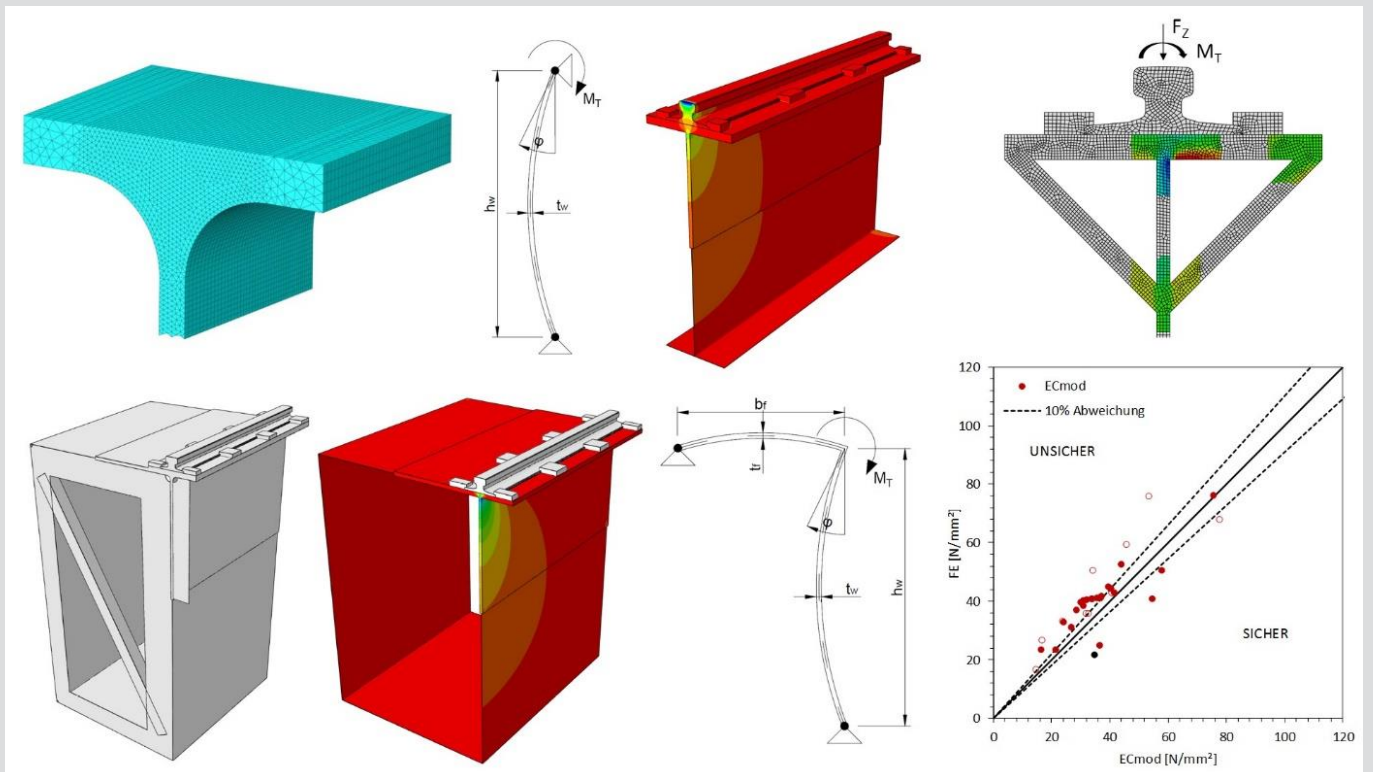


# Lokale Biegespannungen in Stegen von Kranbahnträgern infolge exzentrischer Radlasteinleitung



D-5-63/2017

**Bernhard Harrer**  
 Institut für Stahlbau  
 Technische Universität Graz





# **Lokale Biegespannungen in Stegen von Kranbahnträgern infolge exzentrischer Radlasteinleitung**

## **Masterarbeit**

verfasst von

**Bernhard Harrer**

eingereicht am

Institut für Stahlbau

Technische Universität Graz

Betreuer

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

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

Graz, August 2017



## Eidesstattliche Erklärung

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

Graz, am .....

.....

(Unterschrift)



## Danksagung

Ich bedanke mich bei Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Harald Unterweger und Ass.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Markus Kettler für die Möglichkeit, dass ich am Institut für Stahlbau meine Masterarbeit verfassen durfte. Besonderen Dank möchte ich Ass. Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Markus Kettler für die angenehmen und konstruktiven Gespräche aussprechen.

Ebenfalls danken möchte ich meinen Studienkollegen und Freunden, die mich über die Jahre hinweg durch das Studium begleitet und für Freude und Motivation gesorgt haben.





## Kurzfassung

Für den derzeitigen Nachweis der lokalen Biegespannungen in Stegen von I-Profilen infolge exzentrischer Radlasteinleitung steht im Eurocode EN 1993-6 eine auf dem ersten Blick komplexe Formel zur Verfügung, die die Vermutung zulässt, die auftretenden Biegespannungen ausreichend genau beschreiben zu können. Es kann jedoch gezeigt werden, dass das zugrundeliegende analytische Modell nach Oxford nur eine grobe Abschätzung zulässt. In dieser Arbeit wird überprüft, wie gut die lokalen Spannungen bei Kranbahnträgern mit I-Profilen abgebildet werden können und welche Effekte die Biegespannungen in Stegen beeinflussen.

