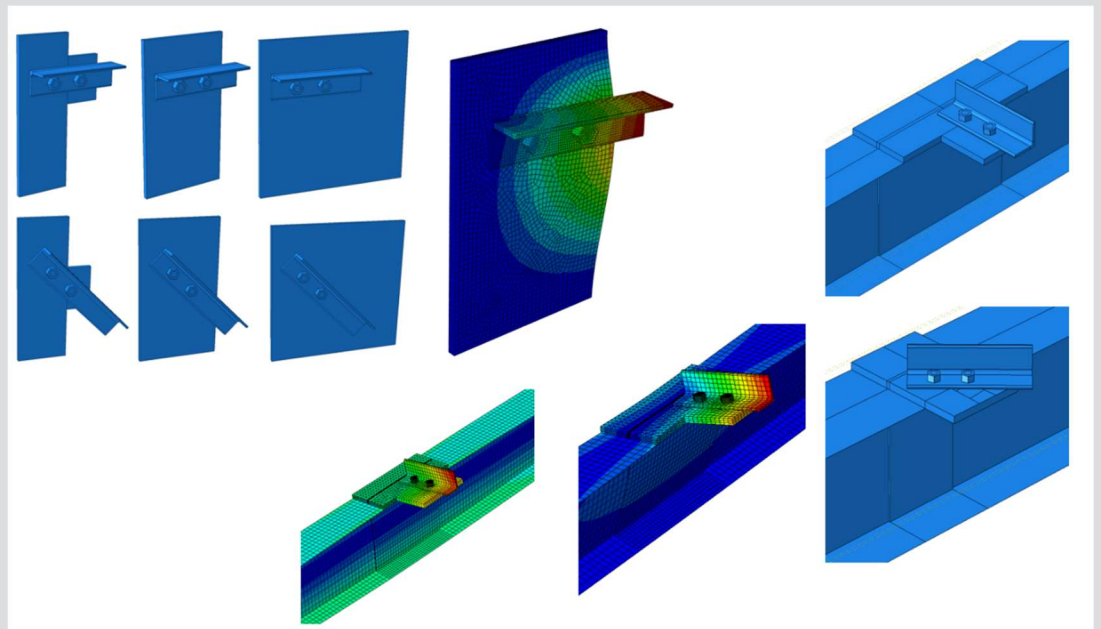


Herleitung und Validierung baupraktischer Anschlusssteifigkeiten für druckbelastete geschraubte Winkelprofile



D-5-84/2020

Mayrhofer Michael Peter
Institut für Stahlbau
Technische Universität Graz



Michael Peter Mayrhofer, BSc.

**Herleitung und Validierung baupraktischer
Anschlusssteifigkeiten für druckbelastete
geschraubte Winkelprofile**

MASTERARBEIT

zur Erlangung des akademischen Grades

Diplom-Ingenieur

Masterstudium Bauingenieurwissenschaften – Konstruktiver Ingenieurbau

Eingereicht an der

Technischen Universität Graz

Betreuer

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

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

Institut für Stahlbau

Graz, September 2020

Eidesstattliche Erklärung

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

Graz, am

.....

(Unterschrift)

Danksagung

Bei dieser Gelegenheit möchte ich mich bei allen bedanken, die mich bei der Erstellung dieser Masterarbeit unterstützt und durch das ganze Studium begleitet haben.

Ich danke dem Institut für Stahlbau, an erster Stelle Herrn Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Harald Unterweger, der durch viele interessante Lehrveranstaltungen mein Interesse am Stahlbau geweckt hat. Danke für die Möglichkeit der Erstellung dieser Arbeit.

Ein besonderer Dank für die Unterstützung und Betreuung der Arbeit geht an meinen Betreuer Herrn Ass.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Markus Kettler, der trotz der erschwerten Umstände während der Coronazeit immer erreichbar war und mir stets zur Seite stand, die Arbeit erfolgreich abzuschließen. Danke für die gute Zusammenarbeit und die Hilfe beim Erstellen dieser Arbeit.

Ein großer Dank gilt allen Studienkollegen/innen für die gemeinsame Zeit beim Lernen, Feiern und Erstellen von Projekten. Ohne euch wäre meine Studentenzeit nur halb so lustig und erfolgreich gewesen.

Ein besonderer Dank geht an meine Freundin Viktoria, die mir beim Erreichen meiner Ziele immer die bestmögliche Unterstützung zukommen ließ und in Zeiten für mich da war, in denen mir das Arbeiten nicht leicht fiel. Danke für alles.

Als letztes möchte ich mich bei meiner Familie bedanken; ohne die finanzielle Unterstützung durch meine Eltern und der Glaube an mich wäre es nicht möglich gewesen, das Studium erfolgreich abzuschließen. Danke für die Unterstützung.

Kurzfassung

L-Profile werden im Hochbau sehr häufig als Aussteifungen verwendet, wobei meist ein geschraubter Anschluss an den beiden Stabenden vorliegt. Oft werden sie als Druckdiagonalen eingesetzt, bei denen Stabilität ein maßgebender Faktor ist. Voruntersuchungen haben ergeben, dass die Art der Lagerung (mögliche Einspannung an den Stabenden) einen wesentlichen Einfluss auf die Drucktragfähigkeit solcher Winkelprofile hat. Die aktuelle Norm EN 1993-1-1 berücksichtigt diese Endeinspannung pauschal über eine modifizierte Schlankheit, falls eine "ausreichende Endeinspannung" gegeben ist. Nähere Angaben dazu fehlen. Eine Berücksichtigung der tatsächlichen Einspannverhältnisse ist aktuell nicht möglich.

Ziel dieser Arbeit ist, neue Formeln für die Bestimmung der Anschlusssteifigkeit am Stabende (Drehfedersteifigkeiten) für baupraktische Anschlusssituationen unter Druckbeanspruchung zu finden bzw. bestehende, bereits vorliegende Formeln, weiterzuentwickeln. In dieser Arbeit sind analytische Modelle für zwei häufig verwendete Anschlusssituationen erstellt worden, um diese in Zukunft auch in der Baupraxis für die zutreffende Ermittlung der Drucktragfähigkeit der geschraubten L-Profile einsetzen zu können.

Abstract

Steel angles are commonly used in construction as bracings, often with bolted connections. Frequently they are loaded in pure compression (only axial forces N). Preliminary studies showed significant effects of the end supports of the members on the compression capacity (rigid versus pinned support). In the latest version of EN 1993-1-1 to some extent the effects of the end clamping effect is considered, using a modified slenderness. Nevertheless, the real member capacity can differ from the Eurocode procedure as it is not possible to take the appropriate joint stiffness into account.

The topic of this thesis is the generation of new formulas for the calculation of accurate joint stiffnesses for details used in practice or to further develop the existing mathematic models. This thesis will present novel analytical formulas for two common joint details, which in the future should be implemented in the design of the compression capacity of the angle members.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung und Überblick	1
2	Voruntersuchungen.....	2
2.1	Federsteifigkeit aus der Anschlussebene.....	3
3	Detail A: Anschluss an die Quersteife eines I-Profiles.....	4
3.1	Herleitung Federsteifigkeit allgemein.....	4
3.2	Herleitung Federsteifigkeit: Quersteife nur an den Trägergurten starr gelagert	6
3.3	Herleitung Federsteifigkeit: Quersteife nur an den Trägergurten gelenkig gelagert	8
3.4	Detail A1: Systembeschreibung zu den numerischen Berechnungen	9
3.5	Detail A1: Numerische Parameterstudie.....	13
3.6	Detail A1: Zutreffender Korrekturfaktor k_{st}^* für Ingenieurmodell	15
3.7	Detail A1: Ergebnisvergleich – FEM versus analytisches Modell	19
3.8	Detail A1: Kontrolle der analytischen Lösung bei unterschiedlichen Fahnenblechdicken	26
3.9	Detail A2: Systembeschreibung zu den numerischen Berechnungen	37
3.10	Detail A2: Numerische Parameterstudie.....	41
3.11	Detail A2: Ergebnisvergleich – FEM versus analytisches Modell	42
4	Detail B: Einseitiger Anschluss an den Obergurt eines I-Profiles	50
4.1	Detail B1: Systembeschreibung zu den numerischen Berechnungen.....	50
4.2	Detail B1: Herleitung Federsteifigkeit zum lokalen Anteil	51
4.3	Detail B1: Numerische Parameterstudie zur Ermittlung des lokalen Effektes.....	53
4.4	Detail B1: Herleitung Federsteifigkeit zum globalen Anteil	61
4.5	Detail B1: Kontrolle der analytischen Lösung für gemeinsamen lokalen und globalen Effekt	63
4.6	Detail B2: Systembeschreibung zu den numerischen Berechnungen.....	68
4.7	Detail B2: Numerische Parameterstudie zur Ermittlung des lokalen Effektes.....	69
5	Zusammenfassung und Ausblick	76
5.1	Ergebnisse für Detail A	76
5.2	Ergebnisse für Detail B	77
5.3	Ausblick	81
6	Literaturverzeichnis.....	82

1 Einleitung und Überblick

L-Profile werden im Hochbau sehr häufig als Aussteifungen verwendet. Sie werden als Verbandsstäbe eingesetzt, wenn übliche Rundstäbe mit Kreisquerschnitt die aufzunehmende Zugkraft nicht mehr aufnehmen können bzw., wenn die Aussteifung eine Druckkraft abtragen muss (Rundstäbe fallen bei einer Druckkraft aus). Ein zusätzlicher Vorteil von den Winkeln ist die sehr einfache und schnelle Montagemöglichkeit mit geschraubten Anschlüssen. Dabei wird ein Flansch des L-Winkels in der Regel mit zwei Schrauben pro Stabende angeschlossen. Bei der Einleitung einer Normalkraft entsteht aufgrund des einfachen und infolge dessen exzentrischen Anschlusses allerdings auch ein zusätzliches Moment (Kraft wird nicht im Schwerpunkt eingeleitet), welches zu einem vorzeitigen Stabilitätsversagen vom L-Winkel führen kann. Ob es zu einem Stabilitätsversagen kommt, hängt vor allem von der Länge, der Stabschlankheit und der Lagerung des Aussteifungsstabes ab.

Die Grundlage für diese Arbeit ist vor allem [1] und [2].

Diese Masterarbeit befasst sich mit der Weiterentwicklung der schon existierenden Formeln zur Ermittlung der Anschlusssteifigkeiten an beiden Stabenden (welche in den zuvor genannten Veröffentlichungen erarbeitet wurden), in Bezug auf neue Parameter und Anschlusssituationen. Infolge dessen wurden eine Reihe neuer, realitätsnaher Abaqus-Modelle erzeugt, die mit analytischen Modellen verglichen wurden.

Im ersten Teil der Masterarbeit (Detail A in Abschnitt 3) wird ein an einer dreiseitig gelagerten Quersteife angeschlossener L-Winkel mit einem Moment aus der Ebene beansprucht. Der analytische Lösungsansatz dafür stammt aus [3]. Dabei wird die auftretende Kraft in zwei Richtungen aufgeteilt und anschließend ein vereinfachtes System mit der zugehörigen Kraftkomponente berechnet, um die Anschlusssteifigkeit zu ermitteln.

Im zweiten Teil der Masterarbeit (Detail B in Abschnitt 4) mit Schraubanschluss beidseits des Trägersteges, wird nun der Anschluss an einer Gurtseite analysiert. Im Vergleich zum schon berechneten Fall, wird das Detail eines geschraubten Anschlusses am Trägerobergurt näher untersucht.

2 Voruntersuchungen

Schon im Vorfeld der Masterarbeit gab es in [1] und [2] Voruntersuchungen, aber auch detaillierte Parameterstudien zur Ermittlung der zutreffenden Drehfedersteifigkeit an beiden Stabenden.

In der Abbildung 1 aus [2], sind die Ergebnisse der verschiedenen Normen, Tests und FEM Berechnungen, bezüglich der Knicktragfähigkeit von Winkelprofilen miteinander verglichen worden. Die farbigen Linien kennzeichnen Normen, die schwarz ausgefüllten Symbole Tests und die leeren Symbole kennzeichnen FEM Berechnungen. Alle Normen, Tests und FEM Ergebnisse beziehen sich auf das L-Profil L80x8. Die Tests und FEM Berechnungen sind mit drei unterschiedlichen Lagerungen durchgeführt worden. BC1 steht für eine volle Einspannung, BC2 für eine Scharnierlagerung und BC3 für eine gelenkige Lagerung.

In der Abbildung erkennt man die großen Unterschiede in der Knicktragfähigkeit N_R , welche aufgrund der Lagerung, aber auch aufgrund der Schlankheit entstehen. Die Schlankheit wird von den Normen abgedeckt, die Lagerung wird allerdings nicht explizit berücksichtigt.

Die bisherigen Ergebnisse, welche in der Abbildung 1 dargestellt werden, zeigen, dass schlanke, eingespannte Winkelprofile eine deutlich höhere Tragfähigkeit haben, als die Norm abdeckt. Gelenkig gelagerte, bzw. scharniergelagerte Aussteifungen weisen hingegen eine deutlich geringere Tragfähigkeit auf.

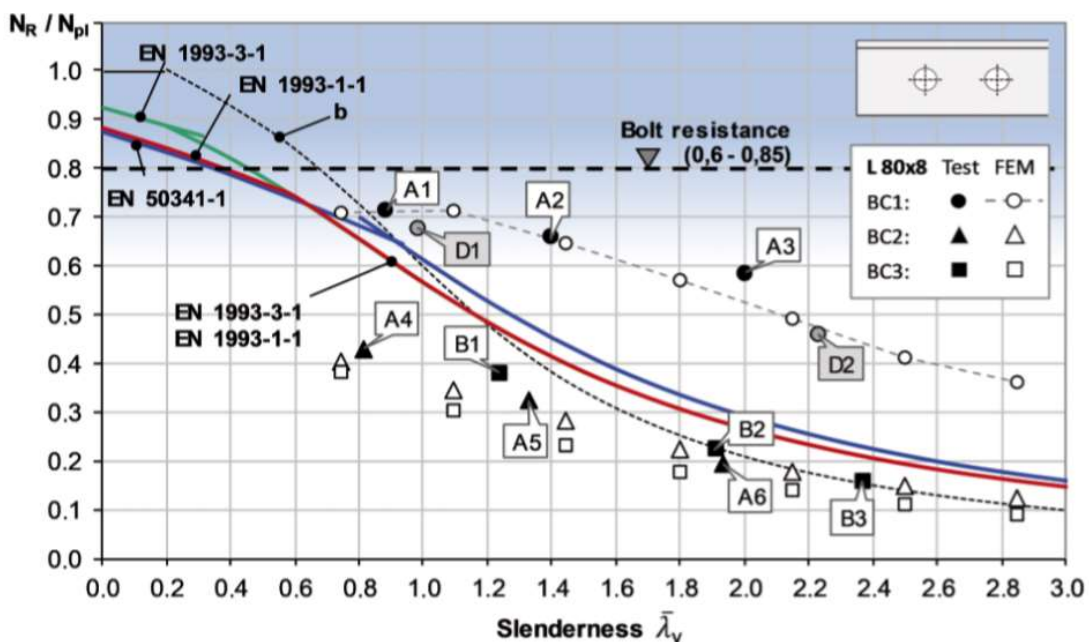


Abbildung 1: Vergleich der Test und FEM Ergebnisse mit verschiedenen Normentragfähigkeitskurven [2]

2.1 Federsteifigkeit aus der Anschlussebene

Wie in Abbildung 2 erkennbar ist, wurde in [1] bereits die Höhe der benötigten Federsteifigkeit c_φ berechnet, welche notwendig ist, damit hinsichtlich der Ermittlung der Drucktragfähigkeit von einer eingespannten Lagerung ausgegangen werden kann. Es wurden drei verschiedene L-Winkel mit je zwei unterschiedlichen Längen untersucht. Das System wurde realitätsgetreu und mit elastischem Anschlussblech modelliert. Im linken Bildbereich wird von einer Scharnierlagerung ausgegangen (BC2) und im rechten von einer Einspannung (BC1). Dazwischen befindet sich ein Übergangsbereich der beiden Lagerungen.

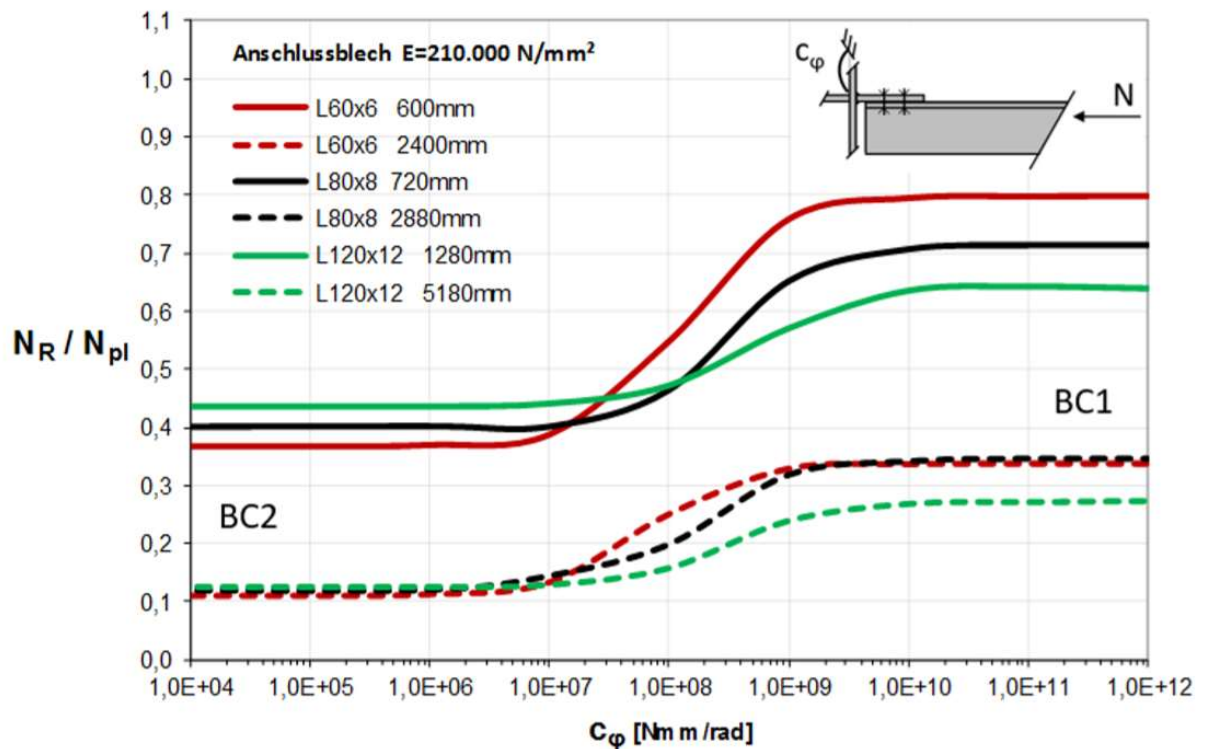


Abbildung 2: Ergebnisse der Parameterstudie für die Federsteifigkeit aus der Anschlussebene unter baupraktischer Randbedingung [1]

Für den in dieser Masterarbeit relevanten Winkel L80x8 (schwarze Linien in Abbildung 2) ist ein Übergangsbereich zwischen ca. $1,0\text{E}+07$ (BC2) und $1,0\text{E}+10$ (BC3) Nm m/rad erkennbar. Zusätzlich ist feststellbar, dass es bei kleineren L-Profilen und bei kürzeren Aussteifungen einen deutlich höheren Tragfähigkeitszuwachs gibt (Vergleich der durchgezogenen und gestrichelten Linien).

3 Detail A: Anschluss an die Quersteife eines I-Profiles

Detail A beinhaltet den geschraubten Anschluss eines Winkelprofils an die Quersteife eines Biegeträgers. Dabei wird differenziert in eine Ausführung mit horizontalem Winkel (Detail A1), sowie eine Ausführung mit schräg geneigtem Winkel (Detail A2).

Die Idee für das analytische Modell zur Bestimmung der Drehfedersteifigkeit zu Detail A stammt aus [3], bei welchem eine Berechnung der Federsteifigkeit für eine dreiseitig eingespannte Platte auf zwei einfache bekannte Systeme zurückgeführt wird.

3.1 Herleitung Federsteifigkeit allgemein

Der gewählte Lösungsansatz basiert auf der Annahme, dass die lokale Drehfedersteifigkeit $c_{\varphi, \text{out}, \text{local}}$ (d.h. die Drehfedersteifigkeit aus der Anschlussblechebene) der dreiseitig gelagerten Quersteife (Abbildung 3) angenähert werden kann durch die Drehfedersteifigkeit einer einseitig eingespannten Platte (Abbildung 4), multipliziert mit einem Kalibrierungsfaktor k_{St}^* bzw. k_{St}^{**} , der aus numerischen Berechnungen des gesamten Anschlusses rührt. Der Faktor k_{St}^* bzw. k_{St}^{**} ist abhängig von den Geometrieparametern c , u und h_w , siehe Abbildung 3. Die Quersteife setzt sich aus den Abmessungen h_w und b , mit der Dicke t , zusammen. Der Abstand c ergibt sich, wenn man die Maße x , y und z aus Abbildung 4 miteinander addiert.

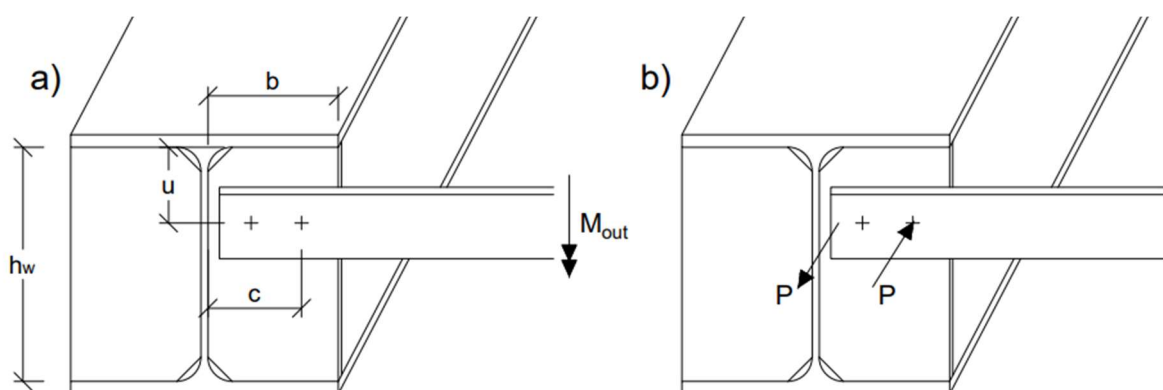


Abbildung 3: Untersucher geschraubter Quersteifenanschluss (Detail A1) – Anlageverhältnisse und Ingenieurmodell (Anmerkung: Detail A1 mit horizontalem Winkelprofil)

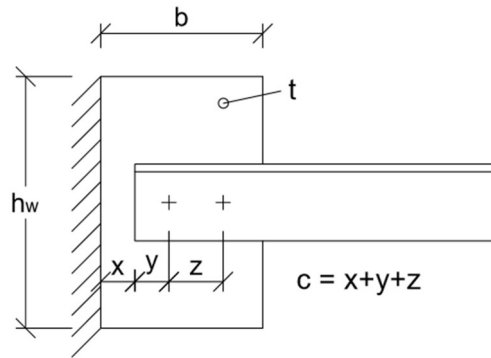


Abbildung 4: Ingenieurmodell zu Detail A – Anlageverhältnisse

Für das einfache Ingenieurmodell nach Abbildung 4 gelten die Formeln aus [1] und [2]:

$$c_{\varphi, out, global} = \frac{12EI_z}{L} \quad (1)$$

mit:

I_z ... Trägheitsmoment des I-Profiles um die schwache Achse

$$c_{\varphi, out, local} = \frac{3EI_1}{3x + y} = c_{\varphi, 1} \quad (2)$$

mit:

$$I_1 = \frac{h_{eff} \cdot t^3}{12}$$

$$h_{eff} = \min \{4 \cdot c; 2 \cdot c + u; h_w\}$$

Für die Ableitung dieser Formeln, ebenfalls kalibriert an FE-Berechnungen für viele Einzelfälle, ist das vereinfachte Ingenieurmodell nach Abbildung 3b zugrunde gelegt, das das Moment M_{out} in ein Kräftepaar P überführt. Für die Bestimmung der Verdrehung des Profils und damit die Bestimmung von c_{φ} ist nur die Berücksichtigung der Zugkraft in der inneren Schraube des Winkelprofils erforderlich, wie die Analysen in [1] zeigten.

Im Gegensatz zu den Ingenieurmodell in Abbildung 4 liegt für den untersuchten Anschluss nach Abbildung 3 auch eine Lagerung der Quersteife an den Gurten vor. Um die zusätzliche Lagerung der Quersteife an den Trägergurten in vereinfachter Weise ingenieurmäßig zu erfassen, werden nachfolgend 2 Teilsysteme gebildet (System 1 und System 2), sodass die Gesamtkraft P steifigkeitsmäßig in die beiden zugehörigen Teilkomponenten P_1 und P_2 aufgeteilt werden kann ($P = P_1 + P_2$).

Bei System 1 handelt es sich, wie Abbildung 5 zeigt, um einen Kragarm, welcher mit einer Last P_1 in der Achse der zweiten Schraube vom Stabende belastet wird. Dabei entsteht eine Verformung w_1 . Sie wird am gleichen Punkt berechnet, an welchem die Last P_1 angreift.

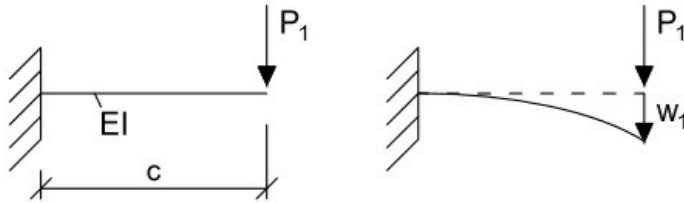


Abbildung 5: System 1: Kragarm mit Verformung w_1 unter Einzellast P_1

Für die Verformung w_1 gilt; Formel aus [5], Seite 363:

$$w_1 = P_1 \cdot \frac{c^3}{3EI} \quad (3)$$

3.2 Herleitung Federsteifigkeit: Quersteife nur an den Trägergurten starr gelagert

Das System 2 sieht eine alleinige Lagerung der Quersteife an den Trägergurten vor. Es wird in zwei verschiedene Ansätze unterteilt, in einen eingespannten (System 2.1) und einen gelenkigen Ansatz (System 2.2). Dies ist notwendig, da eine volle Einspannung in den Trägergurt zu steif und ein gelenkiger Ansatz zu nachgiebig ist und die reale Situation sich irgendwo in der Mitte befindet.

Bei System 2.1 (eingespannter Ansatz) handelt es sich um einen beidseitig eingespannten Einfeldträger, welcher mit einer Last P_2 in der Schraubenachse belastet wird. Dabei entsteht eine Verformung w_2 . Es muss darauf geachtet werden, dass die entstehende Verformung w_2 exakt unter der auftretenden Kraft berechnet wird. Die maximale Verformung tritt dabei, mit Ausnahme des Falles u gleich $h_w/2$, an einem anderen Punkt auf. Dies ist notwendig, um in einem weiteren Schritt die Verformungen von beiden Systemen (System 2.1 und 2.2) gleichzusetzen (um die Verformungen gleichsetzen zu können, müssen sie auf der gleichen Stelle auftreten).

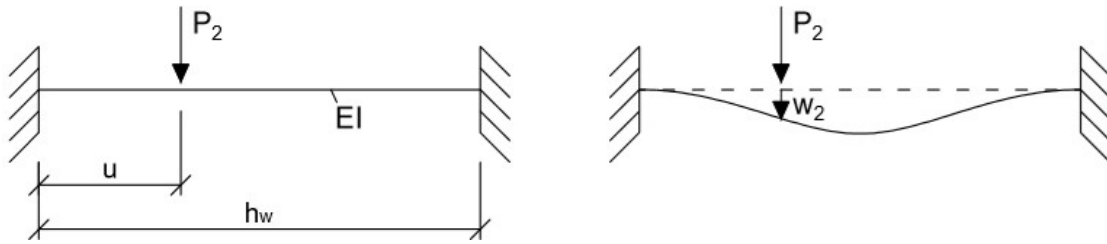


Abbildung 6: System 2.1: Quersteife mit alleiniger Gurtlagerung als eingespannter Einfeldträger mit Verformung w_2 unter der Einzellast P_2

Für die Verformung w_2 gilt; Formel aus [5], Seite 366

$$w_2 = P_2 \cdot \frac{u^3(h_w - u)^3}{3EI \cdot h_w^3} \quad (4)$$

- **Kraftaufteilung auf System 1 und 2.1**

Mit den beiden Bedingungen:

$$w_1 = w_2 \quad (5)$$

$$P = P_1 + P_2 \quad (6)$$

kann nun die Kraft P_1 ausgerechnet werden, welche über das System 1 (Kragträger) abgetragen wird.

$$P_1 = P \cdot \frac{u^3 \cdot (h_w - u)^3}{u^3 \cdot (h_w - u)^3 + h_w^3 \cdot c^3} \quad (7)$$

In bezogener Schreibweise ergibt sich:

$$P_1 = P \cdot \frac{\bar{u}^3 \cdot (1 - \bar{u})^3}{\bar{u}^3 \cdot (1 - \bar{u})^3 + \bar{c}^3} \quad (8)$$

mit:

$$\bar{u} = \frac{u}{h_w} \quad (9)$$

$$\bar{c} = \frac{c}{h_w} \quad (10)$$

- **Kalibrierungsfaktor für den alleinigen eingespannten Ansatz:**

$$k_{St} = \frac{P}{P_1} = 1 + \frac{\bar{c}^3}{\bar{u}^3 \cdot (1 - \bar{u})^3} \quad (11)$$

3.3 Herleitung Federsteifigkeit: Quersteife nur an den Trägergurten gelenkig gelagert

Bei System 2.2 (gelenkiger Ansatz) handelt es sich um einen beidseitig gelenkig gelagerten Einfeldträger, welcher mit einer Last P_2 belastet wird. Dabei entsteht bei gleicher Geometrie und Belastung P_2 eine größere Verformung w_2 als beim vorherigen Ansatz. Ansonsten gelten die gleichen Bedingungen wie bei System 2.1.

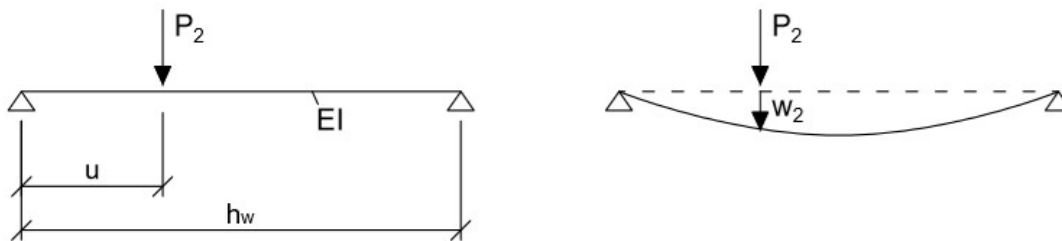


Abbildung 7: System 2.2: Quersteife mit alleiniger Gurtlagerung als gelenkiger Einfeldträger mit Verformung w_2 unter der Einzellast P_2

Für die Verformung w_2 gilt; Formel aus [5], Seite 363

$$w_2 = P_2 \cdot \frac{u^2(h_w - u)^2}{3EI \cdot h_w} \quad (12)$$

- **Kraftaufteilung auf System 1 und 2.2**

Mit den beiden Bedingungen:

$$w_1 = w_2 \quad (13)$$

$$P = P_1 + P_2 \quad (14)$$

kann nun die Kraft P_1 ausgerechnet werden, welche über das System 1 (Kragträger) abgetragen wird.

$$P_1 = P \cdot \frac{u^2 \cdot (h_w - u)^2}{u^2 \cdot (h_w - u)^2 + h_w \cdot c^3} \quad (15)$$

In bezogener Schreibweise ergibt sich:

$$P_1 = P \cdot \frac{\bar{u}^2 \cdot (1 - \bar{u})^2}{\bar{u}^2 \cdot (1 - \bar{u})^2 + \bar{c}^3} \quad (16)$$

mit:

$$\bar{u} = \frac{u}{h_W} \quad (17)$$

$$\bar{c} = \frac{c}{h_W} \quad (18)$$

- **Kalibrierungsfaktor für den allgemeinen eingespannten Ansatz:**

$$k_{St} = \frac{P}{P_1} = 1 + \frac{\bar{c}^3}{\bar{u}^2 \cdot (1 - \bar{u})^2} \quad (19)$$

3.4 Detail A1: Systembeschreibung zu den numerischen Berechnungen

Bei Detail A1 handelt es sich um eine dreiseitig angeschweißte Quersteife (vergleiche Abbildung 3). Sie ist im vereinfachten Ingenieurmodell nach Abbildung 8 an der Ober-, Unter- und an der linken Seite starr gelagert (unverschieblich, jedoch gelenkig). Baupraktisch bedeutet das, dass die Quersteife an einem I-Profil angeschweißt wird. Das Moment greift am Ende vom starren L-Winkel (L80x8) aus der Ebene an. Der Schenkel vom L-Profil befindet sich auf der Oberseite.

In der Abbildung 8 ist beispielhaft die Verformung für einen Fall dargestellt. Dabei bedeutet die Farbe Rot, dass es sich um die maximale Verformung handelt (2,1 mm) und die Farbe Blau, dass keine bis kaum eine Verformung auftritt. Im Bild ist sehr gut zu erkennen, dass der Ort, an dem der Großteil der Zugkraft eingeleitet wird (bei der rechten Schraube), nicht der Ort der maximalen Verformung der Quersteife ist. Zusätzlich ist gut zu erkennen, dass sich nahezu nur die Quersteife verformt. Der Grund dafür ist, dass das Winkelprofil starr modelliert wurde.

