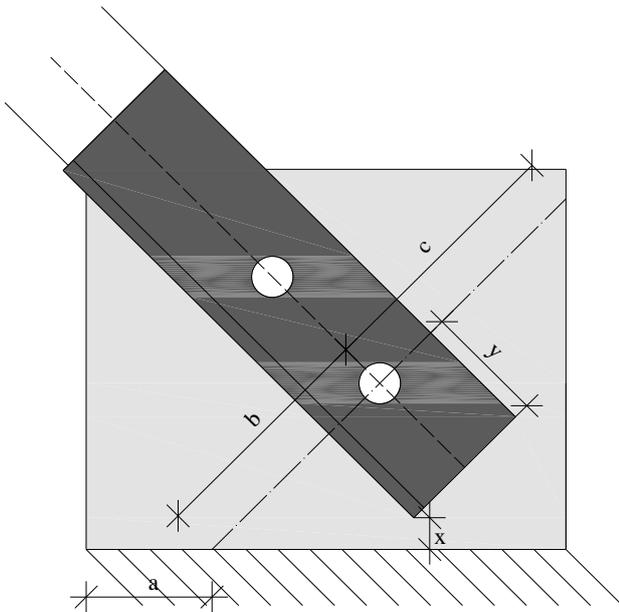
$$\text{mit } \varepsilon_T = \sqrt{\frac{I_T}{2,6 * I_W} * \frac{L}{2}}$$

Die Federsteifigkeit aufgrund des lokalen Effektes setzt sich aus der Steifigkeit des Anschlussbleches und der Steifigkeit des Stegs zusammen und lässt sich nach (6.3) nachfolgend ermitteln zu:

$$C_{\varphi,\text{lokal}} = \frac{1}{\frac{1}{C_{\varphi,\text{Anschlussblech}}} + \frac{1}{C_{\varphi,\text{Steg}}}} \quad (6.3)$$

Auch für Detail 3b-1 ist die Berechnung der Steifigkeit des Anschlussbleches ident mit der Berechnung aus Detail 1a. Sie lässt sich mit Formel (6.4) ermitteln.

(6.4)



$$C_{\varphi, \text{Anschlussblech}} = \frac{3EI}{3x + y}$$

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

$$\text{und } h_{eff} = \min[a + b + c; 2 * (a + b)]$$

**Abbildung 6.3:** Modell von Detail 3b-1 für die FEM-Berechnung

Die Verdrehung der Winkelachse um einen Winkel von 45° bewirkt eine Steigerung der Steifigkeit des Steges um den Faktor 2,5.

$$C_{\varphi, \text{Steg}} = 2.5 * \frac{3EI}{h_w * \left[ 1 - 3 \frac{u}{h_w} + 3 \left( \frac{u}{h_w} \right)^2 \right]} \tag{6.5}$$

$$\text{mit } l_{eff} = \frac{70 * h_w^{0,75}}{t_w^{1,40}}; I = \frac{l_{eff} * t_w^3}{12}$$

Auch hier lässt sich Formel (6.5) aufgrund des Sonderfalles  $u = h_w/2$  wie folgt vereinfachen:

$$C_{\varphi, \text{Steg}} = 2.5 * \frac{E * l_{eff} * t_w^3}{h_w} \tag{6.6}$$

### 6.2.2. Berechnung der Federsteifigkeiten - modifiziert

Auch für die Berechnung der modifizierten Federsteifigkeit wird mit Verweis auf die empirischen Versuche aus [6] eine Erhöhung der Anschlusssteifigkeit um den Faktor 2,5 in Rechnung gestellt, welcher in Formel (6.9) Anwendung findet (an sonst ident zu Gl. (4.18)).

$$C_{\varphi, \text{mod,aus}} = C_{\varphi, z} = \frac{1}{\frac{1}{C_{\varphi, \text{Anschlussblech}}} + \frac{1}{C_{\varphi, \text{mod,Steg}}}} \tag{6.7}$$

$$C_{\varphi, \text{Anschlussblech}} = \frac{3EI}{3x + y} \quad (6.8)$$

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

$$\text{und } h_{eff} = \min[a + b + c; 2 * (a + b)]$$

$$C_{\varphi, \text{mod, Steg}} = \frac{M}{\varphi} = \frac{2,5}{\frac{1}{3EI_w} [u * M_A^2 + (h_w - u) * M_B^2] + \frac{1}{k_f} * (A^2 + B^2)} \quad (6.9)$$

Mit

$$M_A^2 = \left[ \frac{1}{h_w} + C \left( 1 - \frac{u}{h_w} \right) \right]^2 * u^2$$

$$M_B^2 = \left( \frac{1}{h_w} - C \frac{u}{h_w} \right)^2 * (h_w - u)^2$$

$$A^2 + B^2 = \frac{2}{h_w^2} - \frac{C}{h_w} \left( \frac{4u}{h_w} - 2 \right) + C^2 \left( \frac{2u^2}{h_w^2} - \frac{2u}{h_w} + 1 \right)$$

$$k_f = \frac{48EI_F}{L^3}$$

$$I_w = \frac{l_{eff} * t_w^3}{12}$$

$$l_{eff} = \frac{70 * h_w^{0,75}}{t_w^{1,40}}$$

Für den Sonderfall eines in Stegblechmitte angeschlossenen Anschlussblechs ( $u=h_w/2$ ) lässt sich Formel (6.10) wie folgt vereinfachen (siehe auch Gl. (4.20)):

$$C_{\varphi, \text{mod, Steg, (u=h_w/2)}} = 2,5 * \frac{12E}{\frac{h_w}{I_w} + \frac{L^3}{2I_f * h_w^2}} \quad (6.10)$$

$$\text{Mit } I_f = \frac{t_f * b_f^3}{12}$$

## 6.3. Ergebnisse – Detail 3b-1, Winkel 90x9

### 6.3.1. Ergebnisse der FEM-Berechnung

**Tabelle 6.2:** Ergebnisse der FEM-Berechnung – Detail 3b-1, Winkel 90x9

Konfiguration	K1	K3	K5	K7	K9	K11
Profil [-]	L 90x9					
M [-]	M 24					
$N_{cr}$ [kN]	1377.3	1350.3	346.9	337.9	167.6	163.8
$N_{FEM}$ [kN]	223.9	218.4	151.2	148.1	99.1	97.0
$N_{pl,90x9}$ [kN]	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3

Tabelle 6.2 zeigt die Traglasten  $N_{cr}$ ,  $N_{FEM}$  und  $N_{pl}$  für Detail3b-1, Winkel 90x9, welche mit der Finite-Elemente-Software ABAQUS [1] berechnet wurden.

### 6.3.2. Ergebnisse der Stabstatikberechnung

**Tabelle 6.3:** Ergebnisse der Stabstatikberechnungen – Detail 3b-1, Winkel 90x9

(Anm.:  $c_{\varphi,in} = c_{\varphi,y}$  und  $c_{\varphi,aus} = c_{\varphi,z}$ )

Konfiguration	K1	K3	K5	K7	K9	K11
Profil [-]	L 90x9					
$l_{eff}$ [mm]	179	268	179	268	179	268
$k_r$ [N/mm]	2625	680	2625	680	2625	680
$c_{\varphi,lokal,in}$ [kNm/rad]	1065	623	1065	623	1065	623
$c_{\varphi,global,in}$ [kNm/rad]	47315	28389	47315	28389	47315	28389
$c_{\varphi,(lokal+global),in}$ [kNm/rad]	1042	610	1042	610	1042	610
$c_{\varphi,lokal,aus}$ [kNm/rad]	242	228	242	228	242	228
$c_{\varphi,global,aus}$ [kNm/rad]	1649	1381	1649	1381	1649	1381
$c_{\varphi,(lokal+global),aus}$ [kNm/rad]	211	196	211	196	211	196
$c_{\varphi,mod,aus}$ [kNm/rad]	194	175	194	175	194	175
$N_{II,O} c_{\varphi,lokal+global}$ [kN]	163.0	160.0	126.0	124.0	82.8	81.5
$N_{II,O} c_{\varphi,(lokal+global),in+mod,aus}$ [kN]	162.0	159.0	124.0	122.0	81.5	80.0
$N_{II,O} c_{\varphi,z,0}$ [kN]	136.0	136.0	79.0	79.0	48.0	48.0

In Tabelle 6.3 werden die ermittelten Steifigkeitskennwerte sowie die maximalen Traglasten einmal unter Berücksichtigung der lokalen und globalen Federsteifigkeit  $N_{II,O} c_{\varphi,lokal+global}$  und  $N_{II,O} c_{\varphi,(lokal+global),in+mod,aus}$ , sowie einmal ohne Berücksichtigung der Anschlusssteifigkeit  $N_{II,O} c_{\varphi,z,0}$ , jedoch mit Scharnierlagerung, aus der Stabstatikanalyse dargestellt. Auf die Darstellung des rein gelenkigen Falles  $c_{\varphi,yz,0}$  wurde hier verzichtet, da die berechneten Traglasten zum Teil um den Faktor 4 unter den FEM-Ergebnissen liegen und somit einen störenden Einfluss für die Darstellung und Interpretation

in den nachfolgenden Grafiken hätten. Weiters stellen  $c_{\varphi, \text{lokal}, \text{in}}$ , welche mit Formel (4.3) berechnet wurden sowie  $c_{\varphi, \text{global}, \text{in}}$  (Formel

(4.2)) die Steifigkeitskennwerte in der Anschlussebene dar. Als in Serie geschaltete wirkende Federn wurden die Ergebnisse anschließend nach Formel (4.1) zu  $c_{\varphi, (\text{lokal}+\text{global}), \text{in}}$  berechnet. Für die Steifigkeitswerte aus der Ebene wurden die lokalen Effekte  $c_{\varphi, \text{lokal}, \text{aus}}$  mit Formel (6.3) sowie die globalen Effekte nach Formel (6.2) berechnet. Auch hier werden die einzelnen Effekte für in Serie geschaltete Federn nach Formel (6.1) berechnet.

### 6.3.3. Vergleich und Interpretation der FEM-Berechnungen mit den Stabstatikergebnissen – Winkel 90x9

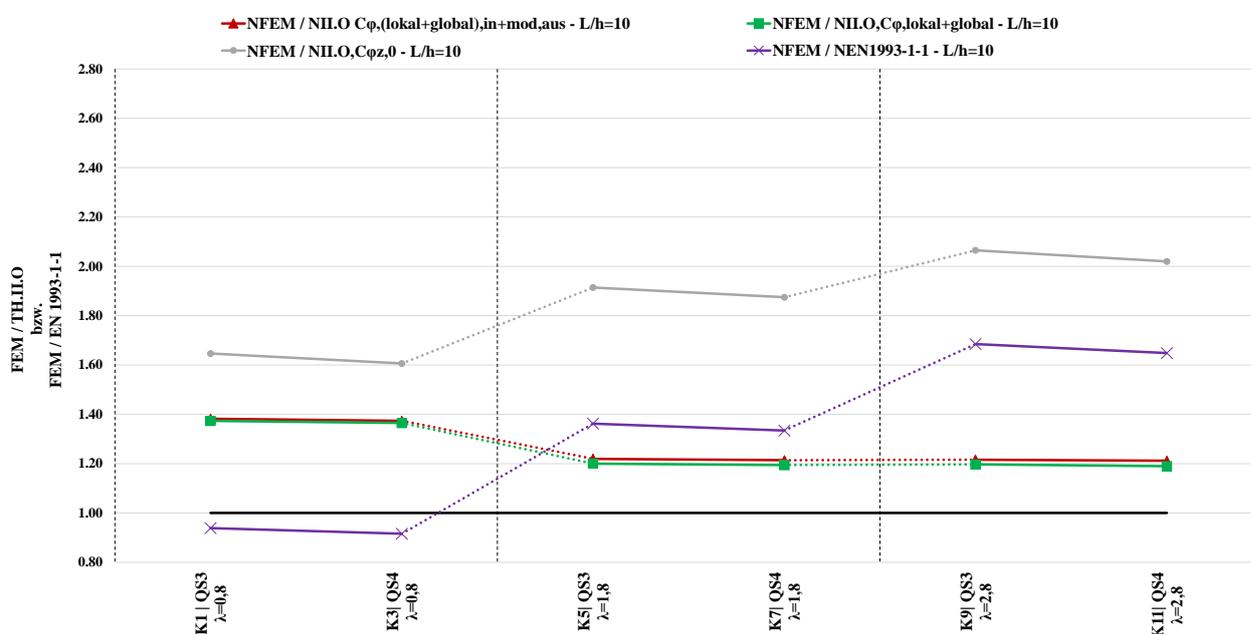


Abbildung 6.4: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 3b-1, Winkel 90x9

Tabelle 6.4: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 3b-1, Winkel 90x9

Konfiguration	K1	K3	K5	K7	K9	K11
$N_{\text{FEM}} / N_{\text{ILO}} c_{\varphi, \text{lokal}+\text{global}} [-]$	1.37	1.37	1.20	1.19	1.20	1.19
$N_{\text{FEM}} / N_{\text{ILO}} c_{\varphi, (\text{lokal}+\text{global}), \text{in}+\text{mod}, \text{aus}} [-]$	1.38	1.37	1.22	1.21	1.22	1.21
$N_{\text{FEM}} / N_{\text{ILO}} c_{\varphi, z, 0} [-]$	1.65	1.61	1.91	1.87	2.06	2.02
$N_{\text{FEM}} / N_{\text{EN1993-1-1}} [-]$	0.94	0.92	1.36	1.33	1.68	1.65

In Abbildung 6.4 werden die Traglastergebnisse der FEM-Berechnung mit den Berechnungen aus der Stabstatik im Vergleich dargestellt.

Die Berechnungen liefern durchwegs gute Ergebnisse, mit einer maximalen Abweichung von 38% (siehe Tabelle 6.4, Fall Konfiguration 1). Dabei gibt es zwischen Berechnungen mit lokaler und

globaler sowie modifizierter Anschlusssteifigkeit nur geringfügige Differenzen. Beide Methoden bilden eine sehr gute und zugleich konservative Abbildung der FEM-Traglasten.

## 6.4. Ergebnisse – Detail 3b-1, Winkel 60x6

### 6.4.1. Ergebnisse der FEM-Berechnung

**Tabelle 6.5:** Ergebnisse der FEM-Berechnung – Detail 3b-1, Winkel 60x6

Konfiguration	K1	K3	K5	K7	K9	K11
Profil [-]	L 60x6					
M [-]	M 16					
$N_{cr}$ [kN]	1377.3	1350.3	346.9	337.9	167.6	163.8
$N_{FEM}$ [kN]	108.3	108.3	88.0	88.4	54.7	54.8
$N_{pl,60x6}$ [kN]	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4

Die Ergebnisse der FEM-Berechnung für Detail 3b-1, Winkel 60x6 werden in Tabelle 6.5 dargestellt. Dabei stellen die Tragfähigkeit  $N_{cr}$  die Ergebnisse der LBA Analyse und  $N_{FEM}$  die Ergebnisse der GMNIA Analyse dar.

### 6.4.2. Ergebnisse der Stabstatikberechnung

**Tabelle 6.6:** Ergebnisse der Stabstatikberechnungen – Detail 3b-1, Winkel 60x6

(Anm.:  $c_{\varphi,in} = c_{\varphi,y}$  und  $c_{\varphi,aus} = c_{\varphi,z}$ )

Konfiguration	K1	K3	K5	K7	K9	K11
Profil [-]	L 60x6					
$l_{eff}$ [mm]	179	268	179	268	179	268
$k_r$ [N/mm]	2625	680	2625	680	2625	680
$c_{\varphi,lokal,in}$ [kNm/rad]	1065	623	1065	623	1065	623
$c_{\varphi,global,in}$ [kNm/rad]	47315	28389	47315	28389	47315	28389
$c_{\varphi,(lokal+global),in}$ [kNm/rad]	1042	610	1042	610	1042	610
$c_{\varphi,lokal,aus}$ [kNm/rad]	242	228	242	228	242	228
$c_{\varphi,global,aus}$ [kNm/rad]	1649	1381	1649	1381	1649	1381
$c_{\varphi,(lokal+global),aus}$ [kNm/rad]	211	196	211	196	211	196
$c_{\varphi,mod}$ [kNm/rad]	194	175	194	175	194	175
$N_{ILO} c_{\varphi,lokal+global}$ [kN]	87.0	85.0	67.0	66.5	43.8	43.5
$N_{ILO} c_{\varphi,(lokal+global)+mod,aus}$ [kN]	86.5	83.0	66.5	65.5	43.5	43.0
$N_{ILO} c_{\varphi,z,0}$ [kN]	55.5	55.5	33.2	33.2	20.7	20.7

Tabelle 6.6 gibt die Ergebnisse der Stabstatikanalyse wieder.