Aufbauend auf das Modell von Oxford wird zusätzlich ein Modell für die Berechnung der lokalen Biegespannungen in Stegen von Kastenträgern erstellt und mittels FE-Modellen kalibriert. Auch für kastenartige Träger wird aufgezeigt, welche Effekte die Biegespannungen beeinflussen.

## Abstract

The current European Standard EN 1993-6 provides a complex formula for calculating the local stresses in the web of I-beams due to eccentric load application. However, this sophisticated formula based on studies of Oxford only allows a rough estimate.

This master thesis investigates how accurately stresses in crane runway girders with I-section can be calculated and which effects occur. Additionally a new model for box-sections based on the model for I-beams is developed and calibrated with help of additional FEM-calculations.



# Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>EINLEITUNG.....</b>	<b>3</b>
<b>2</b>	<b>GRUNDLAGEN.....</b>	<b>4</b>
2.1	<b>Analytisches Modell zur Berechnung der Biegespannungen.....</b>	<b>4</b>
2.2	<b>Voruntersuchung.....</b>	<b>9</b>
2.2.1	System und Belastung.....	9
2.2.2	Spannungen in Abhängigkeit der Lasteinleitungslänge $L_w$ .....	10
2.2.3	Verdrehungen in Abhängigkeit der Lasteinleitungslänge $L_w$ .....	12
2.2.4	Zusammenhang zwischen Biegespannung und Verdrehung.....	13
2.2.5	Fehlerentwicklung in Abhängigkeit der Stegblech-Parameter.....	15
2.2.6	Parameterstudie des Referenzmodells.....	17
2.2.7	Zusammenfassung.....	21
<b>3</b>	<b>WIRKUNG DER RADLAST .....</b>	<b>22</b>
<b>4</b>	<b>FE-MODELL - ÜBERSICHT.....</b>	<b>24</b>
<b>5</b>	<b>KRANBAHNTRÄGER MIT I - QUERSCHNITT.....</b>	<b>27</b>
5.1	<b>Kranbahnträger HEA300 – „geschweißt“ .....</b>	<b>28</b>
5.1.1	Profil HEA300 mit geklemmter Schiene – Einfluss der Schienenklemmenposition, Schienenlänge und Quersteifenposition.....	28
5.1.2	Profil HEA300 mit geklemmter Schiene – Einfluss des Quersteifenabstands.....	30
5.1.3	Profil HEA300 - Einfluss der Schienenbefestigung.....	32
5.1.4	Profil HEA300 mit geschweißter Blockschiene – Parameterstudie.....	40
5.1.5	Spannungsverlauf über die Steghöhe.....	45
5.2	<b>Träger - HLM 1000.....</b>	<b>46</b>
5.2.1	Untersuchung Stegstrebe und kurze Quersteife.....	46
5.2.2	System S5 - Variation Stegstrebendicke und Schienengröße.....	50
<b>6</b>	<b>KRANBAHNTRÄGER MIT KASTENQUERSCHNITT .....</b>	<b>52</b>
6.1	<b>Bemessungsmodell für Kastenquerschnitte .....</b>	<b>52</b>
6.1.1	Modifiziertes Berechnungsmodell ECmod.....	53
6.1.2	Modifiziertes Berechnungsmodell ECmod - grafische Lösung.....	54
6.1.3	Berechnungsbeispiel Kastenquerschnitt.....	56
6.2	<b>Einfluss einer Queraussteifung und zusätzlicher Längssteife .....</b>	<b>59</b>
6.2.1	Einfluss des Torsionsträgheitsmoments $I_t$ .....	63
6.3	<b>Parameterstudie zum Kastenquerschnitt .....</b>	<b>64</b>
6.3.1	Parameterstudie Kastenquerschnitt – Biegespannungen $\sigma_T$ .....	65

6.3.2	Parameterstudie Kastenquerschnitt– Spannungen $\sigma_{0z}$ .....	69
6.4	<b>Kastenquerschnitt - Spannungen über die Höhe des Steges und Breite des Obergurtes .....</b>	<b>71</b>
6.5	<b>Versuchsauswertung – Kastenquerschnitt mit Blockschiene .....</b>	<b>73</b>
6.6	<b>Untersuchung der möglichen Stegblech- und Obergurteinspannung.....</b>	<b>75</b>
6.7	<b>Abweichung zwischen FE-Berechnung und den Modellen nach EC/ECmod .....</b>	<b>76</b>
<b>7</b>	<b>ANPASSUNG DES MODELLS FÜR KASTENQUERSCHNITTE .....</b>	<b>79</b>
<b>8</b>	<b>ZUSAMMENFASSUNG, KRITIK UND AUSBLICK .....</b>	<b>80</b>
<b>9</b>	<b>LITERATURVERZEICHNIS .....</b>	<b>82</b>
<b>A</b>	<b>AUSWIRKUNG EINER ALLEINIGEN VERTIKALEN EINZELLAST .....</b>	<b>83</b>
<b>B</b>	<b>ERGÄNZENDE SCHNITTKRAFTVERLÄUFE .....</b>	<b>86</b>
B.1	Platten-Torsionsstab-Modell .....	86
B.2	Kranbahnträger mit I-Profil und Blockschiene .....	88
B.3	Kranbahnträger mit Kasten-Profil und geklemmter Schiene.....	90
<b>C</b>	<b>TRAGVERHALTEN AUF ZUSÄTZLICHER ELASTISCHER UNTERLAGE .....</b>	<b>92</b>

