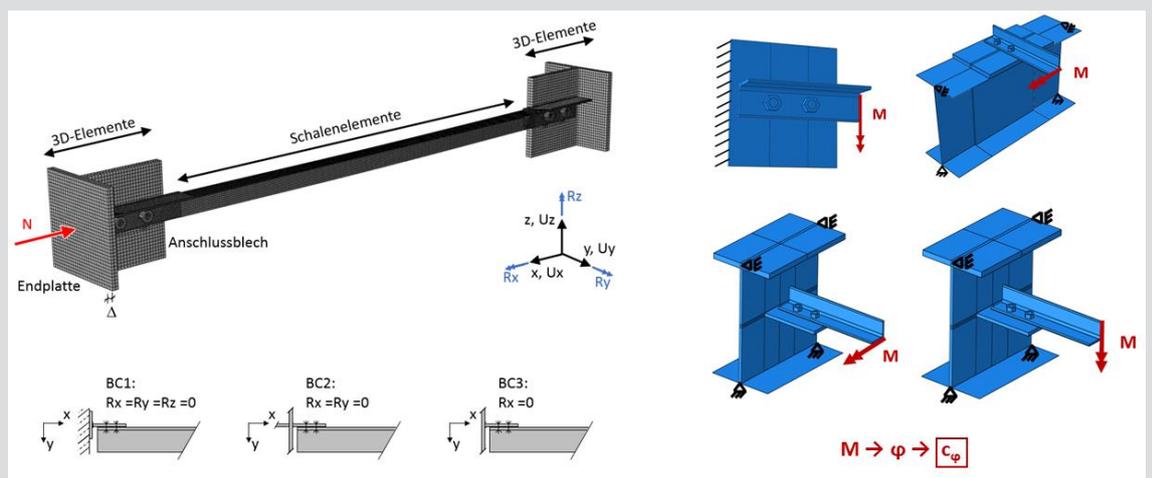


Ermittlung baupraktischer Anschlusssteifigkeiten von Winkelprofilen als maßgebende Einflussgrößen der Knicktragfähigkeit



D-5-59/2017

BSc. Thomas Harringer
 Institut für Stahlbau
 Technische Universität Graz



Ermittlung baupraktischer Anschlusssteifigkeiten von Winkelprofilen als maßgebende Einflussgrößen der Knicktragfähigkeit

Masterarbeit

verfasst von

Thomas Harringer

eingereicht am

Institut für Stahlbau
Technische Universität Graz

Betreuer

Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Harald Unterweger
Ass.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Markus Kettler

Graz, März 2017

Eidesstattliche Erklärung

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

Graz, am

.....

(Unterschrift)



Widmung

für meinen Opa

Kurzfassung

Winkelprofile werden häufig für Aussteifungsverbände im Hochbau eingesetzt, insbesondere wenn der Verbandsstab planmäßig auf reine Normalkraft beansprucht wird. Bei auf Druck beanspruchten Bauteilen wird häufig Stabilitätsversagen maßgebend, wobei der Nachweis maßgeblich von der Knicklänge, welche die Stablänge und die Lagerbedingungen des Stabes repräsentiert, beeinflusst wird. Die derzeitigen Bemessungsregeln in EN 1993-1-1 setzen implizit eine ausreichende Endeinspannung der Winkelprofile voraus. Es wird davon ausgegangen, dass eine Einspannung bei Anschlüssen mit mindestens zwei Schrauben gegeben ist. Derzeit gibt es für die Durchbildung des weiterführenden Anschlusses (das Anschlussblech und anschließende Bauteile) keine Anforderungen an die Steifigkeit, obwohl deren Einfluss auf die Tragfähigkeit der Winkelprofile sehr groß ist.

Ziel dieser Arbeit ist es, das Potential der Anschlusssteifigkeit von baupraktischen Details zu ermitteln und insbesondere den Übergang zwischen gelenkiger Lagerung und Einspannung bei verschiedenen Konfigurationen zu untersuchen. Es konnte durch die Berechnungen in dieser Arbeit gezeigt werden, dass sämtliche untersuchten Anschlusssteifigkeiten im Übergangsbereich zwischen gelenkiger und eingespannter Lagerung zu liegen kommen, wodurch eine Erhöhung der Knicktragfähigkeit der Winkelprofile (gegenüber dem gelenkigen Fall) durch Berücksichtigung der Anschlusssteifigkeit nachgewiesen werden kann. Um diese gewonnenen Erkenntnisse auch in der Praxis umsetzen zu können, wurden analytische Modelle zur Ermittlung der Anschlusssteifigkeiten von baupraktischen Details erstellt und durch umfangreiche FE-Parameterstudien kalibriert und bestätigt.

Abstract

Steel angles are commonly used as bracing members in building construction, especially for bracing members with axial forces. For compression members, usually global buckling is the governing design criteria, which is mainly affected by the member length and the support characteristics. The current version of EN1993-1-1 presupposes sufficient end clamping of the steel angles. This precondition is fulfilled with connections with at least two bolts. Currently, there are no requirements for the stiffness of the design of the overall joint configuration (the connection plate and adjacent elements), although it has a strong influence on the resistance of steel angles.

The goal of this thesis is to determine the potential of the joint stiffness of practical details, especially the transition from hinged to clamped support of different configurations is sought. It can be shown, based on a comprehensive numerical study in this thesis, that the stiffness of all investigated joints is in the transition area between hinged and clamped support, which leads to an increase of the buckling resistance of the steel angles (compared to the hinged reference case) when the joint stiffness is precisely considered. To ensure that the gained findings can be used in practice, analytical models for determining the joint stiffness of practical details were created and due to extensive FE-Parameter-Studies calibrated and verified.

Inhaltsverzeichnis

1	EINLEITUNG UND ÜBERBLICK.....	1
2	VORUNTERSUCHUNGEN	3
2.1	Vorhandene Forschungsergebnisse zur Knicktragfähigkeit von geschraubten Winkeln	3
2.2	Kritikpunkte und Ergänzungen zu den vorhandenen Forschungsergebnissen	4
3	EINFLUSS DER FEDERSTEIFIGKEIT AM STABENDE AUF DIE KNICKTRAGFÄHIGKEIT VON L-PROFILIEN	5
3.1	Grundlagen zur Federsteifigkeit	5
3.2	Federsteifigkeit in der Anschlussebene	6
3.3	Federsteifigkeit aus der Anschlussebene	7
3.4	Federsteifigkeitsübergang zwischen Gelenk und Einspannung – in und aus der Anschlussebene .	11
4	GRUNDLAGEN ZUR ERMITTLUNG DER ANSCHLUSSSTEIFIGKEITEN	13
4.1	Zielsetzung	13
4.2	Erforderliche Genauigkeit der Federsteifigkeit von baupraktischen Details	14
4.3	Vereinfachungen bei der Modellierung der Anschlussdetails	15
5	DETAIL 1A – ANSCHLUSSBLECH EINGESPANNT, WINKELPROFIL UNTER 90° ANGESCHLOSSEN	19
5.1	Systembeschreibung	19
5.2	Parameterstudie	20
5.3	Analytisches Modell	21
5.4	Zusätzliche Untersuchungen zum Momentenverlauf	31
6	DETAIL 1B – ANSCHLUSSBLECH EINGESPANNT, WINKELPROFIL UNTER 45° ANGESCHLOSSEN	33
6.1	Systembeschreibung	33
6.2	Parameterstudien	34
6.3	Analytisches Modell	37

7	DETAIL 1C – ANSCHLUSSBLECH EINGESPANNT, 2 WINKELPROFILE UNTER 45° ANGESCHLOSSEN, 2. PROFIL MIT ZUGNORMALKRAFT	43
7.1	Systembeschreibung	43
7.2	Parameterstudie	44
7.3	Analytisches Modell	45
8	DETAIL 2A – ANSCHLUSS EINES WINKELPROFILS UNTER 90° AN DEN OBERGURT EINES I-PROFILS	47
8.1	Systembeschreibung	47
8.2	Federsteifigkeit in der Anschlussebene	48
8.3	Federsteifigkeit aus der Anschlussebene - Parameterstudien.....	50
8.4	Federsteifigkeit aus der Anschlussebene - Analytisches Modell	59
9	DETAIL 2B – ANSCHLUSS EINES WINKELPROFILS UNTER 45° AN DEN OBERGURT EINES I-PROFILS	69
9.1	Systembeschreibung	69
9.2	Federsteifigkeit in der Anschlussebene	69
9.3	Federsteifigkeit aus der Anschlussebene – Parameterstudien.....	70
9.4	Federsteifigkeit aus der Anschlussebene - Analytisches Modell	73
10	DETAIL 3A – ANSCHLUSS EINES WINKELPROFILS UNTER 90° AN EIN ANSCHLUSSBLECH AM TRÄGERSTEG	77
10.1	Systembeschreibung	77
10.2	Federsteifigkeit in der Anschlussebene – Parameterstudie	78
10.3	Federsteifigkeit in der Anschlussebene – Analytisches Modell	81
10.4	Federsteifigkeit aus der Anschlussebene - Parameterstudien.....	93
10.5	Federsteifigkeit aus der Anschlussebene - Analytisches Modell	97

11	DETAIL 3B – ANSCHLUSS EINES WINKELPROFILS UNTER 45° AN EIN ANSCHLUSSBLECH AM TRÄGERSTEG	103
11.1	Systembeschreibung	103
11.2	Federsteifigkeit in der Anschlussebene	104
11.3	Federsteifigkeit aus der Anschlussebene - Parameterstudien.....	104
11.4	Federsteifigkeit aus der Anschlussebene - Analytisches Modell	108
12	ZUSAMMENFASSUNG	111
12.1	Einfluss der Federsteifigkeit auf die Knicktragfähigkeit von L-Profilen	111
12.2	Anschlusssteifigkeit von baupraktischen Details	113
12.3	Analytische Modelle zur Ermittlung der Anschlusssteifigkeit	118
13	LITERATURVERZEICHNIS	129

Anhang A

A	ERGÄNZUNGEN ZU DEN VORUNTERSUCHUNGEN.....	A-1
A.1	Kritikpunkte an den vorliegenden Forschungsergebnissen	A-1
A.2	Ergänzungen der vorliegenden Forschungsergebnisse.....	A-13

1 Einleitung und Überblick

Winkelprofile werden aufgrund ihrer einfachen und schnellen Montagemöglichkeit häufig im Hochbau bei Aussteifungsverbänden eingesetzt, wobei dann nur ein Winkelschenkel über Schrauben an den Stabenden angeschlossen wird. L-Profile als Aussteifungsdiagonalen werden insbesondere dann verwendet, wenn der Verbandsstab planmäßig auf reine Normalkraft beansprucht wird. Auf Druck beanspruchte Winkelprofile sind neben der Verwendung im Hochbau auch der Standardquerschnitt im Freileitungsmastbau. Die einfache Montagemöglichkeit (Schraubenverbindung in nur einem Winkelschenkel) bedingt jedoch aufgrund der exzentrischen Lasteinleitung Nachteile in Bezug auf die Stabilitätstragfähigkeit, da neben der Druckbeanspruchung auch eine planmäßige Biegebeanspruchung des Winkelprofiles entsteht. Im baupraktischen Bereich schlanker Winkelstäbe ist der Stabilitätsfall Biegeknicken häufig der maßgebende Nachweis. Entscheidend für die Stabilität ist die vorhandene Knicklänge, wobei diese durch die Profillänge und die Lagerungsbedingungen bestimmt wird. Die Grundlage dieser Arbeit bildet die Forschungstätigkeit des Institutes für Stahlbau der TU Graz im Bereich der Knicktragfähigkeit von Winkelprofilen [1]. Der Schwerpunkt dieser Masterarbeit liegt in der detaillierten Untersuchung der vorhandenen Lagerungsbedingungen. Ingenieursmäßig erfolgt die Entscheidung in der Praxis als Grenzwertbetrachtung, indem entschieden wird, ob eine gelenkige oder eingespannte Lagerungsbedingung vorliegt. L-Profile werden meist an den Obergurt eines I-Trägers oder über ein Anschlussblech an den Steg eines I-Trägers angeschlossen. Für beide Anschlusssituationen kann nicht von einer vollen Einspannwirkung ausgegangen werden. Der Anschluss wird somit bisher ingenieursmäßig, aufgrund des Fehlens von praxistauglichen Formeln zur Ermittlung der Anschlusssteifigkeit, oft als gelenkig betrachtet.

Im ersten Teil der Masterarbeit wurde untersucht, in welcher Höhe eine Federsteifigkeit der weiterführenden Anschlusskonstruktion vorliegen muss, um von einer Einspannung des Winkelprofiles ausgehen zu können. In diesem Kontext wurde auch der Übergangsbereich zwischen gelenkiger und eingespannter Lagerung bestimmt. Anhand dieser Untersuchungen kann festgelegt werden, ab welchen Federsteifigkeiten eine Tragfähigkeitserhöhung der Winkelprofile (gegenüber dem gelenkigen Referenzfall) aufgrund der Berücksichtigung der günstigeren Anschlusssituation zu erwarten ist. Der zweite Teil dieser Arbeit befasst sich mit baupraktischen Anschlussdetails und deren Federsteifigkeiten. Es wurden umfangreiche Parameterstudien mit realitätsnahen FE-Modellen durchgeführt, um einerseits die Höhe der Federsteifigkeit zu bestimmen und andererseits, um analytische Modelle zur Ermittlung der zutreffenden Federsteifigkeit zu entwickeln.

Es konnte gezeigt werden, dass sämtliche untersuchten baupraktischen Details eine Federsteifigkeit im Übergangsbereich zwischen gelenkiger und eingespannter Lagerung aufweisen. Damit ist durch die Berücksichtigung der vorhandenen Anschlusssteifigkeit eine Erhöhung der Knicktragfähigkeit der Winkelprofile – gegenüber dem gelenkigen Referenzfall – möglich. Für sämtliche betrachtete Details konnten analytische Formeln zur Berechnung der Federsteifigkeit der Anschlusssituation vorgeschlagen und überprüft werden. Mithilfe der analytischen Formeln kann nun die Federsteifigkeit ermittelt werden und das Winkelprofil kann in einem Stabwerksprogramm beidseits gelenkig gelagert mit zusätzlichen Auflagerfedern modelliert werden. Dabei wird der

exzentrische Schraubenanschluss an nur einem Winkelschenkel miterfasst. Es ist somit eine wichtige Grundlage geschaffen, um zukünftig den Stabilitätsnachweis unter Berücksichtigung der realen Auflagerbedingungen der weiterführenden Anschlusskonstruktion führen zu können.

2 Voruntersuchungen

2.1 Vorhandene Forschungsergebnisse zur Knicktragfähigkeit von geschraubten Winkeln

Die vorliegende Masterarbeit basiert auf den Erkenntnissen aus [1] und befasst sich insbesondere mit deren fehlenden Komponente – der Federsteifigkeit von baupraktischen Anschlussdetails. Dabei wurden jedoch nur die Grenzfälle des realen Verhaltens untersucht, - volle Einspannung (BC1 in Abbildung 1), - Scharnierlagerung (BC2 in Abbildung 1) und, - gelenkige Lagerung (BC3 in Abbildung 1).

In [1] konnte gezeigt werden, dass bei Verwendung verschiedener Normen unterschiedliche Knicktragfähigkeiten von Winkelprofilen ermittelt werden können. Es wurde ein Vergleich der Normen und eine Gegenüberstellung der Normtragfähigkeiten mit Versuchsergebnissen und FE-Berechnungen durchgeführt. Es konnte gezeigt werden, dass bei kurzen Winkelprofilen die reale Einspannsituation mit der exzentrischen Lasteinleitung ungünstiger ist als bei Winkelprofilen mit gelenkiger Lagerung und zentrischer Druckbelastung (vgl. Abbildung 2). Bei baupraktischen Winkelprofilen mit hoher Schlankheit wird der ungünstige Effekt der exzentrischen Lasteinleitung durch die Verschraubung an einem Schenkel jedoch durch den Einspanneffekt der Schraubverbindung mehr als kompensiert, wodurch eine erhöhte Tragfähigkeit im Vergleich zum zentrisch gedrückten Pendelstab erreicht werden kann. Um die Knicktragfähigkeit unter realen Anschlussbedingungen zu ermitteln, wurden umfangreiche Parameterstudien erstellt. Die FE-Modellierung ist in Abbildung 1 ersichtlich und wurde auch für Teile der vorliegende Masterarbeit verwendet. Die Lagerungsbedingungen Einspannung (BC1), Scharnier (BC2) und Gelenk (BC3) aus Abbildung 1 haben besondere Relevanz für diese Masterarbeit.

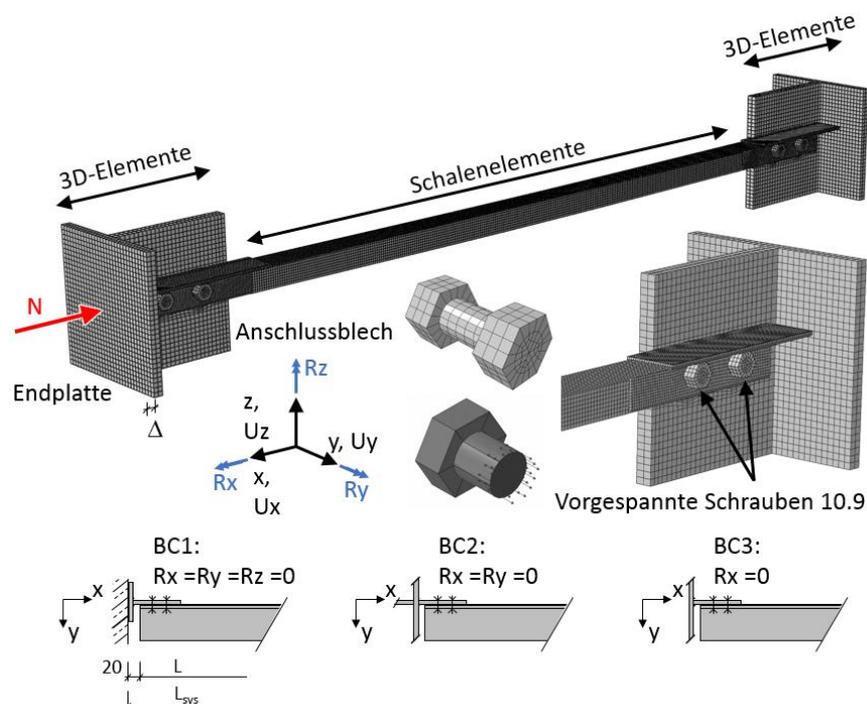


Abbildung 1: FE-Modellierung zur Untersuchung der Knicktragfähigkeit unter realen Anschlussbedingungen [1]

Nachfolgende Abbildung 2 zeigt einen Vergleich der Tragfähigkeiten druckbeanspruchter Winkelprofile aus verschiedenen Normen mit den errechneten FE-Tragfähigkeiten.

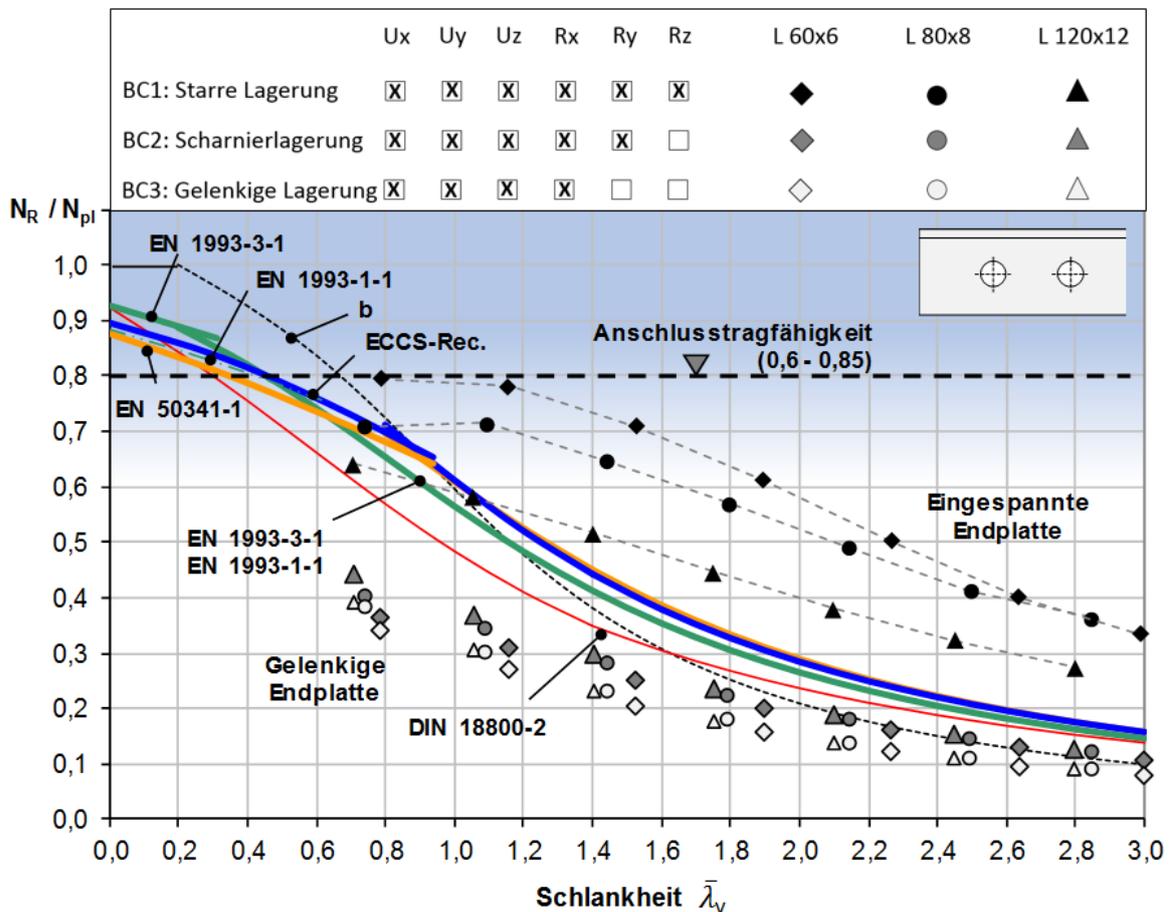


Abbildung 2: Vergleich der FE-Ergebnisse mit verschiedenen Normen Tragfähigkeitskurven [1]

Es ist in Abbildung 2 erkennbar, dass die numerisch berechneten Tragfähigkeiten bei eingespannten Endplatten (BC1) deutlich über den Norm-Tragfähigkeiten zu liegen kommen. In welcher Höhe Federsteifigkeiten benötigt werden, um die Tragfähigkeit der eingespannten Endplatten annähernd zu erreichen bzw. wie hoch die Federsteifigkeiten von baupraktischen Anschlussdetails sind, darüber gibt [1] noch keine Auskunft und das soll in dieser Masterarbeit untersucht werden.

2.2 Kritikpunkte und Ergänzungen zu den vorhandenen Forschungsergebnissen

Im Rahmen dieser Masterarbeit wurden neben dem Hauptteil der Anschlusssteifigkeitsuntersuchung auch ergänzende Betrachtungen zu den vorhandenen Forschungsergebnissen durchgeführt. Der Umfang der zusätzlichen Betrachtungen und Berechnungen sowie deren Auswertung ist in Anhang A ersichtlich.

3 Einfluss der Federsteifigkeit am Stabende auf die Knicktragfähigkeit von L-Profilen

Dieses Kapitel beschäftigt sich damit, wie hoch die Federsteifigkeit sein muss, um von einer gelenkigen zu einer eingespannten Lagerung zu kommen. Es werden Parameterstudien durchgeführt, um den Einfluss der Federsteifigkeit zu bestimmen.

3.1 Grundlagen zur Federsteifigkeit

Da sich die Arbeit insbesondere mit Federsteifigkeiten beschäftigt, sind nachfolgend die grundlegenden Formeln zur Ermittlung der Federsteifigkeit angeführt.

3.1.1 Wegfeder bei Druckstab

$$c = \frac{F}{\Delta L} = \frac{EA}{L} \quad (1)$$

3.1.2 Drehfeder bei Biegeträger

$$c = \frac{M}{\varphi} = \frac{EI}{L} \quad (2)$$

3.1.3 Federn seriell geschaltet

Wirken Federn nacheinander, somit in Reihe, so spricht man von seriell geschalteten Federn. Für die resultierende Federsteifigkeit c_{ges} aus 2 Einzelfedern c_1 und c_2 gilt dann:

$$c_{ges} = \frac{1}{\frac{1}{c_1} + \frac{1}{c_2}} \quad (3)$$

3.1.4 Federn parallel geschaltet

Wenn Federn nebeneinander wirken spricht man von parallel geschalteten Federn. Für die resultierende Federsteifigkeit c_{ges} aus 2 Einzelfedern c_1 und c_2 gilt dann:

$$c_{ges} = c_1 + c_2 \quad (4)$$

3.2 Federsteifigkeit in der Anschlussebene

Es soll untersucht werden wie der Übergang zwischen den Lagerungsbedingungen Gelenk & Scharnier, welche BC3 und BC2 aus Abbildung 1 entsprechen, vonstattengeht und insbesondere welche Federsteifigkeit für die Scharnierlagerung erforderlich ist. Dazu wird das FE-Modell aus Abbildung 1 übernommen, mit zusätzlichen Federn zur Stützung der Endplatte. Da das Anschlussblech in seiner Ebene belastet wird und dabei im Sinne von Gl. (2) eine hohe Federsteifigkeit aufweist, hat die Federwirkung des Anschlussbleches auch bei elastischer Materialwahl keinen Einfluss auf die Ergebnisse der Parameterstudie. Im Zuge der Parameterstudie wurden 3 unterschiedliche Winkelprofile mit zwei verschiedenen Längen L je Profil untersucht. Je Winkel-Längen-Konfiguration ist ein Graph in Abbildung 3 ersichtlich, wobei in dem Diagramm die Tragfähigkeit bezogen auf die plastische Querschnittstragfähigkeit bei Variation der Anschlussfedersteifigkeit aufgetragen ist. In Abbildung 3 ist ersichtlich, dass die Tragfähigkeitsunterschiede zwischen BC3 und BC2 relativ klein sind. In der nachfolgenden Untersuchung ist nicht der Tragfähigkeitsgewinn das Hauptaugenmerk, sondern es geht hauptsächlich um den Verlauf des Überganges und dessen Abhängigkeit vom vorliegenden Querschnitt bzw. der Systemlänge L_{sys} (vgl. Abbildung 1).

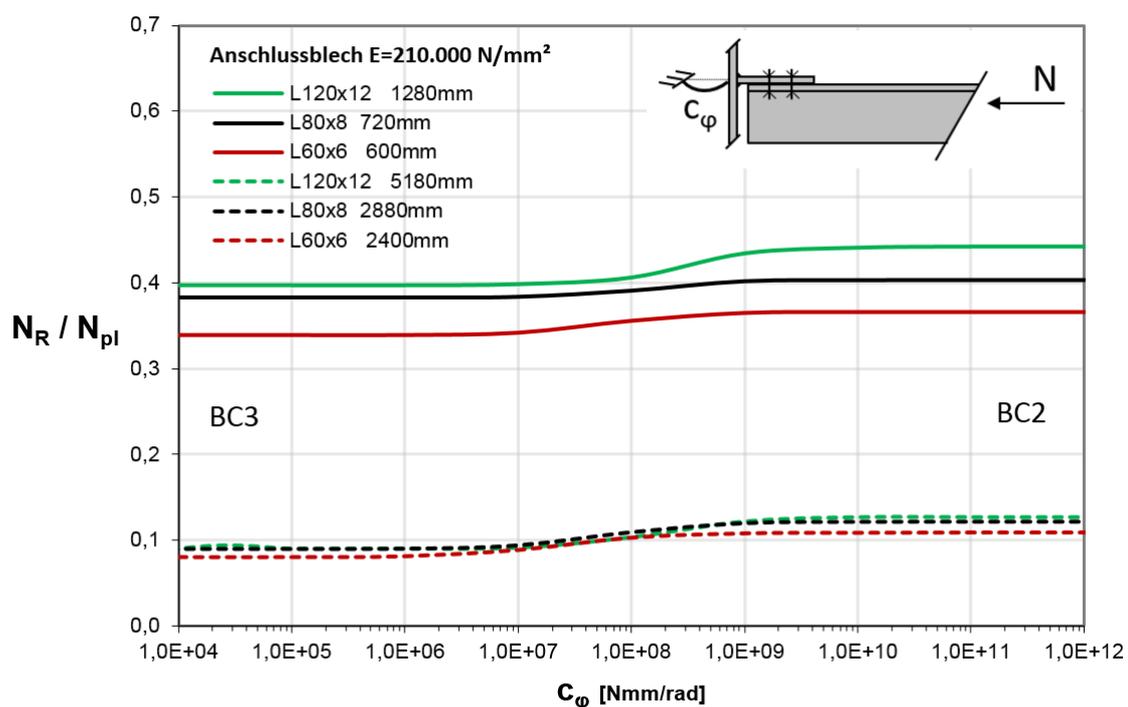


Abbildung 3: Ergebnisse der Parameterstudie für die Federsteifigkeit in der Anschlussebene

In Abbildung 3 ist ersichtlich, dass der Übergang von der gelenkigen Lagerung auf die Scharnierlagerung im Bereich zwischen $1,0E+07$ und $1,0E+09$ Nmm/rad erfolgt. Der Tragfähigkeitszuwachs beim Übergang der Lagerungsbedingungen liegt bei geringer Schlankheit (durchgezogene Linien) im Bereich von +5-10% und bei hoher Schlankheit (strichlierte Linien) im Bereich von +35-40%. Beim Trend des Übergangs sind Unterschiede zwischen den verschiedenen Querschnitten sichtbar, wohingegen verschiedene Systemlängen keine sichtbaren Abweichungen des Trends ergeben.

3.3 Federsteifigkeit aus der Anschlussebene

Nachfolgend wird davon ausgegangen, dass die Federsteifigkeit in der Anschlussebene in entsprechender Höhe vorliegt, sodass in dieser Ebene eine Einspannwirkung gewährleistet wird und von einer Scharnierlagerung ausgegangen werden kann. Somit wird der Übergang zwischen Scharnier und Einspannung, dies entspricht dem Übergang von BC2 auf BC1 lt. Abbildung 1, untersucht. Es wird am FE-Modell nach Abbildung 1 eine Feder aus der Anschlussebene angebracht und deren Steifigkeit wird entsprechend gesteigert, um den Übergang und die erforderliche Federsteifigkeit für eine volle Einspannwirkung zu untersuchen. Wenn auch aus der Anschlussebene eine Einspannwirkung gewährleistet werden kann, so kann der Stab als vollkommen eingespannt gelagert betrachtet werden (BC1).

In einem ersten Schritt wurde in Kapitel 3.3.1 das System realitätsgetreu mit einem elastischen Anschlussblech, entsprechend Abbildung 1, modelliert. Darauffolgend wurde im Kapitel 3.3.2 der E-Modul des Anschlussbleches stark erhöht, um die Nachgiebigkeit des Anschlussbleches selbst auszuschalten.

3.3.1 Parameterstudie unter baupraktischer Randbedingung

Es wurde untersucht, in welcher Höhe die Federsteifigkeit auftreten muss, um eine Einspannwirkung zu ermöglichen, wobei sowohl das Winkelprofil als auch das Anschlussblech elastisch modelliert wurden. Um die exakte Tragfähigkeit zu ermitteln, wurden GMNIA-Berechnungen (geometrisch und materiell nichtlineare Berechnungen unter Berücksichtigung von Imperfektionen) durchgeführt. Im Zuge der Parameterstudie wurden 3 unterschiedliche Winkelprofile mit je 2 verschiedenen Längen untersucht. Je Winkel-Längen-Konfiguration ist ein Graph in Abbildung 4 dargestellt, wobei im Diagramm die Tragfähigkeit bezogen auf die plastische Querschnittstragfähigkeit, bei Variation der Anschlussfedersteifigkeit, aufgetragen ist.

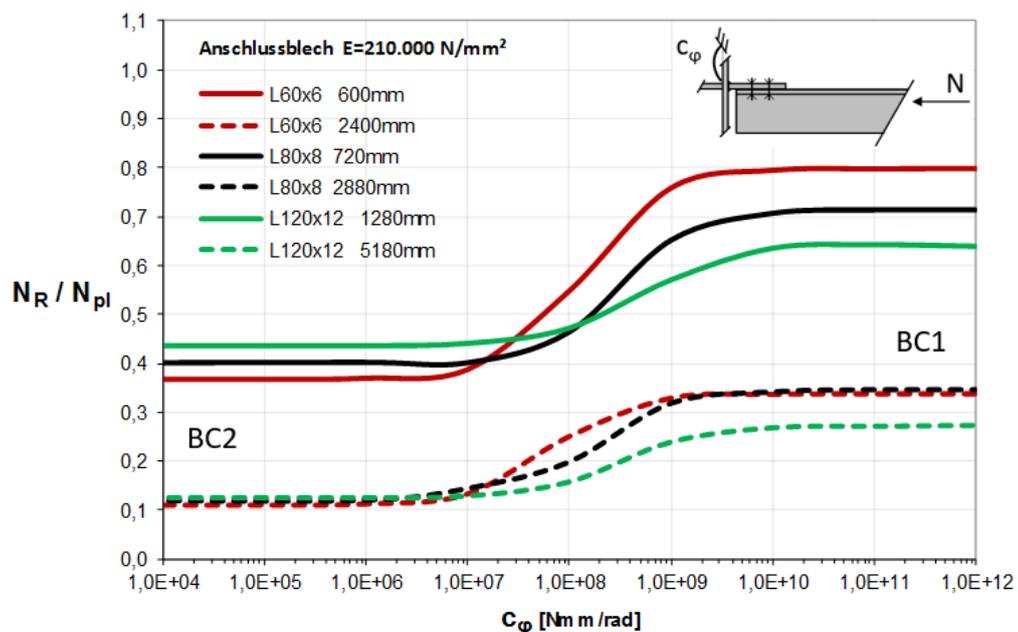


Abbildung 4: Ergebnisse der Parameterstudie für die Federsteifigkeit aus der Anschlussebene unter baupraktischer Randbedingung

In Abbildung 4 ist ersichtlich, dass der Übergangsbereich zwischen $1,0E+07$ und $1,0E+10$ Nmm/rad liegt. Beim Profil 60x6 ist der Übergang zwischen $1,0E+07$ und $1,0E+09$ Nmm/rad gut ersichtlich, bei den Profilen 80x8 und 120x12 ist der Übergangsbereich zwischen $1,0E+08$ bis $1,0E+10$ Nmm/rad verstärkt ausgeprägt. Interessant ist auch der Einfluss der Tragfähigkeitszunahme zwischen Scharnier und Einspannung: Bei den kürzeren Systemen, mit geringer Schlankheit (durchgezogenen Linien), ist der Zuwachs der Tragfähigkeit im Ausmaß von 50-115% geringer als die Zunahme der Tragfähigkeit von +100-210% bei den längeren Systemen mit hoher Schlankheit (strichlierte Linien). Vergleicht man die Profile 60x6, 80x8 und 120x12 so ist klar erkennbar, dass bei hoher Schlankheit die Profile 80x8 und 60x6 prozentuell mehr vom Übergang auf den eingespannten Zustand profitieren als das System 120x12. Bei geringer Schlankheit profitiert das Profil 60x6 am meisten vom Übergang in den eingespannten Zustand und je gedrungenere die Profile werden, desto geringer ist der Tragfähigkeitszuwachs. Die untersuchten Konfigurationen sind vergleichbar, da das Anschlussblech immer mit identen Abmessungen modelliert wurde und somit immer die gleiche absolute Anschlusssteifigkeit vorhanden ist.

Da in diesem Kapitel das Detail mit nachgiebigem Anschlussblech modelliert wurde, ist das Anschlussblech als eigene Feder zu betrachten, welche seriell mit der Auflager-Feder wirkt. Im Diagramm wird lediglich die Federsteifigkeit der Auflagerfeder ausgewiesen. Um die serielle Schaltung der angesprochenen Federn zu verhindern, wird im nachfolgenden Kapitel 3.3.2 das Anschlussblech mit hohem E-Modell modelliert, wodurch nur mehr die Federsteifigkeit der Auflagerfeder einen Einfluss auf die Tragfähigkeit des Systems hat.

3.3.2 Parameterstudie mit Anschlussblech mit hohem E-Modul

Durch die Modellierung des Anschlussbleches mit einem Material mit sehr hohem E-Modul (Richtwert: „E>>“ = $\sim E \cdot 100$) kann die Federsteifigkeit durch eine einzige Feder als Auflagerbedingung korrekt modelliert werden, ohne das Knotenblech selbst abzubilden.

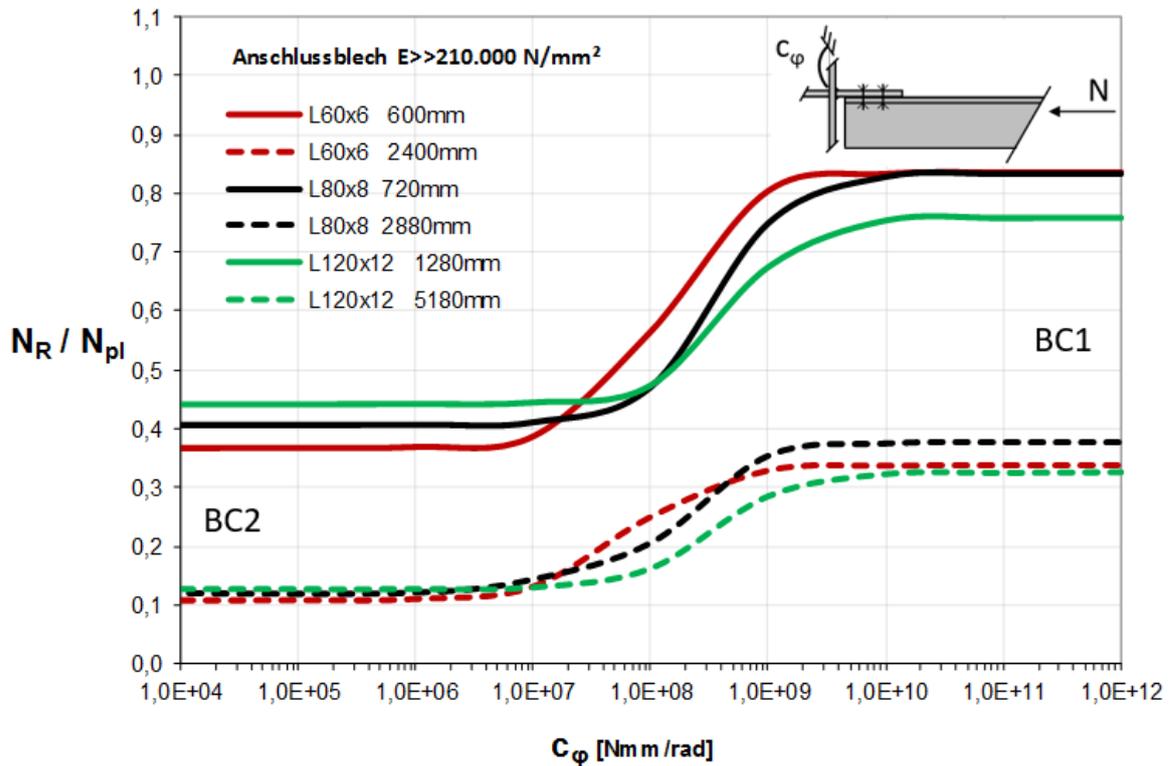


Abbildung 5: Ergebnisse der Parameterstudie für die Federsteifigkeit aus der Anschlussebene mit Anschlussblech mit hohem E-Modul

Ebenso wie bei der Parameterstudie unter baupraktischer Randbedingung liegen die Übergangsbereiche zwischen Scharnierlagerung und eingespannter Lagerung im Bereich zwischen $1,0E+07$ und $1,0E+10 \text{ Nm/rad}$. Auch der prozentuelle Zuwachs der Tragfähigkeit beim Übergang in den eingespannten Zustand ist bei den Systemen mit hoher Schlankheit (strichlierte Linien) stärker ausgeprägt.

Im Unterschied zu der Parameterstudie unter baupraktischer Randbedingung (vgl. Abbildung 4) ist nun auch der Tragfähigkeitszuwachs beim Profil 80x8 und 120x12 in ähnlicher Höhe ausgeprägt wie beim 60x6 Profil. Der Grund für den deutlich abgeschwächten Tragfähigkeitszuwachs unter baupraktischer Randbedingung liegt, wie im vorangegangenen Kapitel im Detail erläutert, an der vorhandenen Federsteifigkeit des nachgiebigen Anschlussbleches, welche seriell mit der Auflagerfeder zusammenwirkt.

3.3.3 Vergleich der Ergebnisse der Kapitel 3.3.1 und 3.3.2

In nachfolgender Tabelle 1 sind die Ergebnisse beider Varianten mit unterschiedlichem Material des Anschlussbleches ersichtlich, wobei $E=210.000$ als „elastisch“ und $E \gg 210.000$ als „starr“ bezeichnet wird. Ergänzend sei erwähnt, dass χ dem Verhältnis N_R/N_{pl} entspricht und c_φ in Nmm/rad eingetragen ist.

Tabelle 1: Vergleich der χ -Werte zwischen den Varianten elastisch und starr für das Knotenblech

c_φ	L60x6 600mm			L80x8 720mm			L120x12 1280mm		
	$\chi_{60,elastisch}$	$\chi_{60,starr}$	$\Delta\chi$	$\chi_{80,elastisch}$	$\chi_{80,starr}$	$\Delta\chi$	$\chi_{120,elastisch}$	$\chi_{120,starr}$	$\Delta\chi$
1,00E+04	0,366	0,368	0,4%	0,403	0,404	0,3%	0,436	0,442	1,4%
1,00E+05	0,367	0,368	0,4%	0,403	0,404	0,3%	0,436	0,442	1,4%
1,00E+06	0,369	0,370	0,3%	0,403	0,405	0,5%	0,436	0,443	1,5%
1,00E+07	0,387	0,387	0,2%	0,404	0,409	1,3%	0,436	0,446	2,1%
1,00E+08	0,548	0,565	3,1%	0,420	0,470	11,9%	0,441	0,475	7,7%
1,00E+09	0,758	0,803	5,9%	0,465	0,750	61,3%	0,473	0,676	43,0%
1,00E+10	0,795	0,832	4,7%	0,651	0,829	27,4%	0,572	0,755	32,0%
1,00E+11	0,798	0,834	4,6%	0,705	0,834	18,3%	0,637	0,759	19,2%
1,00E+12	0,798	0,834	4,6%	0,712	0,835	17,2%	0,644	0,759	17,9%

c_φ	L60x6 2400mm			L80x8 2880mm			L120x12 5180mm		
	$\chi_{60,elastisch}$	$\chi_{60,starr}$	$\Delta\chi$	$\chi_{80,elastisch}$	$\chi_{80,starr}$	$\Delta\chi$	$\chi_{120,elastisch}$	$\chi_{120,starr}$	$\Delta\chi$
1,00E+04	0,109	0,109	0,2%	0,121	0,121	0,4%	0,126	0,127	1,1%
1,00E+05	0,109	0,110	0,2%	0,121	0,121	0,4%	0,126	0,127	1,1%
1,00E+06	0,111	0,112	0,2%	0,122	0,122	0,4%	0,126	0,127	1,1%
1,00E+07	0,132	0,133	0,3%	0,146	0,145	-0,5%	0,129	0,130	0,9%
1,00E+08	0,250	0,257	2,9%	0,200	0,207	3,5%	0,158	0,163	2,9%
1,00E+09	0,328	0,337	2,6%	0,319	0,354	11,0%	0,240	0,286	19,3%
1,00E+10	0,336	0,343	2,0%	0,342	0,375	9,4%	0,269	0,324	20,4%
1,00E+11	0,337	0,344	2,0%	0,347	0,377	8,6%	0,272	0,326	19,8%
1,00E+12	0,337	0,344	2,0%	0,347	0,377	8,6%	0,274	0,327	19,3%

Es ist klar ersichtlich, dass es erst ab einer Federsteifigkeit von $1,00E+08$ Nmm/rad einen markanten Unterschied zwischen den beiden Varianten gibt, insbesondere ab $1,00E+09$ Nmm/rad ist ein deutlicher Unterschied zu erkennen. Aus diesem Zusammenhang lässt sich schließen, dass die Federsteifigkeit des Anschlussbleches mit $E=210.000$ in der Größenordnung zwischen $1,00E+08$ und $1,00E+09$ Nmm/rad liegt, (Anm.: wegen Zusammenhang nach Gl. (3) ist bei kleinerer Federsteifigkeit c_φ die Nachgiebigkeit des Knotenblechs ohne Einfluss) wobei dies in Kapitel 5 auch bestätigt werden kann. Bei Vergleich der prozentuellen Tragfähigkeitserhöhungen durch das starre Anschlussblech zwischen den verschiedenen Profilen ist erkenntlich, dass der Zuwachs mit der Profilstärke zunimmt.

3.4 Federsteifigkeitsübergang zwischen Gelenk und Einspannung – in und aus der Anschlussebene

Neben den bereits untersuchten Übergängen zwischen Gelenk & Scharnier sowie Scharnier & Einspannung, wurde noch zusätzlich der Übergang zwischen Gelenk & Einspannung mittels FE-GMNIA-Berechnungen beim Profil L80x8, mit Länge $L=2880\text{mm}$, ermittelt. Es soll der Übergang zwischen gelenkiger und eingespannter Lagerung gezeigt werden, um die Trennung der Federsteifigkeiten in bzw. aus der Anschlussebene bestätigen zu können. Die Federsteifigkeiten in und aus der Anschlussebene werden dabei gleichzeitig im gleichen Maße erhöht und deren Einfluss auf die Tragfähigkeit ist in Abbildung 6 durch einen schwarzen Graphen abgebildet. In der nachfolgenden Abbildung 6 sind ergänzend die bereits untersuchten Übergänge zum Vergleich mitabgebildet.

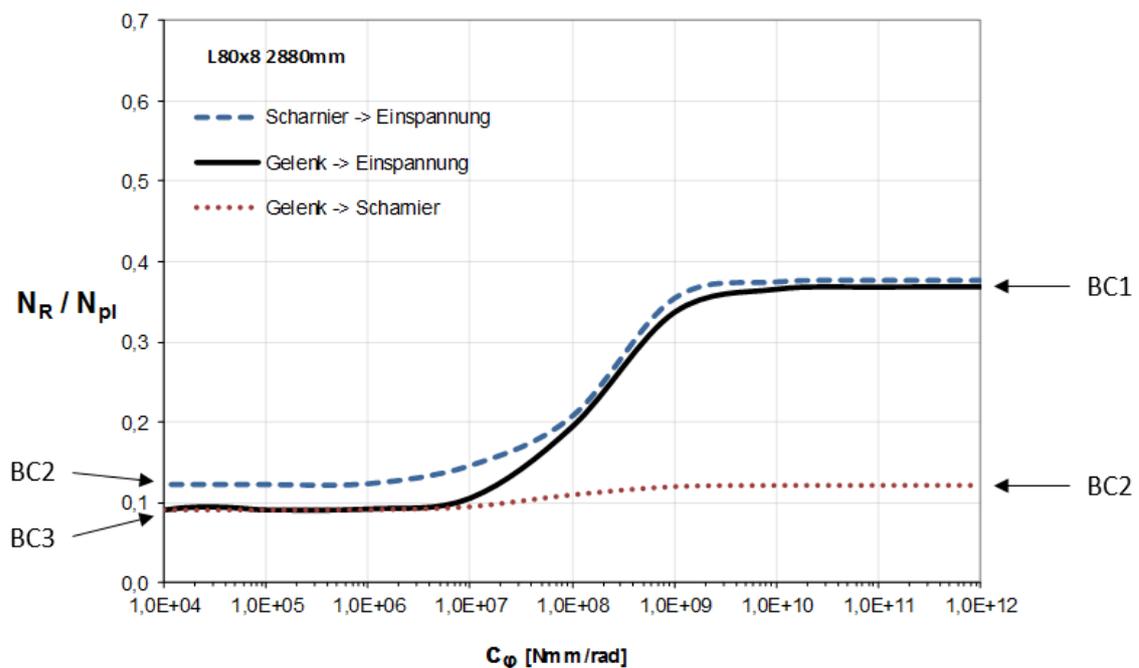


Abbildung 6: Ergebnisse der Parameterstudie

In Abbildung 6 ist ersichtlich, dass der Übergangsbereich, trotz verschiedener Lagerungsbedingungen, immer im Bereich der Federsteifigkeitsbandbreite von $1,0\text{E}+07$ bis $1,0\text{E}+10$ Nmm/rad zu liegen kommt. Auch der Trend des Überganges stimmt bei den dargestellten Graphen überein.

4 Grundlagen zur Ermittlung der Anschlusssteifigkeiten

4.1 Zielsetzung

Es soll im Folgenden die Federsteifigkeit von baupraktischen geschraubten Anschlüssen der L-Profile ermittelt werden. Die ermittelten Steifigkeiten sollen Auskunft darüber geben, ob man sich im Bereich der Scharnierlagerung, im Übergangsbereich oder im Bereich der Einspannung befindet. Ist die Anschlusssteifigkeit nun bekannt, so kann durch Vergleich mit den bereits in Kapitel 3.3.2 erstellten Diagrammen ermittelt werden, in welchem Bereich man sich befindet.

In Kapitel 3.3.2 wurde das Anschlussblech starr modelliert und verschiedene Drehfederanschlusssteifigkeiten zu Grunde gelegt. Nun soll die Drehfedersteifigkeit baupraktischer Anschlusssituationen ermittelt werden, daher wird der Winkel als starrer Bauteil modelliert, um dessen Federsteifigkeit bzw. Nachgiebigkeit nicht doppelt abzubilden. (Anm.: Im Modell zur Ermittlung der Knicktragfähigkeit des Winkelprofils wird dessen Nachgiebigkeit immer direkt berücksichtigt.)

- Beispiel

Für ein typisches Anschlussdetail wurde eine Anschlusssteifigkeit von $1,0E+10$ Nmm/rad ermittelt. Als angeschlossenes L-Profil wird ein L80x8 mit 720mm Länge angenommen.

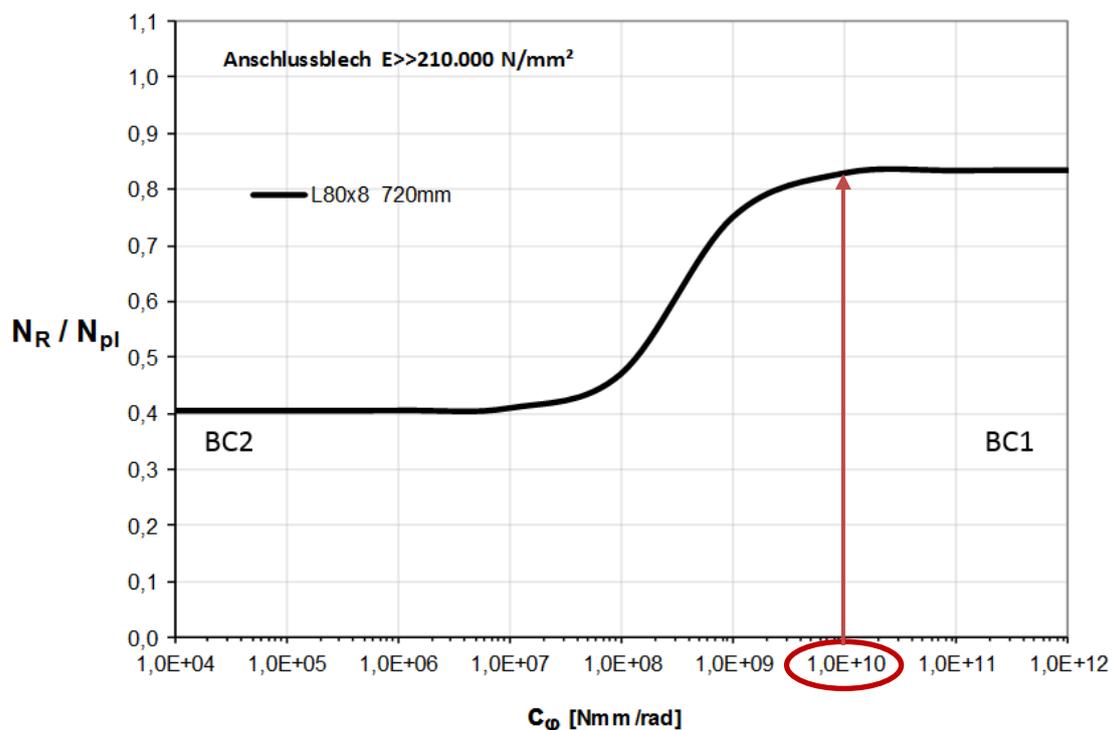


Abbildung 7: Beispiel zur Ermittlung der Knicktragfähigkeit bei bekannter Anschlusssteifigkeit

Durch Vergleich mit dem Diagramm der Tragfähigkeitskurve nach Abbildung 7 ist ersichtlich, dass aufgrund der ermittelten Federsteifigkeit der Stab als quasi eingespannt modelliert werden kann.

4.2 Erforderliche Genauigkeit der Federsteifigkeit von baupraktischen Details

In Abbildung 8 ist die Tragfähigkeitskurve N_R/N_{pl} über der Federsteifigkeit c_φ , welche im Diagramm logarithmisch skaliert ist, aufgetragen. Die größte Steigung im Diagramm in Abbildung 8 ist im Bereich zwischen $1,0E+08$ und $1,0E+09$ bei der dargestellten Kurve für ein Profil L80x8 mit Länge $L=720\text{mm}$ zu erkennen. Daher entsteht durch eine Abweichung der Federsteifigkeit in diesem Bereich der größtmögliche Fehler.

Nachfolgend ist in Tabelle 2 ersichtlich, wie für eine angenommene Abweichung der Federsteifigkeit von 50% vereinfacht durch lineare Interpolation die gesuchte Abweichung in der Tragfähigkeit N_R/N_{pl} ermittelt werden kann.

Tabelle 2: Ermittlung der Änderung in der Tragfähigkeit bei Abweichung der Federsteifigkeit

c_φ	N_R/N_{pl}
$1,00E+08$	0,470
$1,50E+08$	0,486
$1,00E+09$	0,750

$\Delta=50\%$  $\Delta=3\%$ 

Eine Erhöhung der Federsteifigkeit um 50% ($1,50E+08$ gegenüber $1,00E+08$) ergibt eine Erhöhung der Tragfähigkeit von lediglich 3% ($0,486/0,470$). Dies legt dar, dass für die weiteren Untersuchungen zur Ermittlung der Federsteifigkeit von baupraktischen Anschlüssen lediglich die Größenordnung der Federsteifigkeit von Interesse ist. Auch größere Abweichungen (Änderung bis etwa 50%) vom exakten Wert der Federsteifigkeit, aufgrund von Vereinfachungen bei Modellierung und Berechnung, führen zu vernachlässigbar kleinen Abweichungen der gesuchten Traglast.

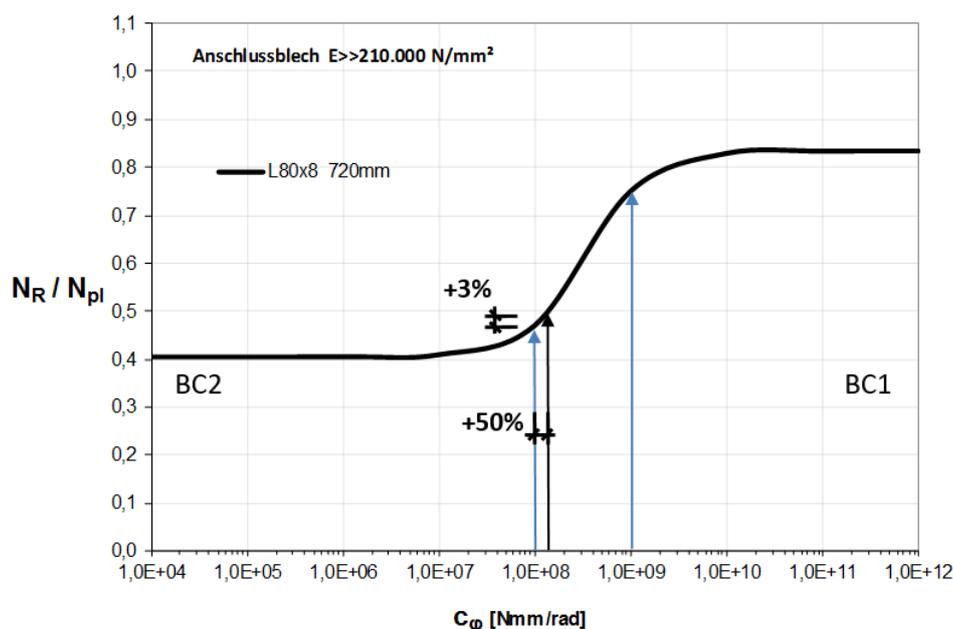


Abbildung 8: Graphische Darstellung des Einflusses der Genauigkeit bei der Ermittlung von c_φ auf die Traglast

4.3 Vereinfachungen bei der Modellierung der Anschlussdetails

4.3.1 Allgemein

In Kapitel 3.3.2 wurde im FE-Modell der Winkel elastisch und das Anschlussblech starr modelliert, somit konnten Tragfähigkeiten des Winkelprofils bei verschiedenen Federsteifigkeiten der Lagerfedern ermittelt werden. Nachfolgend sollen die Federsteifigkeiten von isolierten Anschlussdetails ermittelt werden und daher wird nun das gesamte Anschlussdetail als elastisch definiert und lediglich der Winkel zur Krafteinleitung wird starr modelliert. Um eine möglichst reale Krafteinleitung zu gewährleisten, wird die 2-Schraubenverbindung inklusive Vorspannung (somit kein Schlupf in der Verbindung) abgebildet.

4.3.2 Modellbildung Schraubenkopf

Um das FE-Modell bezüglich numerischer Ergebnisse zu stabilisieren, wird der Schraubenkopf mit dem Anschlussblech direkt verbunden. (Anm.: Um den Effekt der Vorspannung richtig abzubilden, wird die gleiche Vorspannkraft wie in [1] aufgebracht.) Die Verbindung des Schraubenkopfes mit dem Anschlussblech ist zulässig, da nur ein geringes Moment M am Stabende aufgebracht wird, wodurch einerseits elastisches Verhalten sichergestellt werden kann und andererseits Gleiten der vorgespannten Verbindung ausgeschlossen wird. Im Unterschied dazu, wurden bei den GMNIA-Berechnungen in den Kapiteln 2 und 3 die Schrauben mittels Reibung in der Kontaktfläche und Vorgabe einer Vorspannkraft modelliert, da sowohl plastisches Verhalten als auch ein lokales Versagen im Bereich der Schraube nicht ausgeschlossen werden konnte. Zur Validierung des beschriebenen Verhaltens wurde noch eine FE-Vergleichsrechnung am Detail 1a bei vorgegebenem Moment M am Stabende durchgeführt, wobei die Ergebnisse in den nachfolgenden Abbildungen 9 und 10 dargestellt sind.