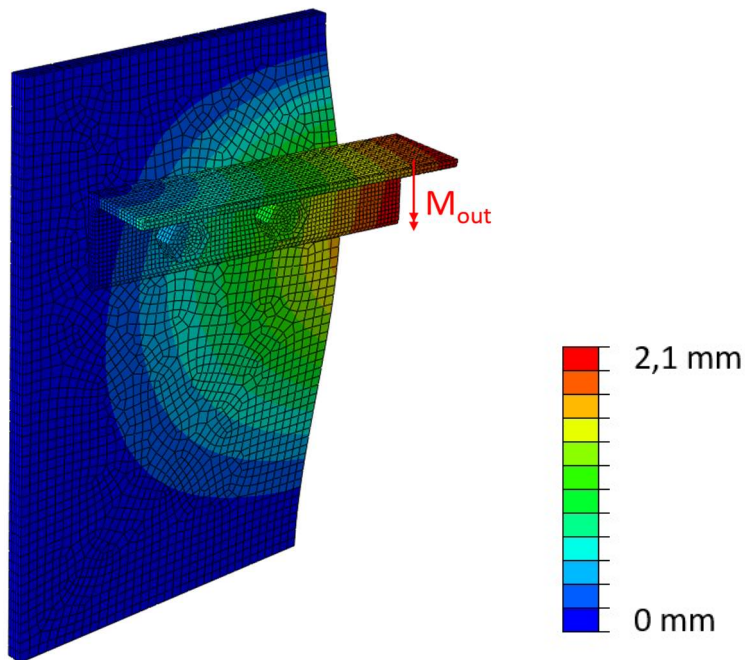


Abbildung 8: Beispiel zu Detail A1: Verformung unter M_{out} (Parameter: $h_w = 500$ mm, $t = 15$ mm, $c = 140$ mm, $u = 150$ mm)

Um die Federsteifigkeit c_φ vom Detail A1 zu berechnen, dividiert man das angesetzte Moment M durch die Verdrehung des L-Profiles φ aus der Quersteifenebene:

$$c_\varphi = \frac{M_{out}}{\varphi} \quad (20)$$

Die Schrauben wurden mittels Solid-Elementen modelliert und vorgespannt. Auch die Quersteife bzw. die Erweiterung der Quersteife ist als Solid-Elemente mit mehreren FE-Elementen über die Höhe verteilt modelliert. Es wird rein elastisches Verhalten unterstellt ($E = 210.000$ N/mm², $\nu = 0,3$). Das Winkelprofil selbst wird starr modelliert (fiktive Erhöhung des E-Moduls), in Einklang mit dem Bemessungsmodell für die Drucktragfähigkeit N_f des Winkelprofils.

Grundsätzlich wurde das Detail hinsichtlich seiner Geometrie in drei Varianten untersucht. Der Grund für die Unterteilung in drei verschiedene Varianten ist, dass so der Einfluss der Breite b untersucht werden kann:

- Die erste Variante zeigt die normal große Quersteife, siehe Abbildung 9. Diese Variante stellt den Referenzfall dar. Die Breite wird durch den erforderlichen Schraubenabstand zwischen den Schrauben und zum Rand hin definiert.

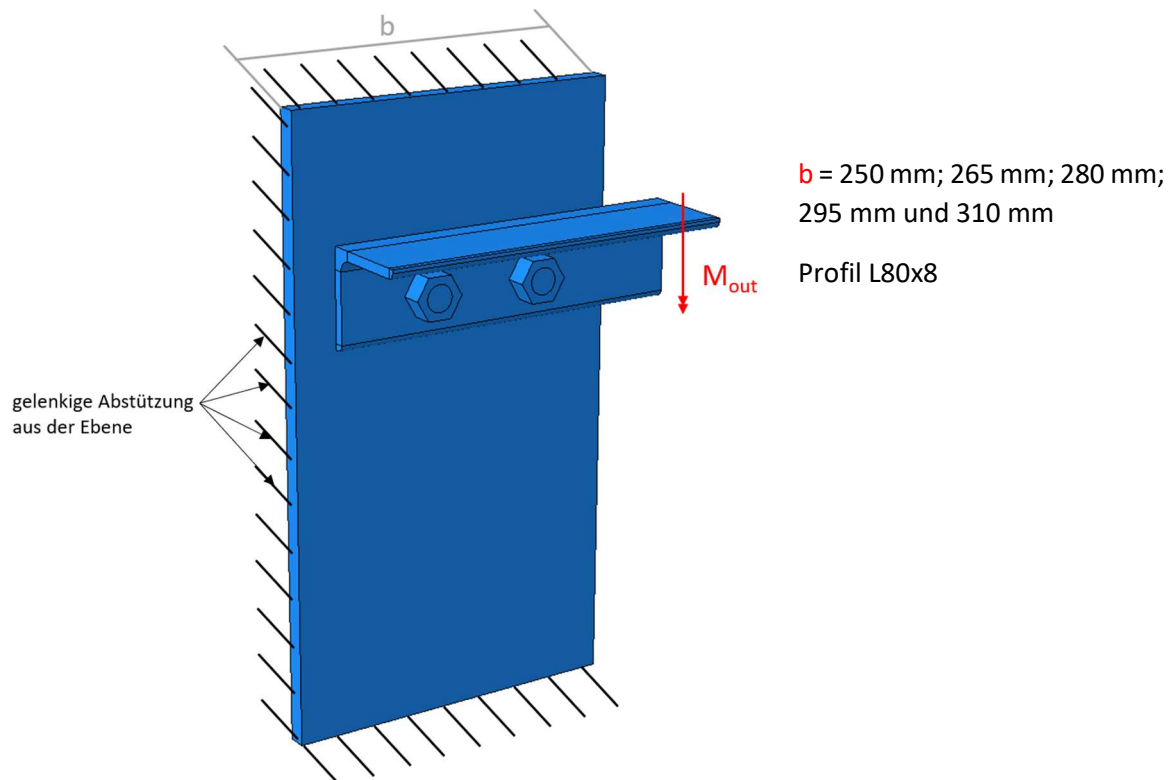


Abbildung 9: FE-Modellierung Detail A1 – Referenzfälle „normale Quersteife“

- Die zweite Variante zeigt die schmale Quersteife mit einem zusätzlichen Knotenblech, siehe Abbildung 10. Die Anschweißung wird benötigt, damit beide Schrauben den gleichen Randabstand erhalten wie in der Variante mit der normal großen Quersteife. Die Breite der Quersteife und das Auflager sind dabei deutlich verkürzt.

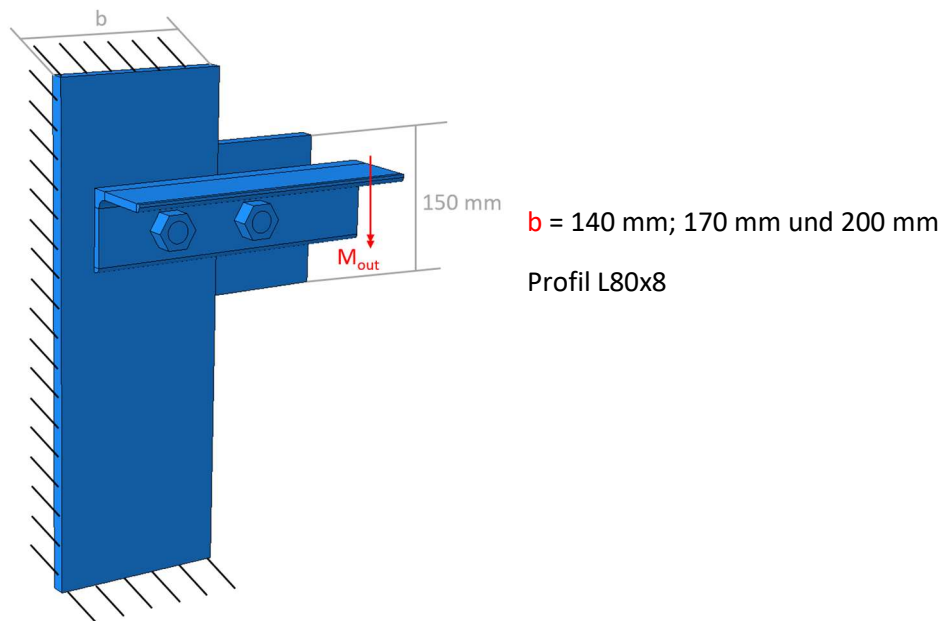


Abbildung 10: FE-Modellierung Detail A1 – Schmale Quersteife

- Die dritte Variante zeigt die verbreiterte Quersteife, siehe Abbildung 11. Hier wird die Breite deutlich erhöht.

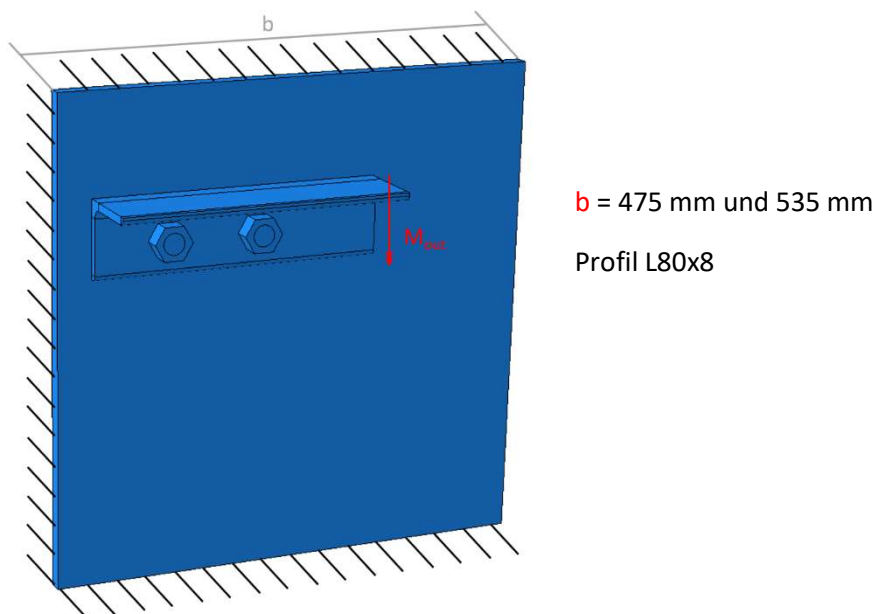


Abbildung 11: FE-Modellierung Detail A1 – Breite Quersteife

3.5 Detail A1: Numerische Parameterstudie

Für diese Parameterstudie wurden insgesamt 140 FEM Berechnungen durchgeführt. Zunächst wird die Variante mit der normal breiten Quersteife, mit Variation der Parameter u , h_w und c (Abbildung 12) sehr detailliert betrachtet, um die Hochzahlen (α und β) in Gleichung (23) zu ermitteln.

Beim Vergleichen der Kalibrierungsfaktoren k_{St} der Systeme 2.1 und 2.2 fällt sofort eine große Ähnlichkeit auf, welche nachfolgend als gemeinsamer Anteil bezeichnet wird (vergleiche Gleichung (11), (19)). Der einzige Unterschied ist im Nenner in den Hochzahlen zu finden. Für eine bessere Veranschaulichung wurden die zutreffenden Hochzahlen in Gleichung (23) rot gekennzeichnet.

- Eingespannter Ansatz (System 2.1):

$$k_{St} = \frac{P}{P_1} = 1 + \frac{\bar{c}^3}{\bar{u}^3 \cdot (1 - \bar{u})^3} \quad (21)$$

- Gelenkiger Ansatz (System 2.2):

$$k_{St} = \frac{P}{P_1} = 1 + \frac{\bar{c}^3}{\bar{u}^2 \cdot (1 - \bar{u})^2} \quad (22)$$

- Zutreffender Anteil (Rückrechnung aus FE-Berechnungen):

$$k_{St}^* = 1 + \frac{\bar{c}^3}{\bar{u}^\alpha \cdot (1 - \bar{u})^\beta} \quad (23)$$

In einem zweiten Schritt werden nun auch die verschiedenen Breiten der Quersteife mit variiert. Als dritter Schritt, wird alleinig die Dicke t als Kontrolle getrennt variiert. Die in schwarz gehaltenen Zahlen und Informationen in Abbildung 12 bleiben bei der ganzen Parameterstudie gleich.

Als Schrauben werden die größtmöglichen Durchmesser für den L80x8 verwendet. Es handelt sich dabei um 2 x M22er Schrauben, mit dem dazugehörigen Lochdurchmesser d_0 von 24 mm. Der Schraubenabstand ist so groß gewählt, dass sie die maximalen Schraubenkräfte übertragen werden können. Um eine richtige Aussage über die Federsteifigkeit c_φ zu erhalten, ist es wichtig, dass weder das Abscheren noch die Lochleibung maßgebend wird.

Die maximale aufnehmbare Lochleibungskraft erhält man laut [6], wenn:

$$p_1 \geq 3,75 \cdot d_0 \quad (24)$$

$$e_1 \geq 3 \cdot d_0 \quad (25)$$

$$e_2 \geq 1,5 \cdot d_0 \quad (26)$$

Ausgerechnet ergibt das für p_1 (Abstand zwischen den Schrauben) einen Minimalabstand von 90 mm und für e_1 (Abstand der Schraube zum Rand) einen Minimalabstand von 72 mm. Gewählt wurde ein Schraubabstand zwischen den beiden Schrauben von 95 mm und ein Randabstand von 75 mm, wie Abbildung 12 zeigt. Die Schraubenachse in die andere Richtung befindet sich nicht im Schwerpunkt, sondern in der Mitte des Profils. Ausgerechnet ergibt das für e_2 (Abstand der Schraube zum Seitenrand) einen Minimalabstand von 36 mm. Vorhanden sind 40 mm bis zum Rand. Bei einer größeren Schraube wäre das Einhalten des Abstands für die maximale Lochleibungskraft nicht mehr möglich.

Das Moment M_{out} ist aus der Ebene am Ende des Winkelprofils angesetzt und hat immer einen Betrag von 10.000.000 Nmm. Das Moment wird dann als Kräftepaar in die Quersteife eingeleitet. Da angenommen wird, auf Basis von Voruntersuchungen, dass der Großteil der Zugkraftkomponente vom Kräftepaar über die innenliegende Schraube eingeleitet wird, wird der Parameter u zu dieser Schraube gemessen.

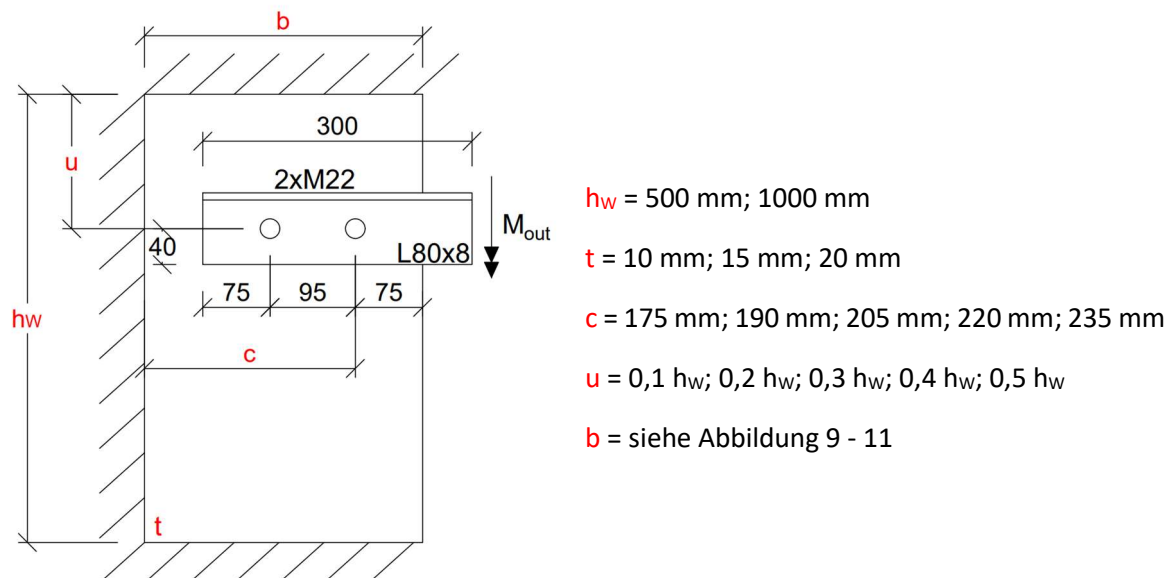


Abbildung 12: Parameter für Parameterstudie Detail A1 – horizontales Winkelprofil

3.6 Detail A1: Zutreffender Korrekturfaktor k_{St}^* für Ingenieurmodell

Nachfolgend wird für das Ingenieurmodell nach Abbildung 4, mit alleinigem, biegesteifem Quersteifenanschluss an den Trägersteg ein zutreffender Korrekturfaktor k_{St} , auf Basis der FE-Berechnungen, ermittelt. Für den Korrekturfaktor k_{St} dient der Ansatz nach Gleichung (23), nachfolgend nochmals angeführt in Gleichung (27).

$$k_{St}^* = 1 + \frac{\bar{c}^3}{\bar{u}^\alpha \cdot (1 - \bar{u})^\beta} \quad (27)$$

Durch „curve fitting“ wurden die zutreffenden Hochzahlen (α und β) ermittelt. Die Berechnungen für das Anpassen der Hochzahlen wurden mit der normal breiten Quersteife (siehe Abbildung 9 und 12), und den bei Variation der Parameter u , h_w und c durchgeführt. Die Hochzahlen beschreiben die real auftretende Lagerung, welche eine Mischform aus beiden Ansätzen ist. Der Kalibrierungsfaktor k_{St}^* , mit der zugehörigen Federsteifigkeit $c_{\varphi,Mod}^*$ beschreibt die erarbeitete Formel.

$$c_{\varphi,Mod}^* = \frac{3EI_1}{3x + y} \cdot k_{St}^* = c_{\varphi,1} \cdot k_{St}^* \quad (28)$$

Ergebnis:

$$k_{St}^* = 1 + \frac{\bar{c}^3}{\bar{u}^{2.8} \cdot (1 - \bar{u})^{1.2}} \quad (29)$$

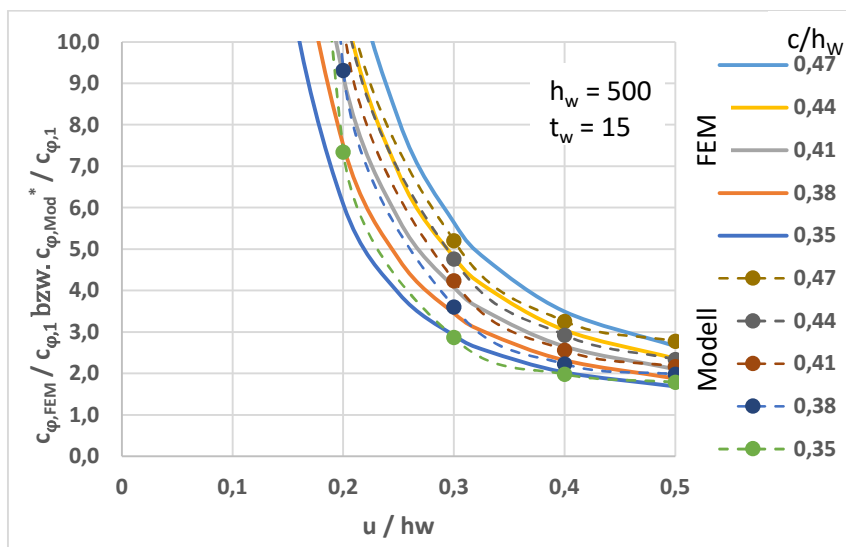


Abbildung 13: Detail A1, horizontales Winkelprofil, „normale“ Quersteife, Ergebnisvergleich k_{St}^* mit $k_{St,FEM}(h_w = 500 \text{ mm}, t_w = 15 \text{ mm})$

Tabelle 1: Detail A1, horizontales Winkelprofil, „normale“ Quersteife, Ergebnisvergleich c_φ ($h_w = 500$ mm)

	c	u	b	\bar{c}	\bar{u}	$C_{\varphi,FEM}$	$\frac{C_{\varphi,FEM}}{C_{\varphi,1}}$	k_{St}^*	$\frac{C_{\varphi,FEM}}{C_{\varphi,Mod}^*}$
	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[Nmm/rad]		$(C_{\varphi,Mod}^*/C_{\varphi,1})$	
$h_w = 500$ mm – t = 15 mm	80	50	250	0,35	0,1	1,97E+10	47,5	31,7	1,50
	80	100	250	0,35	0,2	3,76E+09	7,3	6,1	1,21
	80	150	250	0,35	0,3	1,75E+09	2,9	2,9	0,99
	80	200	250	0,35	0,4	1,25E+09	2,0	2,0	0,98
	80	250	250	0,35	0,5	1,13E+09	1,8	1,7	1,06
	95	50	265	0,38	0,1	1,89E+10	60,1	40,3	1,49
	95	100	265	0,38	0,2	3,55E+09	9,3	7,5	1,24
	95	150	265	0,38	0,3	1,61E+09	3,6	3,5	1,05
	95	200	265	0,38	0,4	1,11E+09	2,2	2,3	0,96
	95	250	265	0,38	0,5	9,89E+08	2,0	1,9	1,06
	110	50	280	0,41	0,1	1,71E+10	64,4	50,3	1,28
	110	100	280	0,41	0,2	3,32E+09	10,5	9,2	1,15
	110	150	280	0,41	0,3	1,54E+09	4,2	4,1	1,04
	110	200	280	0,41	0,4	1,06E+09	2,6	2,7	0,97
	110	250	280	0,41	0,5	9,39E+08	2,2	2,1	1,03
	125	50	295	0,44	0,1	1,60E+10	67,7	62,0	1,09
	125	100	295	0,44	0,2	3,12E+09	11,3	11,1	1,02
	125	150	295	0,44	0,3	1,50E+09	4,8	4,8	0,99
	125	200	295	0,44	0,4	1,04E+09	2,9	3,0	0,96
	125	250	295	0,44	0,5	9,22E+08	2,3	2,4	0,99
140	50	310	0,47	0,1	1,58E+10	72,8	75,3	0,97	
140	100	310	0,47	0,2	2,98E+09	12,0	13,3	0,90	
140	150	310	0,47	0,3	1,47E+09	5,2	5,6	0,92	
140	200	310	0,47	0,4	1,03E+09	3,3	3,5	0,93	
140	250	310	0,47	0,5	9,13E+08	2,8	2,7	1,05	

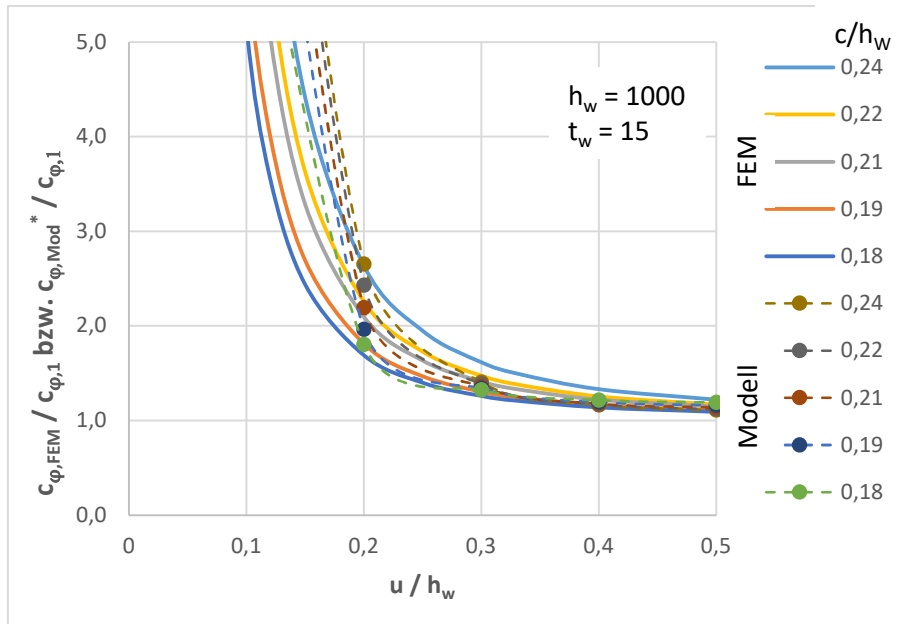


Abbildung 14: Detail A1, horizontales Winkelprofil, „normale“ Quersteife, Ergebnisvergleich k_{St}^* mit $k_{St, FEM}$ ($h_w = 1000 \text{ mm}$, $t_w = 15 \text{ mm}$)

Tabelle 2: Detail A1, horizontales Winkelprofil, „normale“ Quersteife, Ergebnisvergleich c_{φ} ($h_w = 1000$ mm)

	c	u	b	\bar{c}	\bar{u}	$C_{\varphi, FEM}$	$\frac{C_{\varphi, FEM}}{C_{\varphi, 1}}$	k_{St}^*	$\frac{C_{\varphi, FEM}}{C_{\varphi, Mod}^*}$
	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[Nmm/rad]		$(C_{\varphi, Mod}^*/C_{\varphi, 1})$	
h _w = 1000 mm – t = 15 mm	80	100	250	0,18	0,1	3,70E+09	7,2	4,8	1,50
	80	200	250	0,18	0,2	1,14E+09	1,8	1,6	1,10
	80	300	250	0,18	0,3	8,34E+08	1,3	1,2	1,07
	80	400	250	0,18	0,4	7,66E+08	1,2	1,1	1,08
	80	500	250	0,18	0,5	7,51E+08	1,2	1,1	1,10
	95	100	265	0,19	0,1	3,49E+09	9,2	5,9	1,55
	95	200	265	0,19	0,2	9,79E+08	2,0	1,8	1,08
	95	300	265	0,19	0,3	6,69E+08	1,3	1,3	1,03
	95	400	265	0,19	0,4	5,96E+08	1,2	1,2	1,03
	95	500	265	0,19	0,5	5,80E+08	1,2	1,1	1,05
	110	100	280	0,21	0,1	3,21E+09	10,2	7,2	1,42
	110	200	280	0,21	0,2	9,06E+08	2,2	2,0	1,09
	110	300	280	0,21	0,3	5,90E+08	1,4	1,4	0,98
	110	400	280	0,21	0,4	5,11E+08	1,2	1,2	0,98
	110	500	280	0,21	0,5	4,94E+08	1,1	1,1	1,00
	125	100	295	0,22	0,1	3,10E+09	11,3	8,6	1,30
	125	200	295	0,22	0,2	8,62E+08	2,4	2,3	1,08
	125	300	295	0,22	0,3	5,46E+08	1,4	1,5	0,94
	125	400	295	0,22	0,4	4,61E+08	1,2	1,3	0,93
	125	500	295	0,22	0,5	4,41E+08	1,1	1,2	0,96
140	100	310	0,24	0,1	2,92E+09	11,7	10,3	1,14	
140	200	310	0,24	0,2	8,36E+08	2,7	2,5	1,05	
140	300	310	0,24	0,3	5,17E+08	1,4	1,6	0,89	
140	400	310	0,24	0,4	4,29E+08	1,2	1,3	0,89	
140	500	310	0,24	0,5	4,08E+08	1,1	1,2	0,92	

Die nachfolgende Tabelle 3 zeigt die Auswertung der analytischen Lösung mit dem Kalibrierungsfaktor k_{St}^* . Die Verbesserung drückt sich durch vier Werte aus. Als erstes durch den Durchschnitt, welcher 1,07 bzw. 1,09 beträgt. Als zweites durch den Minimalwert, welcher 0,9 bzw. 0,89 beträgt. Als drittes durch den Maximalwert, welcher 1,50 bzw. 1,55 beträgt und als letztes durch den Variationskoeffizient, welcher 0,02 bzw. 0,03 beträgt.

 Tabelle 3: Detail A1, Vergleich $c_{\varphi, FEM}/c_{\varphi, Mod}^*$ für $h_w = 500$ mm und 1000 mm

$C_{\varphi, FEM}/C_{\varphi, Mod}^*$	$h_w = 500$ mm	$h_w = 1000$ mm
Durchschnitt	1,07	1,09
Minimalwert	0,90	0,89
Maximalwert	1,50	1,55
Variationskoeffizient	0,02	0,03

Auch in allen weiteren Schritten wird vom Basismodell des alleinigen Steganschlusses nach Abbildung 4 ausgegangen. Die Anschweißung an den Trägergurten, an der Ober- und Unterseite, wird ausschließlich durch den Kalibrierungsfaktor k_{St}^* bzw. k_{St}^{**} berücksichtigt. Für alle weiteren Berechnungen sind, aufgrund des Ergänzens von neuen Parametern, die Parameter c und u nur mehr in drei Schritten unterteilt worden. Für c sind das die Schritte 175 mm, 205 mm und 235 mm. Für u 0,1 h_w , 0,3 h_w und 0,5 h_w .

3.7 Detail A1: Ergebnisvergleich – FEM versus analytisches Modell

In der Abbildung 16 und 17 sind die Ergebnisse aus den FEM Berechnungen abgebildet. Dabei ist auf der x-Achse die bezogene Quersteifenbreite \bar{b} ($= b/h_w$) abgebildet. Auf der y-Achse ist die zutreffende Drehfedersteifigkeit $c_{\varphi, FEM}$ (Federsteifigkeit aus der FEM Berechnung) abgebildet. Die zwei Abbildungen zeigen die Ergebnisse für eine Steghöhe $h_w = 500$ mm (Abbildung 16) und $h_w = 1000$ mm (Abbildung 17). Die vier eingekreisten Werte liegen im ersten der beiden Diagramme ($h_w = 500$ mm) über $1,0E+10$ Nmm/rad. Laut Abbildung 2 gelten sie als baupraktisch „starr“ und die vier Punkte werden aus diesem Grund in den nachfolgenden Diagrammen nicht weiter berücksichtigt. In der Legende neben den Abbildungen 16 und 17 ist ersichtlich, dass für \bar{c} ($= c/h_w$) die Werte 0,35 und 0,47 bzw. 0,18 und 0,24 verwendet werden. Außer \bar{b} ($= b/h_w$) ist kleiner als \bar{c} ($= c/h_w$), dann wird der eingeklammerte Wert von \bar{c} verwendet.