# 1 Einleitung

Kranbahnträger sind ein wesentlicher Bestandteil von Krananlagen und werden als geschweißte oder gewalzte I-Profile ausgeführt und für höhere Lasten und Spannweiten auch als geschweißte Hohlkasten-Profile. Sie stellen in Kombination mit Kranschiene nicht nur den ebenen Fahrweg für die Laufräder des Kranes bereit, sondern müssen auch die zumeist hohen zyklischen Lasten sicher und langfristig in die weiterführenden Tragkonstruktionen weiterleiten können. Diese bei der Überfahrt des Kranbahnträgers wiederholt auftretenden Lasten und in weiterer Folge lokalen Spannungsspiele führen zur Notwendigkeit des Nachweises der Ermüdung.

Um diese lokalen Spannungen unter einer örtlichen Radlast abbilden zu können, stellt der Eurocode EN 1993-6 zwei Bemessungsvorschläge bereit. Zum einen eine Vorgehensweise für planmäßig zentrisch über dem Steg auftretende Radlasten (vgl. Abbildung 1 links), die zu Spannungen  $\sigma_{oz}$  führen, und zum anderen eine Vorgehensweise, durch die diverse unplanmäßige Mechanismen wie z.B. Schienenexzentrizität, Radabnutzung und daraus resultierende exzentrisch eingeleitete Radlasten, die zu zusätzlichen Biegespannungen  $\sigma_T$  führen (vgl. Abbildung 1 rechts), abgedeckt werden sollen.

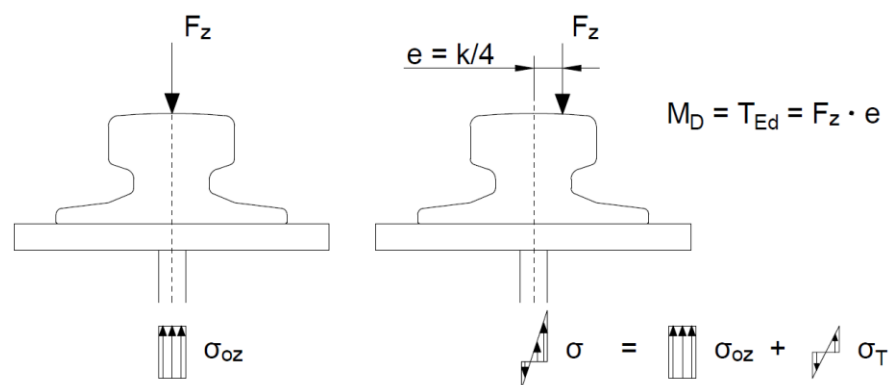


Abbildung 1 - links: zentrische Lasteinleitung; rechts: exzentrische Lasteinleitung

Diese Bemessungsvorschläge werden für I-Profile bereitgestellt. Für die jedoch auch in der Ingenieurpraxis häufig verwendeten Hohlkastenprofile werden keinerlei Aufbereitungen zur Verfügung gestellt.

Da es in der Praxis wiederholt zu Schäden an Stegen von Kranbahnträgern infolge Ermüdung gekommen ist, ist es Ziel dieser Arbeit, den Bemessungsvorschlag für die lokalen Spannungen infolge exzentrischer Radlasteinleitung für I-Profile zu überprüfen und zusätzlich einen Vorschlag für Kastenprofile, aufbauend auf das analytische Modell für I-Profile, zu erstellen.

Zur Bearbeitung dieser Thematik wird das bestehende analytische Modell für I-Profile mittels FEM-Untersuchungen, durchgeführt mit dem Softwarepaket Abaqus [11], bewertet. Dabei wird versucht, die auftretenden Effekte sowie deren Größe und Einfluss herauszuarbeiten, um anschließend auf Kastenprofile Anwendung zu finden.

Die unter exzentrischer Lasteinleitung auftretenden Biegespannungen sind in weiterer Folge bei Kranbetrieb der Klasse 3 oder höher, nur im Ermüdungsnachweis zu berücksichtigen. wogegen sie beim Querschnittsnachweis erforderlichenfalls bei der Überlagerung mit den globalen Spannungen aus Biegung und Schub, sowie den lokalen Schubspannungen außer Acht gelassen werden können.