### 6.4.3. Vergleich und Interpretation der FEM-Berechnungen mit den Stabstatikergebnissen – Winkel 60x6

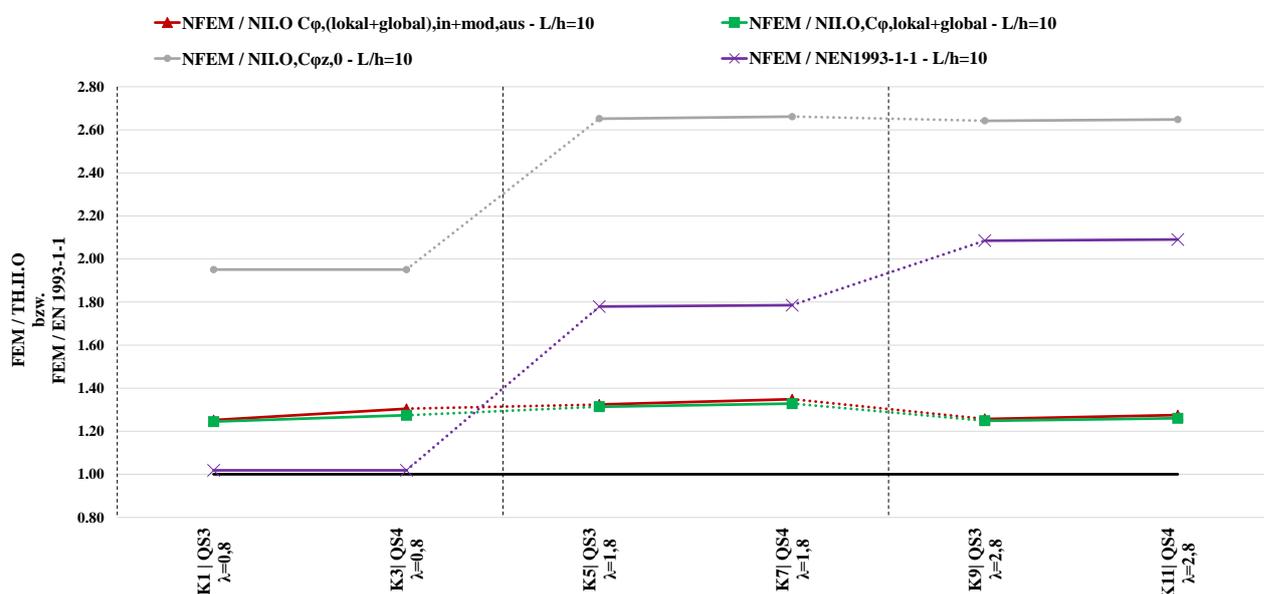


Abbildung 6.5: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 3b-1, Winkel 60x6

Tabelle 6.7: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 3b-1, Winkel 60x6

Konfiguration	K1	K3	K5	K7	K9	K11
NFEM / NILO $C_{\phi,lokal+global}$ [-]	1.24	1.27	1.31	1.33	1.25	1.26
NFEM / NILO $C_{\phi,lokal+global,in+mod,aus}$ [-]	1.25	1.30	1.32	1.35	1.26	1.27
NFEM / NILO $C_{\phi z,0}$ [-]	1.95	1.95	2.65	2.66	2.64	2.65
NFEM / NEN1993-1-1 [-]	1.02	1.02	1.78	1.79	2.09	2.09

Abbildung 6.5 zeigt das Verhältnis zwischen den mittels ABAQUS [1] ermittelten Traglasten und den Berechnungen aus der RSTAB [2] Analyse.

Die beiden Berechnungen, bei welchen eine federnde Endeinspannung Berücksichtigung findet, sind weitgehend deckungsgleich.

Es zeigen sich deutliche Differenzen zwischen den Datensätzen, mit und ohne Berücksichtigung der federnden Endeinspannung. Besonders bei Schlankheiten ab  $\bar{\lambda}_v = 1,8$  können Differenzen der maximalen Traglast um bis zu 139% (Differenz Tabelle 6.7, Konfiguration 5, zwischen  $N_{II.O} C_{\phi,lokal+global}$  und  $N_{II.O} C_{\phi z,0}$ ) festgestellt werden.

## 6.5. Ergebnisse – Detail 3b-1, Winkel 120x12

### 6.5.1. Ergebnisse der FEM-Berechnung

**Tabelle 6.8:** Ergebnisse der FEM-Berechnung – Detail 3b-1, Winkel 120x12

Konfiguration	K1	K3	K5	K7	K9	K11
Profil [-]	L 120x12					
M [-]	M 27					
$N_{cr}$ [kN]	1852.2	1762.1	550.6	498.7	229.4	237.1
$N_{FEM}$ [kN]	337.3	330.9	208.0	202.7	123.1	120.6
$N_{pl,120x12}$ [kN]	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3

In Tabelle 6.8 werden  $N_{cr}$ ,  $N_{FEM}$  und  $N_{pl}$  für das Detail 3b-1, Winkel 120x12 abgebildet.

### 6.5.2. Ergebnisse der Stabstatikberechnung

**Tabelle 6.9:** Ergebnisse der Stabstatikberechnungen – Detail 3b-1, Winkel 120x12

(Anm.:  $c_{\varphi,in} = c_{\varphi,y}$  und  $c_{\varphi,aus} = c_{\varphi,z}$ )

Konfiguration	K1	K3	K5	K7	K9	K11
Profil [-]	L 120x12					
$l_{eff}$ [mm]	179	268	179	268	179	268
$k_r$ [N/mm]	2625	680	2625	680	2625	680
$c_{\varphi,lokal,in}$ [kNm/rad]	1065	623	1065	623	1065	623
$c_{\varphi,global,in}$ [kNm/rad]	47315	28389	47315	28389	47315	28389
$c_{\varphi,(lokal+global),in}$ [kNm/rad]	1042	610	1042	610	1042	610
$c_{\varphi,lokal,aus}$ [kNm/rad]	242	228	242	228	242	228
$c_{\varphi,global,aus}$ [kNm/rad]	1649	1381	1649	1381	1649	1381
$c_{\varphi,(lokal+global),aus}$ [kNm/rad]	211	196	211	196	211	196
$c_{\varphi,mod}$ [kNm/rad]	194	175	194	175	194	175
$N_{II,0} c_{\varphi,lokal+global}$ [kN]	275.0	275.0	190.0	183.0	124.0	111.0
$N_{II,0} c_{\varphi,(lokal+global),in+mod,aus}$ [kN]	275.0	270.0	187.0	179.0	122.0	108.5
$N_{II,0} c_{\varphi,z,0}$ [kN]	248.0	248.0	144.0	144.0	86.5	86.5

In Tabelle 6.9 werden die ermittelten Steifigkeiten sowie die Traglasten aus der Stabstatikberechnung dargestellt.

### 6.5.3. Vergleich und Interpretation der FEM-Berechnungen mit den Stabstatikergebnissen – Winkel 120x12

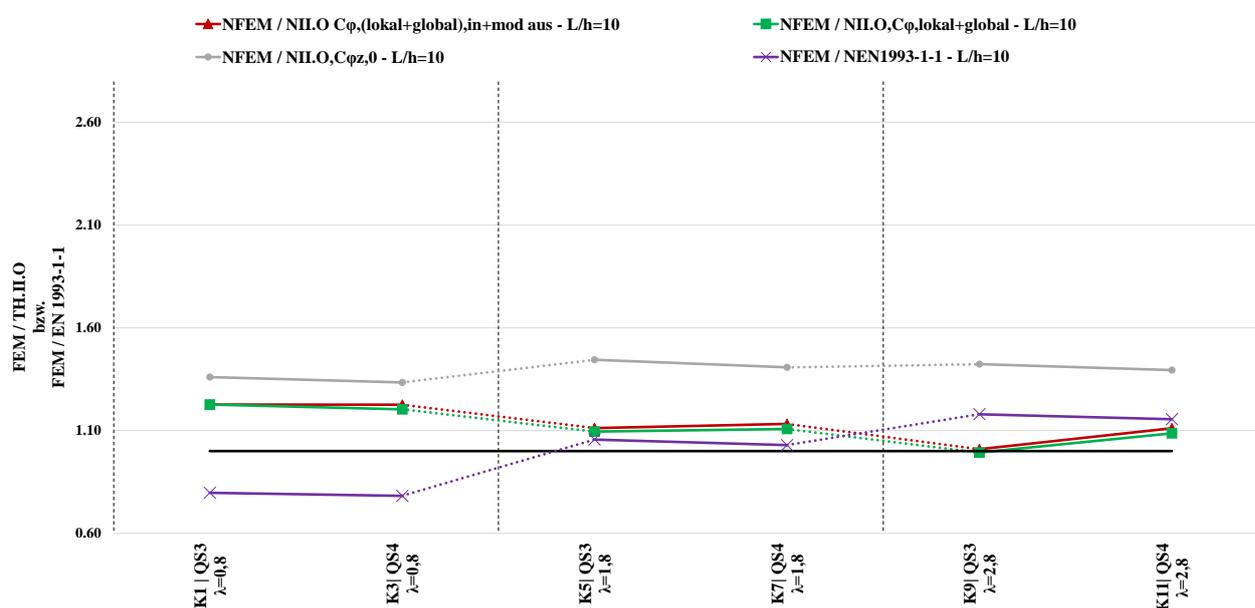


Abbildung 6.6: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 3b-1, Winkel 120x12

Tabelle 6.10: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 3b-1, Winkel 120x12

Konfiguration	K1	K3	K5	K7	K9	K11
$N_{FEM} / N_{ILO\ C\phi,lokal+global} [-]$	1.23	1.20	1.09	1.11	0.99	1.09
$N_{FEM} / N_{ILO\ C\phi,(lokal+global),in+mod\ aus} [-]$	1.23	1.23	1.11	1.13	1.01	1.11
$N_{FEM} / N_{ILO\ C\phi,0} [-]$	1.36	1.33	1.44	1.41	1.42	1.39
$N_{FEM} / N_{EN1993-1-1} [-]$	0.80	0.78	1.06	1.03	1.18	1.16

In Abbildung 6.6 werden die Traglastergebnisse der FEM-Berechnung mit den Resultaten aus der Stabstatikanalyse im Verhältnis dargestellt.

Auch hier stellt sich ein ähnliches Bild der Ergebnisse, wie bereits bei den vorangegangenen Untersuchungen, ein. Während die beiden Berechnungsmethoden mit Berücksichtigung der Anschlusssteifigkeit  $N_{ILO\ C\phi,lokal+global}$  und  $N_{ILO\ C\phi,(lokal+global),in+mod\ aus}$  einen sehr ähnlichen Verlauf nehmen, weichen nun die ermittelten Traglasten ohne Berücksichtigung der Anschlusssteifigkeit  $N_{ILO\ C\phi,0}$  von Traglasten der FEM-Berechnung  $N_{FEM}$  nicht mehr in diesem Ausmaß ab, wie zuvor bei den kleineren Winkelprofilen. Der Grund dafür wurde bereits beschrieben.

### 6.6. Abschließende Interpretation der Ergebnisse für Detail 3b-1

Abschließend werden wieder die Traglastergebnisse für Detail 3b-1 in zwei Grafiken zusammengefasst. In Abbildung 6.7 werden Berechnungen mit Berücksichtigung der lokalen und globalen Federsteifigkeit  $C_{\varphi, \text{lokal}+\text{global}}$  dargestellt. In Abbildung 6.8 finden sich die Traglasten, welche mittels modifiziertem Ansatz  $C_{\varphi, (\text{lokal}+\text{global}), \text{in}+\text{mod}, \text{aus}}$  ermittelt wurden.

Die beiden Grafiken zeigen einen sehr ähnlich verteilten und annähernd konstanten Verlauf der beiden Berechnungsmethoden.

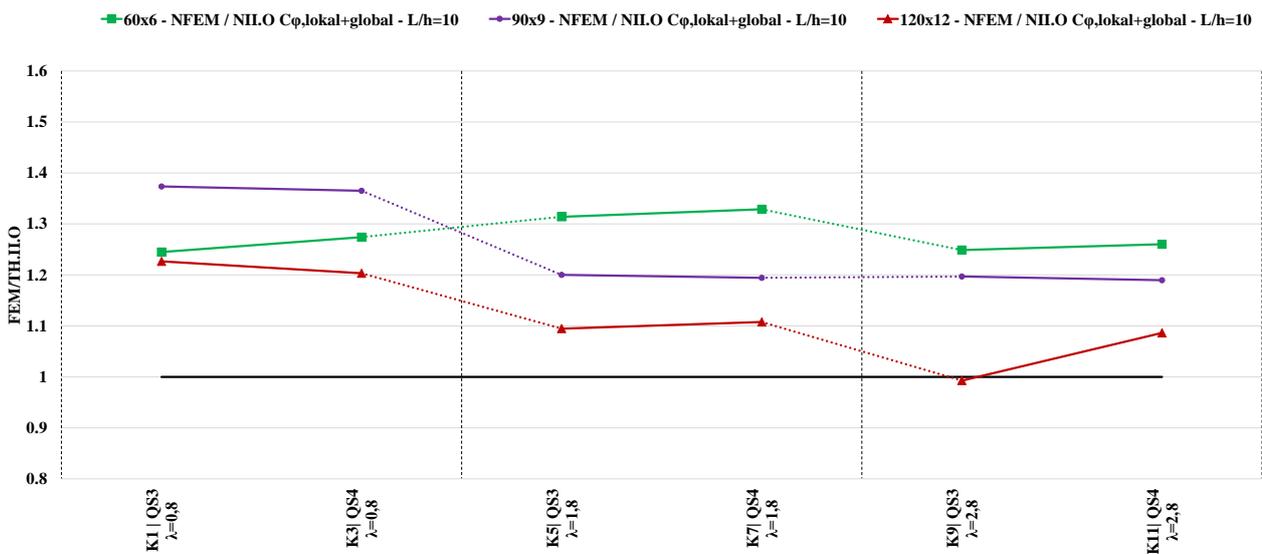


Abbildung 6.7: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 3b-1 – lokale+globale Steifigkeit,  $C_{\varphi, \text{lokal}+\text{global}}$

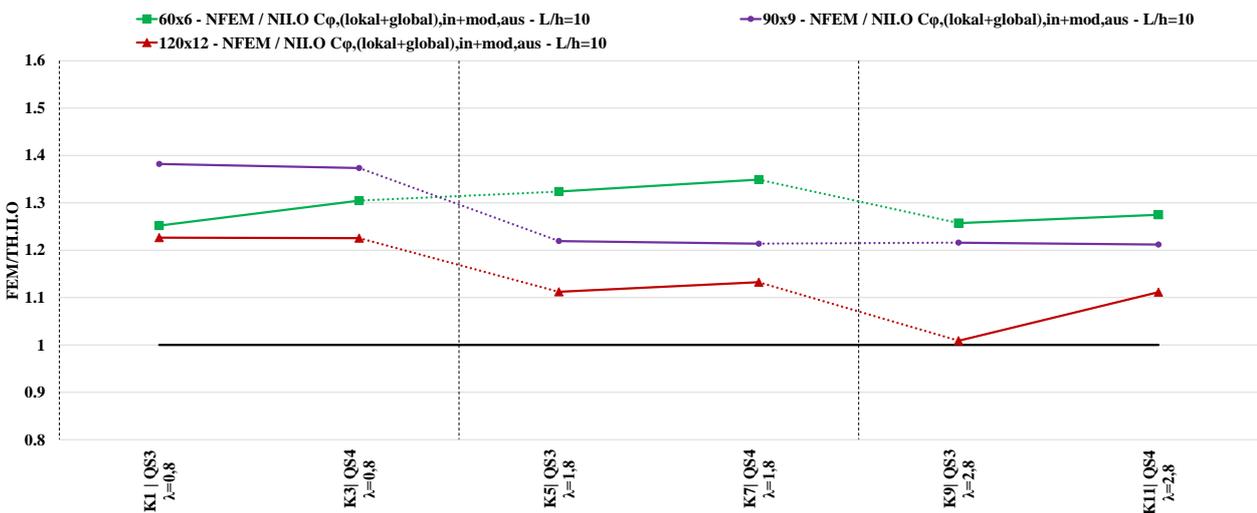


Abbildung 6.8: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 3b-1 – (lokale+globale),in+mod,aus Steifigkeit,  $C_{\varphi, (\text{lokal}+\text{global}), \text{in}+\text{mod}, \text{aus}}$

## 7

## 7. Traglastergebnisse für Detail 3b-2

### 7.1. Systembeschreibung

Bei Detail 3b-2 wurde das Knotenblech auf Höhe  $u=h_w/3$  des Steges gesetzt. Bei den Querschnitten der Träger wurde zwischen Querschnitt 3 ( $\approx$  HEA 600) und Querschnitt 4 ( $\approx$  HEA 1000) variiert. Die einzelnen Konfigurationen wurden von Detail 3b-1 beibehalten und sind mit den Tabellenwerten aus Tabelle 6.1 in Kapitel 6.1 ident. Eine Systemskizze ist in Abbildung 7.1 zu finden.

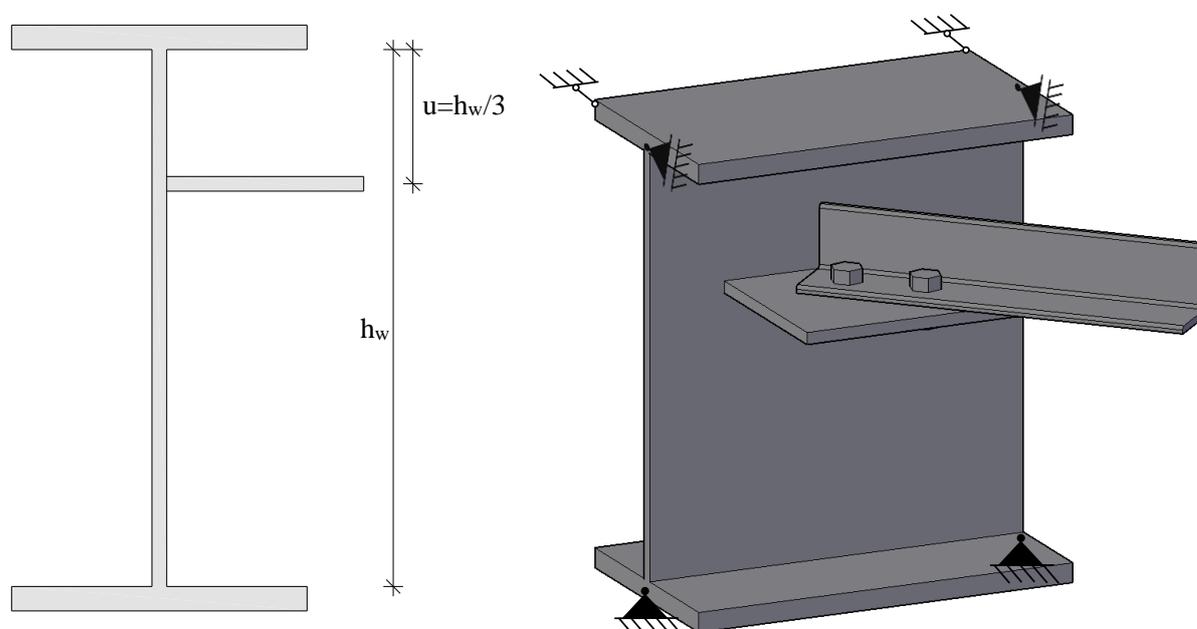


Abbildung 7.1: Systemskizze für Detail 3b-2

### 7.2. Voruntersuchungen zu Detail 3b-2

Die Berechnungen der Federsteifigkeiten erfolgen analog zu Detail 3b-1 und sind aus Kapitel 6 zu entnehmen. Zu berücksichtigen ist auch hier, dass bei den globalen Federsteifigkeiten nach [6] fälschlicherweise von einem Drehpunkt um den Schwerpunkt des I-Trägers ausgegangen wird, was bei der Analyse der Resultate bedacht werden muss. Aus diesem Grund werden die Resultate, welche sich aus diesen Berechnungen ergeben, in diesem Kapitel als strichlierte Linie dargestellt.