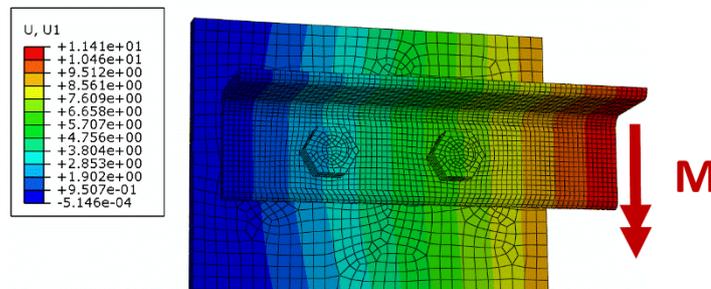


Abbildung 9: Verformungen aus der Anschlussebene - Schraubenkopf mit Anschlussblech verbunden

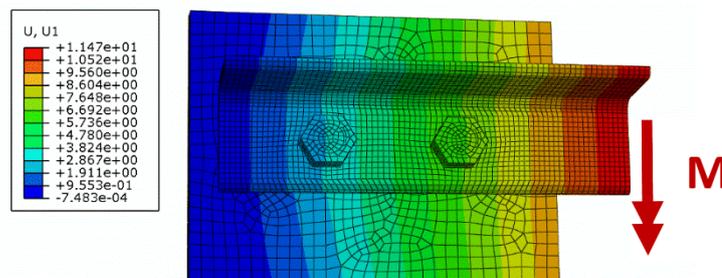


Abbildung 10: Verformungen aus der Anschlussebene - Schraubenkopf nur über Reibung mit Anschlussblech in Kontakt

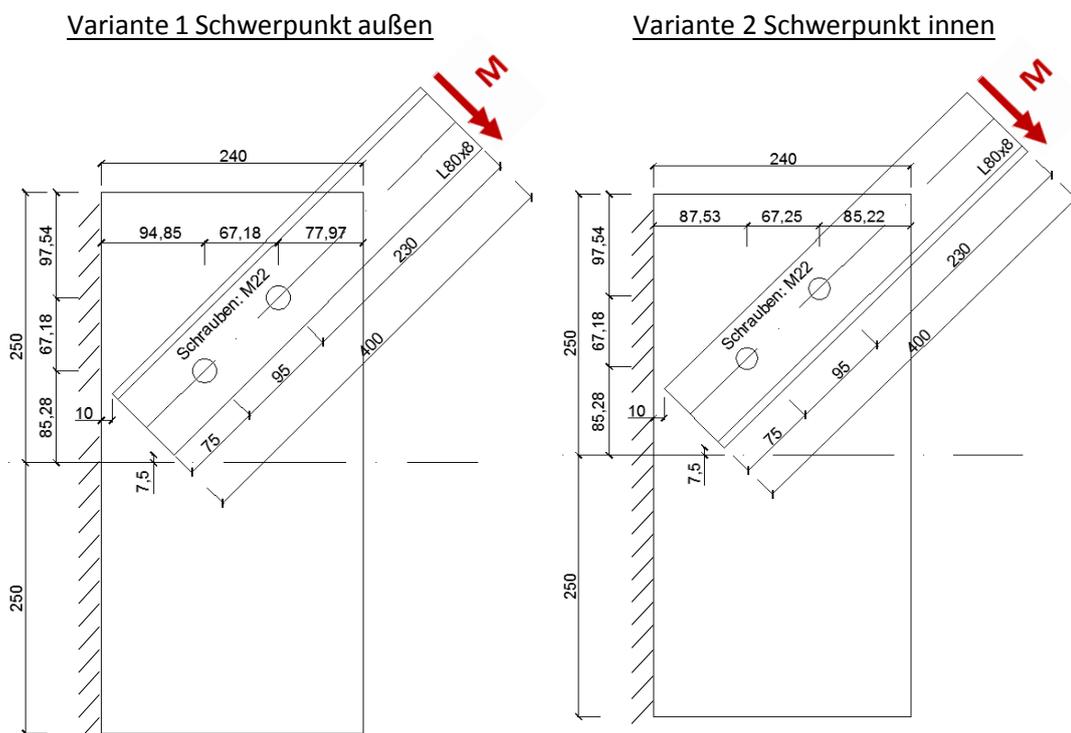
Bei Vergleich der Verformungen U_1 (Verformungen aus der Anschlussebene, welche für die Ermittlung der Federsteifigkeit benötigt werden) beträgt die Differenz weniger als 1%, wodurch die gewählte Vorgangsweise keinen wesentlichen Einfluss auf die gewünschten Ergebnisse hat und somit als zulässige Vereinfachung bestätigt werden kann.

Da trotz der Verbindung der Schraubenköpfe mit dem Anschlussblech oftmals numerische Probleme beim Vorspannvorgang auftraten wurde ab Kapitel 8 auch der rückseitige Schraubenkopf (in Wirklichkeit die Schraubenmutter), nun mit dem Winkel, fix verbunden. Es konnte auch hier nachgewiesen werden, dass diese weitere Verbindung keinen maßgebenden Einfluss auf die Verformungen U_1 und damit auf den gesuchten Drehwinkel φ hat.

4.3.3 Schwerpunktlage des Winkels bei schrägem Anschluss

Wird der Winkel nicht rechtwinkelig an das Anschlussblech angeschlossen, so hat die Wahl von dessen Schwerpunktlage, außen oder innen, einen Einfluss auf die Federsteifigkeit aus der Anschlussebene. In Abbildung 11 sind zwei mögliche Anschlussgeometrien dargestellt und für diese Varianten wurde auch die Federsteifigkeit ermittelt. Um im Zuge der Parameterstudie nicht immer beide möglichen Anschlussvarianten untersuchen zu müssen, werden vorab die Ergebnisse beider Varianten untersucht, um jene Variante mit der geringeren Federsteifigkeit festzustellen, sodass in weiterer Folge das analytische Modell, kalibriert auf die geringere Steifigkeit, konservativ für beide Varianten vorgeschlagen werden kann.

4.3.3.1 Variantenvergleich



Variante 1 Schwerpunkt außen

	Winkel	Anschlussblech	Federsteifigkeit
C_{φ}	starr	elastisch	7,14E+08

Variante 2 Schwerpunkt innen

	Winkel	Anschlussblech	Federsteifigkeit
C_{φ}	starr	elastisch	7,77E+08

Abbildung 11: Betrachtete Anordnungsvarianten des Winkels und deren Einfluss auf die Federsteifigkeit

Da die Variante 1 mit Schwerpunkt außen geringere und somit konservativere Federsteifigkeiten aus der Anschlussebene liefert, wird diese Variante für alle weiteren Untersuchungen gewählt. Generell gibt es zwischen den Federsteifigkeiten der beiden Varianten nur geringe Abweichungen. Da lediglich die Größenordnung der Federsteifigkeit von Interesse ist, ist diese Vereinfachung gerechtfertigt.

4.3.4 Erforderliche Netzfeinheit des Anschlussbleches

Um eine ausreichend hohe Netzfeinheit gewährleisten zu können, wurde die Feinheit ausgehend von „Mesh 1“ mehrmals erhöht bis bei „Mesh 4“ eine ausreichende Konvergenz der Verformung zu erkennen war, siehe Tabelle 3. Bis zur ausreichenden Konvergenz wurde nur die globale Netzfeinheit gesteuert, ohne eine modifizierte Verfeinerung von ausgewählten Kanten oder ähnlichem. Nach dem Erreichen der Konvergenz wurde die globale Netzfeinheit wieder reduziert und ausgewählte Bereiche, wie der Lasteinleitungsbereich oder die Feinheit in Dickenrichtung, wurden derart optimiert, dass mit dem nun optimierten Netz eine ähnliche Verformung erreicht wurde wie mit „Mesh 4“. Das optimierte Elementnetz weist somit eine ähnlich hohe Genauigkeit wie „Mesh 4“ auf, es kann jedoch mit deutlich geringerer Knotenanzahl das Auslangen gefunden werden, wodurch eine effiziente Berechnung sichergestellt werden kann. In Bezug auf eine ausreichende Genauigkeit der Ergebnisse sei auf das Kapitel 4.2 verwiesen.

Tabelle 3: Verfeinerung des FE-Netzes im Hinblick auf die Konvergenz der Verformung

	Knotenanzahl	$u_{1,max}$
Mesh 1	17694	2,387
Mesh 2	19440	2,059
Mesh 3	38130	1,929
Mesh 4	356308	1,891
optimiertes Mesh	28962	1,888

Beispielhaft zeigt Abbildung 12 das optimierte Elementnetz des Anschlussbleches für einen Anwendungsfall.

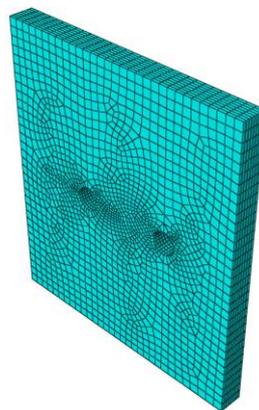


Abbildung 12: optimiertes Elementnetz des Anschlussbleches

4.3.5 Zusammenfassung zu den vereinfachenden Annahmen für die Parameterstudien

Es konnte gezeigt werden, dass die getroffenen Vereinfachungen, welche sowohl die Zuverlässigkeit der numerischen Berechnung als auch den Umfang der Parameterstudie positiv beeinflussen, zulässig sind. Als Vereinfachungen wurden folgende Maßnahmen gesetzt: a.) der Schraubenkopf wird mit dem Knotenblech fix verbunden, b.) der Winkel zur Krafteinleitung wird starr modelliert und c.) es wird bei schrägem Anschluss ausschließlich jene Variante mit Schwerpunkt außen in der Parameterstudie untersucht. Des Weiteren konnte die Netzfeinheit des Anschlussbleches, welches für mehrere Anschlussdetails relevant ist, als ausreichend genau nachgewiesen werden.

5 Detail 1a – Anschlussblech eingespannt, Winkelprofil unter 90° angeschlossen

5.1 Systembeschreibung

Das erste untersuchte Anschlussdetail eines Winkelprofils ist ein Anschlussblech, das an einen starren Bauteil angeschlossen wird. Das Anschlussblech wird, wie in Abbildung 13 ersichtlich, an der linken Kante eingespannt und durch ein Moment M aus der Anschlussebene, welches am Ende des starren Winkel eingeleitet wird, belastet. Die Federsteifigkeit in der Anschlussebene ist aufgrund der hohen Steifigkeit des Anschlussbleches durch Scheibenwirkung ausreichend groß, um von einer vollen Einspannwirkung in dieser Ebene ($c_\varphi \sim \infty$) ausgehen zu können. Aus dem errechneten Drehwinkel φ am Ende des Winkels, wo auch das Moment M aufgebracht wurde, kann die Federsteifigkeit nach Gl. (2) ermittelt werden zu: $c_\varphi = M/\varphi$. Anzumerken ist, dass die Momentenrichtung in Einklang mit der Knickfigur angesetzt wurde, d.h. einer Verformung immer in Richtung des wegstehenden Winkelschenkels an der Stelle des Momentenangriffs entspricht. Das Anschlussblech wurde mit Solid-Elementen modelliert. Die Schrauben wurden mittels Solid-Elementen und Vorspannung berücksichtigt.

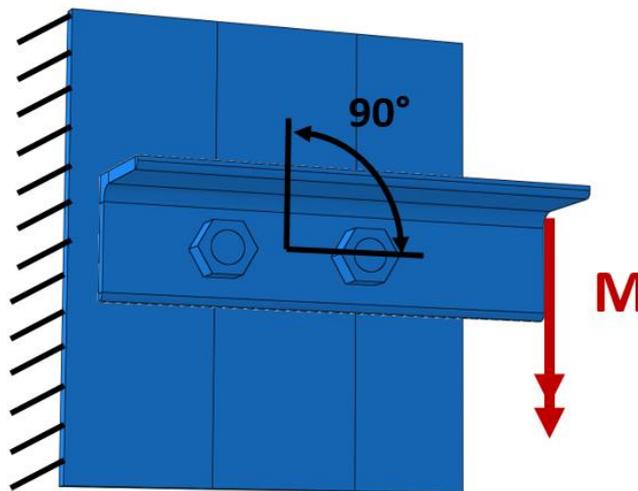


Abbildung 13: Modellierung – Detail 1a

5.2 Parameterstudie

In Abbildung 14 sind die gewählten Abmessungen für die Parameterstudie zusammengestellt, wobei die Anschlussblechdicke t und –höhe h als Parameter variiert wurden.

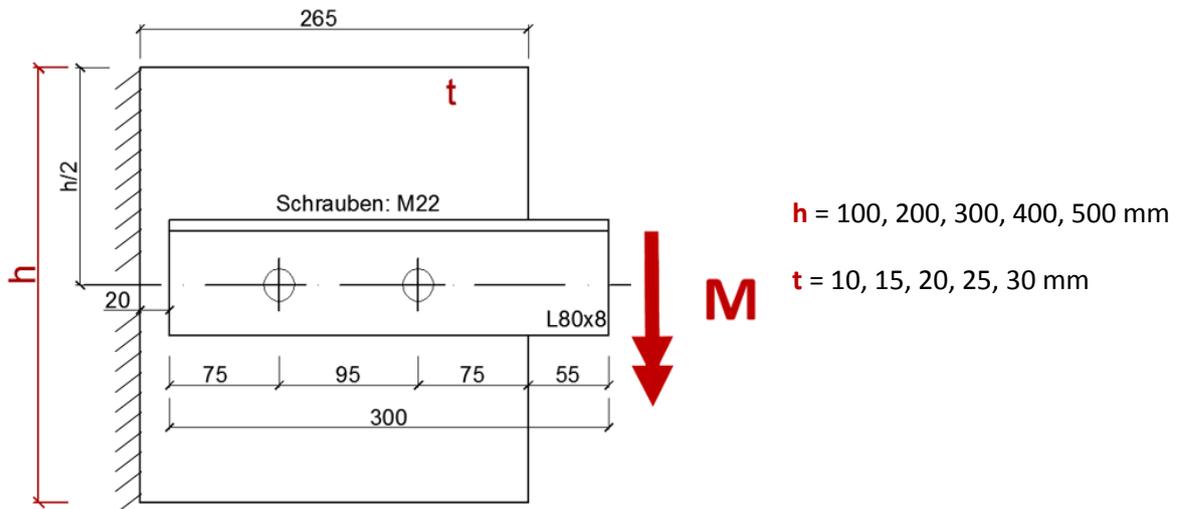


Abbildung 14: Parameter und Abmessungen der Parameterstudie für Detail 1a

Nachfolgend sind die Ergebnisse der Parameterstudie in Abbildung 15 und Abbildung 16 dargestellt. Der Unterschied der beiden Diagramme besteht lediglich in der Skalierung der Federsteifigkeit. Beim ersten Diagramm in Abbildung 15 ist die Federsteifigkeit logarithmisch skaliert, wodurch ein besserer Vergleich der Kurven ermöglicht wird, wogegen in Abbildung 16 eine lineare Auftragung erfolgt. Der Unterschied zwischen den verschiedenen Graphen ist die Höhe h des Anschlussbleches, wobei die gewählte Höhe h in der Legende ausgewiesen ist.

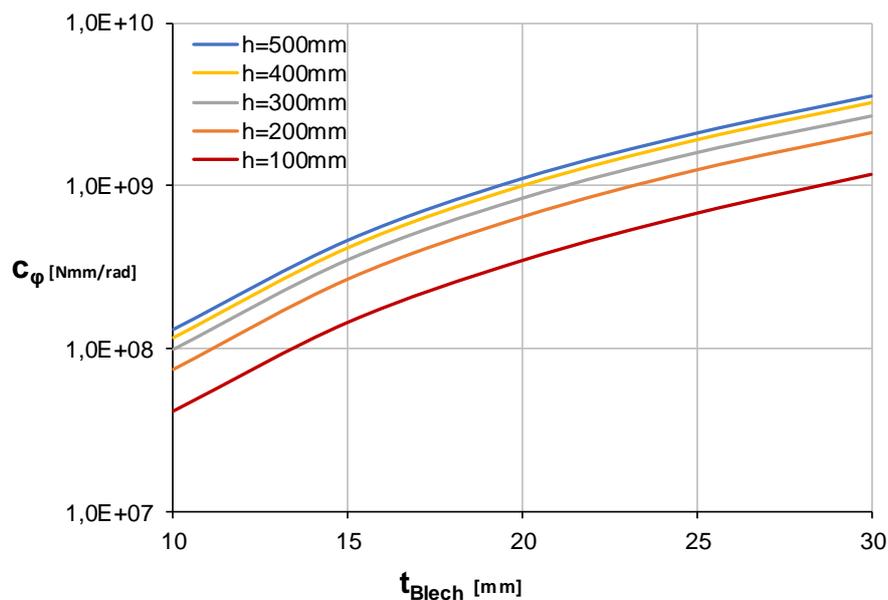


Abbildung 15: Ergebnisse Parameterstudie Detail 1a - c_{ϕ} logarithmisch skaliert

Im nachfolgenden Diagramm in Abbildung 16 wurde eine lineare Skalierung der Federsteifigkeit gewählt, wodurch der Effekt der überproportional zunehmenden Federsteifigkeit in Bezug zur zunehmenden Blechdicke deutlich erkennbar ist.

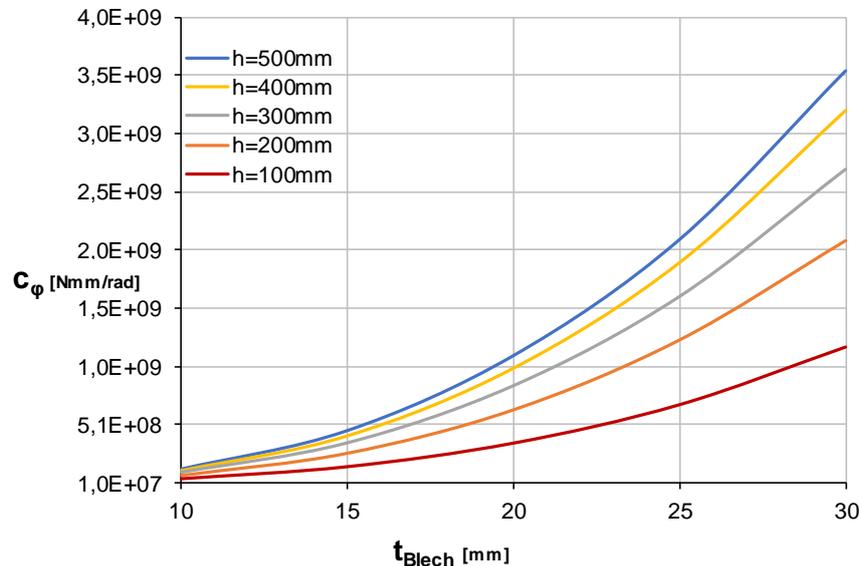


Abbildung 16: Ergebnisse Parameterstudie Detail 1a - c_φ linear skaliert

5.3 Analytisches Modell

5.3.1 Grundlage des analytischen Modells

Als Basis für das analytische Modell wurde in Anlehnung an [2] der Momentenverlauf am Anschlussblech untersucht. Es wird davon ausgegangen, dass das aufgebrachte Moment über ein Kräftepaar aus Schraube(n) und Kontaktfläche am Winkel eingeleitet wird. Mit dem Prinzip der virtuellen Kräfte lässt sich die Verdrehung φ ermitteln, wobei wegen der Vorgabe eines Einheitsmomentes M als Belastung \bar{M} und ident sind.

$$EI\varphi = \int_0^L M \cdot \bar{M} \, dx \quad (5)$$

$$\varphi = \frac{\int_0^L M \cdot \bar{M} \, dx}{EI} \quad (6)$$

Hinsichtlich des zutreffenden Momentenverlaufes werden nachfolgend mehrere mögliche Verläufe untersucht. Bedingt durch das alleinige Aufbringen des Momentes M bzw. der Verdrehung φ in der Art, dass Verformungen aus der Ebene in Richtung des freien Winkelschenkels entstehen, ergeben sich sehr günstige Momentenverläufe wie beispielsweise Abbildung 17 zeigt. Mithilfe des Federgesetzes kann nun die Federsteifigkeit ermittelt werden. Wird das angreifende Moment mit der Größe 1 gewählt so vereinfacht sich die Formel wie in Gl. (7) dargestellt, wobei M und \bar{M} ident sind.

$$c_\varphi = \frac{M}{\varphi} = \frac{1}{\varphi} = \frac{EI}{\int_0^L M \cdot \bar{M} \, dx} \quad (7)$$

5.3.2 Momentenverläufe für das analytische Modell

Im Folgenden wird zunächst der reale Momentenverlauf ermittelt, um in weiterer Folge einen vereinfachten Momentenverlauf als Grundlage für das analytische Modell zu finden.

5.3.2.1 FEM-Momentenverlauf entlang des Anschlussbleches

Für das analytische Modell ist die Kenntnis des realen Momentenverlaufs entlang des Anschlussbleches von Nöten, daher wurde der Momentenverlauf für ausgewählte Teile der Parameterstudie ermittelt. Im nachfolgenden Diagramm in Abbildung 17 ist der FEM-Momentenverlauf, ermittelt durch Integration der Spannungen über den Querschnitt, dargestellt. Im Diagramm wird die vertikale Achse, auf der das Moment aufgetragen wird, auf $M_{\max}=1,0$ skaliert. Wie in der Legende des Diagrammes ersichtlich, werden die Momentenverläufe für verschiedene Anschlussblechdicken t und -höhen h in mm angeführt.

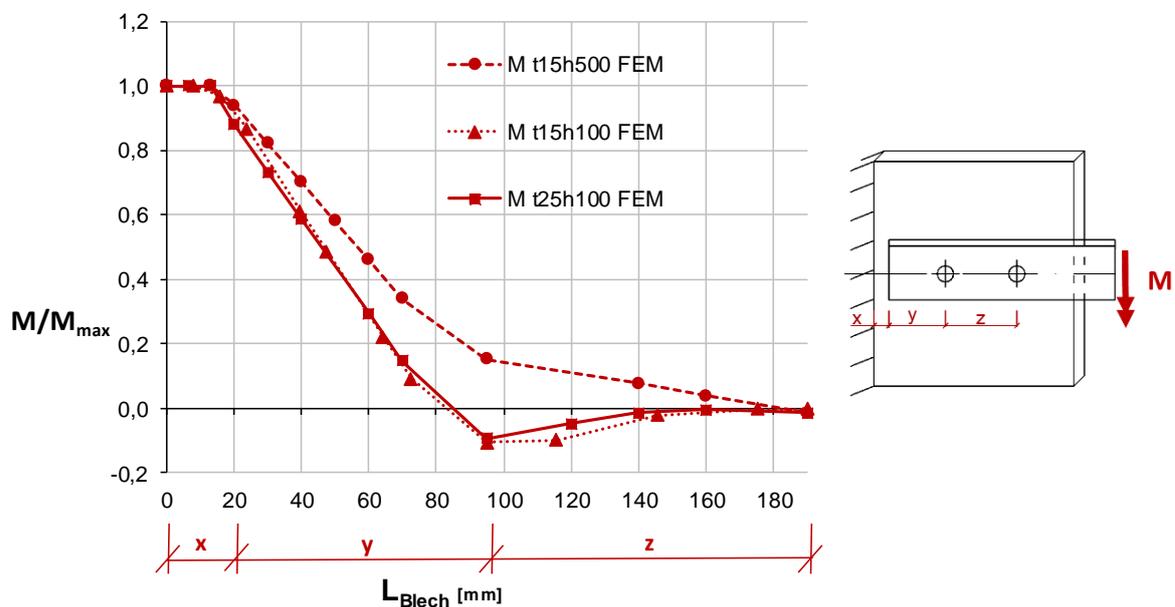


Abbildung 17: Momentenverlauf entlang des Anschlussbleches ermittelt aus FEM

In Abbildung 17 ist erkennbar, dass der Momentenverlauf bei verschiedenen Blechdicken und -höhen variiert, jedoch der allgemeine Trend in etwa übereinstimmt. Aufgrund des vorliegenden Momentenverlaufs, kann auf die Kräfteinleitung rückgeschlossen werden: Die Druckkomponente des Kräftepaars wirkt auf das Anschlussblech am Ende des Winkels im Bereich der Winkelkante und die Zugkomponente wird zum überwiegenden Teil bereits über die erste, rückwärtige Schraube eingeleitet.

5.3.2.2 Analytische-Momentenverläufe entlang des Anschlussbleches

In Bezug auf die Kenntnisse der realen FEM-Momentenverläufe aus Kapitel 5.3.2.1 werden nachfolgend vereinfachte analytische Momentenverläufe vorgeschlagen. Die daraus resultierende Federsteifigkeit wird mit den FE-Federsteifigkeiten gegenübergestellt.

- Empfohlener Momentenverlauf M-1

Der Momentenverlauf M-1 ergibt sich aus der Annahme, dass das Moment über ein Kräftepaar aus Druckkraft, am Winkelende bei $x=20\text{mm}$, und Zugkraft, bei der ersten Schraube bei $x+y=95\text{mm}$, eingebracht wird.

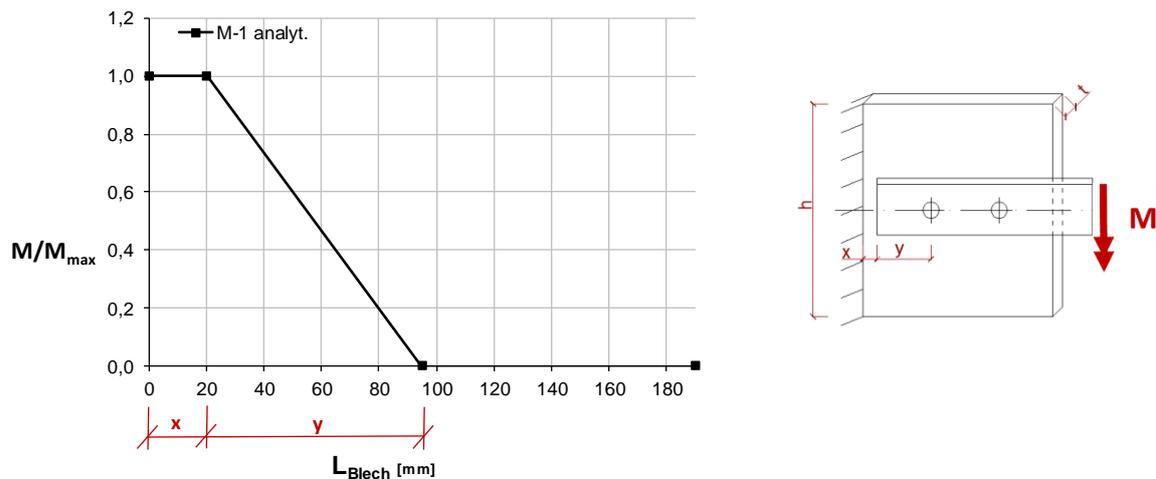


Abbildung 18: Momentenverlauf M-1 für das analytische Modell

Mit dem vorgeschlagenen Momentenverlauf M-1 aus Abbildung 18 kann nun die Drehfedersteifigkeit mit folgender Formel berechnet werden.

$$c_{\varphi, \text{analytisch}, M-1} = \frac{EI}{\int_0^L M \cdot \bar{M} dx} \quad (8)$$

$$\text{mit } I = \frac{h \cdot t^3}{12} \quad (9)$$

Die Integration wird mithilfe von Integrationstabellen durchgeführt, wobei angemerkt werden kann, dass der in Abbildung 18 dargestellte Momentenverlauf sowohl für M als auch für \bar{M} gilt ($M = \bar{M}$).

$$\int_0^L M \cdot \bar{M} dx = 1^2 \cdot x + \frac{1}{3} \cdot 1^2 \cdot y = \frac{3x + y}{3} \quad (10)$$

$$c_{\varphi, \text{analytisch}, M-1} = \frac{3EI}{3x + y} \quad (11)$$

Nachfolgend werden die Ergebnisse des analytischen Modells, zufolge des Momentenverlaufs M-1, welcher über die gesamte Parameterstudie ausgewertet wurde, dargestellt und mit den FEM-Ergebnissen gegenübergestellt.

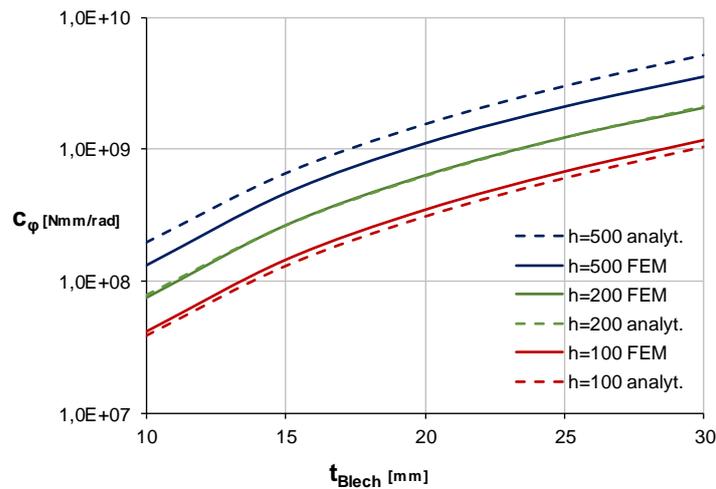


Abbildung 19: Vergleich $C_{\varphi,analytisch,M-1}$ mit $C_{\varphi,FEM}$ über die gesamte Parameterstudie

Der Momentenverlauf M-1 nach Abbildung 18 wird für das analytische Modell empfohlen, da die resultierenden Ergebnisse des analytischen Modells, insbesondere im baupraktischen Bereich ($h=200\text{mm}$), sehr gut mit den ermittelten FEM-Ergebnissen übereinstimmen. Bei deutlich größeren Höhen kommt es zu einer Überschätzung der Federsteifigkeit des Anschlusses von bis zu 50%. Um die Überschätzung der Steifigkeit bei großen Höhen zu beschränken, werden Gl. (12) und Gl. (13) zur Einschränkung der mitwirkenden Höhe definiert. In Gl. (13) ist eine Lastausbreitung von 1:2 ausgehend von der rückwärtigen Schraube angenommen (siehe Abbildung 26). Die gewählten Variablen (h , t , x und y) sind in Abbildung 18 dargestellt.

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

$$h_{eff} = \min[h; 4 \cdot (x + y)] \quad (13)$$

Die gute Übereinstimmung des modifizierten analytischen Modells mit den FE-Ergebnissen im gesamten Bereich der Parameterstudie ist in Abbildung 20 ersichtlich. Somit kann die Modifikation durch h_{eff} bestätigt werden.

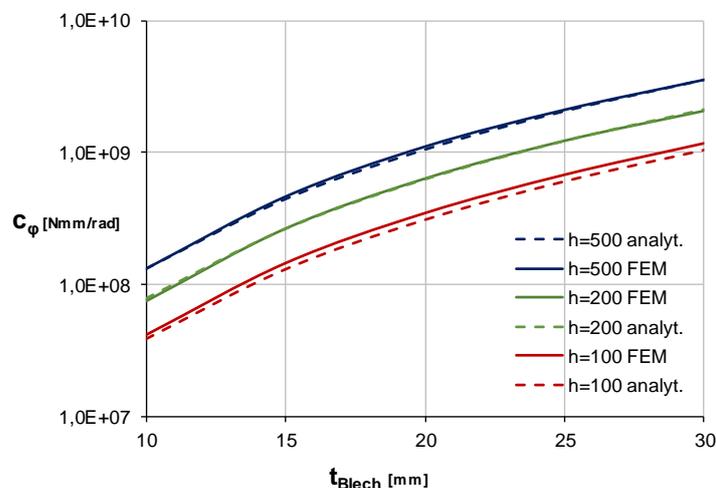


Abbildung 20: Vergleich $C_{\varphi,analytisch,M-1\ heff}$ mit $C_{\varphi,FEM}$ über die gesamte Parameterstudie

- Konservativer Momentenverlauf M-2

Der Momentenverlauf M-2 ergibt sich aus der Annahme, dass das Moment über ein Kräftepaar aus Druckkraft, am Winkelende bei 20 mm, und 2 Zugkräften, aufgeteilt nach dem Hebelgesetz (rückwärtige Schraubenkraft Z_1 geringer; $Z_2=Z_1 \cdot [(y+z)/y]$) auf die beiden Schraubenschlüsse bei 95 und 190 mm, eingebracht wird, siehe Abbildung 21.

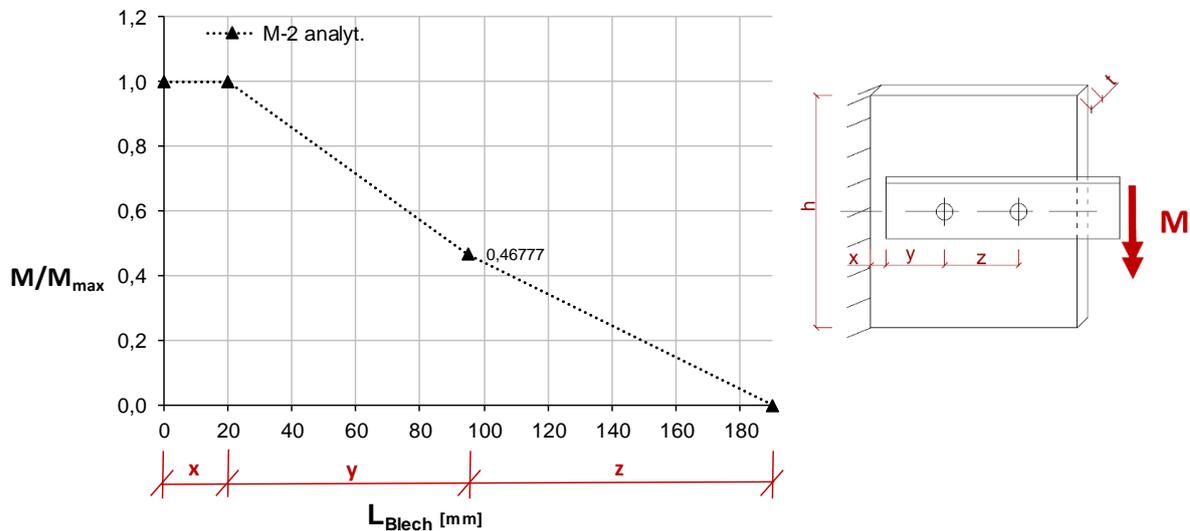


Abbildung 21: Momentenverlauf M-2 für das analytische Modell

Mit dem vorgeschlagenen Momentenverlauf M-2 kann nun die Drehfedersteifigkeit mit folgender Formel berechnet werden.

$$c_{\varphi, \text{analytisch}, M-2} = \frac{EI}{\int_0^L M \cdot \bar{M} \, dx} \quad (14)$$

$$\text{mit } I = \frac{h \cdot t^3}{12} \quad (15)$$

Die Integration wird mithilfe von Integrationstabellen durchgeführt, wobei angemerkt werden kann, dass der in Abbildung 21 dargestellte Momentenverlauf sowohl für M als auch für \bar{M} gilt ($M = \bar{M}$).

$$\int_0^L M \cdot \bar{M} \, dx = 1^2 \cdot x + \frac{1}{6} [1 \cdot (2 \cdot 1 + 0,4678) + 0,4678 \cdot (1 + 2 \cdot 0,4678)] \cdot y + \frac{1}{3} \cdot 0,4678^2 \cdot z$$

$$c_{\varphi, \text{analytisch}, M-2} = \frac{EI}{x + \frac{1}{6} [(2 + 0,4678) + 0,4678 \cdot (1 + 2 \cdot 0,4678)] \cdot y + \frac{1}{3} \cdot 0,4678^2 \cdot z} \quad (16)$$

Nachfolgend werden die Ergebnisse des analytischen Modells zufolge des Momentenverlaufs M-2, der über die gesamte Parameterstudie ausgewertet wurde, dargestellt und mit den FEM-Ergebnissen gegenübergestellt.

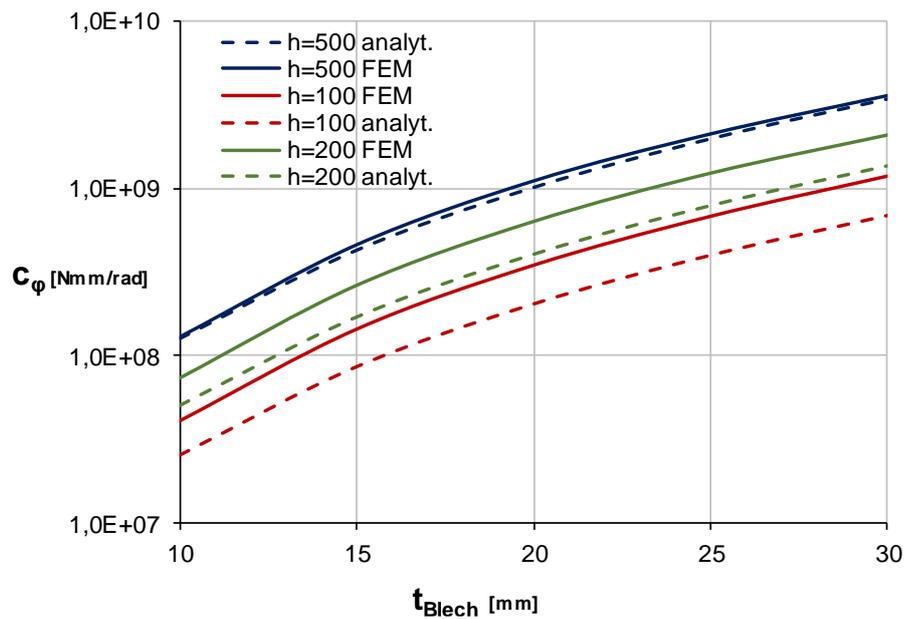


Abbildung 22: Vergleich $C_{\varphi, \text{analytisch}, M-2}$ mit $C_{\varphi, \text{FEM}}$ über die gesamte Parameterstudie

Der Momentenverlauf M-2 kann als konservativ angesehen werden, da das Ergebnis daraus im überwiegenden Bereich der Parameterstudie eine zu geringe Federsteifigkeit ergibt. Lediglich im Bereich der Anschlussbleche mit einer Höhe von 500mm, welche jedoch baupraktisch eher selten vorkommen, gibt es eine gute Übereinstimmung mit den Ergebnissen aus der FE-Berechnung. Jedoch müsste auch hier eine Beschränkung der Höhe h_{eff} wie im Fall M-1 in Gl. (13) vorgesehen werden, um eine Überschätzung der Steifigkeit bei noch größerer Höhe zu verhindern.

- Sehr konservativer Momentenverlauf M-3

Der Momentenverlauf M-3 entsteht, wenn die Kräfteinleitung über die Kante des Winkelprofils und nur die innere Schraube bei 190mm (=x+y+z) vollzogen wird. Dieses Modell bedingt, dass die rückwärtige Schraube bei 95mm (=x+y) keinen Kraftanteil erhält.

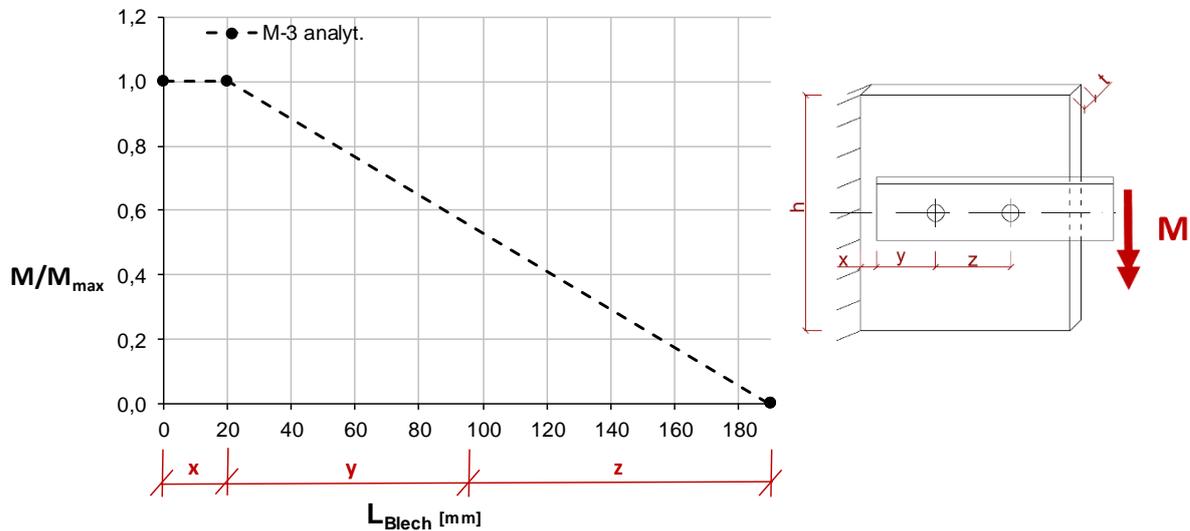


Abbildung 23: Momentenverlauf M-3 für das analytische Modell

Mit dem vorgeschlagenen Momentenverlauf M-3 aus Abbildung 23 kann nun die Drehfedersteifigkeit mit folgender Formel berechnet werden.

$$c_{\varphi, \text{analytisch}, M-3} = \frac{EI}{\int_0^L M \cdot \bar{M} dx} \quad (17)$$

$$\text{mit } I = \frac{h \cdot t^3}{12} \quad (18)$$

Die Integration wird mithilfe von Integrationstabellen durchgeführt, wobei angemerkt werden kann, dass der in Abbildung 23 dargestellte Momentenverlauf sowohl für M als auch für \bar{M} gilt ($M = \bar{M}$).

$$\int_0^L M \cdot \bar{M} dx = 1^2 \cdot x + \frac{1}{3} \cdot 1^2 \cdot (y + z) = \frac{3x + y + z}{3} \quad (19)$$

$$c_{\varphi, \text{analytisch}, M-3} = \frac{3EI}{3x + y + z} \quad (20)$$

Nachfolgend werden die Ergebnisse des analytischen Modells, zufolge des Momentenverlaufs M-3, welcher über die gesamte Parameterstudie ausgewertet wurde, dargestellt und mit den FEM-Ergebnissen gegenübergestellt.

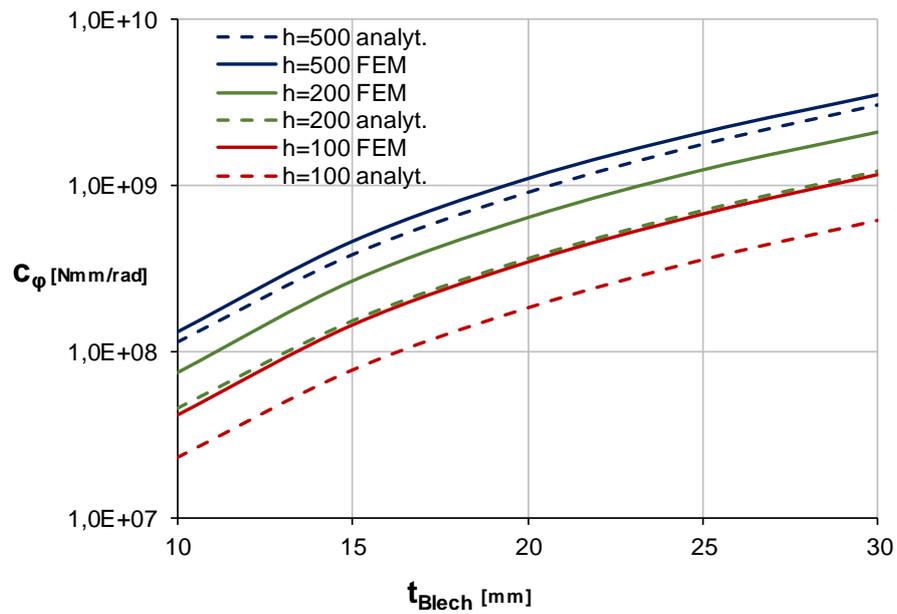


Abbildung 24: Vergleich $c_{\varphi,\text{analytisch,zufolge M-3}}$ mit $c_{\varphi,\text{FEM}}$ über die gesamte Parameterstudie

Dieser Momentenverlauf M-3 entspricht dem Momentenverlauf der im Modell in [2] gewählt wurde. Für das vorliegende System ergibt dieser Momentenverlauf jedoch in allen Bereichen der Parameterstudie konservative Federsteifigkeiten und ist somit nicht geeignet. Eine Beschränkung der Höhe h_{eff} für die Ermittlung des Trägheitsmoments wie in Gl. (13) wäre auch hier vorzusehen.

5.3.2.3 Momentenverläufe entlang des Anschlussbleches - analytisch und FEM

Im nachfolgenden Diagramm ist der Momentenverlauf von FEM-Ergebnissen (M t15h500 bis M t25h100) in Rot und auch verschiedene Momentenverläufe als Grundlage für analytische Modelle (M-1 bis M-3) in schwarz dargestellt.

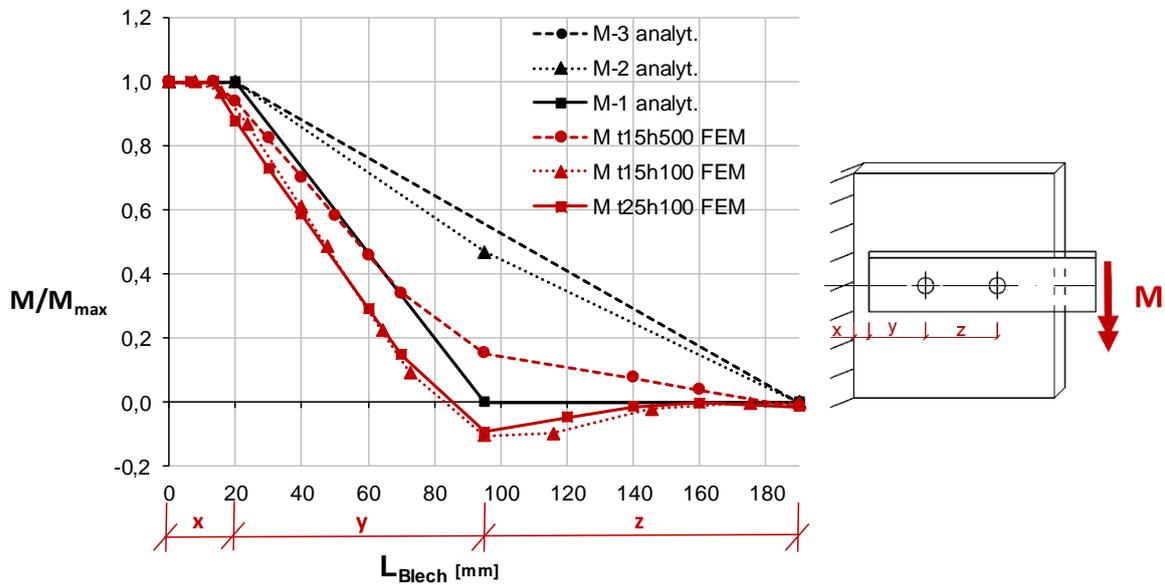


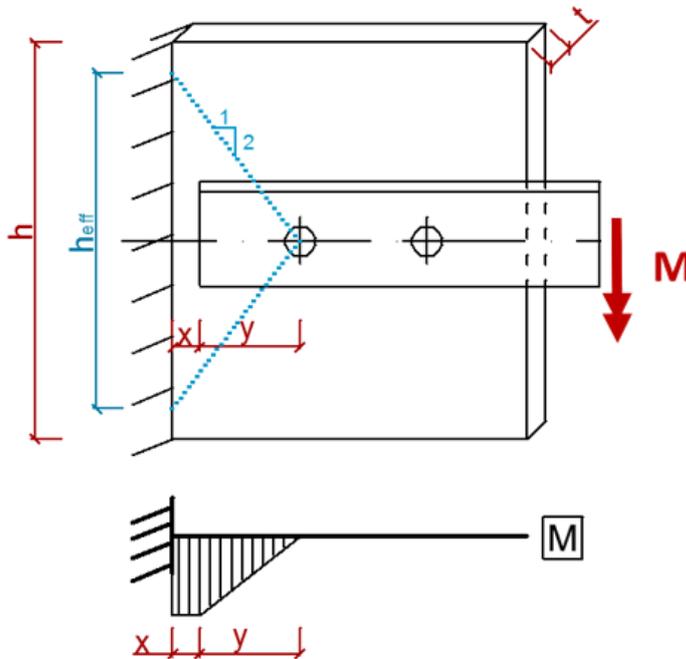
Abbildung 25: Momentenverläufe entlang des Anschlussbleches - analytisch und FEM

5.3.2.4 Zusammenfassung

Es konnte gezeigt werden, dass der vorgeschlagene analytische Momentenverlauf M-1 sowohl mit den FE-Momentenverläufen als auch den FE-Federsteifigkeiten gut übereinstimmt, wobei eine Beschränkung der Knotenblechhöhe auf h_{eff} nach Gl. (13) erforderlich ist.

5.3.3 Empfohlenes analytisches Modell

Das in Abbildung 26 dargestellte und empfohlene analytische Modell basiert auf dem Momentenverlauf M-1 aus Kapitel 5.3.2.2.



$$c_{\varphi} = \frac{3EI}{3x + y}$$

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

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

Abbildung 26: Empfohlenes analytisches Modell für das Detail Anschlussblech eingespannt – Winkelprofil unter 90° angeschlossen

5.3.4 Vergleich des analytischen Modells mit FEM Ergebnissen

In Abbildung 27 ist die gute Übereinstimmung des empfohlenen analytischen Modells mit den FEM-Ergebnissen deutlich zu erkennen.

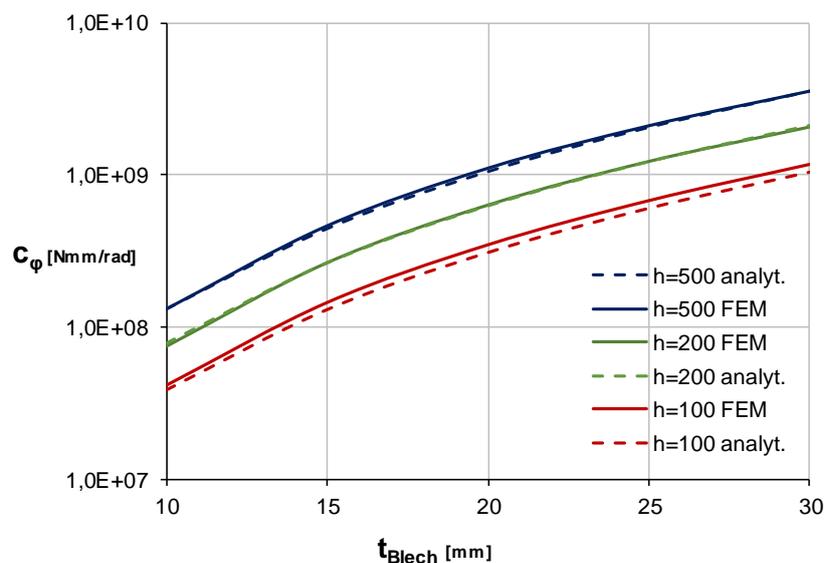


Abbildung 27: Vergleich $c_{\varphi, \text{analytisch}, M-1, h_{eff}}$ mit $c_{\varphi, FEM}$ über die gesamte Parameterstudie

5.4 Zusätzliche Untersuchungen zum Momentenverlauf

Um den vorgeschlagenen Momentenverlauf im Knotenblech zu bestätigen, werden außerdem einerseits der Einfluss der Vorspannung und andererseits der Einfluss der Steifigkeit des Winkels auf den Momentenverlauf untersucht.

5.4.1 Einfluss der Vorspannkraft auf den Momentenverlauf

Es wird nachfolgend der Einfluss der Vorspannung auf den Momentenverlauf untersucht, indem die Vorspannung zu Null gesetzt wird und der Schraubenkopf mit dem Winkel und dem Anschlussblech verbunden wird.

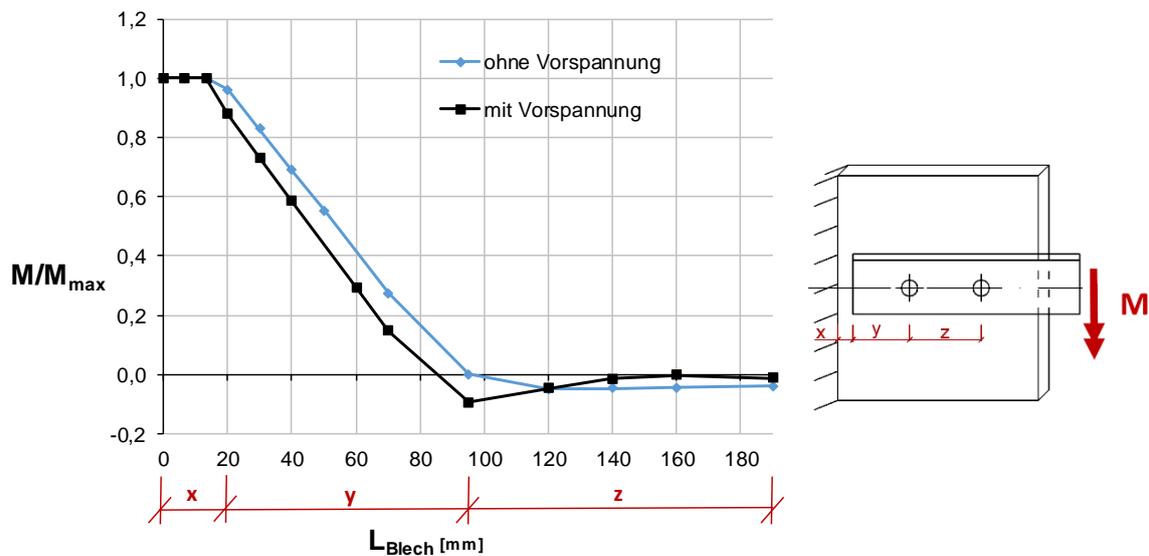


Abbildung 28: Einfluss der Vorspannung auf den Momentenverlauf

Es ist in Abbildung 28 klar ersichtlich, dass die Vorspannung den Momentenverlauf nicht wesentlich beeinflusst.

5.4.2 Einfluss der Steifigkeit des Winkels auf den Momentenverlauf

Der Winkel wurde starr modelliert, da nur die Federsteifigkeit der Anschlusssituation untersucht werden soll. Um den Einfluss eines elastischen Winkels auf den Momentenverlauf zu untersuchen, wurde eine FE-Berechnung mit elastischem Winkel durchgeführt und der daraus resultierende Momentenverlauf wird mit dem Momentenverlauf des starren Winkels in Abbildung 29 gegenübergestellt.

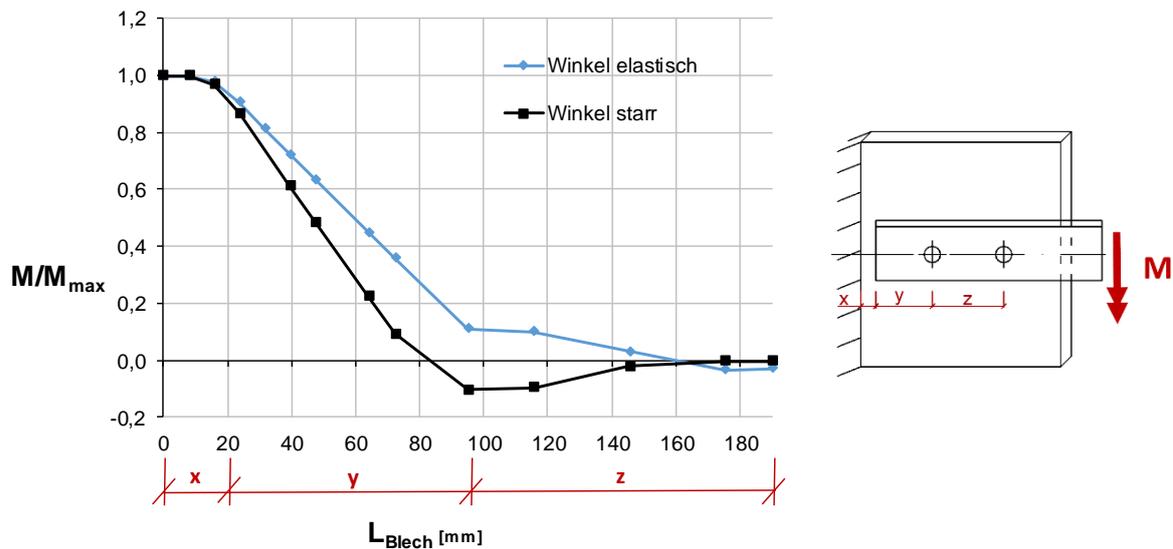


Abbildung 29: Einfluss der Steifigkeit des Winkels

Wird der Winkel elastisch modelliert, so ändert dies den Momentenverlauf derart, dass der Bereich des negativen Momentenverlaufs beinahe verschwindet. Der Trend des Verlaufs bleibt jedoch in etwa gleich.

5.4.3 Zusammenfassung

Sowohl die Vorspannung als auch die Steifigkeit des Winkels haben einen geringen Einfluss auf den Momentenverlauf. Der Trend des Momentenverlaufs wird dadurch jedoch nicht wesentlich beeinflusst und somit kann der vorgeschlagene Momentenverlauf M-1 für das analytische Modell bestätigt werden.

6 Detail 1b – Anschlussblech eingespannt, Winkelprofil unter 45° angeschlossen

6.1 Systembeschreibung

Es wird ein Anschlussblech mit schräg angeschlossenem Winkel modelliert, wobei das Anschlussblech eingespannt gelagert wird. Die Modellierung des Details ist in Abbildung 30 dargestellt. Dieses Detail soll in weiterer Folge in Kapitel 7 mit einer 2. Diagonale modelliert werden, daher wird bereits bei diesem Detail der entsprechende Platz für das zusätzliche Winkelprofil vorgehalten. Die Federsteifigkeit bei einem Moment das in der Anschlussebene angreift ist aufgrund der hohen Steifigkeit des Anschlussbleches durch Scheibenwirkung ausreichend groß, um von einer vollen Einspannwirkung in dieser Ebene ausgehen zu können. Dieser Fall braucht daher nicht untersucht werden. Ein Moment M , das aus der Anschlussebene angreift, erzeugt eine Biegeverformung des Anschlussbleches und daraus resultiert eine Verdrehung des Winkels. Zu beachten ist, dass nur die positive Momentenrichtung untersucht wird mit Verformungen aus der Anschlussebene in Richtung des freien Winkelschenkels. Das Anschlussblech wurde mit Solid-Elementen modelliert. Die Schrauben wurden mittels Solid-Elementen und Vorspannung berücksichtigt. Da der Winkel mit Solid-Elementen starr modelliert wird, kann der Verdrehwinkel des L-Profiles für die Berechnung der Federsteifigkeit direkt herangezogen werden.

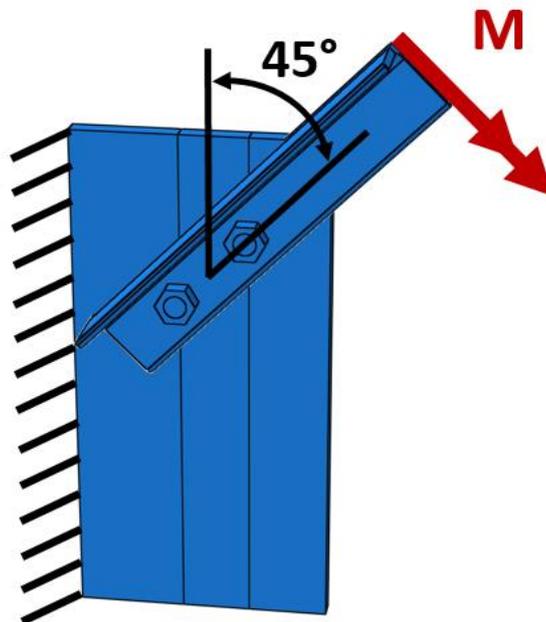


Abbildung 30: Modellierung – Detail 1b

6.2 Parameterstudien

6.2.1 Parameterstudie Dicke t & Randabstand x

In der nachfolgenden Abbildung 31 sind die Abmessungen zur Parameterstudie sowie die Parameter Anschlussblechdicke t und Abstand des Winkels zur eingespannten Kante x ersichtlich.