## 2 Grundlagen

### 2.1 Analytisches Modell zur Berechnung der Biegespannungen

Um die Problematik der Stegblechbiegespannungen  $\sigma_T$  verstehen zu können, wird das bereits bestehende Modell von Oxford [1] näher betrachtet. Nachfolgende Darstellungen (vgl. Abbildung 2) basieren auf der Arbeit von [1]. Das analytische Modell sieht vor, dass ein Torsionsstab, bestehend aus Obergurt und einer Schiene, der beidseitig an seinen Enden um seine Längsachse nicht verdrehbar gelagert ist (Gabellager), mittig verdreht wird und zusätzlich durch das Stegblech ein der Verdrehung entgegengesetztes Moment erfährt. Es folgt nun die Herleitung auf Basis von [1]:

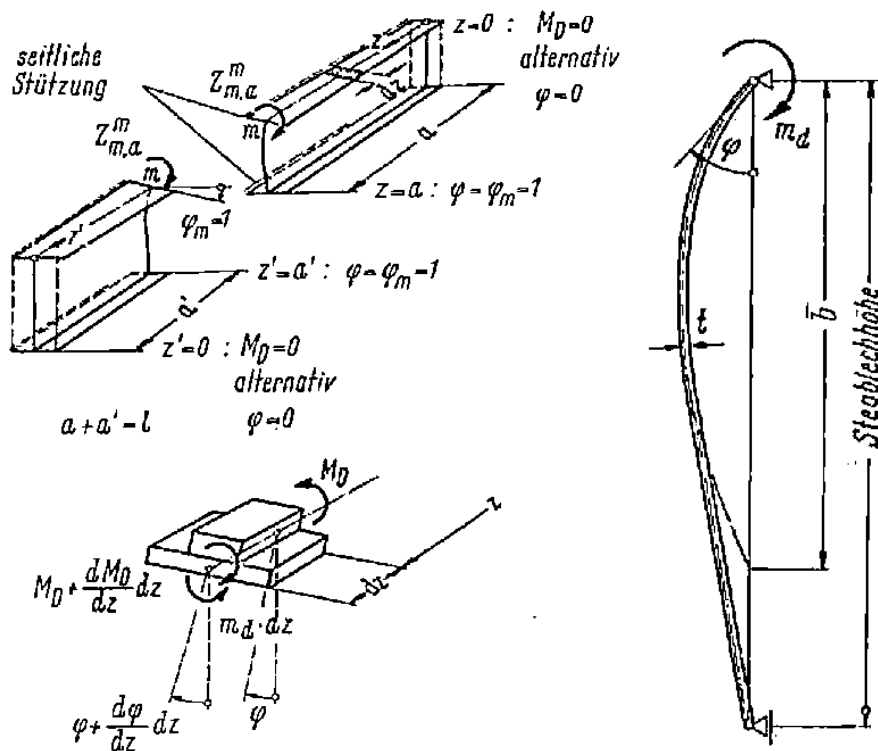


Abbildung 2 – Quelle: [1]: links: Übersicht Modell; rechts: Aktivierung des Steges

Durch Freischnitt und Bildung des Momenten-Gleichgewichts lässt sich folgender Zusammenhang feststellen:

$$-\frac{\partial M_D}{\partial z} + m_d = 0 \quad (1)$$

Wobei  $M_D$  das Torsionsschnittmoment des Torsionsstabes darstellt und  $m_d$  das durch den Steg entgegenwirkende Biegemoment.

Das durch das Stegblech entgegengerichtete Moment  $m_d$  kann dabei als Produkt der auftretenden Stegblechbiegesteifigkeit  $\overline{m}_d$  und der Verdrehung  $\varphi$  aufgefasst werden. Die Stegblechbiegesteifigkeit ergibt sich nach Gl. (3).

$$m_d = \overline{m}_d \cdot \varphi \quad (2)$$

Da mithilfe dieser Betrachtungsweise nur ein Stegblechstreifen der Breite 1 in Rechnung gestellt werden kann, jedoch der Stegblechstreifen auch einen Drillwiderstand aktivieren kann, wird eine

reduzierte Länge  $\bar{b}$  in Rechnung gestellt. Zur Berücksichtigung der Behinderung der Querdehnung wird die erhöhte Plattenbiegesteifigkeit angesetzt.

Für diese gilt:

$$\bar{m}_d = \frac{1}{\bar{b}} 3E \frac{t^3}{12(1-\nu^2)} \quad (3)$$

Wobei  $E$  den Elastizitätsmodul ( $E = 210000 \text{ N/mm}^2$  für Stahl),  $t$  die Stegblechdicke und  $\nu$  die Querdehnzahl ( $\nu = 0,3$  [-] für Stahl) darstellt.