Für Detail 3b-2 wurden Untersuchungen für die teilgelenkige Lagerung (Scharnierlagerung) durchgeführt. Auf die Darstellung des rein gelenkigen Falles wird, aufgrund des störenden Einflusses auf die anderen Ergebnisse, verzichtet.

### 7.3. Ergebnisse – Detail 3b-2, Winkel 90x9

#### 7.3.1. Ergebnisse der FEM-Berechnung

**Tabelle 7.1:** Ergebnisse der FEM-Berechnung – Detail 3b-2, Winkel 90x9

Konfiguration	K1	K3	K5	K7	K9	K11
Profil [-]	L 90x9					
M [-]	M 24					
$N_{cr}$ [kN]	1375.9	1349.1	346.5	337.5	167.4	163.7
$N_{FEM}$ [kN]	223.6	218.1	151.0	148.0	98.9	96.8
$N_{pl,90x9}$ [kN]	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3

In Tabelle 7.1 werden  $N_{cr}$ ,  $N_{FEM}$  und  $N_{pl}$  für das Detail 3b-2, Winkel 90x9 abgebildet.

#### 7.3.2. Ergebnisse der Stabstatikberechnung

**Tabelle 7.2:** Ergebnisse der Stabstatikberechnungen – Detail 3b-2, Winkel 90x9

(Anm.:  $c_{\varphi,in} = c_{\varphi,y}$  und  $c_{\varphi,aus} = c_{\varphi,z}$ )

Konfiguration	K1	K3	K5	K7	K9	K11
Profil [-]	L 90x9					
$l_{eff}$ [mm]	179	268	179	268	179	268
$k_r$ [N/mm]	2625	680	2625	680	2625	680
$c_{\varphi,lokal,in}$ [kNm/rad]	1421	831	1421	831	1421	831
$c_{\varphi,global,in}$ [kNm/rad]	47315	28389	47315	28389	47315	28389
$c_{\varphi,(lokal+global),in}$ [kNm/rad]	1379	808	1379	808	1379	808
$c_{\varphi,lokal,aus}$ [kNm/rad]	212	198	212	198	212	198
$c_{\varphi,global,aus}$ [kNm/rad]	1649	1381	1649	1381	1649	1381
$c_{\varphi,(lokal+global),aus}$ [kNm/rad]	188	173	188	173	188	173
$c_{\varphi,mod}$ [kNm/rad]	181	161	181	161	181	161
$N_{ILO} c_{\varphi,lokal+global}$ [kN]	162.0	159.0	123.5	122.0	81.4	80.0
$N_{ILO} c_{\varphi,(lokal+global),in+mod,aus}$ [kN]	161.0	158.0	123.0	121.0	80.8	79.0
$N_{ILO} c_{\varphi,z,0}$ [kN]	136.0	136.0	79.0	79.0	48.0	48.0

In Tabelle 7.2 werden die ermittelten Steifigkeiten sowie die Traglasten aus der Stabstatikberechnung dargestellt. Die Ermittlung der Steifigkeitskennwerte erfolgt analog zur Beschreibung aus Tabelle 6.3.

### 7.3.3. Vergleich und Interpretation der FEM-Berechnungen mit den Stabstatikergebnissen – Winkel 90x9

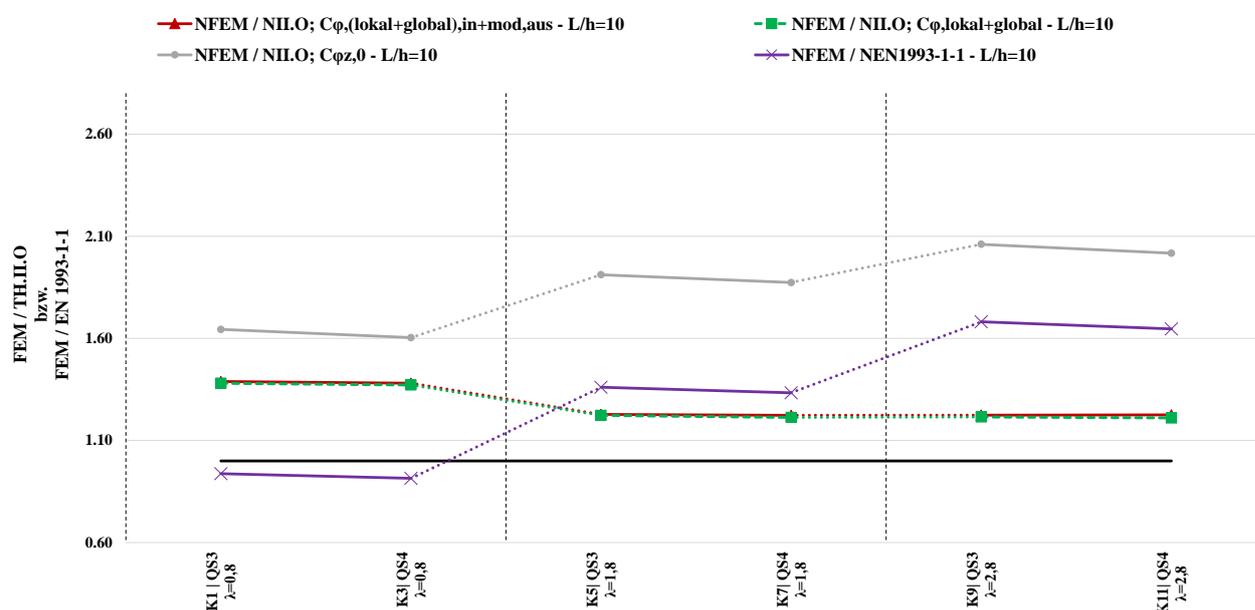


Abbildung 7.2: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 3b-2, Winkel 90x9

Tabelle 7.3: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 3b-2, Winkel 90x9

Konfiguration	K1	K3	K5	K7	K9	K11
$N_{FEM} / N_{IIO} C_{\phi,lok+global} [-]$	1.38	1.37	1.22	1.21	1.21	1.21
$N_{FEM} / N_{IIO} C_{\phi,(lok+global),in+mod,aus} [-]$	1.39	1.38	1.23	1.22	1.22	1.23
$N_{FEM} / N_{IIO} C_{\phi,z,0} [-]$	1.64	1.60	1.91	1.87	2.06	2.02
$N_{FEM} / N_{EN1993-1-1} [-]$	0.94	0.91	1.36	1.33	1.68	1.65

Abbildung 7.2 gibt das Verhältnis zwischen der ermittelten Traglast aus FEM und der Traglast aus der Stabstatikanalyse wieder. Berechnungen unter Berücksichtigung der lokalen und globalen Federsteifigkeit nach [6] müssen aufgrund des falsch angenommenen Drehpunktes des I-Trägers als unsicher angesehen werden und werden daher als strichlierte (grüne) Linie dargestellt.

Für Detail 3b-2 zeigt sich ein ähnliches Verhalten wie bei den vorangegangenen Analysen. Die Differenz zwischen den Traglasten unter Berücksichtigung der Anschlusssteifigkeiten  $N_{IIO} C_{\phi,(lok+global),in+mod,aus}$  und den Traglasten ohne Endeinspannung  $N_{IIO} C_{\phi,z,0}$ , jedoch mit Scharnierlagerung, zeigt wieder das hohe Potential dieser ersteren Berechnungsmethode. Auch hier können gerade bei großen Schlankheiten ab  $\bar{\lambda}_v = 1,8$  sehr gute Resultate erzielt werden.

## 7.4. Ergebnisse – Detail 3b-2, Winkel 60x6

### 7.4.1. Ergebnisse der FEM-Berechnung

**Tabelle 7.4:** Ergebnisse der FEM-Berechnung – Detail 3b-2, Winkel 60x6

Konfiguration	K1	K3	K5	K7	K9	K11
Profil [-]	L 60x6					
M [-]	M 16					
$N_{cr}$ [kN]	1184.9	1113.9	258.9	245.1	106.2	102.9
$N_{FEM}$ [kN]	108.3	108.3	92.7	87.8	56.4	54.6
$N_{pl,60x6}$ [kN]	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4

Tabelle 7.4 zeigt die mittels ABAQUS [1] berechneten maximalen Traglasten  $N_{cr}$ ,  $N_{FEM}$  und  $N_{pl}$  für alle Konfigurationen von Detail 3b-2, Winkel 60x6.

### 7.4.2. Ergebnisse der Stabstatikberechnung

**Tabelle 7.5:** Ergebnisse der Stabstatikberechnungen – Detail 3b-2, Winkel 60x6

(Anm.:  $c_{\varphi,in} = c_{\varphi,y}$  und  $c_{\varphi,aus} = c_{\varphi,z}$ )

Konfiguration	K1	K3	K5	K7	K9	K11
Profil [-]	L 60x6					
$l_{eff}$ [mm]	179	268	179	268	179	268
$k_r$ [N/mm]	2625	680	2625	680	2625	680
$c_{\varphi,lokal,in}$ [kNm/rad]	1421	831	1421	831	1421	831
$c_{\varphi,global,in}$ [kNm/rad]	47315	28389	47315	28389	47315	28389
$c_{\varphi,(lokal+global),in}$ [kNm/rad]	1379	808	1379	808	1379	808
$c_{\varphi,lokal,aus}$ [kNm/rad]	212	198	212	198	212	198
$c_{\varphi,global,aus}$ [kNm/rad]	1649	1381	1649	1381	1649	1381
$c_{\varphi,(lokal+global),aus}$ [kNm/rad]	188	173	188	173	188	173
$c_{\varphi,mod}$ [kNm/rad]	181	161	181	161	181	161
$N_{II.O} c_{\varphi,lokal+global}$ [kN]	86.0	84.0	66.0	65.5	43.5	43.0
$N_{II.O} c_{\varphi,(lokal+global),in+mod,aus}$ [kN]	86.0	83.2	66.0	64.5	43.2	42.7
$N_{II.O} c_{\varphi,z,0}$ [kN]	55.6	55.6	33.2	33.2	20.7	20.7

Tabelle 7.5 zeigt die nach Kapitel 6.2.1 und Kapitel 6.2.2 ermittelten Federsteifigkeiten sowie die sich daraus ergebenden maximalen Traglasten  $N_{II.O} c_{\varphi,lokal+global}$  und  $N_{II.O} c_{\varphi,(lokal+global),in+mod,aus}$  sowie die Traglasten ohne Berücksichtigung der Anschlusssteifigkeit  $N_{II.O} c_{\varphi,z,0}$  und Scharnierlagerung.

### 7.4.3. Vergleich und Interpretation der FEM-Berechnungen mit den Stabstatikergebnissen – Winkel 60x6

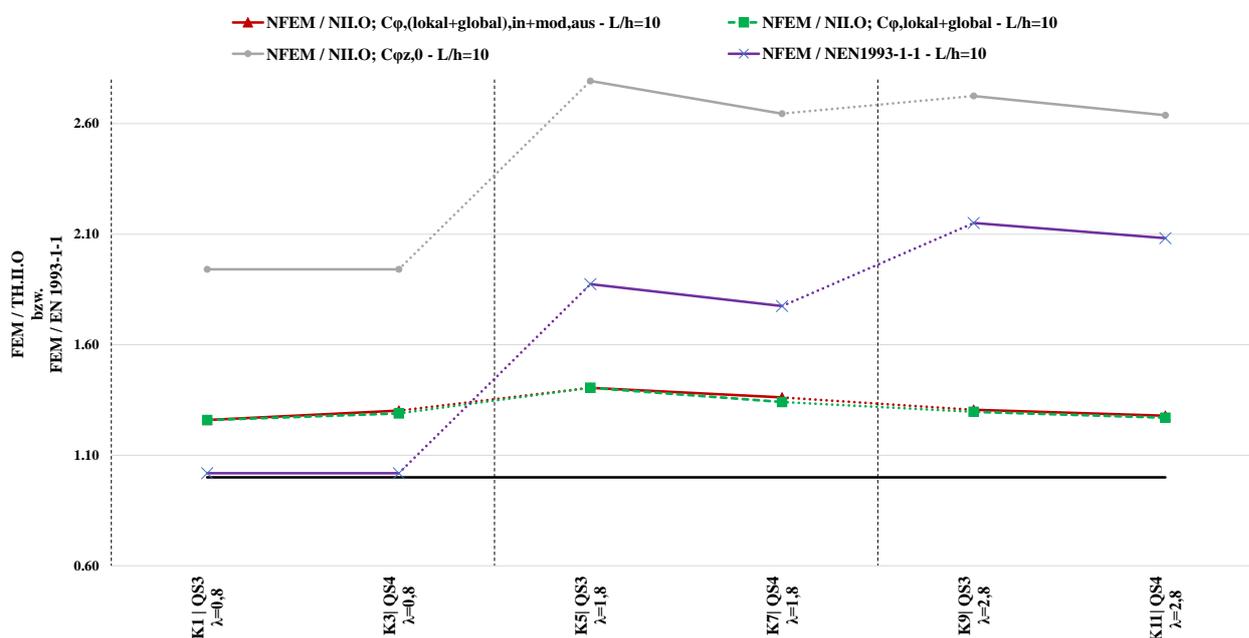


Abbildung 7.3: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 3b-2, Winkel 60x6

Tabelle 7.6: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 3b-2, Winkel 60x6

Konfiguration	K1	K3	K5	K7	K9	K11
N <sub>FEM</sub> / N <sub>ILO</sub> C <sub>φ,lokal+global</sub> [-]	1.26	1.29	1.41	1.34	1.30	1.27
N <sub>FEM</sub> / N <sub>ILO</sub> C <sub>φ,(lokal+global),in+mod,aus</sub> [-]	1.26	1.30	1.41	1.36	1.31	1.28
N <sub>FEM</sub> / N <sub>ILO</sub> C <sub>φz,0</sub> [-]	1.94	1.94	2.79	2.65	2.73	2.64
N <sub>FEM</sub> / N <sub>EN1993-1-1</sub> [-]	1.02	1.02	1.87	1.77	2.15	2.08

Tabelle 7.6 gibt das Verhältnis zwischen der ermittelten Traglast aus FEM und der Traglast aus der Stabstatikanalyse wieder. Anzumerken ist auch hier, dass besonders für das Winkelprofil 60x6 durch die Berücksichtigung der Anschlusssteifigkeit, wie in Abbildung 7.3 ersichtlich, die Tragfähigkeit um bis zu 138% (Tabelle 7.6 – Konfiguration 5, Differenz zwischen N<sub>ILO</sub> C<sub>φ,lokal+global</sub> und N<sub>ILO</sub> C<sub>φz,0</sub>) gesteigert werden kann, gegenüber einen rein gelagerten Anschluss.

## 7.5. Ergebnisse – Detail 3b-2, Winkel 120x12

### 7.5.1. Ergebnisse der FEM-Berechnung

**Tabelle 7.7:** Ergebnisse der FEM-Berechnung – Detail 3b-2, Winkel 120x12

Konfiguration	K1	K3	K5	K7	K9	K11
Profil [-]	L 120x12					
M [-]	M 27					
$N_{cr}$ [kN]	1843.0	1750.9	512.2	497.0	249.7	221.7
$N_{FEM}$ [kN]	336.7	330.2	208.0	201.9	122.5	120.6
$N_{pl,120x12}$ [kN]	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3

Tabelle 7.7 zeigt die berechneten maximalen Traglasten  $N_{cr}$ ,  $N_{FEM}$  und  $N_{pl}$  für alle Konfigurationen von Detail 3b-2 Winkel 120x12.

### 7.5.2. Ergebnisse der Stabstatikberechnung

**Tabelle 7.8:** Ergebnisse der Stabstatikberechnungen – Detail 3b-2, Winkel 120x12

(Anm.:  $c_{\varphi,in} = c_{\varphi,y}$  und  $c_{\varphi,aus} = c_{\varphi,z}$ )

Konfiguration	K1	K3	K5	K7	K9	K11
Profil [-]	L 120x12					
$l_{eff}$ [mm]	179	268	179	268	179	268
$k_r$ [N/mm]	2625	680	2625	680	2625	680
$c_{\varphi,lokal,in}$ [kNm/rad]	1421	831	1421	831	1421	831
$c_{\varphi,global,in}$ [kNm/rad]	47315	28389	47315	28389	47315	28389
$c_{\varphi,(lokal+global),in}$ [kNm/rad]	1379	808	1379	808	1379	808
$c_{\varphi,lokal,aus}$ [kNm/rad]	289	237	289	237	289	237
$c_{\varphi,global,aus}$ [kNm/rad]	1649	1381	1649	1381	1649	1381
$c_{\varphi,mod,aus}$ [kNm/rad]	181	161	181	161	181	161
$c_{\varphi,(lokal+global),aus}$ [kNm/rad]	188	173	188	173	188	173
$N_{II,0} c_{\varphi,lokal+global}$ [kN]	274.0	272.0	194.0	181.0	122.5	117.5
$N_{II,0} c_{\varphi,(lokal+global),in+mod,aus}$ [kN]	273.0	268.0	186.0	179.0	121.5	116.0
$N_{II,0} c_{\varphi,z,0}$ [kN]	248.0	248.0	144.0	144.0	86.5	86.5

Tabelle 7.8 zeigt die ermittelten Federsteifigkeiten sowie die sich daraus ergebenden maximalen Traglasten  $N_{II,0} c_{\varphi,lokal+global}$  und  $N_{II,0} c_{\varphi,(lokal+global),in+mod,aus}$  sowie die Traglasten ohne Berücksichtigung der Anschlusssteifigkeit  $N_{II,0} c_{\varphi,z,0}$ .