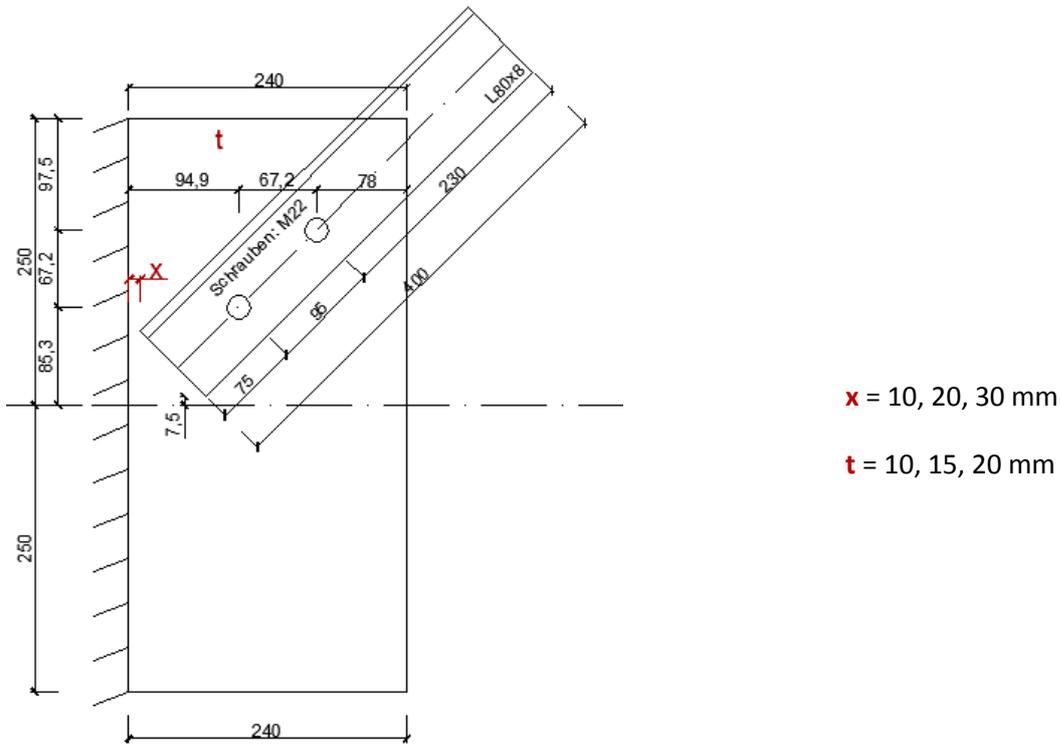


Abbildung 31: Abmessungen und Parameter der Parameterstudie „ t und x “

Die Ergebnisse der Parameterstudie sind in Abbildung 32 zusammengefasst. Die Federsteifigkeiten des betrachteten Details bewegen sich im baupraktischen Bereich in einer Bandbreite von $2,0E+08$ bis $1,0E+09$ Nmm/rad und somit genau im Übergangsbereich zwischen Scharnierlagerung und voller Einspannung aus Kapitel 3.3.2.

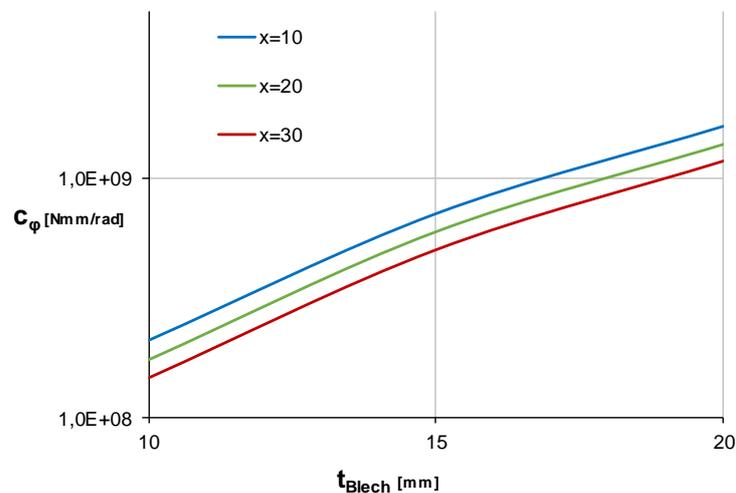


Abbildung 32: Ergebnisse der Parameterstudie – Detail 1b, Anschluss schräg

6.2.2 Parameterstudie Knotenblechhöhe h^*

Um den Einfluss der Zunahme der Höhe des unbelasteten unteren Teiles des Anschlussbleches h^* auf die Federsteifigkeit zu erfassen, wird in der folgenden Parameterstudie die Höhe h^* variiert, wobei die gewählte Geometrie sowie die Parameter in Abbildung 33 dargestellt sind.

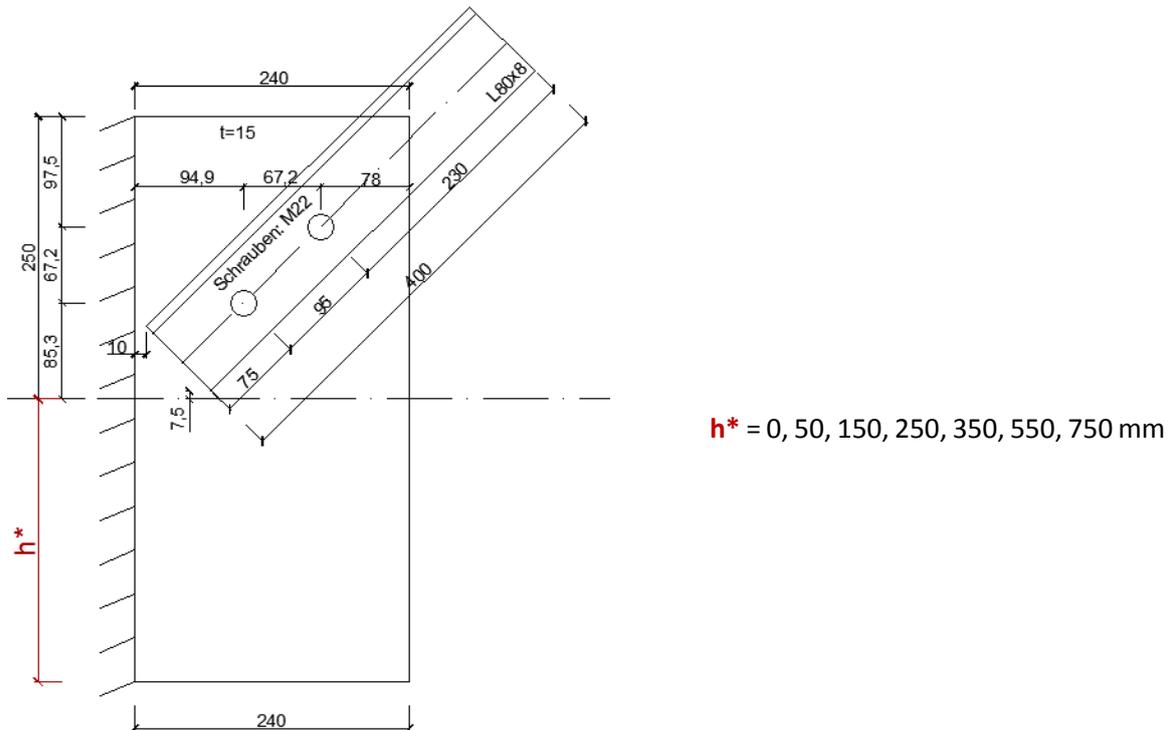


Abbildung 33: Abmessungen und Parameter der Parameterstudie h^*

Im Rahmen der Parameterstudie wurde die Federsteifigkeit für verschiedene Höhen h^* ermittelt, wobei die Ergebnisse der FE-Berechnung im nachfolgenden Diagramm in Abbildung 34 dargestellt sind.

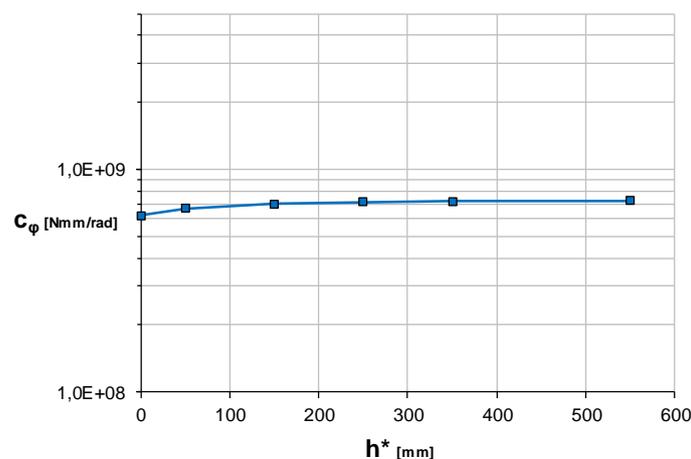


Abbildung 34: Parameterstudie h^* - Detail 1b, Anschluss schräg

In Abbildung 34 ist deutlich zu erkennen, dass die Federsteifigkeit mit zunehmender Höhe h^* nicht mehr ansteigt und etwa ab $h^*=300\text{mm}$ konstant bleibt. Dieses Verhalten wird im nachfolgenden analytischen Modell in Kapitel 6.3.2.2 berücksichtigt.

6.2.3 Parameterstudie Breite b_0

Der Einfluss der Breite des Anschlussbleches wird in der folgenden Parameterstudie untersucht. In Abbildung 35 sind die Parameter und die gewählten geometrischen Abmessungen dargestellt.

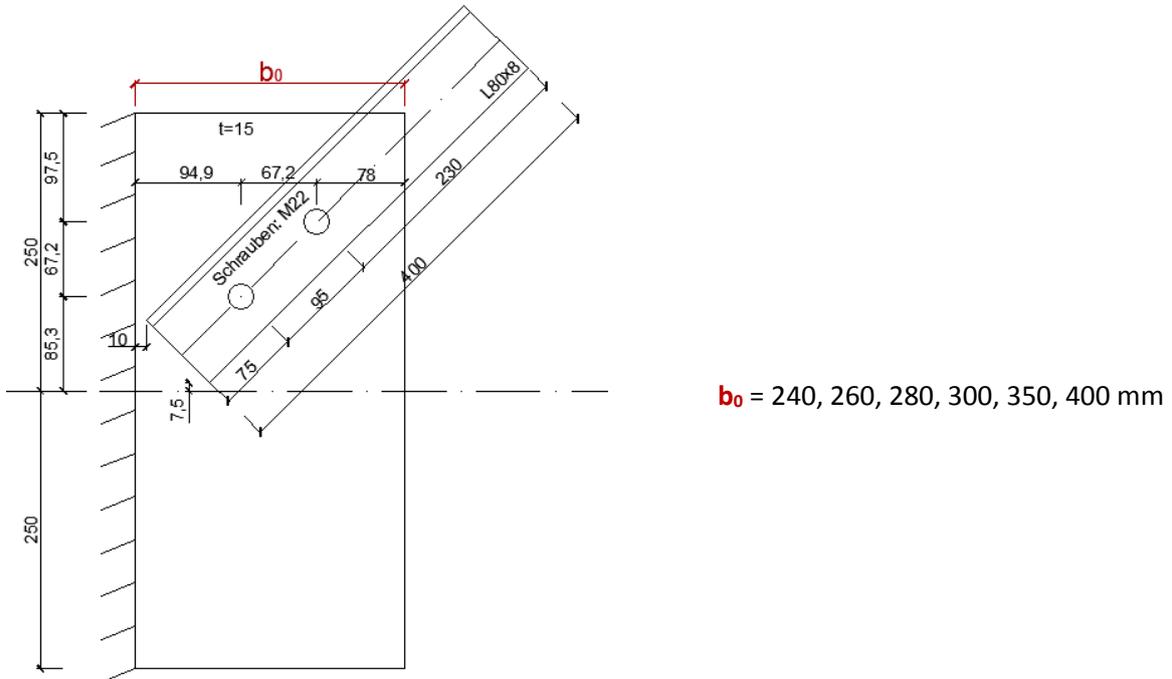


Abbildung 35: Abmessungen und Parameter der Parameterstudie b_0

Die Ergebnisse der Parameterstudie sind im nachfolgenden Diagramm in Abbildung 36 dargestellt.

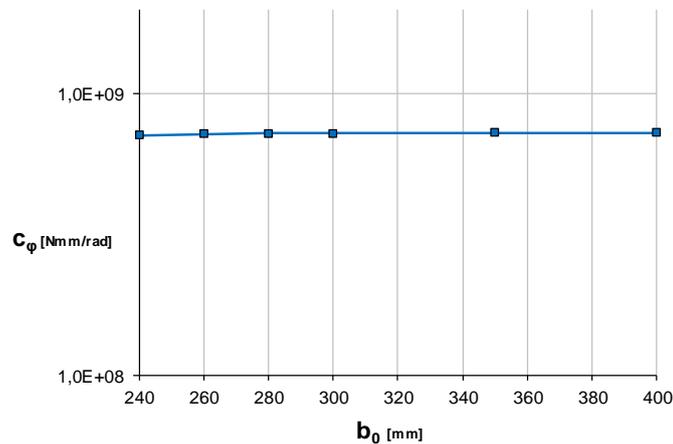


Abbildung 36: Parameterstudie b_0 – Detail 1b, Anschluss schräg

Es ist in Abbildung 36 klar erkennbar, dass eine Erhöhung der Breite b nur eine sehr geringe Erhöhung der Federsteifigkeit zur Folge hat, wobei die geringe Erhöhung auch sehr rasch konvergiert. Die Konvergenz der Federsteifigkeit bei der Erhöhung der Breite wird im analytischen Modell im Kapitel 6.3.2.2 berücksichtigt.

6.3 Analytisches Modell

Als Grundlage für das folgende analytische Modell soll das analytische Modell aus Kapitel 5.3.3 dienen, wobei dieses aufgrund der abweichenden Geometrieverhältnisse und des differierenden Kraftflusses adaptiert werden muss.

6.3.1 Kraftfluss

In der Abbildung 37 sind die minimalen Hauptdruckspannungen des mit Volumenelemente modellierten Anschlussbleches ersichtlich, da diese sehr gut den Lastabtragungsmechanismus wiedergeben. In der Abbildung ist die Vorderseite des Anschlussbleches dargestellt, also jene Seite, wo der Winkel angeschlossen wird. Die Lasteinleitung erfolgt hauptsächlich durch ein Kräftepaar, senkrecht auf das Anschlussblech wirkend, dass einerseits lokale Druckspannungen an der Ecke des Winkels erzeugt (vereinfacht dargestellt durch einen schwarzen Pfeil) und andererseits die Zugkomponente, welche im Wesentlichen über die rückwärtige Schraube eingeleitet wird (visualisiert durch einen roten Pfeil). Wie in der Abbildung erkenntlich, wird ein Großteil des Momentes im oberen Bereich des Anschlussbleches abgetragen. Der untere Teil des Bleches trägt somit nur sehr begrenzt zur Federsteifigkeit bei, was auch bereits im Kapitel 6.2.2 numerisch nachgewiesen werden konnte.

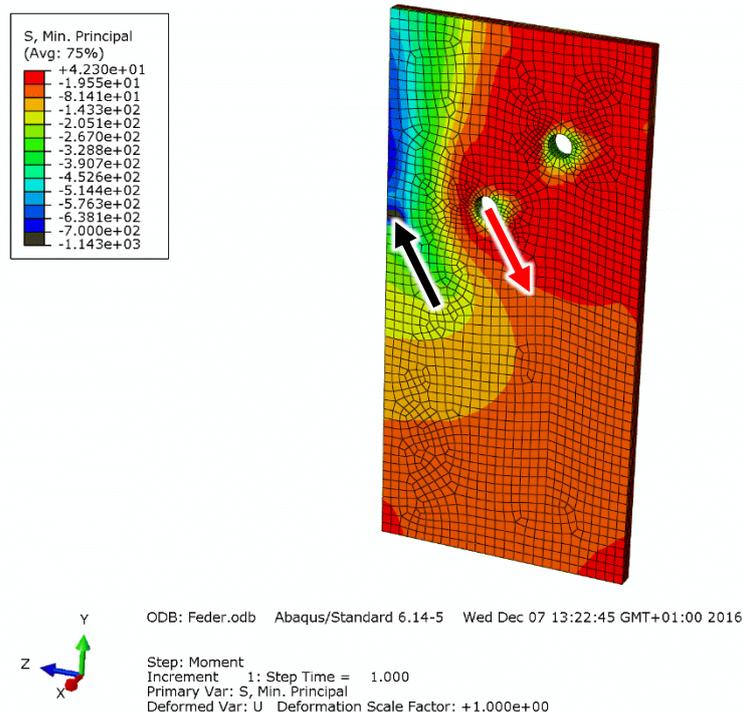


Abbildung 37: Hauptdruckspannungen am Anschlussblech

6.3.2 Modifikation des analytischen Modells

Aufgrund der Erkenntnisse zur Lastabtragung im vorangegangenen Kapitel, können nun Modifikationen für das analytische Modell bei Anschlusswinkel 90° (siehe Kapitel 5.3.3) festgelegt werden.

6.3.2.1 Generelles Modell

Es wird davon ausgegangen, dass das Moment, ebenso wie bei Detail 1a in Kapitel 5.3.3, über das Kräftepaar Druck in der Ecke des Winkels und Zug in der rückwärtigen Schraube eingeleitet wird und somit der gleiche analytische Momentenverlauf zugrunde gelegt werden kann. Der Winkel wird zwar schräg angeschlossen, jedoch ist der Druckpunkt an der Ecke des Winkels davon nicht beeinflusst, wodurch dieser kürzest mögliche Abstand zwischen Winkel und Rand des Anschlussbleches als Länge x des konstanten Momentes gewählt wird. Als Abstand zwischen dem Lasteinleitungspunkt und der ersten Schraube wird die schräge Länge y , also die Länge in Richtung der Winkelachse, gewählt. Der beschriebene resultierende Momentenverlauf sowie die gewählten Abmessungen sind in Abbildung 38 dargestellt.

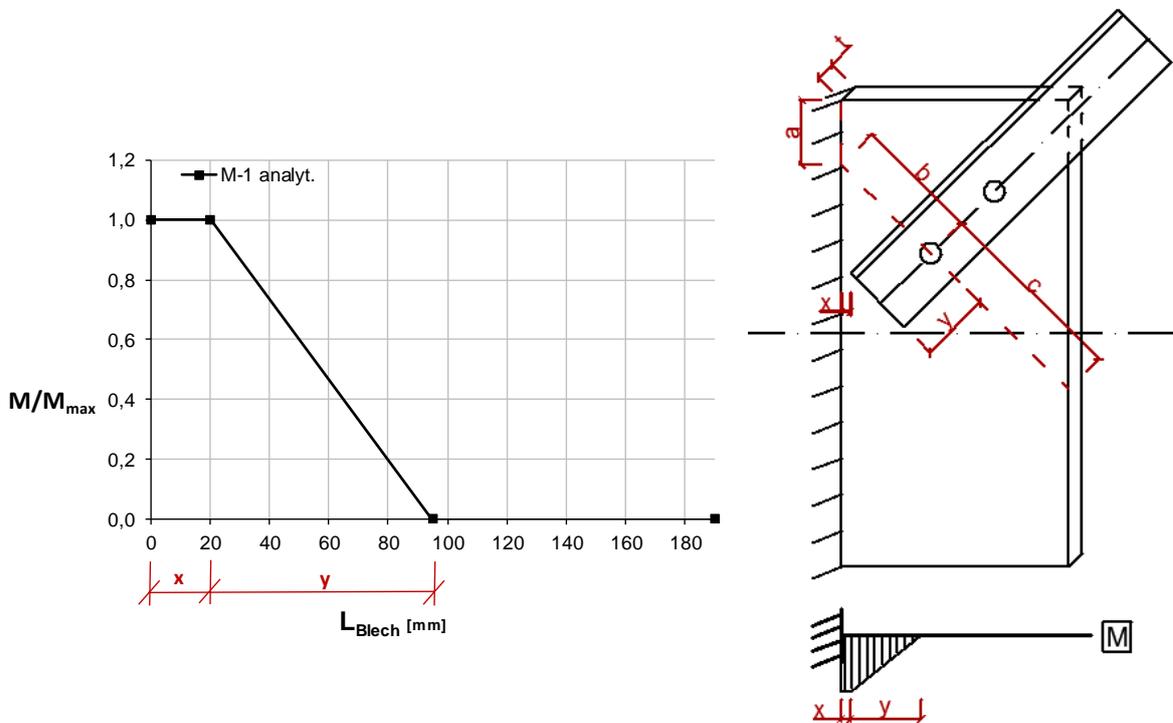
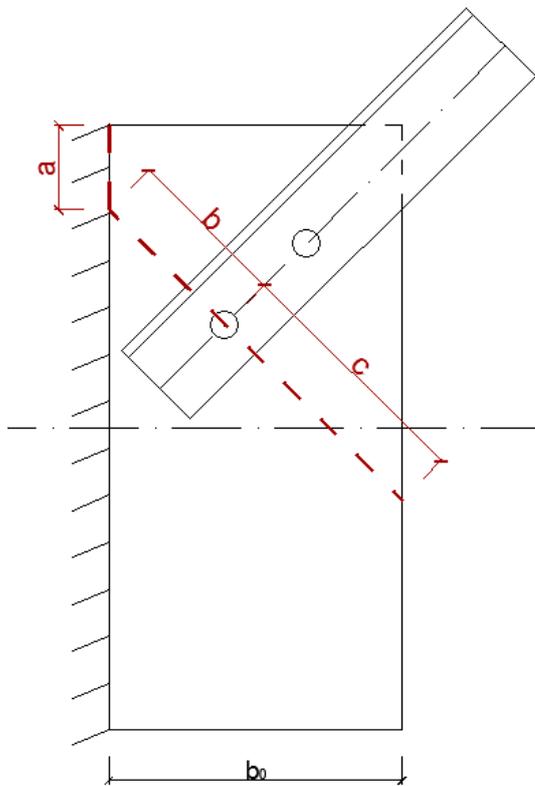


Abbildung 38: Momentenverlauf der dem analytischen Modell zugrunde gelegt wird

6.3.2.2 Wirksame Höhe h_{eff}

Wie in Kapitel 6.3.1 näher erläutert, überträgt das Anschlussblech das angreifende Moment vor allem in der oberen Hälfte. Um diesen Lastabtragungsmechanismus zu beschreiben, wird die wirksame Höhe h_{eff} , wie in Abbildung 39 dargestellt, gewählt.



$$h_{eff} = a + b + c$$

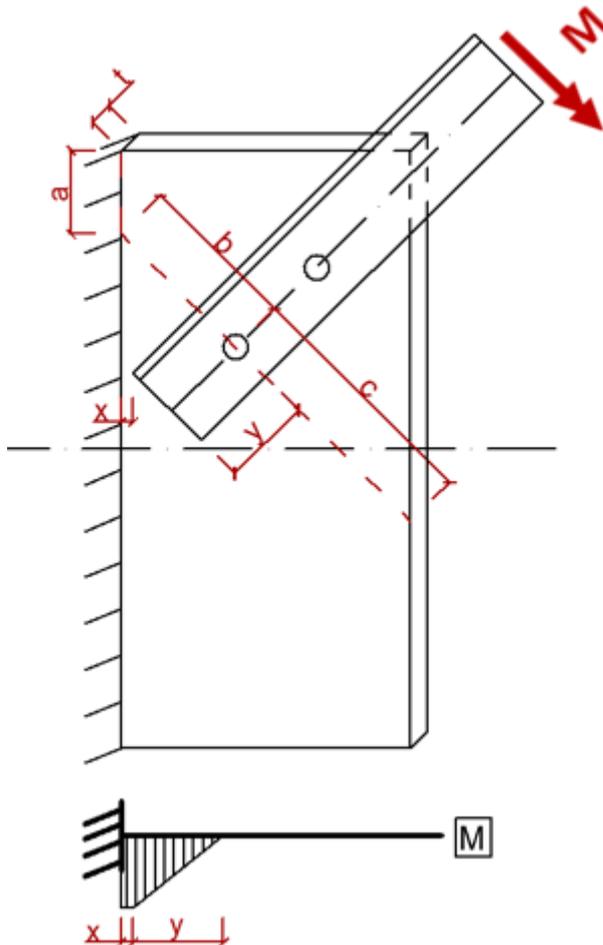
$$\text{mit } c \leq a + b$$

Abbildung 39: Wirksame Höhe h_{eff}

In Kapitel 6.2.3 war deutlich erkennbar, dass ab einer gewissen Breite b_0 des Anschlussbleches, eine weitere Erhöhung der Breite keinen Einfluss auf die Federsteifigkeit mehr aufweist. Daher wird die Länge c nach oben hin begrenzt, siehe Abbildung 39.

6.3.3 Empfohlenes analytisches Modell

Das empfohlene analytische Modell ist in nachfolgender Abbildung 40 ersichtlich.



$$c_{\varphi} = \frac{3EI}{3x + y}$$

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

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

Abbildung 40: Empfohlenes analytisches Modell für das Detail 1b, Anschluss schräg

6.3.4 Vergleich des analytischen Modells mit FEM Ergebnissen

Die Gegenüberstellung des analytischen Modells mit den FE-Ergebnissen der Parameterstudien ist in Abbildung 41 bis Abbildung 43 dargestellt.

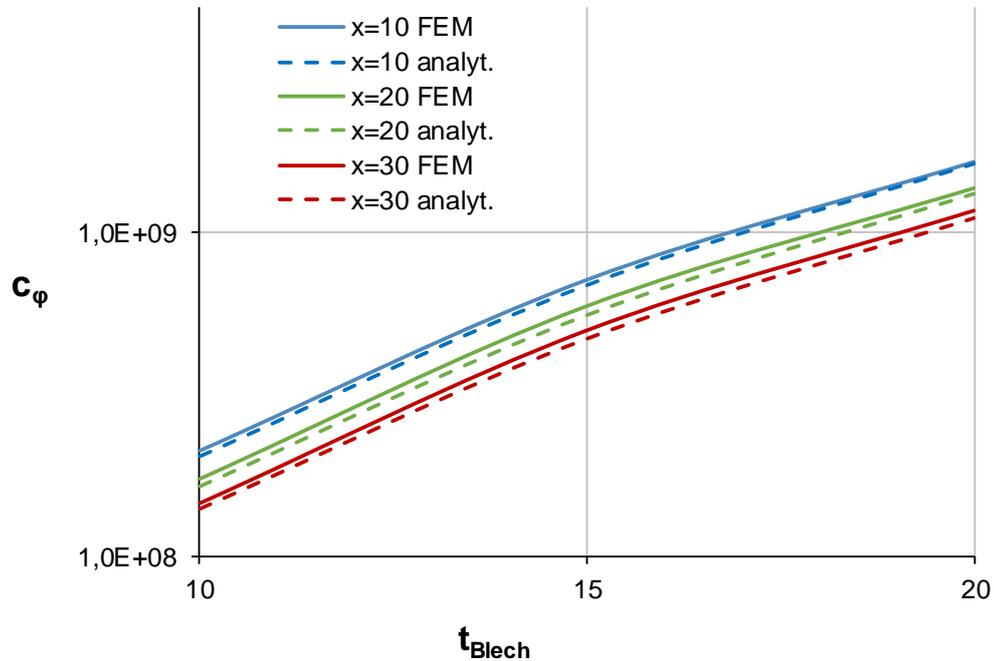


Abbildung 41: Vergleich der Ergebnisse aus FEM mit dem gewählten analytischen Modell bei Variation von Blechdicke t und Randabstand x

Die gute Übereinstimmung zwischen analytischem Modell und FE Ergebnissen bei Variation von Blechdicke t und Randabstand x sind in Abbildung 41 gut zu erkennen.

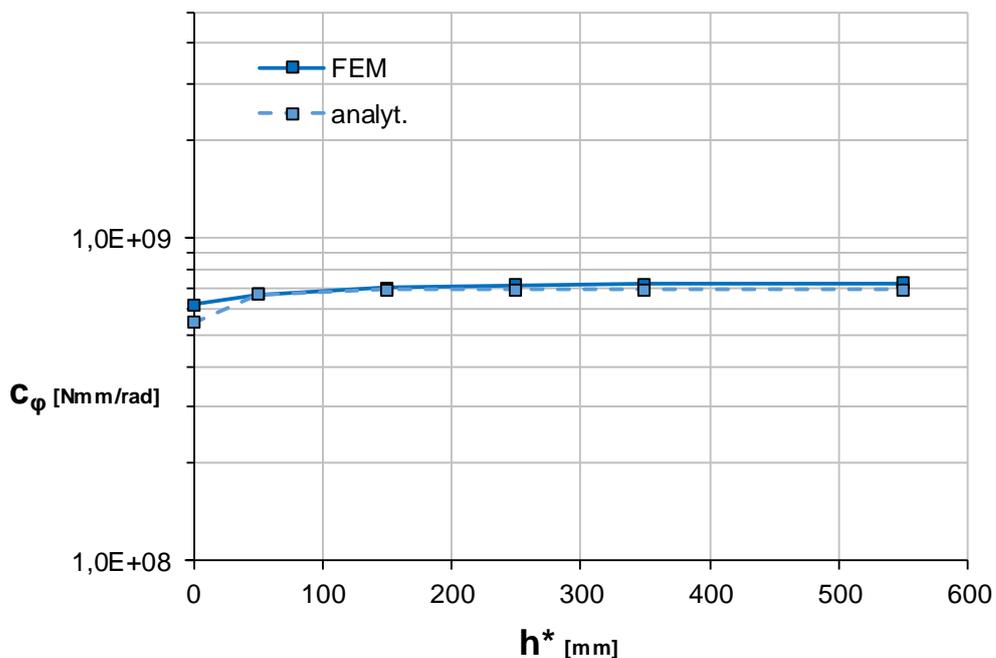


Abbildung 42: Vergleich der Ergebnisse aus FEM mit dem gewählten analytischen Modell bei Variation der Höhe h^*

In Abbildung 42 ist erkenntlich, dass das analytische Modell auch bei Variation der Höhe h^* eine ausreichende Genauigkeit liefert. Die größte Abweichung entsteht bei $h^*=0$, wobei dies als Grenzwert zu sehen ist, da eine geringere Höhe baupraktisch nicht mehr möglich ist und daher eine prozentuelle Abweichung von 13% akzeptabel ist. Ab einer Höhe von $h^*=150\text{mm}$ liefert das analytische Modell immer die gleiche Federsteifigkeit, da eine zusätzliche Erhöhung von h^* keine Zunahme der effektiven Höhe ergibt. Das analytische Modell liefert im gesamten Bereich von h^* geringfügig reduzierte Federsteifigkeiten, sodass das gering konservative Modell bestätigt werden kann.

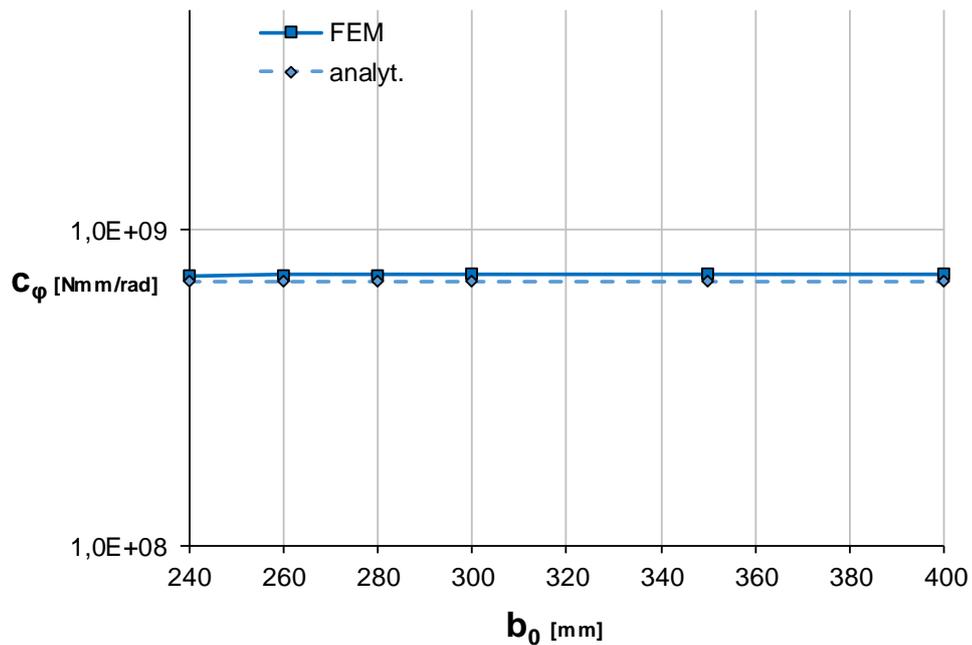


Abbildung 43: Vergleich der Ergebnisse aus FEM mit dem gewählten analytischen Modell bei Variation der Breite b_0

In Abbildung 43 ist gut erkennbar, dass aufgrund der Zusatzbedingung aus Kapitel 6.3.2.2 die Konvergenz der Steifigkeitszunahme bei zunehmender Breite b_0 gut erfasst werden kann.

7 Detail 1c – Anschlussblech eingespannt, 2 Winkelprofile unter 45° angeschlossen, 2. Profil mit Zugnormalkraft

7.1 Systembeschreibung

Dieses Anschlussdetail ergänzt das Detail 1b um eine zweite stabilisierende Diagonale und wird im Hochbau oft verwendet, insbesondere beim Anschluss eines Verbandes. Die Modellierung des Details ist in Abbildung 44 dargestellt. Da davon ausgegangen wird, dass der bereits vorhandene Winkel eine Druckkraft erfährt, wird nun bei der 2. Diagonale eine Zugkraft angesetzt. Es soll der Einfluss der 2. Diagonale bei Variation der Länge der zusätzlichen Diagonale und deren Zugkraft untersucht werden. Die Federsteifigkeit bei einem Moment das in der Anschlussebene angreift ist aufgrund der hohen Steifigkeit des Anschlussbleches durch Scheibenwirkung ausreichend groß um von einer vollen Einspannwirkung in dieser Ebene ausgehen zu können. Dieser Fall wird daher nicht untersucht. Ein Moment das aus der Anschlussebene angreift erzeugt eine Biegeverformung des Anschlussbleches und daraus resultiert eine Verdrehung des Winkels. Das Anschlussblech wurde mit Solid-Elementen modelliert. Die Schrauben wurden mittels Solid-Elementen und Vorspannung berücksichtigt. Da der Winkel mit Solid-Elementen starr modelliert wird, kann der Verdrehwinkel des L-Profils für die Berechnung der Federsteifigkeit herangezogen werden.

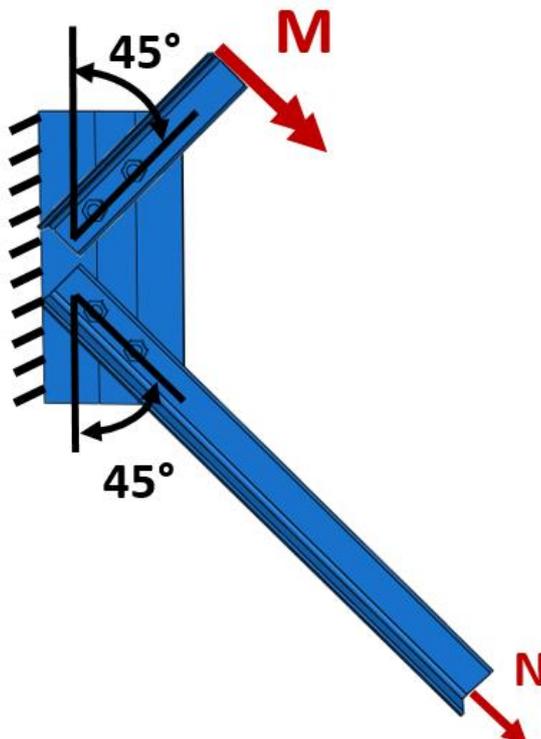


Abbildung 44: Modellierung – Detail 1c

7.2 Parameterstudie

Im Rahmen der Parameterstudie wird einerseits die Länge der 2. Diagonale von $L = 0,5 - 2,5$ m und andererseits die Höhe der Zugkraft von $0 - N_{ult}$ variiert. N_{ult} ist jene maximal aufbringbare Druckkraft (Anm.: wegen Knotengleichgewicht gilt $N_{Zug} = N_{Druck}$), die im Rahmen der GMNIA-Berechnungen in Kapitel 3.3.2 ermittelt wurde.

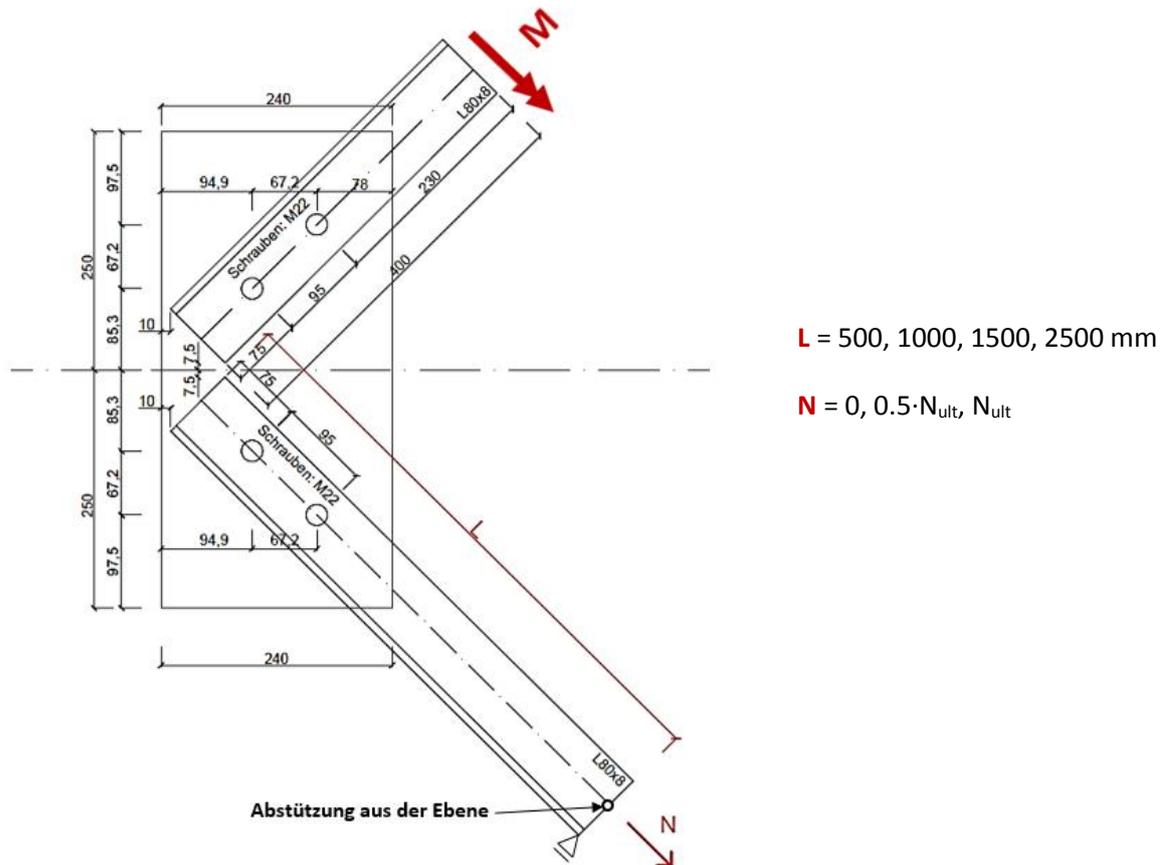


Abbildung 45: Parameter und Abmessungen der Parameterstudie – Anschlussblech eingespannt und 2 Winkelprofile unter $\alpha=45^\circ$ angeschlossen

Im folgenden Diagramm sind 4 Graphen dargestellt, wobei die Linie „Starr&N=0“ den betrachteten Grenzwert des Einflusses der Steifigkeit der 2. Diagonale darstellt, da in diesem Fall die Diagonale starr modelliert wurde. Die weiteren Graphen wurden mit elastischem Material der 2. Diagonale ermittelt, wobei die Zugkraft in unterschiedlicher Höhe gewählt wurde. Es wird auf die Federsteifigkeit c_φ des Anschlusses mit nur einer Diagonale bezogen.

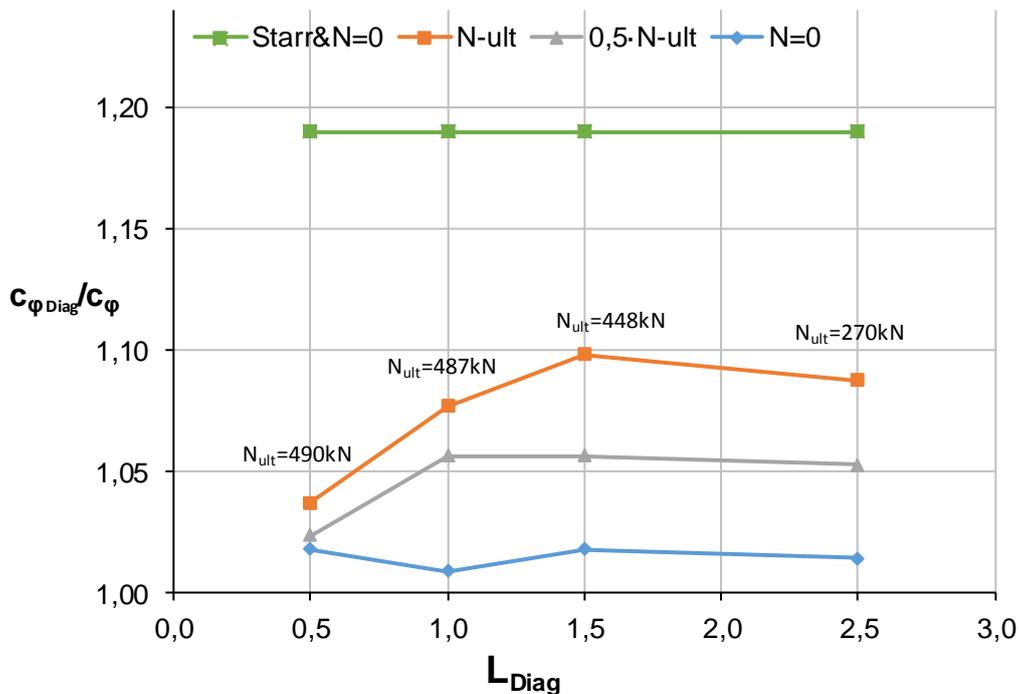


Abbildung 46: Ergebnisse Parameterstudie - 2 Winkel unter 45°

Es ist klar ersichtlich, dass in baupraktischen Fällen der Einfluss einer 2. Diagonale eine Erhöhung der Federsteifigkeit von maximal +10%, jedoch durchschnittlich lediglich +5%, bewirkt. Da das Ziel die Größenordnung der Federsteifigkeit der Anschlüsse ist, wird dieser geringe Tragfähigkeitsgewinn vernachlässigt.

7.3 Analytisches Modell

7.3.1 Empfohlenes analytisches Modell

Aufgrund des geringen Tragfähigkeitszuwachses durch die Stützwirkung der 2. Diagonale wird dieser positive Effekt vernachlässigt und daher wird konservativ das analytische Modell aus Kapitel 6.3.3 empfohlen.

8 Detail 2a – Anschluss eines Winkelprofils unter 90° an den Obergurt eines I-Profils

8.1 Systembeschreibung

Es wird der Anschluss eines Winkelprofils an den Obergurt eines I-Profils modelliert. Es werden beide Anschlusssteifigkeiten ermittelt, in der Anschlussebene (M_{in} in Abbildung 47) und aus der Anschlussebene (M_{aus} in Abbildung 47) des Winkelprofils. Die Verdrehung des Winkelprofils aus der Anschlussebene ruft im Träger einerseits eine lokale Obergurtverdrehung durch Stegbiegung im Lasteinleitungsbereich und andererseits eine globale Torsionsbeanspruchung hervor. Bei einem I-Profil rühren daraus zusätzliche Nachgiebigkeiten die auch stark von der Trägerlänge abhängen. Dieses Anschlussdetail wird in der Praxis häufig ausgeführt, beispielsweise beim Anschluss des Dachverbandes am Hauptträger. In Abbildung 47 ist die Modellierung des Anschlussdetails dargestellt. Im Bereich der Lasteinleitung mit einer Länge von 0,5m wurde der OG und der Steg des I-Trägers mit Solid-Elementen modelliert. Die verbleibenden Teile des I-Trägers wurden mit Schalen gebildet. Als Lagerung des I-Trägers wurden die Punkte Steg-OK und Steg-UK in den Endquerschnitten gehalten (Gabellager). Die Schrauben wurden mittels Solid-Elementen und Vorspannung berücksichtigt. Der Winkel wurde als Solid-Körper starr modelliert und daher kann der Verdrehwinkel des L-Profils für die Berechnung der Federsteifigkeit herangezogen werden.

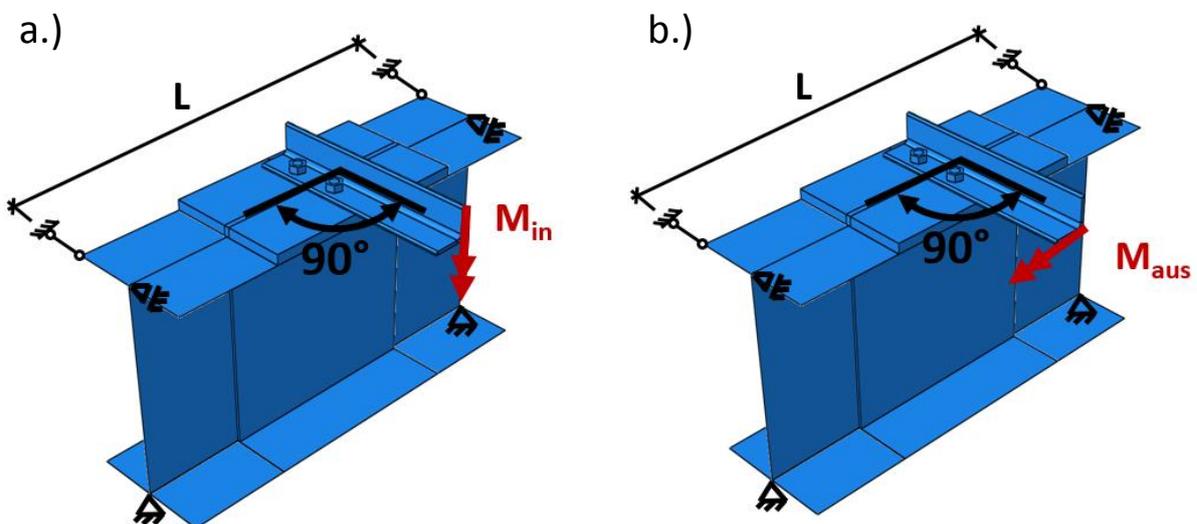


Abbildung 47: Modellierung Detail 2a Anschluss eines Winkelprofils unter 45° an den OG eines I-Profils,
 a.) Steifigkeit in der Anschlussebene, b.) Steifigkeit aus der Anschlussebene

8.2 Federsteifigkeit in der Anschlussebene

Da bei einer Momentenbeanspruchung in der Anschlussebene (vgl. M_{in} in Abbildung 47) nicht davon ausgegangen werden kann, dass die Steifigkeit ausreichend groß ist, um eine volle Einspannwirkung zu gewährleisten, wird nachfolgend eine Parameterstudie zur Ermittlung der Gesamtfedersteifigkeit durchgeführt. Auch hier wird die Trägerlänge L mit untersucht, mit dem Anschluss in Trägermitte.

8.2.1 Parameterstudie Gesamtfedersteifigkeit

Um die Einflüsse der Variation der einzelnen Querschnittsparameter und der Länge L des Trägers auf die Gesamtfedersteifigkeit zu erfassen, wurde für den I-Träger ein Standardquerschnitt mit $h=300\text{mm}$, $t_w=10\text{mm}$, $b_f=200\text{mm}$, $t_f=15\text{mm}$ und $L=7.5\text{m}$ als Referenzfall gewählt und in weiterer Folge wurden dessen Parameter einzeln variiert.

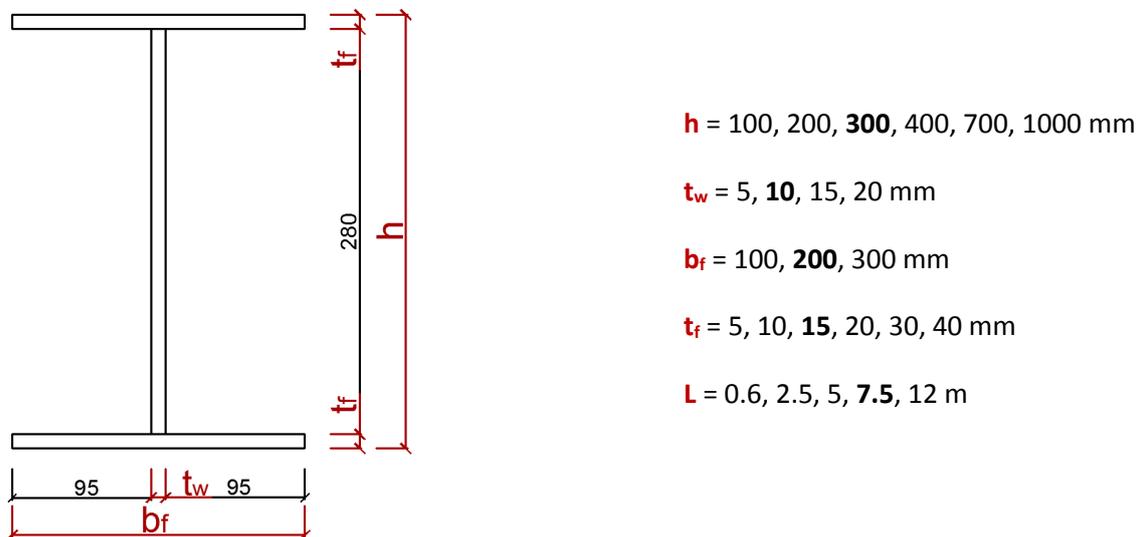


Abbildung 48: Detail 2a - Querschnittsabmessungen und variierte Parameter zur Ermittlung der Gesamtfedersteifigkeit

Die Ergebnisse der Parameterstudie sind der Tabelle 4 zu entnehmen, wobei der gewählte Referenzquerschnitt in Grau hinterlegt ist.

Tabelle 4: Ergebnisse der Parameterstudie zur Ermittlung der Gesamtfedersteifigkeit in der Anschlussebene

h [mm]	100	200	300	400	700	1000
C_φ [Nmm/rad]	4,43E+09	3,79E+09	3,49E+09	3,34E+09	3,16E+09	3,11E+09
t_f [mm]	5	10	15	20	30	40
C_φ [Nmm/rad]	1,19E+09	2,31E+09	3,49E+09	4,71E+09	7,14E+09	9,44E+09
L [m]	0,6	2,5	5	7,5	12	
C_φ [Nmm/rad]	1,45E+10	7,76E+09	4,67E+09	3,49E+09	2,51E+09	
t_w [mm]	5	10	15	20		
C_φ [Nmm/rad]	3,37E+09	3,49E+09	3,62E+09	3,80E+09		
b_f [mm]	100	200	300			
C_φ [Nmm/rad]	5,81E+08	3,49E+09	8,20E+09			

Die in Tabelle 4 ermittelten Federsteifigkeiten werden nachfolgend mit den Traglastergebnissen aus Kapitel 3.2 nachfolgend gegenübergestellt, um festzustellen in welchem Bereich die Anschlusssteifigkeiten zu liegen kommen.

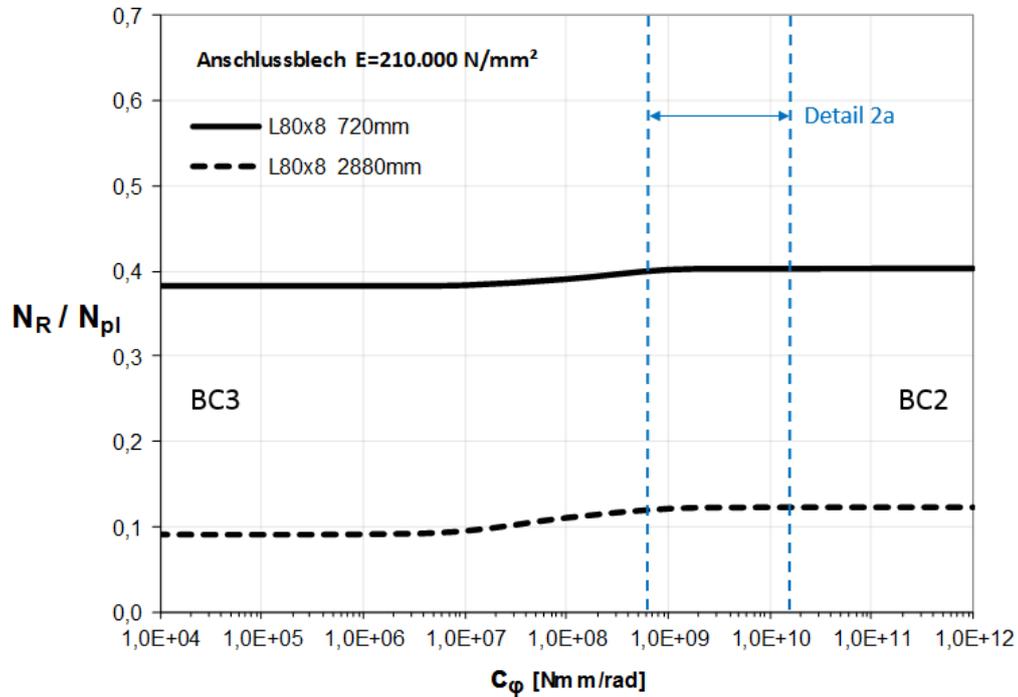


Abbildung 49: Anschlusssteifigkeit in der Anschlussebene des Details 2a

In Abbildung 49 ist ersichtlich, dass die Federsteifigkeit des Details 2a in der Anschlussebene ausreichend hoch ist, um von einer vollen Einspannwirkung und somit einer Scharnierlagerung ausgehen zu können (BC2 in Abbildung 1).

8.3 Federsteifigkeit aus der Anschlussebene - Parameterstudien

Es wurden umfassende Parameterstudien erstellt, um das Tragverhalten und deren Einflussparameter bei Beanspruchung aus der Anschlussebene genau zu erfassen.

8.3.1 Parameterstudie zur Trägerlänge L

Die Federsteifigkeit wurde für die Profile HEA200 und HEA600 ohne und mit Quersteife am Anschlussquerschnitt bzw. an den Trägerenden, sowie variierender Trägerlänge L mithilfe von FE-Berechnungen ermittelt.

8.3.1.1 Parameter

Nachfolgend sind die Parameter und die gewählten geometrischen Größen für die Parameterstudie dargestellt.

HEA200:

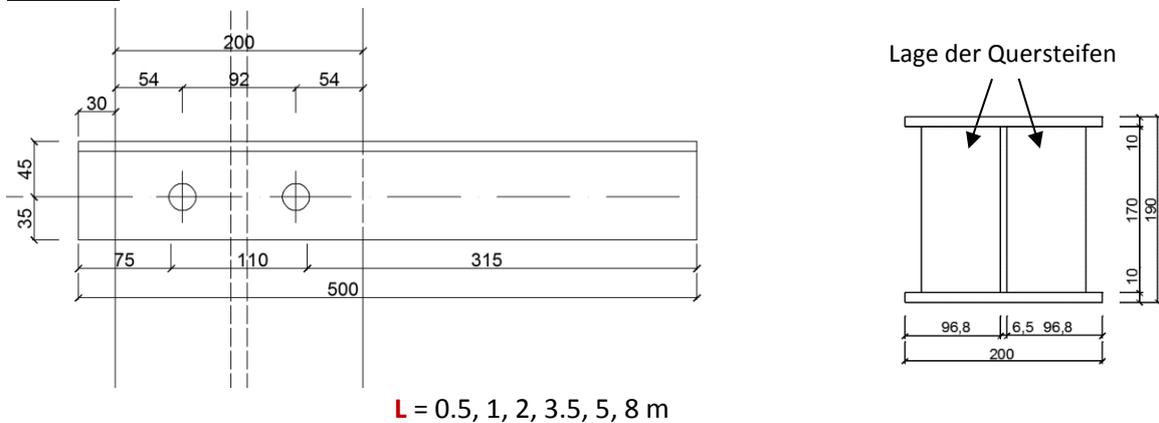


Abbildung 50: Detail 2a - Abmessungen und variierte Parameter beim HEA200

HEA600:

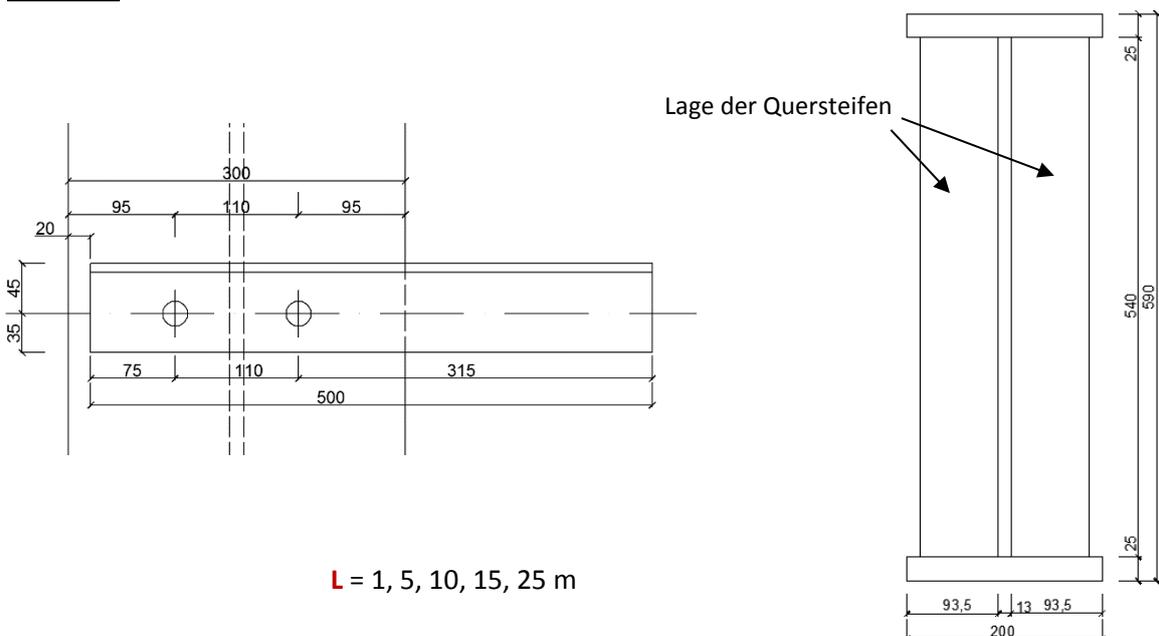


Abbildung 51: Detail 2a - Abmessungen und variierte Parameter beim HEA600

8.3.1.2 Ergebnisse der Parameterstudie

Als variierender Parameter wurde die Länge L des Trägers definiert, die verschiedenen Graphen entsprechen verschiedenen Steifen-Konfigurationen, wobei „oM“ ohne Mittelsteife, „oE“ ohne Endsteife, „mM“ mit Mittelsteife und „mE“ mit Endsteife bedeutet. - Anm.: Mittelsteife bedeutet eine Quersteife direkt beim Winkelanschluss, Endsteife bezeichnet die Quersteifen bei den Trägerauflagerpunkten.