Ergänzend wird nachfolgend die Grundgleichung des Torsionsstabes angeschrieben:

$$M_D = GJ_D \frac{\partial \varphi}{\partial z} - EI_\omega \frac{\partial^3 \varphi}{\partial z^3} = GJ_D \varphi' - EI_\omega \varphi''' \quad (4)$$

(Anm.: Anstatt  $\frac{\partial \varphi}{\partial z}$  wird nachfolgend  $\varphi'$  geschrieben)

Dabei ist  $GJ_D$  die Torsionssteifigkeit und  $EI_\omega$  die Wölbsteifigkeit. Weiters wird die erste Ableitung von (4) gebildet, sowie Gl. (2) in Gl. (4) eingesetzt. So erhält man:

$$EI_\omega \varphi'''' - GJ_D \varphi'' + \bar{m}_d \cdot \varphi = 0 \quad (5)$$

Unter Vernachlässigung der Wölbsteifigkeit entsteht daraus:

$$\varphi'' - \frac{\bar{m}_d}{GJ_D} \varphi = 0 \quad (6)$$

Durch die vorhergehenden Annahmen kann die Stegblechbiegesteifigkeit nun näherungsweise als konstant angenommen werden. Außerdem wird von einer konstanten Torsionssteifigkeit  $GJ_D$  von Trägerobergurt und Schiene ausgegangen, obwohl es z.B. durch Spiel oder Nachgiebigkeit zwischen Obergurt, Schienenklemme und Schiene und der dadurch entstehenden unterschiedlich großen Verdrehung von Schiene und Obergurt zu Änderungen kommen kann.

Dadurch kann der Parameter  $\lambda$ , der die Torsionsbettung des Obergurtes beschreibt,

$$\lambda^2 = \frac{\bar{m}_d}{GJ_D} \quad (7)$$

eingeführt werden.

Die Lösung der homogenen Differentialgleichung zweiter Ordnung (Gl. (6)) mithilfe der zutreffenden Randbedingungen,

$$\varphi(z=0) = 0 \quad \text{und} \quad \varphi(z=a) = 1$$

wobei  $a$  den halben Quersteifenabstand darstellt, führt zu

$$\varphi = \frac{\sinh(\lambda z)}{\sinh(\lambda a)} \quad (8)$$

Mit der ersten Ableitung von  $\varphi$  und Gl. (4) folgt daraus:

$$M_D = GJ_D \lambda \frac{\cosh(\lambda z)}{\sinh(\lambda a)} \quad (9)$$

Die Drehsteifigkeit  $Z_m^m$  (Bezeichnung aus [1]) zufolge einer Verdrehung von  $\varphi_m = 1$  und für den Fall eines Last- bzw. Momenten-Angriffspunktes in der Mitte zwischen den Quersteifen (Querschnitt  $m$ , mit  $z = a/2$ )  $m$ , ergibt sich dann zu:

$$Z_m^m = GJ_D \lambda 2 \coth\left(\lambda \frac{a}{2}\right) \quad (10)$$

Dieses dargestellte Modell wurde 1963 von Oxford [1] zur Berechnung der Biegespannungen in Stegen von I-Profilen infolge exzentrischer Radlasteinleitung publiziert. Für die Anwendung hat Petersen in [2] für die reduzierte Länge  $\bar{b} = 0,75 \cdot b$  eingesetzt. Hier sei weiter angemerkt, dass für das Torsionsträgheitsmoment  $J_D$  die Summe von Obergurt und Schiene eingesetzt werden durfte.

Später ergänzt Oxford [3] sein Modell durch die Plattentheorie für die Stegmitwirkung, um eine Abschätzung der reduzierten Länge  $\bar{b}$  zu vermeiden. Dies erfolgt mithilfe einer allseitig gelenkig gelagerten Platte unter Annahme einer sinusförmigen Momentenverteilung  $m_d(x)$  und Verdrehungsverteilung  $\varphi(x)$ . Die Lösung einer allseitig gelenkig gelagerten Platte mit Randmoment in Form einer Sinushalbwellen ergibt sich laut Girkmann [4] zu (vgl. Abbildung 3):

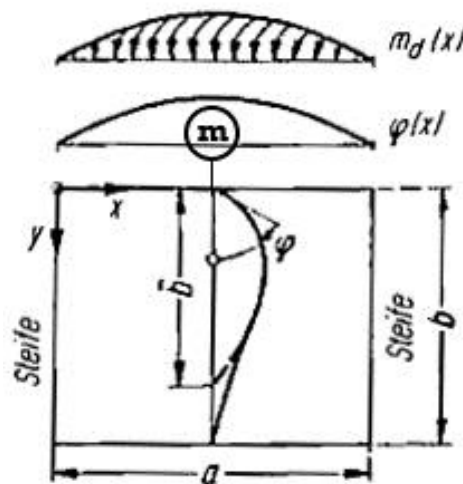


Abbildung 3 – Quelle: [1]: Sinusförmige Aktivierung des Steges – Ansicht

$$\varphi(x) = m_d(x) \frac{12(1-\nu^2)}{2Et^3\pi} a \cdot \left[ \coth\left(\frac{\pi}{a}b\right) - \frac{\frac{\pi}{a}b}{\sinh^2\left(\frac{\pi}{a}b\right)} \right] \quad (11)$$

Unter der Annahme, dass die Verdrehung  $\varphi(x)$  sinusförmig der Momentenverteilung  $m_d(x)$  folgt, kann geschrieben werden:

$$\frac{m_d(x)}{\varphi(x)} = \bar{m}_d = \frac{2Et^3\pi}{6(1-\nu^2)a} \cdot \frac{\sinh^2\left(\frac{\pi}{a}b\right)}{\sinh\left(2\frac{\pi}{a}b\right) - 2\frac{\pi}{a}b} \quad (12)$$