### 7.5.3. Vergleich und Interpretation der FEM-Berechnungen mit den Stabstatikergebnissen – Winkel 120x12

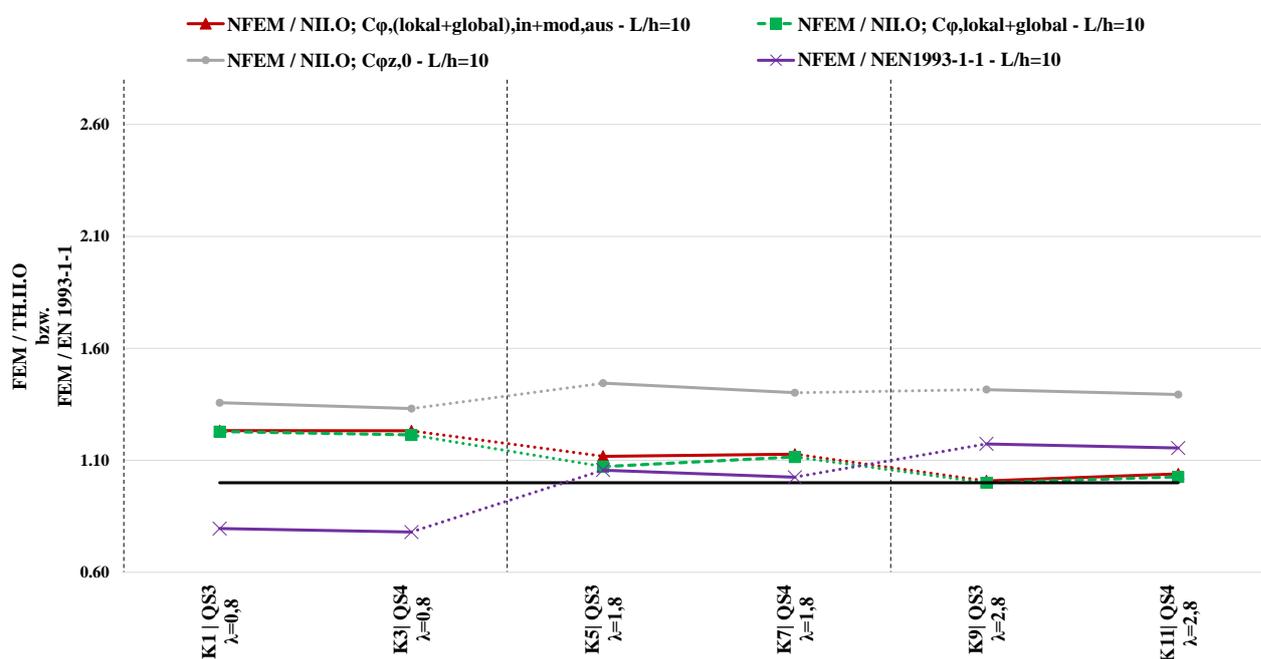


Abbildung 7.4: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 3b-2, Winkel 120x12

Tabelle 7.9: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 3b-2, Winkel 120x12

Konfiguration	K1	K3	K5	K7	K9	K11
$N_{\text{FEM}} / N_{\text{NiLO}} C_{\phi,\text{lokal}+\text{global}} [-]$	1.23	1.21	1.07	1.12	1.00	1.03
$N_{\text{FEM}} / N_{\text{NiLO}} C_{\phi,(\text{lokal}+\text{global}),\text{in}+\text{mod},\text{aus}} [-]$	1.30	1.31	1.22	1.25	1.14	1.19
$N_{\text{FEM}} / N_{\text{NiLO}} C_{\phi z,0} [-]$	1.36	1.33	1.44	1.40	1.42	1.39
$N_{\text{FEM}} / N_{\text{EN1993-1-1}} [-]$	0.80	0.78	1.06	1.03	1.17	1.16

Tabelle 7.9 und Abbildung 7.4 geben das Verhältnis zwischen der ermittelten Traglast aus FEM und der Traglast aus der Stabstatikanalyse wieder.

### 7.6. Abschließende Interpretation der Ergebnisse für Detail 3b-2

In Abbildung 7.5 und Abbildung 7.6 sind zur besseren Interpretation die Traglastergebnisse für Detail 3b-2 zusammengefasst.

Die Kurven der beiden Berechnungsmethoden kommen allesamt in einem ähnlichen Bereich zu liegen. Weiterhin sollten jedoch die ermittelten Traglasten mit den Berechnungen nach [6] aufgrund des nicht ganz zutreffenden Berechnungsansatzes (Position der Drehachse) zumindest hinterfragt werden.

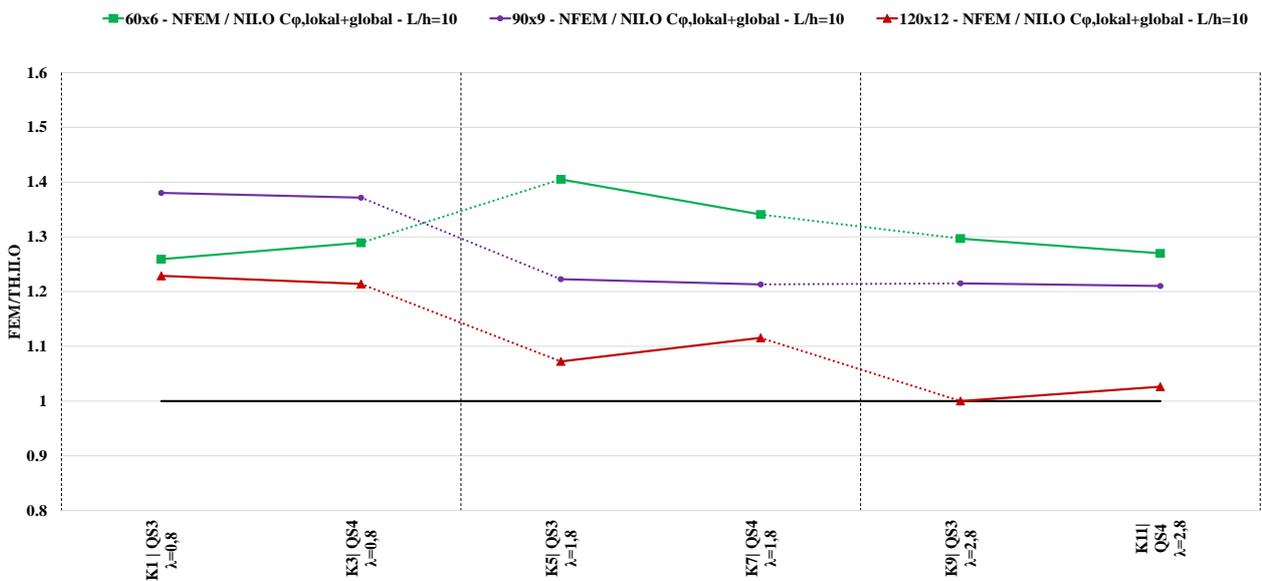


Abbildung 7.5: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 3b-2 – lokale+globale Steifigkeit,  $C_{\phi, \text{lokal+global}}$

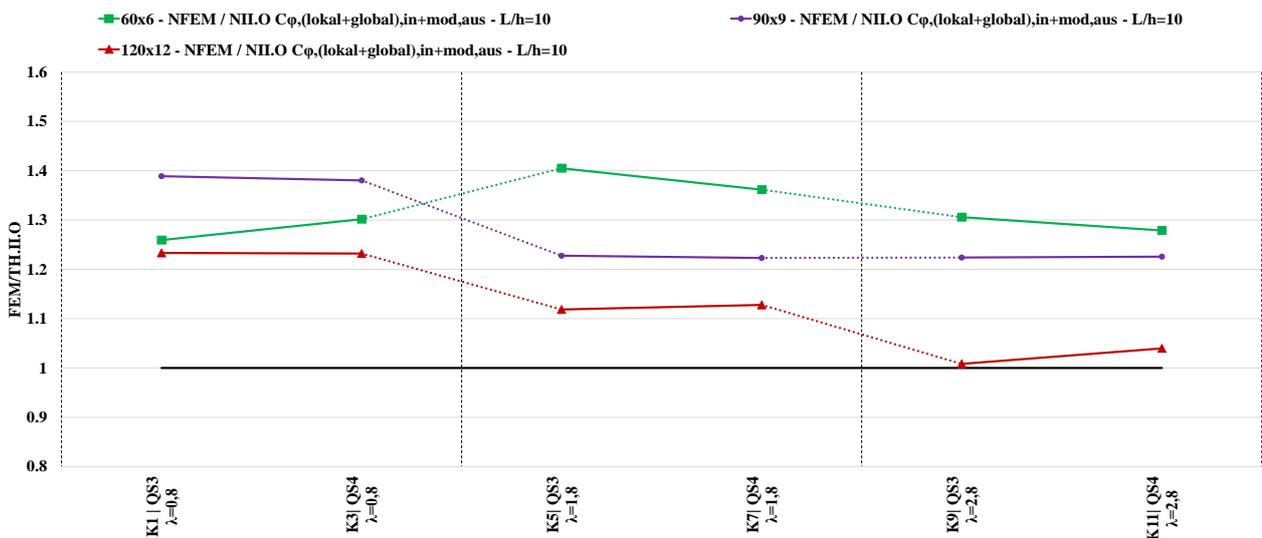


Abbildung 7.6: Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 3b-2 – (lokale+globale),in+mod,aus Steifigkeit,  $C_{\phi, (\text{lokal+global}), \text{in+mod,aus}}$

## 8

## 8. Traglastergebnisse für Detail 1a-Anschlussblech

### 8.1. Systembeschreibung

Abschließend wurde nun noch einmal Detail 1a, welches bereits von Binderbauer umfassend analysiert wurde, weiterführend untersucht. In [3] waren die Parameter für die Anschlussblechhöhe auf  $h_{AB}=150\text{mm}$  sowie den Randabstand des Winkelprofils auf  $x=20\text{mm}$  beschränkt. Nun soll überprüft werden, in wie weit eine Variation der Anschlussblechabmessungen Einfluss auf die Tragfähigkeit des Winkelprofils hat und in weiterer Folge wie sehr diese Änderungen durch die Formeln nach [6] abgebildet werden können.

In den nun aufbauenden Berechnungen wurden diese Konfigurationen um die Blechhöhe  $h_{AB}=400\text{mm}$  sowie die Randabstände  $x=50\text{mm}$  bzw.  $x=100\text{mm}$  erweitert. Weiters werden die folgenden Untersuchungen auf die Schlankheit  $\bar{\lambda}_{v,1} = 0,8$  beschränkt, da besonders hier die Gefahr besteht, dass das Knotenblech selbst bemessungsbestimmend wird.

Die genauen Konfigurationen sind aus Tabelle 8.1 zu entnehmen. In Abbildung 8.1 sind die Systemabmessungen für das Detail Anschlussblech dargestellt.

**Tabelle 8.1:** Konfigurationen für Detail 1a-Anschlussblech

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
$\bar{\lambda}_{v,1}$ [-]	0.8	0.8	0.8	0.8	0.8	0.8	0.8	0.8	0.8	0.8	0.8	0.8
$t_{AB}$ [mm]	10	10	20	20	10	10	20	20	10	10	20	20
$h_{AB}$ [mm]	150	400	150	400	150	400	150	400	150	400	150	400
$x$ [mm]	20	20	20	20	50	50	50	50	100	100	100	100
$L_i$ 60x6 [mm]	879											
$L_i$ 90x9 [mm]	1322											
$L_i$ 120x12 [mm]	1765											

## 8. Detail 1a-Anschlussblech

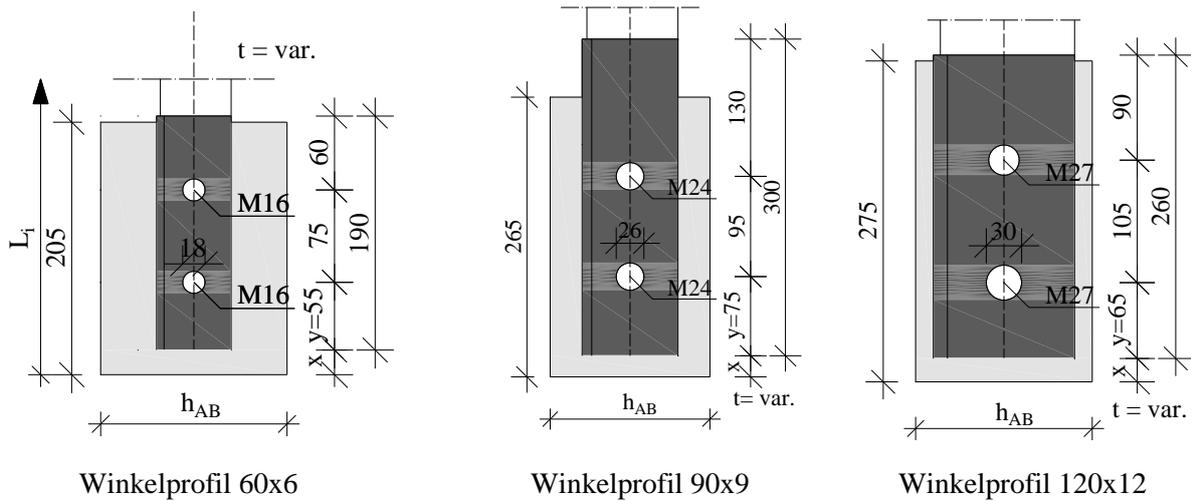


Abbildung 8.1: Systemabmessungen für Detail 1a- Anschlussblech

### 8.1.1. System in der FEM-Berechnung

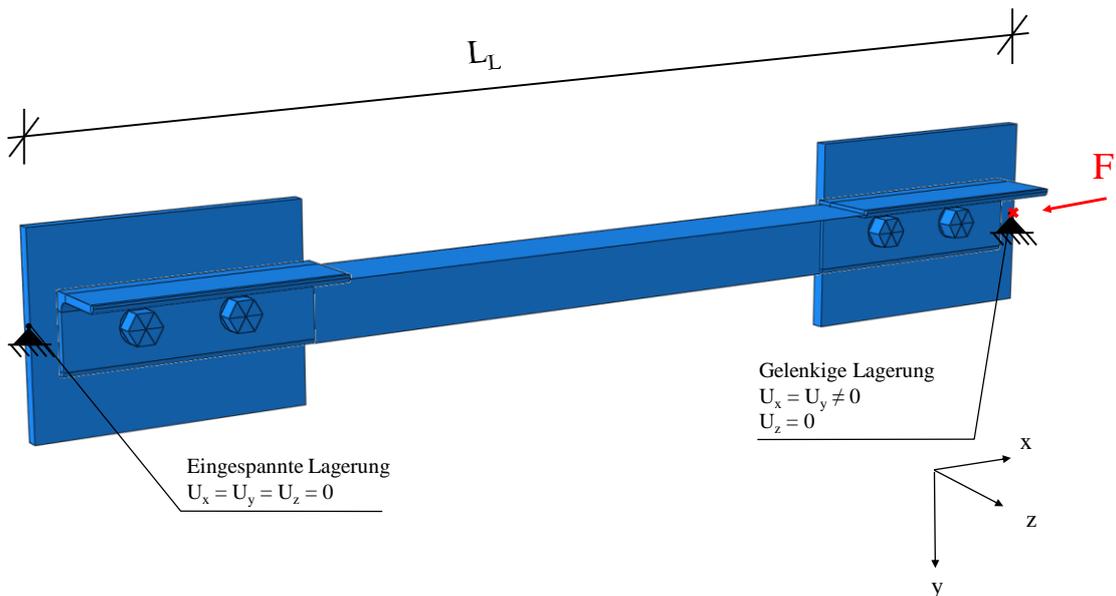


Abbildung 8.2: Modell von Detail 1a-Anschlussblech für die FEM-Berechnung

Das Berechnungsmodell wurde aus [3] übernommen und nur für die neuen Parameter adaptiert. Das Anschlussblech sowie das Winkelprofil im Anschlussbereich wurden mit Solidelementen modelliert. Abseits der Anschlussbereiche wurde der Winkel aufgrund der Recheneffizienz mit Schalenelementen ausgeführt. Mittels zwei vorgespannter Schrauben an jedem Ende wurde das Winkelprofil an das Anschlussblech befestigt. Bei der Materialwahl der Schrauben wurde ein linear elastisches Materialverhalten gewählt, um unerwünschtes Plastifizieren zu vermeiden. Die beiden

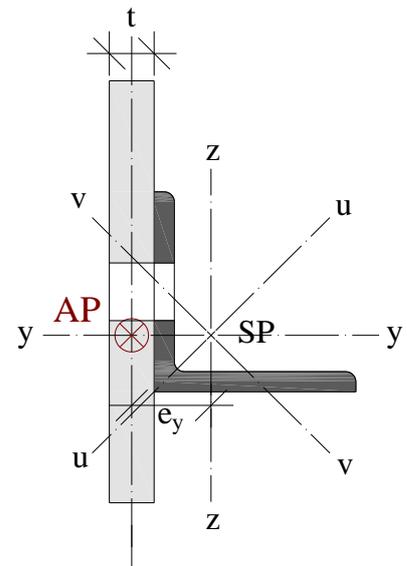
Anschlussenden wurden gegen eine Verdrehung in sämtliche Richtungen gehalten. Das linke Ende ist in Längsrichtung starr gelagert. Die einwirkende Knicklast wurde mittig am rechten Anschlussblech aufgebracht.