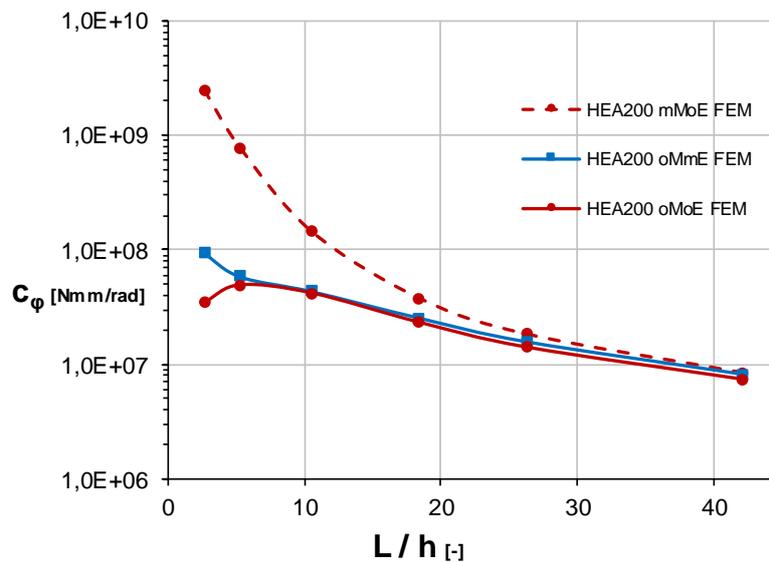


Abbildung 52: Detail 2a - Ergebnisse der Parameterstudie des HEA200 aus der Anschlussebene

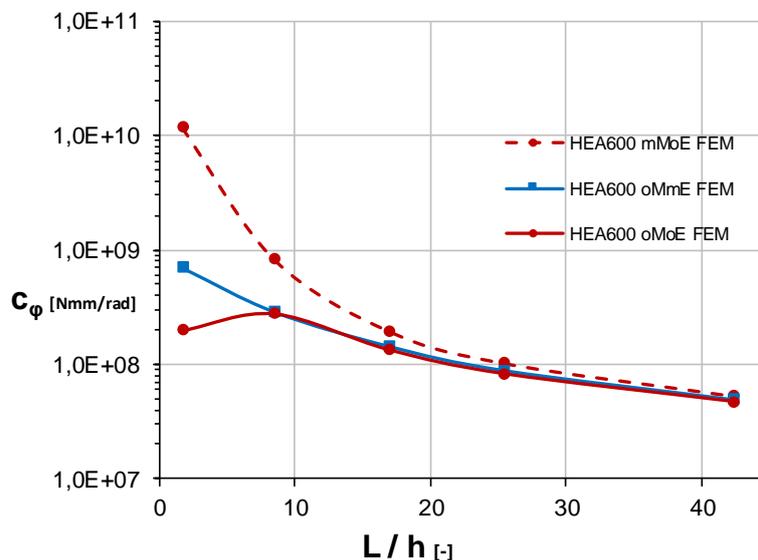


Abbildung 53: Detail 2a - Ergebnisse der Parameterstudie des HEA600 aus der Anschlussebene

Bei Vergleich der Ergebnisse aus Abbildung 52 und Abbildung 53 ist ein übereinstimmender Trend der Graphen zu erkennen. Die absolute Größe der Federsteifigkeit ist jedoch aufgrund der unterschiedlichen Querschnittswerte der beiden untersuchten Träger stark versetzt und die Parameterstudie mit dem Profil HEA600 ergibt bedeutend höhere Federsteifigkeiten als die Studie mit dem HEA200.

8.3.1.3 Einfluss von Steifen

Um einen Vergleich zu analytischen Modellen zu ermöglichen, wurde der Steifeneinfluss untersucht. Um den Effekt der lokalen Lasteinleitung zu erfassen, wurden Varianten sowohl mit als auch ohne Mittelsteife untersucht. Der Einfluss der Verformung des Endquerschnittes des Trägers in der Ebene wurde ebenfalls genauer untersucht, indem Varianten sowohl mit als auch ohne Endsteife betrachtet wurden. Alle Steifen wurden mit elastischem Materialmodell und einer Blechdicke von 10 mm modelliert. Die Ergebnisse in Abbildung 54 zeigen die bereits teilweise in Abbildung 53 dargestellten Ergebnisse nochmals als Zusammenfassung, aber nun in Abhängigkeit alleine von der Trägerlänge L .

Tabelle 5: Untersuchte Varianten mit unterschiedlicher Steifenkonfiguration

Variante 1	ohne Mittelsteife, ohne Endsteife
Variante 2	ohne Mittelsteife, mit Endsteife
Variante 3	mit Mittelsteife, ohne Endsteife
Variante 4	mit Mittelsteife, mit Endsteife

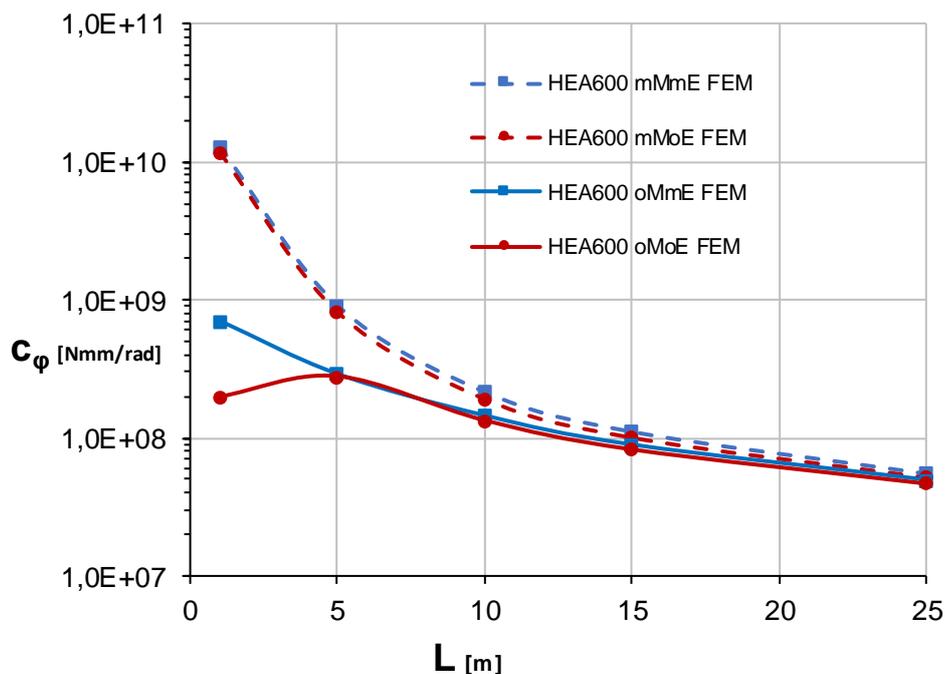


Abbildung 54: Detail 2a, Träger HEA600 - Darstellung der ermittelten Federsteifigkeit in Abhängigkeit der Trägerlänge bei unterschiedlicher Steifenwahl

In der obigen Abbildung 54 ist ein Einfluss der Steifen klar ersichtlich. Werden Mittelsteifen verwendet, so gibt es eine ausgeprägte Steifigkeitszunahme, insbesondere im Bereich kurzer Trägerlängen L , wobei die Steifigkeitszunahme durch die Mittelsteife mit Erhöhung der Trägerlänge L rapide abnimmt und somit bei baupraktischen Stützweiten nur noch zu einer geringfügigen Steifigkeitserhöhung führt. Der Grund für die reduzierte Steifigkeitserhöhung bei hohen Schlankheiten liegt daran, dass bei hohen Schlankheiten der lokale Kräfteinleitungseffekt keinen maßgeblichen Anteil an der Steifigkeit liefert, da die Steifigkeit infolge Torsion des Gesamtquerschnittes bedeutend geringer als die lokale Steifigkeit infolge der Lasteinleitung ist. Insbesondere bei kurzen Trägerlängen L ist der lokale Lasteinleitungseffekt von maßgeblicher

Bedeutung und daher liefert die Anordnung von Mittelsteifen hier den größten Tragfähigkeitszuwachs, da die Mittelsteife dafür sorgt, dass lokale Effekte der Lasteinleitung verhindert werden, indem bereits im Lasteinleitungsbereich der gesamte Querschnitt aktiviert wird.

Bei geringen Trägerlängen L ohne Mittelsteife wird die Torsionsbeanspruchung alleine durch Stegbiegung in Kombination mit einer Verdrehung des Gurtes zu den Auflagern abgetragen, siehe Abbildung 56. Dieser lokale Abtragungsmechanismus erzeugt auch eine Verdrehung des Gurtes im Auflagerbereich und genau diese Verdrehung wird durch die Endsteife am Auflager verhindert. In der Verdrehungsbehinderung im Bereich der Endsteife begründet sich die Erhöhung der Federsteifigkeit bei Verwendung einer Endsteife. Die Endsteife ist bei Verwendung von Mittelsteifen bei geringen Stützweiten L nicht wirksam, da die Mittelsteife für die Aktivierung des gesamten Querschnittes bereits im Kräfteinleitungsbereich sorgt. Bei Mittelsteifen treten keine lokalen Lasteinleitungseffekte und somit keine Querschnittsverformungen (vgl. Abbildung 55) auf, weshalb in weiterer Folge die Endsteife keine Verdrehungen behindern kann (Anm.: es liegt ein Gabellager vor) und somit keine Erhöhung der Steifigkeit bei Verwendung von Endsteifen auftritt.

8.3.1.4 Lastabtragungsmechanismen

Nachfolgend sollen die Erkenntnisse der Lastabtragung der vorhergehenden Parameterstudien durch die Verformungsfiguren anschaulich dargestellt werden.

- Globaler Effekt

Das globale Modell der Kraftabtragung entsteht durch die Torsionsbelastung am I-Träger und der daraus resultierenden Verdrehung des gesamten Querschnitts. Dieser Effekt ist bei baupraktischen Längen auch ohne Mittelsteife stark ausgeprägt und stellt daher die maßgebende Einflussgröße für die Federsteifigkeit dar. Der maßgebende Einfluss des globalen Effekts ist in Abbildung 52 und Abbildung 53 gut erkennbar, da der Unterschied zwischen der Konfiguration mit Mittelsteife und der Konfiguration ohne Mittelsteife bei großen Längen eine vernachlässigbare Größe erreicht. Der globale Effekt tritt bei Verwendung einer Mittelsteife auch bei sehr kurzen Systemlängen auf, da durch die Steife eine lokale Verformung des Querschnittes verhindert wird (vgl. Abbildung 55). Bei Trägern mit Kastenquerschnitt ist dieser globale Effekt vernachlässigbar gering.

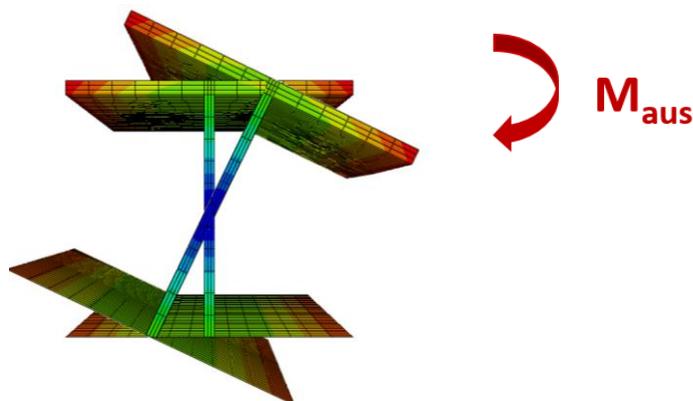


Abbildung 55: Detail 2a mit Quersteife - globale Kraftabtragung durch Verdrehung des Gesamtquerschnittes aufgrund der Torsionsbeanspruchung

- Lokaler Effekt

Beim lokalen Modell kommt es infolge der Verdrehung des Winkelprofils aus der Anschlussebene zu einer stark ausgeprägten Verdrehung des Obergurtes, zur Biegung des Steges und aus Kompatibilitätsgründen, durch die biegesteife Verbindung von Steg und Untergurt, ergibt sich auch eine Verdrehung des Untergurtes, siehe Abbildung 56. Nachfolgend wird nur der Lasteinleitungsbereich gezeigt, was bei der Gesamtlänge von $L=0,5\text{m}$ bei diesem Beispiel auch der Gesamtlänge entspricht. Aufgrund der kurzen Gesamtlänge von $0,5\text{m}$ stellt sich nur das lokale Verhalten ein. Der lokale Effekt bestimmt das Verformungsbild vor allem dann, wenn im Bereich der Lasteinleitung die lokale Steifigkeit geringer als die globale Steifigkeit ist und somit nicht der gesamte Querschnitt aktiviert werden kann.

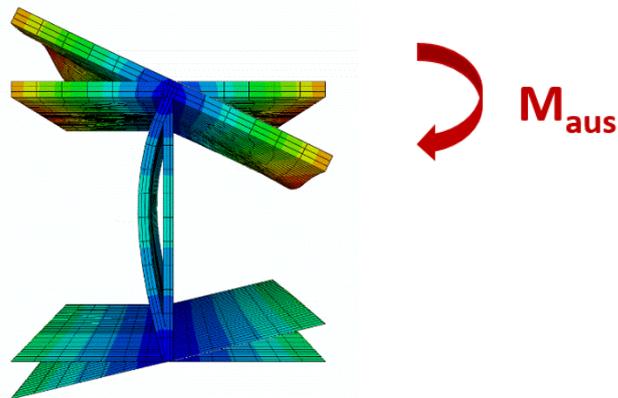


Abbildung 56: Detail 2a ohne Quersteife - lokale Kraftabtragung durch Stegbiegung (Bsp. mit $L=0,5\text{m}$)

Man sieht in Abbildung 56, dass bei einer Gesamtsystemlänge von $L=0,5\text{m}$ Stegoberkante und -unterkante über die gesamte Länge als gelenkig gelagert betrachtet werden können. Die Achsen von Steg-OK und Steg-UK sind im belasteten Zustand deckungsgleich (keine Verformungen). Bei der nächsten untersuchten Systemlänge von $L=1,0\text{ m}$ gibt es im Lasteinleitungsbereich von $0,5\text{m}$ geringe Abweichungen von der Ursprungsachse, sowohl bei Steg-OK als auch bei Steg-UK. Da diese Abweichungen entgegengesetzt orientiert sind, können sie dem globalen Torsionseffekt zugeschrieben werden.

8.3.1.5 Schlussfolgerung

Aus der vorliegenden Parameterstudie kann schlussgefolgert werden, dass die Steifigkeit des Anschlussdetails einerseits durch globale Torsion am Trägerprofil (Verdrehung des gesamten Querschnitts) und andererseits durch einen lokalen Lasteinleitungseffekt (Biegung des Steges und Verdrehung des Obergurtes bei unverformtem Untergurt) bestimmt wird. Der globale Effekt entspricht dabei dem analytischen Modell der Torsionsbeanspruchung des Stabes. Die Gesamtfedersteifigkeit kann als in Serie geschaltete Federn beider Effekte verstanden werden. Der lokale Effekt hat nur bei geringen Systemlängen eine Bedeutung, da die Gesamtsteifigkeit zweier in Serie geschalteter Federn (eine bedeutend weicher als die andere) im Bereich der weicheren Feder liegt. Bei kurzen Systemlängen überwiegt der lokale Effekt und bei sehr großen Systemlängen wird die Gesamtfedersteifigkeit nur mehr von der globalen Federsteifigkeit beeinflusst. Bei Verwendung von Mittelsteifen entfällt der lokale Effekt, da durch die Steife der gesamte Querschnitt direkt aktiviert werden kann. Der Einfluss einer Endsteife ist nur bei sehr kurzen Systemlängen von Bedeutung, da nur bei diesen Systemen eine Verformung des Endquerschnittes auftritt.

8.3.2 Parameterstudie zur Ermittlung des lokalen Effektes

Grundsätzlich ist anzumerken, dass ein lokaler Effekt vor allem dann auftritt, wenn keine Mittelsteifen verwendet werden. Aus den vorangegangenen FE-Parameterstudien wurde der lokale Effekt durch die Querschnittsverformung des Trägers erkannt. Nachfolgend soll die Federsteifigkeit des lokalen Effektes der Krafteinleitung in das I-förmige-Profil ermittelt werden.

Aus der verformten Figur der FE-Berechnung ist erkennbar, dass sich die Ober- und Unterkante des Steges zufolge des lokalen Effektes nicht verformt (vgl. Abbildung 56), weshalb folgendes Modell zur Ermittlung der lokalen Anschlusssteifigkeit herangezogen wird: Es werden Stegobere- als auch Stegunterkante entlang des gesamten Stabes durch ein Linienlager gehalten, wobei bei der Stegobere- kante nur die Verformung aus der Stegebene und bei der Stegunterkante alle Verformungen gesperrt werden.

8.3.2.1 FE-Modellierung des lokalen Modells

Für das lokale Modell wird die Lagerung wie in Abbildung 57 dargestellt gewählt, wobei die Stegobere- kante aus der Stegebene gehalten wird und bei der Stegunterkante sämtliche Verformungen gesperrt sind. Die Parameterstudie wird ohne Steifen untersucht, da dies konservative Federsteifigkeiten im Vergleich zu Varianten mit Steifen zur Folge hat.

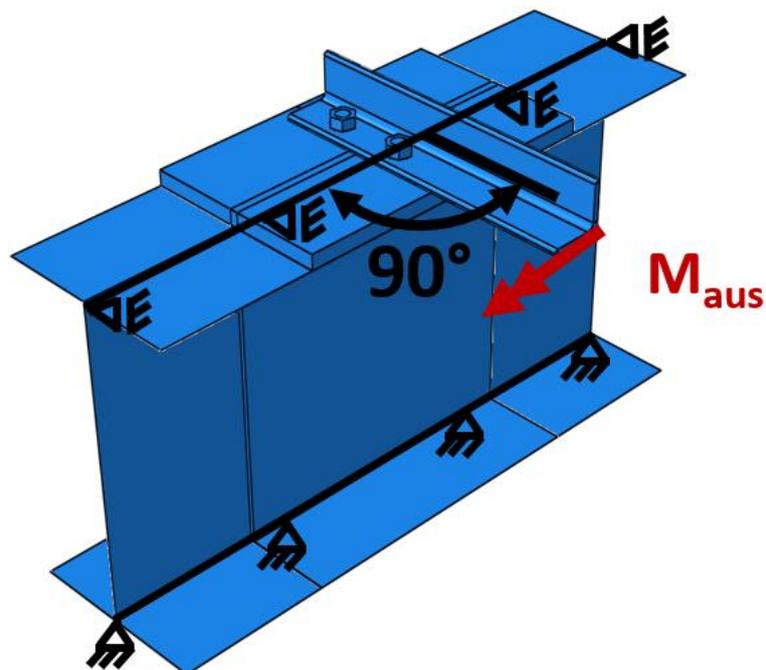


Abbildung 57: FE-Modellierung zur Ermittlung der Anschlusssteifigkeit des lokalen Effektes

8.3.2.2 Untersuchte Parameter

Um die Einflüsse der Variation der einzelnen Querschnittsparameter zu erfassen, wurde ein Standardquerschnitt mit $h=300\text{mm}$, $t_w=15\text{mm}$, $b_f=200\text{mm}$ und $t_f=15\text{mm}$ als Referenzquerschnitt gewählt und dann wurden die Querschnittsparameter einzeln variiert. Auf die Kreuzkombinationen – d.h. gleichzeitige Variation mehrerer Parameter - wurde aufgrund des Umfangs der Parameter verzichtet. Als Länge für die Untersuchung des lokalen Effekts wurde $L=5\text{m}$ gewählt. Die gewählten Parameter und Geometrieverhältnisse sind nachfolgend ersichtlich.

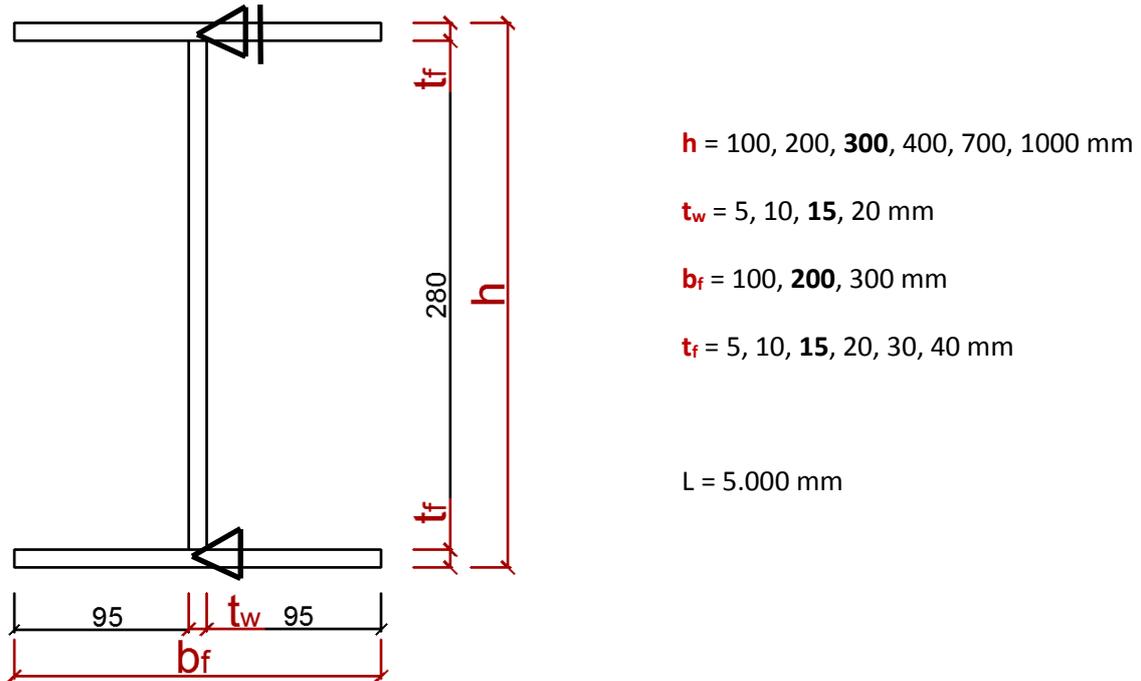


Abbildung 58: Detail 2a - Querschnittsabmessungen und variierte Parameter des lokalen Modells

8.3.2.3 Anmerkung zur Lochgeometrie bei Variation der Flanschbreite

In Abbildung 59 ist die Lochgeometrie für $b_f = 300$ mm dargestellt. Der Schraubenabstand von 110 mm wurde sowohl für $b_f = 300$ mm als auch $b_f = 200$ mm gewählt. Lediglich bei $b_f = 100$ mm wurde der Abstand zwischen den Schrauben auf 40 mm reduziert, sodass die Schrauben am schmalen Gurt Platz finden und trotzdem der Mindestrandabstand gewährleistet werden kann.

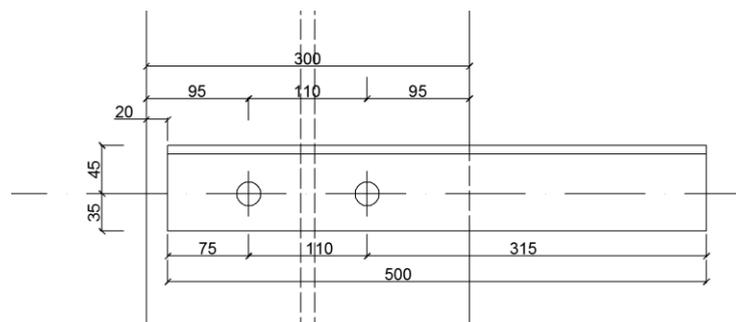


Abbildung 59: Lochgeometrie der Parameterstudie

8.3.2.4 Detail 2a - Ergebnisse der Parameterstudie zum lokalen Effekt

In Tabelle 6 sind die Ergebnisse der Parameterstudie zusammengefasst, wobei der gewählte Standardquerschnitt (siehe Kapitel 8.3.2.2) grau hinterlegt wurde.

Tabelle 6: Ergebnisse der Parameterstudie des lokalen Effekts

h [mm]	100	200	300	400	700	1000
C_{φ} [Nmm/rad]	3,07E+08	1,94E+08	1,47E+08	1,29E+08	9,62E+07	8,08E+07
t_f [mm]	5	10	15	20	30	40
C_{φ} [Nmm/rad]	4,15E+07	9,15E+07	1,47E+08	2,21E+08	3,68E+08	5,94E+08
t_w [mm]	5	10	15	20		
C_{φ} [Nmm/rad]	4,76E+07	1,47E+08	2,97E+08	5,09E+08		
b_f [mm]	100	200	300			
C_{φ} [Nmm/rad]	1,06E+08	1,47E+08	1,77E+08			

8.3.3 Parameterstudie zur Gesamtfedersteifigkeit

8.3.3.1 Untersuchte Parameter

Um die Einflüsse der einzelnen Querschnittsparameter zu erfassen, wurde wieder der Standardquerschnitt mit $h=300\text{mm}$, $t_w=10\text{mm}$, $b_f=200\text{mm}$ und $t_f=15\text{mm}$ gewählt und dann wurden die Querschnittsparameter einzeln variiert. Auf die Kreuzkombinationen wurde aufgrund des Umfangs der Parameter verzichtet. Die Lochgeometrie bei variierender Flanschbreite wurde, wie in Kapitel 8.3.2.3 dargestellt angepasst. Die gewählten Parameter und Geometrieverhältnisse sind nachfolgend dargestellt. Die Parameterstudie wird ohne Steifen untersucht, da dies konservative Federsteifigkeiten im Vergleich zu Varianten mit Steifen zur Folge hat.

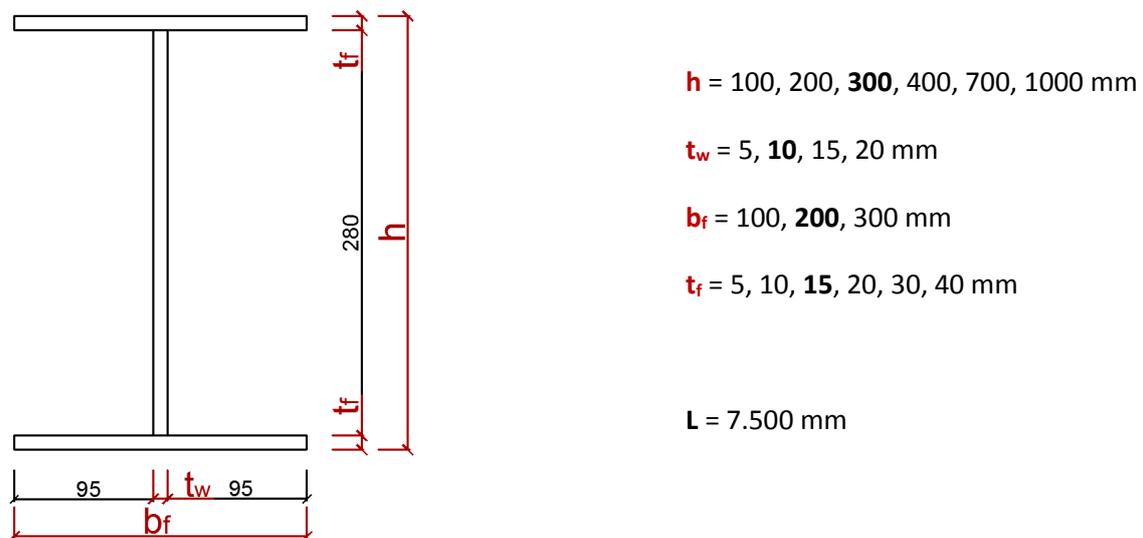


Abbildung 60: Querschnittsabmessungen und variierte Parameter zur Ermittlung der Gesamtfedersteifigkeit

Das FE-Modell entspricht sinngemäß jenem nach Abbildung 47.

8.3.3.2 Ergebnisse der Parameterstudie

Nachfolgend sind die Ergebnisse der Parameterstudie zusammengefasst, wobei die Ergebnisse des Standardquerschnitts (siehe Kapitel 8.3.3.1) grau hinterlegt sind.

Tabelle 7: Ergebnisse der Parameterstudie zur Variation der Querschnittsparameter

h [mm]	100	200	300	400	700	1000
C_φ [Nmm/rad]	2,03E+07	2,37E+07	2,80E+07	3,28E+07	4,58E+07	5,30E+07
t_f [mm]	5	10	15	20	30	40
C_φ [Nmm/rad]	7,39E+06	1,48E+07	2,80E+07	5,81E+07	1,10E+08	1,93E+08
t_w [mm]	5	10	15	20		
C_φ [Nmm/rad]	1,78E+07	2,80E+07	3,98E+07	5,81E+07		
b_f [mm]	100	200	300			
C_φ [Nmm/rad]	2,06E+07	2,80E+07	4,73E+07			

8.4 Federsteifigkeit aus der Anschlussebene - Analytisches Modell

8.4.1 Grundlagen des globalen Effekts – Torsionssteifigkeit eines I-Profiles

Das Anschlussdetail 2 erzeugt im I-Profil eine Torsionsbeanspruchung, deshalb werden ausgewählte Zusammenhänge der Torsionsbeanspruchung und -widerstände in diesem Unterkapitel zusammengefasst, wobei die Formeln aus [3] entnommen wurden. Die Ableitung der Verdrehung kann folgendermaßen geschrieben werden:

$$\vartheta' = \frac{M_x}{G \cdot I_T} \left[\frac{1}{cm} \right] \quad (21)$$

Um die resultierende Verdrehung am Profilquerschnitt zu ermitteln, muss die Ableitung der Verdrehung mit der Länge multipliziert werden und die zutreffende Lagerung des Profils beachtet werden.

$$\vartheta = \vartheta' \cdot L \text{ [rad]} \quad (22)$$

Für einfache Querschnitte gibt es analytische Formeln zur Berechnung des Torsionsträgheitsmomentes J_T . Für offene Querschnitte, beispielsweise I-Profile, kann I_T nach Gl. (23) ermittelt werden.

$$I_T = \frac{1}{3} \cdot \sum b_i \cdot t_i^3 \quad (23)$$

Dabei sind b_i , t_i die Einzelabmessungen von Ober-, Untergurt und Steg.

Für geschlossene Querschnitte, beispielsweise Kastenquerschnitte, kann I_T nach Gl. (24) berechnet werden.

$$I_T = \frac{4 \cdot a^2 \cdot b^2}{a \cdot \left(\frac{1}{t_o} + \frac{1}{t_u} \right) + 2 \cdot \frac{b}{t_s}} \quad (24)$$

Für Walzprofile gibt es Tabellenwerke, die sämtliche Querschnittswerte, wie auch die Torsionsträgheitsmomente, beinhalten.

In der nachfolgenden Vergleichsrechnung wird ein Profil HEA600 verwendet. Es soll gezeigt werden, welcher quadratische Kastenquerschnitt die idente Torsionssteifigkeit besitzt, um die geringe Torsionssteifigkeit des offenen Profils anschaulich darzulegen. Das Torsionsträgheitsmoment wurde aus [4] entnommen mit $I_{T,HEA600} = 3,978E06 \text{ mm}^4$.

Bei quadratischer Kastenbreite $a=b$ und konstanter Kastendicke t vereinfacht sich Gl. (24) zu Gl. (25).

$$I_T = t \cdot a^3 \quad (25)$$

Die gesuchte Kastenbreite bei einer Kastendicke von $t = 10 \text{ mm}$ kann lt. Gl. (26) berechnet werden zu:

$$a = \sqrt[3]{I_T/t} = \sqrt[3]{3,978E06/10} = 73,55 \text{ mm} \quad (26)$$

Nachfolgend sind in Abbildung 61 die Querschnitte des HEA600 und eines Kastenquerschnittes mit äquivalenter Torsionssteifigkeit dargestellt.

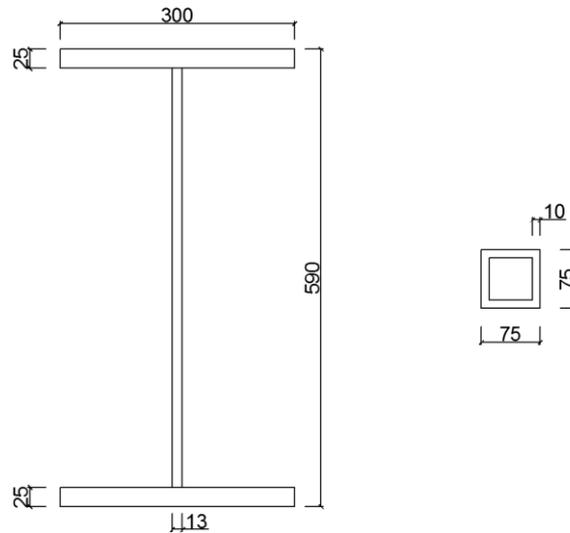


Abbildung 61: HEA600 und ein Kastenquerschnitt mit äquivalenter Torsionssteifigkeit I_T

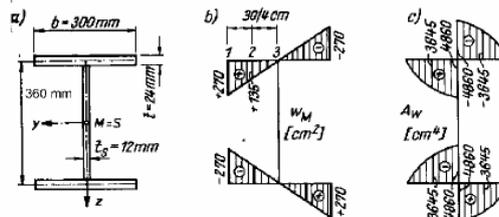
Bei offenen Querschnitten ist neben der St. Venant'schen Torsion aufgrund der Verwölbung des Querschnittes und der daraus resultierender Längsspannungen auch die Wölbkrafttorsion zu berücksichtigen, um eine wirtschaftliche und vor allem realitätsnahe Berechnung zu ermöglichen. Die Formeln der Torsion angewandt auf das vorliegende Detail sind im nachfolgenden Kapitel 8.4.2 zusammengestellt. An dieser Stelle soll noch der zur Wölbkrafttorsion zugehörige Querschnittsparameter Wölbwiderstand I_w erläutert werden.

In nachfolgender Abbildung 62 ist die Herleitung für einen I-Querschnitt aus [5] angeführt.

Zur Bestimmung der Verwölbungsspannungen müssen Wölbfläche A_w und Wölbwiderstand I_w bekannt sein. Der Wölbwiderstand wird zuweilen auch als C_M bezeichnet.

- Wölbfläche: $A_w(s) = \int_A w_M(s) \cdot dA$ [cm^4] (Funktion über s) (5)
- Wölbwiderstand: $I_w = \int_A w_M^2(s) \cdot dA$ [cm^6] (Querschnittswert) (6)

Beispiel: Für den geg. I-Querschnitt ist der A_w -Verlauf und I_w gesucht.



(Achtung: w_M mit falschem Vorzeichen aufgetragen)

$$w_M = \pm h \cdot b / 4$$

$$A_{w1} = 0; A_{w2} = \frac{270 + 135}{2} \cdot \frac{30}{4} \cdot 2,4 = 3645 \text{ cm}^4; \text{ usw.}$$

I_w kann mit (6) berechnet werden:

$$\text{Mit } w_M = \frac{1}{2} \cdot h \cdot y \quad \text{und} \quad dA = t \cdot ds \text{ wird}$$

$$I_w = 2 \cdot \int_{-b/2}^{b/2} \frac{h^2}{4} \cdot y^2 \cdot t \cdot ds = \frac{h^2 \cdot t}{2} \cdot \frac{y^3}{3} \Big|_{-b/2}^{b/2} = \frac{h^2 \cdot t}{6} \left[\frac{b^3}{8} + \frac{b^3}{8} \right] = \frac{h^2 \cdot t \cdot b^3}{24}$$

Abbildung 62: Herleitung des Wölbwiderstandes für einen I-Querschnitt, [5]

Als Zusammenfassung aus Abbildung 62 kann zur Berechnung des Wölbwiderstandes Abbildung 63 verwendet werden.

$$I_w = \frac{\bar{h}^2 \cdot t_f \cdot b_f^3}{24} = I_z \frac{\bar{h}^2}{4}$$

$$\text{mit } \bar{h} = h - t_f$$

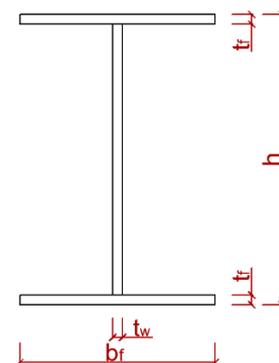


Abbildung 63: Wölbwiderstand für einen I-Querschnitt

8.4.2 Grundlage des analytischen Modells

8.4.2.1 Globales analytisches Modell

Das globale analytische Modell berücksichtigt die Torsionsbeanspruchung und zugehörige Torsionssteifigkeit des I-Profiles, wobei davon ausgegangen wird, dass das I-Profil an den Stabenden mittels Gabellagerung gehalten ist. Bei offenen Profilen wird die Torsion über die Anteile St. Venant und Wölbkraft abgetragen. Eine konservative Variante zur Berechnung der Torsionssteifigkeit wäre, dass der Verdrehwinkel φ nur mit der reinen St. Venant'sche Torsion nach Gl. (27) ermittelt wird.

$$c_{\varphi, global, St. Venant} = \frac{M_T}{\varphi} = \frac{M_T}{\frac{M_x}{GI_T} \cdot \frac{L}{2}} = \frac{M_T}{\frac{M_T}{2GI_T} \cdot \frac{L}{2}} = \frac{4GI_T}{L} \quad (27)$$

Die Größe M_T entspricht dem eingeleiteten Torsionsmoment ($M_T = M_{aus}$), wobei von einer Einleitung in Trägermitte ausgegangen wird mit beidseits Gabellagern an den Trägerenden. Die Torsionsbeanspruchung führt bei Querschnitten die nicht wölbfrei sind, insbesondere bei offenen Profilen, zu Verwölbungen. Beim Entstehen von Verwölbungen resultieren Längsspannungen, die aussteifend wirken und somit die Torsionssteifigkeit des Trägers erhöhen. Um sowohl die Torsion nach St. Venant als auch die Wölbkrafttorsion zu berücksichtigen, muss die folgende Differentialgleichung (DGL) gelöst werden:

$$(EI_W \cdot \vartheta'')'' - (GI_T \cdot \vartheta')' - m_x = 0 \quad (28)$$

In [6] wurde die DGL für den vorliegenden Fall eines angreifenden Momentes in der Mitte eines gabelgelagerten Trägers der Länge L gelöst. Die analytisch exakte Formel zur Berechnung des Verdrehwinkels φ wird zur Ermittlung von c_φ in Gl. (29) berücksichtigt.

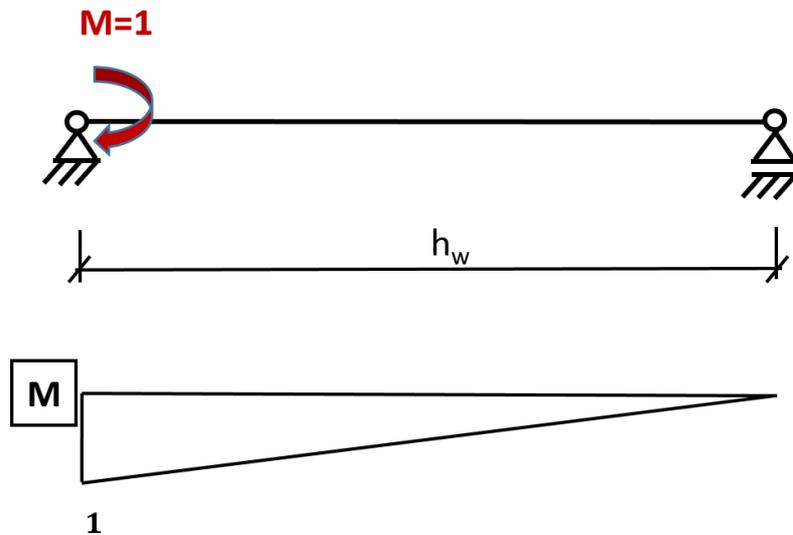
$$c_{\varphi, global} = \frac{M}{\varphi} = \frac{M_T}{\frac{M_T L}{2GI_T} \cdot \left(1 - \frac{\tanh \varepsilon_T}{2\varepsilon_T}\right)} = \frac{1}{\frac{L}{4GI_T} \cdot \left(1 - \frac{\tanh \varepsilon_T}{\varepsilon_T}\right)} \quad (29)$$

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

Die Torsionssteifigkeit eines Stabes kann auch mithilfe kommerzieller Software des konstruktiven Ingenieurbaus, beispielsweise dem Softwarepaket RStab, einfach berechnet werden, indem man einen gabelgelagerten Stab mit den vorhandenen Querschnittsabmessungen und Systemlänge modelliert, ein Einheitsmoment aufbringt und die Verdrehung in Stabmitte berechnet.

8.4.2.2 Lokales analytisches Modell

Aufgrund der Erkenntnisse aus 8.3.1 und 8.3.2 kann das analytische Modell nach Abbildung 64 vorgeschlagen werden, wobei es sich dabei um einen Stab, der den Trägersteg darstellt, mit angreifendem Einzelmoment handelt. Die Ermittlung des Verdrehwinkels φ basiert auf dem Prinzip der virtuellen Kräfte. Durch Kehrwertbildung kann die auf ein Einheitsmoment bezogene Federsteifigkeit ermittelt werden. In diesem Modell bleibt die zutreffende mitwirkende Breite b_{eff} des Stegbleches offen.



$$c_{\varphi, lokal} = \frac{1}{\varphi} = \frac{EI}{\int_0^{h_w} M \cdot \bar{M} dx}$$

$$\int_0^{h_w} M \cdot \bar{M} dx = \frac{1}{3} \cdot 1^2 \cdot h_w = \frac{h_w}{3}$$

$$c_{\varphi, lokal} = \frac{3EI}{h_w} = \frac{3E \cdot b_{eff} \cdot t_w^3}{12 h_w}$$

Abbildung 64: Lokales analytisches Modell (Stegblech auf Biegung)

Der Nachweis, dass dieses lokale Modell der Kraftabtragung durch Stegbiegung zutreffend ist wird im Kapitel 8.4.4 erbracht.

8.4.3 Empfohlenes analytisches Modell

8.4.3.1 Analytische Gesamtfedersteifigkeit

Die Gesamtfedersteifigkeit setzt sich aus der lokalen und der globalen Federsteifigkeit lt. Gl. (30) zusammen.

$$c_{\varphi} = \frac{1}{\frac{1}{c_{\varphi,global}} + \frac{1}{c_{\varphi,lokal}}} \quad (30)$$

8.4.3.2 Globales analytisches Modell

Im globalen analytischen Modell wird die Torsionsbeanspruchung und daraus resultierender Nachgiebigkeit des Trägers erfasst.

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

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

L = Länge des I-Trägers

I_T = Torsionsflächenmoment 2. Grades

I_W = Wölbwiderstand

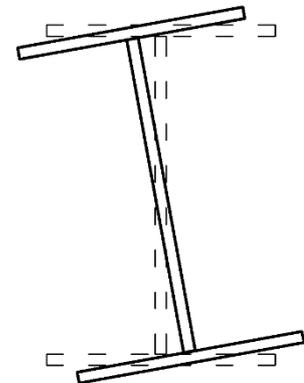


Abbildung 65: globales analytisches Modell

8.4.3.3 Lokales analytisches Modell

Das lokale analytische Modell entspricht einem Einfeldträger mit Einzelmomentenbeanspruchung, wobei der Steg dem Einfeldträger entspricht. Auf die Ermittlung der mitwirkenden Breite l_{eff} wird in Kapitel 8.4.3.4 eingegangen.

$$c_{\varphi,lokal} = \frac{3EI}{h_w} = \frac{3Et_w^3 l_{eff}}{12h_w}$$

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

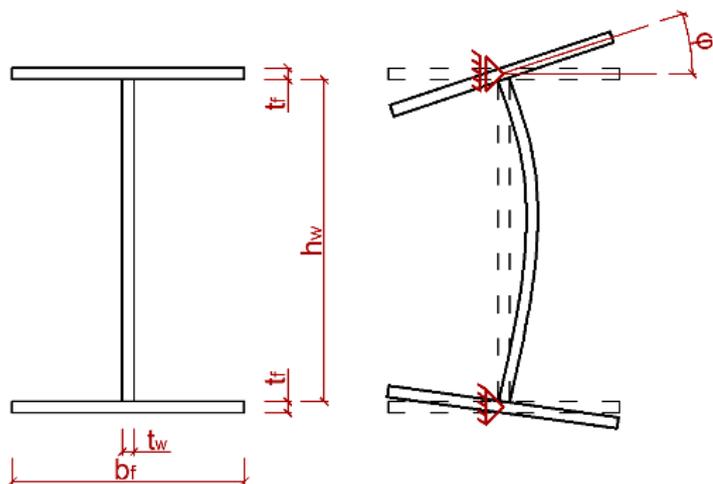


Abbildung 66: lokales analytisches Modell

8.4.3.4 Einfluss der Querschnittsparameter auf l_{eff}

Die effektive Länge l_{eff} wurde empirisch ermittelt und enthält sämtliche maßgebende Querschnittsparameter des lokalen Effekts.

$$l_{eff} = \frac{2,05 \cdot h_w^{0,5} \cdot t_f^{1,25} \cdot b_f^{0,5}}{t_w^{1,25}} \quad (31)$$

Nachfolgend werden in Abbildung 67 bis Abbildung 70 die Verläufe der Funktionen der Querschnittsparameter aus der analytischen Formel (Gl. (31)) den Verläufen aus der FE-Berechnung (Rückrechnung von l_{eff} aus der Gleichung in Abbildung 64) gegenübergestellt.

- Einfluss der Flanschdicke t_f

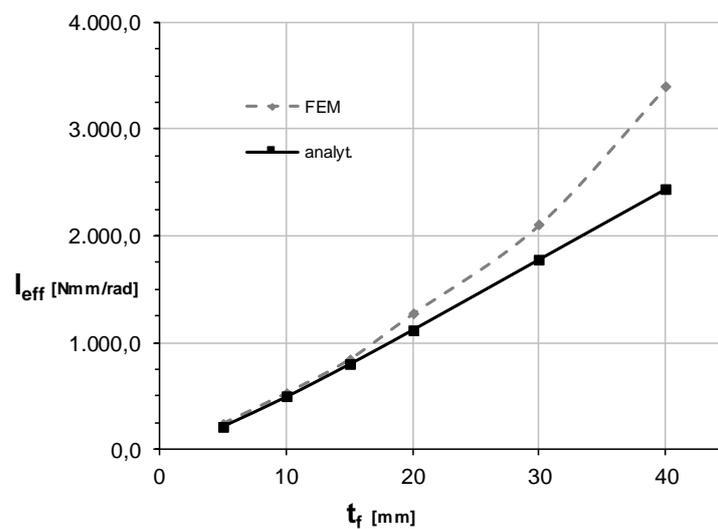


Abbildung 67: Einfluss der Flanschdicke auf l_{eff}

- Einfluss der Stegdicke t_w

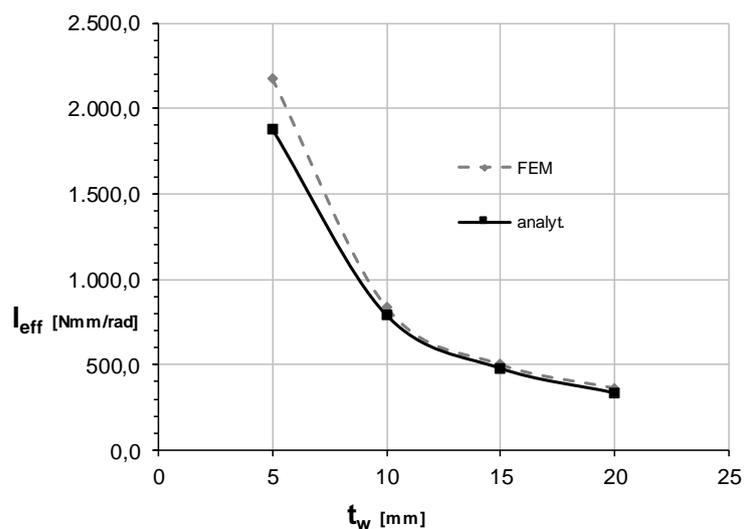
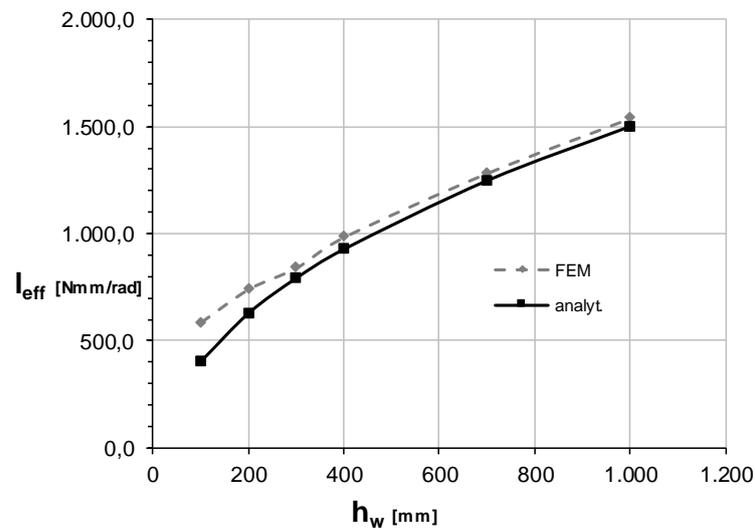
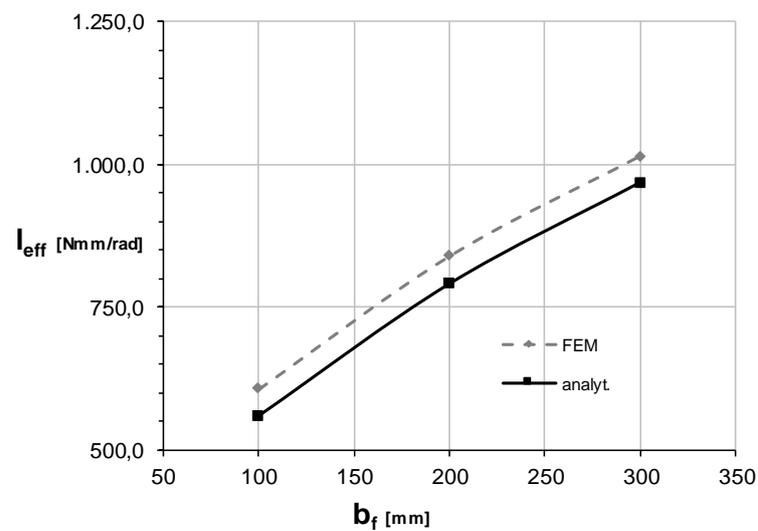


Abbildung 68: Einfluss der Stegdicke auf l_{eff}

- Einfluss der Steghöhe h_w Abbildung 69: Einfluss der Steghöhe auf l_{eff} - Einfluss der Flanschbreite b_f Abbildung 70: Einfluss der Flanschbreite auf l_{eff}

In den vorangegangenen Abbildungen ist erkennbar, dass das analytische Modell der effektiven Länge l_{eff} und Gl.(31) bei Variation der Querschnittsparameter eine gute Übereinstimmung mit dem FE-Modell ergibt und somit bestätigt werden kann.

8.4.4 Vergleich des analytischen Modells mit FE-Ergebnissen

Nachfolgend wird das analytische Modell für das lokale Modell in Tabelle 8 und für die Gesamtfedersteifigkeit c_φ nach Gl. (30) in Tabelle 9 mit den FE-Ergebnissen gegenübergestellt, wobei der Standardquerschnitt grau hinterlegt ist. Aufgrund der geringen Unterschiede zwischen FEM und analytischem Modell, kann das gewählte analytische Modell bestätigt werden.

Tabelle 8: Detail 2a - Vergleich lokales analytisches Modell mit lokalen FEM-Ergebnissen

h [mm]	100	200	300	400	700	1000
$C_{\varphi-FEM}$ [Nmm/rad]	3,07E+08	1,94E+08	1,47E+08	1,29E+08	9,62E+07	8,08E+07
$C_{\varphi-analyt}$ [Nmm/rad]	3,02E+08	1,94E+08	1,54E+08	1,31E+08	9,76E+07	8,11E+07
$C_{\varphi-analyt}/C_{\varphi-FEM}$	0,98	1,00	1,05	1,02	1,01	1,00
t_f [mm]	5	10	15	20	30	40
$C_{\varphi-FEM}$ [Nmm/rad]	4,15E+07	9,15E+07	1,47E+08	2,21E+08	3,68E+08	5,94E+08
$C_{\varphi-analyt}$ [Nmm/rad]	3,76E+07	9,10E+07	1,54E+08	2,25E+08	3,88E+08	5,80E+08
$C_{\varphi-analyt}/C_{\varphi-FEM}$	0,91	0,99	1,05	1,01	1,06	0,98
t_w [mm]	5	10	15	20		
$C_{\varphi-FEM}$ [Nmm/rad]	4,76E+07	1,47E+08	2,97E+08	5,09E+08		
$C_{\varphi-analyt}$ [Nmm/rad]	4,57E+07	1,54E+08	3,13E+08	5,17E+08		
$C_{\varphi-analyt}/C_{\varphi-FEM}$	0,96	1,05	1,05	1,02		
b_f [mm]	100	200	300			
$C_{\varphi-FEM}$ [Nmm/rad]	1,06E+08	1,47E+08	1,77E+08			
$C_{\varphi-analyt}$ [Nmm/rad]	1,09E+08	1,54E+08	1,88E+08			
$C_{\varphi-analyt}/C_{\varphi-FEM}$	1,02	1,05	1,06			

Tabelle 9: Detail 2a - Vergleich analytisches Gesamtmodell mit Gesamt-FEM-Ergebnissen

h [mm]	100	200	300	400	700	1000
$C_{\varphi-FEM}$ [Nmm/rad]	2,03E+07	2,37E+07	2,80E+07	3,28E+07	4,58E+07	5,30E+07
$C_{\varphi-analyt}$ [Nmm/rad]	2,19E+07	2,57E+07	3,01E+07	3,49E+07	4,72E+07	5,35E+07
$C_{\varphi-analyt}/C_{\varphi-FEM}$	1,08	1,08	1,08	1,06	1,03	1,01
t_f [mm]	5	10	15	20	30	40
$C_{\varphi-FEM}$ [Nmm/rad]	7,39E+06	1,48E+07	2,80E+07	5,81E+07	1,10E+08	1,93E+08
$C_{\varphi-analyt}$ [Nmm/rad]	7,53E+06	1,54E+07	3,01E+07	5,38E+07	1,31E+08	2,48E+08
$C_{\varphi-analyt}/C_{\varphi-FEM}$	1,02	1,04	1,08	0,93	1,19	1,29
t_w [mm]	5	10	15	20		
$C_{\varphi-FEM}$ [Nmm/rad]	1,78E+07	2,80E+07	3,98E+07	5,81E+07		
$C_{\varphi-analyt}$ [Nmm/rad]	1,92E+07	3,01E+07	4,25E+07	6,28E+07		
$C_{\varphi-analyt}/C_{\varphi-FEM}$	1,08	1,08	1,07	1,08		
b_f [mm]	100	200	300			
$C_{\varphi-FEM}$ [Nmm/rad]	2,06E+07	2,80E+07	4,73E+07			
$C_{\varphi-analyt}$ [Nmm/rad]	1,46E+07	3,01E+07	5,23E+07			
$C_{\varphi-analyt}/C_{\varphi-FEM}$	0,71	1,08	1,11			

9 Detail 2b – Anschluss eines Winkelprofils unter 45° an den Obergurt eines I-Profils

9.1 Systembeschreibung

In diesem Kapitel wird der Anschluss eines Winkelprofils an den Obergurt eines I-Profils untersucht. Der Anschlusswinkel beträgt dabei 45°. Dieses Anschlussdetail wird in der Praxis häufig ausgeführt, beispielsweise beim Anschluss des Dachverbandes am Hauptträger. In Abbildung 71 ist die Modellierung des Anschlussdetails dargestellt. Im Bereich der Lasteinleitung mit einer Länge von 0,5m wurde der OG und der Steg des I-Trägers mit Solid-Elementen modelliert. Die verbleibenden Teile des I-Trägers wurden mit Schalen gebildet. Als Lagerung wurden die Punkte Steg-OK und Steg-UK in den Endquerschnitten gehalten (Gabellager an beiden Trägerenden). Die Schrauben wurden mittels Solid-Elementen und Vorspannung berücksichtigt. Der Winkel wurde als Solid-Körper starr modelliert und daher kann der Verdrehwinkel des L-Profils für die Berechnung der Federsteifigkeit herangezogen werden.

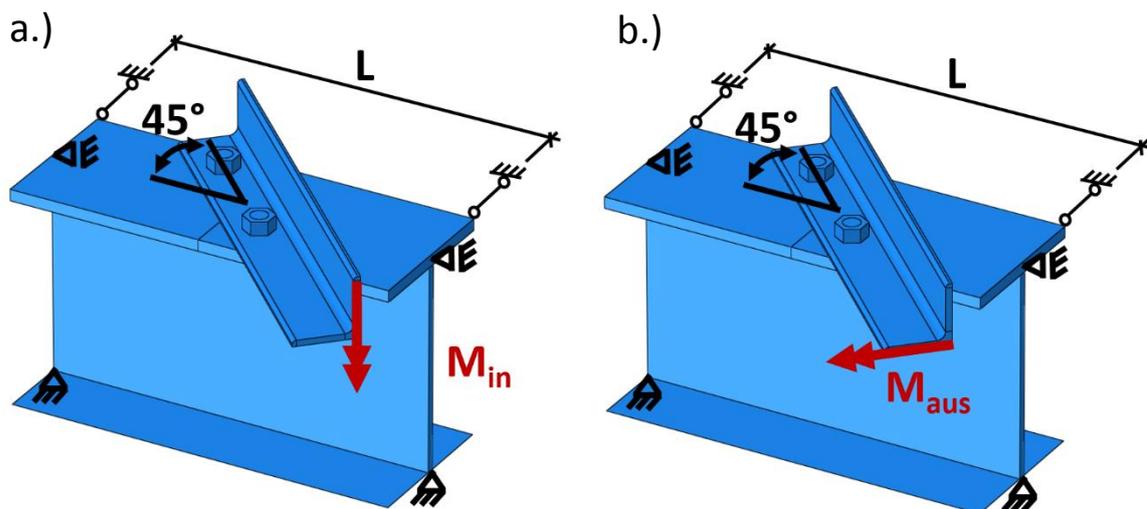


Abbildung 71: Modellierung Anschluss eines Winkelprofils unter 45° an den OG eines I-Profils,
a.) Steifigkeit in der Anschlussebene, b.) Steifigkeit aus der Anschlussebene

9.2 Federsteifigkeit in der Anschlussebene

Die Drehung des Winkelprofils um 45°, gegenüber dem Detail 2a, hat zwar Einfluss auf die Steifigkeit in der Anschlussebene, jedoch sind in der Anschlussebene keine wesentlichen Änderungen der Steifigkeit zu erwarten, weshalb hier auf das Kapitel 8.2 verwiesen wird.