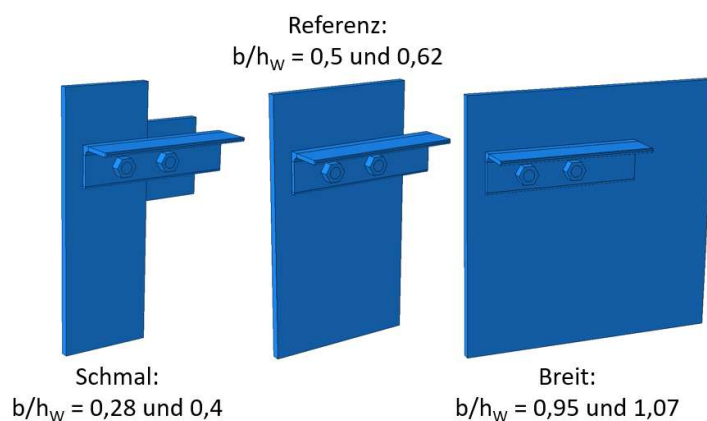
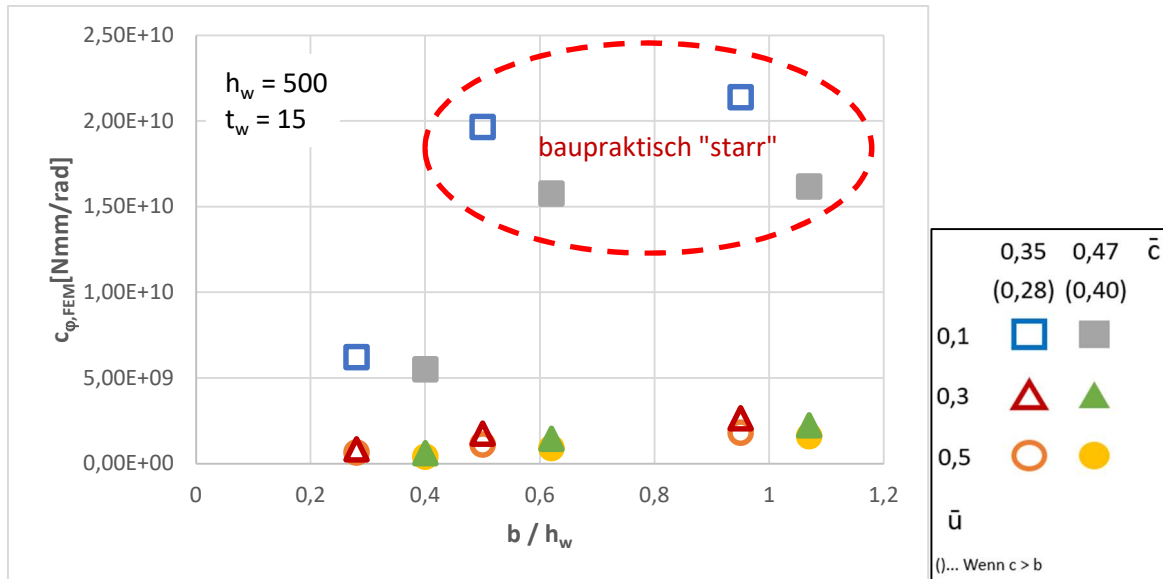
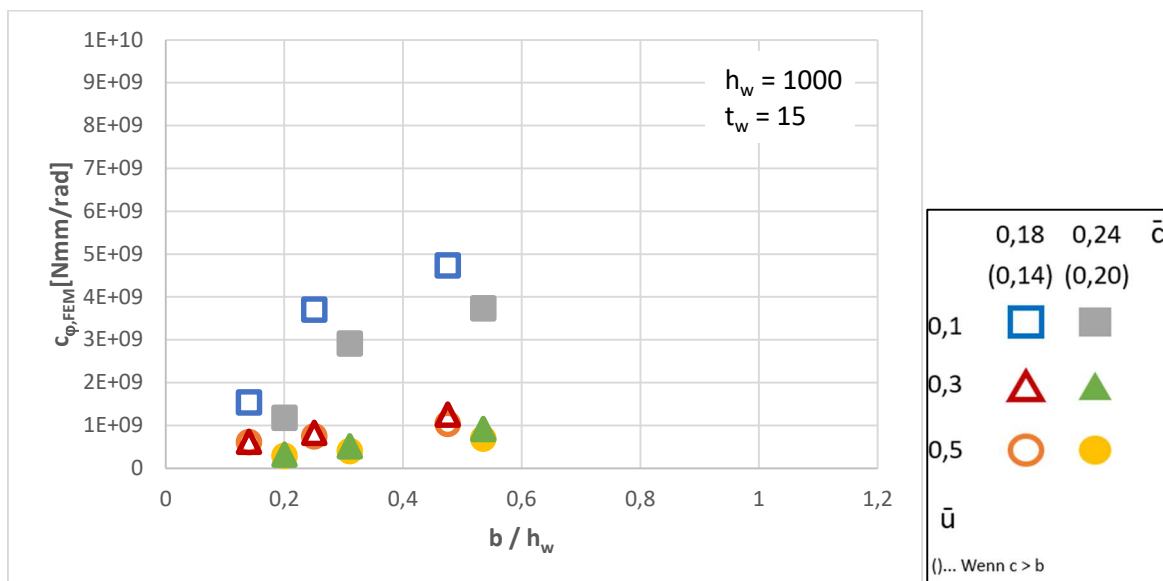


Abbildung 15: Detail A1, verschiedene untersuchte Quersteifen-Breiten mit b/h_w


 Abbildung 16: Detail A1, Steifigkeit $c_{\phi, FEM}$ für $h_w = 500$ mm

 Abbildung 17: Detail A1, Steifigkeit $c_{\phi, FEM}$ für $h_w = 1000$ mm

Um die FEM Ergebnisse mit den analytischen Ergebnissen zu vergleichen, wird in den vier nachfolgenden Diagrammen (Abbildung 18 bis 21) auf der x-Achse wieder \bar{b} ($= b/h_w$) abgebildet. Auf der y-Achse wird $c_{\phi, FEM}/c_{\phi, Mod}^*$ bzw. $c_{\phi, FEM}/c_{\phi, Mod}$ aufgetragen (Federsteifigkeit aus der FEM Berechnung durch Federsteifigkeit aus dem analytischen Modell). Dabei ist $c_{\phi, Mod}$ eine verbessert analytische Lösung nach Gleichung (32) und (33). In den Abbildungen 18 und 19 wird für die analytische Berechnung dabei die zuvor erarbeitete Formel nach Gleichung (29) bzw (31) für k_{St}^* verwendet. Die beiden Abbildungen sind daher mit dem Zusatz "ohne Ergänzung" versehen.

$$c_{\varphi,Mod}^* = \frac{3EI_1}{3x + y} \cdot k_{St}^* = c_{\varphi,1} \cdot k_{St}^* \quad (30)$$

Mit dem Kalibrierungsfaktor ohne Ergänzung:

$$k_{St}^* = 1 + \frac{\bar{c}^3}{\bar{u}^{2.8} \cdot (1 - \bar{u})^{1.2}} \quad (31)$$

Die Ergebnisse der Abbildungen 18 und 19 zeigen, dass mit steigender Breite b die Federsteifigkeit c_{φ} in den FEM Modellen gegenüber dem analytischen Modell, annähernd linear zunehmen. Um dem entgegenzuwirken, wird der Kalibrierungsfaktor zusätzlich mit der Ergänzung $0,7 \frac{\bar{b}}{\bar{c}}$ multipliziert. Dieser Zusatz wird durch die zwei strichlierten Linien in Abbildung 18 und 19 dargestellt, welche im Koordinatenursprung starten und sich je nach vorhandenem Schraubabstand \bar{c} (c/h_w) unterscheiden.

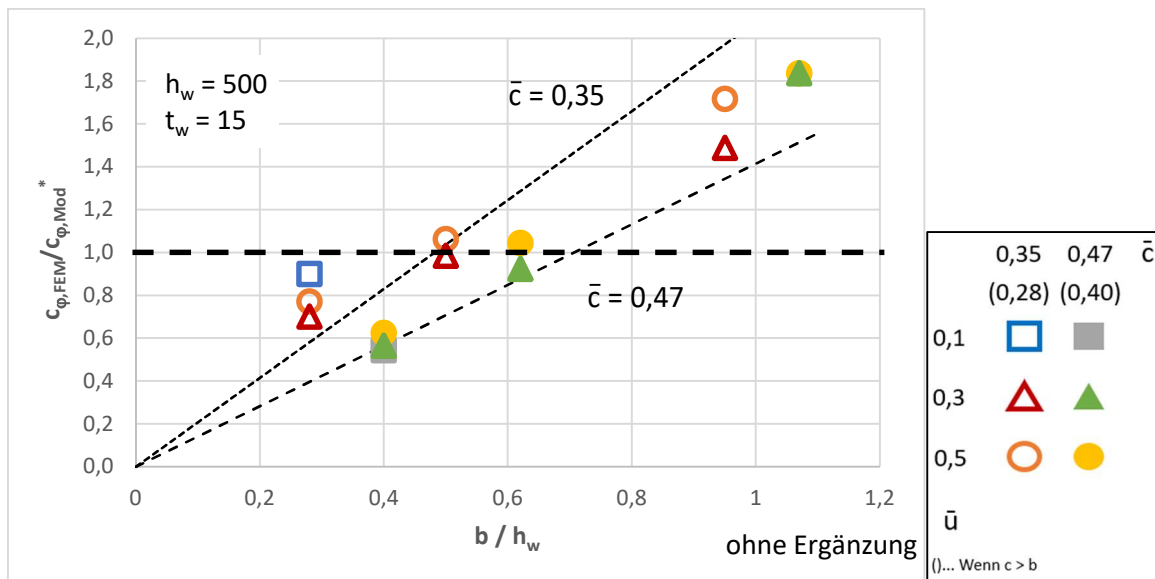
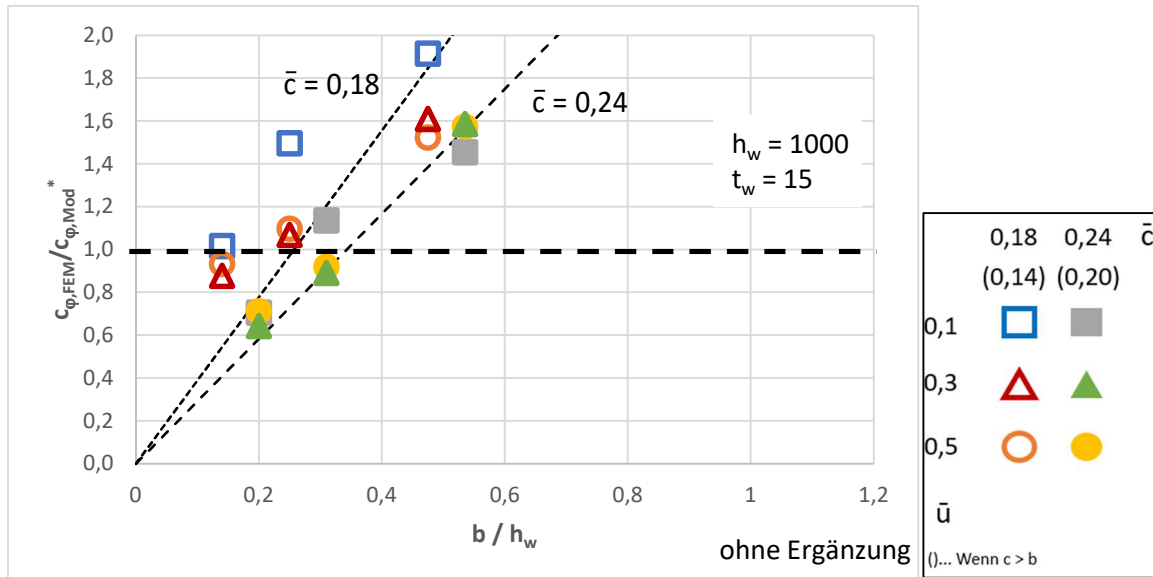


Abbildung 18: Detail A1, Vergleich $c_{\varphi,FEM}/c_{\varphi,Mod}^*$, für $h_w = 500$ mm


 Abbildung 19: Detail A1, Vergleich $c_{\varphi, FEM}/c_{\varphi, Mod}^*$, für $h_w = 1000$ mm

Für das verbesserte analytische Modell gilt, mit dem Ingenieurmodell nach Abbildung 4 als Basis.

$$c_{\varphi, Mod} = \frac{3EI_1}{3x + y} \cdot k_{St} = c_{\varphi, 1} \cdot k_{St}^{**} \quad (32)$$

Mit dem Kalibrierungsfaktor k_{St}^{**} mit Ergänzung:

$$k_{St}^{**} = \left(1 + \frac{\bar{c}^3}{\bar{u}^{2.8} \cdot (1 - \bar{u})^{1.2}} \right) \cdot 0,7 \frac{\bar{b}}{\bar{c}} \quad (33)$$

Die beiden nachfolgenden Abbildungen 20 und 21 zeigen auf der y-Achse wieder die bezogenen Drehfedersteifigkeiten $c_{\varphi, FEM}/c_{\varphi, Mod}$, bei denen allerdings der Kalibrierungsfaktor k_{St}^{**} schon zusätzlich mit der Ergänzung $0,7 \frac{\bar{b}}{\bar{c}}$ multipliziert ist. Hier wird jetzt ersichtlich, dass die numerischen Federsteifigkeiten und die analytischen Federsteifigkeiten sehr ähnlich sind. Wenn der Ergebniswert genau 1,0 beträgt, sind die beiden Werte exakt ident. Bei einem Wert von über 1,0 ist die analytische Berechnung auf der sicheren Seite, da die Federsteifigkeit bei der Stabbemessung unterschätzt wird. Bei einem Wert von unter 1,0 hingegen auf der unsicheren Seite.

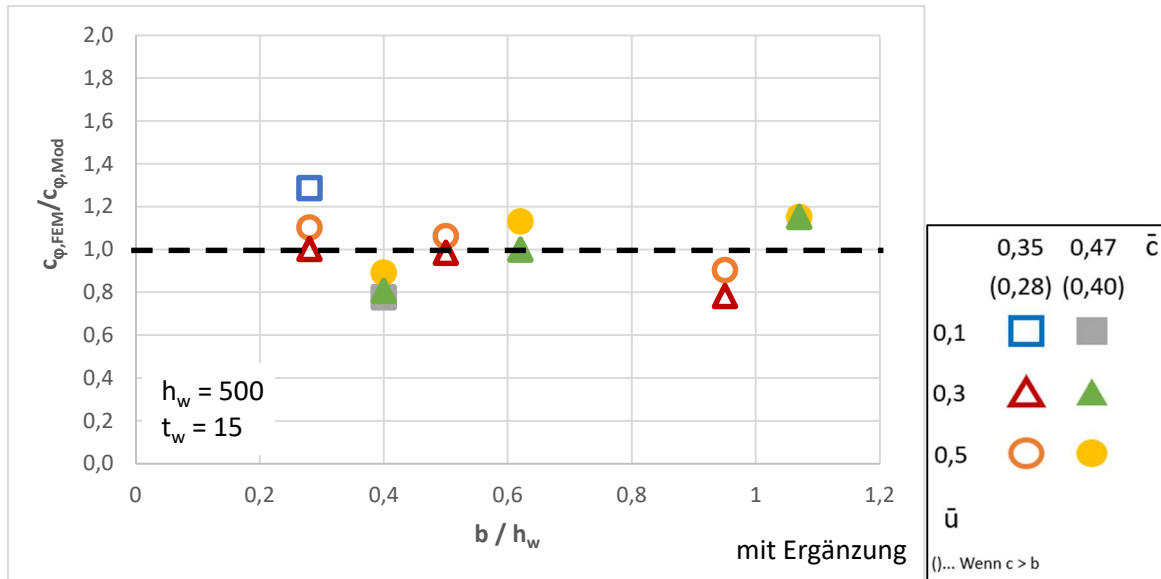

 Abbildung 20: Detail A1, Vergleich $C_{\phi,FEM}/C_{\phi,Mod}$, für $h_w = 500$ mm

 Tabelle 4: Detail A1, horizontales Winkelprofil, „normale“ Quersteife, Ergebnisvergleich c_{ϕ} ($h_w = 500$ mm)

	c	u	b	\bar{c}	\bar{u}	\bar{b}	$C_{\phi,FEM}$	$\frac{C_{\phi,FEM}}{C_{\phi,Mod}^*}$	$\frac{C_{\phi,FEM}}{C_{\phi,Mod}}$
	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[Nmm/rad]		
$h_w = 500$ mm – $t = 15$ mm	80	50	140	0,28	0,1	0,28	6,22E+09	0,90	1,29
	80	150	140	0,28	0,3	0,28	8,48E+08	0,70	1,00
	80	250	140	0,28	0,5	0,28	6,58E+08	0,77	1,10
	140	50	200	0,40	0,1	0,4	5,52E+09	0,54	0,78
	140	150	200	0,40	0,3	0,4	6,16E+08	0,57	0,81
	140	250	200	0,40	0,5	0,4	4,15E+08	0,62	0,89
	80	50	250	0,35	0,1	0,5	1,97E+10 ¹⁾	-	-
	80	150	250	0,35	0,3	0,5	1,75E+09	0,99	0,99
	80	250	250	0,35	0,5	0,5	1,13E+09	1,06	1,06
	140	50	310	0,47	0,1	0,62	1,58E+10	0,97	1,05
	140	150	310	0,47	0,3	0,62	1,47E+09	0,92	1,00
	140	250	310	0,47	0,5	0,62	9,13E+08	1,05	1,13
	80	50	475	0,35	0,1	0,95	2,14E+10 ¹⁾	-	-
	80	150	475	0,35	0,3	0,95	2,65E+09	1,49	0,78
	80	250	475	0,35	0,5	0,95	1,83E+09	1,72	0,90
	140	50	535	0,47	0,1	1,07	1,62E+10	0,99	0,62
	140	150	535	0,47	0,3	1,07	2,25E+09	1,84	1,15
	140	250	535	0,47	0,5	1,07	1,60E+09	1,84	1,15

 1) Steifigkeiten größer als 10^{10} können baupraktisch als starr angesehen werden

Die nachfolgende Tabelle 5 zeigt die aufgrund der zusätzlichen Ergänzung im Kalibrierungsfaktor k_{St}^* bzw. k_{St}^{**} , die deutlich verbesserte Treffsicherheit der analytischen Lösung. Die Verbesserung drückt sich durch vier Werte aus. Als erstes durch den Durchschnitt, welcher sich von 1,12 auf 1,00 verringert und dadurch bei 1,0 liegt. Als zweites durch den Minimalwert, welcher sich von 0,54 auf 0,78 erhöht und dadurch näher bei 1,0 liegt. Als drittes durch den Maximalwert, welcher sich von 1,84 auf 1,29 verringert und dadurch näher bei 1,0 liegt und als letztes durch den Variationskoeffizient, welcher sich von 0,18 auf 0,02 verringert und dadurch sehr nahe an 0,0 liegt.

Tabelle 5: Detail A1, Vergleich $c_{\varphi,FEM}/c_{\varphi,Mod}^*$ und $c_{\varphi,FEM}/c_{\varphi,Mod}$, für $h_w = 500$ mm

$h_w = 500$ mm	$\frac{c_{\varphi,FEM}}{c_{\varphi,Mod}^*}$	$\frac{c_{\varphi,FEM}}{c_{\varphi,Mod}}$
Durchschnitt	1,12	1,00
Minimalwert	0,54	0,78
Maximalwert	1,84	1,29
Variationskoeffizient	0,18	0,02

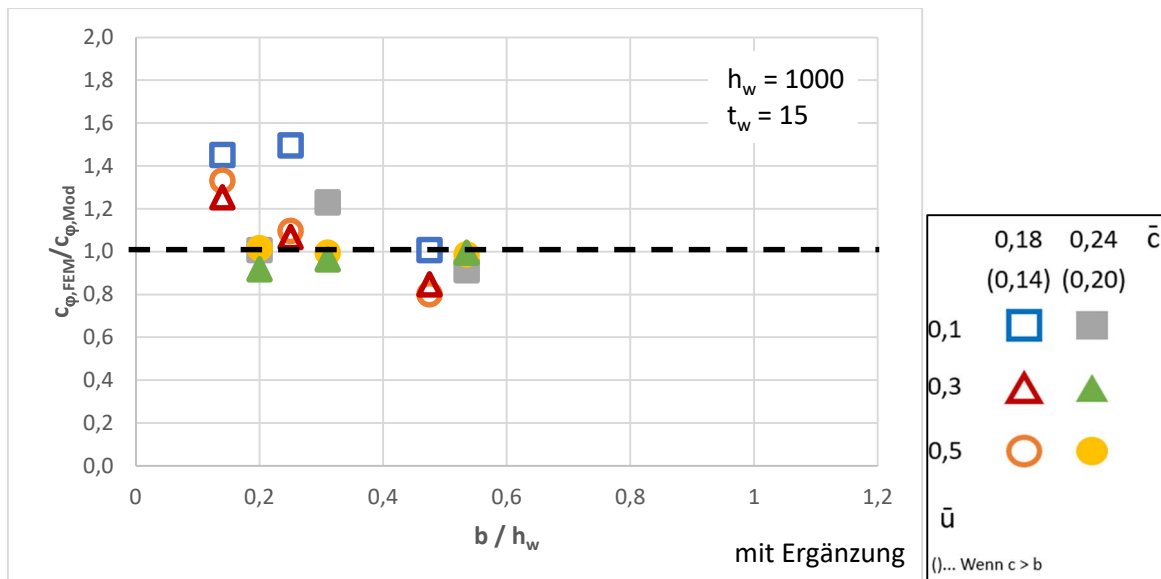


Abbildung 21: Detail A1, Vergleich $c_{\varphi,FEM}/c_{\varphi,Mod}$, für $h_w = 1000$ mm

Tabelle 6: Detail A1, horizontales Winkelprofil, „normale“ Quersteife, Ergebnisvergleich c_φ ($h_w = 1000$ mm)

	c	u	b	\bar{c}	\bar{u}	\bar{b}	$c_{\varphi, FEM}$	$\frac{c_{\varphi, FEM}}{c_{\varphi, Mod}^*}$	$\frac{c_{\varphi, FEM}}{c_{\varphi, Mod}}$
	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[Nmm/rad]		
$h_w = 1000$ mm – t = 15 mm	80	100	140	0,14	0,1	0,14	1,54E+09	1,02	1,45
	80	300	140	0,14	0,3	0,14	6,21E+08	0,88	1,25
	80	500	140	0,14	0,5	0,14	6,13E+08	0,93	1,33
	140	100	200	0,20	0,1	0,2	1,18E+09	0,71	1,01
	140	300	200	0,20	0,3	0,2	3,20E+08	0,64	0,92
	140	500	200	0,20	0,5	0,2	2,95E+08	0,71	1,02
	80	100	250	0,18	0,1	0,25	3,70E+09	1,50	1,50
	80	300	250	0,18	0,3	0,25	8,34E+08	1,07	1,07
	80	500	250	0,18	0,5	0,25	7,51E+08	1,10	1,10
	140	100	310	0,24	0,1	0,31	2,92E+09	1,14	1,23
	140	300	310	0,24	0,3	0,31	5,17E+08	0,89	0,96
	140	500	310	0,24	0,5	0,31	4,08E+08	0,92	1,00
	80	100	475	0,18	0,1	0,48	4,74E+09	1,92	1,01
	80	300	475	0,18	0,3	0,48	1,26E+09	1,61	0,85
	80	500	475	0,18	0,5	0,48	1,04E+09	1,52	0,80
	140	100	535	0,24	0,1	0,54	3,73E+09	1,45	0,91
	140	300	535	0,24	0,3	0,54	9,21E+08	1,59	1,00
	140	500	535	0,24	0,5	0,54	6,99E+08	1,57	0,99

Die nachfolgende Tabelle 7 zeigt die aufgrund der zusätzlichen Ergänzung im Kalibrierungsfaktor k_{St}^* bzw. k_{St}^{**} , nur für eine Steghöhe $h_w = 1000$ mm, die deutlich verbesserte Treffsicherheit der analytischen Lösung. Die Verbesserung drückt sich durch vier Werte aus, als erstes durch den Durchschnitt, welcher sich von 1,18 auf 1,08 verringert und dadurch näher bei 1,0 liegt. Als zweites durch den Minimalwert, welcher sich von 0,64 auf 0,80 erhöht und dadurch näher bei 1,0 liegt. Als drittes durch den Maximalwert, welcher sich von 1,92 auf 1,50 verringert und dadurch näher bei 1,0 liegt und als letztes durch den Variationskoeffizient, welcher sich von 0,13 auf 0,04 verringert und dadurch sehr nahe an 0,0 liegt.

 Tabelle 7: Detail A1, Vergleich $c_{\varphi, FEM}/c_{\varphi, Mod}^*$ und $c_{\varphi, FEM}/c_{\varphi, Mod}$, für $h_w = 1000$ mm

$h_w = 1000$ mm	$\frac{c_{\varphi, FEM}}{c_{\varphi, Mod}^*}$	$\frac{c_{\varphi, FEM}}{c_{\varphi, Mod}}$
Durchschnitt	1,18	1,08
Minimalwert	0,64	0,80
Maximalwert	1,92	1,50
Variationskoeffizient	0,13	0,04

3.8 Detail A1: Kontrolle der analytischen Lösung bei unterschiedlichen Fahnenblechdicken

Als Kontrolle für die in den letzten Kapiteln ausgearbeitete Formel zur Bestimmung der Drehfedersteifigkeit, wurde eine zusätzliche Variantenstudie für die Variante mit der normal großen Quersteife durchgeführt. Der Fokus liegt bei der neuen Variantenstudie auf der Dickenänderung von der Quersteife. Sie wurde von 15 mm auf 10 mm und auf 20 mm geändert. Damit die Kontrolle aussagekräftig ist, wurden für den Rest der Parameter dieselben Werte wie in der Variantenstudie zuvor verwendet.

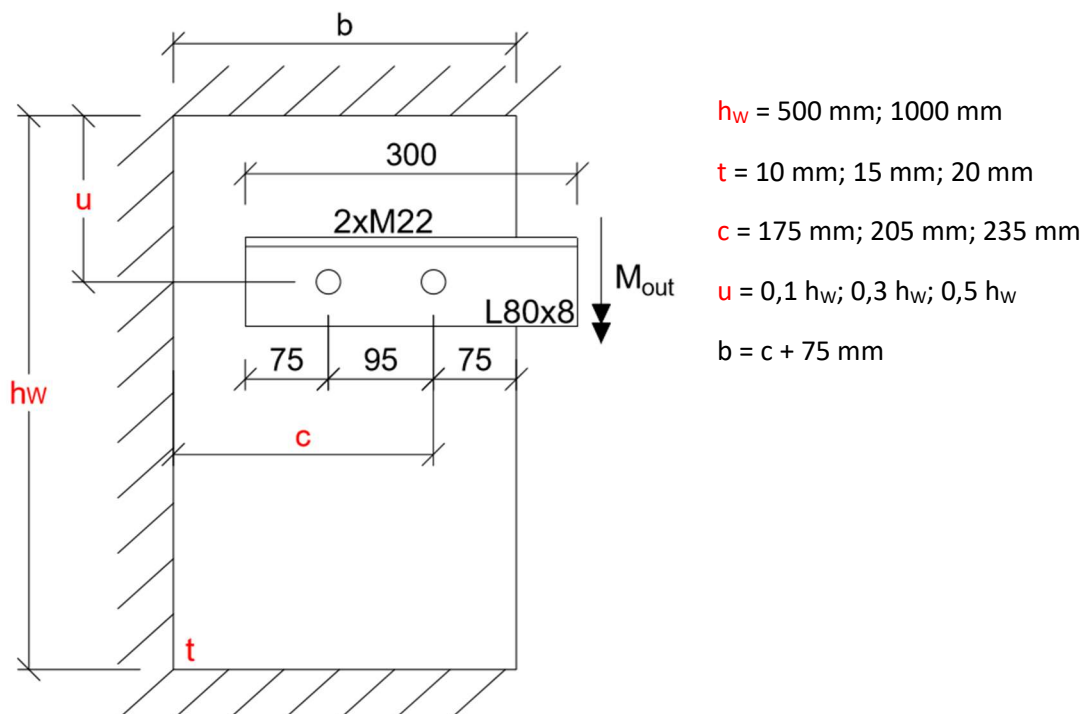


Abbildung 22: Detail A1, Parameter für Parameterstudie zur Quersteifendicke

Durch die Veränderung der Dicke ändert sich bei der Formel nach Gleichung (30) bzw. (32) wertmäßig nur das Trägheitsmoment I . Der ausgerechnete Kalibrierungsfaktor k_{St}^* bzw. k_{St}^{**} bleiben gleich.

Die zwei nachfolgenden Abbildungen 23 und 24 zeigen auf der x-Achse die Höhenlage des Winkelprofils \bar{u} ($= u/h_w$) und auf der y-Achse das Ergebnis der bezogenen Drehfedersteifigkeit, bei einer Steghöhe $h_w = 500 \text{ mm}$. Für die analytischen Berechnungen

ist dies der Kalibrierungsfaktor k_{St}^* . Da sich dieser Wert wie eben erwähnt, aufgrund der Dickenänderung der Quersteife t_w , nicht verändert, ist dieser Wert in den Diagrammen mit gleichen Quersteifenhöhen h_w ident. Die Drehfedersteifigkeiten der FEM Berechnungen wurden für die Diagramme durch $c_{\varphi,1}$ dividiert, damit die Ergebnisse vergleichbar sind.

Zur Erinnerung wird die Größe k_{St}^* und $c_{\varphi,1}$ nachfolgend nochmals angeführt.

$$k_{St}^* = \frac{P}{P_1} = 1 + \frac{\bar{c}^3}{\bar{u}^{2.8} \cdot (1 - \bar{u})^{1.2}} \quad (34)$$

$$c_{\varphi,1} = \frac{3EI_1}{3x + y} \quad (35)$$

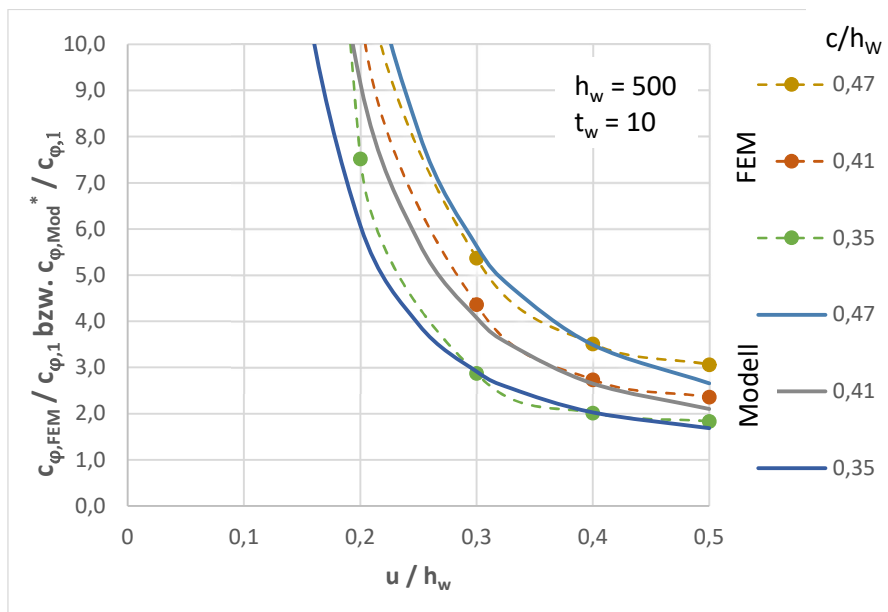


Abbildung 23: Detail A1, Vergleich k_{St}^* mit $k_{St,FEM}$, für $h_w = 500$ mm - $t_w = 10$ mm

Tabelle 8: Detail A1, Vergleich k_{St}^* mit $k_{St,FEM}$, für $h_w = 500 \text{ mm} - t_w = 10 \text{ mm}$

	c	u	b	\bar{c}	\bar{u}	$C_{\varphi,FEM}$	$\frac{C_{\varphi,FEM}}{C_{\varphi,1}}$	k_{St}^*	$\frac{C_{\varphi,FEM}}{C_{\varphi,Mod}^*}$
	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[Nmm/rad]		$(C_{\varphi,Mod}^*/C_{\varphi,1})$	$C_{\varphi,Mod}^*$
$h_w = 500 \text{ mm} - t = 10 \text{ mm}$	80	50	250	0,35	0,1	6,72E+09	54,8	31,7	1,73
	80	100	250	0,35	0,2	1,14E+09	7,5	6,1	1,24
	80	150	250	0,35	0,3	5,20E+08	2,9	2,9	0,99
	80	200	250	0,35	0,4	3,76E+08	2,0	2,0	0,99
	80	250	250	0,35	0,5	3,43E+08	1,8	1,7	1,09
	110	50	280	0,41	0,1	6,01E+09	76,3	50,3	1,52
	110	100	280	0,41	0,2	1,02E+09	10,9	9,2	1,19
	110	150	280	0,41	0,3	4,71E+08	4,4	4,1	1,07
	110	200	280	0,41	0,4	3,35E+08	2,7	2,7	1,03
	110	250	280	0,41	0,5	3,03E+08	2,4	2,1	1,12
	140	50	310	0,47	0,1	5,54E+09	86,3	75,3	1,15
	140	100	310	0,47	0,2	9,32E+08	12,6	13,3	0,95
	140	150	310	0,47	0,3	4,49E+08	5,4	5,6	0,95
	140	200	310	0,47	0,4	3,28E+08	3,5	3,5	1,01
	140	250	310	0,47	0,5	2,98E+08	3,1	2,7	1,15

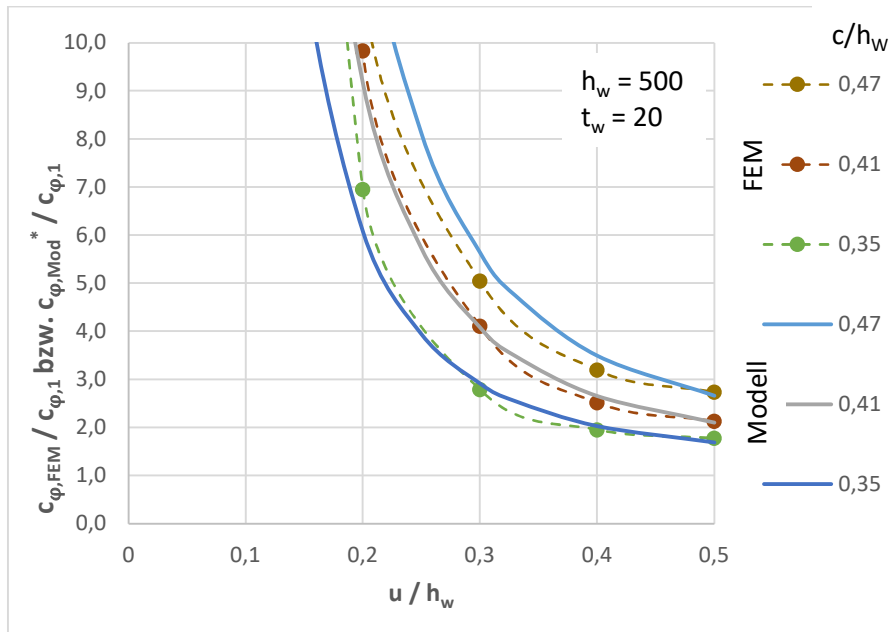

 Abbildung 24: Detail A1, Vergleich k_{St}^* mit $k_{St,FEM}$, für $h_w = 500 \text{ mm} - t_w = 20 \text{ mm}$

Tabelle 9: Detail A1, Vergleich k_{St}^* mit $k_{St,FEM}$, für $h_w = 500 \text{ mm} - t_w = 20 \text{ mm}$

	c	u	b	\bar{c}	\bar{u}	$C_{\varphi,FEM}$	$\frac{C_{\varphi,FEM}}{C_{\varphi,1}}$	k_{St}^*	$\frac{C_{\varphi,FEM}}{C_{\varphi,Mod}^*}$
	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[Nmm/rad]		$(C_{\varphi,Mod}^*/C_{\varphi,1})$	$C_{\varphi,Mod}^*$
$h_w = 500 \text{ mm} - t = 20 \text{ mm}$	80	50	250	0,35	0,1	4,06E+10	41,4	31,7	1,31
	80	100	250	0,35	0,2	8,43E+09	7,0	6,1	1,14
	80	150	250	0,35	0,3	4,04E+09	2,8	2,9	0,96
	80	200	250	0,35	0,4	2,92E+09	2,0	2,0	0,96
	80	250	250	0,35	0,5	2,65E+09	1,8	1,7	1,05
	110	50	280	0,41	0,1	3,39E+10	53,8	50,3	1,07
	110	100	280	0,41	0,2	7,34E+09	9,8	9,2	1,07
	110	150	280	0,41	0,3	3,55E+09	4,1	4,1	1,01
	110	200	280	0,41	0,4	2,47E+09	2,5	2,7	0,95
	110	250	280	0,41	0,5	2,19E+09	2,1	2,1	1,01
	140	50	310	0,47	0,1	3,15E+10	61,3	75,3	0,81
	140	100	310	0,47	0,2	6,66E+09	11,3	13,3	0,85
	140	150	310	0,47	0,3	3,38E+09	5,1	5,6	0,90
	140	200	310	0,47	0,4	2,38E+09	3,2	3,5	0,91
	140	250	310	0,47	0,5	2,13E+09	2,7	2,7	1,03

Die nachfolgenden Diagramme und Tabellen zeigen, dass die Formel für die Drehfedersteifigkeit nach Gleichung (30) und (31) auch nach einer Dickenänderung der Quersteife t_w funktioniert. Die Ergebnisse mit der zusätzlichen Ergänzung $0,7 \frac{\bar{b}}{\bar{c}}$ (Gleichung (33)), sind für den Fall mit einer Steghöhe $h_w = 500 \text{ mm}$ und einer Stegdicke $t_w = 10 \text{ mm}$ und 20 mm ebenfalls zusammengefasst.