### 8.1.2. System in der Stabstatikberechnung

Das Stabstatikmodell wurde aus den vorangegangenen Berechnungen übernommen und nur Änderungen in der Lage der Auflagerpunkte sowie in der Größe der Federsteifigkeiten vorgenommen.

So wurde für die Lage der Auflager die Exzentrizität in  $e_y$  Richtung berücksichtigt und als Abstand der Schwerpunktsabstand des Winkelprofils bis zur Unterkante des Schenkels plus die halbe Anschlussblechdicke gewählt (vgl. Abbildung 8.3). Somit konnte eine möglichst genaue Nachbildung des Anschlussdetails aus der FEM Analyse gewährleistet werden. Auf die Berücksichtigung der Exzentrizität  $e_z$  wurde verzichtet, da diese keinen Einfluss auf das Tragverhalten hat. Die Ermittlung der Federsteifigkeit erfolgt nach Formel (8.1).

Die weiteren Konfigurationen des Stabstatikmodelles sind ident zu den vorangegangenen Analysen.



**Abbildung 8.3:** Anschlusspunkt unter Berücksichtigung der Exzentrizität  $e_y$

## 8.2. Voruntersuchungen zu Detail 1a-Anschlussblech

### 8.2.1. Berechnung der Federsteifigkeiten nach Harringer

In [6] wurde festgestellt, dass für Detail 1a eine ausreichend hohe Steifigkeit in der Anschlussebene vorliegt um hier von einer festen Einspannung ausgehen zu können. Die Steifigkeitskennwerte aus der Ebene lassen sich mit Formel (8.1) ermitteln.

$$C_\varphi = C_{\varphi,z} = \frac{3EI}{3x + y} \quad (8.1)$$

$$\text{mit } I_w = \frac{h_{eff} * t^3}{12} \text{ und } h_{eff} = \min[h_{AB}; 4 * (x + y)]$$

## 8.3. Ergebnisse – Detail 1a-Anschlussblech, Winkel 90x9

### 8.3.1. Ergebnisse und Interpretation

**Tabelle 8.2:** Ergebnisse– Detail 1a-Anschlussblech, Winkel 90x9

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
$N_{cr}$ [kN]	1061.6	1149.6	1329.3	1428.3	990.8	1081.4	1229.7	1373.5	914.3	1015.0	1126.2	1294.6
$N_{FEM}$ [kN]	179.9	196.5	209.9	242.4	176.8	189.8	202.0	242.7	173.0	182.7	192.1	241.3
$c_{\varphi}$ [kNm/rad]	58	148	467	1182	35	93	280	747	21	56	168	448
$N_{II.O; c_{\varphi}}$ [kN]	152.0	165.5	189.0	222.0	148.0	158.0	172.0	205.0	146.0	152.0	159.0	187.0
$N_{pl. 90x9}$ [kN]	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3	364.3

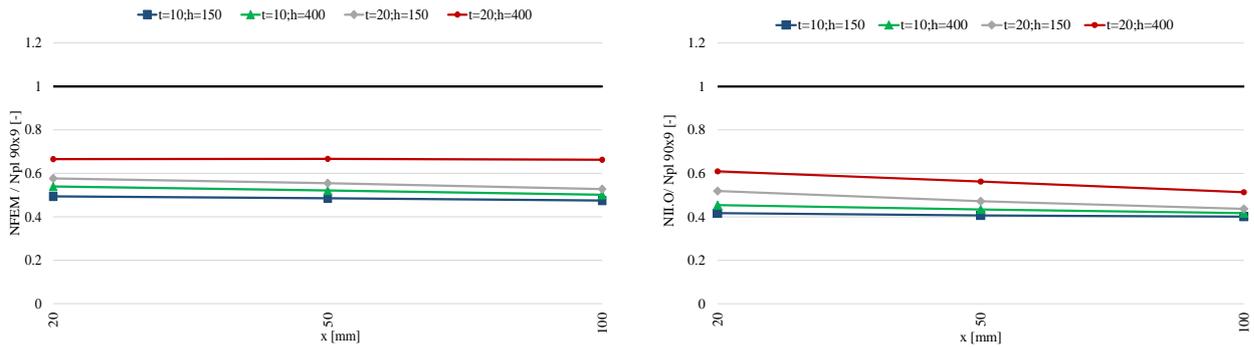
In Tabelle 8.2 werden die ermittelten Traglasten aus der LBA-Analyse  $N_{cr}$  und der GMNIA-Analyse  $N_{FEM}$  dargestellt. Außerdem sind die Steifigkeitskennwerte  $c_{\varphi}$  und die sich daraus ergebenden Traglasten  $N_{II.O; c_{\varphi}}$  angeführt.

**Tabelle 8.3:** Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 1a-Anschlussblech, Winkel 90x9

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
$N_{FEM} / N_{pl. 90x9}$ [-]	0.49	0.54	0.58	0.67	0.49	0.52	0.55	0.67	0.47	0.50	0.53	0.66
$N_{II.O; c_{\varphi}} / N_{pl. 90x9}$ [-]	0.42	0.45	0.52	0.61	0.41	0.43	0.47	0.56	0.40	0.42	0.44	0.51
$N_{FEM} / N_{II.O; c_{\varphi}}$ [-]	1.18	1.19	1.11	1.09	1.19	1.20	1.17	1.18	1.18	1.20	1.21	1.29

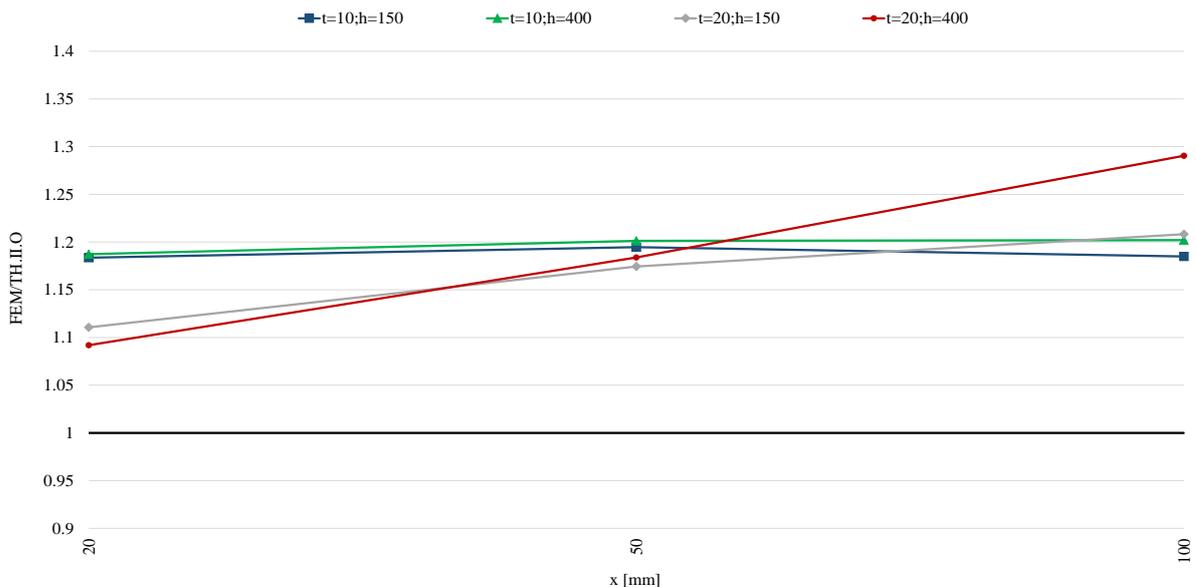
In Tabelle 8.3 werden zum einen die Traglasten  $N_{FEM}$  und  $N_{II.O; c_{\varphi}}$  mit der plastischen Normkrafttragfähigkeit des Querschnittes in Verhältnis gestellt und zum anderen die Traglasten selber miteinander verglichen.

Abbildung 8.4 soll der besseren Interpretation der Ergebnisse dienen. Dabei werden die reinen Traglasten aus der FEM-Berechnung  $N_{FEM}$  (links) sowie aus der Stabstatikberechnung  $N_{II.O}$  (rechts) auf die plastische Normkrafttragfähigkeit  $N_{pl}$  des Querschnittes bezogen. Das Diagramm ist dabei so aufgebaut, dass die Ordinate das Verhältnis aus der berechneten Traglast und der plastische Querschnittstragfähigkeit darstellt und auf der Abszisse der Abstand zwischen Blechabschluss und Winkelprofil  $x$  abgebildet wird. In Blau mit quadratischer Markierung werden Konfigurationen mit einer Blechstärke von  $t=10\text{mm}$  sowie einer Blechhöhe von  $h=150\text{mm}$  dargestellt. Konfigurationen mit einer Anschlussblechstärke von  $t=10\text{mm}$  und einer Blechhöhe von  $h=400\text{mm}$  werden in grün mit dreieckiger Markierung dargestellt. Ergebnisse mit einer Blechstärke von  $t=20\text{mm}$  und einer Blechhöhe von  $h=150\text{mm}$  werden in grau mit einer Raute als Markierung und Konfigurationen mit  $t=20\text{mm}$  und  $h=400\text{mm}$  in Rot mit runder Markierung dargestellt.



**Abbildung 8.4:** Verhältnis  $N_{FEM}/N_{pl}$  (links) &  $N_{II.O}/N_{pl}$  (rechts) – Detail 1a-Anschlussblech, Winkel 90x9

Anhand des Vergleiches kann sehr anschaulich gezeigt werden, dass die Ergebnisse der FEM-Berechnung ein sehr ähnliches Traglastbild ergeben wie Berechnungen in der Stabstatikanalyse. Die Ergebnisse liegen allesamt sehr konstant im Bereich um  $0,5 \cdot N_{pl}$ . Nur für Konfigurationen mit einer Blechstärke von  $t=20\text{mm}$  lässt sich ein leichtes Gefälle, d.h. eine Abnahme der Traglasten, bei zunehmender Variable  $x$  erkennen.



**Abbildung 8.5:** Verhältnis  $FEM/TH.IIO$  – Detail 1a-Anschlussblech, Winkel 90x9

Werden nun, wie in Abbildung 8.5 ersichtlich, die ermittelten Traglasten der FEM-Berechnung mit den Ergebnissen der Stabstatikanalyse miteinander verglichen, zeigt sich, dass besonders für Konfigurationen mit einer Blechstärke von  $t=10\text{mm}$ , unabhängig von der freien Länge  $x$ ) äußerst konstante Ergebnisse erzielt werden. Die Ergebnisse der Stabstatikanalyse liegen durchgehend um ca. 20% unter den FEM-Traglasten.

Bei Konfigurationen mit einer Blechstärke von  $t=20\text{ mm}$  ist zu erkennen, dass das Stabstatikmodell die Anschlusssteifigkeit mit zunehmenden Abstand  $x$  unterschätzt. Diese maximalen Abweichungen halten sich jedoch auch bei dem größten untersuchten Randabstand  $x=100\text{ mm}$  mit 29% Unterschied (siehe Tabelle 8.3, Fall Konfiguration 12) gegenüber der FEM-Berechnung in Grenzen.

## 8.4. Ergebnisse – Detail 1a-Anschlussblech, Winkel 60x6

### 8.4.1. Ergebnisse und Interpretation

**Tabelle 8.4:** Ergebnisse– Detail 1a-Anschlussblech, Winkel 60x6

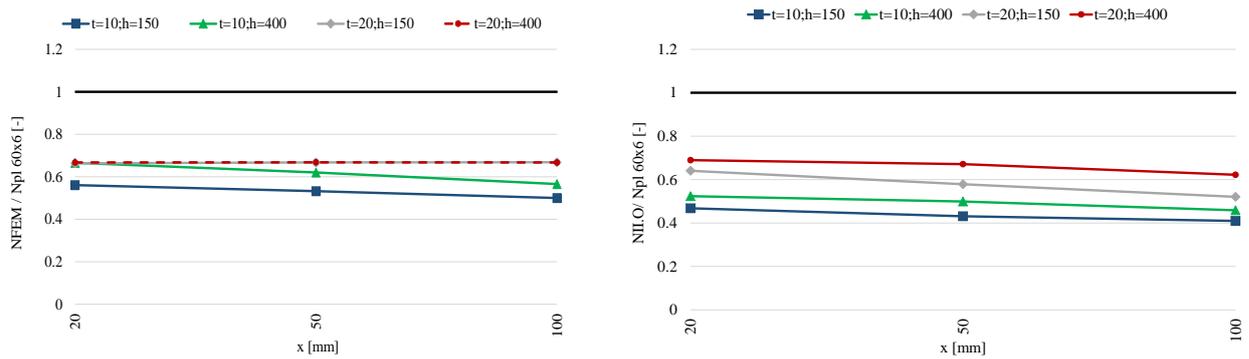
Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
$N_{cr}$ [kN]	571.1	614.3	668.4	679.0	525.4	577.3	647.7	675.7	481.7	536.0	611.1	665.0
$N_{FEM}$ [kN]	91.1	108.1	107.7	108.4	86.5	100.7	108.4	108.5	81.1	91.9	108.5	108.4
$c_{\varphi}$ [kNm/rad]	68	137	548	1096	38	102	307	820	22	59	177	473
$N_{ILO, c_{\varphi}}$ [kN]	76.0	85.0	104.0	112.0	70.0	81.0	94.0	109.0	66.5	74.5	84.5	101.0
$N_{pl. 60x6}$ [kN]	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4	162.4

Tabelle 8.4 zeigt die ermittelten Traglasten  $N_{cr}$  und  $N_{FEM}$  aus der Finiten Elemente Analyse. Weiters sind die Steifigkeitskennwerte  $c_{\varphi}$  und die sich daraus ergebenden Traglasten  $N_{ILO, c_{\varphi}}$  angeführt.

**Tabelle 8.5:** Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 1a-Anschlussblech, Winkel 60x6

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
$N_{FEM} / N_{pl. 60x6}$ [-]	0.56	0.67	0.66	0.67	0.53	0.62	0.67	0.67	0.50	0.57	0.67	0.67
$N_{ILO, c_{\varphi}} / N_{pl. 60x6}$ [-]	0.47	0.52	0.64	0.69	0.43	0.50	0.58	0.67	0.41	0.46	0.52	0.62
$N_{FEM} / N_{ILO, c_{\varphi}}$ [-]	1.20	1.27	1.04	0.97	1.24	1.24	1.15	1.00	1.22	1.23	1.28	1.07

In Tabelle 8.5 werden zum einen die Traglasten  $N_{FEM}$  und  $N_{ILO}$  mit der plastischen Normalkrafttragfähigkeit des Querschnittes in Verhältnis gestellt und zum anderen die Traglasten selber miteinander verglichen.



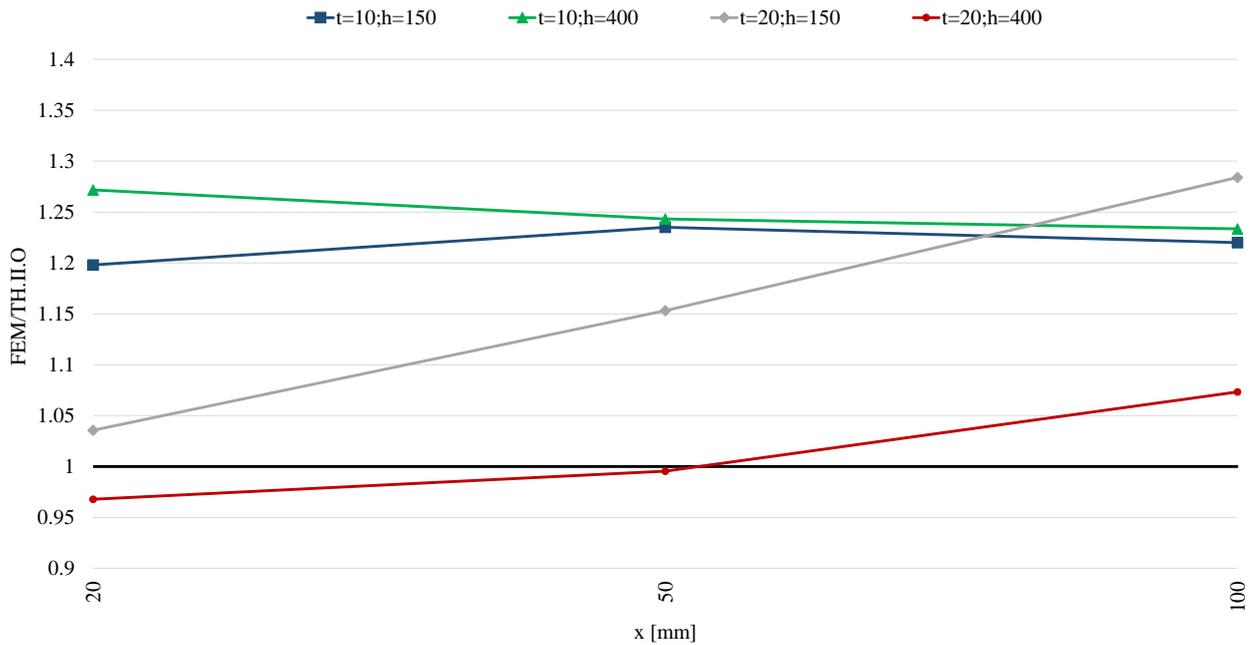
**Abbildung 8.6:** Verhältnis  $N_{FEM} / N_{pl}$  (links) &  $N_{IL,O} / N_{pl}$  (rechts) – Detail 1a-Anschlussblech, Winkel 60x6

In Abbildung 8.6 werden wieder auf der linken Seite die Ergebnisse der FEM-Berechnung und rechts die Traglasten der Stabstatikanalyse dargestellt.