9.3 Federsteifigkeit aus der Anschlussebene – Parameterstudien

Es wurden umfassende Parameterstudien erstellt, um das Tragverhalten und deren Einflussparameter bei Biegebeanspruchung M_{aus} aus der Anschlussebene genau zu erfassen. Sämtliche Parameterstudien des Kapitels 0 wurden ohne Steifen untersucht, da dies konservative Federsteifigkeiten im Vergleich zu Varianten mit Steifen zur Folge hat.

9.3.1 Variation der Trägerlänge

Es wird bei gegebenen Querschnittsabmessungen die Trägerlänge L variiert, um den Einfluss der Trägerlänge zu erfassen. Die gewählte Querschnittsgeometrie sowie die untersuchten Parameter sind Abbildung 72 zu entnehmen.

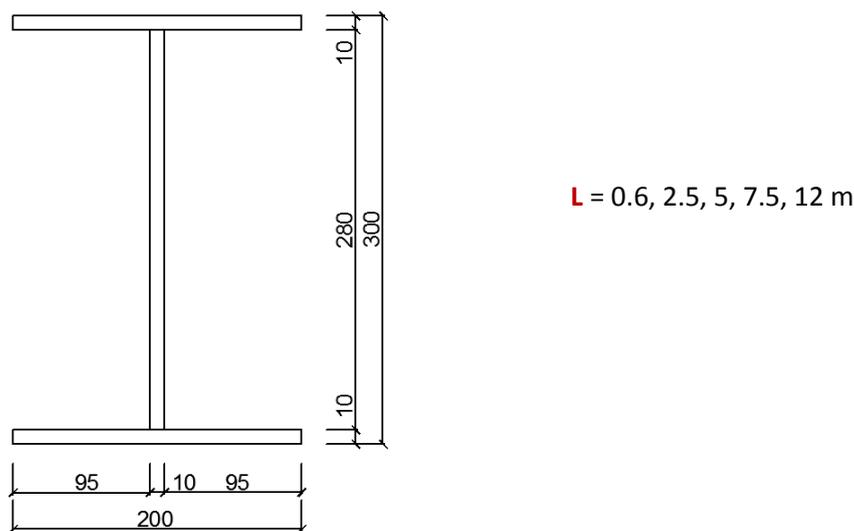


Abbildung 72: Querschnittsabmessungen und variierte Trägerlängen

Die Ergebnisse der Parameterstudie sind in Abbildung 73 dargestellt.

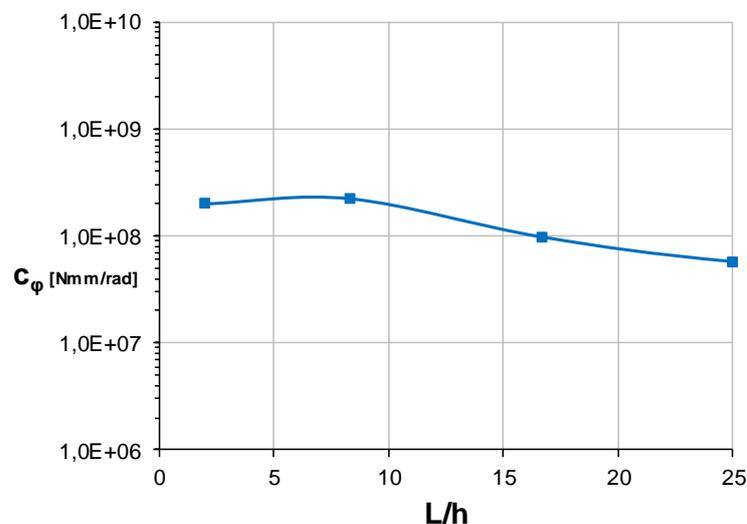


Abbildung 73: Ergebnisse der Parameterstudie über die Länge (ohne Quersteifen)

9.3.2 Parameterstudie zur Ermittlung des lokalen Effekts

Um die Einflüsse der einzelnen Querschnittsparameter auf den lokalen Effekt zu erfassen, wird nachfolgende Parameterstudie erstellt. Es wurde ein Standardquerschnitt mit $h=300\text{mm}$, $t_w=15\text{mm}$, $b_f=200\text{mm}$ und $t_f=15\text{mm}$ gewählt und dann wurden die Querschnittsparameter einzeln variiert. Auf die Kreuzkombinationen wurde aufgrund des Umfangs der Parameter verzichtet. Die Lochgeometrie bei variierender Flanschbreite wurde wie in Kapitel 8.3.2.3 angepasst und die Lagerung bei der Ermittlung des lokalen Effekts wurde wie in Kapitel 8.3.2.1 vorgenommen.

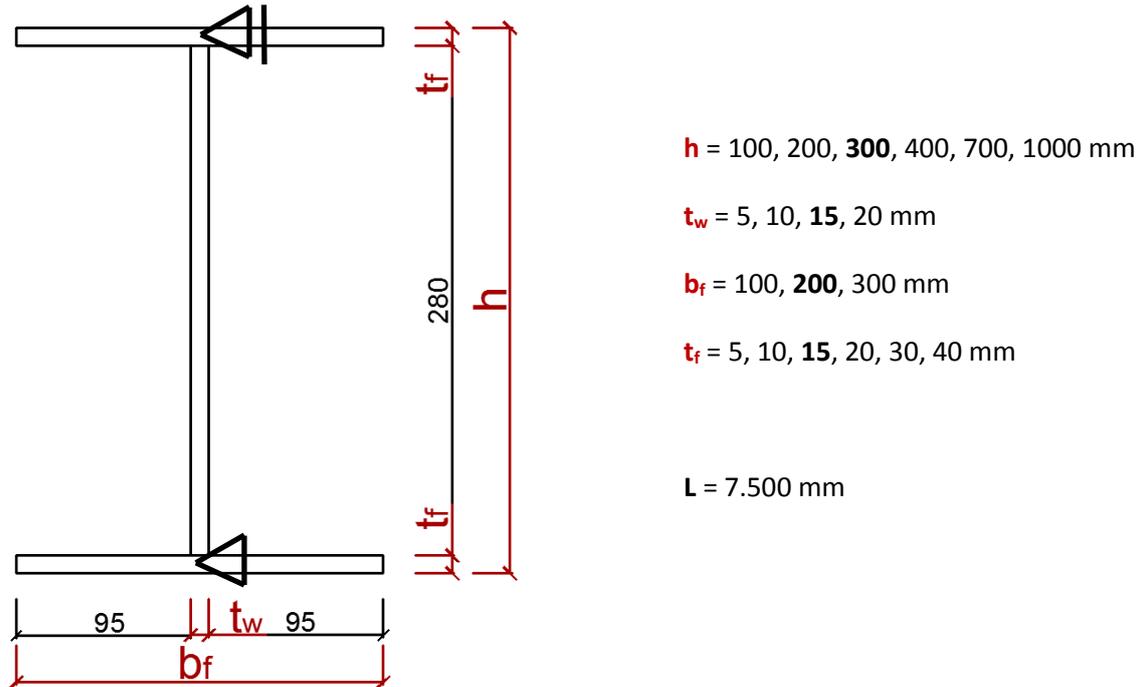


Abbildung 74: Querschnittsabmessungen und variierte Parameter zur Ermittlung des lokalen Effekts

Die Ergebnisse der Parameterstudie sind in Tabelle 10 zusammengefasst, wobei der gewählte Standardquerschnitt grau hinterlegt ist.

Tabelle 10: Ergebnisse der Parameterstudie des lokalen Effekts

h [mm]	100	200	300	400	700	1000
C_φ [Nmm/rad]	7,04E+08	4,30E+08	3,31E+08	2,80E+08	2,04E+08	1,72E+08
t_f [mm]	5	10	15	20	30	40
C_φ [Nmm/rad]	9,49E+07	2,10E+08	3,31E+08	4,73E+08	8,16E+08	1,29E+09
t_w [mm]	5	10	15	20		
C_φ [Nmm/rad]	1,00E+08	3,31E+08	6,92E+08	1,19E+09		
b_f [mm]	100	200	300			
C_φ [Nmm/rad]	2,33E+08	3,31E+08	3,91E+08			

9.3.3 Parameterstudie zur Gesamtfedersteifigkeit

Um die Einflüsse der Variation der einzelnen Querschnittsparameter auf die Gesamtfedersteifigkeit zu erfassen, wurde ein Standardquerschnitt mit $h=300\text{mm}$, $t_w=15\text{mm}$, $b_f=200\text{mm}$ und $t_f=15\text{mm}$ gewählt und dann wurden die Querschnittsparameter einzeln variiert. Auf die Kreuzkombinationen wurde aufgrund des Umfangs der Parameter verzichtet. Die Lochgeometrie bei variierender Flanschbreite wurde wie in Kapitel 8.3.2.3 angepasst.

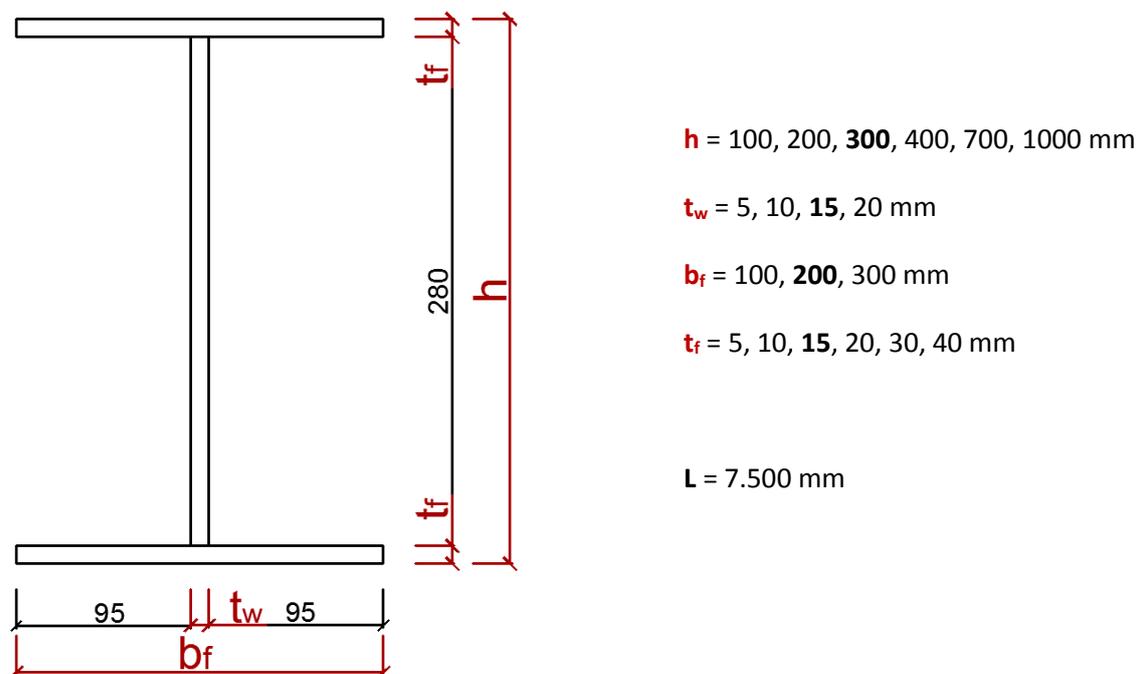


Abbildung 75: Querschnittsabmessungen und variierte Parameter zur Ermittlung der Gesamtfedersteifigkeit

Die Ergebnisse der Parameterstudie sind in Tabelle 11 zusammengefasst, wobei der gewählte Standardquerschnitt grau hinterlegt ist.

Tabelle 11: Ergebnisse der Parameterstudie zur Variation der Querschnittsparameter

h [mm]	100	200	300	400	700	1000
C_φ [Nmm/rad]	4,09E+07	4,81E+07	5,71E+07	6,71E+07	9,48E+07	1,10E+08
t_f [mm]	5	10	15	20	30	40
C_φ [Nmm/rad]	1,52E+07	3,03E+07	5,71E+07	9,81E+07	2,22E+08	3,88E+08
t_w [mm]	5	10	15	20		
C_φ [Nmm/rad]	3,62E+07	5,71E+07	8,08E+07	1,18E+08		
b_f [mm]	100	200	300			
C_φ [Nmm/rad]	4,19E+07	5,71E+07	1,00E+08			

9.4 Federsteifigkeit aus der Anchlussebene - Analytisches Modell

9.4.1 Grundlagen

Das folgende analytische Modell entspricht weitgehend dem analytischen Modell in Kapitel 8.4, wobei aus den Ergebnissen der Parameterstudie resultierte, dass sowohl die Teilfedersteifigkeiten als auch die Gesamtfedersteifigkeit um den Faktor 2 erhöht sind. Die Erhöhung der Federsteifigkeit entsteht durch die Drehung des Winkels um 45° im Vergleich zu Detail 2a. Dadurch beträgt das Torsionsmoment um die Trägerlängsachse nur noch den 0,7-fachen ($1/2^{0,5}$) Wert des 90° -Details. Der verbleibende Anteil des Momentes bewirkt nun ein Biegemoment M_y für den Träger, wofür der I-Träger eine bedeutend höhere Steifigkeit aufweist, sodass dieser Effekt vernachlässigbar ist. Auch auf die lokale Steifigkeit der 45° gedrehten Krafteinleitung gibt es einen positiven Effekt, insbesondere aufgrund des auch hier 0,7-fachen Momentes in Bezug auf das 90° -Detail.

9.4.2 Empfohlenes analytisches Modell

9.4.2.1 Analytische Gesamtfedersteifigkeit

Die Gesamtfedersteifigkeit setzt sich aus der lokalen und der globalen Federsteifigkeit lt. Gl. (32) zusammen.

$$c_\varphi = \frac{1}{\frac{1}{c_{\varphi,global}} + \frac{1}{c_{\varphi,lokal}}} \quad (32)$$

9.4.2.2 Globales analytisches Modell

Im globalen analytischen Modell wird die Torsionsbeanspruchung und zugehörige Nachgiebigkeit des Trägers erfasst.

$$c_{\varphi,global} = \frac{M}{\varphi} = 2 \cdot \frac{1}{\frac{L}{4GI_T} \cdot \left(1 - \frac{\tanh \varepsilon_T}{\varepsilon_T}\right)}$$

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

L = Länge des I-Trägers

I_T = Torsionsflächenmoment 2. Grades

I_W = Wölbwiderstand

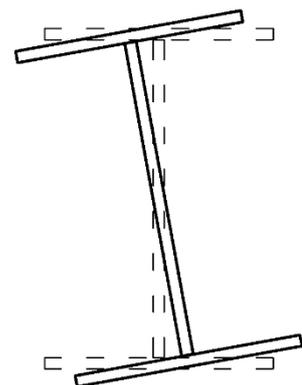


Abbildung 76: globales analytisches Modell

9.4.2.3 Lokales analytisches Modell

Das lokale analytische Modell entspricht einem Einfeldträger mit Einzelmomentenbeanspruchung, wobei der Steg dem Einfeldträger entspricht.

$$c_{\varphi, \text{lokal}} = \frac{3EI}{h_w} = \frac{3Et_w^3 l_{\text{eff}}}{12h_w}$$

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

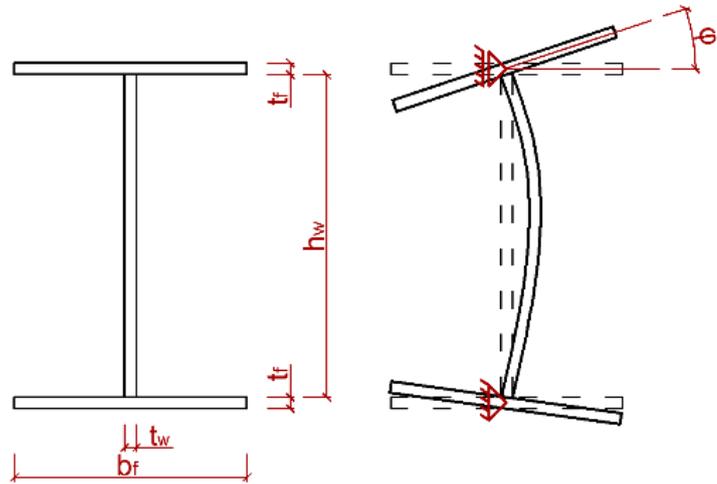


Abbildung 77: lokales analytisches Modell

9.4.3 Vergleich des analytischen Modells mit FE-Ergebnissen

In Tabelle 12 und Tabelle 13 wird das analytische Modell mit den FE-Ergebnissen gegenübergestellt, wobei der Standardquerschnitt grau hinterlegt ist. Aufgrund der geringen Unterschiede zwischen FEM und analytischem Modell, kann das gewählte analytische Modell bestätigt werden.

Tabelle 12: Vergleich lokales analytisches Modell mit lokalen FEM-Ergebnissen

h [mm]	100	200	300	400	700	1000
$C_{\varphi-FEM}$ [Nmm/rad]	7,04E+08	4,30E+08	3,31E+08	2,80E+08	2,04E+08	1,72E+08
$C_{\varphi-analyt}$ [Nmm/rad]	6,04E+08	3,88E+08	3,08E+08	2,63E+08	1,95E+08	1,62E+08
$C_{\varphi-analyt}/C_{\varphi-FEM}$	0,86	0,90	0,93	0,94	0,96	0,95
t_f [mm]	5	10	15	20	30	40
$C_{\varphi-FEM}$ [Nmm/rad]	9,49E+07	2,10E+08	3,31E+08	4,73E+08	8,16E+08	1,29E+09
$C_{\varphi-analyt}$ [Nmm/rad]	7,52E+07	1,82E+08	3,08E+08	4,49E+08	7,76E+08	1,16E+09
$C_{\varphi-analyt}/C_{\varphi-FEM}$	0,79	0,87	0,93	0,95	0,95	0,90
t_w [mm]	5	10	15	20		
$C_{\varphi-FEM}$ [Nmm/rad]	1,00E+08	3,31E+08	6,92E+08	1,19E+09		
$C_{\varphi-analyt}$ [Nmm/rad]	9,14E+07	3,08E+08	6,25E+08	1,03E+09		
$C_{\varphi-analyt}/C_{\varphi-FEM}$	0,91	0,93	0,90	0,87		
b_f [mm]	100	200	300			
$C_{\varphi-FEM}$ [Nmm/rad]	2,33E+08	3,31E+08	3,91E+08			
$C_{\varphi-analyt}$ [Nmm/rad]	2,17E+08	3,08E+08	3,77E+08			
$C_{\varphi-analyt}/C_{\varphi-FEM}$	0,93	0,93	0,96			

Tabelle 13: Vergleich analytisches Gesamtmodell mit Gesamt-FE-Ergebnissen

h [mm]	100	200	300	400	700	1000
$C_{\varphi-FEM}$ [Nmm/rad]	4,09E+07	4,81E+07	5,71E+07	6,71E+07	9,48E+07	1,10E+08
$C_{\varphi-analyt}$ [Nmm/rad]	4,39E+07	5,14E+07	6,03E+07	6,98E+07	9,44E+07	1,07E+08
$C_{\varphi-analyt}/C_{\varphi-FEM}$	1,07	1,07	1,06	1,04	1,00	0,97
t_f [mm]	5	10	15	20	30	40
$C_{\varphi-FEM}$ [Nmm/rad]	1,52E+07	3,03E+07	5,71E+07	9,81E+07	2,22E+08	3,88E+08
$C_{\varphi-analyt}$ [Nmm/rad]	1,51E+07	3,09E+07	6,03E+07	1,08E+08	2,62E+08	4,96E+08
$C_{\varphi-analyt}/C_{\varphi-FEM}$	0,99	1,02	1,06	1,10	1,18	1,28
t_w [mm]	5	10	15	20		
$C_{\varphi-FEM}$ [Nmm/rad]	3,62E+07	5,71E+07	8,08E+07	1,18E+08		
$C_{\varphi-analyt}$ [Nmm/rad]	3,84E+07	6,03E+07	8,49E+07	1,26E+08		
$C_{\varphi-analyt}/C_{\varphi-FEM}$	1,06	1,06	1,05	1,06		
b_f [mm]	100	200	300			
$C_{\varphi-FEM}$ [Nmm/rad]	4,19E+07	5,71E+07	1,00E+08			
$C_{\varphi-analyt}$ [Nmm/rad]	2,93E+07	6,03E+07	1,05E+08			
$C_{\varphi-analyt}/C_{\varphi-FEM}$	0,70	1,06	1,04			

10 Detail 3a – Anschluss eines Winkelprofils unter 90° an ein Anschlussblech am Trägersteg

10.1 Systembeschreibung

Ein Winkelprofil wird mithilfe eines Anschlussbleches an den Steg eines I-Profiles angeschlossen. Dieses Anschlussdetail wird in der Praxis insbesondere bei hohen Trägern, beispielsweise beim Anschluss des Dachverbandes an den Hauptträger, ausgeführt. In Abbildung 78 ist die Modellierung des Anschlussdetails ersichtlich, wobei nur der Lasteinleitungsbereich dargestellt wird, um das Anschlussdetail besser erkennen zu können. Im Bereich der Lasteinleitung mit einer Länge von 0,5m wurde der OG und der Steg des I-Trägers mit Solid-Elementen modelliert. Die verbleibenden Teile des I-Trägers wurden mit Schalen gebildet. Als Lagerung wurden die Punkte Steg-OK und Steg-UK in den Endquerschnitten gehalten (Gabellager an beiden Trägerenden). Die Schrauben wurden mittels Solid-Elementen und Vorspannung berücksichtigt. Der Winkel wurde als Solid-Körper starr modelliert und daher kann der Verdrehwinkel des L-Profiles für die Berechnung der Federsteifigkeit direkt herangezogen werden. Die nachfolgenden FE-Berechnungen gehen immer von einer Lage des Anschlussbleches auf Höhe der Stegmitte aus.

Die Federsteifigkeit bei einem Momentenangriff M_{in} in der Anschlussebene ist aufgrund der geringen Steifigkeit des Stegbleches für die lokale Kräfteinleitung des Anschlussbleches nicht ausreichend, um von einer vollen Einspannung in dieser Ebene ausgehen zu können. Daher muss bei diesem Detail auch die Steifigkeit in der Anschlussebene untersucht werden (M_{in} in Abbildung 78).

Eine Verdrehung des Winkels aus der Anschlussebene, aufgrund eines Biegemomentes M_{aus} , ruft eine Biegung im Anschlussblech und eine Kombination aus Stegbiegung und Verdrehung infolge Torsionsbeanspruchung im I-Träger hervor. Es resultieren Federsteifigkeiten durch die ebenfalls keine volle Einspannung gewährleistet werden kann.

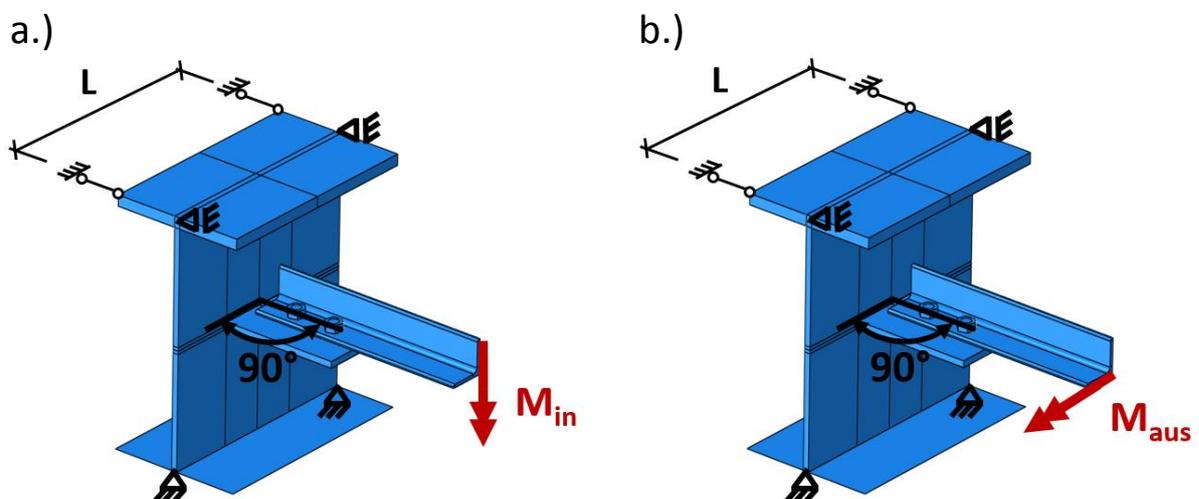


Abbildung 78: Modellierung des Anschlusses eines Winkelprofils unter 90° an ein Anschlussblech welches am Steg eines I-Profiles angeschweißt ist, a.) Steifigkeit in der Anschlussebene, b.) Steifigkeit aus der Anschlussebene

10.2 Federsteifigkeit in der Anschlussebene – Parameterstudie

10.2.1 Geometriefestlegung für sämtliche Parameterstudien

Das Anschlussblech und die Lochgeometrie werden lt. Abbildung 79 gewählt. Der Einfluss der Parameter des Anschlussbleches wurde bereits in Kapitel 4.3 untersucht und wird daher im Folgenden nicht weiter überprüft. Sämtliche Parameterstudien des Kapitels 10.4 wurden ohne Steifen untersucht, da dies konservative Federsteifigkeiten im Vergleich zu Varianten mit Steifen zur Folge hat.

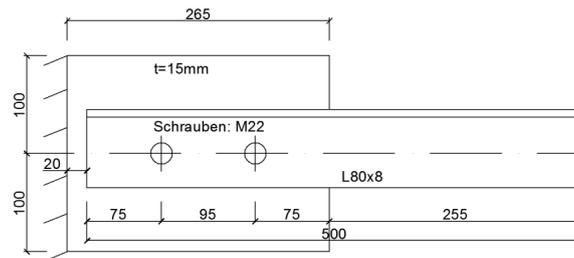


Abbildung 79: Geometriefestlegung für die Anschlusssituation des Details 3a

10.2.2 Parameterstudie in Hinblick der Gesamtfedersteifigkeit

Um die Einflüsse der einzelnen Querschnittsparameter und der Trägerlänge L auf die Gesamtfedersteifigkeit zu erfassen, wurde ein Standardquerschnitt mit $h = 590 \text{ mm}$, $t_w = 13 \text{ mm}$ und $L = 15 \text{ m}$ gewählt und in weiterer Folge wurden die Parameter einzeln variiert. Lediglich bei der Variation der Stegdicke wurde die Höhe h mit 800 mm fixiert.

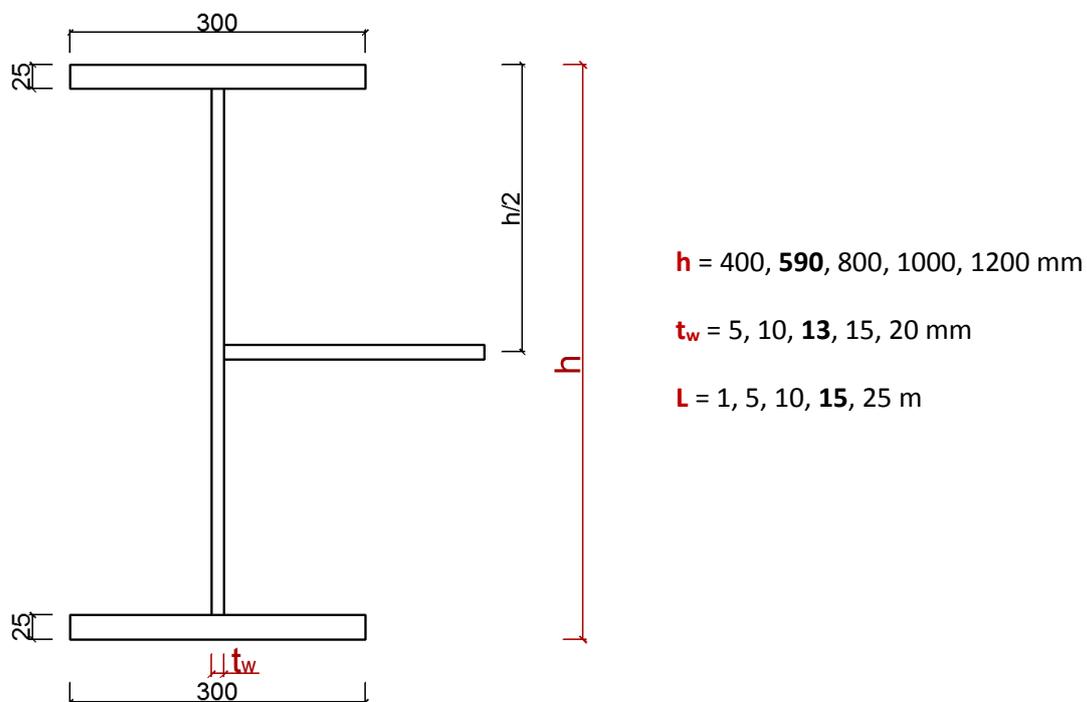


Abbildung 80: Querschnittsabmessungen und variierte Parameter zur Ermittlung der Gesamtfedersteifigkeit

Die Ergebnisse der Parameterstudie sind der Tabelle 14 zu entnehmen, wobei die gewählten Standardquerschnitte grau hinterlegt sind.

Tabelle 14: Ergebnisse der Parameterstudie zur Ermittlung der Gesamtfedersteifigkeit

L [m]	1	5	10	15	25
C_φ [Nmm/rad]	5,64E+08	5,65E+08	5,59E+08	5,54E+08	5,43E+08
t_w [mm]	5	10	13	15	20
C_φ [Nmm/rad]	9,71E+07	2,35E+08	4,24E+08	5,69E+08	1,08E+09
h [mm]	400	590	800	1000	
C_φ [Nmm/rad]	8,38E+08	5,54E+08	4,24E+08	3,59E+08	

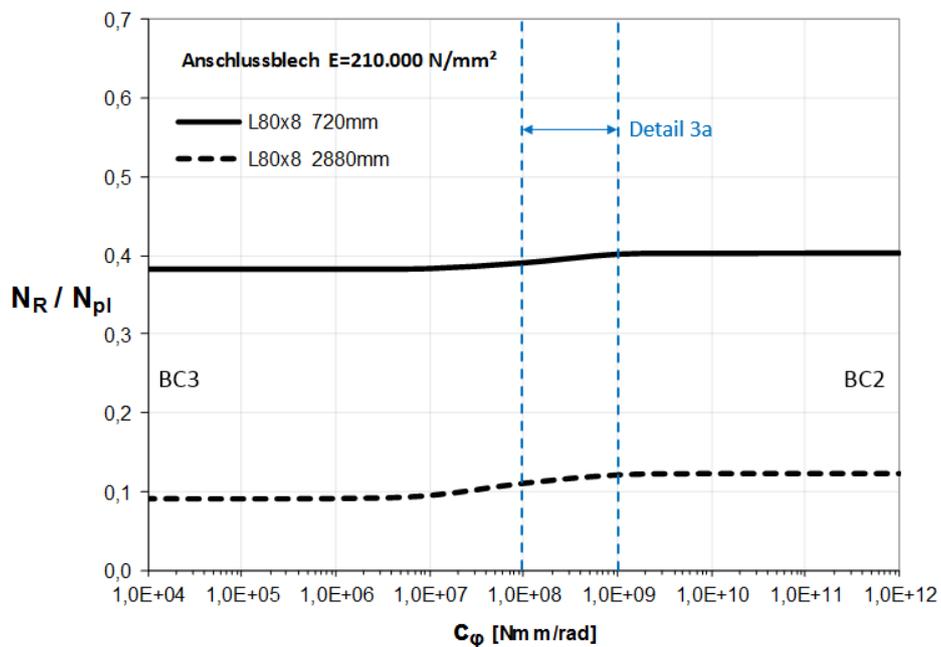


Abbildung 81: Anschlusssteifigkeit in der Anschlussebene des Details 3a im Tragfähigkeitsübergang zwischen Gelenk und Scharnier

In Abbildung 81 ist deutlich zu erkennen, dass die Federsteifigkeit in der Anschlussebene im Bereich der betrachteten Parameterstudie des Detail 3a im Übergangsbereich zwischen Gelenk und Scharnier zu liegen kommt. Daher kann nicht von einer Einspannwirkung ausgegangen werden und es muss somit die Federsteifigkeit auch in der Anschlussebene berücksichtigt werden.

10.2.3 Parameterstudie zur lokalen Federsteifigkeit

Um die Einflüsse der einzelnen Querschnittsparameter und der Länge auf die lokale Federsteifigkeit zu erfassen, wurde ein Standardquerschnitt mit $h=590\text{mm}$, $t_w=13\text{mm}$ und $L=15\text{m}$ gewählt und in weiterer Folge wurden die Parameter einzeln variiert. Lediglich bei der Variation der Stegdicke wurde vom Standardquerschnitt abgewichen und die Höhe h mit 800mm fixiert. Die Lagerung bei der Ermittlung des lokalen Effekts wurde wie in Kapitel 8.3.2.1 vorgenommen (vgl. Abbildung 57).

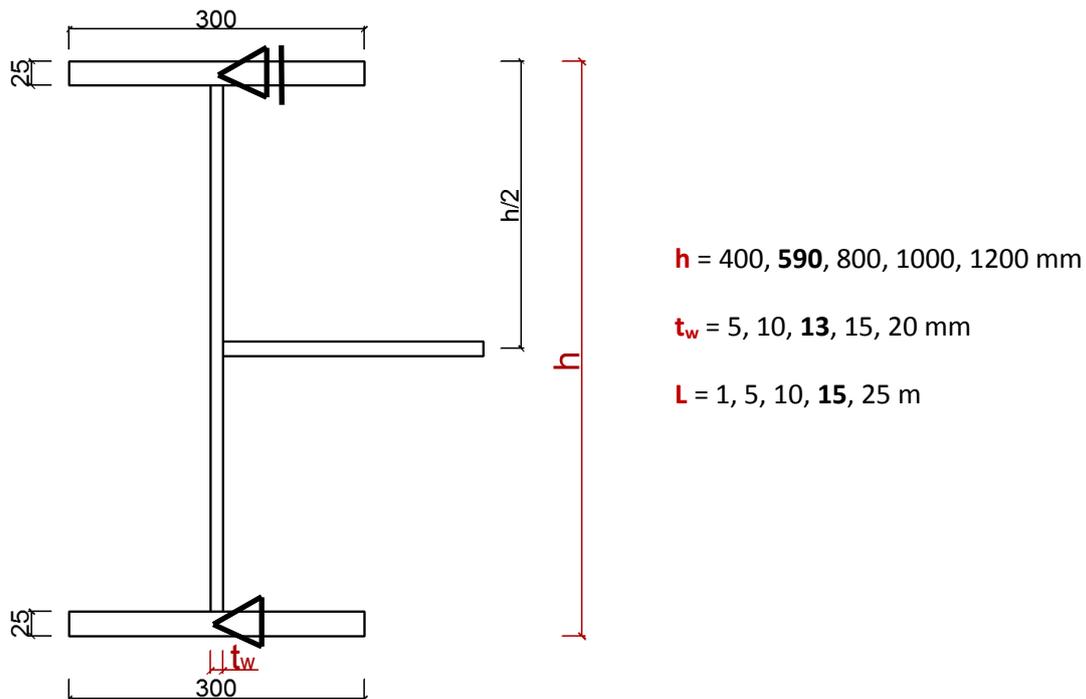


Abbildung 82: Querschnittsabmessungen und variierte Parameter zur Ermittlung des lokalen Effekts

Die Ergebnisse der Parameterstudie sind Tabelle 15 zu entnehmen, wobei die gewählten Standardquerschnitte grau hinterlegt sind.

Tabelle 15: Ergebnisse der Parameterstudie zur Ermittlung des lokalen Effekts

L [m]	1	5	8	15	25
C_φ [Nmm/rad]	5,71E+08	5,80E+08	5,80E+08	5,80E+08	5,80E+08
t_w [mm]	5	10	13	15	20
C_φ [Nmm/rad]	9,78E+07	2,40E+08	4,39E+08	5,96E+08	1,17E+09
h [mm]	400	590	800	1000	
C_φ [Nmm/rad]	8,99E+08	5,80E+08	4,39E+08	3,69E+08	

10.3 Federsteifigkeit in der Anschlussebene – Analytisches Modell

Das Moment erzeugt nun eine Verdrehung in der Anschlussebene, wobei davon ausgegangen werden kann, dass das als Scheibe beanspruchte Anschlussblech als starr betrachtet werden kann. Die Weiterleitung des Momentes erfolgt über das Anschlussblech in den Träger, welcher neben einem lokalen Lasteinleitungseffekt eine globale Querbiegebeanspruchung erfährt.

10.3.1 Globales analytisches Modell

Die globale Querbiegung des Trägers um die vertikale z-Achse kann mit dem folgenden analytischen Modell erfasst werden. Es wird ein Einheitsmoment in der Stabmitte aufgebracht (Anmerkung: Der Lastangriffspunkt in Stabmitte liefert die geringste Federsteifigkeit). Durch Integration des Momentenverlaufes kann die Verdrehung φ und deren Kehrwert c_φ ermittelt werden.

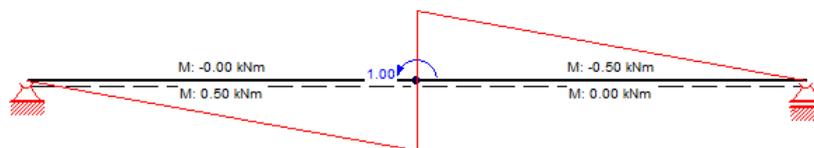


Abbildung 83: Momentenverlauf über die Trägerlänge L infolge des Einheitsmomentes

$$c_\varphi = \frac{EI}{\int_0^L M \cdot \bar{M} dx} \quad (33)$$

$$\text{mit } I = I_z \quad (34)$$

Die Integration wird mithilfe von Integrationstabellen durchgeführt, wobei angemerkt werden kann, dass der in Abbildung 83 dargestellte Momentenverlauf sowohl für M als auch für \bar{M} gilt ($M = \bar{M}$).

$$\int_0^L M \cdot \bar{M} dx = 2 \cdot \frac{1}{3} \cdot 0,5^2 \cdot \frac{L}{2} = \frac{L}{12} \quad (35)$$

$$c_\varphi = \frac{12EI_z}{L} \quad (36)$$

10.3.2 Lokales analytisches Modell

Neben dem globalen Effekt der Querbiegung ist auch der lokale Effekt der Lasteinleitung des Anschlussbleches in das Stegblech bei der Ermittlung der Steifigkeit zu berücksichtigen. Nachfolgend werden untersuchte Ansätze für das analytische Modell erläutert. Dabei ist die Lösung so allgemein gehalten, dass die Lage des Anschlussbleches auch variieren kann (nicht nur in Stegmitte).

10.3.2.1 Plattenlösung mit Einzelmoment

Ein Einzelmoment wird über das Anschlussblech in den Steg eingeleitet, dadurch wird der Steg als Platte mit einem Einzelmoment betrachtet. In [7] wird die Lösung der Platten-DGL für ein angreifendes Einzelmoment M_s in beliebiger Höhenlage u angeführt. Die Verdrehung an beliebiger Stelle x entspricht der 1. Ableitung der Verformung und ist in Gl. (37) dargestellt. Die Berechnung der Winkelfunktionen erfolgt dabei im Bogenmaß.

$$\frac{dw}{dy} = \frac{M_s}{8\pi K} \left\{ \ln \frac{\cos \frac{\pi y}{h_w} - \cos \frac{\pi(x+u)}{h_w}}{\cos \frac{\pi y}{h_w} - \cos \frac{\pi(x-u)}{h_w}} + \frac{\pi y}{h_w} \sin \frac{\pi y}{h_w} \left[\frac{1}{\cos \frac{\pi y}{h_w} - \cos \frac{\pi(x+u)}{h_w}} - \frac{1}{\cos \frac{\pi y}{h_w} - \cos \frac{\pi(x-u)}{h_w}} \right] \right\} \quad (37)$$

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

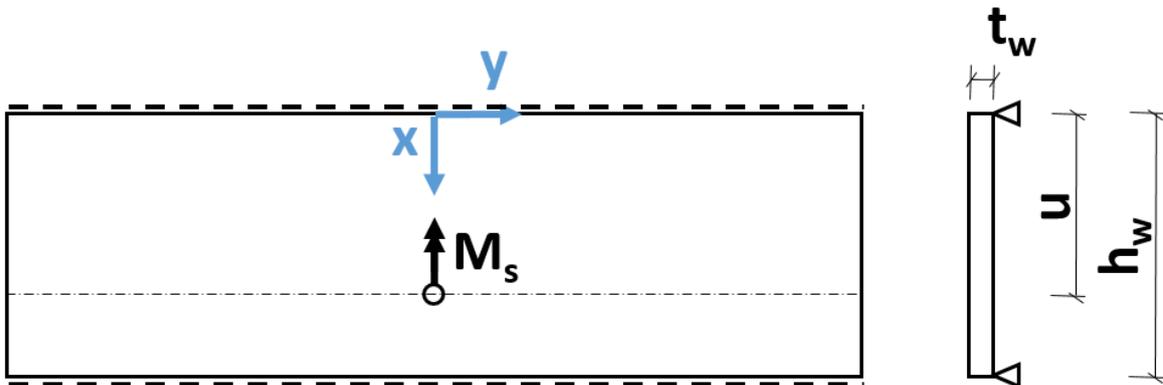


Abbildung 84: Plattenlösung mit Einzelmoment M_s

Gesucht wird die Verdrehung an der Stelle des Einzelmomentes, dies ist jene Stelle an der $y=0$ und $x=u$ gilt, jedoch ist die Verdrehung an dieser Stelle nicht definiert, da an dieser Stelle eine Singularität auftritt. Aufgrund der Singularität, welche in Abbildung 85 gut ersichtlich ist, ist Gl. (37) zur Berechnung der Verdrehung an der Stelle des Einzelmomentes nicht geeignet.

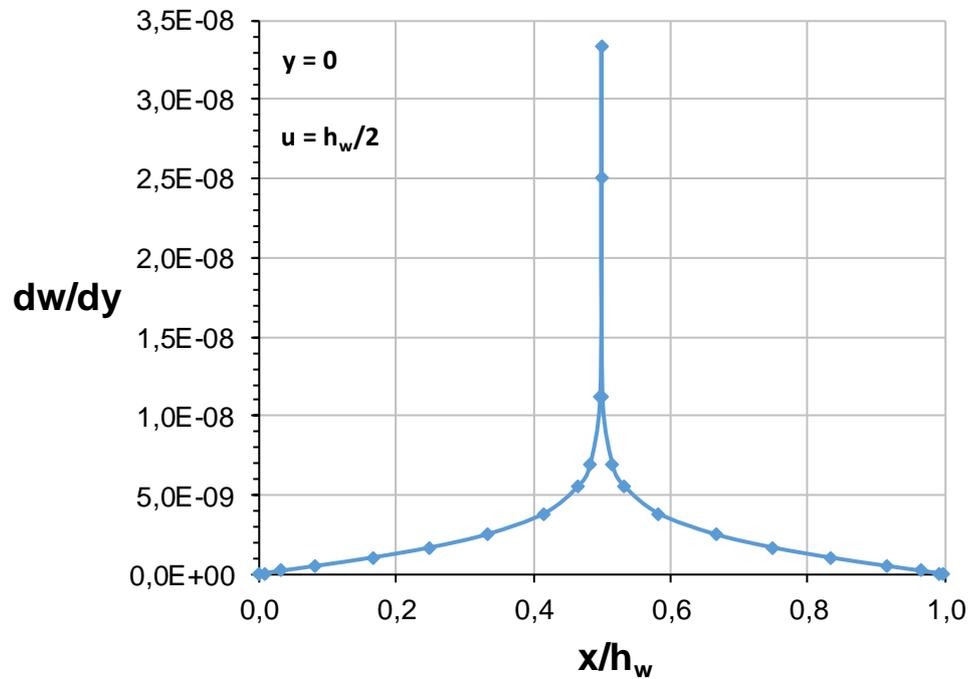


Abbildung 85: Singularität im Verlauf der Verdrehung aufgetragen über x/h_w

10.3.2.2 Stabmodell mit effektiver Breite

Es werden zwei fiktive vertikale Stäbe im Abstand des Anschlussbleches betrachtet, welche das Moment über entgegengesetzte horizontale Einzelkräfte aufnehmen. Die Durchbiegung in Stabmitte kann mithilfe der Formel zur Ermittlung der Durchbiegung eines Stabes infolge Einzellast berechnet werden. Der Verdrehwinkel φ kann ermittelt werden, indem die Summe der Durchbiegungen der Stäbe in Stabmitte auf die Höhe h_{Blech} nach Abbildung 86 bezogen wird. Die gesuchte Federsteifigkeit resultiert durch das Moment bezogen auf den errechneten Verdrehwinkel φ und ist in Abbildung 86 ersichtlich.

$$F = \frac{M}{h_{\text{Blech}}} \qquad c_{\varphi} = \frac{M}{\varphi} = \frac{24EIh_{\text{Blech}}^2}{h_w^3} \left[\frac{\text{Nmm}}{\text{rad}} \right]$$

$$w = \frac{Fh_w^3}{48EI} = \frac{Mh_w^3}{48EIh_{\text{Blech}}} \qquad \text{mit } I = \frac{b_{\text{eff}}t_w^3}{12} \text{ [mm}^4\text{]}$$

$$\varphi = \frac{2w}{h_{\text{Blech}}} \qquad \text{und } b_{\text{eff}} = \frac{0,12h_w^{1,2}}{h_{\text{Blech}}t_w^{2,07}} \text{ [mm]}$$

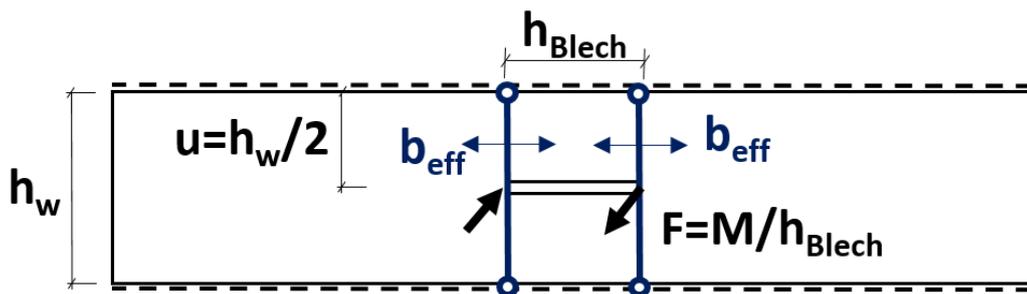


Abbildung 86: Lokales analytisches Stabmodell für den Sonderfall $u=h_w/2$

Die Gleichung für b_{eff} in Abbildung 86 stellt die optimierte Lösung aus der Parameterstudie dar.

In der nachfolgenden Abbildung 87 sind die Ergebnisse des analytischen Modells mit den Ergebnissen der FE-Berechnung gegenübergestellt.

t_w [mm]	5	10	13	15	20
C_{φ} -FEM [Nmm/rad]	9,78E+07	2,40E+08	4,39E+08	5,96E+08	1,17E+09
C_{φ} -analyt [Nmm/rad]	7,51E+07	2,61E+08	4,19E+08	5,43E+08	9,11E+08
C_{φ} -analyt/ C_{φ} -FEM	0,77	1,09	0,96	0,91	0,78
h [mm]	400	590	800	1000	
C_{φ} -FEM [Nmm/rad]	8,99E+08	5,80E+08	4,39E+08	3,69E+08	
C_{φ} -analyt [Nmm/rad]	8,24E+08	5,63E+08	4,19E+08	3,39E+08	
C_{φ} -analyt/ C_{φ} -FEM	0,92	0,97	0,96	0,92	

Abbildung 87: Detail 3a - Vergleich lokales analytisches Stabmodell mit lokalen FE-Ergebnissen

Es kann im betrachteten Umfang der Parameterstudie eine ausreichende Übereinstimmung festgestellt werden. Aufgrund der Tatsache, dass sich die effektiven Breiten der beiden fiktiven Stäbe über weite Strecken überschneiden und sich effektive Breiten von durchschnittlich 5m pro Stab ergeben, obwohl in den FE-Ergebnissen die Abklingkurve des lokalen Effekts weniger als 4m beträgt, ist das gewählte analytische Modell aus mechanischer Sicht kritisch zu betrachten. Daher wurde nachfolgend nach verbesserten Modellen gesucht. Nichtsdestotrotz liefert das empirisch angepasste Modell im Bereich der untersuchten Parameterstudie eine ausreichend hohe Genauigkeit, müsste jedoch noch in einem größeren Parameterbereich untersucht werden, um eine ausreichende Zuverlässigkeit gewährleisten zu können.

10.3.2.3 Plattenlösung mit Einzelkräften

Die Krafteinleitung des Momentes wird auch in diesem Modell als Kräftepaar P idealisiert, wobei die Verformung infolge einer Einzelkraft nach der Plattentheorie ermittelt wird. Das gewählte Modell für die Lasteinleitung ist Abbildung 88 zu entnehmen.

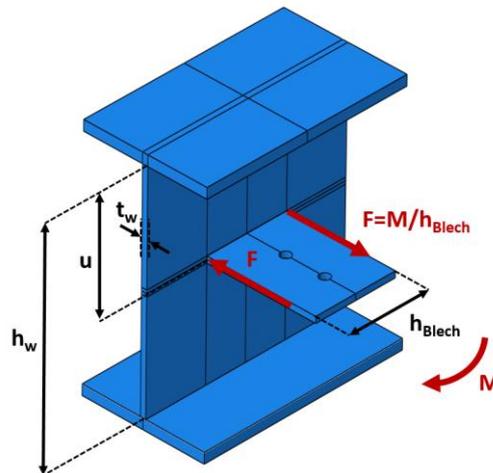


Abbildung 88: Modell der Krafteinleitung

Es wird der Steg des I-Profiles als Plattenstreifen betrachtet, der in Richtung der I-Profil-Stabachse in der Modellvorstellung unbeschränkt lang ausgebildet ist und an der Ober- und Unterkante des Steges gelenkig gelagert ist. Durch die gelenkige Lagerung des Steges wird die Torsionssteifigkeit des Gurtes konservativ vernachlässigt, was aufgrund der erforderlichen Genauigkeit der Federsteifigkeiten als zulässig erachtet werden kann. Die analytische Lösung dieses Plattenproblems wird aus [7] entnommen und ist in Abbildung 89 dargestellt, für beliebige Lage u .

$$w = \frac{F h_w^2}{2K\pi^3} \sum_n \frac{1}{n^3} \left(1 + \frac{n\pi y}{h_w}\right) e^{-\frac{n\pi y}{h_w}} \sin \frac{n\pi u}{h_w} \sin \frac{n\pi x}{h_w}$$

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

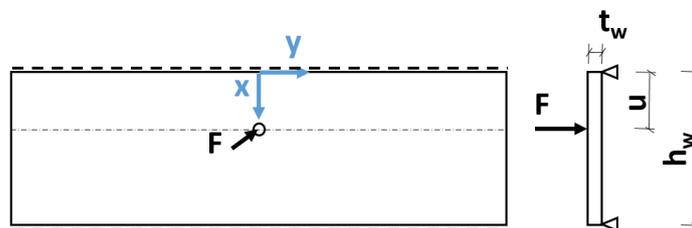


Abbildung 89: analytisches Modell der Durchbiegung einer Platte infolge einer Einzellast in Abstand u

Die Verformung soll über die Höhe lediglich in dem Punkt ausgewertet werden in dem die Kraft eingeleitet wird und daraus folgt $u=x$. Später erfolgt jedoch auch die Auswertung für $y \neq 0$, sodass hier y mitberücksichtigt ist. Dadurch vereinfacht sich die Formel aus Abbildung 89 zu:

$$w = \frac{F h_w^2}{2K\pi^3} \sum_n \frac{1}{n^3} \left(1 + \frac{n\pi y}{h_w}\right) e^{-\frac{n\pi y}{h_w}} \sin^2 \frac{n\pi u}{h_w} \quad (38)$$

In Abbildung 90 ist der Unterschied der analytisch berechneten Durchbiegung bei Berücksichtigung von nur dem 1. Reihenglied und der Auswertung der Formel für 20 Reihenglieder angegeben. Als Platte wurde ein Stegblech mit der Höhe 590mm und einer Dicke von 13mm gewählt. Es wurde der Fall der in halber Höhe des Stegbleches angreifenden Einzellast F untersucht. Damit kann gezeigt werden, dass nur geringe Abweichungen zwischen beiden Varianten auftreten.

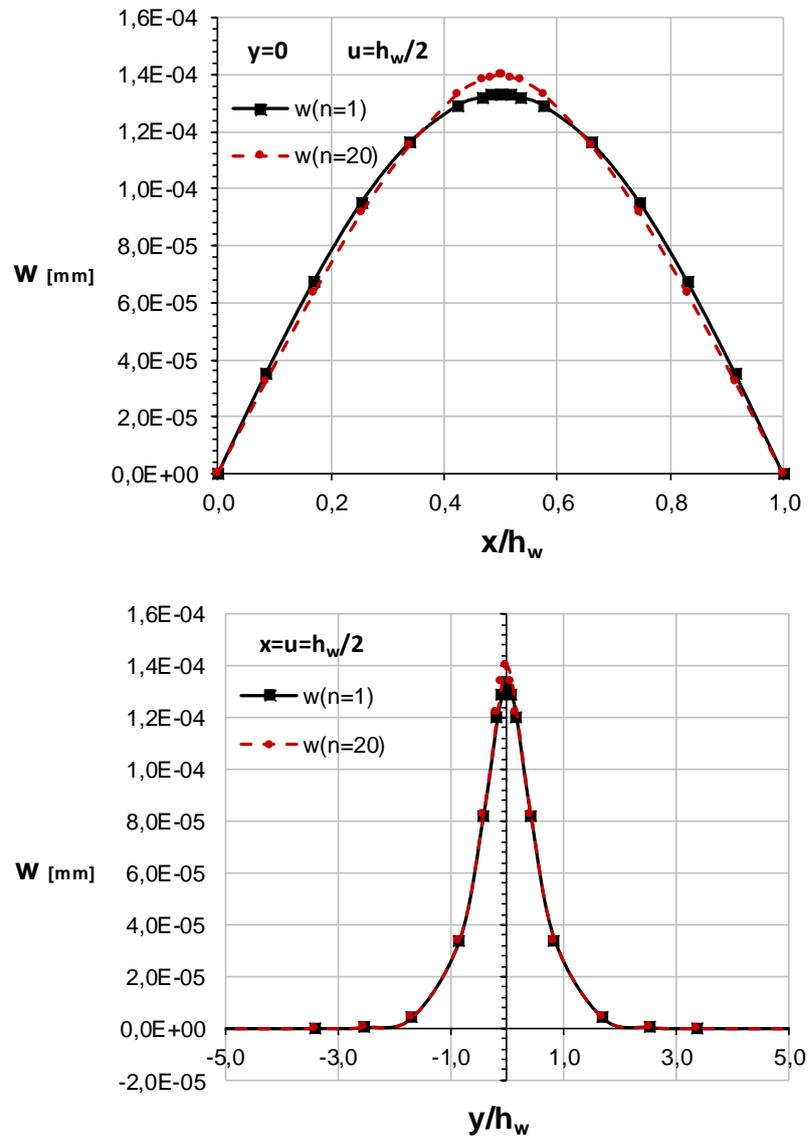


Abbildung 90: Vergleich der Verformungen bei Berücksichtigung unterschiedlicher Anzahl an Reihengliedern

Mit $F=M/h_{\text{Blech}}=1/h_{\text{Blech}}$ folgt aus Gl. (38):

$$w = \frac{h_w^2}{2K\pi^3 h_{\text{Blech}}} \sum_n \frac{1}{n^3} \left(1 + \frac{n\pi y}{h_w}\right) e^{-\frac{n\pi y}{h_w}} \sin^2 \frac{n\pi u}{h_w} \quad (39)$$

Die Verformungen der um h_{Blech} versetzten Einzelkräfte werden in weiterer Folge zu w^* überlagert, wobei die graphische Darstellung der Überlagerung in Abbildung 91 ersichtlich ist. Aus der überlagerten Verformungskurve in Blau kann in weiterer Folge durch Linearisierung der Verformung zwischen den Einzelkräften die resultierende Verformung berechnet werden. Die Linearisierung ist in Abbildung 91 durch eine rote Gerade zu erkennen. Da $P(y=h_{\text{Blech}})$ entgegengesetzt zu $P(y=0)$ wirkt wird sowohl im Diagramm in Abbildung 91, als auch in Gl. (40) der die Durchbiegung $w(P(y=h_{\text{Blech}}))$ negativ aufgetragen bzw. überlagert.