Vereinfacht erhält man:

$$\bar{m}_d = 1,15 \frac{Et^3}{a} \cdot \frac{\sinh^2\left(\frac{\pi}{a}b\right)}{\sinh\left(2\frac{\pi}{a}b\right) - 2\frac{\pi}{a}b} \quad (13)$$

Es kann nun die in Gl. (3) anzunehmende Stegblechhöhe  $\bar{b}$  ermittelt werden. Diese ergibt sich aus Gl. (3) und Gl. (13) zu:

$$\bar{b} = \frac{a}{4,19} \cdot \frac{\sinh\left(2\frac{\pi}{a}b\right) - 2\frac{\pi}{a}b}{\sinh^2\left(\frac{\pi}{a}b\right)} \quad (14)$$

In Abbildung 4 ist das Verhalten der reduzierten Stegblechhöhe  $\bar{b}$  unter Berücksichtigung der Plattentheorie ersichtlich. Die waagrechte gestrichelte Linie stellt den Grenzwert  $\bar{b}/a = 0,478$  dar. Diese Grenze besagt, dass bei großer Steghöhe  $b$  die Mitwirkung des Steges auf  $0,478 \cdot a$  begrenzt ist, wobei  $a$  den Quersteifenabstand darstellt.

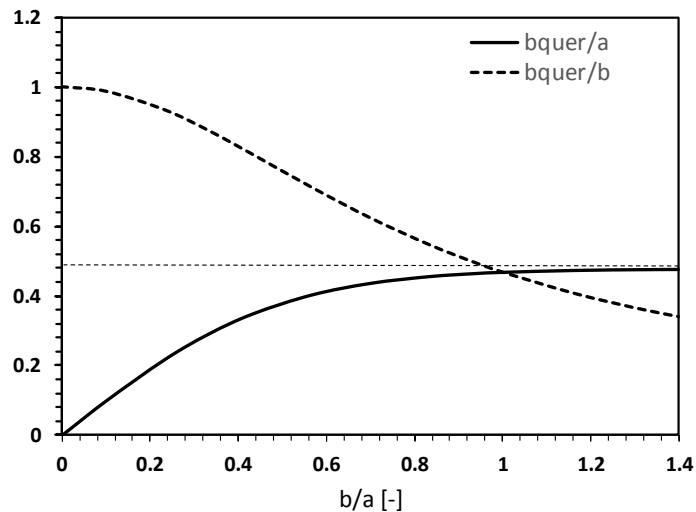


Abbildung 4 - Aktivierbare reduzierte Stegblechhöhe  $\bar{b}$  - einheitslose Darstellung

In weiterer Folge kann die Biegespannung in Stegoberkante in der Mitte zwischen den Quersteifen ermittelt werden. Diese ergibt sich zu ( $m_{d,m}$  ist das Biegemoment am oberen Stegrand in Querschnitt  $m$ )

$$\sigma_T = \frac{m_{d,m}}{1 \cdot t^2} \cdot 6 = \varphi_m \cdot \bar{m}_d \cdot \frac{6}{t^2} \quad (15)$$

Mit Gl. (10), (13), (7) und  $\varphi_m = M_D/Z_m^m$  ergibt sich:

$$\sigma_T = \frac{6}{t^2} \cdot M_D \cdot \frac{\lambda}{2} \cdot \tanh\left(\frac{\lambda}{2}a\right) \quad (16)$$

Die Gl. (16) führt mit

$$\eta = \frac{\lambda}{2} \cdot a \quad (17)$$

Und den aktuellen, geänderten Bezeichnungen:  $b = h_w$ , sowie  $M_D = T_{Ed}$ ,  $a =$  Quersteifenabstand und  $t = t_w$  zu der heutigen Form der aus dem Eurocode [5] bekannten Formel:

$$\sigma_{T,Ed} = \frac{6 \cdot T_{Ed}}{a \cdot t_w^2} \eta \cdot \tanh(\eta) \quad (18)$$

wobei

$$\eta = \left[ \frac{0,75 \cdot a \cdot t_w^3}{I_t} \cdot \frac{\sinh^2\left(\frac{\pi}{a} h_w\right)}{\sinh\left(2\frac{\pi}{a} h_w\right) - 2\frac{\pi}{a} h_w} \right]^{0,5} \quad (19)$$

und

$$M_D = T_{Ed} = F_z \cdot e \quad (20)$$

Das einwirkende Torsionsmoment  $T_{Ed}$  ergibt nach Gl. (20) aus der einwirkenden vertikalen Einzelkraft  $F_z$  mal der Exzentrizität  $e$ , die dem Abstand  $k/4$  entspricht, wobei  $k$  die Schienenkopfbreite darstellt. In [5] darf das Torsionsträgheitsmoment  $I_t$  bei schubstarrer Verbindung von Schiene und Obergurt (geschweißter Anschluss) als Summe der Einzeltorsionsträgheitsmomente angenommen werden.