Dabei gilt:

$$C_{\varphi,Mod} = \frac{3EI_1}{3x + y} \cdot k_{St}^{**} \quad (36)$$

Mit dem Kalibrierungsfaktor mit Ergänzung:

$$k_{St}^{**} = \left(1 + \frac{\bar{c}^3}{\bar{u}^{2.8} \cdot (1 - \bar{u})^{1.2}} \right) \cdot 0,7 \frac{\bar{b}}{\bar{c}} \quad (37)$$

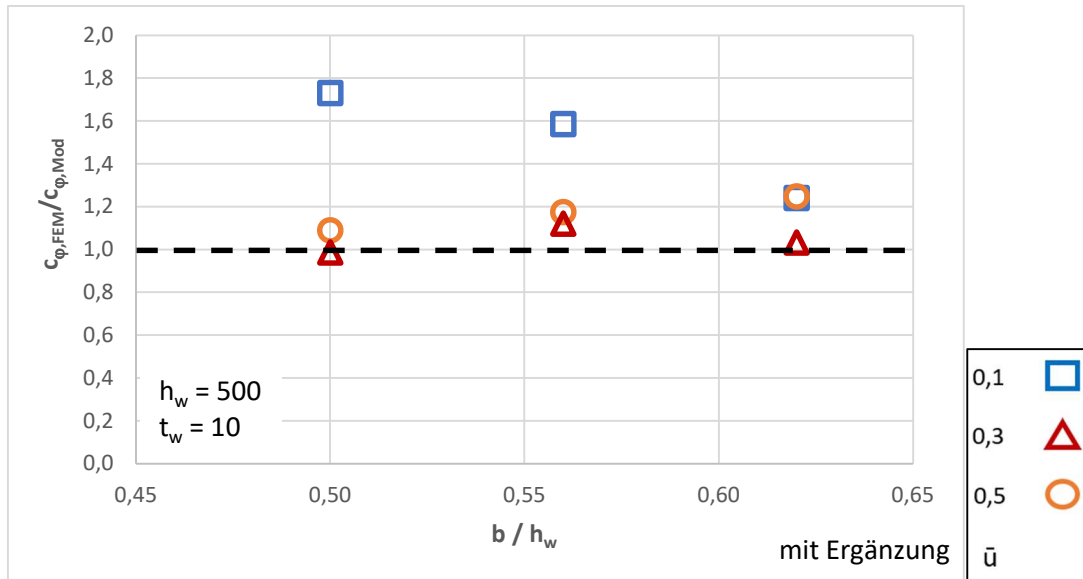
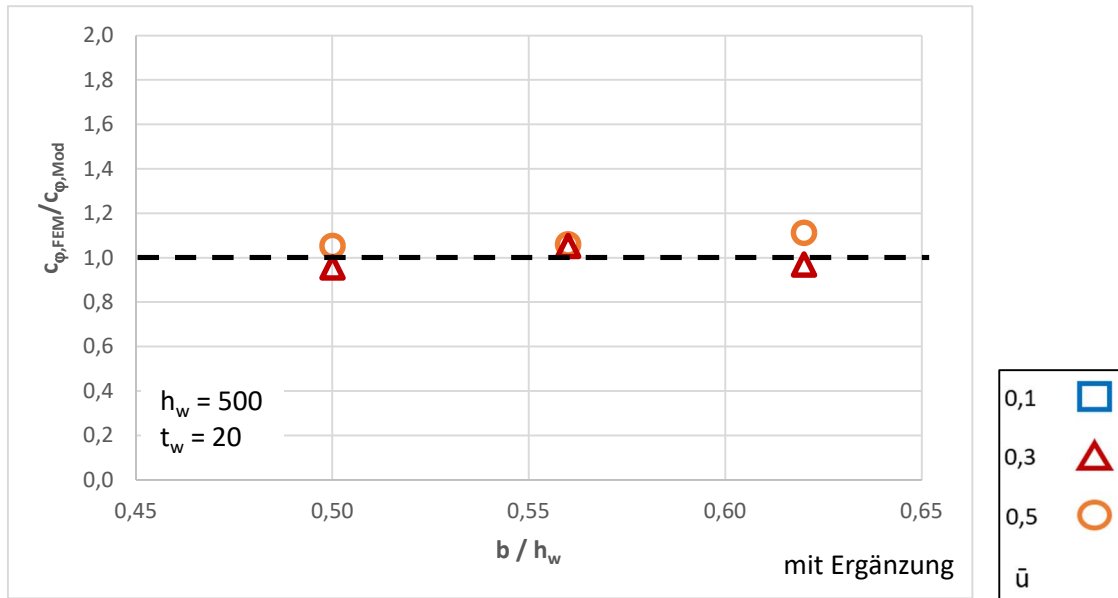

 Abbildung 25: Detail A1, Vergleich $c_{\varphi, FEM} / c_{\varphi, Mod}$, für $h_w = 500$ mm und $t_w = 10$ mm

 Tabelle 10: Detail A1, Vergleich $c_{\varphi, FEM} / c_{\varphi, Mod}$, für $h_w = 500$ mm und $t_w = 10$ mm

$h_w = 500$ mm – $t = 10$ mm	c	u	b	\bar{c}	\bar{u}	\bar{b}	$C_{\varphi, FEM}$	$\frac{C_{\varphi, FEM}}{C_{\varphi, Mod}}$
	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[Nmm/rad]	
	80	50	250	0,35	0,1	0,50	6,72E+09	1,73
	80	150	250	0,35	0,3	0,50	5,20E+08	0,99
	80	250	250	0,35	0,5	0,50	3,43E+08	1,09
	110	50	280	0,41	0,1	0,56	6,01E+09	1,59
	110	150	280	0,41	0,3	0,56	4,71E+08	1,12
	110	250	280	0,41	0,5	0,56	3,03E+08	1,18
	140	50	310	0,47	0,1	0,62	5,54E+09	1,24
140	150	310	0,47	0,3	0,62	4,49E+08	1,03	
140	250	310	0,47	0,5	0,62	2,98E+08	1,25	


 Abbildung 26: Detail A1, Vergleich $c_{\varphi, FEM} / c_{\varphi, Mod}$, für $h_w = 500$ mm und $t_w = 20$ mm

In der Abbildung 26 wurden die Werte von \bar{u} ($= u/h_w$) = 0,1 entfernt, da die Federsteifigkeit c_{φ} in diesem Fall über $1,0E+10$ Nmm/rad liegen und diese laut Abbildung 2 als baupraktisch „starr“ gelten.

 Tabelle 11: Detail A1, Vergleich $c_{\varphi, FEM} / c_{\varphi, Mod}$, für $h_w = 500$ mm und $t_w = 20$ mm

	c	u	b	\bar{c}	\bar{u}	\bar{b}	$c_{\varphi, FEM}$	$\frac{c_{\varphi, FEM}}{c_{\varphi, Mod}}$
	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[Nmm/rad]	
$h_w = 500$ mm – $t = 20$ mm	80	50	250	0,35	0,1	0,50	$4,06E+10$ ¹⁾	-
	80	150	250	0,35	0,3	0,50	$4,04E+09$	0,96
	80	250	250	0,35	0,5	0,50	$2,65E+09$	1,05
	110	50	280	0,41	0,1	0,56	$3,39E+10$ ¹⁾	-
	110	150	280	0,41	0,3	0,56	$3,55E+09$	1,05
	110	250	280	0,41	0,5	0,56	$2,19E+09$	1,06
	140	50	310	0,47	0,1	0,62	$3,15E+10$ ¹⁾	-
	140	150	310	0,47	0,3	0,62	$3,38E+09$	0,97
	140	250	310	0,47	0,5	0,62	$2,13E+09$	1,11

1) Steifigkeiten größer als 10^{10} können baupraktisch als starr angesehen werden

Die zwei nachfolgenden Abbildungen 27 und 28 zeigen auf der x-Achse wieder die bezogene Höhenlage des Profils \bar{u} ($= u/h_w$) und auf der y-Achse die bezogenen Drehfedersteifigkeiten bei einer Steghöhe $h_w = 1000$ mm. Für die analytischen Berechnungen ist dies der Kalibrierungsfaktor k_{St}^* . Da sich dieser Wert, wie eben erwähnt, aufgrund der Dickenänderung der Quersteife t_w nicht verändert, ist dieser Wert in den Diagrammen mit gleichen Quersteifenhöhen h_w ident. Die Drehfedersteifigkeiten der FEM Berechnungen wurden für die Diagramme durch $c_{\phi,1}$ dividiert, damit die Ergebnisse vergleichbar sind.

Nachfolgend wird nochmals das analytische Modell angeführt:

$$k_{St}^* = \frac{P}{P_1} = 1 + \frac{\bar{c}^3}{\bar{u}^{2.8} \cdot (1 - \bar{u})^{1.2}} \quad (38)$$

$$c_{\phi,1} = \frac{3EI_1}{3x + y} \quad (39)$$

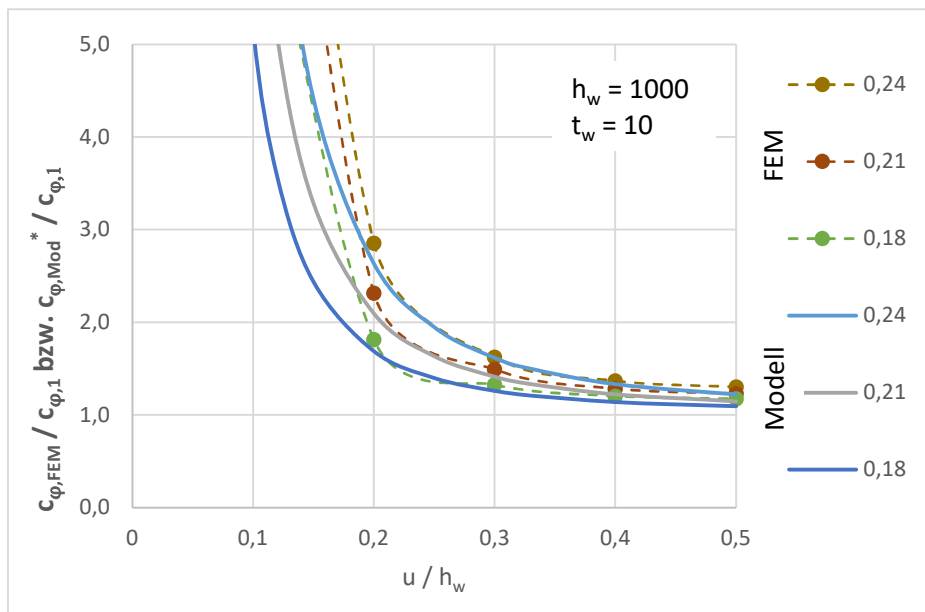


Abbildung 27: Detail A1, Vergleich k_{St}^* mit $k_{St,FEM}$, für $h_w = 1000$ mm - $t_w = 10$ mm

Tabelle 12: Detail A1, Vergleich k_{St}^* mit $k_{St,FEM}$, für $h_w = 1000 \text{ mm} - t_w = 10 \text{ mm}$

	c	u	b	\bar{c}	\bar{u}	$C_{\varphi,FEM}$	$\frac{C_{\varphi,FEM}}{C_{\varphi,1}}$	k_{St}^*	$\frac{C_{\varphi,FEM}}{C_{\varphi,Mod}^*}$
	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[Nmm/rad]		$(C_{\varphi,Mod}^*/C_{\varphi,1})$	
$h_w = 1000 \text{ mm} - t = 10 \text{ mm}$	80	100	250	0,18	0,1	1,12E+09	7,4	4,8	1,53
	80	200	250	0,18	0,2	3,39E+08	1,8	1,6	1,11
	80	300	250	0,18	0,3	2,48E+08	1,3	1,2	1,07
	80	400	250	0,18	0,4	2,25E+08	1,2	1,1	1,07
	80	500	250	0,18	0,5	2,19E+08	1,2	1,1	1,08
	110	100	280	0,21	0,1	9,86E+08	10,6	7,2	1,47
	110	200	280	0,21	0,2	2,84E+08	2,3	2,0	1,15
	110	300	280	0,21	0,3	1,92E+08	1,5	1,4	1,08
	110	400	280	0,21	0,4	1,65E+08	1,3	1,2	1,06
	110	500	280	0,21	0,5	1,58E+08	1,2	1,1	1,08
	140	100	310	0,24	0,1	8,89E+08	12,0	10,3	1,17
	140	200	310	0,24	0,2	2,67E+08	2,9	2,5	1,13
	140	300	310	0,24	0,3	1,77E+08	1,6	1,6	1,03
	140	400	310	0,24	0,4	1,49E+08	1,4	1,3	1,04
	140	500	310	0,24	0,5	1,42E+08	1,3	1,2	1,08

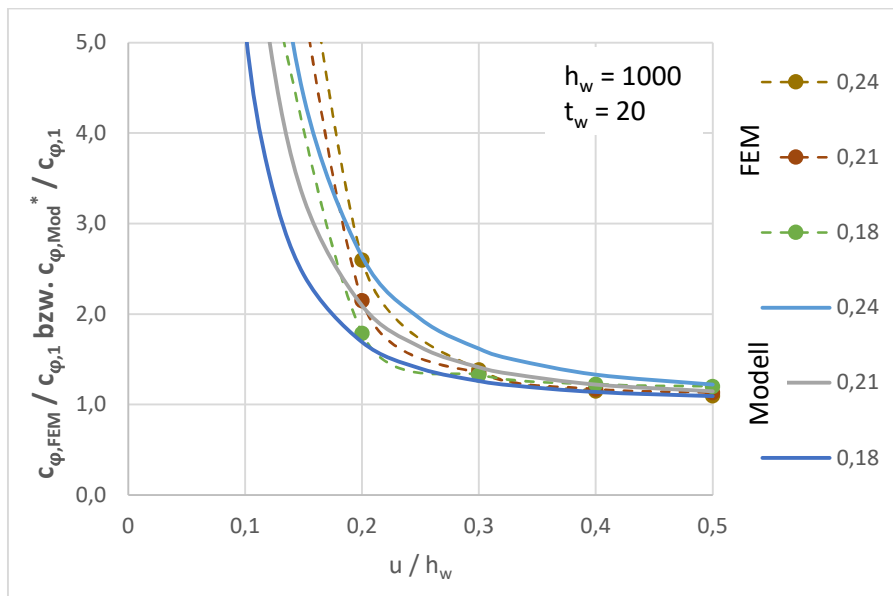

 Abbildung 28: Detail A1, Vergleich k_{St}^* mit $k_{St,FEM}$, für $h_w = 1000 \text{ mm} - t_w = 20 \text{ mm}$

Tabelle 13: Detail A1, Vergleich k_{St}^* mit $k_{St,FEM}$, für $h_w = 1000 \text{ mm} - t_w = 20 \text{ mm}$

	c	u	b	\bar{c}	\bar{u}	$C_{\varphi,FEM}$	$\frac{C_{\varphi,FEM}}{C_{\varphi,1}}$	k_{St}^*	$\frac{C_{\varphi,FEM}}{C_{\varphi,Mod}^*}$
	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[Nmm/rad]		$(C_{\varphi,Mod}^*/C_{\varphi,1})$	$C_{\varphi,Mod}^*$
$h_w = 1000 \text{ mm} - t_w = 20 \text{ mm}$	80	100	250	0,18	0,1	8,32E+09	6,9	4,8	1,42
	80	200	250	0,18	0,2	2,67E+09	1,8	1,6	1,09
	80	300	250	0,18	0,3	1,99E+09	1,3	1,2	1,07
	80	400	250	0,18	0,4	1,83E+09	1,2	1,1	1,09
	80	500	250	0,18	0,5	1,80E+09	1,2	1,1	1,11
	110	100	280	0,21	0,1	7,12E+09	9,5	7,2	1,33
	110	200	280	0,21	0,2	2,11E+09	2,2	2,0	1,06
	110	300	280	0,21	0,3	1,38E+09	1,3	1,4	0,97
	110	400	280	0,21	0,4	1,20E+09	1,2	1,2	0,97
	110	500	280	0,21	0,5	1,16E+09	1,1	1,1	1,00
	140	100	310	0,24	0,1	6,51E+09	11,0	10,3	1,07
	140	200	310	0,24	0,2	1,94E+09	2,6	2,5	1,03
	140	300	310	0,24	0,3	1,21E+09	1,4	1,6	0,88
	140	400	310	0,24	0,4	1,00E+09	1,2	1,3	0,88
	140	500	310	0,24	0,5	9,57E+08	1,1	1,2	0,91

Die nachfolgenden Diagramme und Tabellen zeigen, dass die verbesserte Formel für den Korrekturfaktor k_{St}^{**} auch nach einer Dickenänderung der Quersteife t_w funktioniert. Die Ergebnisse mit der zusätzlichen Ergänzung $0,7 \frac{\bar{b}}{\bar{c}}$ sind für den Fall mit einer Steghöhe $h_w = 1000 \text{ mm}$ und einer Stegdicke $t_w = 10 \text{ mm}$ und 20 mm zusammengefasst.

Für das verbesserte analytische Modell gilt, wie bereits mehrfach erwähnt:

$$C_{\varphi,Mod} = \frac{3EI_1}{3x + y} \cdot k_{St}^{**} \quad (40)$$

Mit dem Kalibrierungsfaktor mit Ergänzung:

$$k_{St}^{**} = \left(1 + \frac{\bar{c}^3}{\bar{u}^{2.8} \cdot (1 - \bar{u})^{1.2}} \right) \cdot 0,7 \frac{\bar{b}}{\bar{c}} \quad (41)$$

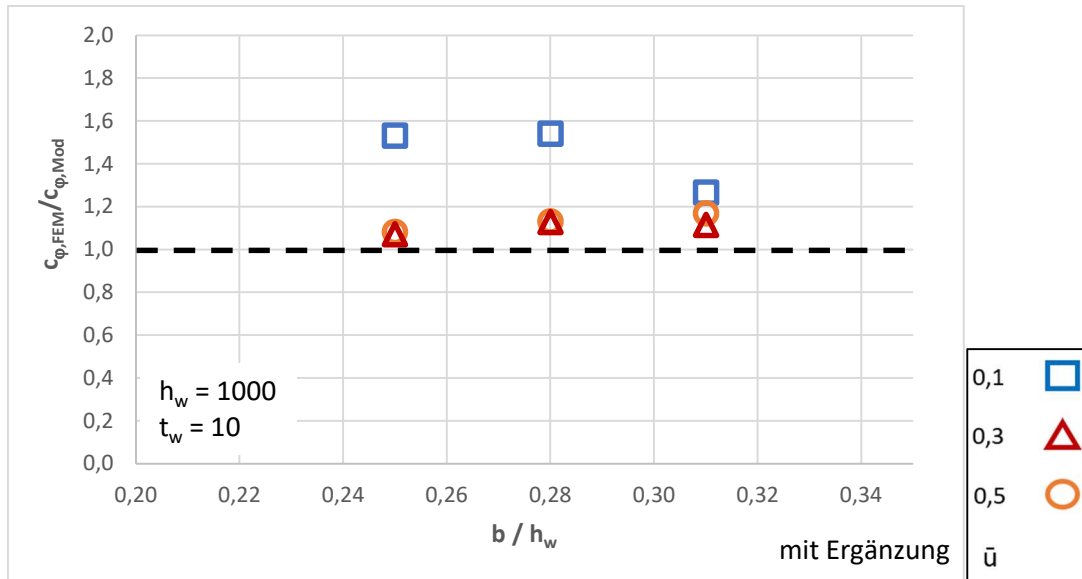

 Abbildung 29: Detail A1, Vergleich $c_{\varphi, FEM} / c_{\varphi, Mod}$, für $h_w = 1000$ mm und $t_w = 10$ mm

 Tabelle 14: Detail A1, Vergleich $c_{\varphi, FEM} / c_{\varphi, Mod}$, für $h_w = 1000$ mm und $t_w = 10$ mm

	c	u	b	\bar{c}	\bar{u}	\bar{b}	$c_{\varphi, FEM}$	$\frac{c_{\varphi, FEM}}{c_{\varphi, Mod}}$
	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[Nmm/rad]	
$h_w = 1000$ mm – $t = 10$ mm	80	100	250	0,18	0,1	0,25	1,12E+09	1,53
	80	300	250	0,18	0,3	0,25	2,48E+08	1,07
	80	500	250	0,18	0,5	0,25	2,19E+08	1,08
	110	100	280	0,21	0,1	0,28	9,86E+08	1,54
	110	300	280	0,21	0,3	0,28	1,92E+08	1,13
	110	500	280	0,21	0,5	0,28	1,58E+08	1,13
	140	100	310	0,24	0,1	0,31	8,89E+08	1,27
	140	300	310	0,24	0,3	0,31	1,77E+08	1,11
	140	500	310	0,24	0,5	0,31	1,42E+08	1,17

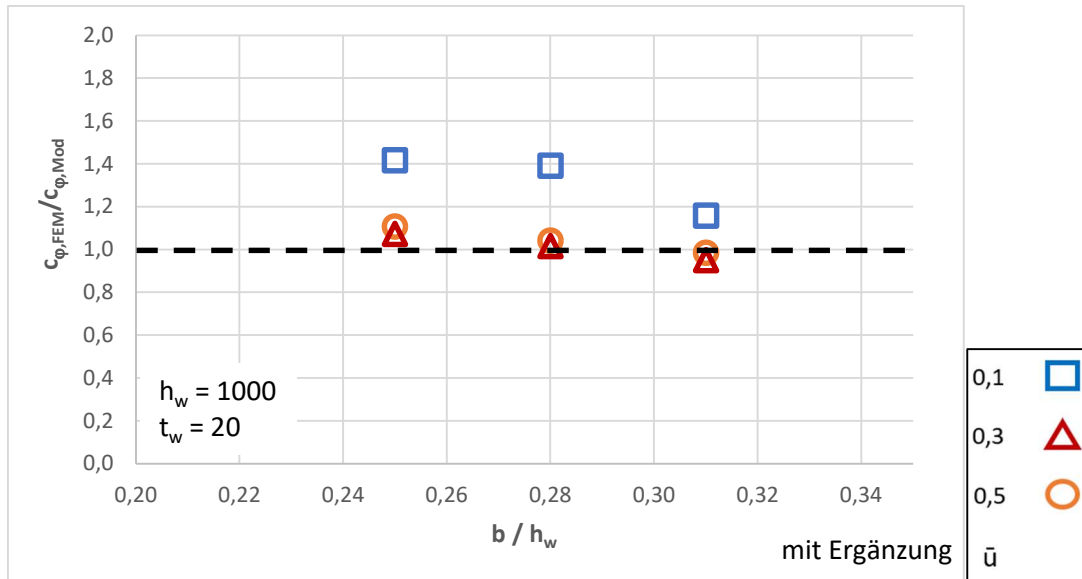

 Abbildung 30: Detail A1, Vergleich $c_{\varphi, FEM}/c_{\varphi, Mod}$, für $h_w = 1000$ mm und $t_w = 20$ mm

 Tabelle 15: Detail A1, Vergleich $c_{\varphi, FEM}/c_{\varphi, Mod}$, für $h_w = 1000$ mm und $t_w = 20$ mm

$h_w = 1000$ mm – $t = 20$ mm	c	u	b	\bar{c}	\bar{u}	\bar{b}	$C_{\varphi, FEM}$	$\frac{C_{\varphi, FEM}}{C_{\varphi, Mod}}$
	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[Nmm/rad]	
	80	100	250	0,18	0,1	0,25	8,32E+09	1,42
	80	300	250	0,18	0,3	0,25	1,99E+09	1,07
	80	500	250	0,18	0,5	0,25	1,80E+09	1,11
	110	100	280	0,21	0,1	0,28	7,12E+09	1,39
	110	300	280	0,21	0,3	0,28	1,38E+09	1,02
	110	500	280	0,21	0,5	0,28	1,16E+09	1,04
	140	100	310	0,24	0,1	0,31	6,51E+09	1,16
	140	300	310	0,24	0,3	0,31	1,21E+09	0,95
	140	500	310	0,24	0,5	0,31	9,57E+08	0,99

Die nachfolgende Tabelle 16 zeigt die Ergebnisse der Abbildungen 27 - 30 für unterschiedliche Fahnenblechdicken. In der Tabelle sind die Ergebnisse für die beiden untersuchten Steghöhen $h_w = 500$ mm und 1000 mm zusammengefasst. Die Treffsicherheit des analytischen Modells ist wieder durch vier Werte ausgedrückt. Als erstes durch den Durchschnitt, welcher sich zwischen 1,03 und 1,25 befindet, als zweites durch den Minimalwert, welcher sich zwischen 0,95 und 1,07 befindet, als drittes durch den Maximalwert, welcher sich zwischen 1,11 und 1,73 befindet und als letztes durch den Variationskoeffizient, welcher sich zwischen 0,00 und 0,06 befindet. Diese Werte liegen in

einem akzeptablen Bereich. Das bedeutet, dass die Kontrolle mit unterschiedlichen Fahnenblechdicken die erarbeitete Formel bestätigt.

Tabelle 16: Detail A1, Vergleich $c_{\phi, FEM}/c_{\phi, Mod}$, für $h_w = 500$ mm und 1000 mm mit $t_w = 10$ mm und 20 mm mit ergänzter Formel (Wert k_{St}^{**})

	$h_w = 500$ mm		$h_w = 1000$ mm	
	$t = 10$ mm	$t = 20$ mm	$t = 10$ mm	$t = 20$ mm
Durchschnitt	1,25	1,03	1,23	1,13
Minimalwert	0,99	0,96	1,07	0,95
Maximalwert	1,73	1,11	1,54	1,42
Variationskoeffizient	0,06	0,00	0,03	0,03

3.9 Detail A2: Systembeschreibung zu den numerischen Berechnungen

Beim Detail A2 handelt es sich wie schon bei Detail A1 um einen geschraubten Anschluss an eine dreiseitig einschweißte Quersteife. Nunmehr ist jedoch das Winkelprofil unter $\alpha = 45^\circ$ gegen die Horizontale geneigt (vergleiche Abbildung 35). Die Quersteife ist an der Ober-, Unter- und an der linken Seite starr gelagert (unverschieblich, aus der Ebene gelenkig). Baupraktisch bedeutet das, dass die Quersteife an einem I-Profil angeschweißt wird. Das Moment greift am Ende des starren um 45° nach unten gedrehten L-Winkel aus der Ebene an. Der Schenkel vom L-Profil befindet sich auf der Oberseite.

In der Abbildung 31 ist für einen Einzelfall beispielhaft die Verformung dargestellt. Dabei bedeutet die Farbe Rot, dass es sich um die maximale Verformung handelt (3,6 mm) und die Farbe Blau, dass nahezu keine Verformung vorhanden ist. Im Bild ist sehr gut zu erkennen, dass der Ort, an dem der Großteil der Zugkraft eingeleitet wird (bei der inneren Schraube), nicht der Ort der maximalen Verformung der Quersteife ist. Zusätzlich ist gut zu erkennen, dass sich nur die Quersteife verformt, da das Profil starr modelliert wurde.

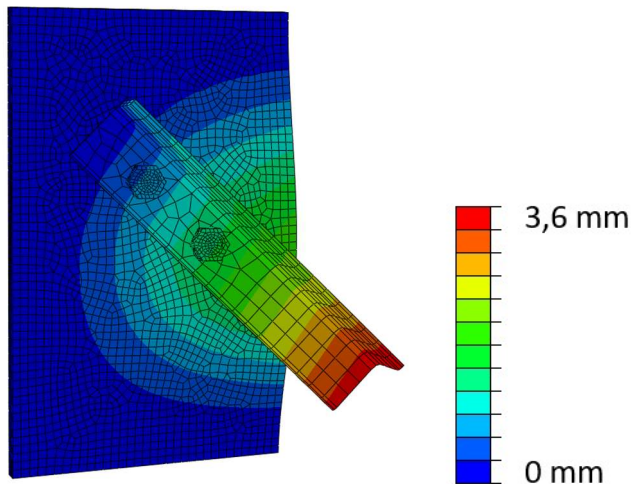


Abbildung 31: Beispiel zu Detail A2: Verformung unter M_{out} (Parameter: $h_w = 500$ mm, $t = 15$ mm, $c = 140$ mm, $u = 250$ mm)

Um die Federsteifigkeit c_φ vom Detail A2 zu berechnen, dividiert man das angesetzte Moment M durch die Verdrehung des L-Profiles φ aus der Quersteifenebene:

$$c_\varphi = \frac{M_{out}}{\varphi} \quad (42)$$

Das Detail A2 ist größtenteils wie das Detail A1 modelliert worden und ebenfalls hinsichtlich der Geometrie in drei Varianten unterteilt worden:

- Die erste Variante zeigt die normal große Quersteife, siehe Abbildung 32. Diese Variante stellt den Referenzfall dar. Die Breite wird durch den erforderlichen Schraubenabstand zwischen den Schrauben und zum Rand definiert (siehe Detail A1).

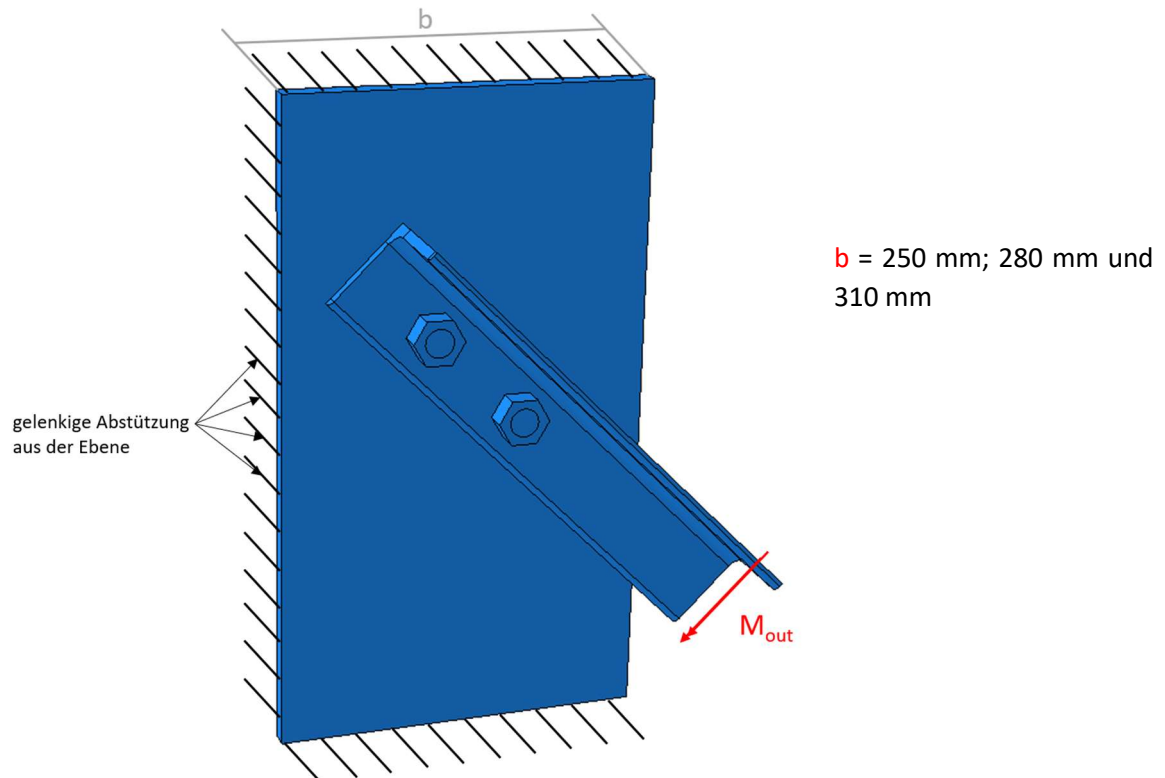
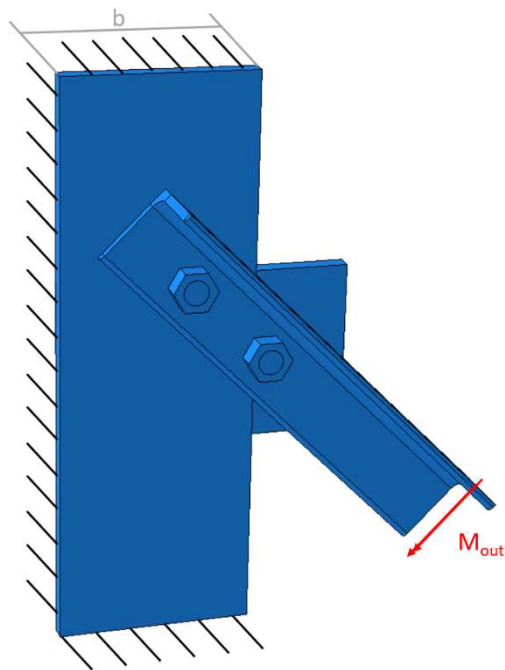


Abbildung 32: FE-Modellierung Detail A2 – Referenzfälle „normale“ Quersteife

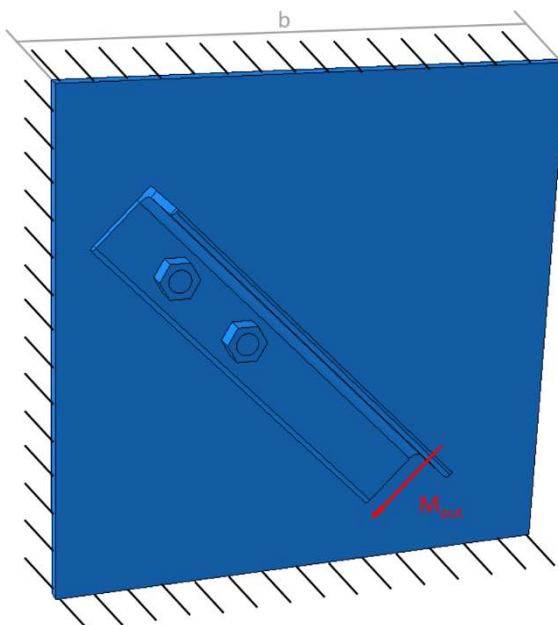
- Die zweite Variante zeigt die schmale Quersteife mit einem zusätzlichen Knotenblech, siehe Abbildung 33. Dieses wird benötigt, damit beide Schrauben den gleichen Randabstand wie in der Variante mit der normal großen Quersteife aufweisen. Die Breite der Quersteife ist dabei deutlich verkürzt.