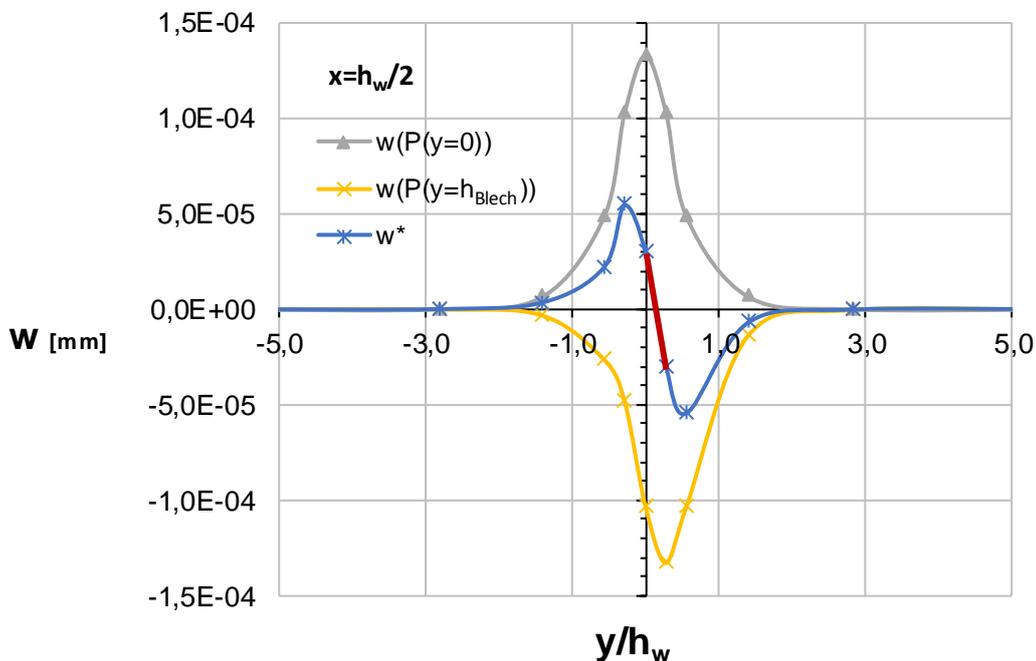


Abbildung 91: Überlagerung der Verformungen und Ermittlung des Drehwinkels

Formelmäßig kann das wie folgt angeschrieben werden:

$$w^* = w_{(P(y=0))} - w_{(P(y=h_{\text{Blech}}))}$$

$$\text{mit } w_{(P(y=0))} = \frac{h_w^2}{2K\pi^3 h_{\text{Blech}}} \sum_n \frac{1}{n^3} \sin^2 \frac{n\pi u}{h_w} \quad (40)$$

$$\text{und } w_{(P(y=h_{\text{Blech}}))} = \frac{h_w^2}{2K\pi^3 h_{\text{Blech}}} \sum_n \frac{1}{n^3} \left(1 + \frac{n\pi h_{\text{Blech}}}{h_w}\right) e^{-\frac{n\pi h_{\text{Blech}}}{h_w}} \sin^2 \frac{n\pi u}{h_w}$$

Gl. (40) lässt sich durch Einsetzen weiter vereinfachen bei allgemeiner Lage u des Anschlussbleches:

$$w^* = \frac{h_w^2}{2K\pi^3 h_{\text{Blech}}} \left[\left(\sum_n \frac{1}{n^3} \sin^2 \frac{n\pi u}{h_w} \right) - \left(\sum_n \frac{1}{n^3} \left(1 + \frac{n\pi h_{\text{Blech}}}{h_w}\right) e^{-\frac{n\pi h_{\text{Blech}}}{h_w}} \sin^2 \frac{n\pi u}{h_w} \right) \right] \quad (41)$$

Bereits in Abbildung 90 konnte gezeigt werden, dass die Verformung bei der Berücksichtigung von lediglich dem ersten Reihenglied nur geringfügig von der Verformung unter Berücksichtigung mehrerer Reihenglieder abweicht. Die geringe Abweichung bei unterschiedlicher Anzahl von Reihengliedern kann auch für die überlagerte Verformung w^* durch die Deckungsgleichheit beider Graphen in Abbildung 92 gezeigt werden. Durch Abbruch nach dem ersten Glied wird aus Gl. (41):

$$w^* = \frac{h_w^2}{2K\pi^3 h_{Blech}} \sin^2 \frac{\pi u}{h_w} \left[1 - \left(1 + \frac{\pi h_{Blech}}{h_w} \right) e^{-\frac{\pi h_{Blech}}{h_w}} \right] \quad (42)$$

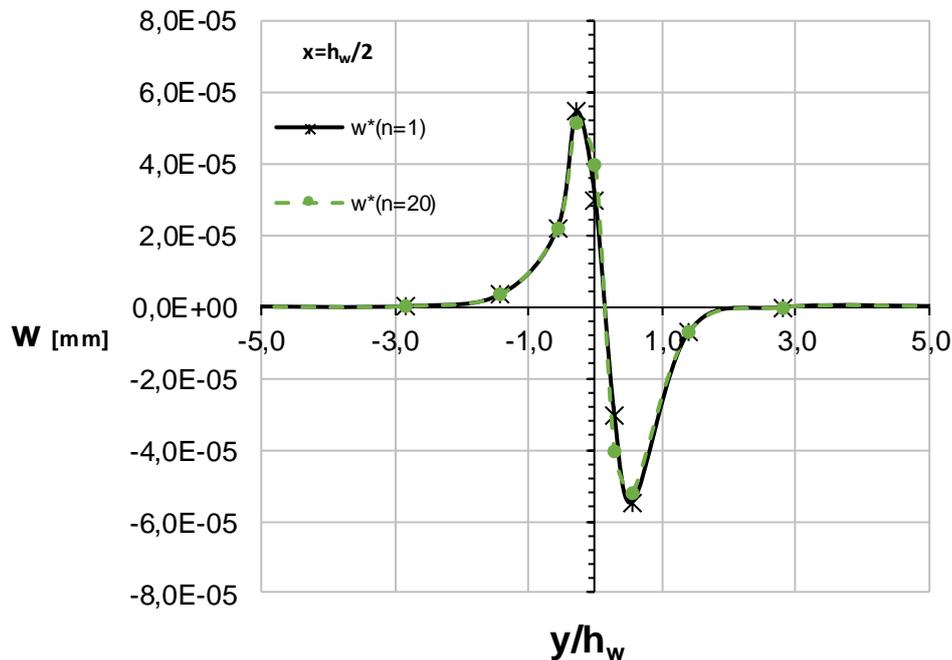


Abbildung 92: Vergleich der überlagerten Verformungen bei Berücksichtigung unterschiedlicher Anzahl von Reihengliedern n

In Abbildung 93 wird gezeigt, dass der hintere Teil der Gl. (41) und zwar der Term $\left(1 - \left(1 + \frac{\pi h_{Blech}}{h_w}\right) e^{-\frac{\pi h_{Blech}}{h_w}}\right)$ unter der Bedingung $h_{Blech}/h_w \leq 0,75$ durch h_{Blech}/h_w angenähert werden kann. Da im baupraktischen Bereich das h_{Blech}/h_w -Verhältnis stets in diesem Bereich liegt und im Bereich von Abweichungen die Verformung überschätzt respektive die Federsteifigkeit konservativ unterschätzt wird, kann die Linearisierung bestätigt werden. Damit vereinfacht sich Gl. (42), bei beliebiger Lage u des Anschlussbleches, zu:

$$w^* = \frac{h_w}{2K\pi^3} \sin^2 \frac{\pi u}{h_w} \quad (43)$$

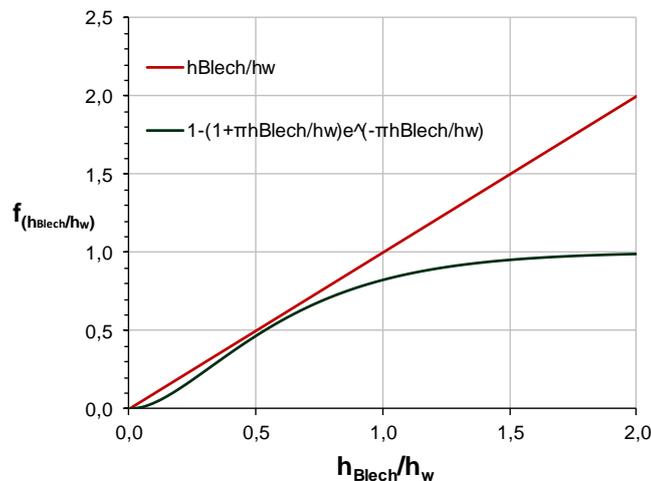


Abbildung 93: Linearisierung des Klammerterms von Gl.(42)

Der Drehwinkel φ ergibt sich nach Gl. (44), indem die überlagerte Verformung w^* infolge des Einheitsmomentes auf die Basislänge $h_{Blech}/2$ bezogen wird.

$$\varphi = \frac{w^*}{\frac{h_{Blech}}{2}} \quad (44)$$

Die gesuchte Federsteifigkeit kann mit Gl. (45) berechnet werden.

$$c_\varphi = \frac{1}{\varphi} = \frac{h_{Blech}}{2w^*} = \frac{K\pi^3 h_{Blech}}{h_w \sin^2 \frac{\pi u}{h_w}} \quad (45)$$

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

Für den Sonderfall des in Stegmitte angeschlossenen Anschlussbleches entspricht $u=h_w/2$ und dadurch vereinfacht sich die Gl. (45) zu:

$$c_\varphi = \frac{K\pi^3 h_{Blech}}{h_w} \quad (46)$$

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

10.3.3 Empfohlenes analytisches Modell

10.3.3.1 Analytische Gesamtfedersteifigkeit

Die Gesamtfedersteifigkeit setzt sich aus der lokalen und der globalen Federsteifigkeit nach Gl. (47) zusammen.

$$c_{\varphi} = \frac{1}{\frac{1}{c_{\varphi,global}} + \frac{1}{c_{\varphi,lokal}}} \quad (47)$$

10.3.3.2 Globales analytisches Modell

Im globalen analytischen Modell wird die Querbiegebeanspruchung des Trägers erfasst, wobei I_z das Trägheitsmoment des I-Profiles um die schwache Achse ist.

$$c_{\varphi,global} = \frac{12EI_z}{L} \quad (48)$$

10.3.3.3 Lokales analytisches Modell

Das lokale analytische Modell erfasst die Plattenwirkung des Steges im Lasteinleitungsbereich des Anschlussbleches.

$$c_{\varphi} = \frac{K\pi^3 h_{Blech}}{h_w \sin^2 \frac{\pi u}{h_w}}$$

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

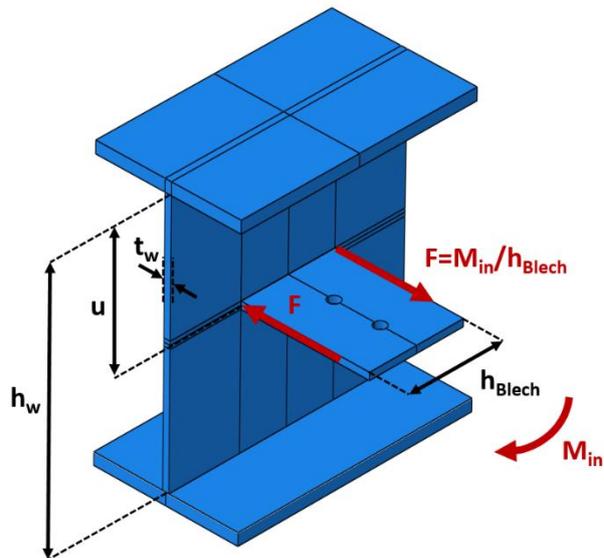


Abbildung 94: lokales analytisches Modell

10.3.4 Vergleich des analytischen Modells mit FE-Ergebnissen

In Tabelle 16 und Tabelle 17 wird das analytische Modell mit den FE-Ergebnissen gegenübergestellt, wobei der Standardquerschnitt grau hinterlegt wurde. Es ist ersichtlich, dass das analytische Modell die geforderte Genauigkeit nach Kapitel 4.2 über weite Teile der Parameterstudie erreicht. Bei äußerst geringen Stegdicken wird die Federsteifigkeit stark unterschätzt, wobei die untersuchte Blechstärke $t_w=5\text{mm}$ in der Praxis eigentlich nicht zum Einsatz kommen.

Tabelle 16: Vergleich lokales analytisches Modell mit lokalen FE-Ergebnissen

t_w [mm]	5	10	13	15	20
$C_{\varphi\text{-FEM}}$ [Nmm/rad]	9,78E+07	2,40E+08	4,39E+08	5,96E+08	1,17E+09
$C_{\varphi\text{-analyt}}$ [Nmm/rad]	1,99E+07	1,59E+08	3,49E+08	5,37E+08	1,27E+09
$C_{\varphi\text{-analyt}}/C_{\varphi\text{-FEM}}$	0,20	0,66	0,80	0,90	1,09
h [mm]	400	590	800	1000	
$C_{\varphi\text{-FEM}}$ [Nmm/rad]	8,99E+08	5,80E+08	4,39E+08	3,69E+08	
$C_{\varphi\text{-analyt}}$ [Nmm/rad]	7,49E+08	4,85E+08	3,49E+08	2,76E+08	
$C_{\varphi\text{-analyt}}/C_{\varphi\text{-FEM}}$	0,83	0,84	0,80	0,75	

Tabelle 17: Vergleich analytisches Gesamtmodell mit Gesamt-FE-Ergebnissen

t_w [mm]	5	10	13	15	20
$C_{\varphi\text{-FEM}}$ [Nmm/rad]	9,71E+07	2,35E+08	4,24E+08	5,69E+08	1,08E+09
$C_{\varphi\text{-analyt}}$ [Nmm/rad]	1,99E+07	1,58E+08	3,43E+08	5,22E+08	1,19E+09
$C_{\varphi\text{-analyt}}/C_{\varphi\text{-FEM}}$	0,20	0,67	0,81	0,92	1,10
h [mm]	400	590	800	1000	
$C_{\varphi\text{-FEM}}$ [Nmm/rad]	8,38E+08	5,54E+08	4,24E+08	3,59E+08	
$C_{\varphi\text{-analyt}}$ [Nmm/rad]	7,20E+08	4,73E+08	3,43E+08	2,72E+08	
$C_{\varphi\text{-analyt}}/C_{\varphi\text{-FEM}}$	0,86	0,85	0,81	0,76	

10.4 Federsteifigkeit aus der Anschlussebene - Parameterstudien

10.4.1 Geometriefestlegung für sämtliche Parameterstudien

Das Anschlussblech und die Lochgeometrie werden lt. Abbildung 95 gewählt. Der Einfluss der Parameter des Anschlussbleches wurde bereits in Kapitel 4.3 untersucht und wird daher im Folgenden nicht weiter überprüft. Sämtliche Parameterstudien des Kapitels 10.4 wurden ohne Steifen untersucht, da dies konservative Federsteifigkeiten im Vergleich zu Varianten mit Steifen zur Folge hat.

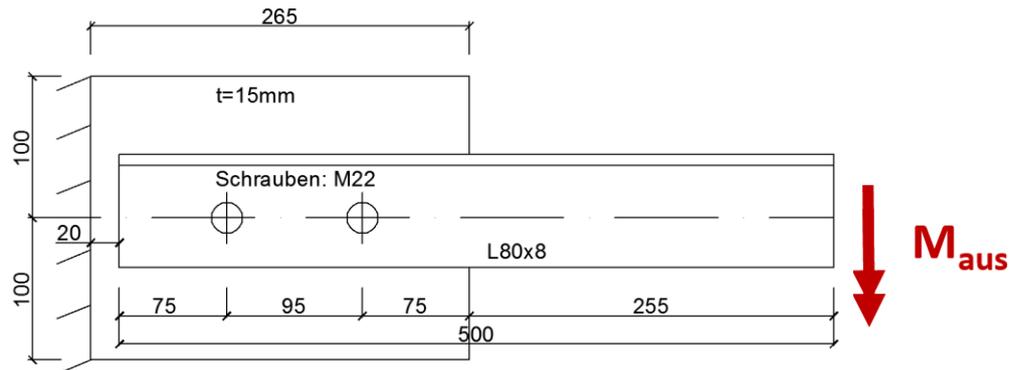


Abbildung 95: Geometriefestlegung für die Anschlusssituation des Details 3a

10.4.2 Parameterstudie zur Trägerlänge L

Das Verhalten der Federsteifigkeit bei Änderung der Länge des I-Trägers wird mit der nachfolgend dargestellten Parameterstudie untersucht. Die gewählte Querschnittsgeometrie sowie die untersuchten Parameter sind Abbildung 96 zu entnehmen.

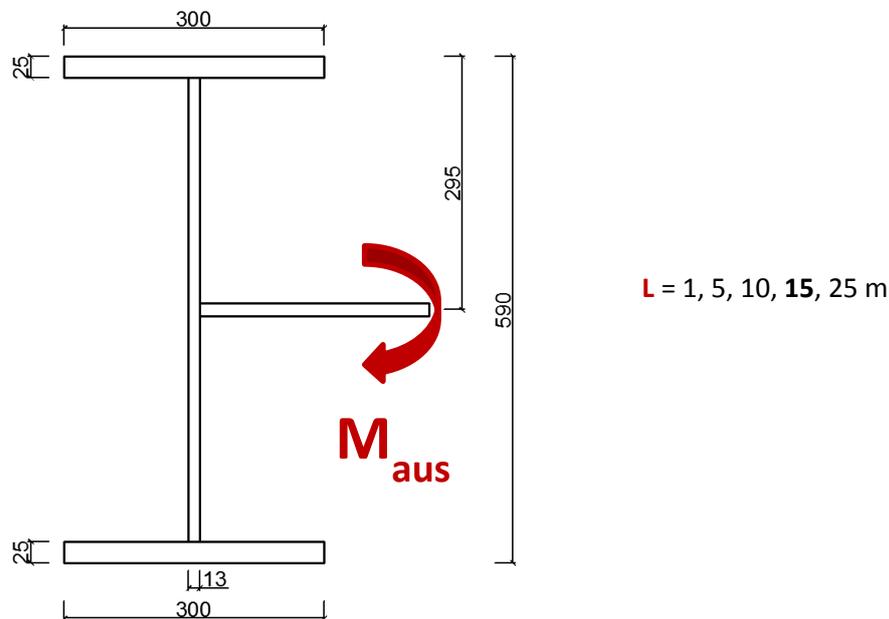


Abbildung 96: Querschnittsabmessungen und variierte Trägerlängen

Die Ergebnisse der Parameterstudie sind in Abbildung 97 dargestellt.

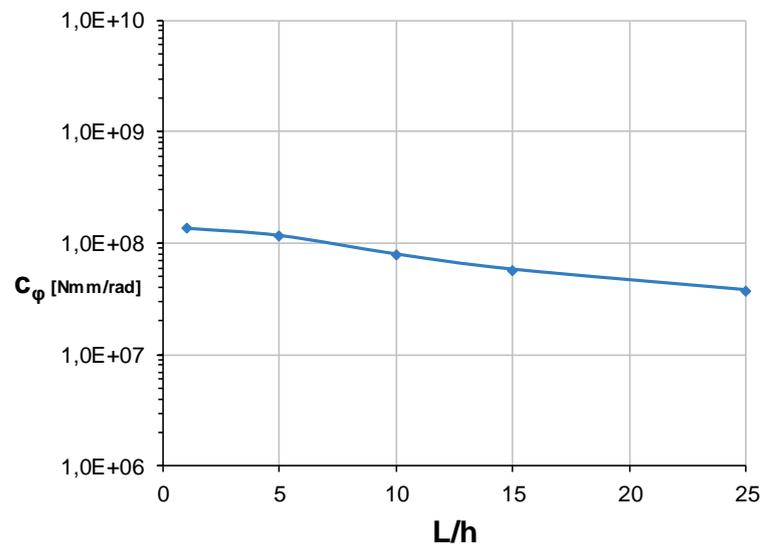


Abbildung 97: Ergebnisse der Parameterstudie in Abhängigkeit der Trägerschlankheit (ohne Quersteifen)

10.4.3 Parameterstudie zur Ermittlung des lokalen Effekts der Stegbiegung

Um die Einflüsse der einzelnen Querschnittsparameter und der Trägerlänge auf den lokalen Effekt der Stegbiegung zu erfassen, wurde ein Standardquerschnitt mit $h=590\text{mm}$, $t_w=13\text{mm}$ und $L=15\text{m}$ gewählt und in weiterer Folge wurden die Parameter einzeln variiert. Bei der Variation der Stegdicke wurde vom Standardquerschnitt abgewichen und die Höhe h mit 800mm fixiert. Hinsichtlich der Lagerung wurde wie in Abbildung 57 vorgegangen.

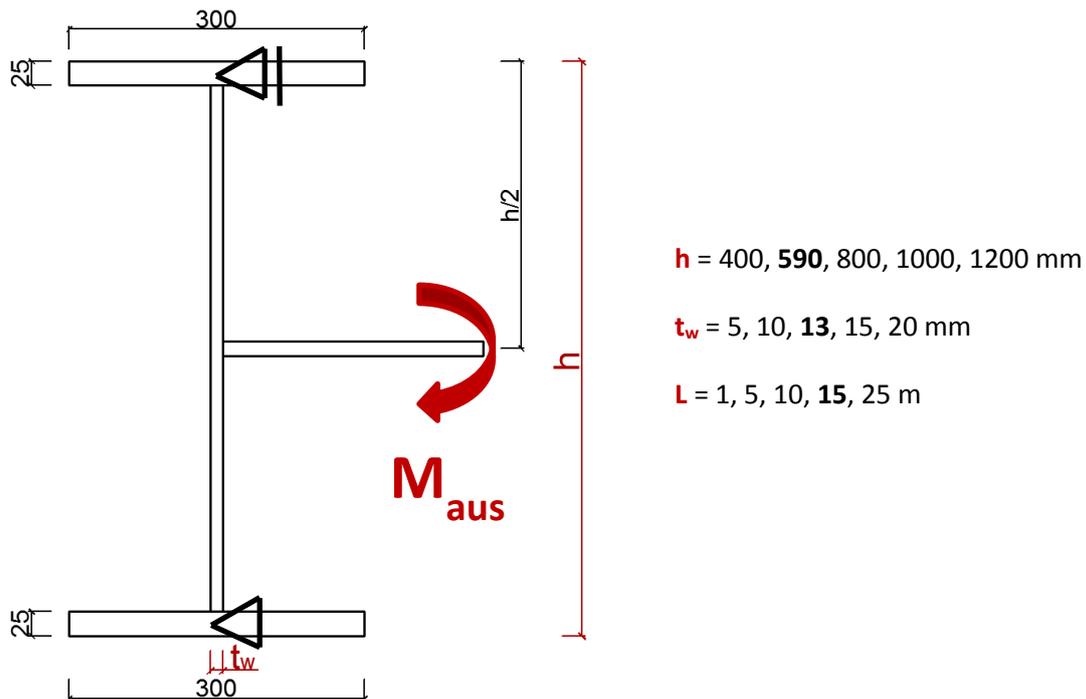


Abbildung 98: Querschnittsabmessungen und variierte Parameter zur Ermittlung des lokalen Effekts der Stegbiegung

Die Ergebnisse der Parameterstudie sind der Tabelle 18 zu entnehmen, wobei die gewählten Standardquerschnitte grau hinterlegt sind.

Tabelle 18: Ergebnisse der Parameterstudie zur Ermittlung des lokalen Effekts der Stegbiegung

h [mm]	400	590	800	1000	1200
C_φ [Nmm/rad]	1,66E+08	1,42E+08	1,46E+08	1,37E+08	1,30E+08
t_w [mm]	5	10	13	15	20
C_φ [Nmm/rad]	2,80E+07	1,02E+08	1,46E+08	1,63E+08	2,03E+08
L [m]	1	5	10	15	25
C_φ [Nmm/rad]	1,40E+08	1,42E+08	1,42E+08	1,42E+08	1,42E+08

10.4.4 Parameterstudie zur Gesamtfedersteifigkeit

Um die Einflüsse der einzelnen Querschnittsparameter auf die Gesamtfedersteifigkeit zu erfassen, wurde ein Standardquerschnitt mit $h=800\text{mm}$ und $t_w=13\text{mm}$ gewählt und die Querschnittsparameter einzeln variiert.

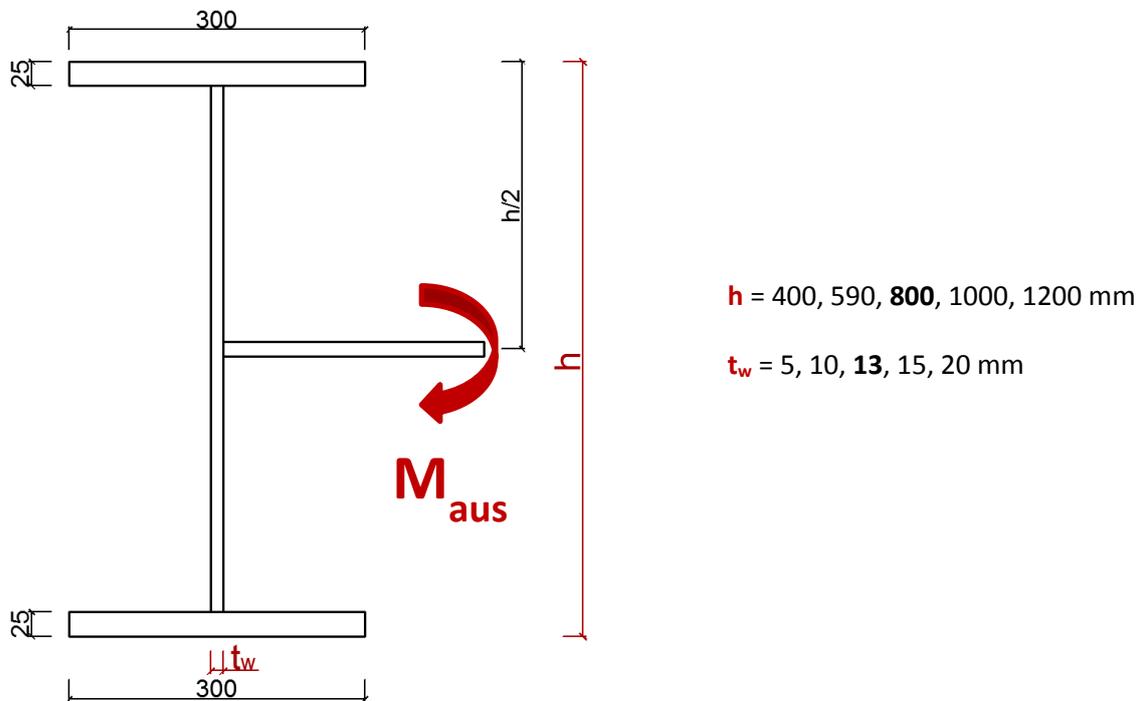


Abbildung 99: Querschnittsabmessungen und variierte Parameter zur Ermittlung der Gesamtfedersteifigkeit

Die Ergebnisse der Parameterstudie sind der Tabelle 19 zu entnehmen, wobei der gewählte Standardquerschnitt grau hinterlegt ist.

Tabelle 19: Ergebnisse der Parameterstudie zur Variation der Querschnittsparameter

h [mm]	400	590	800	1000	1200
C_φ [Nmm/rad]	5,44E+07	5,80E+07	6,65E+07	7,19E+07	7,65E+07
t_w [mm]	5	10	13	15	20
C_φ [Nmm/rad]	1,95E+07	5,18E+07	6,65E+07	7,13E+07	8,95E+07

10.5 Federsteifigkeit aus der Anschlussebene - Analytisches Modell

10.5.1 Grundlagen des analytischen Modells

Das analytische Modell wird durch einen globalen und einen lokalen Anteil beschrieben.

10.5.1.1 Globales analytisches Modell

Die Grundlagen der Federsteifigkeit des globalen Modells wurden bereits in Kapitel 8.4.2.1 angeführt.

10.5.1.2 Lokales analytisches Modell

Das lokale Modell teilt sich auf die beiden in Serie geschalteten Federsteifigkeiten für Anschlussblech und Trägersteg auf.

- Anschlussblech:

Die Federsteifigkeit des Bleches, das durch einen Winkel auf Biegung beansprucht wird, wurde bereits in Kapitel 5 erläutert.

- Trägersteg:

Das Anschlussblech leitet die Beanspruchung in den Steg ein und dieser erfährt dadurch eine Einzelmomentenbeanspruchung. Nachfolgend wird das analytische Modell des Steges so hergeleitet, dass dies unabhängig von der Lage des Anschlussbleches allgemein gültig ist, wozu das statische System aus Abbildung 100 verwendet wird. Mithilfe des Prinzips der virtuellen Kräfte und der tabellarischen Integration kann in weiterer Folge die Formel für die Federsteifigkeit in Abhängigkeit der Lage des angreifenden Moments hergeleitet werden. Offen dabei bleibt die anzusehende effektive Breite des Stegbleches (zur Ermittlung von l).

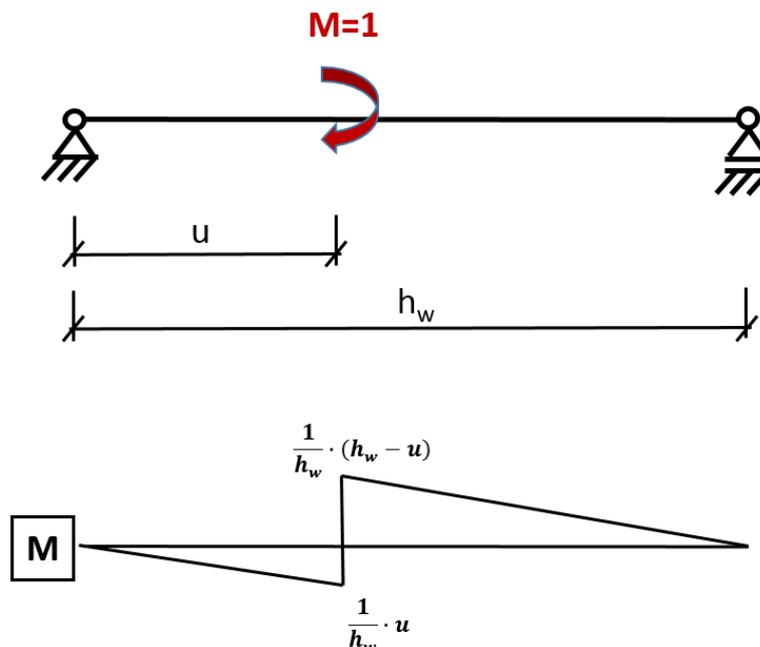


Abbildung 100: Statisches System und Momentenverlauf zur Herleitung der analytischen Formel für die Federsteifigkeit des lokalen Modells (Stegblech auf Biegung)

Die Verdrehung infolge des Einheitsmomentes wird mit dem Prinzip der virtuellen Kräfte ermittelt:

$$\varphi = \frac{\int_0^L M \cdot \bar{M} dx}{EI} \quad (49)$$

Unter Verwendung des Momentenverlaufs aus Abbildung 100 und Gl. (49) folgt:

$$\varphi = \frac{1}{EI} \cdot \left(\frac{1}{3} \cdot \left(\frac{u}{h_w} \right)^2 \cdot u + \frac{1}{3} \cdot \left(\frac{h_w - u}{h_w} \right)^2 \cdot (h_w - u) \right) = \frac{1}{3EI} \cdot \left(\frac{u^3 + (h_w - u)^3}{h_w^2} \right) \quad (50)$$

Die gesuchte Federsteifigkeit c_φ ergibt sich zu:

$$c_\varphi = \frac{M}{\varphi} = \frac{1}{\varphi} = \frac{3EI}{h_w^*}$$

$$h_w^* = \frac{u^3 + (h_w - u)^3}{h_w^2} = \frac{u^3 + h_w^3 - 3h_w^2u + 3u^2h_w - u^3}{h_w^2} \quad (51)$$

$$= h_w \cdot \left[1 - 3 \frac{u}{h_w} + 3 \left(\frac{u}{h_w} \right)^2 \right]$$

Die Federsteifigkeit für ein in Stegblechmitte angeschlossenes Anschlussblech ($u=h_w/2$) ergibt sich durch Einsetzen in Gl. (51):

$$c_{\varphi(u=\frac{h_w}{2})} = \frac{12EI}{h_w} \quad (52)$$

Die Federsteifigkeit für ein an der Kante des Stegbleches ($u=0$) angeschlossenes Anschlussblech ergibt sich zu Gl. (53), wobei dies einem Stab mit Endmoment entspricht und somit die Lösung ident mit der analytischen Formel aus 8.4.2.2 ist.

$$c_{\varphi(u=0)} = \frac{3EI}{h_w} \quad (53)$$

In die Formel der Federsteifigkeit nach Gl. (51) geht die Lage u des Anschlussbleches bzw. des angreifenden Momentes nur über die Funktion $1/h_w^*$ ein. Der Verlauf der Funktion h_w/h_w^* über die Höhe u wird in Abbildung 101 graphisch dargestellt.

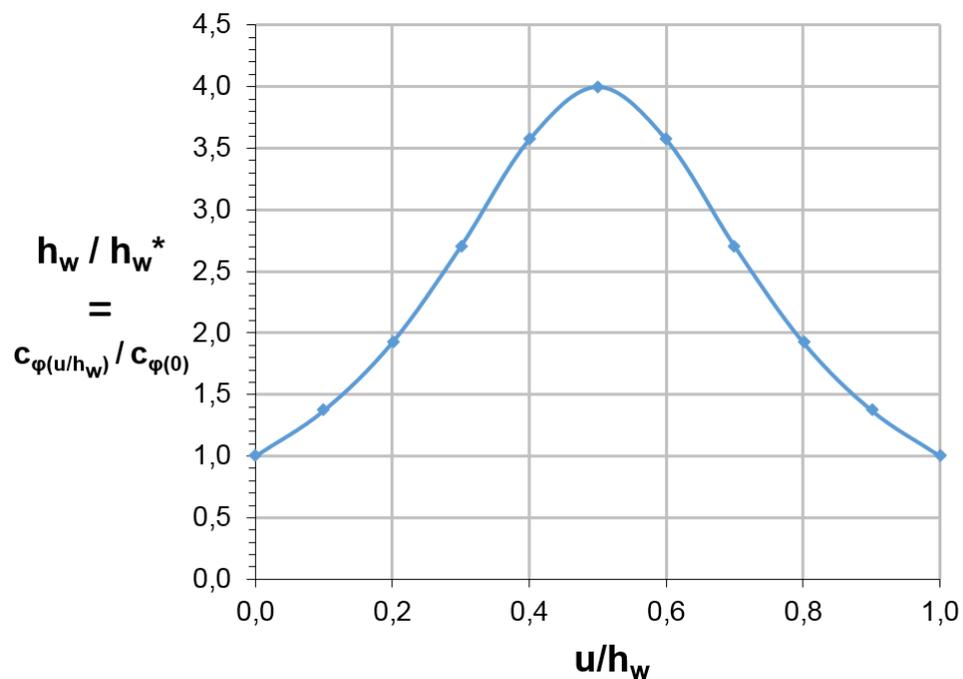


Abbildung 101: Verlauf der Funktion h_w/h_w^* bzw. $c_{\varphi(u/h_w)}/c_{\varphi(0)}$ über der bezogenen Höhe des Anschlussbleches

Es ist in Abbildung 101 ersichtlich, dass der günstigste Angriffspunkt des Momentes exakt bei $a=L/2$ liegt und dies eine 4-fach höhere Federsteifigkeit zur Folge hat im Vergleich zum Momentenangriffspunkt an Stegende. Der Grund für dieses Verhalten liegt in der dem Momentenangriffspunkt zugehörigen Verformung: Greift das Moment in der Stegmitte an, so ergibt dies eine günstige durchschlagende Verformungsfigur und daraus resultiert eine hohe Steifigkeit. Bei einem Moment das im Viertelpunkt angreift schlägt die Verformungskurve nicht mehr durch und daher entstehen im Vergleich zur durchschlagenden Verformungskurve höhere Durchbiegungen, wodurch geringere Steifigkeiten resultieren. Die verformte Figur bei verschiedenen Momentenangriffspunkten ist in Abbildung 102 in Grün dargestellt.

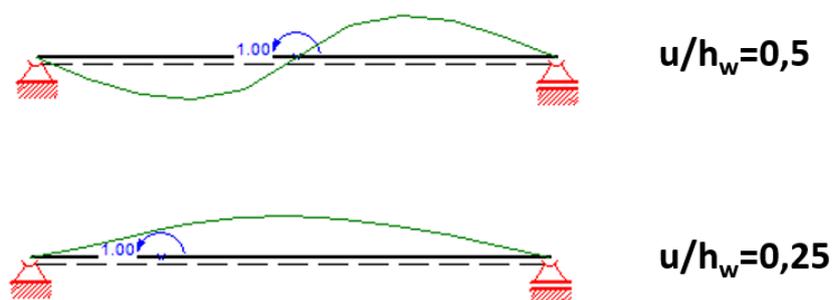


Abbildung 102: Verformungsfigur (qualitativer Verlauf) in Abhängigkeit des Momentenangriffspunktes

10.5.2 Empfohlenes analytisches Modell

10.5.2.1 Analytische Gesamtfedersteifigkeit

Die Gesamtfedersteifigkeit setzt sich aus der lokalen und der globalen Federsteifigkeit nach Gl. (54) zusammen.

$$c_{\varphi} = \frac{1}{\frac{1}{c_{\varphi,global}} + \frac{1}{c_{\varphi,lokal}}} \quad (54)$$

10.5.2.2 Globales analytisches Modell

Im globalen analytischen Modell wird die Torsionsbeanspruchung des Trägers erfasst, wie bereits für das Detail 2a dargestellt.

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

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

L = Länge des I-Trägers

I_T = Torsionsflächenmoment 2. Grades

I_W = Wölbwiderstand

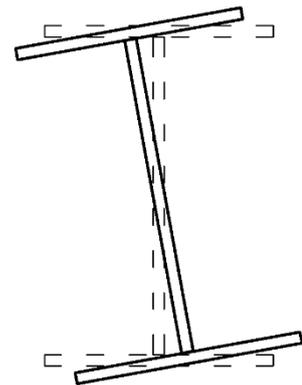


Abbildung 103: Globales analytisches Modell

10.5.2.3 Lokales analytisches Modell

Das lokale analytische Modell setzt sich aus den Steifigkeitsanteilen aus dem Anschlussblech und dem Steg zusammen und ist in Abbildung 104 erläutert.

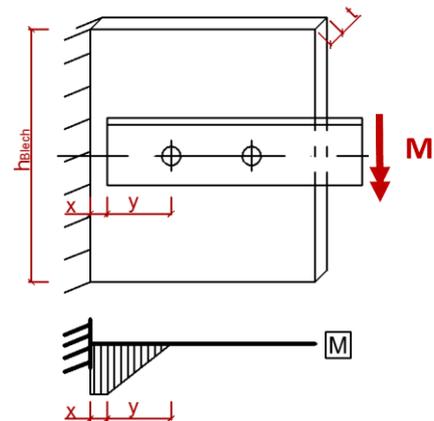
$$c_{\varphi, \text{lokal}} = \frac{1}{\frac{1}{c_{\varphi, \text{Anschlussblech}}} + \frac{1}{c_{\varphi, \text{Steg}}}}$$

- **Anschlussblech:**

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

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

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

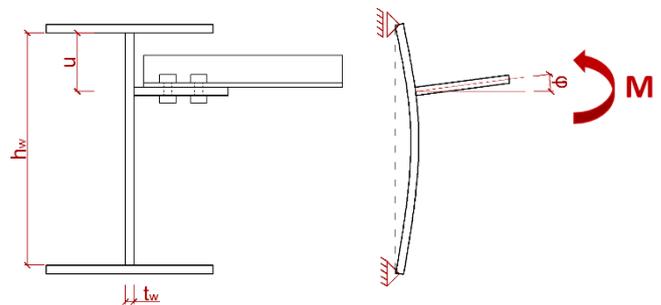


- **Stegblech des Trägers:**

$$c_{\varphi, \text{Steg}} = \frac{3EI}{h_w \cdot \left[1 - 3 \frac{u}{h_w} + 3 \left(\frac{u}{h_w} \right)^2 \right]} \left[\frac{\text{Nmm}}{\text{rad}} \right]$$

$$\text{mit } I = \frac{l_{\text{eff}} \cdot t_w^3}{12} \text{ [mm]}$$

$$\text{und } l_{\text{eff}} = \frac{70 \cdot h_w^{0,75}}{t_w^{1,40}} \text{ [mm]}$$



Anm.: Die Formel für die mitwirkende Stegbreite l_{eff} ergab sich aus der FEM-Parameterstudie.

Sonderfall $u/h_w = 0,5$

$$c_{\varphi, \text{Steg}} = \frac{E \cdot l_{\text{eff}} \cdot t_w^3}{h_w} \left[\frac{\text{Nmm}}{\text{rad}} \right]$$

$$\text{mit } l_{\text{eff}} = \frac{70 \cdot h_w^{0,75}}{t_w^{1,40}} \text{ [mm]}$$

Abbildung 104: Lokales analytisches Modell

10.5.3 Vergleich des analytischen Modells mit FEM Ergebnissen

In Tabelle 20 und Tabelle 21 wird das analytische Modell mit den FEM-Ergebnissen gegenübergestellt, wobei zwei gewählte Standardquerschnitte in zwei verschiedenen Grauschattierungen hinterlegt wurden, um idente Konfigurationen erkenntlich zu machen. Die gewählten Standardquerschnitte sind Kapitel 10.2 zu entnehmen. Aufgrund der unter Berücksichtigung des komplexen Steifigkeitsverhaltens geringen Unterschiede zwischen FEM und analytischem Modell, kann das gewählte analytische Modell bestätigt werden.

Tabelle 20: Vergleich lokales analytisches Modell mit lokalen FE-Ergebnissen

h [mm]	400	590	800	1000	1200
C_{φ} -FEM [Nmm/rad]	1,66E+08	1,42E+08	1,46E+08	1,37E+08	1,30E+08
C_{φ} -analyt [Nmm/rad]	1,15E+08	1,09E+08	1,03E+08	9,96E+07	9,67E+07
C_{φ} -analyt/ C_{φ} -FEM	0,70	0,76	0,71	0,73	0,74
t_w [mm]	5	10	13	15	20
C_{φ} -FEM [Nmm/rad]	2,80E+07	1,02E+08	1,46E+08	1,63E+08	2,03E+08
C_{φ} -analyt [Nmm/rad]	3,24E+07	7,85E+07	1,03E+08	1,18E+08	1,48E+08
C_{φ} -analyt/ C_{φ} -FEM	1,15	0,77	0,71	0,72	0,73
L [m]	1	5	10	15	25
C_{φ} -FEM [Nmm/rad]	1,40E+08	1,42E+08	1,42E+08	1,42E+08	1,42E+08
C_{φ} -analyt [Nmm/rad]	1,09E+08	1,09E+08	1,09E+08	1,09E+08	1,09E+08
C_{φ} -analyt/ C_{φ} -FEM	0,78	0,76	0,76	0,76	0,76

Tabelle 21: Vergleich analytisches Gesamtmodell mit Gesamt-FEM-Ergebnissen

h [mm]	400	590	800	1000	1200
C_{φ} -FEM [Nmm/rad]	5,44E+07	5,80E+07	6,65E+07	7,19E+07	7,65E+07
C_{φ} -analyt [Nmm/rad]	5,24E+07	5,61E+07	6,03E+07	6,40E+07	6,71E+07
C_{φ} -analyt/ C_{φ} -FEM	0,96	0,97	0,91	0,89	0,88
t_w [mm]	5	10	13	15	20
C_{φ} -FEM [Nmm/rad]	1,95E+07	5,18E+07	6,65E+07	7,13E+07	8,95E+07
C_{φ} -analyt [Nmm/rad]	2,59E+07	4,99E+07	6,03E+07	6,66E+07	8,20E+07
C_{φ} -analyt/ C_{φ} -FEM	1,33	0,96	0,91	0,93	0,92
L [m]	1	5	10	15	25
C_{φ} -FEM [Nmm/rad]	1,37E+08	1,18E+08	7,97E+07	5,80E+07	3,76E+07
C_{φ} -analyt [Nmm/rad]	1,02E+08	8,28E+07	6,69E+07	5,61E+07	4,25E+07
C_{φ} -analyt/ C_{φ} -FEM	0,75	0,70	0,84	0,97	1,13

11 Detail 3b – Anschluss eines Winkelprofils unter 45° an ein Anschlussblech am Trägersteg

11.1 Systembeschreibung

Ein Winkelprofil wird mithilfe eines Anschlussbleches an den Steg eines I-Profiles angeschlossen. Dieses Anschlussdetail wird in der Praxis insbesondere bei hohen Trägern, beispielsweise beim Anschluss des Dachverbandes an den Hauptträger, ausgeführt. In Abbildung 105 ist die Modellierung des Anschlussdetails ersichtlich, wobei nur der Lasteinleitungsbereich dargestellt wird, um das Anschlussdetail besser erkennen zu können wird. Im Bereich der Lasteinleitung mit einer Länge von 0,5m wurde der OG und der Steg des I-Trägers mit Solid-Elementen modelliert. Die verbleibenden Teile des I-Trägers wurden mit Schalen gebildet. Als Lagerung wurden die Punkte Steg-OK und Steg-UK in den Endquerschnitten gehalten (Gabellager an beiden Trägerenden). Die Schrauben wurden mittels Solid-Elementen und Vorspannung berücksichtigt. Der Winkel wurde als Solid-Körper starr modelliert und daher kann der Verdrehwinkel des L-Profiles für die Berechnung der Federsteifigkeit direkt herangezogen werden. Die nachfolgenden FE-Berechnungen gehen immer von einer Lage des Anschlussbleches auf Höhe der Stegmitte aus.

Die Federsteifigkeit bei einem Momentenangriff M_{in} in der Anschlussebene ist aufgrund der geringen Steifigkeit des Stegbleches für die lokale Krafteinleitung des Anschlussbleches nicht ausreichend, um von einer vollen Einspannung in dieser Ebene ausgehen zu können. Daher muss bei diesem Detail auch die Steifigkeit in der Anschlussebene berücksichtigt werden (M_{in} in Abbildung 105).

Eine Verdrehung des Winkels aus der Anschlussebene, aufgrund eines Biegemomentes M_{aus} , ruft eine Biegung im Anschlussblech und eine Kombination aus Stegbiegung und Verdrehung infolge Torsionsbeanspruchung im I-Träger hervor. Auch diese Federsteifigkeiten werden nachfolgend untersucht.

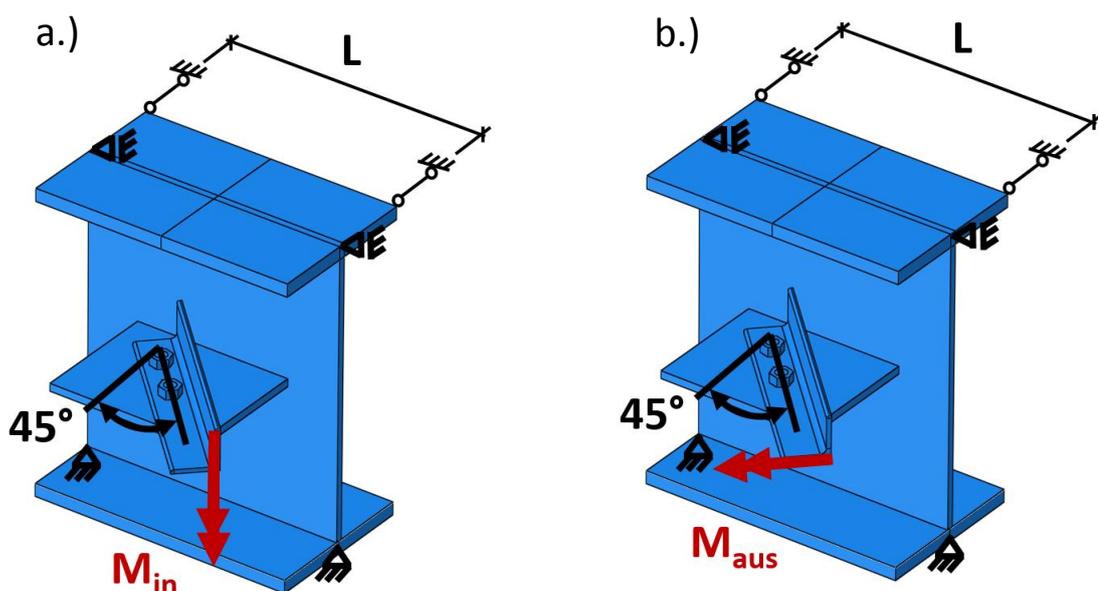


Abbildung 105: Modellierung des Anschlusses eines Winkelprofils unter 45° an ein Anschlussblech welches am Steg eines I-Profiles angeschweißt ist, a.) Steifigkeit in der Anschlussebene, b.) Steifigkeit aus der Anschlussebene

11.2 Federsteifigkeit in der Anschlussebene

Die Drehung des Winkelprofils um 45° , gegenüber dem Detail 3a, hat zwar Einfluss auf die Steifigkeit aus der Anschlussebene, jedoch sind in der Anschlussebene keine wesentlichen Änderungen der Steifigkeit zu erwarten, weshalb hier auf die Kapitel 10.2 und 10.3 verwiesen wird.

11.3 Federsteifigkeit aus der Anschlussebene - Parameterstudien

11.3.1 Geometriefestlegung für sämtliche Parameterstudien

Das Anschlussblech und die Lochgeometrie wird nach Abbildung 106 gewählt. Der Einfluss der Parameter des Anschlussbleches wurde bereits im Kapitel 4.3 untersucht, daher wird an dieser Stelle nicht näher darauf eingegangen. Sämtliche Parameterstudien des Kapitels 11.3 wurden ohne Steifen untersucht, da dies konservative Federsteifigkeiten im Vergleich zu Varianten mit Steifen zur Folge hat.

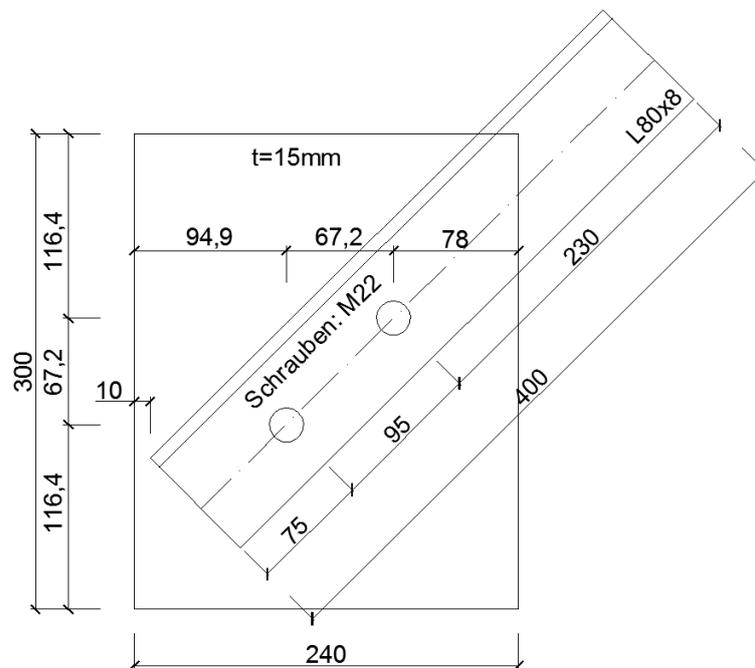


Abbildung 106: Geometriefestlegung für die Anschlusssituation des Details 3b

11.3.2 Parameterstudie zur Trägerlänge L

Das Verhalten der Federsteifigkeit bei Änderung der Länge des I-Trägers wird mit der nachfolgenden Parameterstudie untersucht. Die gewählte Querschnittsgeometrie sowie die untersuchten Parameter sind Abbildung 107 zu entnehmen.

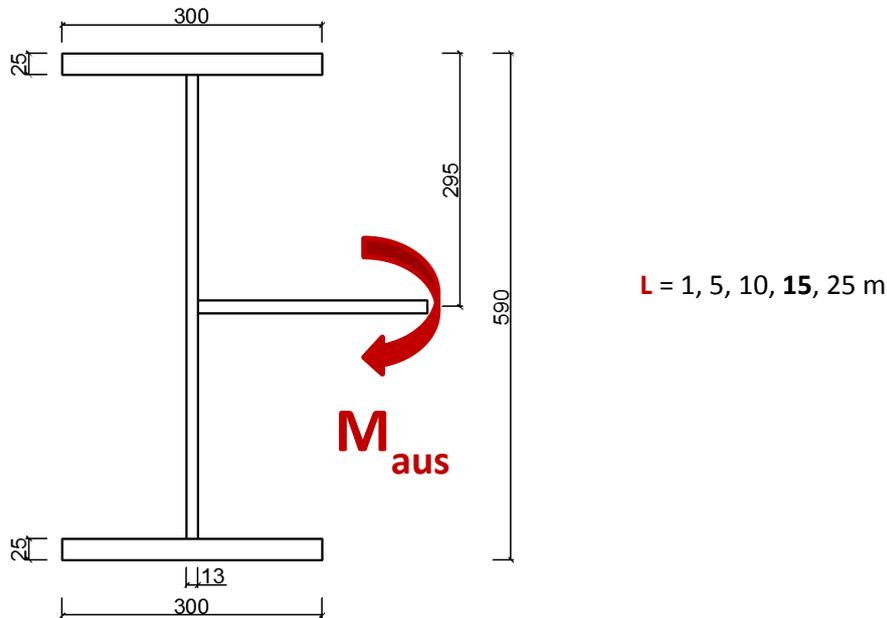


Abbildung 107: Detail 3b - Querschnittsabmessungen und variierte Trägerlängen L

Die Ergebnisse der Parameterstudie sind in Abbildung 108 dargestellt.

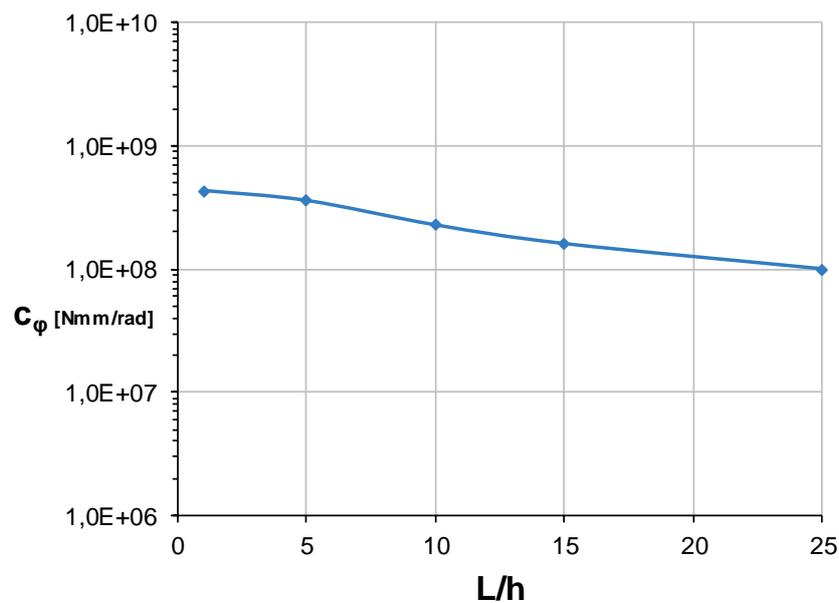


Abbildung 108: Detail 3b - Ergebnisse der Parameterstudie in Abhängigkeit der Trägerschlankheit (ohne Quersteifen)

11.3.3 Parameterstudie zur Ermittlung des lokalen Effekts der Stegbiegung

Um die Einflüsse der einzelnen Querschnittsparameter auf den lokalen Effekt der Stegbiegung zu erfassen, wurde ein Standardquerschnitt $h=590\text{mm}$, $t_w=13\text{mm}$ mit $L=15\text{m}$ gewählt und in weiterer Folge wurden die Querschnittsparameter einzeln variiert. Bei der Variation der Stegdicke wurde vom Standardquerschnitt abgewichen und immer mit $h=800\text{mm}$ gerechnet.

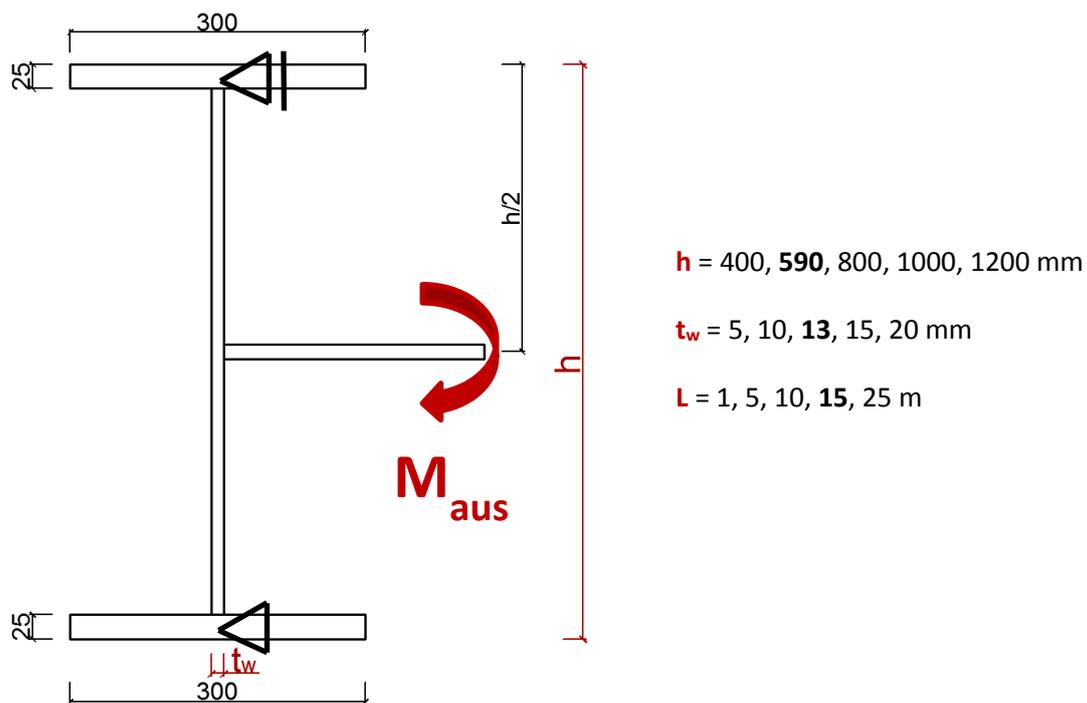


Abbildung 109: Querschnittsabmessungen und variierte Parameter zur Ermittlung des lokalen Effekts der Stegbiegung

Die Ergebnisse der Parameterstudie sind der Tabelle 22 zu entnehmen, wobei die zwei gewählten Standardquerschnitte in verschiedenen Grauschattierungen hinterlegt sind.

Tabelle 22: Ergebnisse der Parameterstudie zur Ermittlung des lokalen Effekts der Stegbiegung

h [mm]	400	590	800	1000	1200
C_φ [Nmm/rad]	5,74E+08	4,45E+08	4,37E+08	4,05E+08	3,85E+08
t_w [mm]	5	10	13	15	20
C_φ [Nmm/rad]	7,74E+07	3,00E+08	4,37E+08	4,88E+08	6,19E+08
L [m]	1	5	10	15	25
C_φ [Nmm/rad]	4,37E+08	4,45E+08	4,45E+08	4,45E+08	4,45E+08

11.3.4 Parameterstudie zur Gesamtfedersteifigkeit

Um die Einflüsse der einzelnen Querschnittsparameter auf die Gesamtfedersteifigkeit zu erfassen, wurde ein Standardquerschnitt mit $h=800\text{mm}$ und $t_w=13\text{mm}$ gewählt und die Querschnittsparameter einzeln variiert.

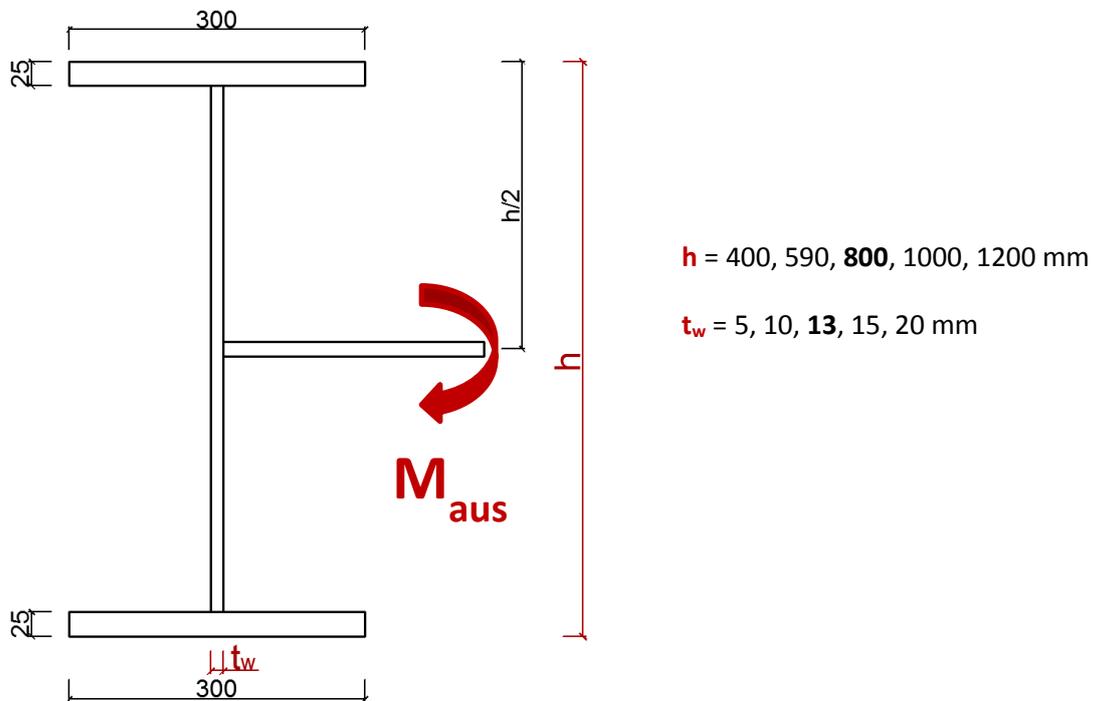


Abbildung 110: Querschnittsabmessungen und variierte Parameter zur Variation der Querschnittsparameter

Die Ergebnisse der Parameterstudie sind der Tabelle 23 zu entnehmen, wobei der gewählte Standardquerschnitt grau hinterlegt ist.