## 2.2 Voruntersuchung

### 2.2.1 System und Belastung

Um das analytische Modell von Oxford in [1] und [3] überprüfen zu können, wird ein Referenzmodell eingeführt. Die folgende Abbildung 5 zeigt das Referenzmodell. Es besteht aus Schalenelementen mit einer Gesamtlänge von  $a = 3000$  mm, einer Höhe  $h_w = 1000$  mm und der Dicke  $t_w = 10$  mm, durch das der Steg abbildet wird. Gekoppelt wird es mit obenliegenden Stabelementen, mit den Querschnittsabmessungen  $b_f = 400$  mm und  $t_f = 20$  mm, die den Obergurt abbilden. Es wird eine Symmetrieebene in x-Richtung in Stegblechmitte eingeführt, um die Rechenzeit zu reduzieren.  $L_w$  stellt die Lasteinleitungslänge der Linientorsionslast  $m_D$  dar. Dabei greift immer ein konstant großes gleichmäßig verteiltes Moment der Gesamtgröße  $M_D = 2$  kNm im Bereich von  $L_w$  an ( $m_D = M_D/L_w$ ). Als Referenz-Lasteinleitungslänge wird  $L_w = 20$  mm gewählt. Das Stegblech wurde rundum aus der Ebene gelenkig gelagert. Zur Berücksichtigung der Wirkung einer Quersteife wurde außerdem wahlweise die Verdrehung des Obergurts um die Längsachse  $x$  gesperrt (Gabellager) oder frei gelassen, siehe Abbildung 5.

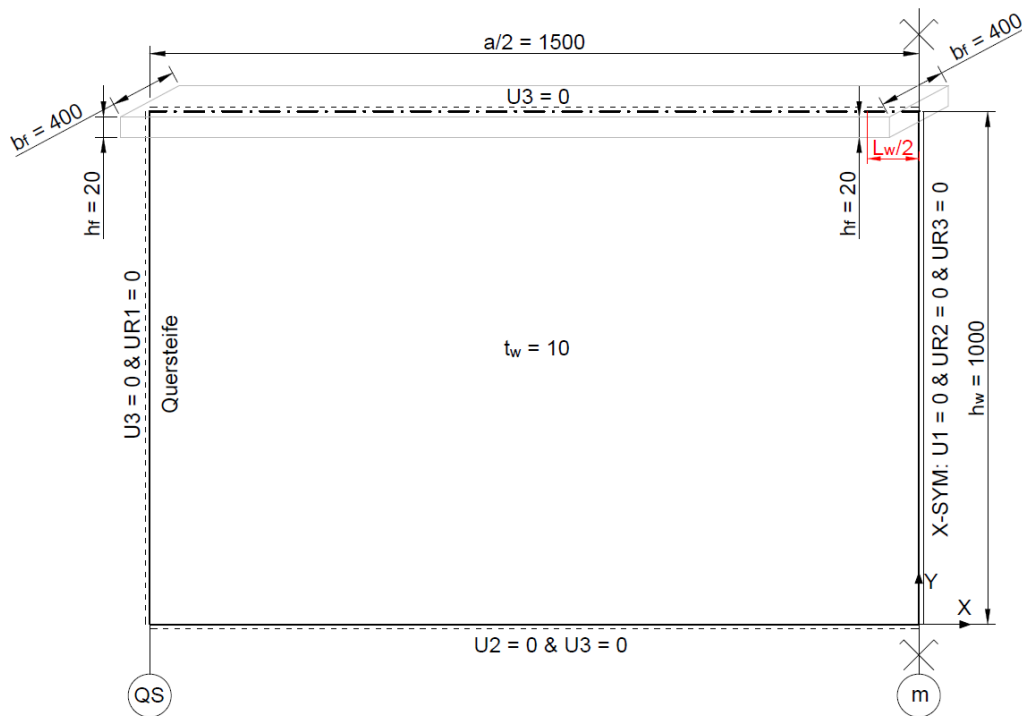


Abbildung 5 - Referenzmodell zur Untersuchung des analytischen Modells von [1] und [3]

Im Anschluss werden nun diverse Parameterstudien durchgeführt. Die Norm-Berechnungsergebnisse aus [5] werden in weiterer Folge mit EC bezeichnet.

Das analytische Modell nach Oxford [1] wird unter Berücksichtigung der Annahmen von Petersen [2] in weiterer Folge Modell von Petersen C., kurz Petersen genannt, da für die reduzierte Länge  $\bar{b} = 0,75 \cdot b$  angesetzt wird. Außerdem wird ein etwaiges Torsionsträgheitsmoment  $I_t$  von Schienen hier vernachlässigt, um die Vergleichbarkeit der Ergebnisse zu gewährleisten. (Modell nach Abbildung 5 ohne Schiene)

Da Oxford in [1] auch von einer Lösung ohne Quersteifen spricht, wird eine Unterscheidung in Hinblick Steife an den Obergurt angeschlossen und nicht angeschlossen durchgeführt.