$b = 140 \text{ mm}; 170 \text{ mm und } 200 \text{ mm}$

Abbildung 33: FE-Modellierung Detail A2 – Schmale Quersteife

- Die dritte Variante zeigt die verbreiterte Quersteife, siehe Abbildung 34. Hier wird die Breite deutlich erhöht.



$b = 475 \text{ mm}; 505 \text{ mm und } 535 \text{ mm}$

Abbildung 34: FE-Modellierung Detail A2 – Breite Quersteife

3.10 Detail A2: Numerische Parameterstudie

Das Detail A2 hat ein um 45° nach unten gedrehtes L-Profil. Für diese Parameterstudie wurden insgesamt 72 FEM Berechnungen durchgeführt. Bei der Parameterstudie werden die in Abbildung 35 rot hervorgehobenen Parameter b , u , h_w und c variiert. Die schwarz gehaltenen Zahlen und Informationen bleiben bei der ganzen Parameterstudie gleich.

Als Schrauben werden, wie bei Detail A1, 2 x M22er Schrauben mit dem zugehörigen Lochdurchmesser d_0 von 24 mm verwendet. Der Schraubenabstand wurde wieder so gewählt, dass auch nach der Drehung um 45° nach unten der Schraubabstand zwischen den beiden Schrauben von 95 mm und ein Randabstand von 75 mm, gemessen in der Stablängsachse, bestehen bleibt. Die Schraubenachse befindet sich wieder in der Mitte des Profilschenkels.

Das Moment M_{out} ist aus der Ebene am Winkelprofilende angesetzt und hat immer einen Wert von 10.000.000 Nmm. Das Moment wird dann als Kräftepaar in die Quersteife eingeleitet. Da angenommen wird, dass der Großteil der Zugkomponente vom Kräftepaar über die innenliegende Schraube am Profil (rechts unten) eingeleitet wird, werden die beiden Parameter u und c wieder auf diese bezogen. Um die beiden Details A1 und A2 besser miteinander vergleichen zu können, ist versucht worden die Parameter u und c soweit als möglich nicht zu verändern. Da der Abstand c gleichbleibt, wird infolgedessen der Abstand vom linken Rand zur Schraube links oben vergrößert. Da sich das L-Profil aufgrund der schrägen Lage deutlich weniger in vertikaler Richtung verschieben lässt, mussten für das Detail A2 neue Abstände u definiert werden. Der Minimalabstand zum Rand ist hier aufgrund der schrägen Lage vom L-Winkel von $u = 50$ mm auf $u = 162$ mm angewachsen.

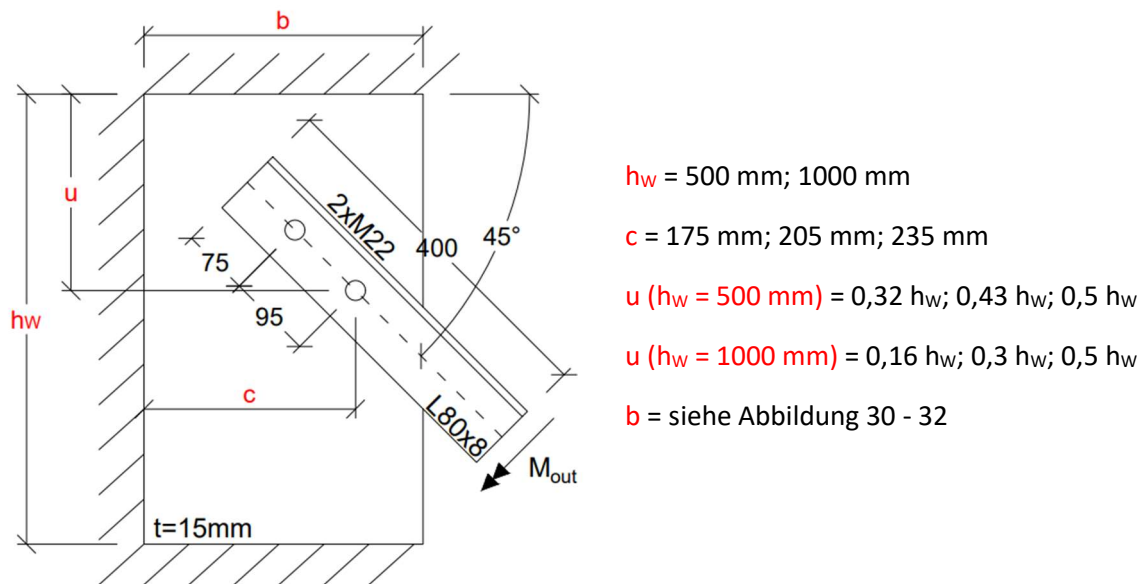
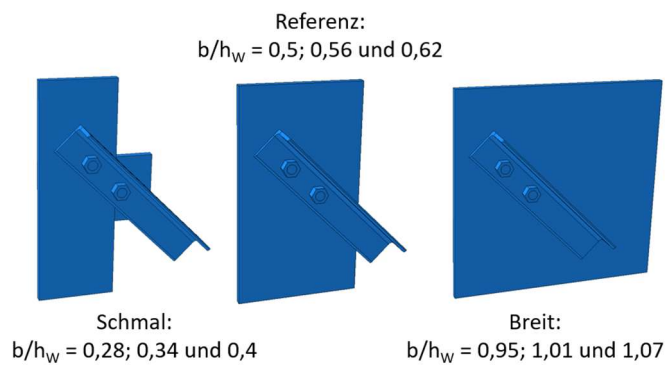
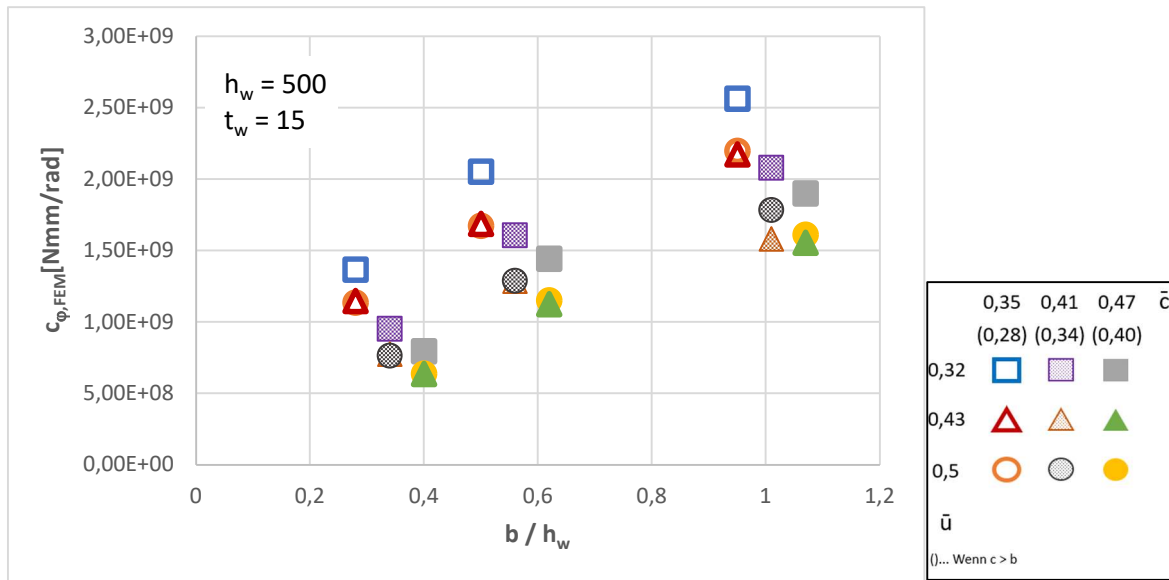
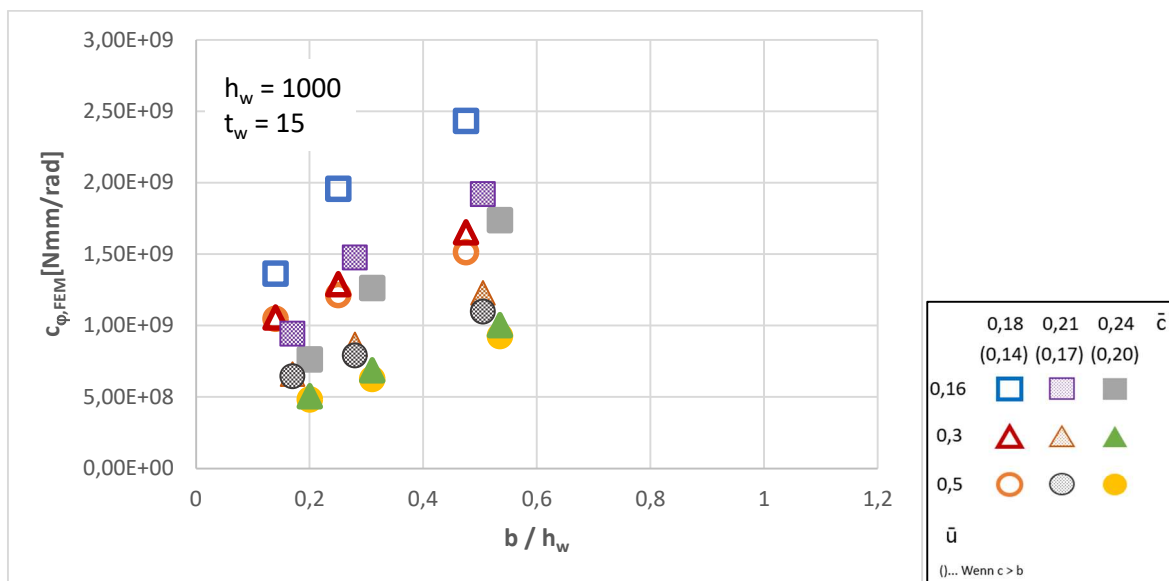


Abbildung 35: Parameter für Parameterstudie Detail A2 – Winkelprofil unter 45°

3.11 Detail A2: Ergebnisvergleich – FEM versus analytisches Modell

In den Abbildungen 37 und 38 sind die Ergebnisse aus den FE-Berechnungen dargestellt. Dabei ist auf der x-Achse die bezogene Quersteife \bar{b} ($= b/h_w$) abgebildet. Auf der y-Achse ist die Drehfedersteifigkeit $c_{\phi, \text{FEM}}$ (Federsteifigkeit aus der FEM Berechnung) aufgetragen. Abbildung 37 zeigt die Ergebnisse für eine Steghöhe $h_w = 500 \text{ mm}$, Abbildung 38 für $h_w = 1000 \text{ mm}$. In der Legende neben den Abbildungen 37 und 38 ist ersichtlich, dass für \bar{c} ($= c/h_w$) die Werte 0,35; 0,41 und 0,47 bzw. 0,18; 0,21 und 0,24 verwendet werden. Außer im Falle dass \bar{b} ($= b/h_w$) kleiner ist als \bar{c} ($= c/h_w$), dann wird der eingeklammerte Wert von \bar{c} verwendet.


 Abbildung 36: Detail A2, verschiedene untersuchte Quersteifen-Breiten mit b/h_w


 Abbildung 37: Detail A2, Steifigkeit $c_{\varphi,FEM}$, für $h_w = 500$ mm

 Abbildung 38: Detail A2, Steifigkeit $c_{\varphi,FEM}$, für $h_w = 1000$ mm

Um die FEM Ergebnisse mit den analytischen Ergebnissen zu vergleichen, wird in den vier nachfolgenden Diagrammen auf der x-Achse wieder \bar{b} ($= b/h_w$) abgebildet. Auf der y-Achse wird die bezogene Drehfedersteifigkeit $c_{\varphi,FEM}/c_{\varphi,Mod}$ aufgetragen (Federsteifigkeit aus der FEM Berechnung durch Federsteifigkeit aus dem analytischen Modell). In den Abbildungen 39 und 40 wird für die analytische Berechnung dabei die zuvor für Detail A1 erarbeitete

Formel für k_{St}^* verwendet, die nachfolgend nochmals angeführt ist (Gleichung (43) und (44))

$$c_{\varphi,Mod}^* = \frac{3EI_1}{3x + y} \cdot k_{St}^* \quad (43)$$

Mit dem Kalibrierungsfaktor:

$$k_{St}^* = 1 + \frac{\bar{c}^3}{\bar{u}^{2.8} \cdot (1 - \bar{u})^{1.2}} \quad (44)$$

Die Ergebnisse der Abbildungen 39 und 40 zeigen, dass mit steigender Breite b die Federsteifigkeit c_{φ} in den FEM Modellen annähernd linear zunimmt, gegenüber dem analytischen Modell. Um dem entgegenzuwirken, wird der Kalibrierungsfaktor k_{St}^* zusätzlich mit der Ergänzung $\left(\bar{b} + \frac{0,22}{\bar{c}}\right)$ multipliziert, wie Gleichung (46) zeigt (Kalibrierungsfaktor k_{St}^*). Dieser Zusatz wird durch die beiden strichlierten Linien in Abbildung 39 und 40 gekennzeichnet, welche nun nicht im Koordinatenursprung starten und sich je nach vorhandenem Schraubabstand \bar{c} ($= c/h_w$) unterscheiden.

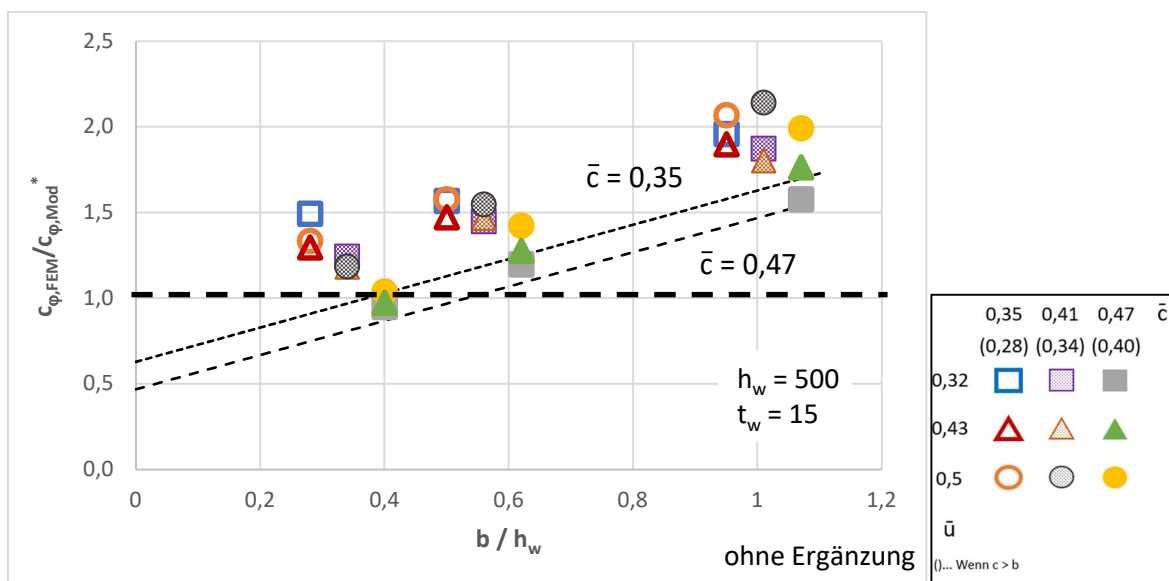
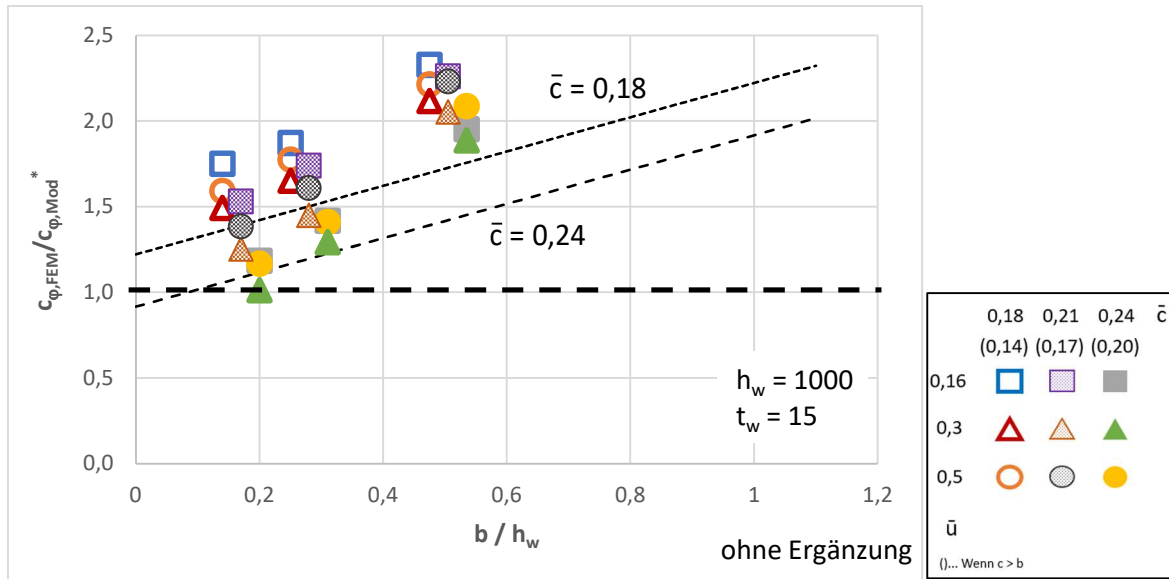


Abbildung 39: Detail A2, Vergleich $c_{\varphi,FEM}/c_{\varphi,Mod}^*$, für $h_w = 500$ mm


 Abbildung 40: Detail A2, Vergleich $c_{\varphi, FEM}/c_{\varphi, Mod}^*$, für $h_w = 1000$ mm

$$c_{\varphi, Mod} = \frac{3EI_1}{3x + y} \cdot k_{St}^{**} \quad (45)$$

Mit dem Kalibrierungsfaktor k_{St}^{**} mit Ergänzung:

$$k_{St}^{**} = \left(1 + \frac{\bar{c}^3}{\bar{u}^{2,8} \cdot (1 - \bar{u})^{1,2}} \right) \cdot \left(\bar{b} + \frac{0,22}{\bar{c}} \right) \quad (46)$$

Die zwei nachfolgenden Abbildungen 41 und 42 zeigen auf der y-Achse wieder die bezogene Drehfedersteifigkeit $c_{\varphi, FEM}/c_{\varphi, Mod}$, allerdings mit dem Kalibrierungsfaktor k_{St}^{**} , mit der Ergänzung $\left(\bar{b} + \frac{0,22}{\bar{c}} \right)$. Hier wird jetzt ersichtlich, dass die Federsteifigkeiten aus der FE-Berechnung zu den analytischen Federsteifigkeiten sehr ähnlich sind. Wenn das Verhältnis genau 1,0 beträgt, sind die beiden Werte exakt ident. Bei einem Wert von über 1,0 ist die analytische Berechnung auf der sicheren Seite, da die Drehfedersteifigkeiten im analytischen Modell unterschätzt werden. Bei einem Wert von unter 1,0 hingegen auf der unsicheren Seite.

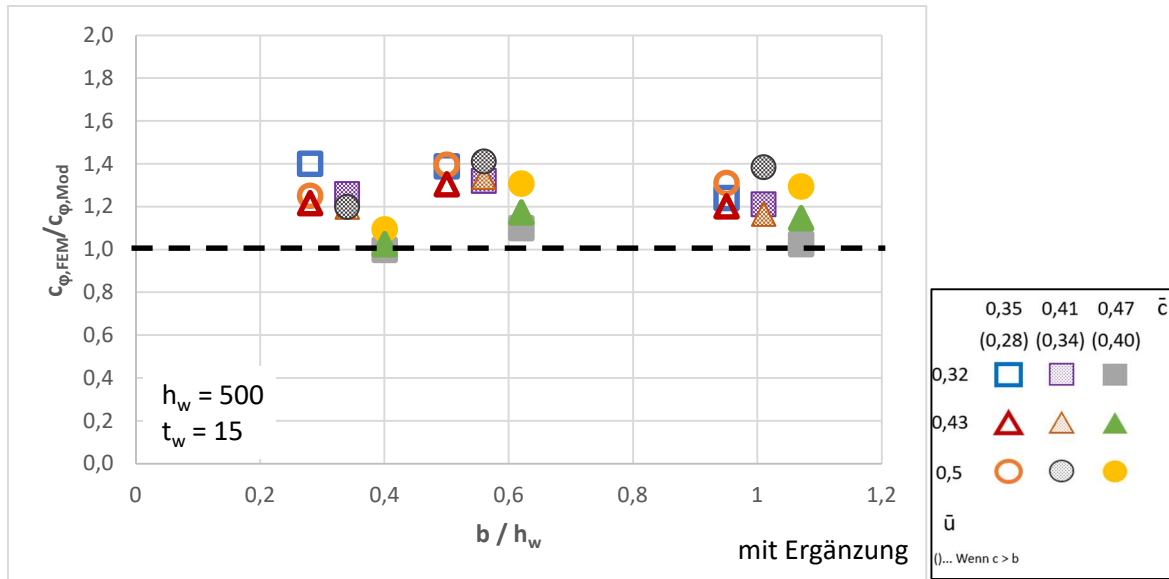

 Abbildung 41: Detail A2, Vergleich $C_{\phi,FEM}/C_{\phi,Mod}$, für $h_w = 500$ mm

 Tabelle 17: Detail A2, Vergleich $C_{\phi,FEM}/C_{\phi,Mod}^*$ und $C_{\phi,FEM}/C_{\phi,Mod}$, für $h_w = 500$ mm ($C_{\phi,Mod}$ gerechnet mit Gleichung (45) und (46))

	c	u	b	\bar{c}	\bar{u}	\bar{b}	$C_{\phi,FEM}$	$\frac{C_{\phi,FEM}}{C_{\phi,Mod}^*}$	$\frac{C_{\phi,FEM}}{C_{\phi,Mod}}$
	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[Nmm/rad]		
$h_w = 500$ mm – $t = 15$ mm	80	162	140	0,28	0,32	0,28	1,37E+09	1,49	1,40
	80	217	140	0,28	0,43	0,28	1,15E+09	1,30	1,22
	80	250	140	0,28	0,50	0,28	1,14E+09	1,33	1,25
	110	162	170	0,34	0,32	0,34	9,52E+08	1,24	1,26
	110	217	170	0,34	0,43	0,34	7,77E+08	1,18	1,20
	110	250	170	0,34	0,50	0,34	7,65E+08	1,18	1,20
	140	162	200	0,40	0,32	0,4	7,95E+08	0,95	1,00
	140	217	200	0,40	0,43	0,4	6,35E+08	0,97	1,03
	140	250	200	0,40	0,50	0,4	6,39E+08	1,04	1,09
	80	162	250	0,35	0,32	0,5	2,05E+09	1,57	1,39
	80	217	250	0,35	0,43	0,5	1,69E+09	1,47	1,30
	80	250	250	0,35	0,50	0,5	1,67E+09	1,58	1,40
	110	162	280	0,41	0,32	0,56	1,61E+09	1,45	1,32
	110	217	280	0,41	0,43	0,56	1,29E+09	1,47	1,34
	110	250	280	0,41	0,50	0,56	1,29E+09	1,55	1,41
	140	162	310	0,47	0,32	0,62	1,44E+09	1,20	1,10
	140	217	310	0,47	0,43	0,62	1,13E+09	1,28	1,17
	140	250	310	0,47	0,50	0,62	1,15E+09	1,42	1,31
	80	162	475	0,35	0,32	0,95	2,56E+09	1,96	1,24
	80	217	475	0,35	0,43	0,95	2,17E+09	1,90	1,20
80	250	475	0,35	0,50	0,95	2,20E+09	2,07	1,31	

110	162	505	0,41	0,32	1,01	2,08E+09	1,87	1,21
110	217	505	0,41	0,43	1,01	1,58E+09	1,80	1,17
110	250	505	0,41	0,50	1,01	1,79E+09	2,14	1,38
140	162	535	0,47	0,32	1,07	1,90E+09	1,58	1,03
140	217	535	0,47	0,43	1,07	1,55E+09	1,76	1,15
140	250	535	0,47	0,50	1,07	1,61E+09	1,99	1,29

Die nachfolgende Tabelle 18 zeigt die verbesserte Treffsicherheit des analytischen Modells aufgrund der zusätzlichen Ergänzung des Kalibrierungsfaktors k_{St}^* zum Faktor k_{St}^{**} , für eine Steghöhe $h_w = 500$ mm. Die Verbesserung drückt sich durch vier Werte aus, als erstes durch den Durchschnitt, welcher sich von 1,51 auf 1,24 verringert und dadurch näher bei 1,0 liegt. Als zweites durch den Minimalwert, welcher sich von 0,95 auf 1,00 erhöht und dadurch bei 1,0 liegt. Als drittes durch den Maximalwert, welcher sich von 2,14 auf 1,41 verringert und dadurch näher bei 1,0 liegt. Als letztes durch den Variationskoeffizient, welcher sich von 0,11 auf 0,01 verringert und dadurch sehr nahe an 0,0 liegt.

Tabelle 18: Detail A2, Vergleich $c_{\varphi,FEM}/c_{\varphi,Mod}^*$ und $c_{\varphi,FEM}/c_{\varphi,Mod}$, für $h_w = 500$ mm

$h_w = 500$ mm	$\frac{c_{\varphi,FEM}}{c_{\varphi,Mod}^*}$	$\frac{c_{\varphi,FEM}}{c_{\varphi,Mod}}$
Durchschnitt	1,51	1,24
Minimalwert	0,95	1,00
Maximalwert	2,14	1,41
Variationskoeffizient	0,11	0,01

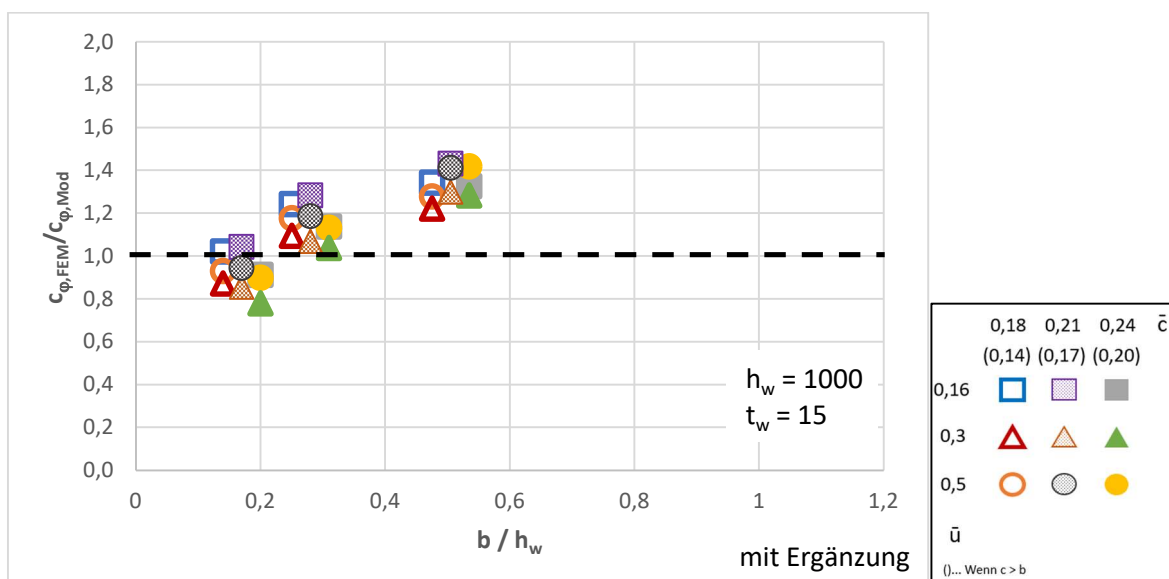


Abbildung 42: Detail A2, Vergleich $c_{\varphi,FEM}/c_{\varphi,Mod}$, für $h_w = 1000$ mm

Tabelle 19: Detail A2, Vergleich $c_{\varphi,FEM}/c_{\varphi,Mod}^*$ und $c_{\varphi,FEM}/c_{\varphi,Mod}$, für $h_w = 1000$ mm ($c_{\varphi,Mod}$ gerechnet mit Gleichung (45) und (46))

	c	u	b	\bar{c}	\bar{u}	\bar{b}	$C_{\varphi,FEM}$	$\frac{C_{\varphi,FEM}}{C_{\varphi,Mod}^*}$	$\frac{C_{\varphi,FEM}}{C_{\varphi,Mod}}$
	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[Nmm/rad]		
$h_w = 1000$ mm – t = 15 mm	80	162	140	0,14	0,16	0,14	1,37E+09	1,75	1,02
	80	300	140	0,14	0,30	0,14	1,06E+09	1,49	0,87
	80	500	140	0,14	0,50	0,14	1,05E+09	1,59	0,93
	110	162	170	0,17	0,16	0,17	9,44E+08	1,53	1,04
	110	300	170	0,17	0,30	0,17	6,62E+08	1,25	0,86
	110	500	170	0,17	0,50	0,17	6,47E+08	1,38	0,95
	140	162	200	0,20	0,16	0,2	7,63E+08	1,19	0,91
	140	300	200	0,20	0,30	0,2	5,05E+08	1,01	0,78
	140	500	200	0,20	0,50	0,2	4,84E+08	1,17	0,90
	80	162	250	0,18	0,16	0,25	1,96E+09	1,87	1,24
	80	300	250	0,18	0,30	0,25	1,29E+09	1,65	1,10
	80	500	250	0,18	0,50	0,25	1,21E+09	1,77	1,18
	110	162	280	0,21	0,16	0,28	1,48E+09	1,74	1,28
	110	300	280	0,21	0,30	0,28	8,69E+08	1,45	1,07
	110	500	280	0,21	0,50	0,28	7,92E+08	1,61	1,19
	140	162	310	0,24	0,16	0,31	1,26E+09	1,42	1,14
	140	300	310	0,24	0,30	0,31	6,88E+08	1,29	1,04
	140	500	310	0,24	0,50	0,31	6,26E+08	1,41	1,13
	80	162	475	0,18	0,16	0,48	2,43E+09	2,33	1,34
	80	300	475	0,18	0,30	0,48	1,65E+09	2,12	1,22
80	500	475	0,18	0,50	0,48	1,52E+09	2,21	1,28	
110	162	505	0,21	0,16	0,51	1,92E+09	2,26	1,43	
110	300	505	0,21	0,30	0,51	1,23E+09	2,05	1,30	
110	500	505	0,21	0,50	0,51	1,10E+09	2,23	1,41	
140	162	535	0,24	0,16	0,54	1,74E+09	1,95	1,33	
140	300	535	0,24	0,30	0,54	1,00E+09	1,89	1,28	
140	500	535	0,24	0,50	0,54	9,26E+08	2,09	1,42	

Die nachfolgende Tabelle 20 zeigt wieder die verbesserte Treffsicherheit des analytischen Modells, durch den Faktor k_{St}^{**} anstelle von k_{St}^* für eine Steghöhe $h_w = 1000$ mm. Die Verbesserung drückt sich durch vier Werte aus, als erstes durch den Durchschnitt, welcher sich von 1,69 auf 1,14 verringert und dadurch näher bei 1,0 liegt. Als zweites durch den Minimalwert, welcher sich von 1,01 auf 0,78 verringert. Dieser Wert hat sich zwar leicht verschlechtert, aber aufgrund der deutlichen Verbesserung aller anderen Werte, ist es noch im akzeptablen Rahmen. Als drittes durch den Maximalwert, welcher sich von 2,33

auf 1,43 verringert und dadurch näher bei 1,0 liegt. Als letztes durch den Variationskoeffizient, welcher sich von 0,13 auf 0,03 verringert und dadurch sehr nahe an 0,0 liegt.

Tabelle 20: Detail A2, Vergleich $c_{\varphi,FEM}/c_{\varphi,Mod}^*$ und $c_{\varphi,FEM}/c_{\varphi,Mod}$, für $h_w = 1000$ mm

$h_w = 1000$ mm	$\frac{c_{\varphi,FEM}}{c_{\varphi,Mod}^*}$	$\frac{c_{\varphi,FEM}}{c_{\varphi,Mod}}$
Durchschnitt	1,69	1,14
Minimalwert	1,01	0,78
Maximalwert	2,33	1,43
Variationskoeffizient	0,13	0,03

4 Detail B: Einseitiger Anschluss an den Obergurt eines I-Profiles

In [1] wurde bereits ein sehr ähnliches Detail untersucht, bei welchem eine ähnliche Berechnung der Federsteifigkeit durchgeführt wurde, wie nachfolgend angeführt. Der Vorteil von diesem Detail, gegenüber dem Detail aus [1] ist, dass hier beide Schrauben auf einer Stegseite angeschraubt werden und somit genug Platz für einen weiteren Aussteifungsstab des Verbandes vorhanden ist, sodass sich die Stabachsen der Verbandsstäbe in der Ebene des Trägerstegs schneiden. Hier wird allerdings nur der einseitige Anschluss untersucht, da ein zweiter Anschluss zu einer ähnlichen Belastungssituation führt und sich dies nur im geringen Maße auf die Drehfedersteifigkeit auswirkt. Es wurde versucht, die entwickelte Formel aus [1] auf das Detail B dieser Arbeit anzuwenden.