Interessant zu beobachten ist, dass bei Berechnungen in ABAQUS [1] die beiden Linien mit einer Blechstärke von  $t=20$  mm beinahe deckungsgleich sind. Die Variation der Blechhöhe  $h$  hat hier keinen Einfluss auf die maximale Traglast.

Dies lässt sich damit erklären, dass die Steifigkeit des Anschlussbleches mit einer Dicke  $t=20$  mm gegenüber dem kleinen Winkelprofil 60x6 so hoch ist, dass bereits bei einer Anschlussblechhöhe von  $h=150$  mm von einer eingespannten Lagerung ausgegangen werden kann. Eine zusätzliche Erhöhung der Bauteilhöhe und somit eine weitere Zunahme der Anschlusssteifigkeit  $c_\phi$  hat somit keine Auswirkung mehr auf die maximale Traglast.

## 8. Detail 1a-Anschlussblech



**Abbildung 8.7:** Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 1a-Anschlussblech, Winkel 60x6

Beim Vergleich der FEM- mit den Stabstatikergebnissen in Abbildung 8.7 zeigt sich wie auch schon für Winkelprofil 90x9, dass die Ergebnisse für eine Anschlussblechstärke von  $t=10\text{mm}$  sehr gut übereinstimmen. Mit dem Stabstatikmodell, unter Berücksichtigung der Anschlusssteifigkeit, erhält man konstant konservative Ergebnisse, welche um ca. 25% (siehe Abbildung 8.7) von den maximalen Traglasten aus der FEM-Berechnung abweichen.

Für Konfigurationen mit einer Blechstärke von  $t=20\text{mm}$  lassen sich zwei Effekte beobachten. Zum einen sinkt auch hier die ermittelte Traglast aus der Stabstatikanalyse im Vergleich zu den FEM-Berechnungen bei Steigerung des Randabstandes  $x$ . Zum anderen wird die Tragfähigkeit für Konfigurationen mit einer Blechhöhe von  $h=400\text{mm}$  in der Stabstatikberechnung zum Teil überschätzt.

## 8.5. Ergebnisse – Detail 1a-Anschlussblech, Winkel 120x12

### 8.5.1. Ergebnisse und Interpretation

**Tabelle 8.6:** Ergebnisse– Detail 1a-Anschlussblech 120x12

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
$N_{cr}$ [kN]	1625.3	1765.0	1979.6	2204.7	1531.1	1683.3	1811.5	2064.3	1388.7	1596.4	1670.8	1921.6
$N_{FEM}$ [kN]	305.3	328.5	326.5	327.2	288.8	322.6	321.7	325.7	238.1	316.7	314.5	327.9
$c_{\varphi}$ [kNm/rad]	63	143	504	1142	37	98	293	781	22	58	173	460
$N_{II.O; C_{\varphi}}$ [kN]	263.0	273.0	298.0	343.0	260.0	267.0	277.0	320.0	258.0	263.0	265.0	295.0
$N_{pl. 120x12}$ [kN]	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3	646.3

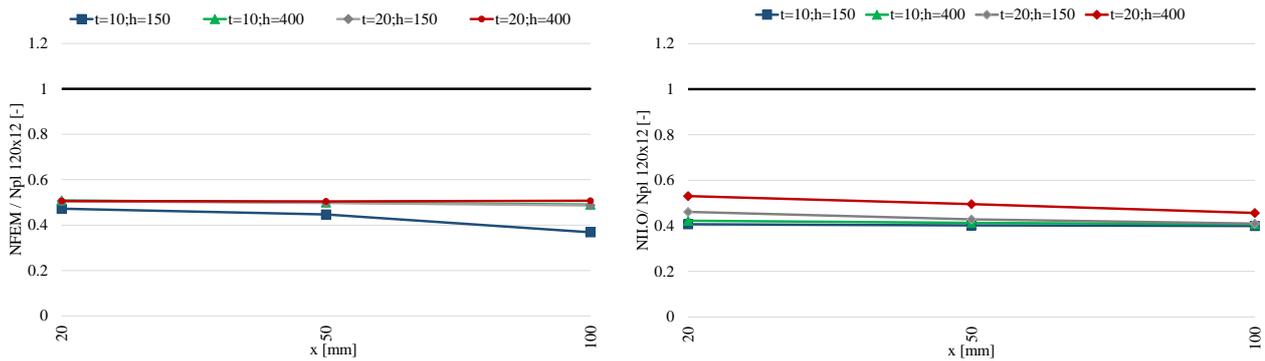
Tabelle 8.6 zeigt die ermittelten Traglasten  $N_{cr}$  und  $N_{FEM}$  aus der Finiten Elemente Analyse sowie die Steifigkeitskennwerte  $C_{\varphi}$  und die sich daraus ergebenden Traglasten  $N_{II.O C_{\varphi}}$ .

**Tabelle 8.7:** Verhältnis FEM/ TH.IIO – Detail 1a Anschlussblech, Winkel 120x12

Konfiguration	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12
$N_{FEM} / N_{pl 120x12}$ [-]	0.47	0.51	0.51	0.51	0.45	0.50	0.50	0.50	0.37	0.49	0.49	0.51
$N_{II.O, C_{\varphi}} / N_{pl 120x12}$ [-]	0.41	0.42	0.46	0.53	0.40	0.41	0.43	0.50	0.40	0.41	0.41	0.46
$N_{FEM} / N_{II.O C_{\varphi}}$ [-]	1.16	1.20	1.10	0.95	1.11	1.21	1.16	1.02	0.92	1.20	1.19	1.11

In Tabelle 8.7 werden zum einen die Traglasten  $N_{FEM}$  und  $N_{II.O}$  mit der plastischen Normalkrafttragfähigkeit des Querschnittes in Verhältnis gestellt und zum anderen die Traglasten selber miteinander verglichen.

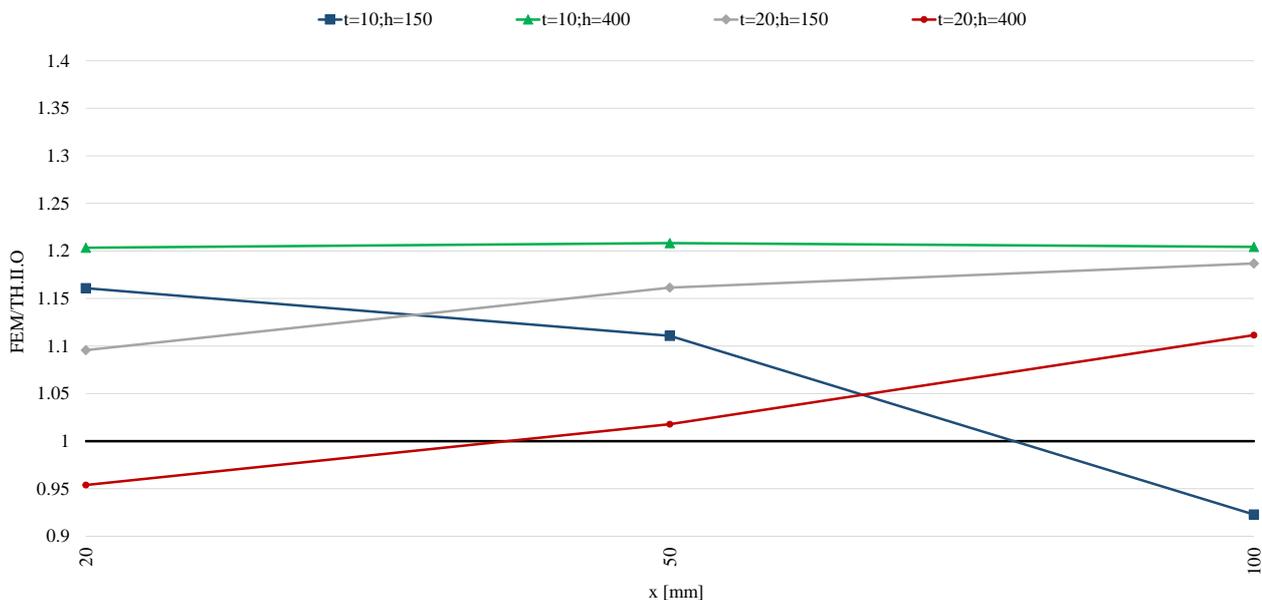
## 8. Detail 1a-Anschlussblech



**Abbildung 8.8:** Verhältnis  $N_{FEM} / N_{pl}$  (links) &  $N_{II.O} / N_{pl}$  (rechts) – Detail 1a-Anschlussblech, Winkel 120x12

In Abbildung 8.8 werden wieder auf der linken Seite die Ergebnisse der FEM-Berechnung und rechts die Traglasten der Stabstatikanalyse dargestellt.

Es zeigt sich bei Berechnungen in ABAQUS [1] (links) ein Traglastabfall für Konfigurationen mit der Blechdicke  $t=10$  mm und einer Blechhöhe von  $h=150$  mm, bei zunehmendem Randabstand  $x$ . Grund hierfür ist die geringe Steifigkeit des Anschlussbleches im Vergleich zum Winkelprofil, L120x12, welche bei einem zunehmenden Randabstand immer geringer wird.



**Abbildung 8.9:** Verhältnis  $FEM / TH.IIO$  – Detail 1a-Anschlussblech 120x12

Zum Abschluss werden nun auch für den Winkelquerschnitt 120x12 die Ergebnisse der FEM-Berechnung mit den Stabstatikanalysen verglichen.

Während die restlichen Konfigurationen die zuvor gewonnenen Erkenntnisse bestätigen, wird hier für Konfigurationen mit der Blechdicke  $t=10$  mm und einer Blechhöhe von  $h=150$  mm sichtbar, dass das Absinken der Tragfähigkeit im FEM-Modell nur teilweise durch die im Stabmodell RSTAB angewendeten Steifigkeitsformeln aus [6] abgebildet werden kann.

# 9

## 9. Zusammenfassung und Ausblick

Zum Abschluss soll noch einmal kurz auf die Erkenntnisse dieser Arbeit eingegangen werden. Es konnte das hohe Potential, welches in einer Berücksichtigung der tatsächlichen federnden Endeinspannung bei der Ermittlung der Drucktragfähigkeit geschraubter Winkelprofile liegt, anschaulich in mehreren baupraktisch relevanten Anschlusskonfigurationen gezeigt werden.

Harringer konnte in seiner Arbeit [6], welche als Grundlage für die hier durchgeführten weiterführenden Analysen diente, sehr anschaulich und ausführlich die komplexen Steifigkeitssituationen in den untersuchten baupraktischen Anschlussdetails beschreiben und lieferte darüber hinaus geeignete Formelapparate zur Berücksichtigung dieser positiven Effekte.

Bei den hier durchgeführten Untersuchungen wurde jedoch auch ersichtlich, dass bei gewissen Anschlusssituationen, die getroffenen Annahmen in der Arbeit von Harringer [6] als nicht zutreffend angesehen werden können. Dies ist bei allen Anschlusskonfigurationen der Fall, bei denen sich der Drehpunkt des I-Trägers aufgrund des einwirkenden Momentes nicht im Schwerpunkt befindet. Diese Annahme wurde von Harringer allgemein für alle Anschlüsse getroffen, entspricht jedoch nicht immer der tatsächlichen Verformungssituation.

Aus diesem Grund wurde als Alternative für sämtliche Versuche ein modifizierter Formelapparat entwickelt, welcher mittels baumechanischer Berechnungen einen Drehpunkt an jedem beliebigen Bereich entlang der z-z Achse eines I-Trägers abbilden kann. Mithilfe dieses Ansatzes konnten, wie in zahlreichen Abbildungen zuvor gezeigt, äußerst treffsichere und genaue Ergebnisse erzielt werden.

Jedoch wurden im modifizierten Bemessungsmodell auch Vereinfachungen wie z.B. die Vernachlässigung des positiven Einflusses aus der Torsionssteifigkeit eines I-Trägers angenommen. In weiterführenden Untersuchungen könnte somit auf die zusätzliche Torsionssteifigkeit des Anschlussprofiles bei gebundener Drehachse näher eingegangen werden, um das tatsächliche Tragverhalten des Anschlusses noch besser abbilden zu können.

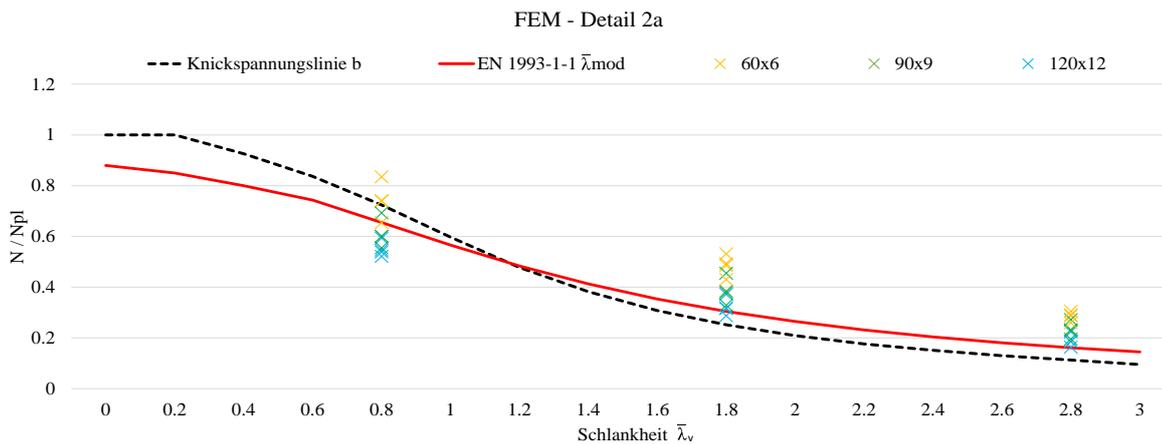
In den nachfolgenden Kapiteln wird noch einmal auf die einzelnen Anschlussdetails eingegangen und Vergleiche mit der aktuellen ÖNORM EN 1993-1-1 dargestellt. Somit können abschließend noch einmal anschaulich die entstehenden Differenzen der Traglasten zur aktuellen Normenkurve analysiert werden.

### 9.1. Abschließende Zusammenfassung – Detail 2a

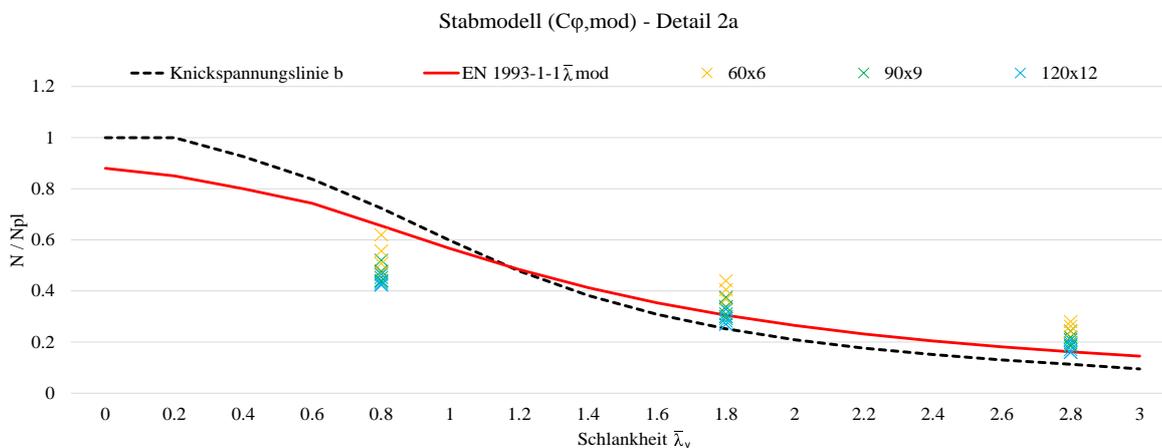
In Abbildung 9.1 und Abbildung 9.2 werden die resultierenden Normenkurven, bei Anwendung der Bemessung nach Tabelle 1.1 (EN 1993-1-1,  $\bar{\lambda}_{mod}$ , rote Linie), sowie bei Betrachtung als beidseits gelenkiger Stab ohne Anschluss exzentrizität (Knickspannungslinie b, schwarze Linie) als Referenzlinien den Berechnungsergebnissen aus FEM und der Stabstatik hinterlegt.

Es ist gut ersichtlich, dass im Bereich der kleinsten Schlankheit ( $\bar{\lambda}_v=0,8$ ) die Normenkurve mit modifizierter Schlankheit  $\bar{\lambda}_{mod}$  die Ergebnisse der FEM-Berechnungen sehr gut abbilden kann. Die ermittelten Traglasten kommen in etwa im selben Bereich zu liegen. Im Bereich höherer Schlankheiten, ab  $\bar{\lambda}_v=1,8$ , kommen die Berechnungsergebnisse der FEM-Berechnung über der Normenkurve zu liegen. Hier wird die Traglast mit dem Normenansatz unterschätzt.

Beim Blick auf die Berechnungsergebnisse nach Stabstatik in Abbildung 9.2 zeigt sich, dass auch hier die Traglastergebnisse der Berechnungen ab einer Schlankheit von  $\bar{\lambda}_v = 1,8$  vorwiegend über der Norm zu liegen kommen.