Tabelle 23: Ergebnisse der Parameterstudie zur Variation der Querschnittsparameter

h [mm]	400	590	800	1000	1200
C_φ [Nmm/rad]	1,51E+08	1,60E+08	1,82E+08	1,98E+08	2,12E+08
t_w [mm]	5	10	13	15	20
C_φ [Nmm/rad]	5,11E+07	1,38E+08	1,82E+08	1,92E+08	2,47E+08

11.4 Federsteifigkeit aus der Anchlussebene - Analytisches Modell

11.4.1 Grundlagen des analytischen Modells

Die Grundlagen des analytischen Modells werden in Kapitel 10.5.1 für das Detail 3a mit dem Anschluss des Winkels unter 90° erläutert und sind auch für dieses analytische Modell in adaptierter Form gültig. Aufgrund der um 45° gedrehten Krafteinleitung gibt es einen positiven Effekt. Die Steifigkeitserhöhung wird über den Korrekturfaktor der Größe 2,5, welcher empirisch ermittelt wurde, beim globalen analytischen Modell und beim lokalen analytischen Modell des Steges berücksichtigt. Das lokale analytische Modell des Anschlussbleches wurde für den unter 45° angeschlossenen Winkel bereits in Kapitel 6 erläutert und kann somit hier übernommen werden.

11.4.2 Empfohlenes analytisches Modell

11.4.2.1 Analytische Gesamtfedersteifigkeit

Die Gesamtfedersteifigkeit setzt sich aus der lokalen und der globalen Federsteifigkeit nach Gl. (55) zusammen.

$$c_{\varphi} = \frac{1}{\frac{1}{c_{\varphi,global}} + \frac{1}{c_{\varphi,lokal}}} \quad (55)$$

11.4.2.2 Globales analytisches Modell

Im globalen analytischen Modell wird die Torsionsbeanspruchung des Trägers erfasst.

$$c_{\varphi,global} = \frac{M}{\varphi} = 2,5 \cdot \frac{1}{\frac{L}{4GI_T} \cdot \left(1 - \frac{\tanh \varepsilon_T}{\varepsilon_T}\right)}$$

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

L = Länge des I-Trägers

I_T = Torsionsflächenmoment 2. Grades

I_W = Wölbwiderstand

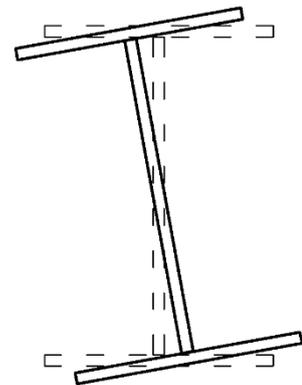


Abbildung 111: Globales analytisches Modell

11.4.2.3 Lokales analytisches Modell

Das lokale analytische Modell setzt sich aus den Anteilen Anschlussblech und Steg zusammen und ist in Abbildung 112 erläutert.

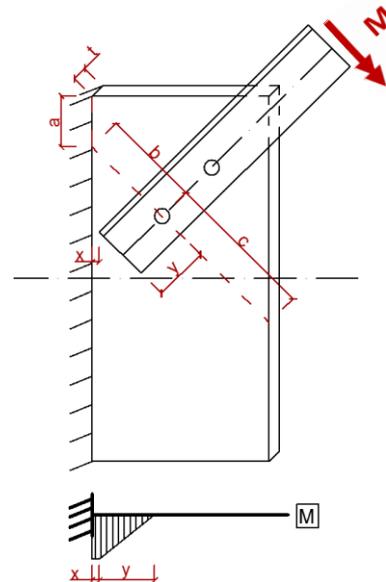
$$c_{\varphi, \text{lokal}} = \frac{1}{\frac{1}{c_{\varphi, \text{Anschlussblech}}} + \frac{1}{c_{\varphi, \text{Steg}}}}$$

- Anschlussblech:

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

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

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

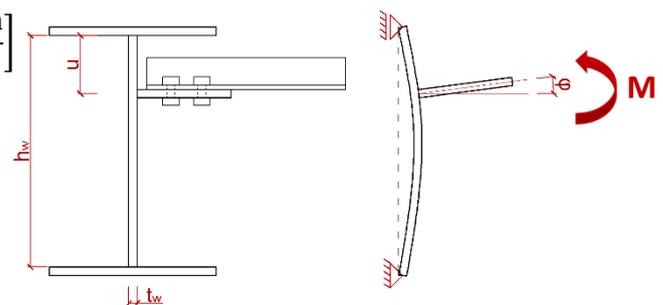


- Stegblech des Trägers:

$$c_{\varphi, \text{Steg}} = 2,5 \cdot \frac{3EI}{h_w \cdot \left[1 - 3 \frac{u}{h_w} + 3 \left(\frac{u}{h_w}\right)^2\right]} \left[\frac{\text{Nmm}}{\text{rad}} \right]$$

$$\text{mit } I = \frac{l_{\text{eff}} \cdot t_w^3}{12} \text{ [mm]}$$

$$\text{und } l_{\text{eff}} = \frac{70 \cdot h_w^{0,75}}{t_w^{1,40}} \text{ [mm]}$$



Sonderfall $u/h_w = 0,5$

$$c_{\varphi, \text{Steg}} = 2,5 \cdot \frac{E \cdot l_{\text{eff}} \cdot t_w^3}{h_w} \left[\frac{\text{Nmm}}{\text{rad}} \right]$$

$$\text{mit } l_{\text{eff}} = \frac{70 \cdot h_w^{0,75}}{t_w^{1,40}} \text{ [mm]}$$

Abbildung 112: Lokales analytisches Modell

11.4.3 Vergleich des analytischen Modells mit FEM Ergebnissen

In Tabelle 24 und Tabelle 25 wird das analytische Modell mit den FEM-Ergebnissen gegenübergestellt, wobei zwei gewählte Standardquerschnitte in verschiedenen Grauschattierungen hinterlegt wurden um idente Konfigurationen erkenntlich zu machen. Die gewählten Standardquerschnitte sind Kapitel 11.3 zu entnehmen. Aufgrund der unter Berücksichtigung des komplexen Steifigkeitsverhaltens geringen Unterschiede zwischen FEM und analytischen Modell, kann das gewählte analytische Modell bestätigt werden.

Tabelle 24: Vergleich lokales analytisches Modell mit lokalen FEM-Ergebnissen

h [mm]	400	590	800	1000	1200
C_{φ} -FEM [Nmm/rad]	5,74E+08	4,45E+08	4,37E+08	4,05E+08	3,85E+08
C_{φ} -analyt [Nmm/rad]	2,88E+08	2,71E+08	2,58E+08	2,49E+08	2,41E+08
C_{φ} -analyt/ C_{φ} -FEM	0,50	0,61	0,59	0,61	0,63
t_w [mm]	5	10	13	15	20
C_{φ} -FEM [Nmm/rad]	7,74E+07	3,00E+08	4,37E+08	4,88E+08	6,19E+08
C_{φ} -analyt [Nmm/rad]	8,08E+07	1,96E+08	2,58E+08	2,94E+08	3,69E+08
C_{φ} -analyt/ C_{φ} -FEM	1,04	0,65	0,59	0,60	0,60
L [m]	1	5	10	15	25
C_{φ} -FEM [Nmm/rad]	4,37E+08	4,45E+08	4,45E+08	4,45E+08	4,45E+08
C_{φ} -analyt [Nmm/rad]	2,71E+08	2,71E+08	2,71E+08	2,71E+08	2,71E+08
C_{φ} -analyt/ C_{φ} -FEM	0,62	0,61	0,61	0,61	0,61

Tabelle 25: Vergleich analytisches Gesamtmodell mit Gesamt-FEM-Ergebnissen

h [mm]	400	590	800	1000	1200
C_{φ} -FEM [Nmm/rad]	1,51E+08	1,60E+08	1,82E+08	1,98E+08	2,12E+08
C_{φ} -analyt [Nmm/rad]	1,31E+08	1,40E+08	1,51E+08	1,60E+08	1,67E+08
C_{φ} -analyt/ C_{φ} -FEM	0,87	0,87	0,83	0,81	0,79
t_w [mm]	5	10	13	15	20
C_{φ} -FEM [Nmm/rad]	5,11E+07	1,38E+08	1,82E+08	1,92E+08	2,47E+08
C_{φ} -analyt [Nmm/rad]	6,48E+07	1,25E+08	1,51E+08	1,66E+08	2,05E+08
C_{φ} -analyt/ C_{φ} -FEM	1,27	0,90	0,83	0,87	0,83
L [m]	1	5	10	15	25
C_{φ} -FEM [Nmm/rad]	4,33E+08	3,59E+08	2,28E+08	1,60E+08	1,00E+08
C_{φ} -analyt [Nmm/rad]	2,55E+08	2,07E+08	1,67E+08	1,40E+08	1,06E+08
C_{φ} -analyt/ C_{φ} -FEM	0,59	0,58	0,73	0,87	1,06

12 Zusammenfassung

12.1 Einfluss der Federsteifigkeit auf die Knicktragfähigkeit von L-Profilen

In der nachfolgenden Abbildung ist die FE-Modellierung mit den verschiedenen betrachteten Randbedingungen BC1(Einspannung), BC2(Scharnier) und BC3(Gelenk) ersichtlich. Es wurden ausgehend von der rein gelenkigen Lagerung BC3 zusätzliche Federn hinter der Endplatte angeordnet und schrittweise der Übergang zu BC2 und BC1 untersucht. Die Randbedingungen wurden immer für beide Endplatten gleich gewählt und es wurde zusätzlich zu den Verdrehungen auch die Verformungen in y- und z-Richtung bei beiden Endplatten sowie in Trägerlängsrichtung nur bei einer Endplatte gesperrt. Jede Kurve in den nachfolgenden Diagrammen entspricht einem Winkelprofil mit bestimmter Länge, wobei dies in den Legenden ersichtlich ist.

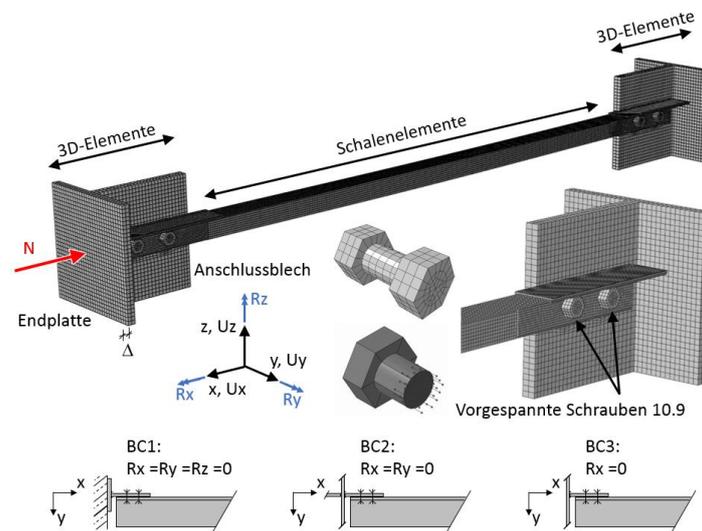


Abbildung 113: FE-Modellierung zur Untersuchung der Knicktragfähigkeit unter realen Anschlussbedingungen [1]

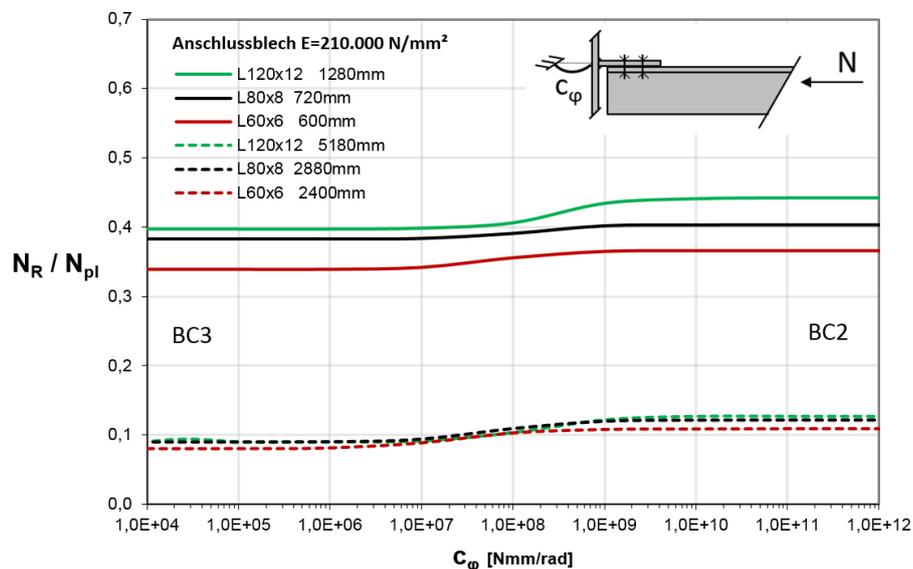


Abbildung 114: Übergang zwischen gelenkiger Lagerung(BC3) und Scharnierlagerung (BC2)

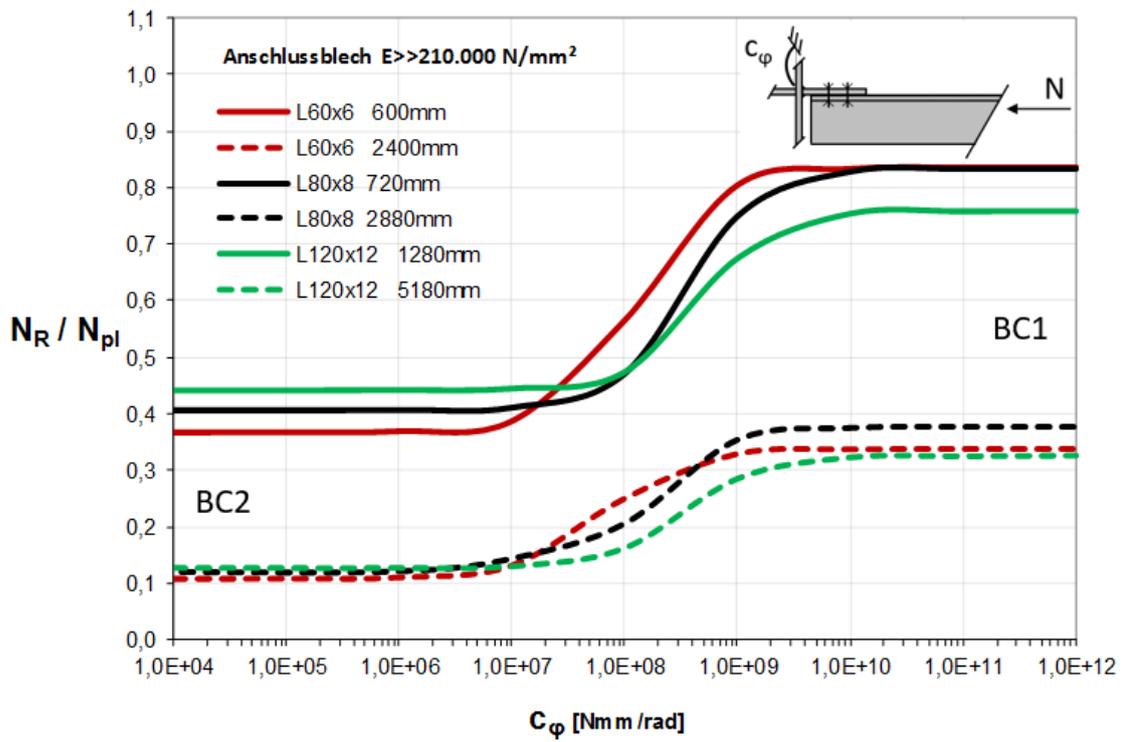


Abbildung 115: Übergang zwischen Scharnierlagerung (BC2) und starrer Lagerung (BC1)

In Abbildung 116 ist ersichtlich, dass der Übergangsbereich zwischen den allen Randbedingungen stets zwischen $1,0E+07$ und $1,0E+09$ liegt.

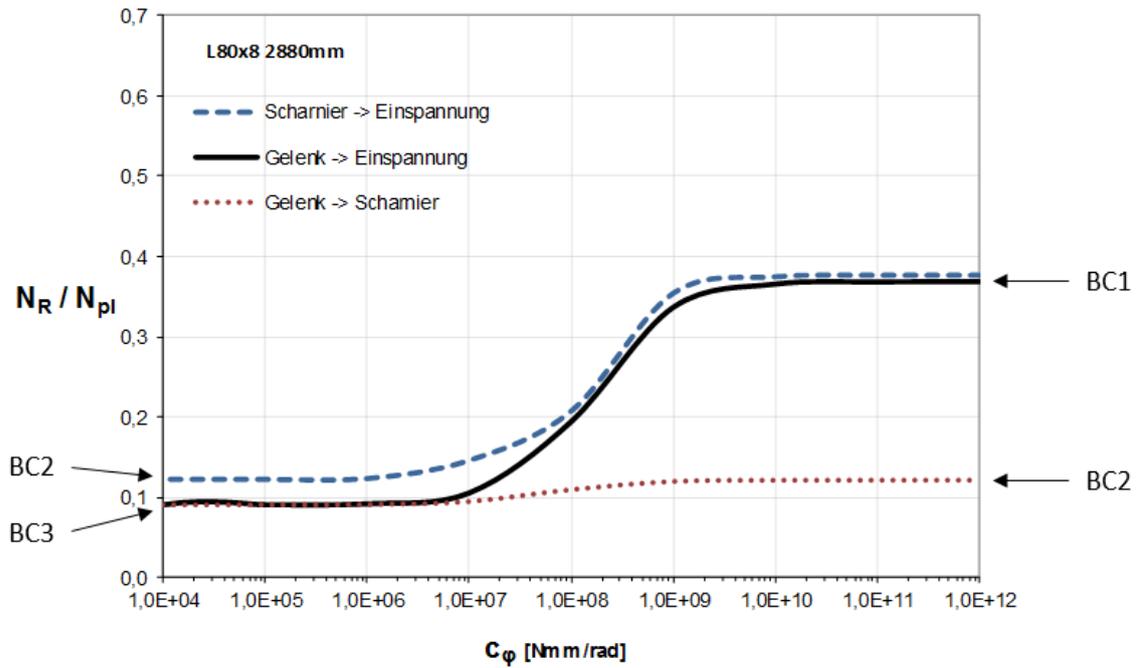


Abbildung 116: Übergang zwischen den einzelnen Lagerungsbedingungen

12.2 Anschlusssteifigkeit von baupraktischen Details

12.2.1 Detail 1a und 1b

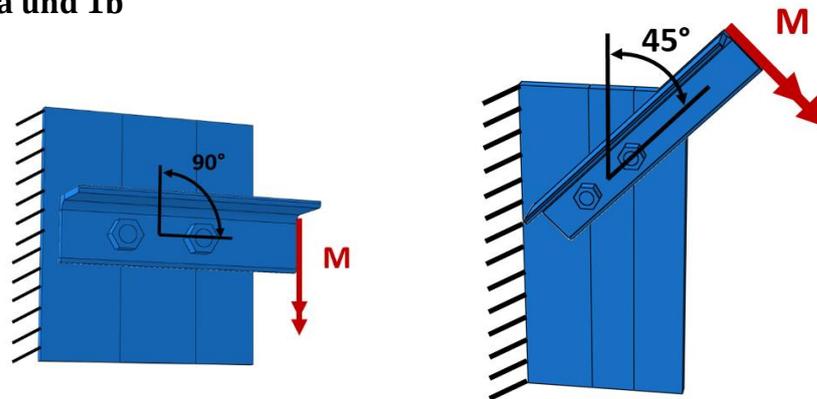


Abbildung 117: Modellierung der Details 1a und 1b

Nachfolgend sind die ermittelten Federsteifigkeiten der Details 1a (90°) und 1b (45°) im baupraktischen Bereich in das Diagramm der Tragfähigkeit des L80x8 Profils bei unterschiedlichen Anschlusssteifigkeiten eingetragen. Es werden die Ergebnisse von Anschlussblechen mit Blechdicken von 10 bis 20 mm und Gesamthöhen des Anschlussbleches zwischen 200 und 500 mm abgebildet. Der Überlappungsbereich der beiden Details ist schraffiert dargestellt. Aufgrund der hohen Steifigkeit durch die Scheibenwirkung bei einem Moment das in der Anschlussebene wirkt, kann davon ausgegangen werden, dass eine Scharnierlagerung vorhanden ist und somit lediglich der Übergang von Scharnier auf die volle Einspannung untersucht werden muss.

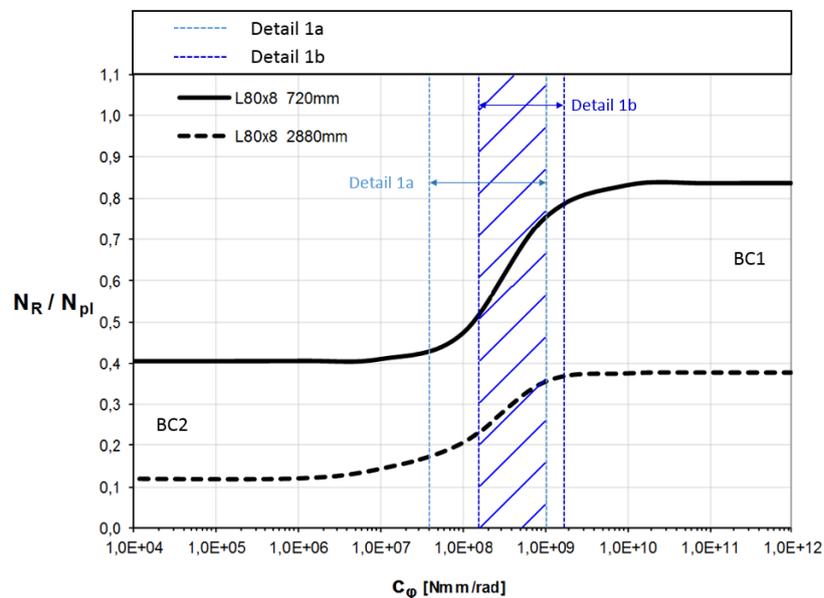


Abbildung 118: Anschlusssteifigkeit der Details 1a und 1b

In Abbildung 118 ist erkennbar, dass die baupraktischen Anschlusssteifigkeiten der Details 1a und 1b im Übergangsbereich zwischen gelenkig und eingespannt zu liegen kommen. Die Berücksichtigung der Anschlusssteifigkeit ergibt eine deutliche Erhöhung der Tragfähigkeit im Vergleich zum gelenkigen Fall.

12.2.2 Detail 2a und 2b

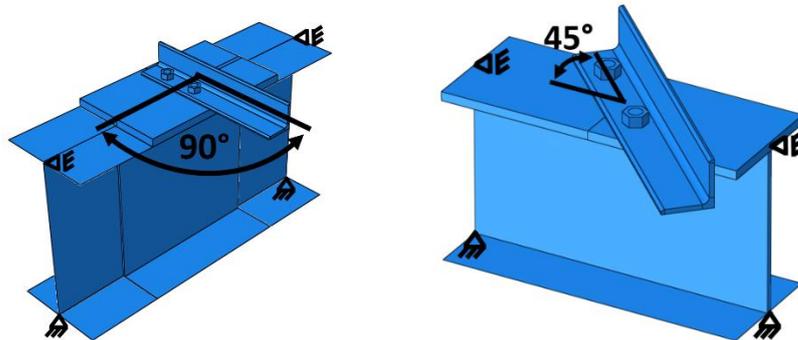


Abbildung 119: Modellierung der Details 2a und 2b

Für die Details 2a (90°) und 2b (45°) werden nachfolgend ausgewählte Ergebnisse der Parameterstudie in dem Diagramm der Tragfähigkeiten des L-Profiles bei unterschiedlichen Anschlusssteifigkeiten dargestellt. Die angeführten Federsteifigkeiten wurden bei den in der Legende angegebenen HEA-Profilen bei einem L/h Verhältnis von 25 ermittelt.

12.2.2.1 Federsteifigkeit in der Anschlussebene

Die Federsteifigkeit in der Anschlussebene wurde nur beim Detail 2a betrachtet, da die Drehung des Winkelprofils beim Detail 2b keinen maßgebenden Einfluss hat und somit die Federsteifigkeit des Details 2a verwendet werden kann.

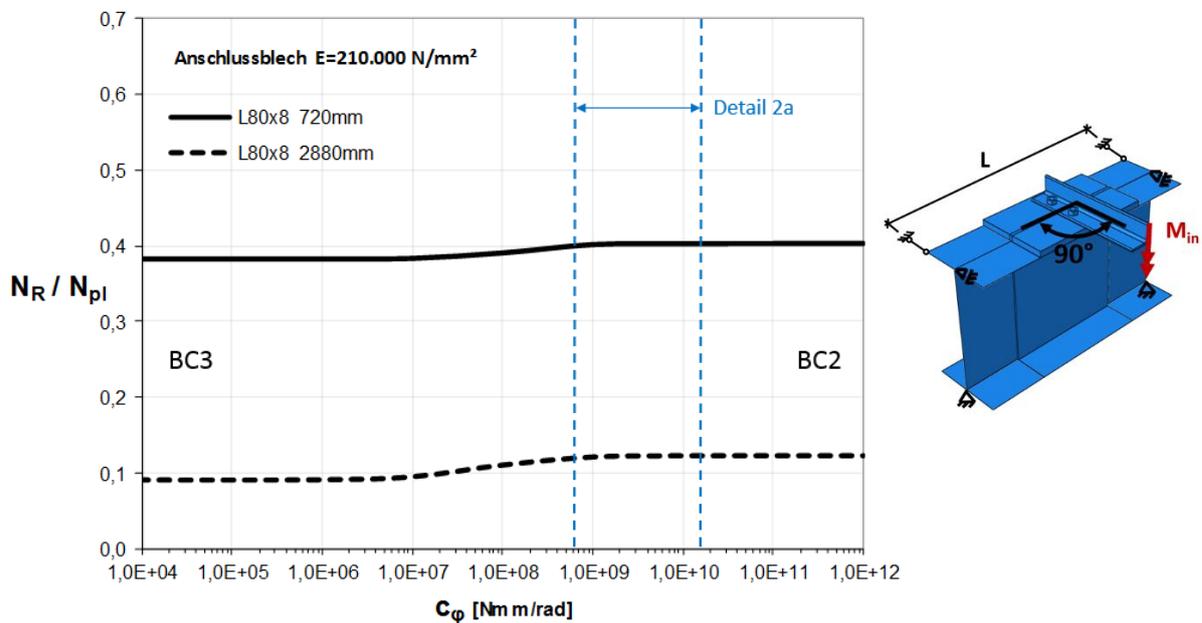


Abbildung 120: Anschlusssteifigkeit in der Anschlussebene des Details 2a

In Abbildung 120 ist deutlich zu erkennen, dass die Federsteifigkeit des Details 2a in der Anschlussebene im Bereich der betrachteten Parameterstudien ausreichend hoch ist, um von einer vollen Einspannwirkung und somit einer Scharnierlagerung (BC2) ausgehen zu können.

12.2.2.2 Federsteifigkeit aus der Anschlussebene

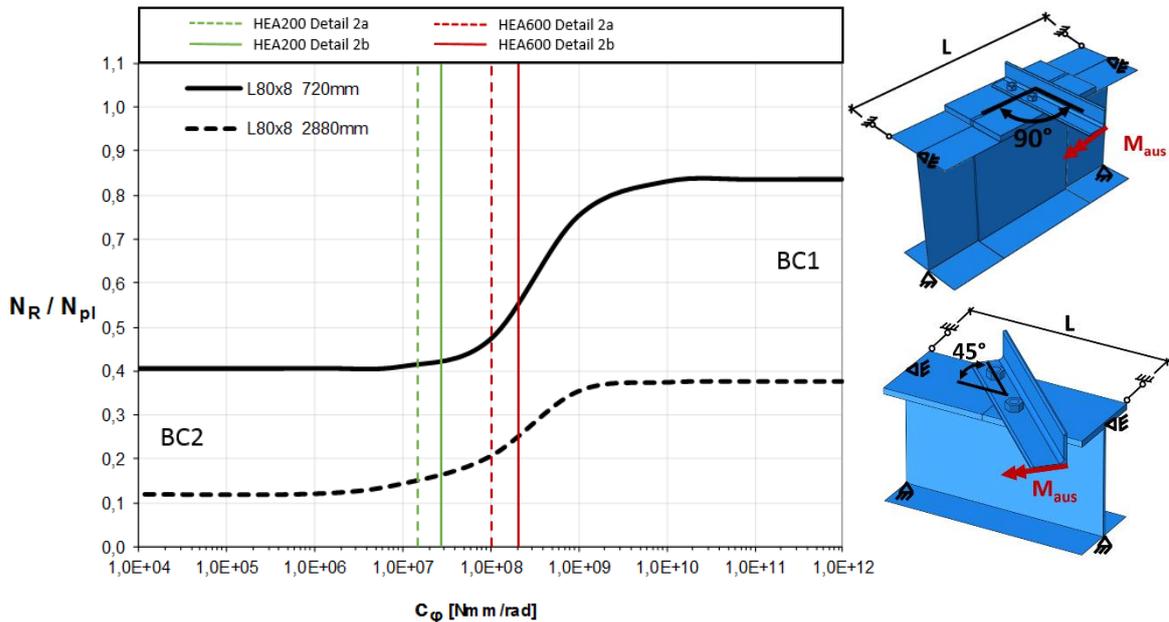


Abbildung 121: Anschlusssteifigkeit aus der Anschlussebene der Details 2a und 2b

In Abbildung 121 ist ersichtlich, dass die Anschlusssteifigkeit aus der Anschlussebene der Details 2a und 2b im Übergangsbereich zwischen gelenkig und eingespannt liegt. Bereits bei kleineren Profilen, wie dem HEA200 wird eine Federsteifigkeit erreicht, die ausreicht um die Tragfähigkeit des Winkelprofils im Vergleich zum Fall mit Scharnierlagerung zu erhöhen. Insbesondere bei einer geringen Überschreitung der Tragfähigkeit kann die Berücksichtigung der Anschlusssteifigkeit von großer Bedeutung sein. Bei Verwendung eines HEA600 Profils, in Kombination mit einem Winkelprofil mit baupraktischer Schlankheit und somit großer Länge, steigt die Tragfähigkeit des Winkelprofils bereits auf das Doppelte, im Vergleich zum Fall mit Scharnierlagerung an.

12.2.3 Detail 3a und 3b

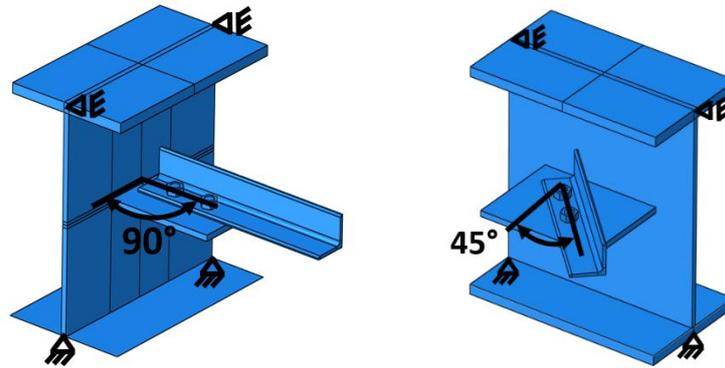


Abbildung 122: Modellierung der Details 3a und 3b

Für die Details 3a (90°) und 3b (45°) werden nachfolgend ausgewählte Ergebnisse der Parameterstudie in dem Diagramm der Tragfähigkeiten des L-Profiles bei unterschiedlichen Anschlusssteifigkeiten dargestellt.

12.2.3.1 Federsteifigkeit in der Anschlussebene

Die Federsteifigkeit in der Anschlussebene wurde nur beim Detail 3a betrachtet, da die Drehung des Winkelprofils beim Detail 3b keinen maßgebenden Einfluss hat und somit auch dort die Federsteifigkeit des Details 3a verwendet werden kann.

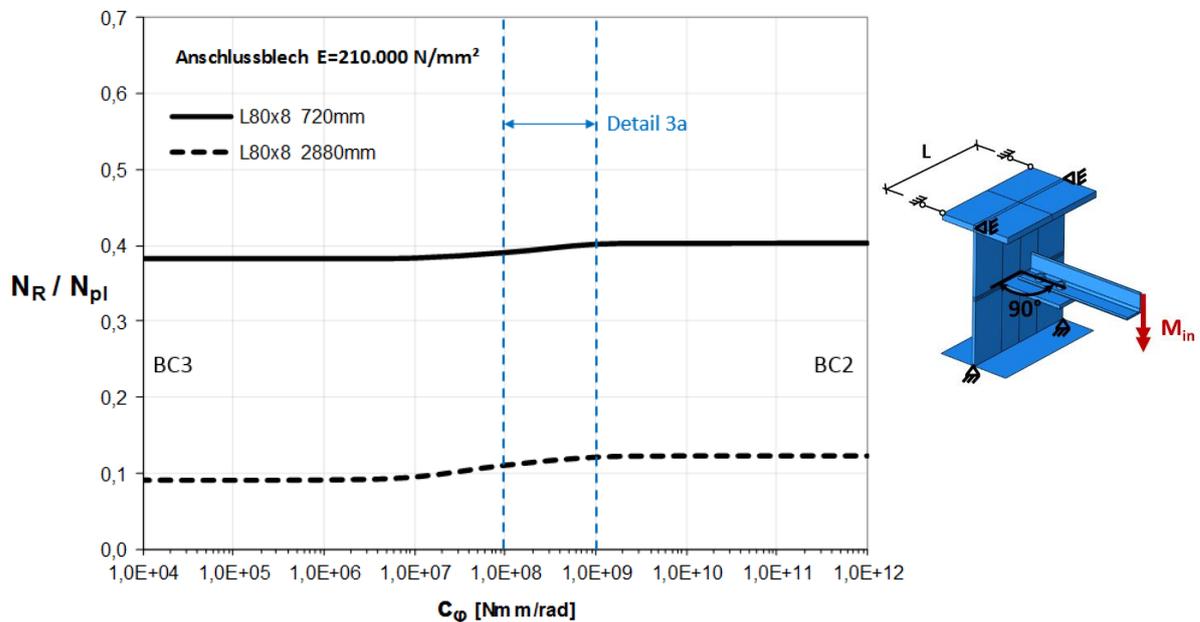


Abbildung 123: Anschlusssteifigkeit in der Anschlussebene des Details 3a

In Abbildung 123 ist zu erkennen, dass die Federsteifigkeit in der Anschlussebene im Bereich der betrachteten Parameterstudie des Detail 3a im Übergangsbereich zwischen Gelenk und Scharnier zu liegen kommt. Daher kann nicht von einer vollen Einspannwirkung ausgegangen werden und es muss somit die Federsteifigkeit in der Anschlussebene berücksichtigt werden.

12.2.3.2 Federsteifigkeit aus der Anschlussebene

Die in Abbildung 124 angeführten Anschlusssteifigkeiten wurden mit den in der Legende angegebenen HEA-Profilen bei einem L/h Verhältnis von 25 ermittelt.

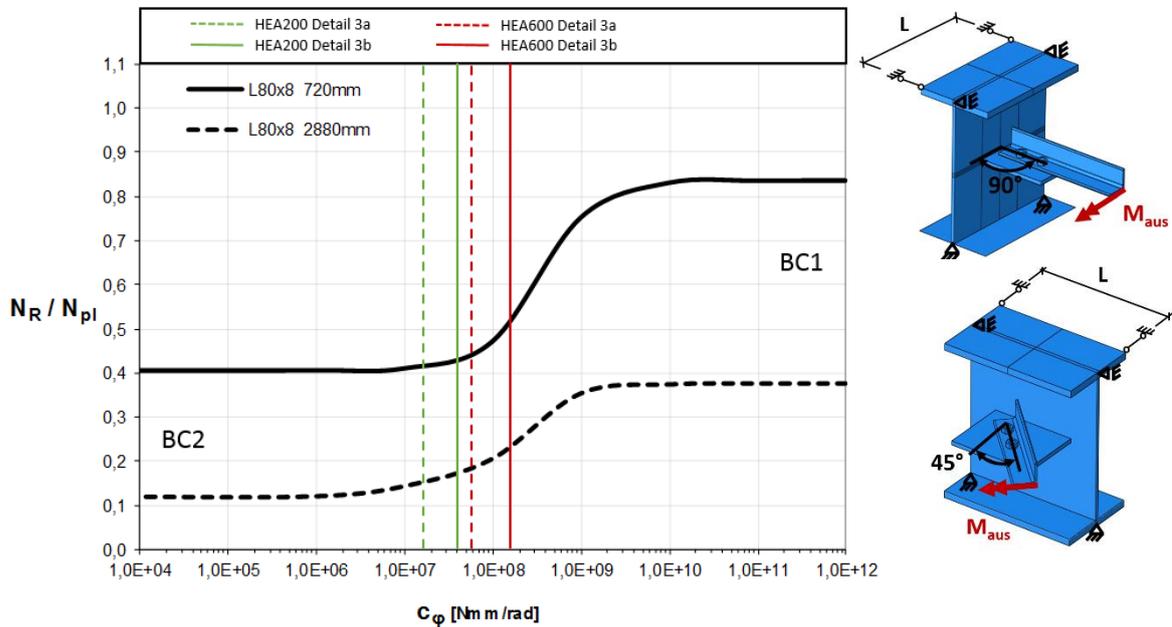


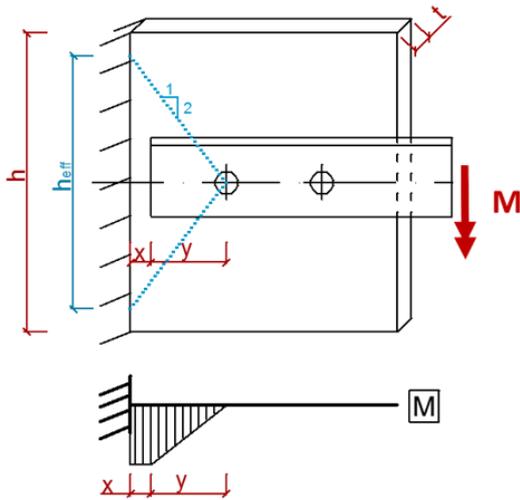
Abbildung 124: Anschlusssteifigkeit aus der Anschlussebene der Details 3a und 3b

Aufgrund der Ergebnisse in Abbildung 124 kann schlussgefolgert werden, dass bei den Anschlussdetails 3a und 3b im Vergleich zu den vorangegangenen Details nur mehr ein geringer Tragfähigkeitszuwachs durch die Anschlusssteifigkeit im Vergleich zur Scharnierlagerung möglich ist. Da einerseits dieses Detail in der Regel bei sehr hohen Trägern ausgeführt wird und daher eher das Profil HEA600 als Referenzprofil angesehen werden kann und andererseits i.d.R. längere L-Profile verwendet werden, weshalb die Referenzkurve L80x8 2880mm zutreffend ist, ist der Tragfähigkeitszuwachs sehr wohl praxisrelevant.

12.3 Analytische Modelle zur Ermittlung der Anschlusssteifigkeit

Bei den Details 1a bis 1c sowie 2a und 2b ist die Federsteifigkeit in der Anschlussebene ausreichend groß, sodass in dieser Ebene von einer vollen Einspannwirkung ausgegangen werden kann und nur die Federsteifigkeit aus der Anschlussebene betrachtet werden muss.

12.3.1 Detail 1a - Anschlussblech eingespannt, Winkelprofil unter 90° angeschlossen



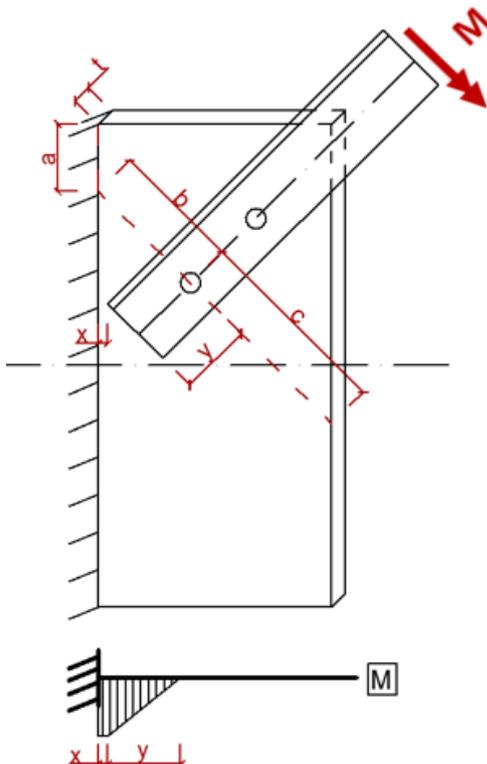
$$c_{\varphi} = \frac{3EI}{3x + y}$$

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

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

Abbildung 125: Empfohlenes analytisches Modell für das Detail 1a

12.3.2 Detail 1b - Anschlussblech eingespannt, Winkelprofil unter 45° angeschlossen



$$c_{\varphi} = \frac{3EI}{3x + y}$$

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

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

Abbildung 126: Empfohlenes analytisches Modell für das Detail 1b

12.3.3 Detail 1c - Anschlussblech eingespannt, 2 Winkelprofile unter 45° angeschlossen, 2. Diagonale mit Zugnormalkraft

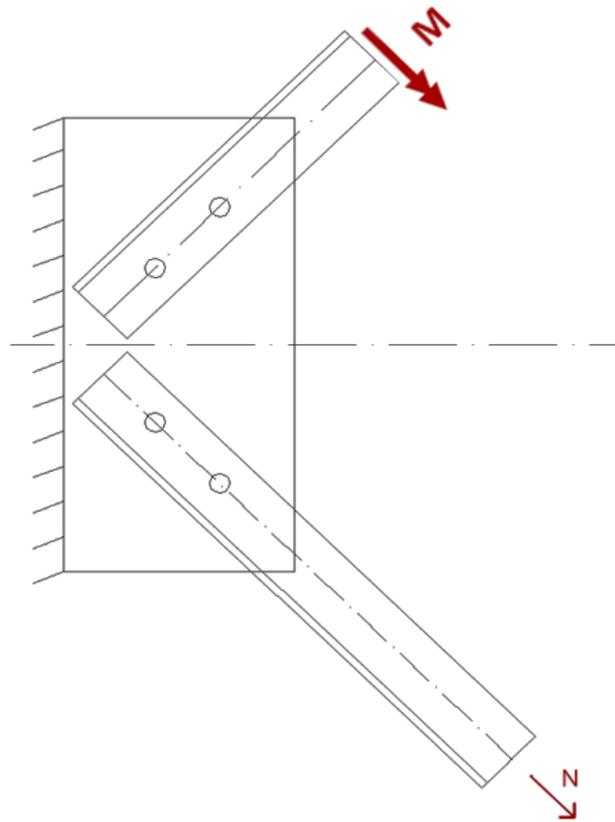


Abbildung 127: Detail 1c

Aufgrund der geringen Tragfähigkeitserhöhung durch die Zugdiagonale wird konservativ das Modell aus 12.3.2 empfohlen

12.3.4 Detail 2a – Anschluss eines Winkelprofils unter 90° an den OG eines I-Profils

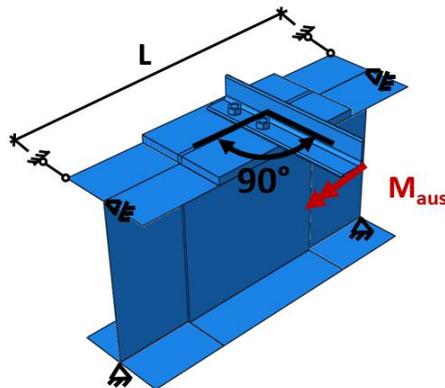


Abbildung 128: Modell Detail 2a

12.3.4.1 Analytische Gesamtfedersteifigkeit – aus der Anschlussebene

$$c_{\varphi} = \frac{1}{\frac{1}{c_{\varphi,global}} + \frac{1}{c_{\varphi,lokal}}}$$

12.3.4.2 Globales analytisches Modell

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

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

L = Länge des I-Trägers

I_T = Torsionsflächenmoment 2. Grades

I_W = Wölbwiderstand

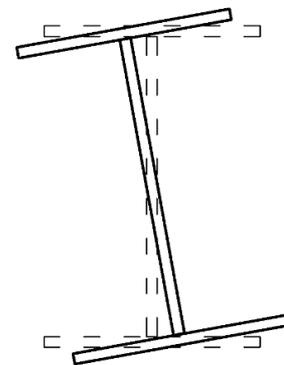


Abbildung 129: Globales analytisches Modell für Lastangriff in Trägermitte (bei L/2)

12.3.4.3 Lokales analytisches Modell

$$c_{\varphi,lokal} = \frac{3EI}{h_w} = \frac{3Et_w^3 l_{eff}}{12h_w}$$

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

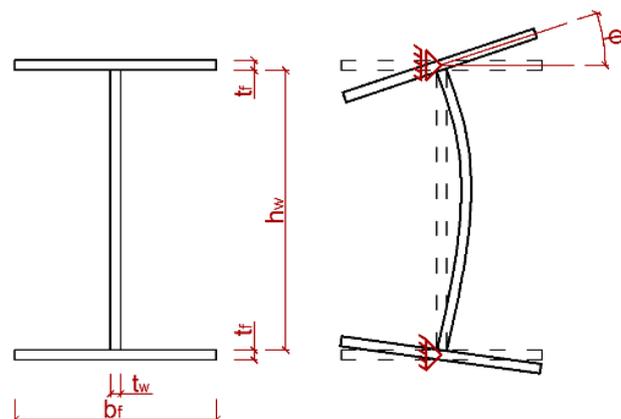


Abbildung 130: Lokales analytisches Modell aus der Anschlussebene – Detail 2a

12.3.5 Detail 2b – Anschluss eines Winkelprofils unter 90° an den OG eines I-Profils

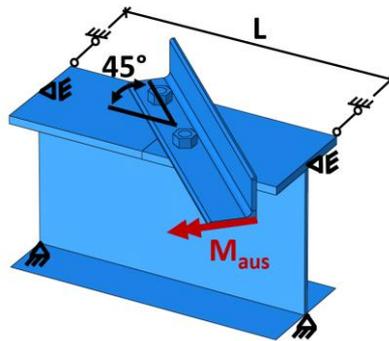


Abbildung 131: Modell Detail 2b

12.3.5.1 Analytische Gesamtfedersteifigkeit – aus der Anschlussebene

$$c_{\varphi} = \frac{1}{\frac{1}{c_{\varphi,global}} + \frac{1}{c_{\varphi,lokal}}}$$

12.3.5.2 Globales analytisches Modell

$$c_{\varphi,global} = \frac{M}{\varphi} = 2 \cdot \frac{1}{\frac{L}{4GI_T} \cdot \left(1 - \frac{\tanh \varepsilon_T}{\varepsilon_T}\right)}$$

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

L = Länge des I-Trägers

I_T = Torsionsflächenmoment 2. Grades

I_W = Wölbwiderstand

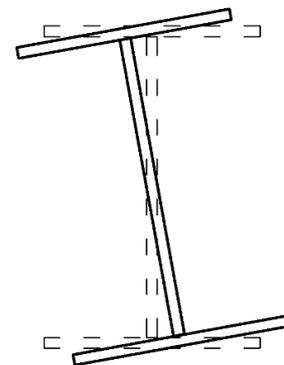


Abbildung 132: Globales analytisches Modell für Lastangriff in Trägermitte (bei L/2)

12.3.5.3 Lokales analytisches Modell

$$c_{\varphi,lokal} = \frac{3EI}{h_w} = \frac{3Et_w^3 l_{eff}}{12h_w}$$

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

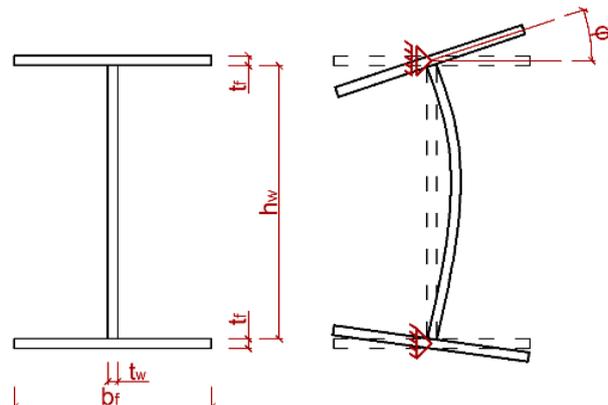


Abbildung 133: Lokales analytisches Modell aus der Anschlussebene – Detail 2b

12.3.6 Detail 3a – Anschluss eines Winkelprofils unter 90° an den Trägersteg

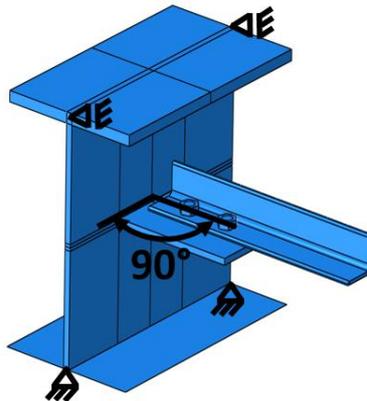


Abbildung 134: Modell Detail 3a

Aufgrund der geringen Federsteifigkeit in der Anschlussebene kann nicht von einer vollen Einspannwirkung ausgegangen werden und daher muss bei diesem Detail sowohl die Federsteifigkeit in der Anschlussebene als auch die Federsteifigkeit aus der Anschlussebene betrachtet werden.

12.3.6.1 Federsteifigkeit in der Anschlussebene

- Analytische Gesamtfedersteifigkeit

$$c_{\varphi} = \frac{1}{\frac{1}{c_{\varphi,global}} + \frac{1}{c_{\varphi,lokal}}}$$

- Globales analytisches Modell

Im globalen analytischen Modell wird die Querbiegebeanspruchung des Trägers erfasst, wobei I_z das Trägheitsmoment des I-Profiles um die schwache Achse ist. In nachfolgender Gleichung ist die Steifigkeit für einen Lastangriff in Trägermitte (bei $L/2$) angeschrieben.

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

- Lokales analytisches Modell

$$c_{\varphi} = \frac{K\pi^3 h_{Blech}}{h_w \sin^2 \frac{\pi u}{h_w}}$$

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

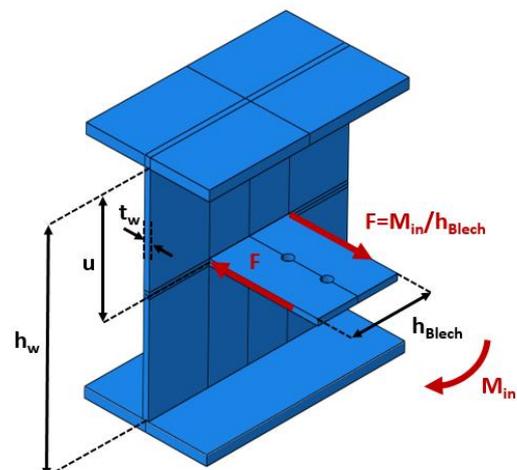


Abbildung 135: Lokales analytisches Modell in der Anschlussebene – Detail 3a

12.3.6.2 Federsteifigkeit aus der Anschlussebene

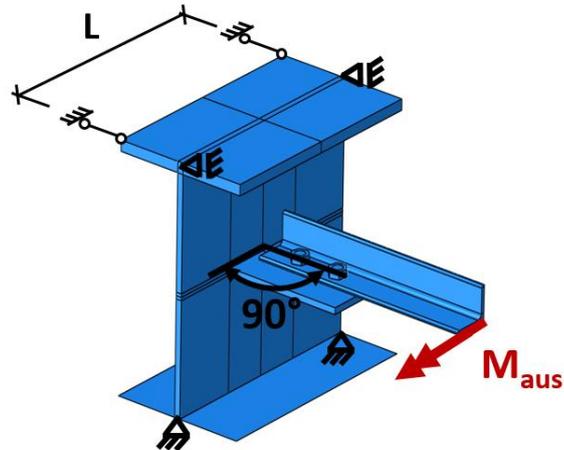


Abbildung 136: Federsteifigkeit aus der Anschlussebene

- Analytische Gesamtfedersteifigkeit

$$c_{\varphi} = \frac{1}{\frac{1}{c_{\varphi,global}} + \frac{1}{c_{\varphi,lokal}}}$$

- Globales analytisches Modell

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

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

L = Länge des I-Trägers

I_T = Torsionsflächenmoment 2. Grades

I_W = Wölbwiderstand

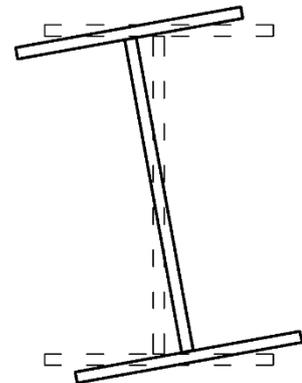


Abbildung 137: Globales analytisches Modell für Lastangriff in Trägermitte (bei L/2) aus der Anschlussebene – Detail 3a

- Lokales analytisches Modell

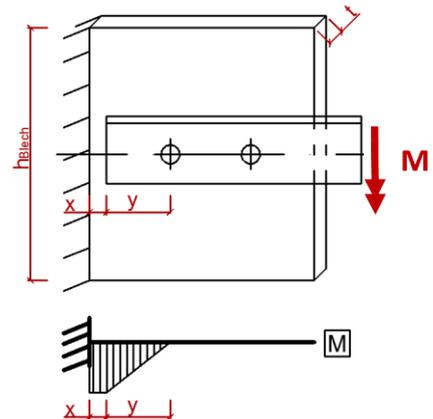
$$c_{\varphi, \text{lokal}} = \frac{1}{\frac{1}{c_{\varphi, \text{Anschlussblech}}} + \frac{1}{c_{\varphi, \text{Steg}}}}$$

o Anschlussblech:

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

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

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

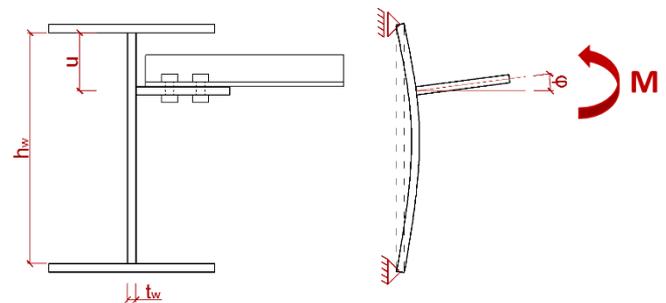


o Stegblech des Trägers:

$$c_{\varphi, \text{Steg}} = \frac{3EI}{h_w \cdot \left[1 - 3 \frac{u}{h_w} + 3 \left(\frac{u}{h_w} \right)^2 \right]} \quad \left[\frac{\text{Nmm}}{\text{rad}} \right]$$

$$\text{mit } I = \frac{l_{\text{eff}} \cdot t_w^3}{12} \quad [\text{mm}^3]$$

$$\text{und } l_{\text{eff}} = \frac{70 \cdot h_w^{0,75}}{t_w^{1,40}} \quad [\text{mm}]$$



Sonderfall $u/h_w = 0,5$

$$c_{\varphi, \text{Steg}} = \frac{E \cdot l_{\text{eff}} \cdot t_w^3}{h_w} \quad \left[\frac{\text{Nmm}}{\text{rad}} \right]$$

$$\text{mit } l_{\text{eff}} = \frac{70 \cdot h_w^{0,75}}{t_w^{1,40}} \quad [\text{mm}]$$

Abbildung 138: Lokales analytisches Modell aus der Anschlussebene – Detail 3a

12.3.7 Detail 3b – Anschluss eines Winkelprofils unter 45° an den Trägersteg

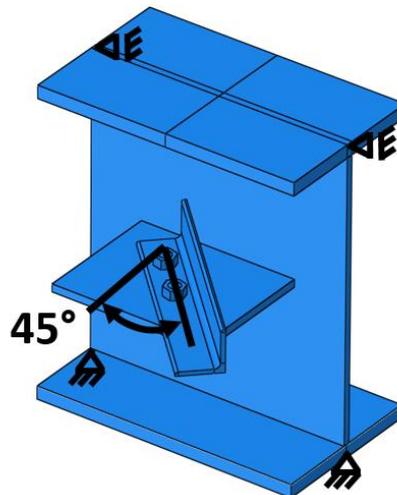


Abbildung 139: Modell Detail 3b

Aufgrund der geringen Federsteifigkeit in der Anschlussebene kann nicht von einer vollen Einspannwirkung ausgegangen werden und daher muss bei diesem Detail sowohl die Federsteifigkeit in der Anschlussebene als auch die Federsteifigkeit aus der Anschlussebene betrachtet werden.

12.3.7.1 Federsteifigkeit in der Anschlussebene

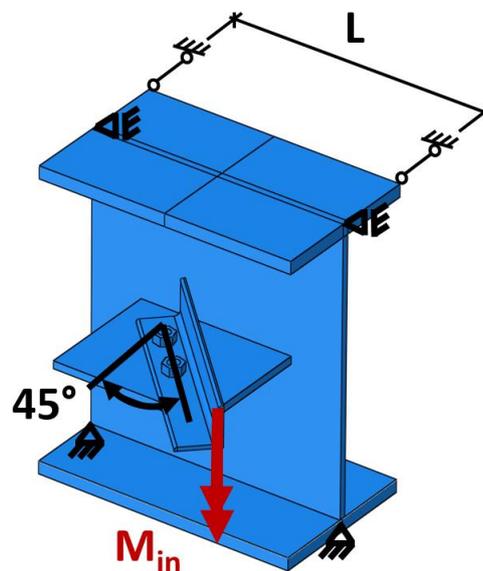


Abbildung 140: Federsteifigkeit in der Anschlussebene

Bei Drehung des Winkelprofils um 45°, gegenüber Detail 3a sind keine nennenswerten Änderungen der Steifigkeit zu erwarten, weshalb auf Kapitel 12.3.6.1 verwiesen wird.