Nachfolgend werden wieder zwei verschiedene Lagen des Winkelprofils untersucht. Detail B1 beinhaltet ein Winkelprofil, das senkrecht zum Träger verläuft, Detail B2 verläuft im Grundriss gesehen unter $\alpha = 45^\circ$ zum Trägersteg.

4.1 Detail B1: Systembeschreibung zu den numerischen Berechnungen

Beim Detail B1 handelt es sich um einen Anschluss von einem Aussteifungsstab an der Oberseite von einem I-Profil. Als Aussteifungsstab wird ein L-Winkel (L80x8) verwendet, der um 90° zur Längsachse des I-Profiles gedreht und starr modelliert wurde. Das Moment greift am Ende vom starren L-Winkel aus der Ebene an. Daraus folgt eine Verformungsfigur nach Abbildung 45.

Die Schrauben wurden mittels Solid-Elementen modelliert und vorgespannt. Um Rechenleistung zu sparen, ist nicht das ganze I-Profil mittels Solid-Elementen modelliert worden. Lediglich ein kleiner Bereich am Obergurt und am Steg, welcher sich unmittelbar beim Anschluss befindet, sowie die Anschweißung am Obergurt, ist so modelliert worden. Die Solid-Elemente sind in der Abbildung 41 blau dargestellt. Der Rest ist mittels Schalenelementen konstruiert worden. Den Schalenelementen wurde die gleiche Dicke wie den Solid-Elementen gegeben. Die Schalenelemente sind in der Abbildung 41 grün

dargestellt. Das Winkelprofil wurde wieder starr modelliert, durch fiktive Erhöhung des E-Moduls.

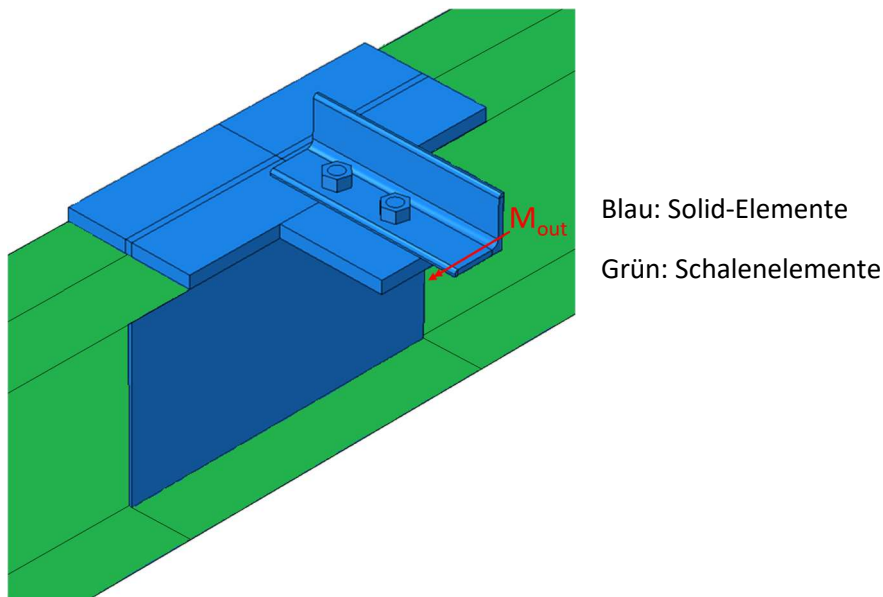


Abbildung 43: Detail B1, FE-Modellierung

4.2 Detail B1: Herleitung Federsteifigkeit zum lokalen Anteil

Die Verformung bzw. Verdrehung des Winkelprofils aus der Trägergurtenebene, welche aufgrund des Momentes aus der Ebene M_{out} entsteht, kann auf zwei verschiedene Effekte zurückgeführt werden. Zum einen in die der lokalen Verformung des I-Profils und zum anderen infolge der Verdrehung des ganzen Trägers. In weiterer Folge werden diese beiden Effekte getrennt betrachtet und in lokalen und globalen Effekt unterschieden.

- Lokaler Effekt:

Der lokale Effekt bewirkt eine alleinige Querschnittsverformung des I-Profils. Um diesen Effekt abzubilden, wurde der Steg oben und unten linienförmig über die ganze Trägerlänge gelagert, siehe Abbildung 47. Hierbei ist unter anderem die Länge des Trägers nicht relevant.

In der Abbildung 44 aus [1], ist eine beispielhafte lokale Querschnittsverformung dargestellt. Sie zeigt wie sich das I-Profil aufgrund von M_{out} verformt. Rot bedeutet die größte Verformung, Blau bedeutet kaum bis gar keine Verformung. Die Abbildung zeigt

ebenfalls die Modellierung vom Obergurt und vom Steg mittels Solid Elementen sowie vom Untergurt mittels Schalenelementen mit einer zugewiesenen Dicke.

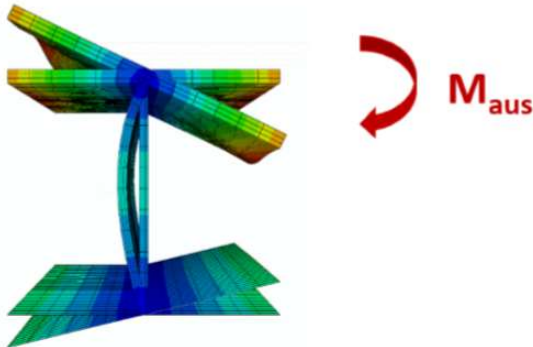


Abbildung 44: Detail 2a ohne Quersteife - lokale Querschnittsverformung durch Stegbiegung (Bsp. mit $L=0,5m$) [1]

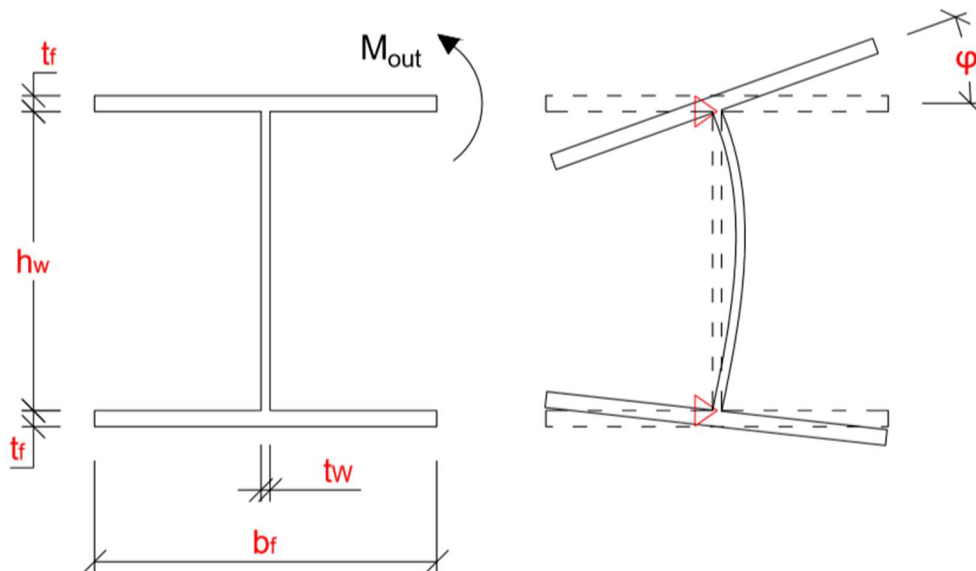


Abbildung 45: Detail B1, lokales analytisches Modell

Um die lokale Federsteifigkeit $c_{\varphi, \text{lokal}}$ vom Detail B1 zu berechnen, dividiert man das angesetzte Moment M_{out} durch die Verdrehung vom Obergurt φ , ident zur gesuchten Verdrehung des Winkelprofils:

$$c_{\varphi, \text{lokal}} = \frac{M_{\text{out}}}{\varphi} = \frac{1}{\varphi} = \frac{EI}{\int M \cdot \bar{M} dx} = \frac{3EI}{h_w} = \frac{3E \cdot t_w^3 \cdot l_{\text{eff}}}{12 \cdot h_w} \quad (47)$$

mit der zutreffenden mitwirkenden Breite des Stegblechs = Träger in Längsrichtung wirkend (Die ausgearbeitete Formel für die mitwirkende Breite l_{eff} ist aus [1] übernommen):

$$l_{eff} = \frac{2,05 \cdot h_w^{0,5} \cdot t_f^{1,25} \cdot b_f^{0,5}}{t_w^{1,25}} \quad (48)$$

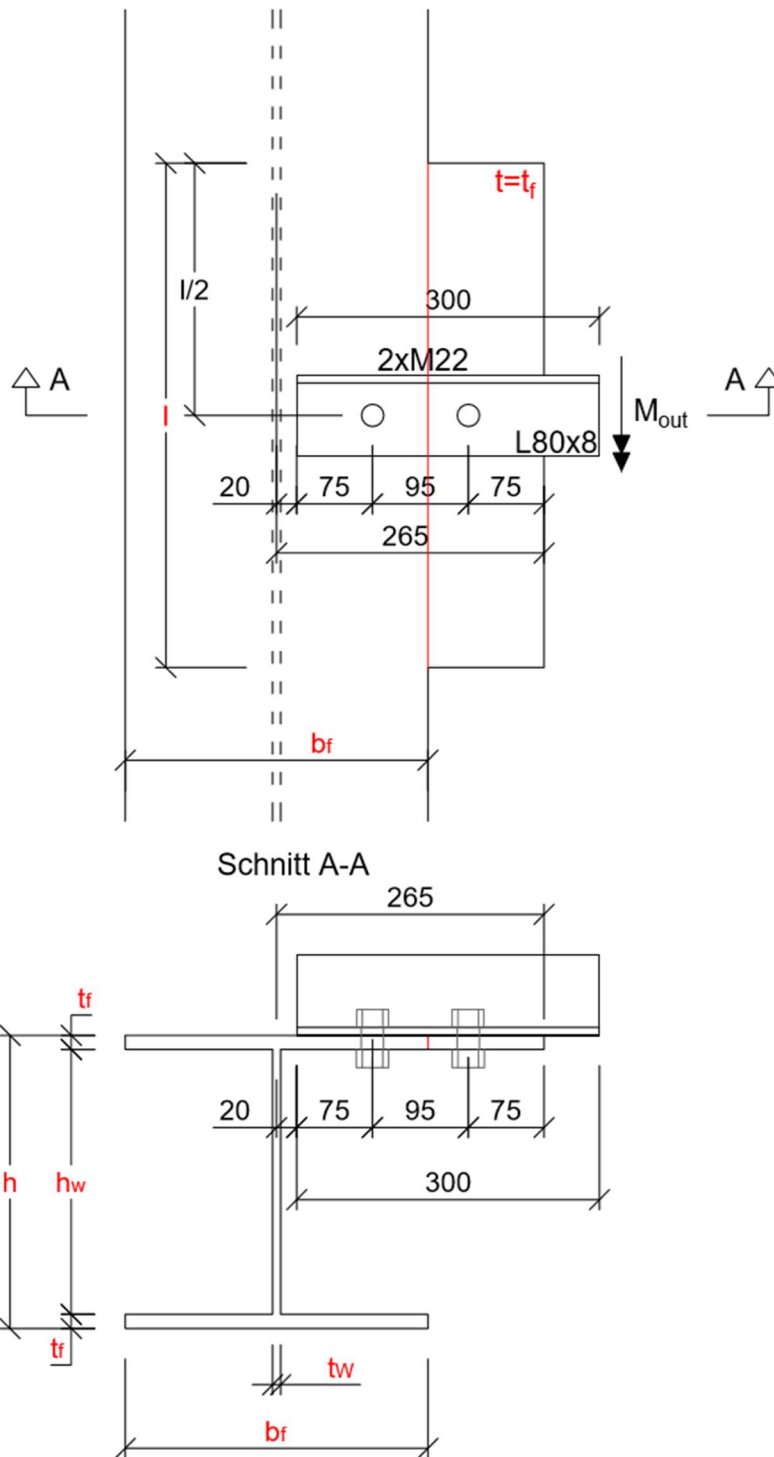
4.3 Detail B1: Numerische Parameterstudie zur Ermittlung des lokalen Effektes

Das Detail B1 hat ein L-Profil mit einer Länge von 300 mm (vergleiche Abbildung 46). Für diese Parameterstudie wurden insgesamt 26 FEM Berechnungen durchgeführt. Es werden nur die in Abbildung 46 abgeführten roten Parameter t_f , t_w , b_f , h_w und l variiert. Die in schwarz angeführten Zahlen und Informationen bleiben bei der ganzen Parameterstudie gleich. Der Parameter l (Knotenblechlänge) hat in der Studie keinen Unterschied ergeben und wurde deshalb in den Diagrammen und Tabellen der Ergebnisdarstellung nicht weiter berücksichtigt (alle angeführten Ergebnisse gelten für $l = 250$ mm).

Als Schrauben werden, wie beim Detail A1, die größtmöglichen Schrauben für den Winkel L80x8 verwendet. Es handelt sich dabei um 2 x M22er Schrauben, mit dem dazugehörigen Lochdurchmesser d_0 von 24 mm. Gewählt wurde ein Schraubenabstand zwischen den beiden Schrauben von 95 mm und ein Randabstand von 75 mm. Die Schraubenachse befindet sich nicht im Schwerpunkt, sondern in der Mitte des Profilschenkels. Der Randabstand beträgt dann 40 mm.

Da der halbe Obergurt mit der Breite $b_f/2$ nicht ausreicht, um die erforderlichen 265 mm (ergeben sich aus 2 x 75 mm Randabstand und 95 mm Schraubenabstand beim L-Profil, mit zusätzlich 20 mm Abstand vom Winkel zum Stegmittelpunkt) für den Schraubanschluss zu gewährleisten, braucht das Detail eine Verbreiterung des Obergurts in Form eines zusätzlichen Knotenblechs. Die Verbindung vom Obergurt zur Verbreiterung (rote Linie in der Skizze) wurde mittels „TIE“ modelliert, das ergibt eine unnachgiebige starre Verbindung.

Das Moment M_{out} ist aus der Ebene am Ende des Winkelprofils angesetzt und hat immer einen Betrag von 10.000.000 Nmm. Das Moment wird dann als Kräftepaar in den Obergurt eingeleitet. Die Zugkomponente, welche die Verformung verursacht, wird zum größten Teil in der innenliegenden Schraube des Profils eingeleitet.



$h = 200 \text{ mm}; 400 \text{ mm}; 600 \text{ mm}; 800 \text{ mm}$

$t_f = 10 \text{ mm}; 15 \text{ mm}; 20 \text{ mm}; 30 \text{ mm}$

$b_f = 100 \text{ mm}; 200 \text{ mm}; 300 \text{ mm}; 400 \text{ mm}$

$t_w = 5 \text{ mm}; 10 \text{ mm}; 15 \text{ mm}; 20 \text{ mm}$

$l = 200 \text{ mm}; 400 \text{ mm}$

Abbildung 46: Detail B1, Parameter für Parameterstudie (Draufsicht und Schnitt)

In der Abbildung 47 ist beispielhaft die Verformung unter M_{out} für einen Einzelfall dargestellt. Dabei bedeutet die Farbe Rot, dass es sich um die maximale Verformung von

15 mm handelt und die Farbe Blau, dass keine bis kaum eine Verformung vorhanden ist. Im Bild ist sehr gut zu erkennen, dass der Großteil der Zugkraft bei der rechten Schraube eingeleitet wird. Der Winkel ist wieder starr modelliert. Zudem ist die Verformung, welche aufgrund des lokalen Effekts auftritt, gut zu erkennen. Farblich sind der schräge Obergurt und der gebogene Steg, wie schon in Abbildung 44, sehr gut erkennbar.

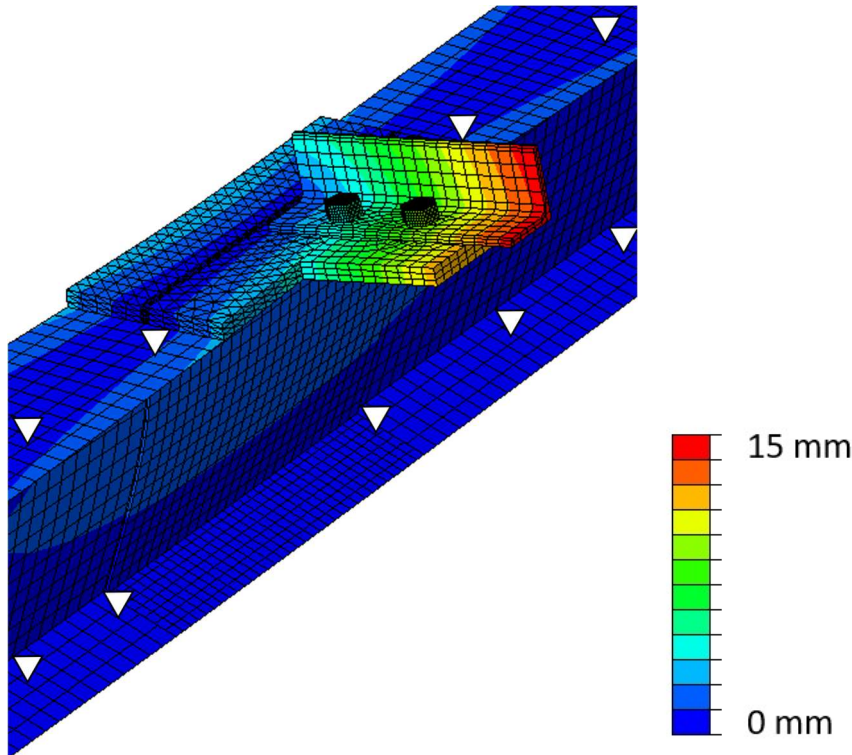


Abbildung 47: Detail B1, Beispielhafte Verformung unter M_{out} (Parameter: $h = 400$ mm, $t_w = 10$ mm, $b_f = 300$ mm, $t_f = 20$ mm)

Durch „curve fitting“ der FE-Ergebnisse anhand der erarbeiteten Formel aus [1] (Gleichung (48)) wurde ein verbesserter Vorfaktor (Formel 49) etabliert. Die kleine Anpassung von 2,05 auf 1,8 zeigt die Ähnlichkeit zu der schon ausgearbeiteten Studie aus [1]. Es fällt auch auf, dass der Rest der Formel sich nicht verändert.

$$c_{\varphi, \text{lokal}} = \frac{3E \cdot t_w^3 \cdot l_{eff}}{12 \cdot h_w} \quad (49)$$

mit:

$$l_{eff, B1} = \frac{1,8 \cdot h_w^{0,5} \cdot t_f^{1,25} \cdot b_f^{0,5}}{t_w^{1,25}} \quad (50)$$

Abbildung 48 bis 52 zeigen die Ergebnisse nach dem „curve fitting“, auf Basis der effektiven Länge $l_{\text{eff},B1}$ und Gleichung (50). Die analytischen Ergebnisse sind, bis auf einige baupraktisch irrelevanten Ausreißer, fast immer ident zu den FEM Ergebnissen.

Das nachfolgende Diagramm (Abbildung 48) zeigt die analytischen und FEM Ergebnisse zum lokalen Einfluss. Auf der x-Achse ist die Steghöhe h_w abgebildet. Auf der y-Achse ist die mitwirkende Breite l_{eff} abgebildet, wobei die FEM-Ergebnisse für $c_{\phi,\text{lokal}}$ nach Gleichung (47) als Basis dienen.

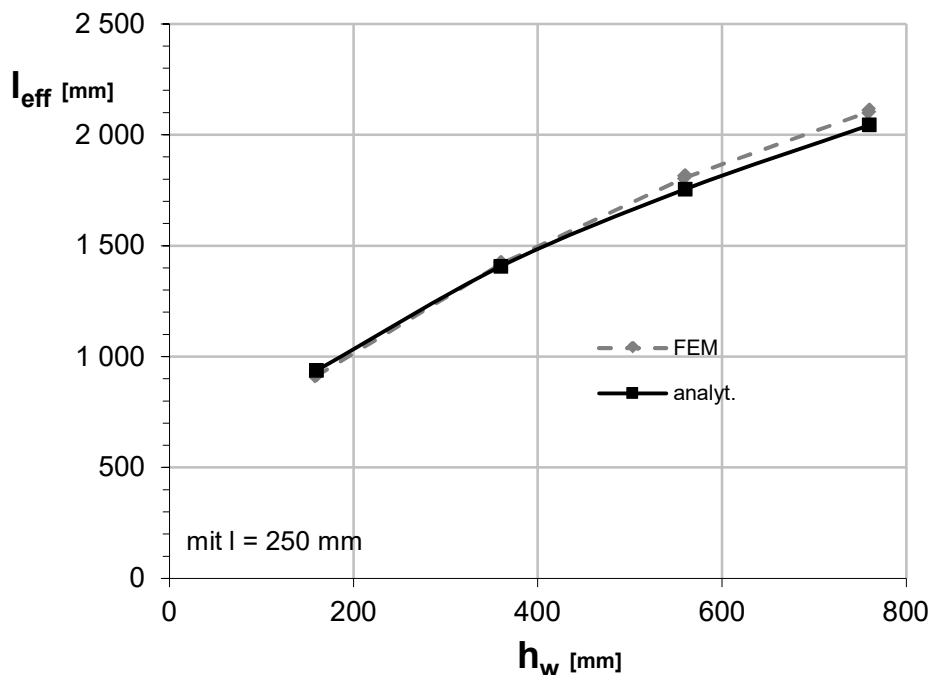


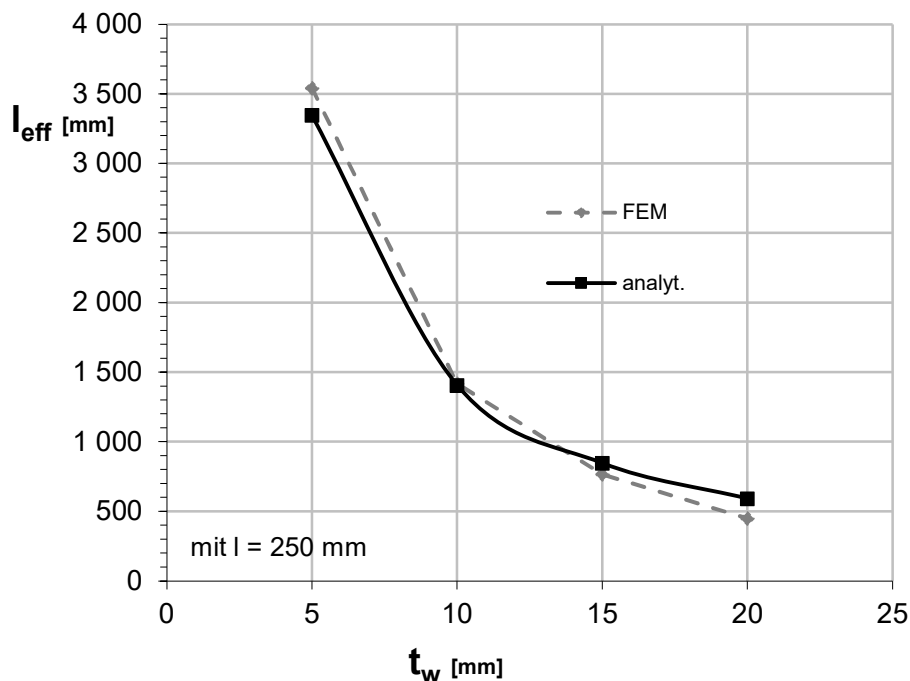
Abbildung 48: Detail B1, lokaler Einfluss der Steghöhe h_w auf l_{eff} (Ermittlung mit Gleichung (49) und (50))

Die nachfolgende Tabelle 21 zeigt die Ergebnisse zum lokalen Einfluss, welche im vorherigen Diagramm in Abbildung 48 grafisch abgebildet sind. Für die Parameterstudie wurden die Steghöhen $h_w = 160$ mm, 360 mm, 560 mm und 760 mm berechnet. Alle Ergebnisse hinsichtlich der bezogenen Drehfedersteifigkeit $c_{\phi,\text{FEM}}/c_{\phi,\text{Mod}}$ liegen fast genau bei dem Wert 1,0.

Tabelle 21: Detail B1, Einfluss der Steghöhe h_w auf l_{eff} sowie auf die lokalen Drehfedersteifigkeiten $c_{\varphi, lokal}$

h_w [mm]	t_w [mm]	b_f [mm]	t_f [mm]	$l_{eff, FEM}$ [mm]	$l_{eff, Mod}$ [mm]	$C_{\varphi, FEM}$ [Nmm/rad]	$C_{\varphi, Mod}$ [Nmm/rad]	$\frac{C_{\varphi, FEM}}{C_{\varphi, Mod}}$
160	10	300	20	914	938	3,00E+08	3,08E+08	0,97
360	10	300	20	1418	1407	2,07E+08	2,05E+08	1,01
560	10	300	20	1809	1755	1,70E+08	1,65E+08	1,03
760	10	300	20	2105	2044	1,45E+08	1,41E+08	1,03

Das nachfolgende Diagramm (Abbildung 49) zeigt die analytischen und FEM Ergebnisse zum lokalen Einfluss. Auf der x-Achse ist nun die Stegdicke t_w abgebildet. Auf der y-Achse ist die rückgerechnete mitwirkende Breite l_{eff} abgebildet.

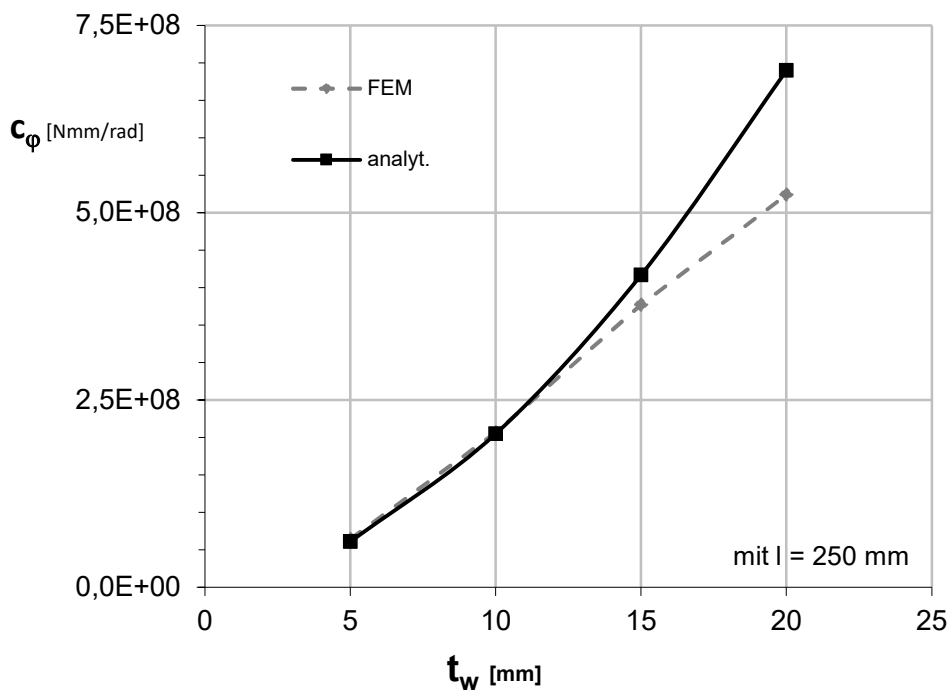

 Abbildung 49: Detail B1, lokaler Einfluss der Stegdicke t_w auf l_{eff} (Ermittlung mit Gleichung (49) und (50))

Die nachfolgende Tabelle zeigt die Ergebnisse zum lokalen Einfluss, welche im vorherigen Diagramm in Abbildung 49 grafisch abgebildet sind. Für die Parameterstudie wurden die Stegdicken $t_w = 5$ mm, 10 mm, 15 mm und 20 mm berechnet. Die Ergebnisse hinsichtlich der bezogenen Drehfedersteifigkeit $c_{\varphi, FEM}/c_{\varphi, Mod}$ liegen fast alle sehr nahe bei dem Wert 1,0. Lediglich der Wert für $t_w = 20$ mm liegt zu weit unter 1,0. Allerdings ist diese Stegdicke, bezogen auf die anderen Parameter zu dick und wird somit baupraktisch nicht eingesetzt.

Tabelle 22: Detail B1, Einfluss der Stegdicke t_w auf l_{eff} sowie auf die lokalen Drehfedersteifigkeiten $c_{\varphi, lokal}$

h_w [mm]	t_w [mm]	b_f [mm]	t_f [mm]	$l_{eff, FEM}$ [mm]	$l_{eff, Mod}$ [mm]	$C_{\varphi, FEM}$ [Nmm/rad]	$C_{\varphi, Mod}$ [Nmm/rad]	$\frac{C_{\varphi, FEM}}{C_{\varphi, Mod}}$
360	5	300	20	3542	3346	6,46E+07	6,10E+07	1,06
360	10	300	20	1418	1407	2,07E+08	2,05E+08	1,01
360	15	300	20	766	848	3,77E+08	4,17E+08	0,90
360	20	300	20	449	592	5,24E+08	6,90E+08	0,76

Das nachfolgende Diagramm (Abbildung 50) zeigt die analytischen und FEM Ergebnisse zum lokalen Einfluss. Auf der x-Achse ist die Stegdicke t_w abgebildet. Auf der y-Achse ist die Federsteifigkeit c_{φ} abgebildet.


 Abbildung 50: Detail B1, lokaler Einfluss der Stegdicke t_w auf die lokale Drehfedersteifigkeit c_{φ}

Das nachfolgende Diagramm (Abbildung 51) zeigt die analytischen und FEM Ergebnisse vom lokalen Einfluss. Auf der x-Achse ist die Flanschbreite b_f abgebildet. Auf der y-Achse ist die mitwirkende Breite l_{eff} abgebildet.

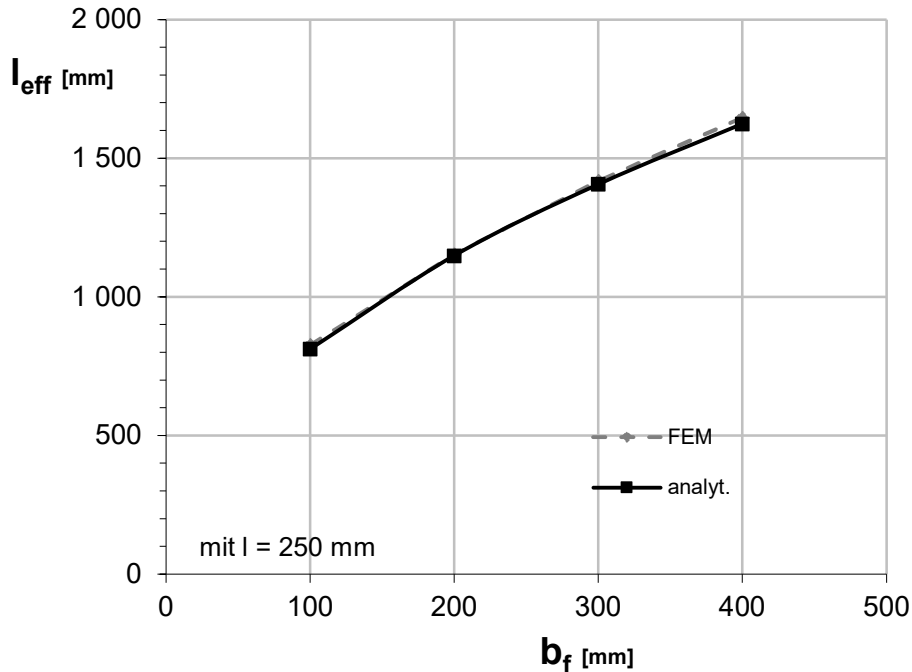


Abbildung 51: Detail B1, lokaler Einfluss der Flanschbreite b_f auf l_{eff} (Ermittlung mit Gleichung (49) und (50))

Die nachfolgende Tabelle 23 zeigt die Ergebnisse zum lokalen Einfluss, welche im vorherigen Diagramm in Abbildung 51 abgebildet waren. Für die Parameterstudie wurden die Flanschbreiten $b_f = 100$ mm, 200 mm, 300 mm und 400 mm berechnet. Alle Ergebnisse hinsichtlich der bezogenen Drehfedersteifigkeit $c_{\varphi, FEM}/c_{\varphi, Mod}$ liegen fast genau bei dem Wert 1,0.

Tabelle 23: Detail B1, Einfluss der Flanschbreite b_f auf l_{eff} sowie auf die lokalen Drehfedersteifigkeiten $c_{\varphi, lokal}$

h_w [mm]	t_w [mm]	b_f [mm]	t_f [mm]	$l_{eff, FEM}$ [mm]	$l_{eff, Mod}$ [mm]	$C_{\varphi, FEM}$ [Nmm/rad]	$C_{\varphi, Mod}$ [Nmm/rad]	$\frac{C_{\varphi, FEM}}{C_{\varphi, Mod}}$
360	10	100	20	826	812	1,21E+08	1,18E+08	1,02
360	10	200	20	1153	1149	1,68E+08	1,68E+08	1,00
360	10	300	20	1418	1407	2,07E+08	2,05E+08	1,01
360	10	400	20	1647	1625	2,40E+08	2,37E+08	1,01

Das nachfolgende Diagramm (Abbildung 52) zeigt die analytischen und FEM Ergebnisse zum lokalen Einfluss. Auf der x-Achse ist die nun Flanschdicke t_f abgebildet. Auf der y-Achse ist die rückgerechnete mitwirkende Breite l_{eff} abgebildet.