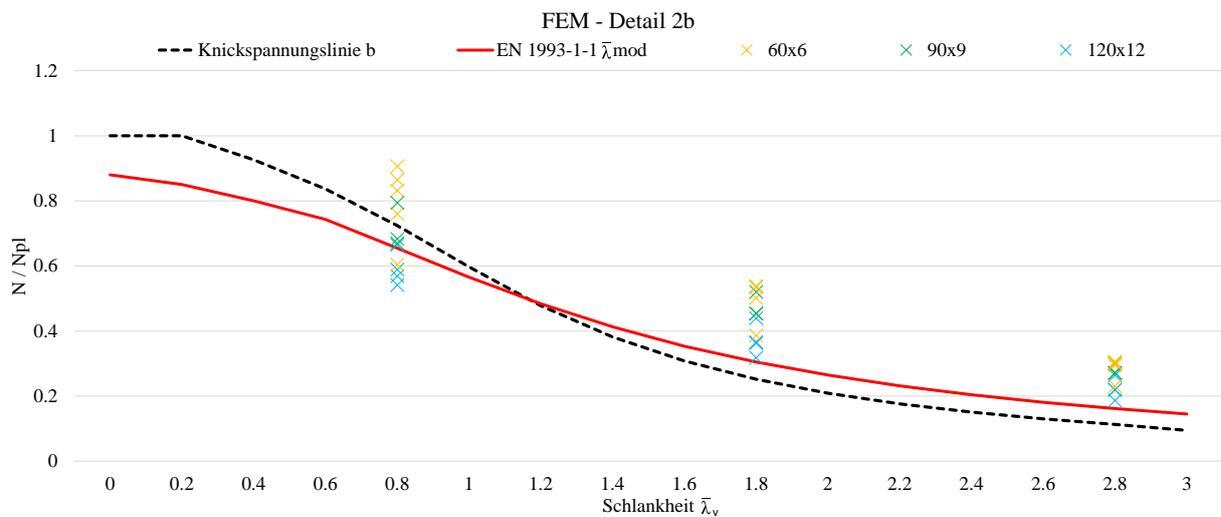
**Abbildung 9.1:** Vergleich FEM-Ergebnisse mit Knickspannungslinie b bzw. Traglasten zufolge EN 1993-1-1  $\bar{\lambda}_{mod}$



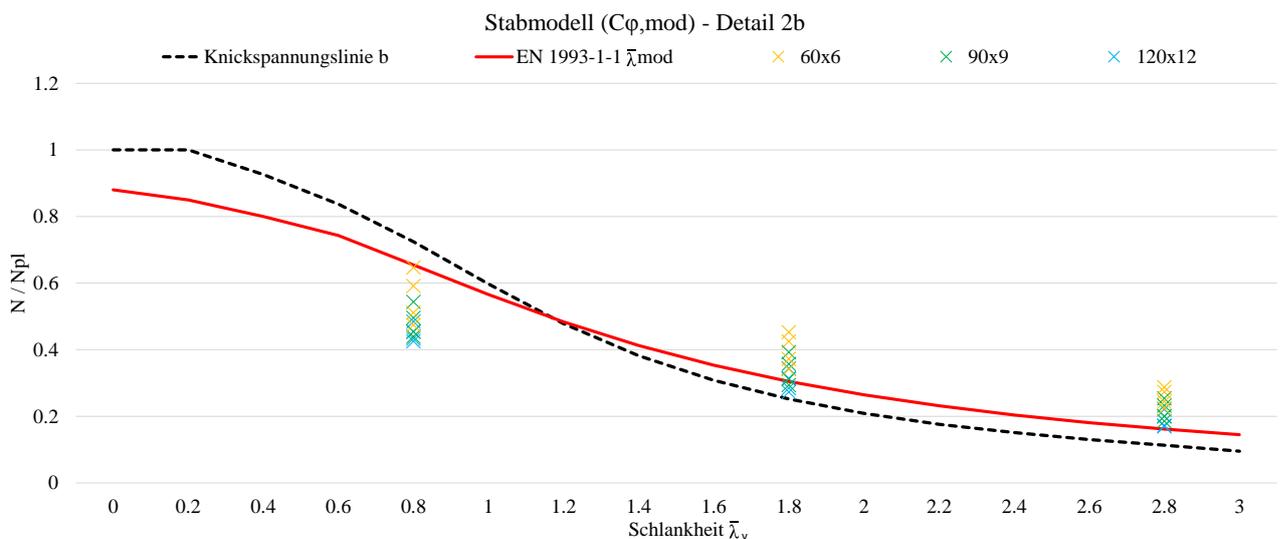
**Abbildung 9.2:** Vergleich Stabstatikergebnisse mit Knickspannungslinie b bzw. Traglasten zufolge EN 1993-1-1  $\bar{\lambda}_{mod}$

## 9.2. Abschließende Zusammenfassung – Detail 2b

Auch für Detail 2b zeigt sich beim Vergleich der Ergebnisse mit der Kurve nach EN 1993-1-1 ( $\bar{\lambda}_{\text{mod}}$ ) ein ähnlicher Sachverhalt wie für Detail 2a. Bei zunehmender Schlankheit kommen die Berechnungsergebnisse der FEM-Analyse vorwiegend über der Normkurve zu liegen, was eine Unterschätzung der Bemessungstragfähigkeit nach Norm zur Folge hat. Die Berechnungen mittels Stabstatikmethode liefern hier weitaus treffsicherere Ergebnisse, als die Vorgehensweise nach Norm. Ebenfalls gut zu erkennen ist, dass besonders für Winkelprofile mit dem kleinsten Querschnitt L60x6 die Normkurve mit Traglasten mittels  $\bar{\lambda}_{\text{mod}}$  wesentlich konservativere Werte erzielt.



**Abbildung 9.3:** Vergleich FEM-Ergebnisse mit Knickspannungslinie b bzw. Traglasten zufolge EN 1993-1-1  $\bar{\lambda}_{\text{mod}}$



**Abbildung 9.4:** Vergleich Stabstatikergebnisse mit Knickspannungslinie b bzw. Traglasten zufolge EN 1993-1-1  $\bar{\lambda}_{\text{mod}}$

### 9.3. Abschließende Zusammenfassung – Detail 3a-1

Die Normenkurve liefert für Detail 3a-1 und geringer Schlankheit  $\bar{\lambda}_v=0,8$  tendenziell zu hohe Traglasten im Vergleich zu den FEM-Berechnungen. Im weiteren Verlauf der Kurve nähern sich die Traglasten nach Norm den FEM-Analysen an.

Es ist anzumerken, dass die Normenkurve für den Winkelquerschnitt L120x12 über den gesamten Schlankheitsverlauf zu hohe Traglasten ergibt, welche eine unsichere Annahme zur Folge hat.

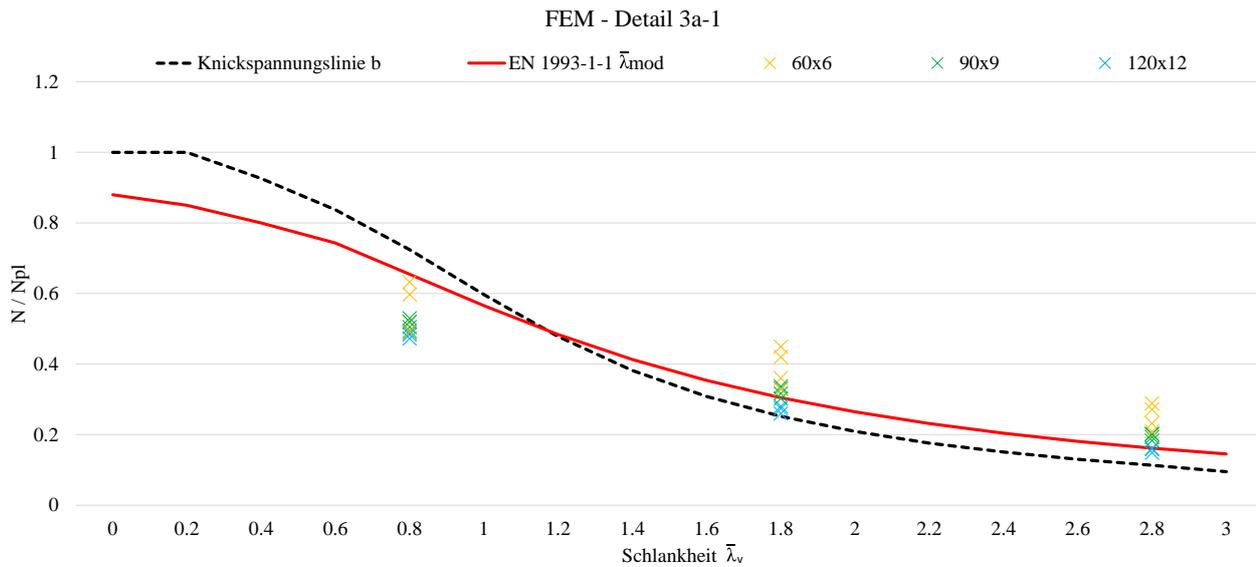


Abbildung 9.5: Vergleich FEM-Ergebnisse mit Knickspannungslinie b bzw. Traglasten zufolge

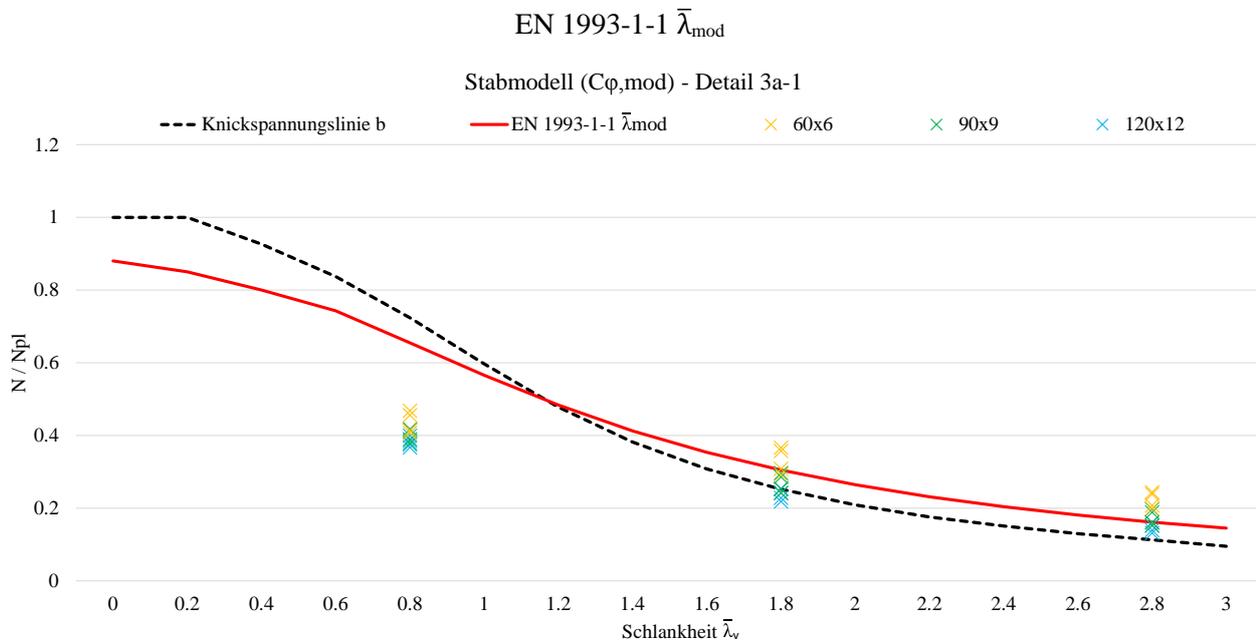


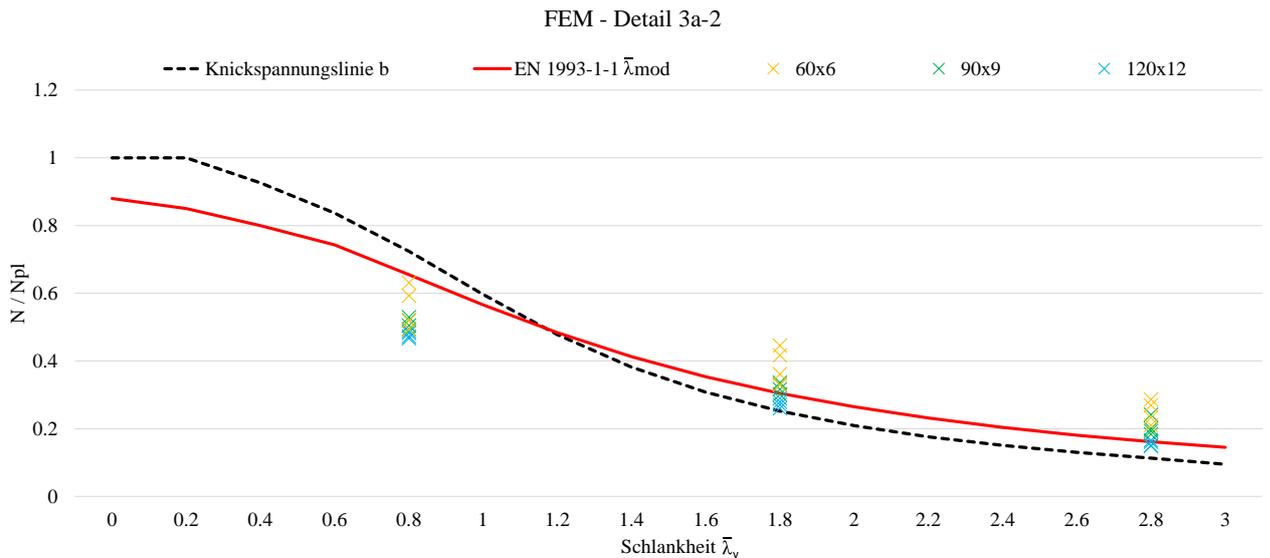
Abbildung 9.6: Vergleich Stabstatikerggebnisse mit Knickspannungslinie b bzw. Traglasten zufolge

EN 1993-1-1  $\bar{\lambda}_{mod}$

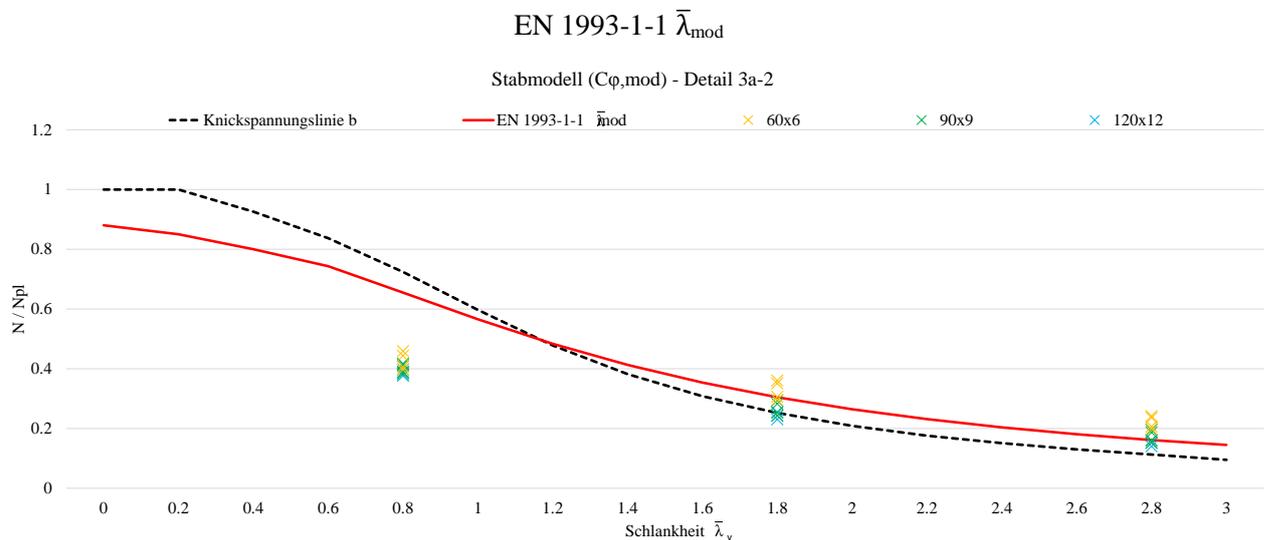
## 9.4. Abschließende Zusammenfassung – Detail 3a-2

In Abbildung 9.7 und Abbildung 9.8 werden nun wieder die Berechnungsergebnisse aus FEM und Stabstatik den Normkurven gegenübergestellt.

Es zeigt sich, dass die Traglasten nach Norm für geringe Schlankheiten zu hohe Werte ergeben. Ab Schlankheiten von  $\bar{\lambda}_v \geq 1,8$  stimmen die erhaltenen Traglasten aus FEM und Stabstatik weitestgehend mit der Normenkurve  $\bar{\lambda}_{mod}$  überein.



**Abbildung 9.7:** Vergleich FEM-Ergebnisse mit Knickspannungslinie b bzw. Traglasten zufolge



**Abbildung 9.8:** Vergleich Stabstatikergebnisse mit Knickspannungslinie b bzw. Traglasten zufolge

EN 1993-1-1  $\bar{\lambda}_{mod}$

## 9.5. Abschließende Zusammenfassung – Detail 3b-1

In Abbildung 9.9 und Abbildung 9.10 werden wieder die Berechnungsergebnisse aus FEM und Stabstatik den Normkurven gegenübergestellt.

Gut erkennbar ist hier anhand der gelben Markierungen, dass für Detail 3b-1 die Normkurve nach EN 1993-1-1 die Tragfähigkeit für den kleinsten Winkelprofilquerschnitt L60x6, bei hohen Schlankheiten deutlich unterschätzt. Das Tragverhalten wird, wie in Abbildung 9.10 dargestellt, durch die Stabstatikberechnung deutlich besser abgebildet.