12.3.7.2 Federsteifigkeit aus der Anschlussebene

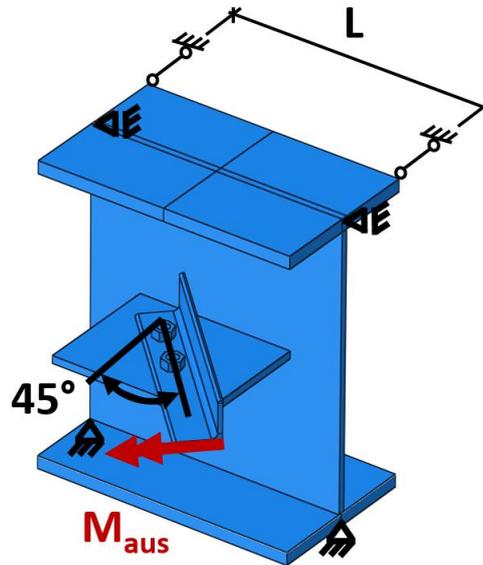


Abbildung 141: Federsteifigkeit aus der Anschlussebene

- Analytische Gesamtfedersteifigkeit

$$c_{\varphi} = \frac{1}{\frac{1}{c_{\varphi,global}} + \frac{1}{c_{\varphi,lokal}}}$$

- Globales analytisches Modell

$$c_{\varphi,global} = \frac{M}{\varphi} = 2,5 \cdot \frac{1}{\frac{L}{4GI_T} \cdot \left(1 - \frac{\tanh \varepsilon_T}{\varepsilon_T}\right)}$$

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

L = Länge des I-Trägers

I_T = Torsionsflächenmoment 2. Grades

I_W = Wölbwiderstand

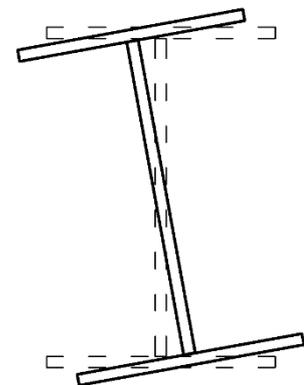


Abbildung 142: Globales analytisches Modell aus der Anschlussebene – Detail 3b

- Lokales analytisches Modell

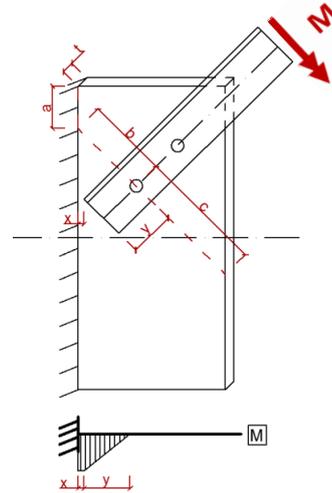
$$c_{\varphi, \text{lokal}} = \frac{1}{\frac{1}{c_{\varphi, \text{Anschlussblech}}} + \frac{1}{c_{\varphi, \text{Steg}}}}$$

 ○ Anschlussblech:

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

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

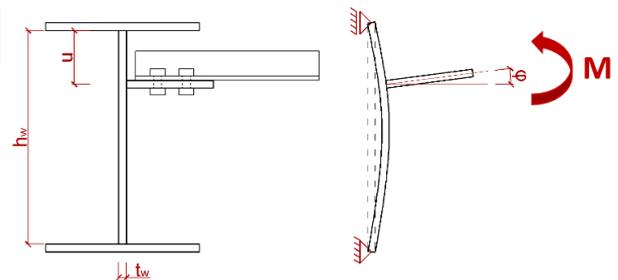
$$\text{und } h_{\text{eff}} = \text{Min}\{a + b + c; 2 * (a + b)\}$$


 ○ Stegblech des Trägers:

$$c_{\varphi, \text{Steg}} = 2,5 \cdot \frac{3EI}{h_w \cdot \left[1 - 3 \frac{u}{h_w} + 3 \left(\frac{u}{h_w}\right)^2\right]} \left[\frac{\text{Nmm}}{\text{rad}} \right]$$

$$\text{mit } I = \frac{l_{\text{eff}} \cdot t_w^3}{12} \text{ [mm]}$$

$$\text{und } l_{\text{eff}} = \frac{70 \cdot h_w^{0,75}}{t_w^{1,40}} \text{ [mm]}$$



Sonderfall $u/h_w = 0,5$

$$c_{\varphi, \text{Steg}} = 2,5 \cdot \frac{E \cdot l_{\text{eff}} \cdot t_w^3}{h_w} \left[\frac{\text{Nmm}}{\text{rad}} \right]$$

$$\text{mit } l_{\text{eff}} = \frac{70 \cdot h_w^{0,75}}{t_w^{1,40}} \text{ [mm]}$$

Abbildung 143: Lokales analytisches Modell aus der Anschlussebene – Detail 3b

13 Literaturverzeichnis

- [1] Kettler, M.; Taras, A.; Unterweger, H.: Member capacity of bolted steel angles in compression – influence of realistic end supports. *Journal of constructional steel research*, (130), 22-35, 2017
- [2] Schneider, R.W.: Beitrag zur Bemessung von druckbeanspruchten Einzelwinkeln unter Berücksichtigung der Anschlusseigenschaften. Diss.- RWTH Aachen, Shaker Verlag (Heft 48), 2003
- [3] Unterweger, H.: Stahlbau GL. Skriptum zur Lehrveranstaltung "Stahlbau GL", Institut für Stahlbau Technische Universität Graz, 2011
- [4] Oberegge, O.: Kölner Stahlbautabellen. Institut für Konstruktiven Ingenieurbau Fachhochschule Köln, 2012
- [5] Seeßelberg, C.: Umdrucke Baustatik II – 2.Teil. Fachhochschule München, 2005
- [6] Kraus, M.; Kindmann, R.: Zur Anwendung der Wölbkrafttorsion auf Systeme mit Wölbfedern. RUBSTAHL-Bericht 2-2004
- [7] Girkmann, K.: Flächentragwerke, Sechste Auflage, Springer-Verlag, Wien 1963

Anhang A

A	ERGÄNZUNGEN ZU DEN VORUNTERSUCHUNGEN.....	A-1
A.1	Kritikpunkte an den vorliegenden Forschungsergebnissen	A-1
A.2	Ergänzungen der vorliegenden Forschungsergebnisse	A-13

A Ergänzungen zu den Voruntersuchungen

A.1 Kritikpunkte an den vorliegenden Forschungsergebnissen

Die Grundlage dieser Arbeit bildet die Forschungstätigkeit des Institutes für Stahlbau der TU Graz im Bereich der Knicktragfähigkeit von Winkelprofilen, insbesondere der Aufsatz [1]. In diesem Kapitel sollen die in [1] getätigten Annahmen genauer untersucht werden. Es wurde der Reibungswinkel zwischen Schraubenkopf und Blech für einige Berechnungen mit $\mu=0,75$ ziemlich hoch gewählt, daher soll der Einfluss dieser Größe im baupraktischen Bereich untersucht werden. Des Weiteren wurde der Winkel rein elastisch modelliert, obwohl in der Realität elastisch-plastisches Materialverhalten vorliegt. Dieser Effekt wird nachfolgend untersucht.

A.1.1 2 Schrauben-Verbindung – Variation des Reibungswinkels μ

Für die 2-Schrauben-Verbindungen wurde in [1] der Reibbeiwert aller Kontaktflächen mit $\mu=0,75$ festgelegt. Nun soll untersucht werden in welchem Umfang sich die Tragfähigkeit aus der Streuung dieses Parameters ändert.

Tabelle 26: Tragfähigkeit bei verschiedenen Reibbeiwerten

L60x6 Einspannung				L80x8 Einspannung				L120x12 Einspannung			
	μ	Kraft[kN]	Bezug		μ	Kraft[kN]	Bezug		μ	Kraft[kN]	Bezug
L60	0,25	139,7	0,59	L72	0,25	399,6	0,96	L128	0,25	258,6	0,45
	0,5	236,3	1,00		0,5	415,6	1,00		0,5	512,9	0,89
	0,75	236,2			0,75	417,0			0,75	578,9	
L240	0,25	97,33	0,98	L288	0,25	198,9	0,93	L518	0,25	240,4	0,97
	0,5	98,7	0,99		0,5	201,6	0,94		0,5	244,8	0,99
	0,75	99,3			0,75	213,9			0,75	247,5	

In Tabelle 26 ist ersichtlich, dass eine Änderung des Reibbeiwertes μ bei den längeren Winkeln und somit auch praxisrelevanteren Systemen nur geringen Einfluss auf die Tragfähigkeit hat. Bei den Systemen mit einer geringen Schlankheit entsteht eine Reduktion der Tragfähigkeit, wenn der Reibbeiwert nur mehr $\mu=0,25$ beträgt. Der Abfall der Tragfähigkeit bei einer Reduktion des Reibbeiwertes auf $\mu=0,5$ ist jedoch nur von untergeordneter Bedeutung.

Die Tragfähigkeitsunterschiede werden dadurch begründet, dass bei niedrigem Reibbeiwert die Schrauben nachrutschen und es in weiterer Folge es rein rechnerisch zu einem Lochleibungsversagen kommt (bei Annahme linear elastisch – ideal plastischem Materialverhalten). Es ist in allen Fällen klar ersichtlich, dass in der Mitte des Profils noch Tragfähigkeitsreserven vorhanden wären, diese jedoch aufgrund des lokalen Versagens und dem daraus resultierenden Abbruch der Berechnung nicht ausgenutzt werden können. In den nachfolgenden Abbildungen sind einerseits die Tragfähigkeitsreserven des Winkels und andererseits die ausgeprägten lokalen Beanspruchungen gut ersichtlich.

A.1.1.1 Detaillierte Betrachtung Winkel L60x6 mit L=60cm bei $\mu=0,25$

Aufgrund der ausgeprägten Reduktion der Tragfähigkeit bei der Reduktion des Reibbeiwertes μ soll nun die Ursache dafür dargelegt werden. In Abbildung 144 wurden die Schraubenköpfe in der Darstellung ausgeblendet, um den Mechanismus des Rutschens der Schrauben und dadurch entstehende hohe lokale Beanspruchungen durch Kontaktkräfte darstellen zu können.

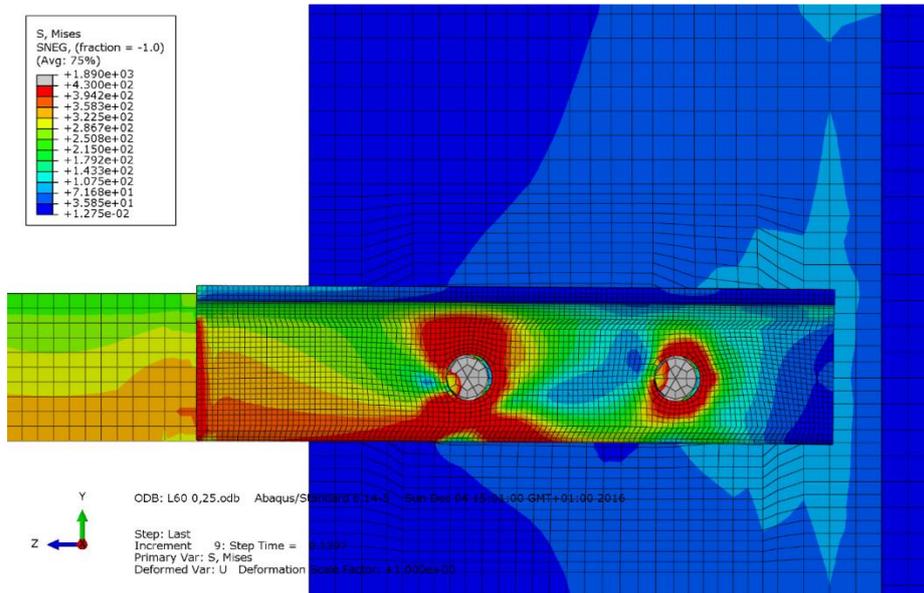


Abbildung 144: Detaillierte Betrachtung der Spannungen im Bereich der Schraube

Bei Betrachtung des gesamten Winkels in Abbildung 145 ist zu erkennen, dass nur lokal im Kräfteinleitungsbereich die Fließspannung erreicht wird und insbesondere in der Mitte des Winkels noch große Reserven bezüglich eines im Forschungsvorhaben gewünschten Stabilitätsversagens vorhanden sind. Damit wird die Knicktragfähigkeit unterschätzt.

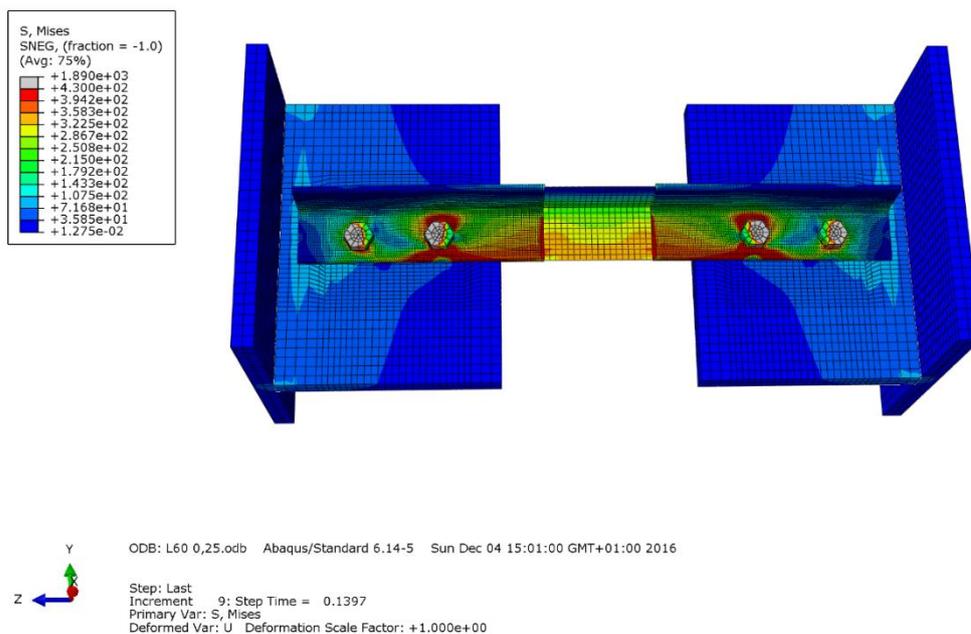


Abbildung 145: Detaillierte Betrachtung der Spannungen des gesamten Winkels

A.1.1.2 Detaillierte Betrachtung L120x12 mit L=128cm bei $\mu=0,50$

Da auch beim Profil 120x12 mit der Länge von 128 cm bei Reduktion des Reibbeiwertes ein Abfall der Tragfähigkeit zu erkennen war, wird auch dieser Fall näher untersucht. In Abbildung 146 ist ersichtlich, dass die vormals gleitfest vorgespannte Verbindung so stark belastet wird, dass sie zu gleiten beginnt und sich in weiterer Folge hohe Kontaktkräfte aufbauen.

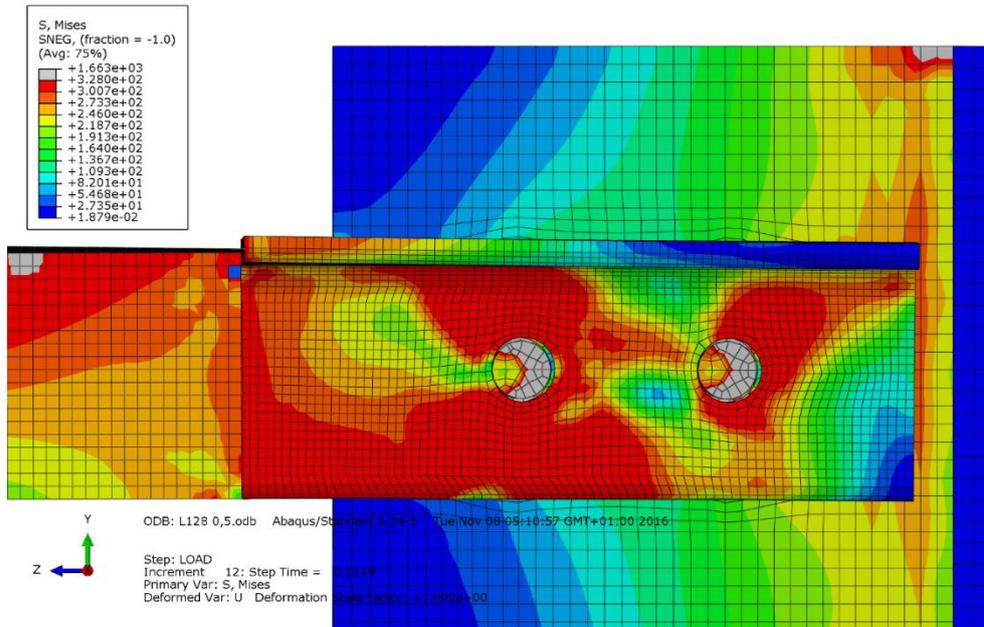


Abbildung 146: Detaillierte Betrachtung der Spannungen im Bereich der Schraube

Der Winkel weist insbesondere im Bereich der halben Länge noch Reserven auf, da hier die Fließspannung noch nicht durchgängig erreicht wurde, siehe Abbildung 147. Damit wird die Knicktragfähigkeit unterschätzt.

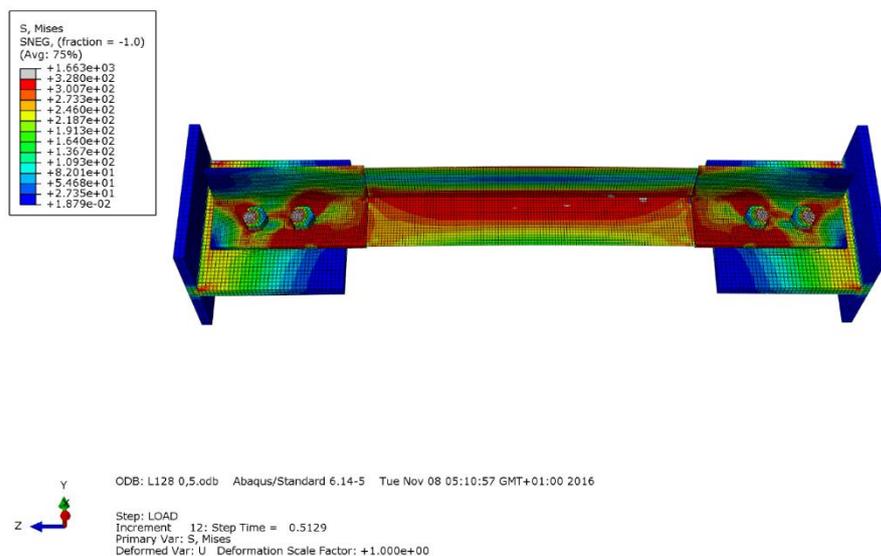


Abbildung 147: Detaillierte Betrachtung der Spannungen des gesamten Winkels

A.1.2 Einfluss der Verwendung von elastisch-plastischem Materialverhalten beim Winkel mit 1-Schrauben-Verbindungen

A.1.2.1 Überblick der Ergebnisse

In [1] wurde der Winkel im Bereich der Schraubenverbindungen stets elastisch modelliert, nun soll der Einfluss dieser Vereinfachung gegenüber einer zutreffenderen Materialmodellierung untersucht werden. Es wurde das Winkelprofil mit elastisch-plastischem Materialverhalten für die Grenzfälle L60x6 und L120x12 bei kürzester und längster untersuchter Länge für die beiden Lagerungsbedingungen Scharnier und volle Einspannung untersucht.

Tabelle 27: Tragfähigkeit bei Verwendung von elastisch-plastischem Materialverhalten beim Winkelprofil mit einer Schraube

L60x6 Scharnierlager $\mu=0,25$		
System	N_{ult} [kN]	Δ
L60	102,70	
L60 - plast	84,43	21,6%
L240	29,50	
L240 - plast	29,47	0,1%

L120x12 Scharnierlager $\mu=0,25$		
System	N_{ult} [kN]	Δ
L128	380,40	
L128 - plast	298,00	27,7%
L518	100,80	
L518 - plast	100,80	0,0%

L60x6 Einspannung $\mu=0,50$		
System	N_{ult} [kN]	Δ
L60	169,40	
L60 - plast	136,10	24,5%
L240	82,25	
L240 - plast	72,16	14,0%

L120x12 Einspannung $\mu=0,50$		
System	N_{ult} [kN]	Δ
L128	546,20	
L128 - plast	430,40	26,9%
L518	226,70	
L518 - plast	203,60	11,3%

Der Vergleich der Ergebnisse in Tabelle 27 zeigt, dass bei der Scharnierlagerung bei hohen Schlankheiten kein Einfluss durch das elastisch-plastische Materialverhalten entsteht. Bei geringen Schlankheiten führt das plastische Materialverhalten zu geringeren Tragfähigkeiten, aufgrund des lokalen Plastizierens im Bereich der Schraube. Bei den untersuchten Systemen mit voller Einspannung und elastisch-plastischem Materialverhalten ist in der Spannungsverteilung ebenfalls der Versagensmechanismus des lokalen Plastizierens im Bereich der Schraube ersichtlich, was zu einer geringeren Tragfähigkeit führt.

A.1.2.2 Detailbetrachtung L60x6, Scharnierlagerung, L=60cm

Winkel plastisch:

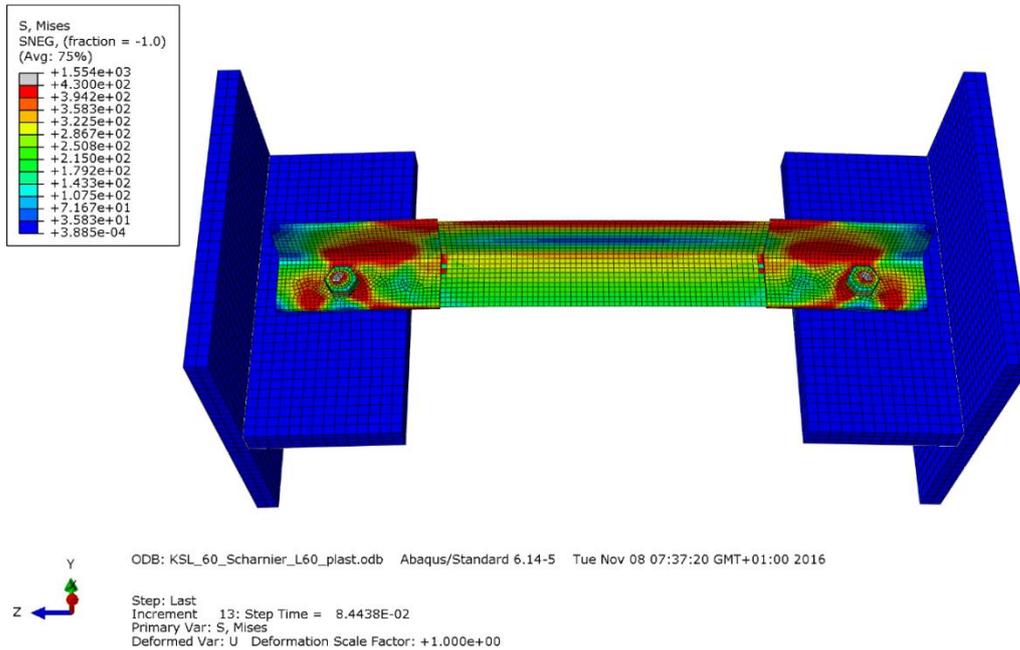


Abbildung 148: Winkel L60x6, Scharnierlagerung, L=60cm - elastisch-plastisch

Winkel elastisch:

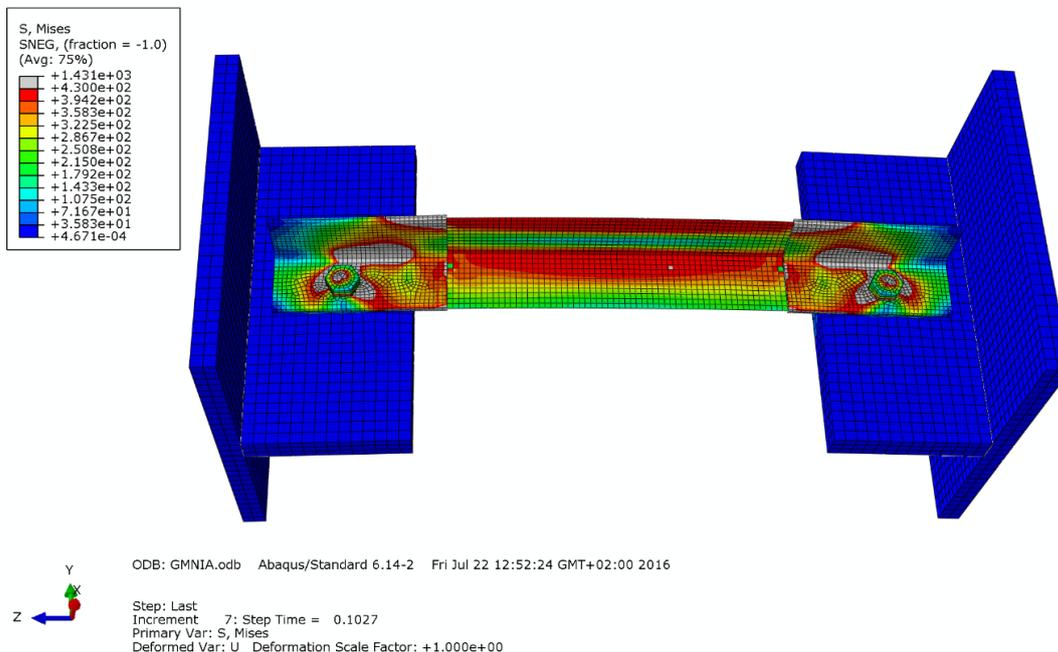


Abbildung 149: Winkel L60x6, Scharnierlagerung, L=60cm - elastisch

Conclusio:

Man sieht bei Vergleich von Abbildung 148 und Abbildung 149 dass der Winkel mit elastisch-plastischem Materialverhalten in Trägermitte spannungsmäßig nicht voll ausgenutzt werden kann.

A.1.2.3 Detailbetrachtung L120x12, Scharnierlagerung, L=128cm

Winkel plastisch:

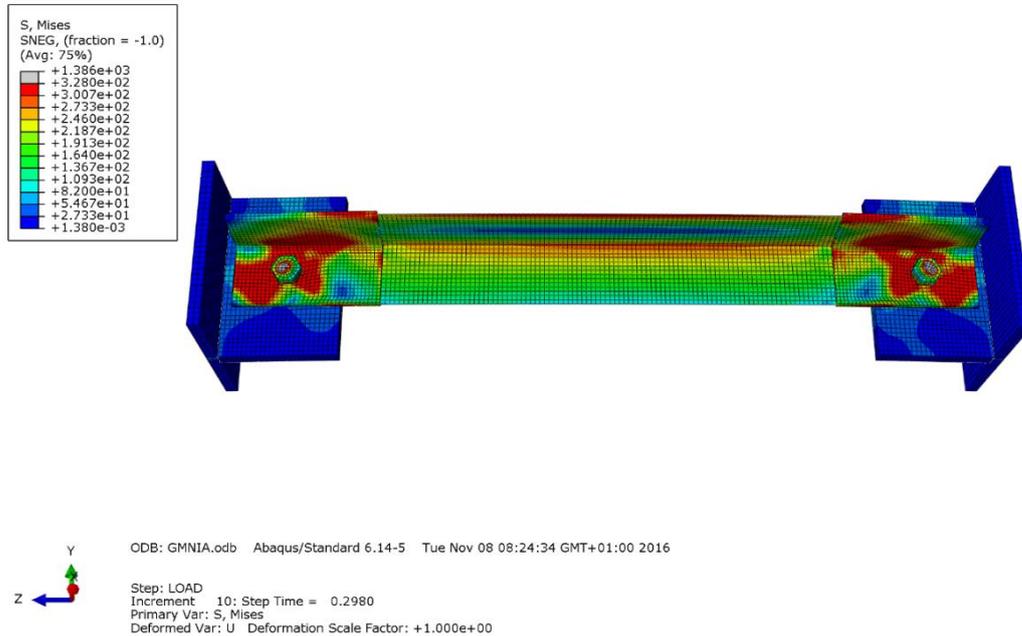


Abbildung 150: Winkel L120x12, Scharnierlagerung, L=128cm - elastisch-plastisch

Winkel elastisch:

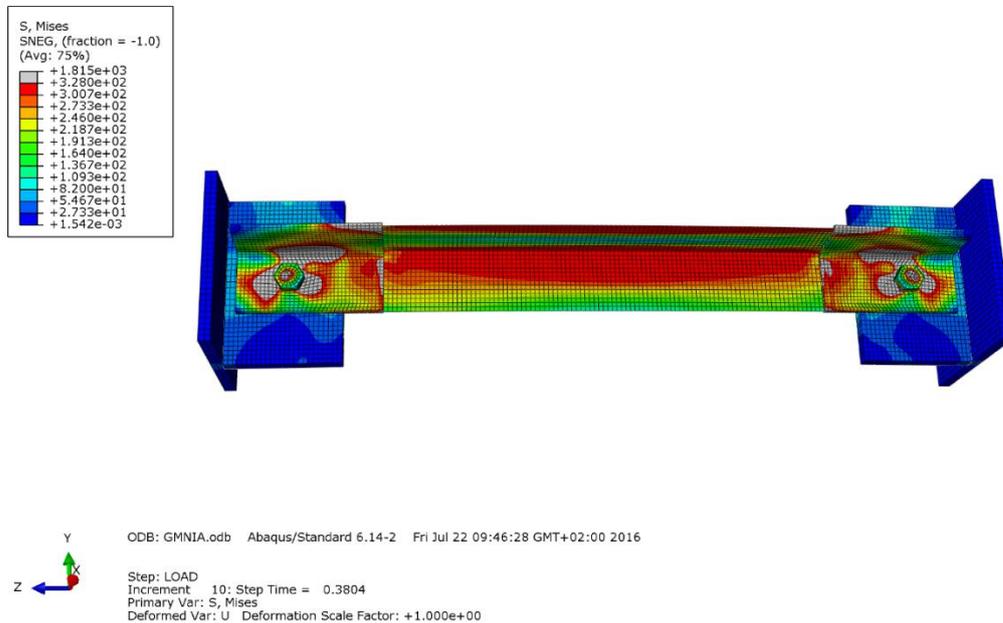


Abbildung 151: Winkel L120x12, Scharnierlagerung, L=128cm - elastisch

Conclusio:

Es ist ersichtlich, dass der Winkel mit elastisch-plastischem Materialverhalten in Trägermitte nur rein lokal begrenzt die Fließspannung erreicht. Im Unterschied dazu erreicht der Winkel mit elastischem Materialverhalten die Fließspannung in großen Bereichen.

A.1.2.4 Detailbetrachtung L60x6, eingespannt, L=60cm

Winkel plastisch:

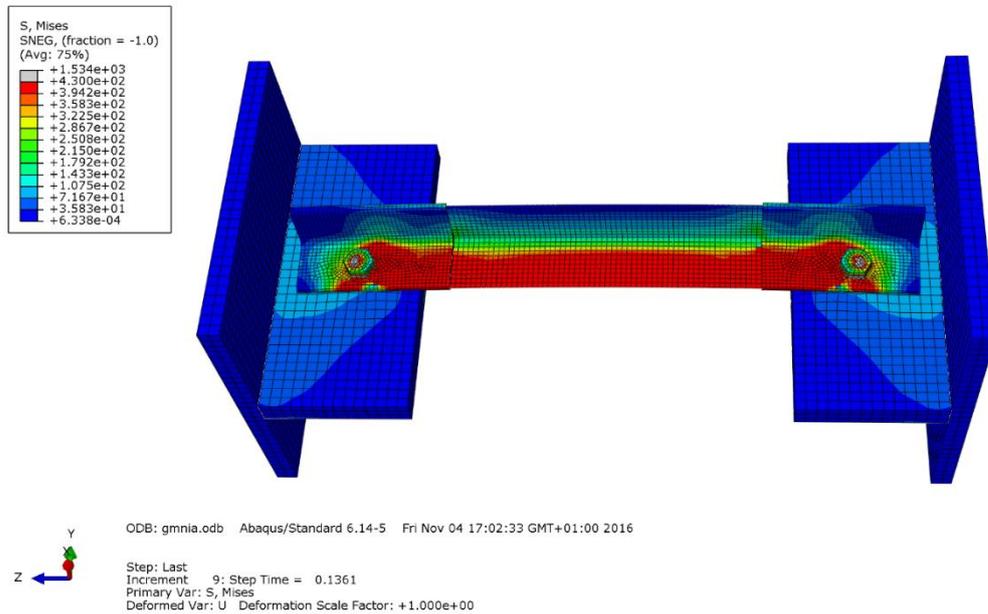


Abbildung 152: Winkel L60x6, eingespannt, L=60cm - elastisch-plastisch

Winkel elastisch:

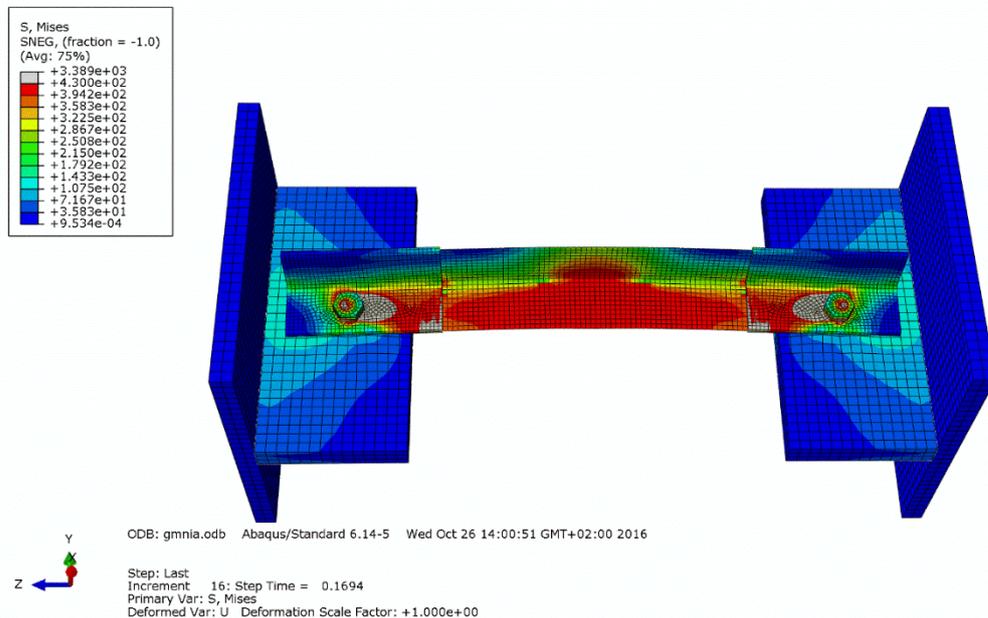


Abbildung 153: Winkel L60x6, eingespannt, L=60cm - elastisch

Conclusio:

Man sieht bei Vergleich von Abbildung 152 und Abbildung 153, dass nur der Winkel mit elastischem Materialverhalten auch im oberen Teil des Winkels in Stabmitte die Fließspannung erreicht.

A.1.2.5 Detailbetrachtung L60x6, eingespannt, L=240cm

Winkel plastisch:

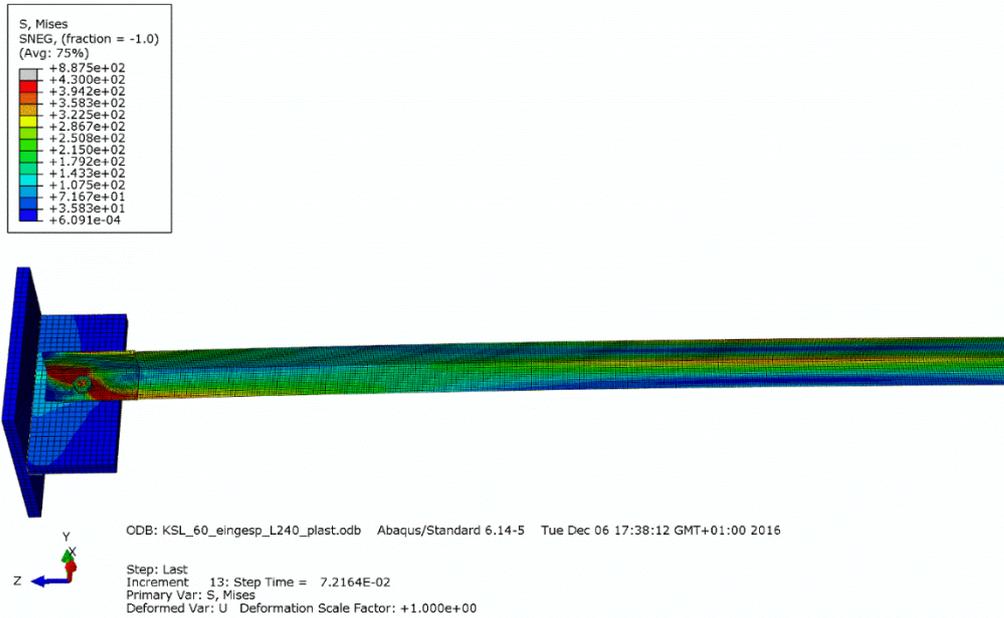


Abbildung 154: Winkel L60x6, eingespannt, L=240cm - elastisch-plastisch

Winkel elastisch:

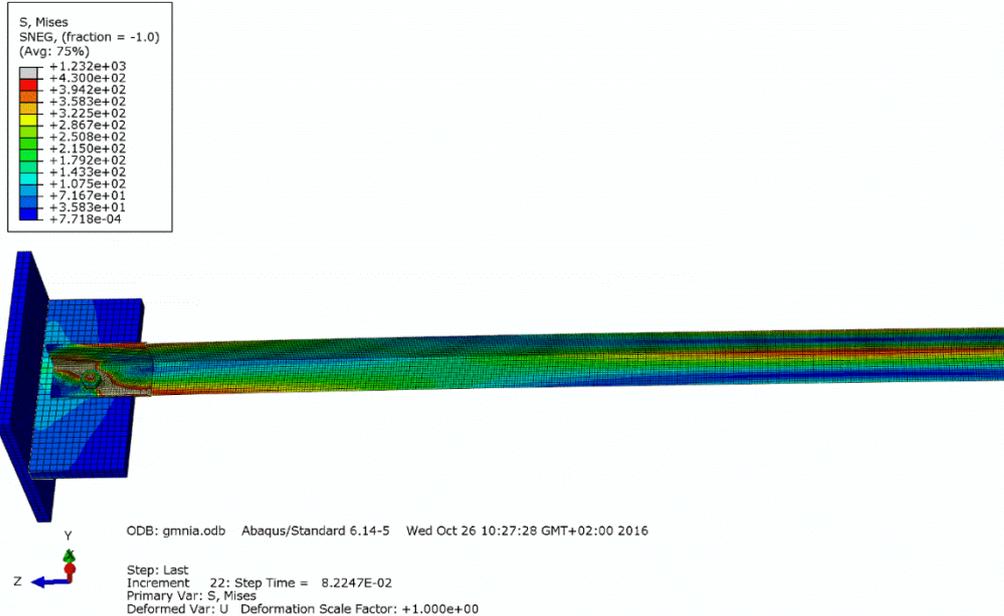


Abbildung 155: Winkel L60x6, eingespannt, L=240cm - elastisch

Conclusio:

Bei Vergleich der Spannungsfelder in Abbildung 154 und Abbildung 155 ist klar ersichtlich, dass der Winkel mit elastischem Materialverhalten bedeutend größere Spannungen sowohl im Bereich des Anschlussbleches als auch in der Symmetrieachse des Winkelprofils erreicht.

A.1.2.6 Detailbetrachtung L120x12, eingespannt, L=128cm

Winkel plastisch:

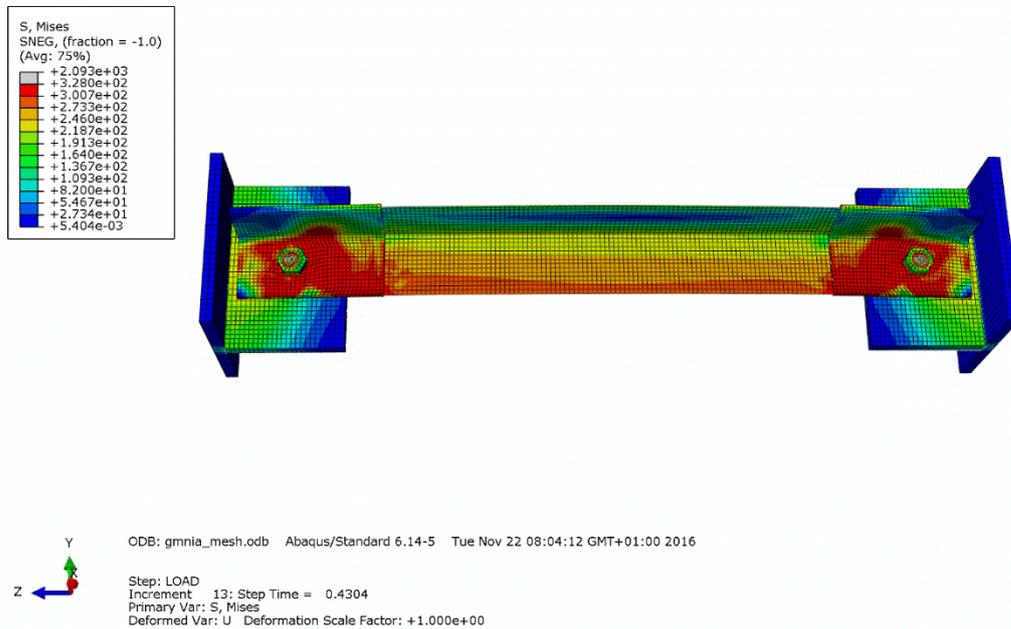


Abbildung 156: Winkel L120x12, eingespannt, L=128cm - elastisch-plastisch

Winkel elastisch:

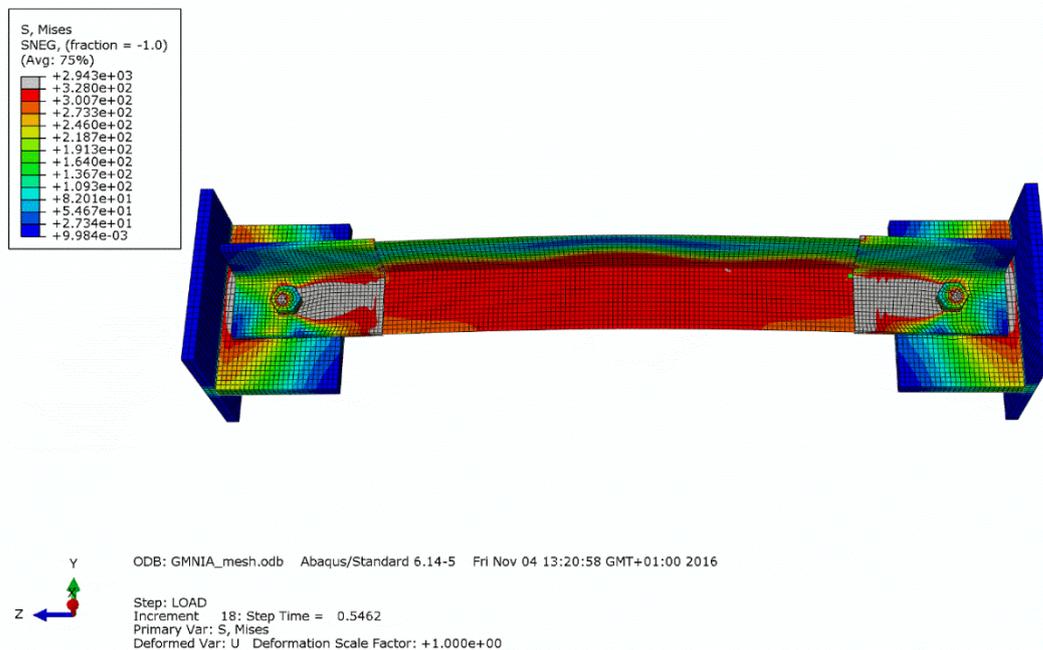


Abbildung 157: Winkel L120x12, eingespannt, L=128cm - elastisch

Conclusio:

Es ist bei Vergleich von Abbildung 156 und Abbildung 157 klar ersichtlich, dass bei elastischem Materialverhalten im Bereich der Schraubenverbindungen ein bedeutend größerer Anteil des Profils ausgenutzt werden kann, da die Fließspannung in weiten Teilen des Profils erreicht wird.

A.1.2.7 Detailbetrachtung L120x12, eingespannt, L=518cm

Winkel plastisch:

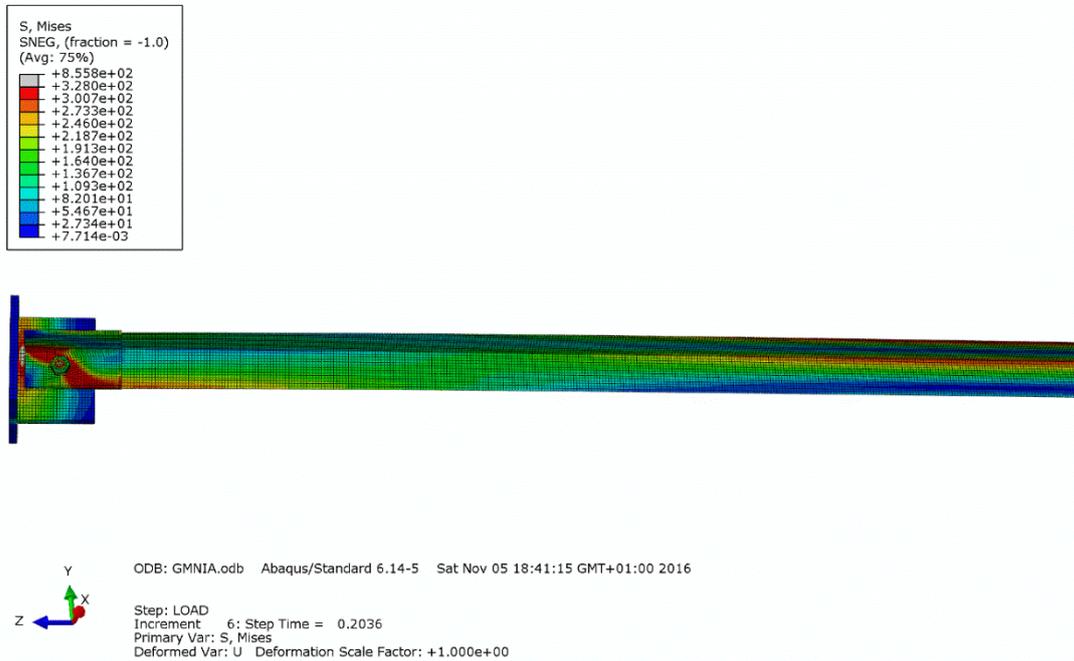


Abbildung 158: Winkel L120x12, eingespannt, L=518cm - elastisch-plastisch

Winkel elastisch:

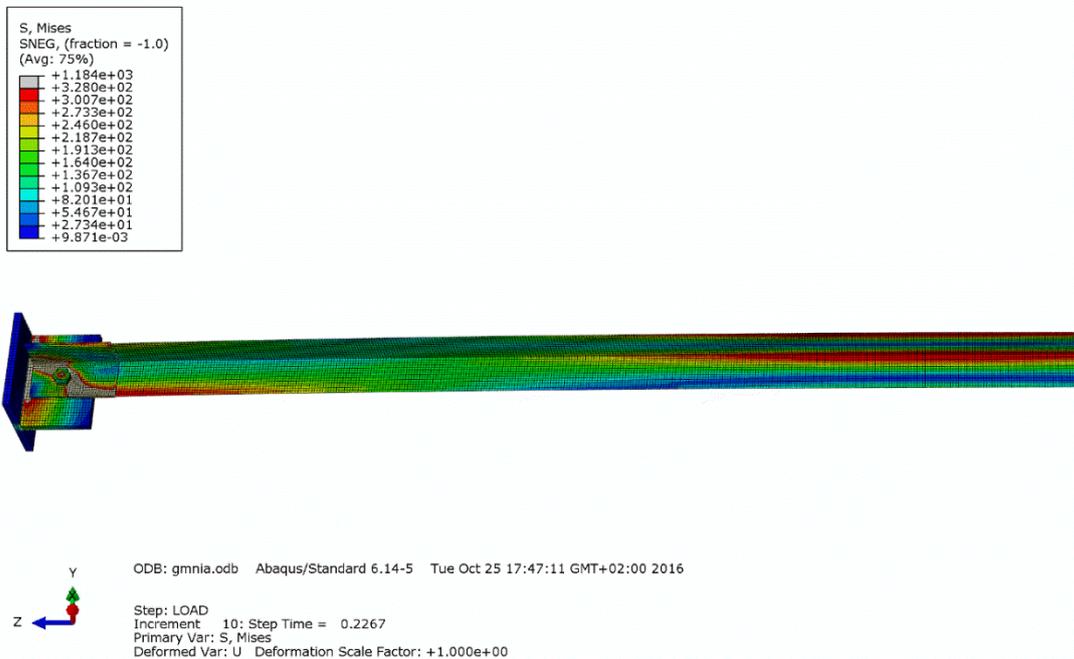


Abbildung 159: Winkel L120x12, eingespannt, L=518cm - elastisch

Conclusio:

Der Winkel mit elastisch-plastischem Materialverhalten weist geringere Bereiche, in denen die Fließspannung erreicht wird, auf.

A.1.2.8 Zusammenfassung

Bei Modellierung des gesamten Winkels mit elastisch-plastischem Materialverhalten konnte in gewissen Bereichen der Parameterstudie nicht die volle Tragfähigkeit im Vergleich zum rein elastischen Materialverhalten erreicht werden. Um den Grund für die Reduktion der Tragfähigkeit zu ermitteln, wurden die Spannungsverteilungen dieser Fälle im Traglastzustand näher untersucht. Es konnte gezeigt werden, dass sämtliche Reduktionen der Tragfähigkeit durch lokale Versagensformen hervorgerufen wurden. Da im vorliegenden Forschungsvorhaben jedoch nur die Tragfähigkeit infolge Stabilitätsversagen untersucht wird und genau dieser Effekt des lokalen Versagens im Kräfteinleitungsbereich nicht untersucht werden soll, kann festgehalten werden, dass die Materialdefinition mit ausschließlich elastischem Materialverhalten zulässig ist.

A.2 Ergänzungen der vorliegenden Forschungsergebnisse

A.2.1 Einfluss des Reibbeiwertes bei 1-Schrauben-Verbindungen mit Einspannung

In [1] wurden die Kontaktflächen der 1-Schrauben-Verbindungen mit einem Reibbeiwert von $\mu=0,25$ modelliert. Um den Einfluss des Reibbeiwertes zu ermitteln, wurde eine Parameterstudie für die 1-Schrauben-Verbindungen mit Endeinspannung durchgeführt, wobei der Reibbeiwert μ nun auf 0,50 und 0,75 erhöht wurde.

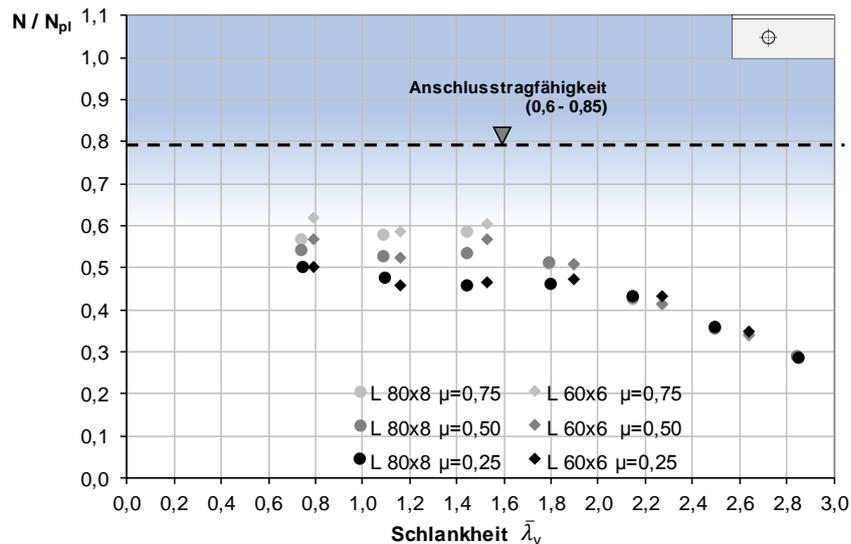


Abbildung 160: Tragfähigkeiten bei Variation der Reibbeiwerte - L80x8 und L60x6 - 1-Schrauben-Verbindungen mit Endeinspannung

Die Ergebnisdarstellungen in Abbildung 160 und Abbildung 161 machen deutlich, dass der Einfluss des Reibbeiwertes μ mit zunehmender Schlankheit abnimmt, weshalb der Reibbeiwert über weite Teile des baupraktischen Bereichs keine maßgebende Einflussgröße darstellt. Dieser Effekt ist bei Profilen mit größerer Blechstärke bereits bei geringer Schlankheit der Fall.

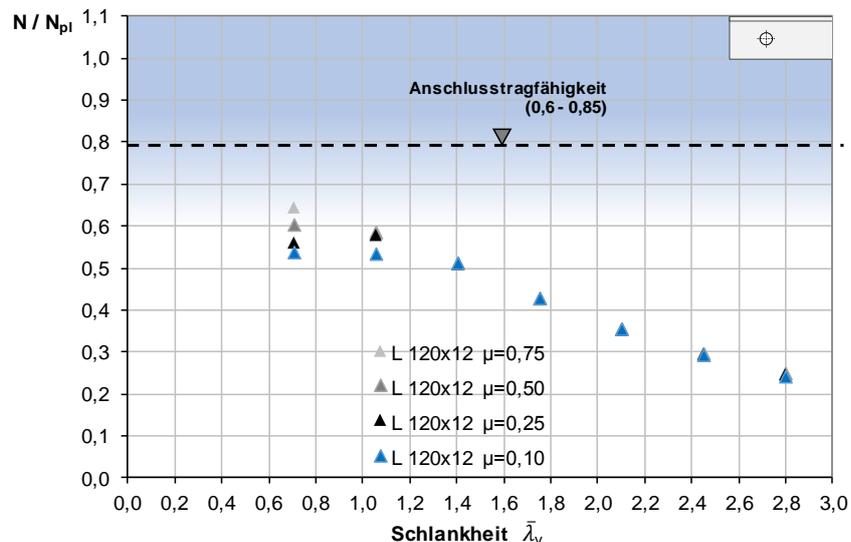


Abbildung 161: Tragfähigkeiten bei Variation der Reibbeiwerte - L120x12 - 1-Schrauben-Verbindung mit Endeinspannung

A.2.2 Berechnung der Tragfähigkeit der eingespannten Profile mit starrem Anschlussblech

In [1] wurde die FEM-Modellierung immer mit realen elastischen Anschlussblechen durchgeführt. Um die Tragfähigkeit des Winkels ohne Einfluss der Nachgiebigkeit des Anschlussbleches zu ermitteln, wurde das Anschlussblech mit einem um den Faktor 1000 erhöhten E-Modul modelliert und die Tragfähigkeit mittels GMNIA-Analyse neu ermittelt. In nachfolgender Abbildung 162 sind die Tragfähigkeiten dargestellt, wobei die Berechnungen mit starrem Anschlussblech farblich hervorgehoben sind.

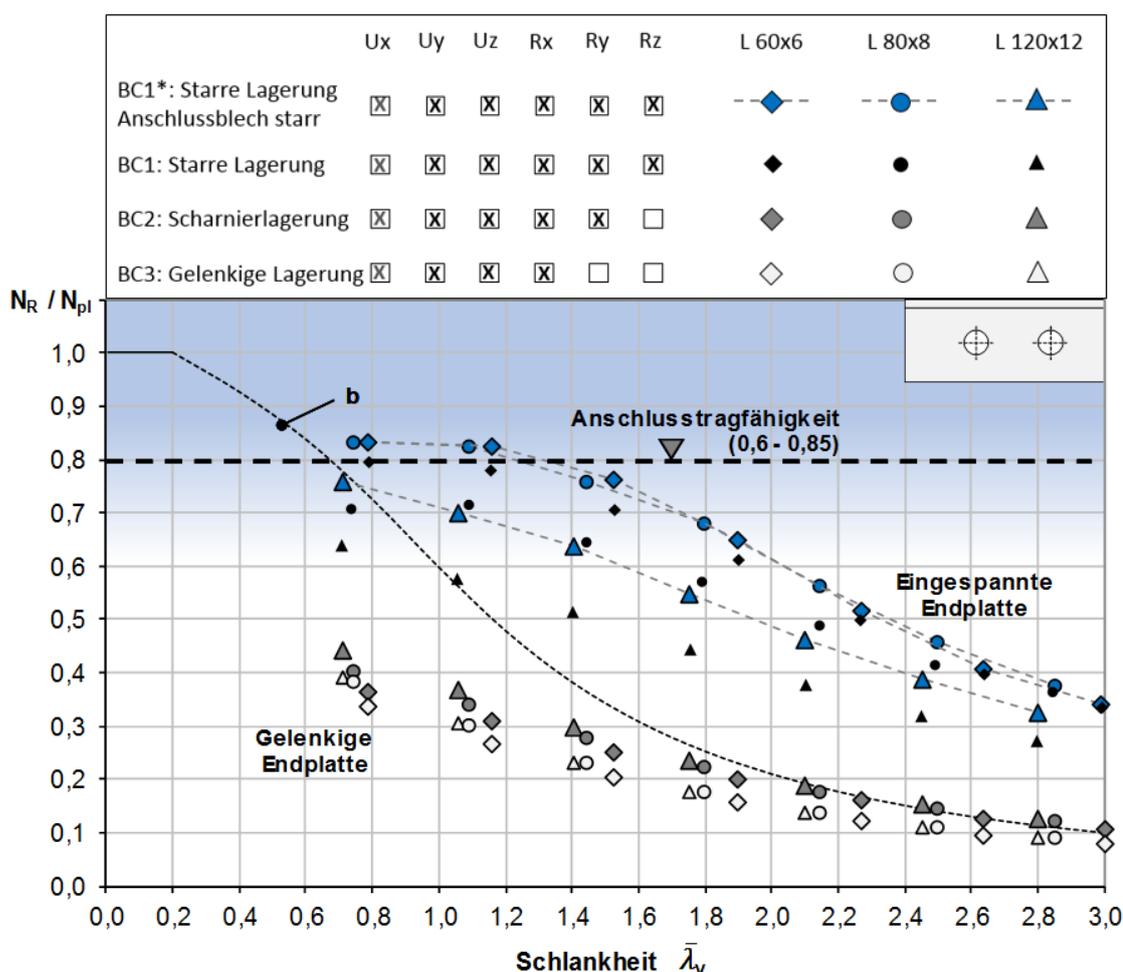


Abbildung 162: Änderung der Tragfähigkeit der Winkelprofile bei Modellierung von starren Anschlussblechen

In Abbildung 162 ist klar ersichtlich, dass die Erhöhung der Steifigkeit des Anschlussbleches beim Profil L120x12 den größten Tragfähigkeitsgewinn bedeutet. Dies liegt darin begründet, dass das elastische Anschlussblech im Vergleich zu den Steifigkeiten der verschiedenen Winkel für den 120er-Winkel die vergleichsweise geringste Steifigkeit aufweist.

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