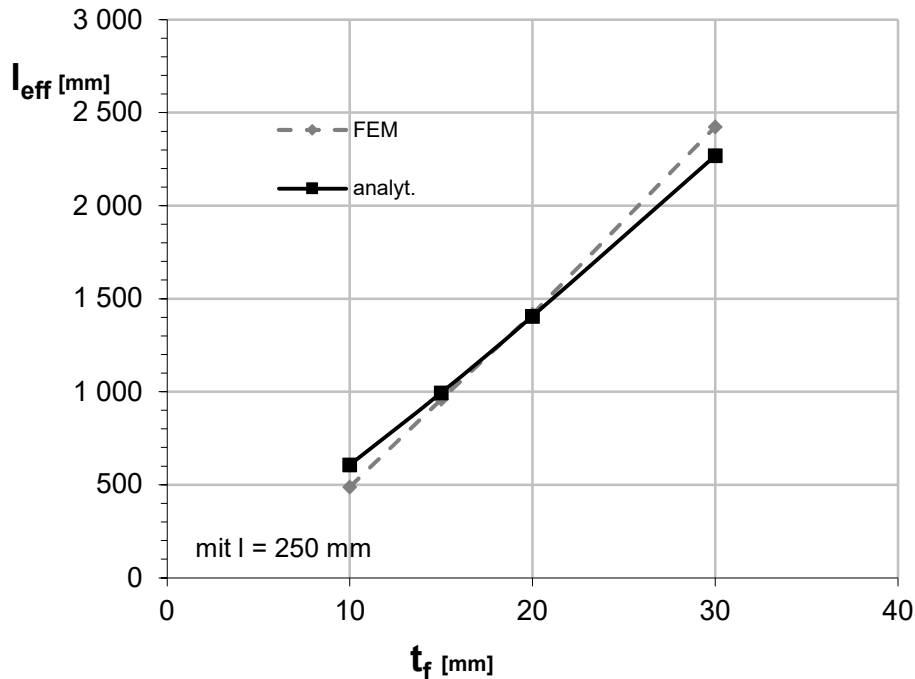


Abbildung 52: Detail B1, lokaler Einfluss der Flanschdicke t_f auf l_{eff} (Ermittlung mit Gleichung (49) und (50))

Die nachfolgende Tabelle 24 zeigt die Ergebnisse zum lokalen Einfluss, welche im vorherigen Diagramm in Abbildung 52 grafisch abgebildet sind. Für die Parameterstudie wurden die Flanschdicken $t_f = 10$ mm, 15 mm, 20 mm und 30 mm berechnet. Die Ergebnisse hinsichtlich der bezogenen Drehfedersteifigkeit $C_{\varphi,FEM}/C_{\varphi,Mod}$ liegen fast genau bei dem Wert 1,0. Lediglich der Wert von $t_f = 10$ mm liegt zu weit unter 1,0. Allerdings ist diese Flanschdicke, bezogen auf die anderen Parameter, zu dünn und wird somit baupraktisch nicht eingesetzt.

Tabelle 24: Detail B1, Einfluss der Flanschdicke t_f auf l_{eff} sowie auf die lokalen Drehfedersteifigkeiten $C_{\varphi,lokal}$

h_w [mm]	t_w [mm]	b_f [mm]	t_f [mm]	$l_{eff,FEM}$ [mm]	$l_{eff,Mod}$ [mm]	$C_{\varphi,FEM}$ [Nmm/rad]	$C_{\varphi,Mod}$ [Nmm/rad]	$\frac{C_{\varphi,FEM}}{C_{\varphi,Mod}}$
360	10	300	10	489	608	6,76E+07	8,40E+07	0,81
360	10	300	15	960	996	1,36E+08	1,41E+08	0,96
360	10	300	20	1418	1407	2,07E+08	2,05E+08	1,01
360	10	300	30	2425	2270	3,74E+08	3,50E+08	1,07

4.4 Detail B1: Herleitung Federsteifigkeit zum globalen Anteil

Der globale Anteil an der Drehfedersteifigkeit entsteht aufgrund einer Torsionsbelastung des Trägers selbst. Diese führt zu einer Verdrehung des I-Profiles, wie Abbildung 53 zeigt. Dieser globale Effekt ist schon aus der Baustatik bekannt und allgemein gültig. Aus diesem Grund wurden für diesen Teil keine eigenen FEM-Berechnungen gemacht, sondern die schon existierenden Formeln verwendet. Dieser globale Effekt tritt nur auf, wenn das System mit dem Träger über dessen ganze Länge betrachtet wird. Dieser globale Effekt ist von der Länge des Trägers, des Torsionswiderstandsmoments 2. Grades und des Wölbwiderstands abhängig und wird folgendermaßen berechnet.

- Globaler Effekt:

In der Abbildung 53, aus [1], ist beispielhaft die globale Verformung für einen Fall dargestellt, wie sich das I-Profil aufgrund von M_{out} verformt. Rot bedeutet die größte Verformung, Blau bedeutet kaum bis gar keine Verformung. Die Abbildung zeigt ebenfalls die Modellierung vom Obergurt und vom Steg mittels Solid Elementen und vom Untergurt mittels Schalenelementen mit zugewiesener Dicke.

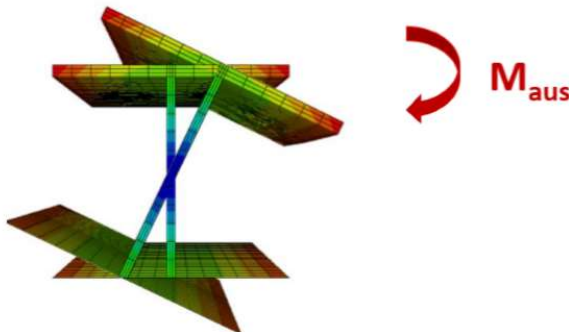


Abbildung 53: Detail 2a mit Quersteife - globaler Effekt durch Verdrehung des Gesamtquerschnittes aufgrund der Torsionsbeanspruchung [1]

In der Abbildung 54 ist beispielhaft die Verformung für den Fall unter M_{out} dargestellt. Dabei bedeutet die Farbe Rot, dass es sich um die maximale Verformung von 39 mm handelt und die Farbe Blau, dass keine bis kaum eine Verformung vorhanden ist. Im Bild ist sehr gut zu erkennen, dass der Großteil der Zugkraft bei der inneren Schraube eingeleitet wird. Farblich ist die Verdrehung des ganzen I-Trägers gut zu erkennen. Dies wird durch die Torsionsbelastung verursacht.

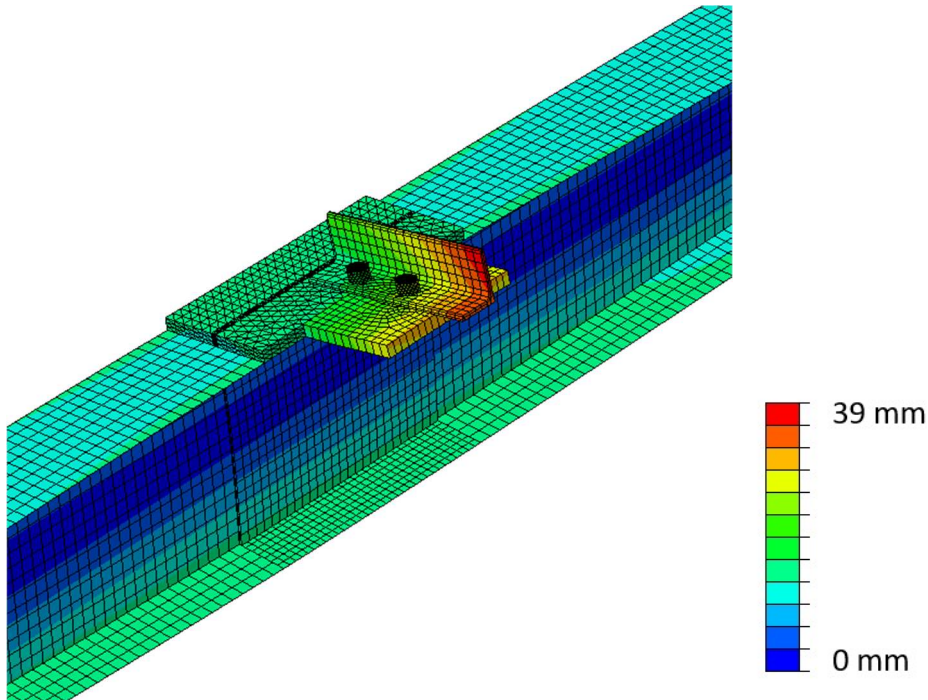


Abbildung 54: Detail B1, beispielhafte Verformung unter M_{out} (Parameter: $h = 400 \text{ mm}$, $t_w = 10 \text{ mm}$, $b_f = 300 \text{ mm}$, $t_f = 20 \text{ mm}$)

Um die globale Federsteifigkeit $c_{\varphi,global}$ vom Detail B1 zu berechnen, dividiert man das angesetzte Moment M_{out} durch die Verdrehung vom Obergurt φ (wird mittels Verdrehung vom L-Profil ermittelt):

$$c_{\varphi,global} = \frac{M_{out}}{\varphi} = \frac{1}{\varphi} = \frac{1}{\frac{L}{4GI_T} \cdot \left(1 - \frac{\tanh \varepsilon_T}{\varepsilon_T}\right)} \quad (51)$$

mit:

$$\varepsilon_T = \sqrt{\frac{I_T}{2,6 \cdot I_W} \cdot \frac{L}{2}} \quad (52)$$

L... Stützweite des I-Trägers für die Querbelastung senkrecht zum Steg

I_T ... Torsionsflächenmoment 2. Grades

$$I_T = \frac{1}{3} \cdot \sum b_i \cdot t_i^3 \quad (53)$$

I_W ... Wölbwiderstand

$$I_W = \frac{\bar{h}^2 \cdot t_f \cdot b_f^3}{24} \quad (54)$$

mit:

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

4.5 Detail B1: Kontrolle der analytischen Lösung für gemeinsamen lokalen und globalen Effekt

Als Kontrolle für die in den letzten Kapiteln ausgearbeiteten Formeln zur Ermittlung der Drehfedersteifigkeiten für lokalen ($c_{\varphi, \text{lokal}}$) und globalen Effekt ($c_{\varphi, \text{global}}$) wurde eine zusätzliche Variantenstudie erstellt, um die lokalen und globalen Effekte gemeinsam zu betrachten. Dafür wurde die linienförmige Lagerung, siehe Abbildung 47 an der Stegobere- und Unterseite, gegen eine Lagerung am Anfang und am Ende vom I-Träger ausgetauscht. Dadurch ist die Länge L des Trägers zu einem wichtigen Teil der Studie geworden. Sie wurde mit $L = 7500$ mm gewählt. Damit die Kontrolle aussagekräftig ist, wurden dieselben Variablen wie in der Variantenstudie zuvor verwendet.

Um die gesamte Federsteifigkeit mit dem analytischen Modell zu berechnen, müssen die lokalen und globalen Federsteifigkeiten in Serie geschaltet werden:

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

Abbildung 55 bis 58 zeigen die Gesamtergebnisse mit den gemeinsamen lokalen und globalen Effekten. Die analytischen Ergebnisse sind, bis auf einige baupraktisch irrelevanten Ausreißer, bis zu ca. 10% höher als die FEM Ergebnisse. Dies ist aber noch in einem akzeptablen Rahmen, da 10% Abweichung bei der Federsteifigkeit c_{φ} nur einen kleinen Unterschied in der Drucktragfähigkeit des Winkelprofils bedeutet (siehe Abbildung 2 in Abschnitt 2.1).

Das nachfolgende Diagramm (Abbildung 55) zeigt die analytischen und FEM Ergebnisse zum gesamten Einfluss (lokal und global). Auf der x-Achse ist die Steghöhe h_w abgebildet. Auf der y-Achse ist die Gesamtfedersteifigkeit $c_{\varphi,ges}$ abgebildet.

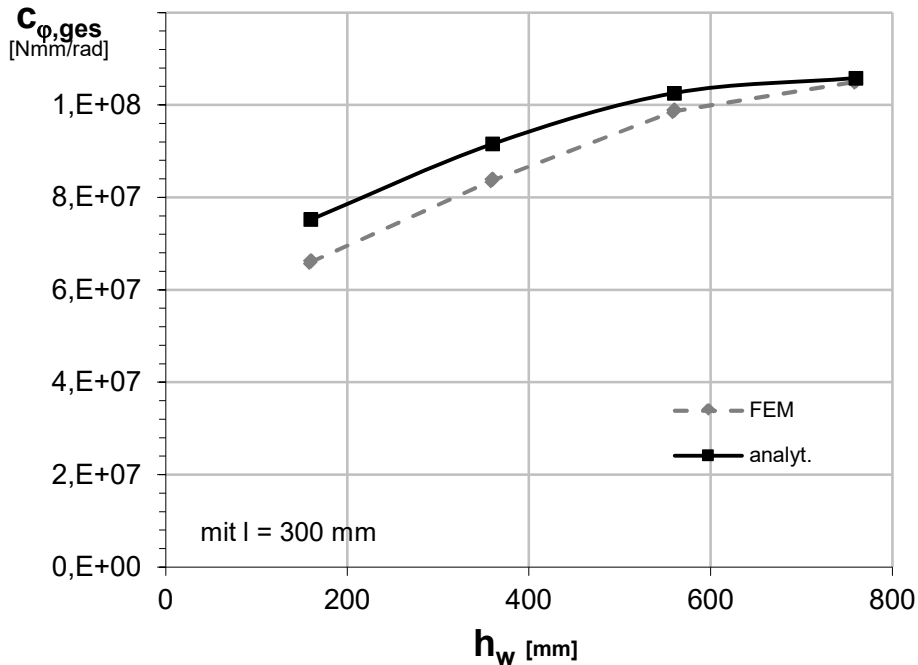


Abbildung 55: Detail B1, Einfluss der Steghöhe h_w auf die Gesamtfedersteifigkeit $c_{\varphi,ges}$

Die nachfolgende Tabelle 25 zeigt die Ergebnisse zum gesamten Einfluss, welche im vorherigen Diagramm in Abbildung 55 grafisch abgebildet sind. Für die Parameterstudie wurden die Steghöhen $h_w = 160$ mm, 360 mm, 560 mm und 760 mm berechnet. Nur das FEM Ergebnis von $h_w = 160$ mm liegt mehr als 10% unter dem analytischen Ergebnis, aber da dies baupraktisch nicht relevant ist, kann das Ergebnis vernachlässigt werden.

Tabelle 25: Detail B1, Einfluss der Steghöhe h_w auf die Gesamtfedersteifigkeit $c_{\varphi,ges}$

h_w [mm]	t_w [mm]	b_f [mm]	t_f [mm]	$l_{eff,Mod}$ [mm]	$C_{\varphi,Mod}$ [Nmm/rad]	$C_{\varphi,FEM,ges}$ [Nmm/rad]	$C_{\varphi,Mod,ges}$ [Nmm/rad]	$\frac{C_{\varphi,FEM,ges}}{C_{\varphi,Mod,ges}}$
160	10	300	20	938	3,00E+08	6,60E+07	7,53E+07	0,88
360	10	300	20	1407	2,07E+08	8,37E+07	9,16E+07	0,91
560	10	300	20	1755	1,70E+08	9,87E+07	1,03E+08	0,96
760	10	300	20	2044	1,45E+08	1,05E+08	1,06E+08	0,99

Das nachfolgende Diagramm (Abbildung 56) zeigt die analytischen und FEM Ergebnisse zum gesamten Einfluss. Auf der x-Achse ist nun die Stegdicke t_w abgebildet. Auf der y-Achse ist die Gesamtfedersteifigkeit $c_{\varphi,ges}$ abgebildet.

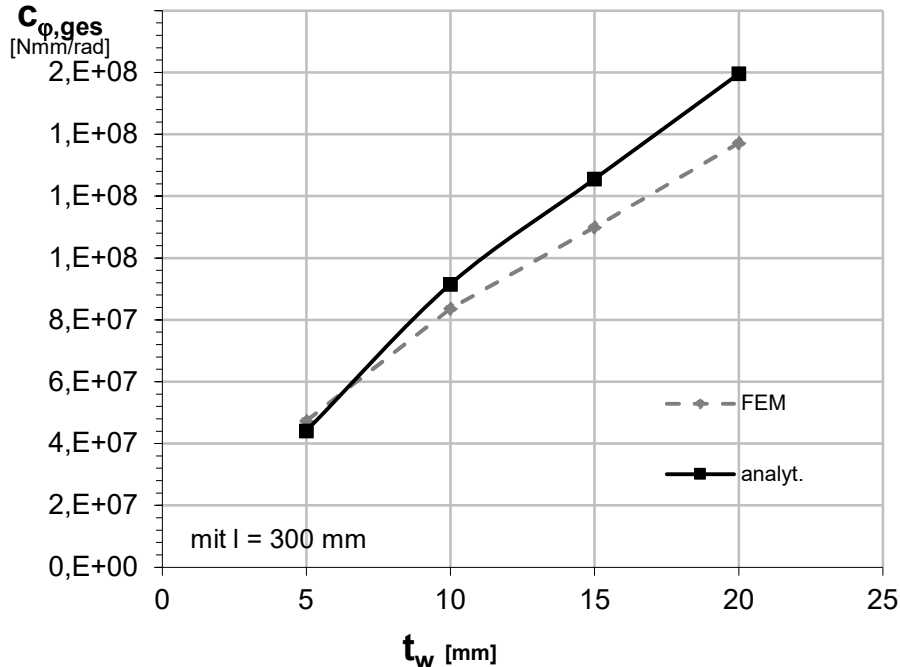


Abbildung 56: Detail B1, Einfluss der Stegdicke t_w auf die Gesamtfedersteifigkeit $c_{\varphi,ges}$

Die nachfolgende Tabelle 26 zeigt die Ergebnisse vom globalen Einfluss, welche im vorherigen Diagramm in Abbildung 56 grafisch abgebildet sind. Für die Parameterstudie wurden die Stegdicken $t_w = 5$ mm, 10 mm, 15 mm und 20 mm berechnet. Die Werte für $t_w = 15$ mm und 20 mm nach dem analytischen Modell sind etwas zu niedrig. Allerdings liegen die Werte der bezogenen Drehfedersteifigkeiten fast zur Gänze innerhalb einer Toleranz von 10% und sind daher akzeptabel.

Tabelle 26: Detail B1, Einfluss der Stegdicke t_w auf die Gesamtfedersteifigkeit $c_{\varphi,ges}$

h_w [mm]	t_w [mm]	b_f [mm]	t_f [mm]	$l_{eff,Mod}$ [mm]	$C_{\varphi,Mod}$ [Nmm/rad]	$C_{\varphi,FEM,ges}$ [Nmm/rad]	$C_{\varphi,Mod,ges}$ [Nmm/rad]	$\frac{C_{\varphi,FEM,ges}}{C_{\varphi,Mod,ges}}$
360	5	300	20	938	6,10E+07	4,74E+07	4,42E+07	1,07
360	10	300	20	1407	2,05E+08	8,37E+07	9,16E+07	0,91
360	15	300	20	1755	4,17E+08	1,10E+08	1,26E+08	0,88
360	20	300	20	2044	6,90E+08	1,37E+08	1,60E+08	0,86

Das nachfolgende Diagramm (Abbildung 57) zeigt die analytischen und FEM Ergebnisse zum gesamten Einfluss. Auf der x-Achse ist nun die Flanscbreite b_f abgebildet. Auf der y-Achse ist die Gesamtfedersteifigkeit $c_{\varphi,ges}$ abgebildet.

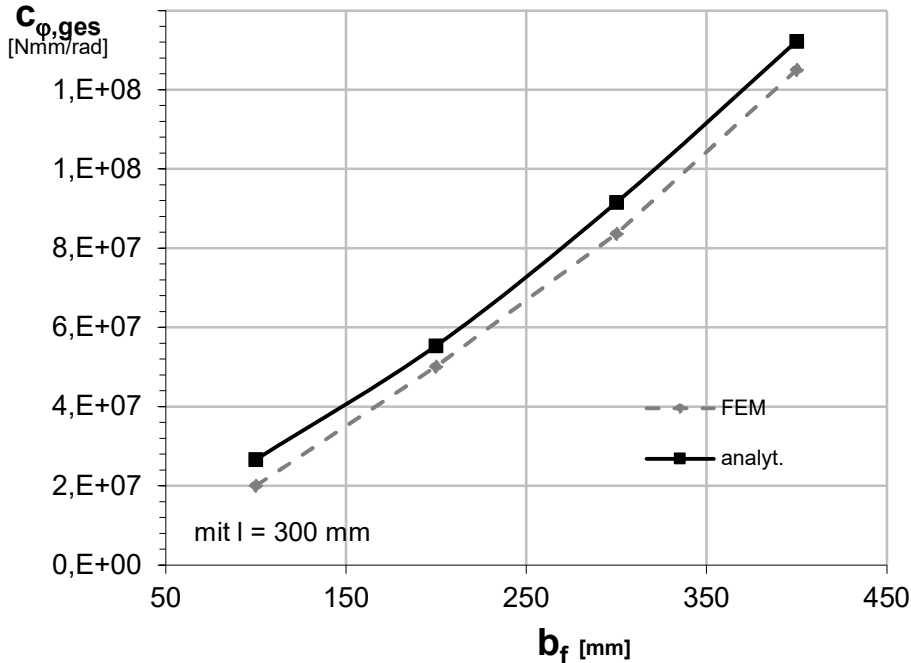


Abbildung 57: Detail B1, Einfluss der Flanscbreite b_f auf die Gesamtfedersteifigkeit $c_{\varphi,ges}$

Die nachfolgende Tabelle 27 zeigt die Ergebnisse zum gesamten Einfluss, welche im vorherigen Diagramm in Abbildung 57 grafisch abgebildet sind. Für die Parameterstudie wurden die Flanscbreite $b_f = 100$ mm, 200 mm, 300 mm und 400 mm berechnet. Der Wert nach dem analytischen Modell für $b_f = 100$ mm ist etwas zu niedrig. Allerdings ist diese Flanscbreite, bezogen auf die anderen Parameter, zu schmal und wird somit baupraktisch nicht eingesetzt.

Tabelle 27: Detail B1, Einfluss der Flanscbreite b_f auf die Gesamtfedersteifigkeit $c_{\varphi,ges}$

h_w [mm]	t_w [mm]	b_f [mm]	t_f [mm]	$l_{eff,Mod}$ [mm]	$C_{\varphi,Mod}$ [Nmm/rad]	$C_{\varphi,FEM,ges}$ [Nmm/rad]	$C_{\varphi,Mod,ges}$ [Nmm/rad]	$\frac{C_{\varphi,FEM,ges}}{C_{\varphi,Mod,ges}}$
360	10	100	20	812	1,18E+08	2,01E+07	2,67E+07	0,75
360	10	200	20	1149	1,68E+08	5,01E+07	5,54E+07	0,90
360	10	300	20	1407	2,05E+08	8,37E+07	9,16E+07	0,91
360	10	400	20	1625	2,37E+08	1,25E+08	1,32E+08	0,95

Das nachfolgende Diagramm (Abbildung 58) zeigt die analytischen und FEM Ergebnisse zum gesamten Einfluss. Auf der x-Achse ist die Flanschdicke t_f abgebildet. Auf der y-Achse ist die Gesamtfedersteifigkeit $C_{\varphi,ges}$ abgebildet.

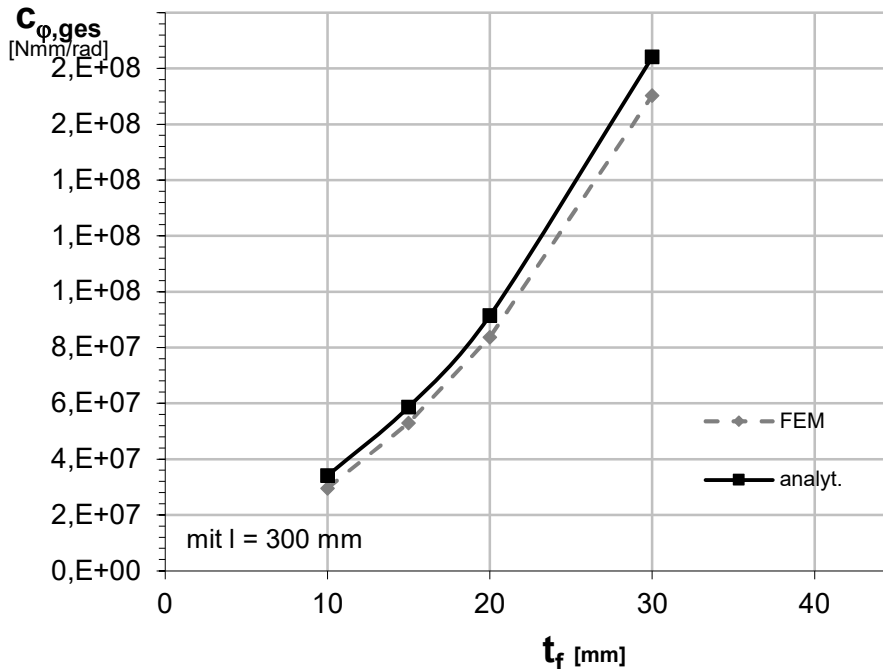


Abbildung 58: Detail B1, Einfluss der Flanschdicke t_f auf die Gesamtfedersteifigkeit $C_{\varphi,ges}$

Die nachfolgende Tabelle 28 zeigt die Ergebnisse zum gesamten Einfluss, welche im vorherigen Diagramm in Abbildung 58 grafisch abgebildet sind. Für die Parameterstudie wurden die Flanschdicken $t_f = 10$ mm, 15 mm, 20 mm und 30 mm berechnet. Wie schon in Abbildung 52 für den alleinigen lokalen Effekt festgestellt, ist der Wert nach dem analytischen Modell für $t_f = 10$ mm etwas zu niedrig. Allerdings ist diese Flanschdicke, bezogen auf die anderen Parameter, zu dünn und wird somit baupraktisch nicht eingesetzt.

Tabelle 28: Detail B1, Einfluss der Flanschdicke t_f auf die Gesamtfedersteifigkeit $C_{\varphi,ges}$

h_w [mm]	t_w [mm]	b_f [mm]	t_f [mm]	$l_{eff,Mod}$ [mm]	$C_{\varphi,Mod}$ [Nmm/rad]	$C_{\varphi,FEM,ges}$ [Nmm/rad]	$C_{\varphi,Mod,ges}$ [Nmm/rad]	$\frac{C_{\varphi,FEM,ges}}{C_{\varphi,Mod,ges}}$
360	10	300	10	608	8,40E+07	2,96E+07	3,42E+07	0,87
360	10	300	15	996	1,41E+08	5,30E+07	5,88E+07	0,90
360	10	300	20	1407	2,05E+08	8,37E+07	9,16E+07	0,91
360	10	300	30	2270	3,50E+08	1,70E+08	1,84E+08	0,93

4.6 Detail B2: Systembeschreibung zu den numerischen Berechnungen

Beim Detail B2 handelt es sich um einen Anschluss des Winkelprofils unter einem Winkel von 45° zur Trägerlängsachse an der Oberseite von einem I-Profil. Als Profil wird ein L-Winkel (L80x8) verwendet, der wieder starr modelliert wurde. Das Moment M_{out} greift am Ende vom starren L-Winkel aus der Ebene an. Daraus folgt eine Verformung entsprechend Abbildung 61 für einen Anwendungsfall.

Die Schrauben wurden mittels Solid-Elementen modelliert und vorgespannt. Um Rechenleistung zu sparen, ist nicht das ganze I-Profil mittels Solid-Elementen modelliert worden. Lediglich ein kleiner Bereich am Obergurt und am Steg, welcher sich unmittelbar beim Anschluss befindet, sowie die Anschweißung am Obergurt, ist so modelliert worden. Die Solid-Elemente sind in der Abbildung 59 blau dargestellt. Der Rest ist mittels Schalenelementen konstruiert worden. Den Schalenelementen wurden die gleiche Dicke wie den Solid-Elementen gegeben. Die Schalenelemente sind in der Abbildung 59 grün dargestellt.

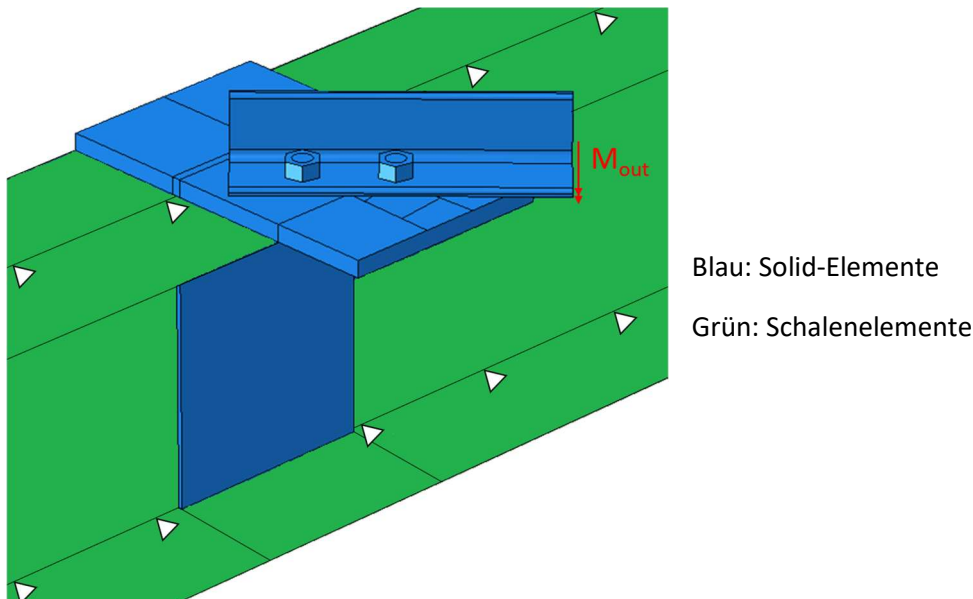


Abbildung 59: Detail B2, FE-Modellierung

4.7 Detail B2: Numerische Parameterstudie zur Ermittlung des lokalen Effektes

Das Detail B2 hat ein um 45° zur Trägerlängsachse gedrehtes L-Profil mit einer Länge von 350 mm (siehe Abbildung 60). Für diese Parameterstudie wurden insgesamt 12 FEM Berechnungen durchgeführt. Es werden die in Abbildung 60 rot hinterlegten Parameter t_f , t_w , b_f und h_w variiert. Die in schwarz gehaltenen Zahlen und Informationen bleiben bei der ganzen Parameterstudie gleich. Die Länge l von der Verbreiterung des Obergurts ist bei dieser Variantenstudie kein veränderlicher Parameter, weil beim Detail B1 gezeigt wurde, dass es keinen Unterschied im Ergebnis macht. Es wurde immer mit $l = 250$ mm gerechnet.

Als Schrauben werden, wie beim Detail A1, die größtmöglichen Schrauben für den L80x8 verwendet. Es handelt sich dabei um 2 x M22er Schrauben, mit dem zugehörigen Lochdurchmesser d_0 von 24 mm. Gewählt wurde ein Schraubabstand zwischen den beiden Schrauben von 95 mm und einen Randabstand von 75 mm. Die Schraubenachse in Profilquerrichtung befindet sich nicht im Schwerpunkt, sondern in der Mitte des Profilschenkels. Damit liegt ein Randabstand von 40 mm vor.

Da der halbe Obergurt mit der Breite $b_f/2$ nicht ausreicht, um die erforderlichen 265 mm (ergeben sich aus 2 x 75 mm Randabstand und 95 mm Schraubenabstand beim L-Profil, mit zusätzlich 20 mm Abstand vom Winkel zum Stegmittelpunkt) für den Schraubanschluss zu erreichen, braucht das Detail eine Verbreiterung des Obergurts. Die Verbindung zum Obergurt ist in der Abbildung 60 rot markiert und wurde mittels der Funktion „TIE“ modelliert, das bedeutet als unnachgiebige Verbindung.

Das Moment M_{out} am Ende des Winkelprofils ist aus der Ebene angesetzt und hat einen Betrag von 10.000.000 Nmm. Das Moment wird dann als Kräftepaar in den Obergurt eingeleitet. Die Zugkomponente, welche die Verformung verursacht, wird zum größten Teil in die innenliegende Schraube am Profil eingeleitet.