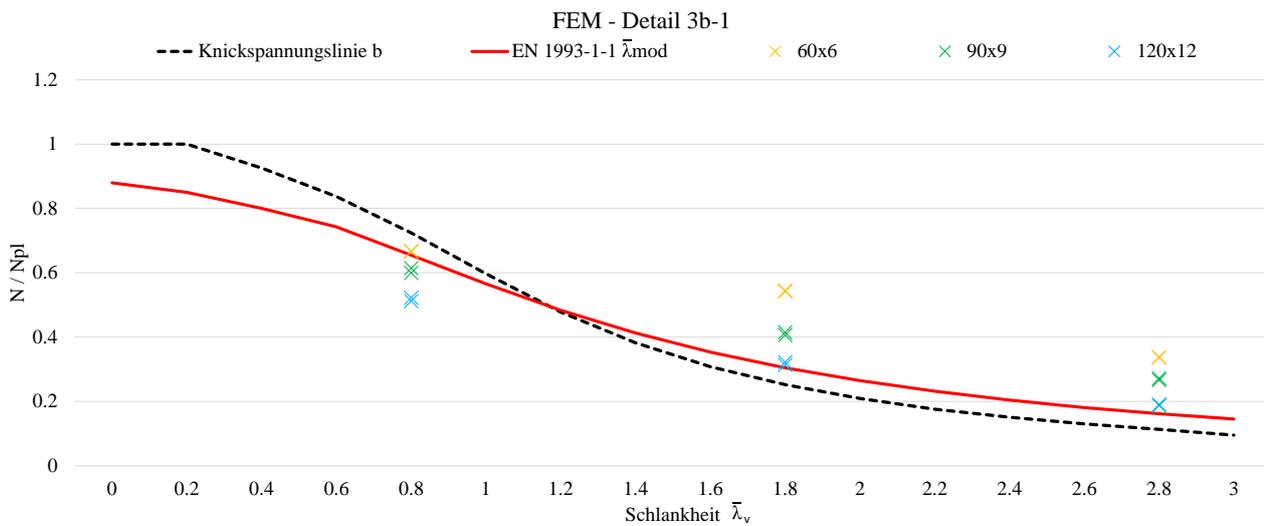


Abbildung 9.9: Vergleich FEM-Ergebnisse mit Knickspannungslinie b bzw. Traglasten zufolge

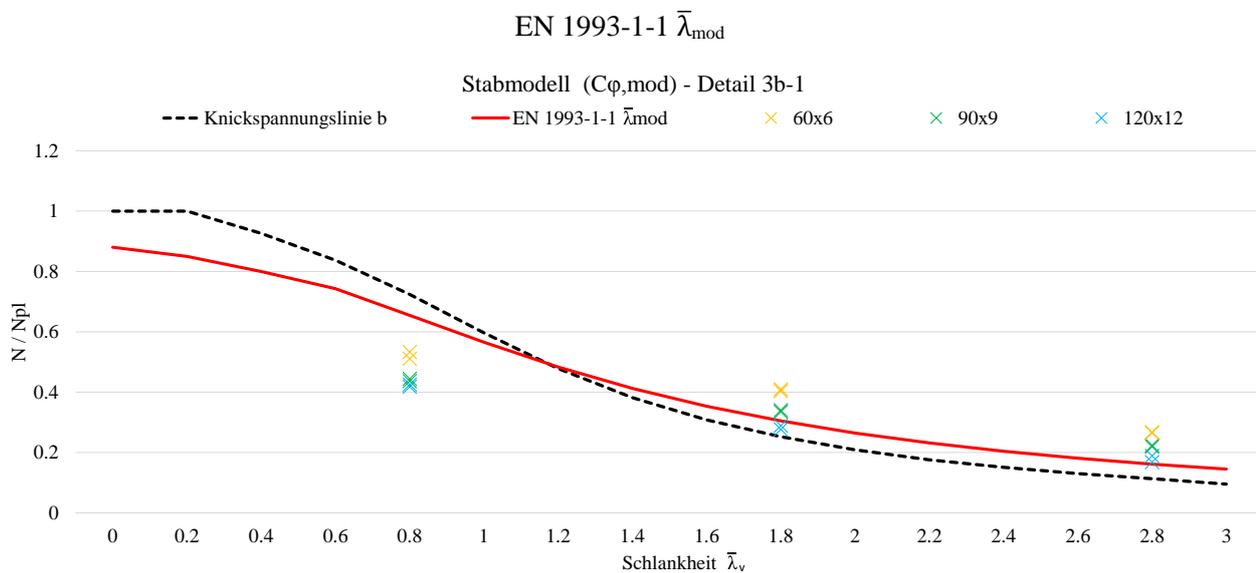


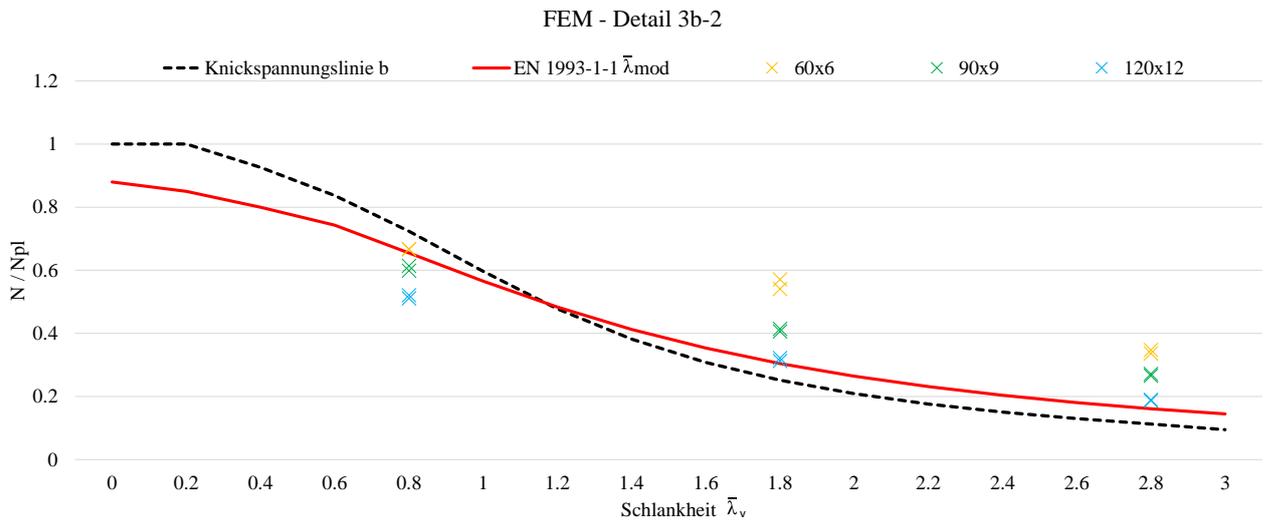
Abbildung 9.10: Vergleich Stabstatikergebnisse mit Knickspannungslinie b bzw. Traglasten zufolge

EN 1993-1-1  $\bar{\lambda}_{mod}$

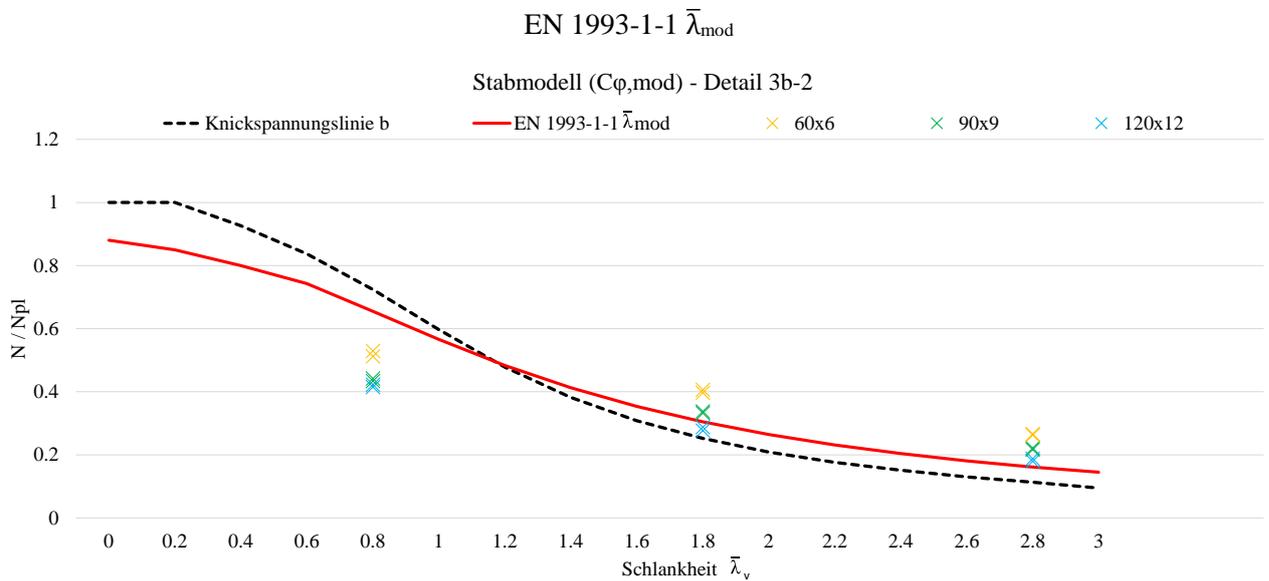
## 9.6. Abschließende Zusammenfassung – Detail 3b-2

In Abbildung 9.11 und Abbildung 9.12 wurden wieder die Normenkurven als Referenzlinien den Berechnungsergebnissen aus FEM und der Stabstatik gegenüber gestellt.

Auch hier werden die Traglasten nach Norm, gegenüber den Berechnungsergebnissen aus FEM, bei größeren Schlankheiten unterschätzt.



**Abbildung 9.11:** Vergleich FEM-Ergebnisse mit Knickspannungslinie b bzw. Traglasten zufolge



**Abbildung 9.12:** Vergleich Stabstatikergebnisse mit Knickspannungslinie b bzw. Traglasten zufolge

EN 1993-1-1  $\bar{\lambda}_{mod}$

## 9.7. Abschließende Zusammenfassung – Detail 1a- Anschlussblech

Es konnte gezeigt werden, dass besonders für Konfigurationen mit einer Blechstärke von  $t=10$  mm mit den Steifigkeitsformeln aus [6] durchgehend ähnliche Traglasten, unabhängig von der freien Knotenblechlänge  $x$ , erzielt werden und die Ergebnisse aus der FEM-Berechnung sehr gut wiedergegeben werden. Auch Änderungen der Abschlussblechhöhe sowie Änderungen des Randabstandes vom Winkel werden durch die Berücksichtigung der Anschlusssteifigkeit in RSTAB [2] durch die Formeln von Harringer äußerst genau abgebildet.

Etwas ungenauer fallen die Ergebnisse für Konfigurationen mit einer Blechstärke von  $t=20$  mm aus, wo zum einen die Veränderung des Randabstandparameters  $x$  zu ungenaueren Ergebnissen führte und zum Anderen bei den Winkelprofilkonfigurationen 90x9 sowie 120x12 die maximale Traglast für Konfigurationen mit einer Blechhöhe von  $h=400$ mm in der Stabstatikanalyse etwas überschätzt wurde.

In weiteren Untersuchungen könnte überprüft werden, ob die in [6] getroffene Annahme eines Ausbreitungswinkels im Verhältnis von 1:2 für Konfigurationen mit einer Blechdicke von  $t=20$ mm zutreffend ist oder ob hier von einem geringeren Lastausbreitungswinkel ausgegangen werden sollte.

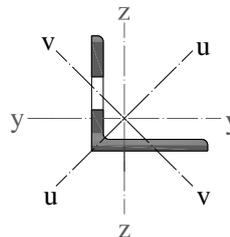
Außerdem wurde ersichtlich, dass es bei der Kombination eines Winkels mit erheblich größerer Steifigkeit als jener des Anschlussbleches zu einem Abfall der Tragfähigkeit kommen kann. Jedoch muss erwähnt werden, dass ein solches Anschlussdetail in der Baupraxis keinen Einsatz finden wird, da bereits vorzeitig ein Versagen des Anschlussbleches stattfindet (vor Erreichen der Knicktragfähigkeit des Winkelprofiles).

## Literaturverzeichnis

- [1] F. P. ABAQUS, Version 6.14-3, Dassault Systemes Simulia Corp., Providence, RI, USA.
- [2] R. 8.16, Dlubal Software GmbH.
- [3] Binderbauer R, Vergleichende Studie der Knicktragfähigkeit geschraubter Winkelprofile mit baupraktischen Anschlusssteifigkeiten: FEM vs. Theorie 2. Ordnung, Diplomarbeit: TU Graz, 2018.
- [4] M. Wolters, Modellierung Finite-Element-Berechnung eines längsversteiften Zylindersegments aus Faserverbundmaterial unter Berücksichtigung von Schädigung, Universität Karlsruhe, 2002.
- [5] Unterweger und Kettler, Tragfähigkeit von Winkelprofilen bei Druckbeanspruchung und realen Lagerungsbedingungen, Stahlbau 86 (2017) S. 239-255: Ernst & Sohn, 2017.
- [6] T. Harringer, Ermittlung baupraktischer Anschlusssteifigkeiten von Winkelprofilen als maßgebende Einflussgrößen der Knicktragfähigkeit, Diplomarbeit: TU Graz, 2017.
- [7] ÖNORM B 1993-1-1, Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1.1: Allgemeine Bemessungsregeln- nationale Erläuterungen und nationale Ergänzungen, Wien: ASI, 2007.
- [8] EN 1993-1-1: Eurocode 3, Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1.1 Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau, Brüssel: CEN, 2005.
- [9] H. Unterweger, Stahlbau GL. Skriptum zur Lehrveranstaltung "Stahlbau GL" Institut für Stahlbau, Technische Universität Graz, 2011.

## Anhang A

**Tabelle 1: Drucktragfähigkeit nach EN  
1993-1-1  $\bar{\lambda}_{mod}$**



Profil	A	$N_{pl}$	$\bar{\lambda}_v$	$\bar{\lambda}_{y,z}$	$\bar{\lambda}_{eff,v}$	$\bar{\lambda}_{eff,y}^{*)}$	$\bar{\lambda}_{eff,z}$	$\chi$	$N_{EN1993-1-1}$
	[mm <sup>2</sup> ]	[kN]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[kN]
L60x6 ( $i_v=11,7\text{mm}$ ; $i_y=i_z=18,2\text{mm}$ )	691.0	162.39	0.8	0.51	<b>0.91</b>	0.82	0.86	0.65	106.3
			1.8	1.15	<b>1.61</b>	1.25	1.31	0.3	49.5
			2.8	1.79	<b>2.31</b>	1.63	1.76	0.16	26.2
L90x9 ( $i_v=17,6\text{mm}$ ; $i_y=i_z=27,3\text{mm}$ )	1550.0	364.25	0.8	0.51	<b>0.91</b>	0.82	0.86	0.65	236.8
			1.8	1.15	<b>1.61</b>	1.25	1.31	0.3	109.3
			2.8	1.79	<b>2.31</b>	1.63	1.76	0.16	58.3
L120x12 ( $i_v=23,5\text{mm}$ ; $i_y=i_z=36,5\text{mm}$ )	2750.0	646.25	0.8	0.51	<b>0.91</b>	0.82	0.86	0.65	420.1
			1.8	1.15	<b>1.61</b>	1.25	1.31	0.3	193.9
			2.8	1.79	<b>2.31</b>	1.63	1.76	0.16	103.4

\*)  $L_{cr}=0,9*L$



Dies ist eine Veröffentlichung des

## **FACHBEREICHS INGENIEURBAUKUNST (IBK) AN DER TU GRAZ**

Der Fachbereich Ingenieurbaukunst umfasst die dem konstruktiven Ingenieurbau nahe stehenden Institute für Baustatik, Betonbau, Stahlbau, Holzbau & Holztechnologie, Materialprüfung & Baustofftechnologie, Baubetrieb & Bauwirtschaft, Hochbau & Industriebau, Bauinformatik und Allgemeine Mechanik der Fakultät für Bauingenieurwissenschaften an der Technischen Universität Graz.

Dem Fachbereich Ingenieurbaukunst ist das Bautechnikzentrum (BTZ) zugeordnet, welches als gemeinsame hochmoderne Laboreinrichtung zur Durchführung der experimentellen Forschung aller beteiligten Institute dient. Es umfasst die drei Laboreinheiten für konstruktiven Ingenieurbau, für Bauphysik und für Baustofftechnologie.

Der Fachbereich Ingenieurbaukunst kooperiert im gemeinsamen Forschungsschwerpunkt „Advanced Construction Technology“. Dieser Forschungsschwerpunkt umfasst sowohl Grundlagen- als auch praxisorientierte Forschungs- und Entwicklungsprogramme.

Weitere Forschungs- und Entwicklungskooperationen bestehen mit anderen Instituten der Fakultät, insbesondere mit der Gruppe Geotechnik, sowie nationalen und internationalen Partnern aus Wissenschaft und Wirtschaft.

Die Lehrinhalte des Fachbereichs Ingenieurbaukunst sind aufeinander abgestimmt. Aus gemeinsam betreuten Projektarbeiten und gemeinsamen Prüfungen innerhalb der Fachmodule können alle Beteiligten einen optimalen Nutzen ziehen.

Durch den gemeinsamen, einheitlichen Auftritt in der Öffentlichkeit präsentiert sich der Fachbereich Ingenieurbaukunst als moderne Lehr- und Forschungsgemeinschaft, welche die Ziele und Visionen der TU Graz umsetzt.

Nummerierungssystematik der Schriftenreihe:

D – Diplom-, Masterarbeiten/Dissertationen | F – Forschungsberichte  
S – Skripten, Vorlesungsunterlagen | V – Vorträge, Tagungen

Institutskenzahl:

1 – Allgemeine Mechanik | 2 – Baustatik | 3 – Betonbau  
4 – Holzbau & Holztechnologie | 5 – Stahlbau & Flächentragwerke  
6 – Materialprüfung & Baustofftechnologie | 7 – Baubetrieb & Bauwirtschaft  
8 – Hochbau & Industriebau | 9 – Bauinformatik  
10 – Labor für Konstruktiven Ingenieurbau

Fortlaufende Nummer pro Reihe und Institut / Jahreszahl