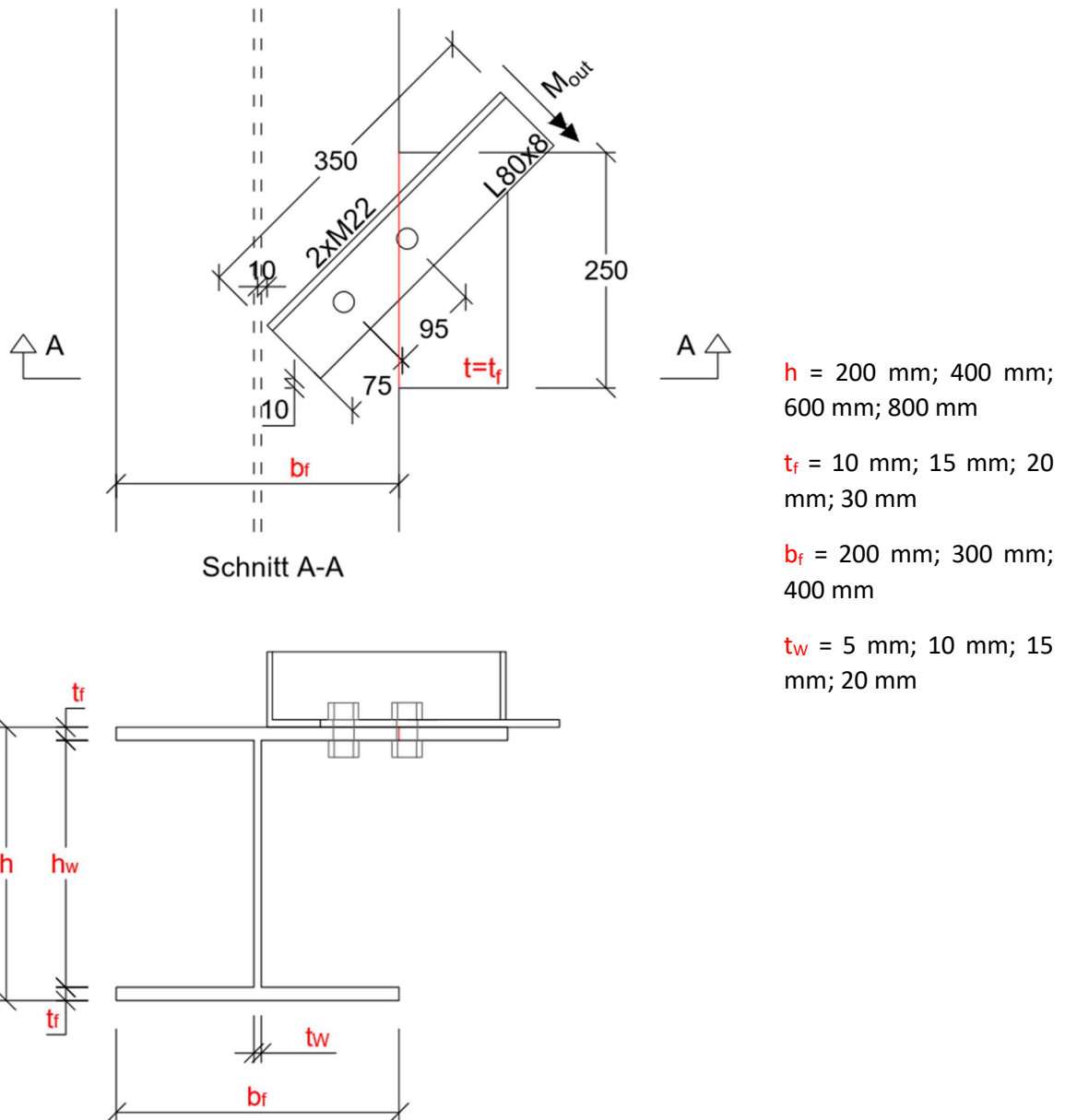


Abbildung 60: Detail B2, Parameter für Parameterstudie: unter 45° angeschlossenes Winkelprofil

In der Abbildung 61 ist beispielhaft die Verformung unter M_{out} für einen Fall dargestellt. Dabei bedeutet die Farbe Rot, dass es sich um die maximale Verformung von 10 mm handelt und die Farbe Blau, dass keine bis kaum eine Verformung vorhanden ist. Im Bild ist sehr gut zu erkennen, dass der Großteil der Zugkraft bei der inneren Schraube eingeleitet wird. Zudem ist die Verformung, welche aufgrund des lokalen Effekts auftritt, gut zu

erkennen. Farblich sind der verformte Obergurt und der gebogene Steg, wie schon in Abbildung 44, sehr gut zu erkennen.

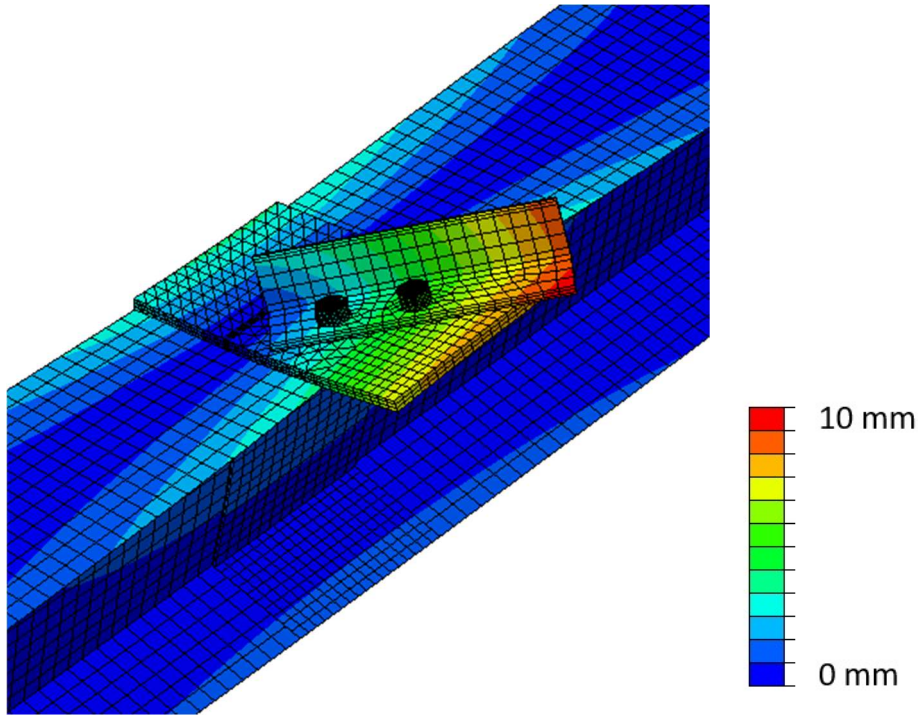


Abbildung 61: Detail B2, Beispielhafte Verformung unter M_{out} (Parameter: $h = 400$ mm, $t_w = 10$ mm, $b_f = 300$ mm, $t_f = 20$ mm)

Durch „curve fitting“ der FE-Ergebnisse anhand der Formel vom Detail B1 wurde der zutreffende Vorfaktor von 1,8 auf 3,6 verdoppelt. Der Rest der Formel bleibt exakt gleich (vergleiche Gleichung 50). Auch bei der Studie in [1] wurde festgestellt, dass der Vorfaktor für den schrägen Anschluss doppelt so hoch ist, wie bei dem geraden Anschluss.

$$l_{eff} = \frac{3,6 \cdot h_w^{0,5} \cdot t_f^{1,25} \cdot b_f^{0,5}}{t_w^{1,25}} \quad (56)$$

Abbildung 62 bis 65 zeigen die Ergebnisse nach dem „curve fitting“, im Vergleich zu den FEM-Ergebnissen. Die analytischen Ergebnisse nach Gleichung (56) sind wie schon beim Detail B1, bis auf den gleichen baupraktisch irrelevanten Ausreißer, fast immer ident zu den FEM Ergebnissen.

Das nachfolgende Diagramm (Abbildung 62) zeigt die analytischen und FEM Ergebnisse zum lokalen Einfluss. Auf der x-Achse ist die Steghöhe h_w abgebildet. Auf der y-Achse ist die mitwirkende Breite l_{eff} abgebildet.

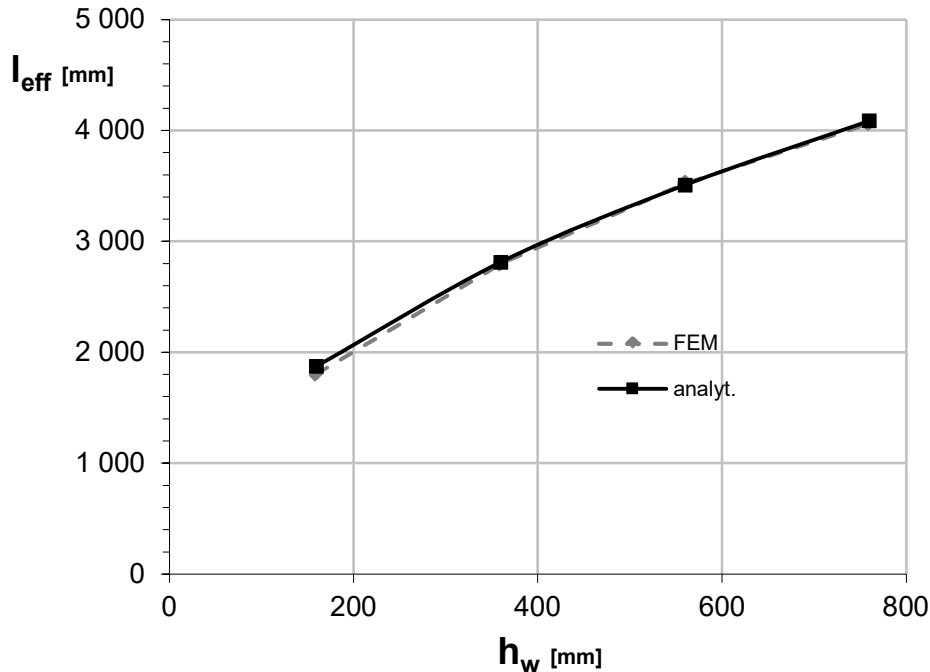


Abbildung 62: Detail B2, lokaler Einfluss der Steghöhe h_w auf l_{eff} (Ermittlung mit Gleichung (49) und (56))

Die nachfolgende Tabelle 29 zeigt die Ergebnisse zum lokalen Einfluss, welche im vorherigen Diagramm in Abbildung 62 grafisch abgebildet sind. Für die Parameterstudie wurden die Steghöhen $h_w = 160$ mm, 360 mm, 560 mm und 760 mm berechnet. Alle Ergebnisse hinsichtlich der bezogenen Drehfedersteifigkeiten liegen fast genau bei dem Wert 1,0.

Tabelle 29: Detail B2, Einfluss der Steghöhe h_w auf l_{eff} sowie auf die lokalen Drehfedersteifigkeiten $c_{\varphi, lokal}$

h_w [mm]	t_w [mm]	b_f [mm]	t_f [mm]	$l_{eff, FEM}$ [mm]	$l_{eff, Mod}$ [mm]	$C_{\varphi, FEM}$ [Nmm/rad]	$C_{\varphi, Mod}$ [Nmm/rad]	$\frac{C_{\varphi, FEM}}{C_{\varphi, Mod}}$
160	10	300	20	1807	1876	5,93E+08	6,16E+08	0,96
360	10	300	20	2800	2814	4,08E+08	4,10E+08	1,00
560	10	300	20	3522	3509	3,30E+08	3,29E+08	1,00
760	10	300	20	4064	4088	2,81E+08	2,82E+08	0,99

Das nachfolgende Diagramm (Abbildung 63) zeigt die analytischen und FEM Ergebnisse zum lokalen Einfluss. Auf der x-Achse ist die Stegdicke t_w abgebildet. Auf der y-Achse ist die mitwirkende Breite l_{eff} abgebildet.

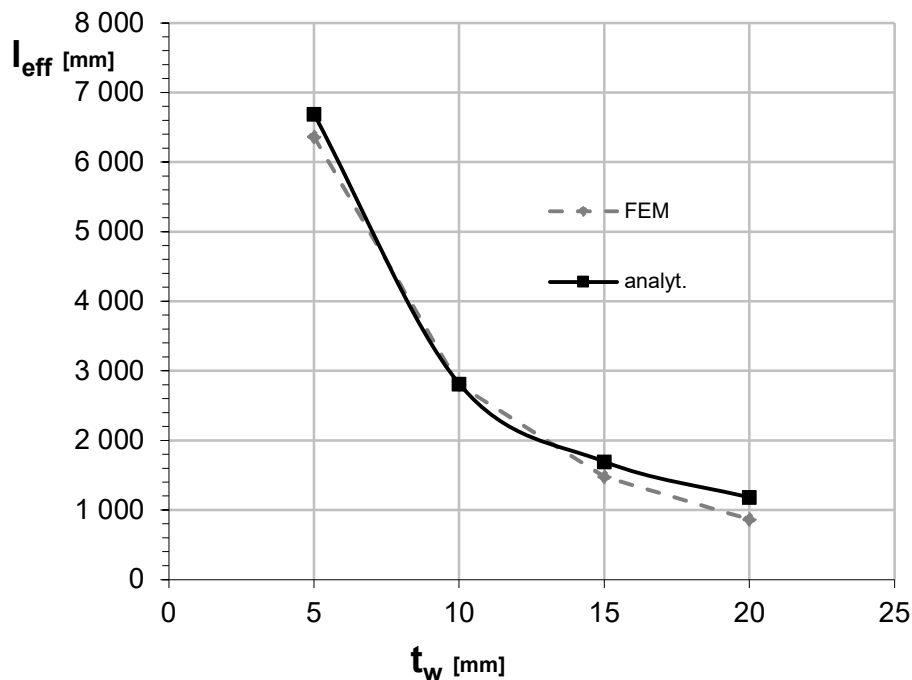


Abbildung 63: Detail B2, lokaler Einfluss der Stegdicke t_w auf l_{eff} (Ermittlung mit Gleichung (49) und (56))

Die nachfolgende Tabelle 30 zeigt die Ergebnisse zum lokalen Einfluss, welche im vorhergehenden Diagramm in Abbildung 63 grafisch abgebildet sind. Für die Parameterstudie wurden die Stegdicken t_w 5 mm, 10 mm, 15 mm und 20 mm berechnet. Die Ergebnisse $C_{\varphi,FEM}/C_{\varphi,Mod}$ liegen fast alle sehr nahe bei dem Wert 1,0. Lediglich der Wert von $t_w = 20$ mm liegt zu weit unter 1,0. Allerdings ist diese Stegdicke, bezogen auf die anderen Parameter zu dick und wird somit baupraktisch nicht eingesetzt.

Tabelle 30: Detail B2, Einfluss der Stegdicke t_w auf l_{eff} sowie auf die lokalen Drehfedersteifigkeiten $C_{\varphi,lokal}$

h_w [mm]	t_w [mm]	b_f [mm]	t_f [mm]	$l_{eff,FEM}$ [mm]	$l_{eff,Mod}$ [mm]	$C_{\varphi,FEM}$ [Nmm/rad]	$C_{\varphi,Mod}$ [Nmm/rad]	$\frac{C_{\varphi,FEM}}{C_{\varphi,Mod}}$
360	5	300	20	6365	6693	1,16E+08	1,22E+08	0,95
360	10	300	20	2800	2814	4,08E+08	4,10E+08	1,00
360	15	300	20	1479	1695	7,28E+08	8,34E+08	0,87
360	20	300	20	867	1183	1,01E+09	1,38E+09	0,73

Das nachfolgende Diagramm (Abbildung 64) zeigt die analytischen und FEM Ergebnisse zum lokalen Einfluss. Auf der x-Achse ist die Flanschbreite b_f abgebildet. Auf der y-Achse ist die mitwirkende Breite l_{eff} abgebildet.

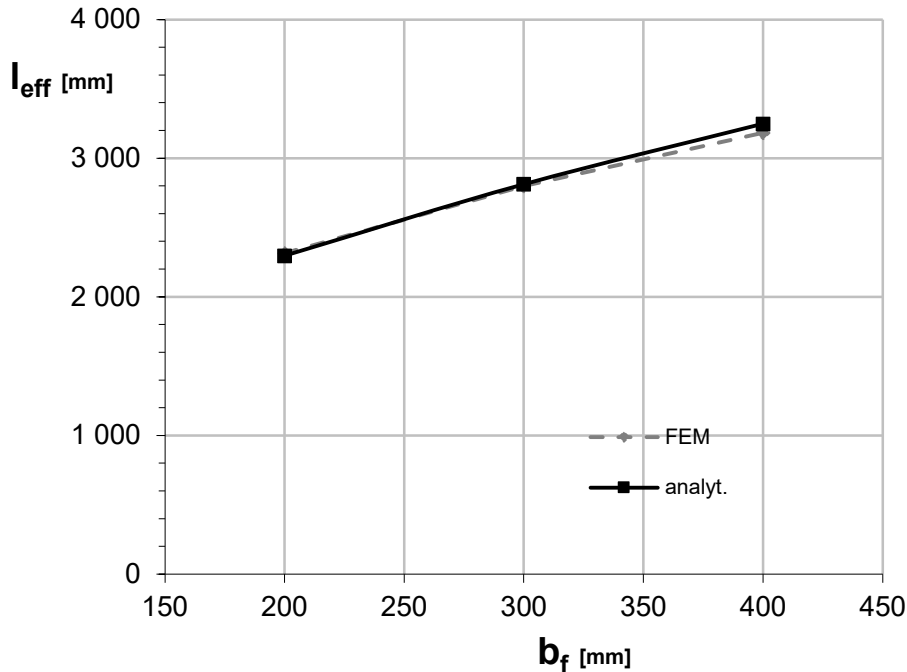


Abbildung 64: Detail B2, lokaler Einfluss der Flanschbreite b_f auf l_{eff} (Ermittlung mit Gleichung (49) und (56))

Die nachfolgende Tabelle 31 zeigt die Ergebnisse vom lokalen Einfluss, welche im vorherigen Diagramm in Abbildung 64 abgebildet waren. Für die Parameterstudie wurden die Flanschbreiten $b_f = 200$ mm, 300 mm und 400 mm berechnet. Alle Ergebnisse hinsichtlich der bezogenen Drehfedersteifigkeit liegen fast genau bei dem Wert 1,0.

Tabelle 31: Detail B2, Einfluss der Flanschbreite b_f auf l_{eff} sowie auf die lokalen Drehfedersteifigkeiten $c_{\varphi, lokal}$

h_w [mm]	t_w [mm]	b_f [mm]	t_f [mm]	$l_{eff, FEM}$ [mm]	$l_{eff, Mod}$ [mm]	$C_{\varphi, FEM}$ [Nmm/rad]	$C_{\varphi, Mod}$ [Nmm/rad]	$\frac{C_{\varphi, FEM}}{C_{\varphi, Mod}}$
360	10	200	20	2315	2298	3,38E+08	3,35E+08	1,01
360	10	300	20	2800	2814	4,08E+08	4,10E+08	1,00
360	10	400	20	3184	3249	4,64E+08	4,74E+08	0,98

Das nachfolgende Diagramm (Abbildung 65) zeigt die analytischen und FEM Ergebnisse zum lokalen Einfluss. Auf der x-Achse ist die Flanschdicke t_f abgebildet. Auf der y-Achse ist die mitwirkende Breite l_{eff} abgebildet.

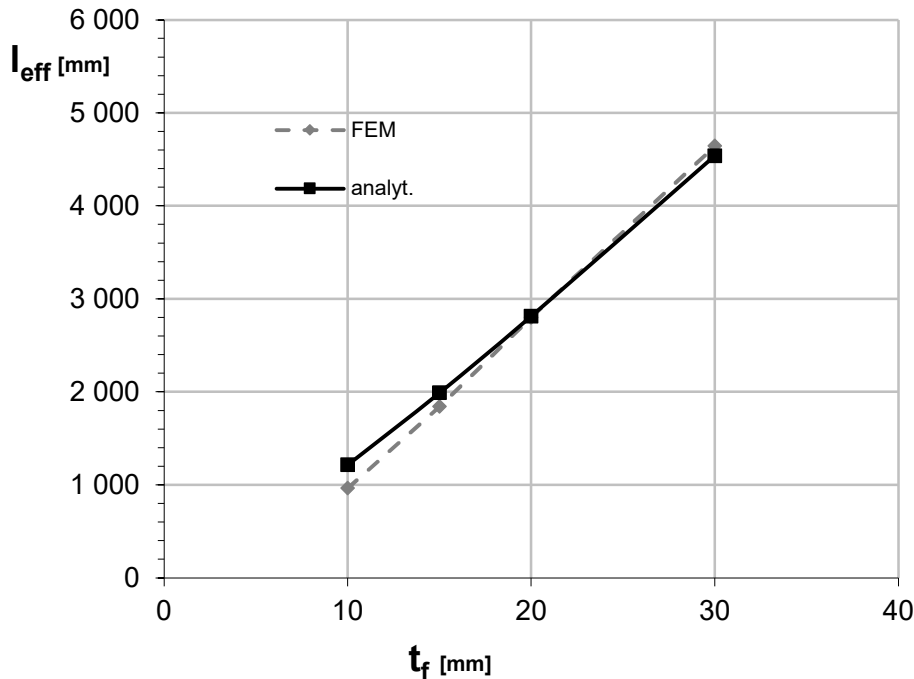


Abbildung 65: Detail B2, lokaler Einfluss der Flanschdicke t_f auf l_{eff} (Ermittlung mit Gleichung (49) und (56))

Die nachfolgende Tabelle 32 zeigt die Ergebnisse zum lokalen Einfluss, welche im vorherigen Diagramm in Abbildung 65 grafisch abgebildet sind. Für die Parameterstudie wurden die Flanschdicken $t_f = 10$ mm, 15 mm, 20 mm und 30 mm berechnet. Die Ergebnisse $C_{\varphi, FEM}/C_{\varphi, Mod}$ liegen fast genau bei dem Wert 1,0. Lediglich der Wert von $t_f = 10$ mm liegt zu weit unter 1,0. Allerdings ist diese Flanschdicke, bezogen auf die anderen Parameter zu dünn und wird somit baupraktisch nicht eingesetzt.

Tabelle 32: Detail B2, Einfluss der Flanschdicke t_f auf l_{eff} sowie auf die lokalen Drehfedersteifigkeiten $C_{\varphi, lokal}$

h_w [mm]	t_w [mm]	b_f [mm]	t_f [mm]	$l_{eff, FEM}$ [mm]	$l_{eff, Mod}$ [mm]	$C_{\varphi, FEM}$ [Nmm/rad]	$C_{\varphi, Mod}$ [Nmm/rad]	$\frac{C_{\varphi, FEM}}{C_{\varphi, Mod}}$
360	10	300	10	965	1215	1,33E+08	1,68E+08	0,79
360	10	300	15	1843	1991	2,62E+08	2,83E+08	0,93
360	10	300	20	2800	2814	4,08E+08	4,10E+08	1,00
360	10	300	30	4643	4539	7,17E+08	7,01E+08	1,02

5 Zusammenfassung und Ausblick

5.1 Ergebnisse für Detail A

- Detail A1:

Für diese Parameterstudie mit dem geschraubten Anschlussdetail an eine Trägerquersteife und horizontalem Winkelprofil wurden insgesamt 140 FEM Berechnungen durchgeführt.

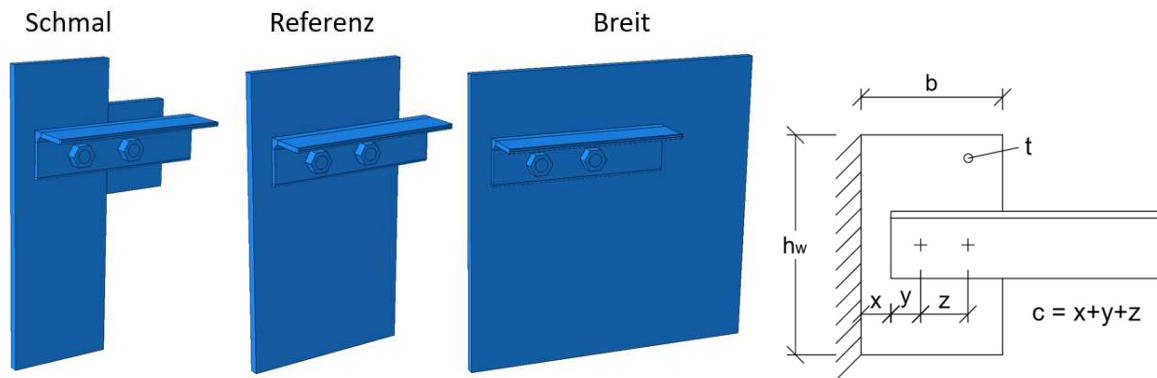


Abbildung 66: Detail A1 – untersuchte Anschlusskonfigurationen und Bezugsmodell

Die Parameterstudie hat folgende Formeln zur Ermittlung der Drehfedersteifigkeit $c_{\varphi, Mod}$ aus der Ebene der Quersteife für Detail A1 ergeben, auf Basis des Ingenieurmodells nach Abbildung 4:

$$c_{\varphi, Mod} = \frac{3EI_1}{3x + y} \cdot k_{St}^{**} \quad (57)$$

mit:

$$k_{St}^{**} = \left(1 + \frac{\bar{c}^3}{\bar{u}^{2.8} \cdot (1 - \bar{u})^{1.2}} \right) \cdot 0,7 \frac{\bar{b}}{\bar{c}} \quad (58)$$

mit:

$$\bar{c} = \frac{c}{h_w}$$

$$\bar{u} = \frac{u}{h_w}$$

$$\bar{b} = \frac{b}{h_w}$$

- Detail A2:

Für diese Parameterstudie mit den geeigneten Anschlusswinkeln nach Abbildung 67 wurden insgesamt 72 FEM Berechnungen durchgeführt.

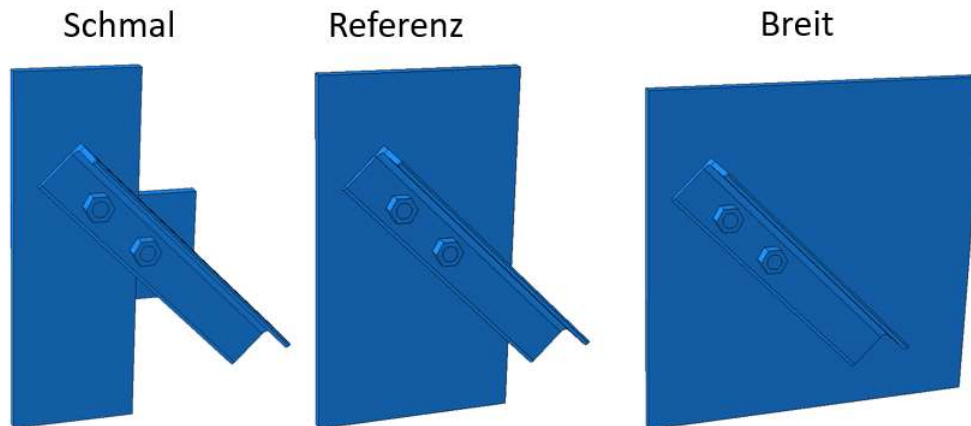


Abbildung 67: Detail A2 – untersuchte Anschlusskonfigurationen

Die Parameterstudie hat folgende Formeln zur Ermittlung der Drehfedersteifigkeit $c_{\varphi,Mod}$ aus der Ebene der Quersteife für Detail A2 ergeben:

$$c_{\varphi,Mod} = \frac{3EI_1}{3x + y} \cdot k_{St}^{**} \quad (59)$$

mit:

$$k_{St}^{**} = \left(1 + \frac{\bar{c}^3}{\bar{u}^{2.8} \cdot (1 - \bar{u})^{1.2}} \right) \cdot \left(\bar{b} + \frac{0,22}{\bar{c}} \right) \quad (60)$$

5.2 Ergebnisse für Detail B

- Detail B1:

Für diese Parameterstudie mit dem geschraubten Anschlussdetail an Trägerobergurt und einem Winkelprofil senkrecht zur Trägerlängsebene wurden insgesamt 26 FEM Berechnungen durchgeführt.

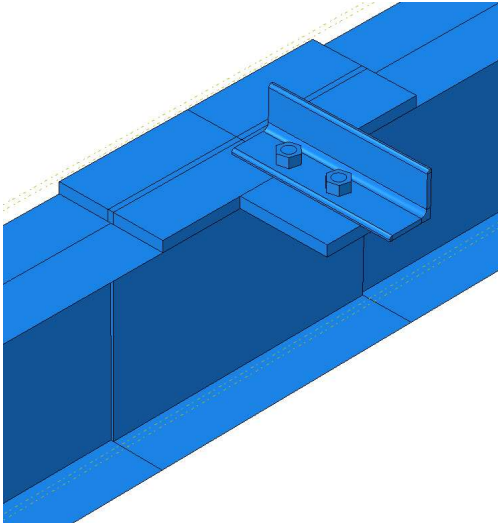


Abbildung 68: Detail B1 – untersuchte Anschlusskonfiguration

Aus der Parameterstudie haben sich zusammengefasst folgende Formeln zur Bestimmung der Drehfedersteifigkeiten ergeben.

- Abbildung lokaler Effekt:

$$c_{\varphi, \text{lokal}} = \frac{3E \cdot t_W^3 \cdot l_{\text{eff}}}{12 \cdot h_W} \quad (61)$$

mit:

$$l_{\text{eff}} = \frac{1,8 \cdot h_W^{0,5} \cdot t_f^{1,25} \cdot b_f^{0,5}}{t_W^{1,25}} \quad (62)$$

- Abbildung globaler Effekt:

$$c_{\varphi, \text{global}} = \frac{1}{\frac{L}{4GI_T} \cdot \left(1 - \frac{\tanh \varepsilon_T}{\varepsilon_T}\right)} \quad (63)$$

mit:

$$\varepsilon_T = \sqrt{\frac{I_T}{2,6 \cdot I_W} \cdot \frac{L}{2}} \quad (64)$$

... Stützweite des I-Trägers für Querlasten senkrecht zum Steg

I_T ... Torsionsflächenmoment 2. Grades

$$I_T = \frac{1}{3} \cdot \sum b_i \cdot t_i^3 \quad (65)$$

I_W ... Wölbwiderstand

$$I_W = \frac{\bar{h}^2 \cdot t_f \cdot b_f^3}{24} \quad (66)$$

- Gesamtwirkung – lokaler und globaler Effekt gemeinsam:

$$c_{\varphi, ges} = \frac{1}{\frac{1}{c_{\varphi, lokal}} + \frac{1}{c_{\varphi, global}}} \quad (67)$$

- Detail B2:

Für diese Parameterstudie mit schräg verlaufenden Winkelprofilen zur Trägerlängsachse wurden insgesamt 12 FEM Berechnungen durchgeführt ($\alpha = 45^\circ$).

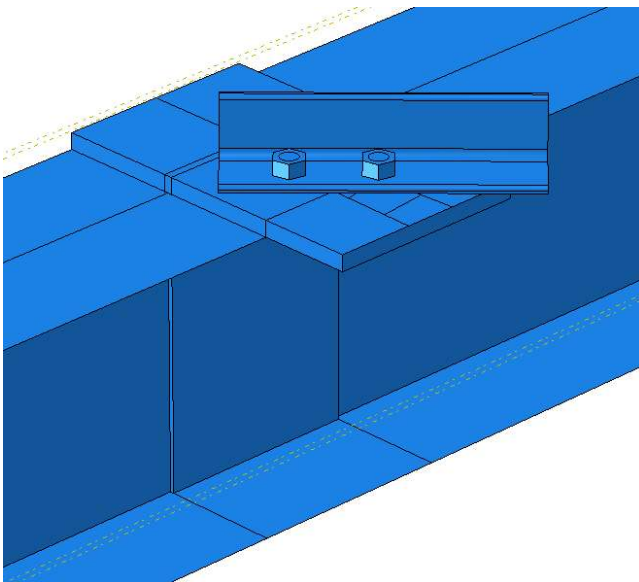


Abbildung 69: Detail B2 – untersuchte Anschlusskonfiguration

- Abbildung lokaler Effekt:

$$c_{\varphi, \text{lokal}} = \frac{3E \cdot t_W^3 \cdot l_{\text{eff}}}{12 \cdot h_W} \quad (68)$$

mit:

$$l_{\text{eff}} = \frac{3,6 \cdot h_W^{0,5} \cdot t_f^{1,25} \cdot b_f^{0,5}}{t_W^{1,25}} \quad (69)$$

- Abbildung globaler Effekt:

$$c_{\varphi, \text{global}} = \frac{1}{\frac{L}{4GI_T} \cdot \left(1 - \frac{\tanh \varepsilon_T}{\varepsilon_T}\right)} \quad (70)$$

mit:

$$\varepsilon_T = \sqrt{\frac{I_T}{2,6 \cdot I_W} \cdot \frac{L}{2}} \quad (71)$$

L... Stützweite des I-Trägers für Querlasten senkrecht zum Steg

I_T... Torsionsflächenmoment 2. Grades

$$I_T = \frac{1}{3} \cdot \sum b_i \cdot t_i^3 \quad (72)$$

I_W... Wölbwiderstand

$$I_W = \frac{\bar{h}^2 \cdot t_f \cdot b_f^3}{24} \quad (73)$$

- Gesamtwirkung – lokaler und globaler Effekt gemeinsam:

$$c_{\varphi, \text{ges}} = \frac{1}{\frac{1}{c_{\varphi, \text{lokal}}} + \frac{1}{c_{\varphi, \text{global}}}} \quad (74)$$

5.3 Ausblick

Da die Art der Lagerung einen wesentlichen Einfluss auf die Drucktragfähigkeit von Winkelprofilen hat, kann die zutreffende Drehfedersteifigkeit c_φ , sowie ein zugehöriges Bemessungsmodell zur Erfassung der Exzentrizität aus dem Schraubanschluss an nur einem Winkelschenkel in neuen Normen eingearbeitet werden. Damit müsste in Zukunft nicht mehr von einer "ausreichenden Endeinspannung" ausgegangen werden. Zudem könnten Systeme mit hoher Federsteifigkeit dadurch deutlich höhere Drucktragfähigkeiten erreichen, was die Wirtschaftlichkeit der Aussteifungen in der Baupraxis deutlich verbessern könnte.

6 Literaturverzeichnis

- [1] Harringer, T.: Ermittlung baupraktischer Anschlusssteifigkeiten von Winkelprofilen als maßgebende Einflussgrößen der Knicktragfähigkeit. Masterarbeit. TU Graz, 2017
- [2] Kettler, M.; Unterweger, H.; Harringer, T.: Appropriate spring stiffness models for the end supports of bolted angle compression members. Steel Construction 12(4), 291-298, 2019
- [3] Kettler, M.: Vorschlag für Federsteifigkeiten c_φ bei Quersteifen von I-Profilen, Institutsveröffentlichung. TUGraz, 2019
- [4] Unterweger, H.: Stahlbau GL. Skriptum zur Lehrveranstaltung "Stahlbau GL", Institut für Stahlbau Technische Universität Graz, 2011
- [5] Wetzell, O. W.: Wendehorst Bautechnische Zahlentafeln, 30. Auflage, Beuth Verlag GmbH., Berlin 2002
- [6] Kindmann, R.; Kraus, M.; Niebuhr, H. J.: Stahlbau Kompakt, 3. Auflage, Verlag Stahleisen GmbH., Düsseldorf 2014
- [7] Unterweger, H.; Kettler, M.; Zauchner, P.: Bemessungsmodell für die Drucktragfähigkeit geschraubter Winkelprofile mit Erfassung baupraktischer Anschlusssteifigkeiten, Stahlbau, erscheint in Kürze

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