## 2.2.2 Spannungen in Abhängigkeit der Lasteinleitungslänge $L_w$

Um darzustellen, ob die Verteilung der Torsionslast einen maßgebenden Einfluss auf die maximalen Spannungen hat, wird die Lasteinleitungslänge  $L_w$  variiert. In der folgenden Abbildung 6 ist die Spannungsverteilung in Stegoberkante über die x-Richtung des Referenzmodells in Abhängigkeit der Lasteinleitungslänge  $L_w$  dargestellt. Die Stelle  $x = 0$  befindet sich unmittelbar mittig unter der Last. Es ist ersichtlich, dass die maximalen Spannungen zwischen der kleinsten und der größten Lasteinleitungslänge ( $L_{w,\min} = 20 \text{ mm}$  und  $L_{w,\max} = 500 \text{ mm}$ ) den Faktor 2 aufweisen. Die durchgezogenen Linien stellen den Fall biegestarrer Quersteifen dar, d.h. die Torsionsverdrehung des Gurtes ist vollkommen behindert (Gabellagerung). Die strichlierten Linien zeigen die Ergebnisse bei fehlender Gabellagerung des Obergurtes

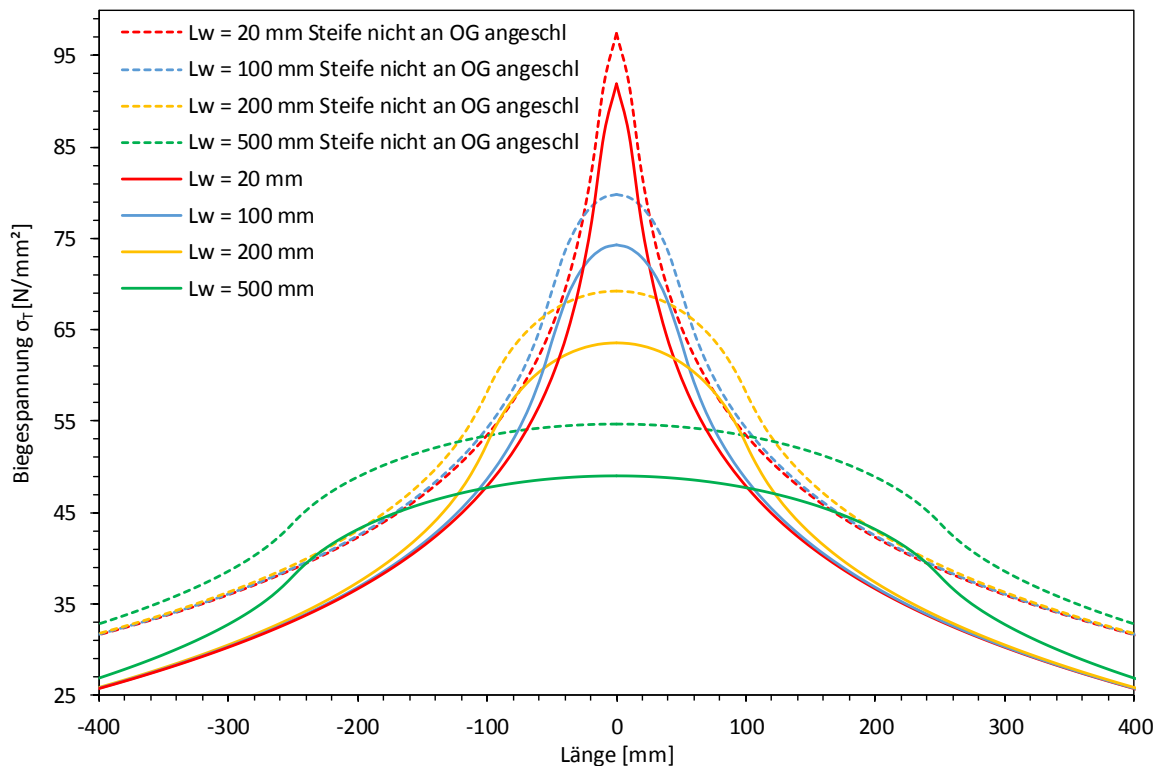


Abbildung 6 – Biegespannungen in Abhängigkeit der Lasteinleitungslänge  $L_w$  über die Modelllänge

Zusätzlich wird ein Ergebnisvergleich zwischen dem Modell von Petersen, dem EC und den FE-Ergebnissen mit unterschiedlichen Lasteinleitungslängen durchgeführt. Das Torsionsträgheitsmoment des Obergurtes wird dabei mit  $b_f \cdot t_f^3/3$  berechnet.

Abbildung 7 zeigt die maximal auftretenden Biegespannungen mittig unter der Last ( $x = 0$ ), in Abhängigkeit von der Lasteinleitungslänge  $L_w$ .

In Abbildung 8 ist ersichtlich, dass demgegenüber die Spannungen nach EN 1993-6 [5] um etwa den Faktor 2 kleiner sind.

Hier sei bereits angemerkt, dass eine sich auf dem Obergurt befindliche Schiene eine deutlich bessere Lastverteilung gewährleistet und damit die Spannungen erheblich abnehmen.

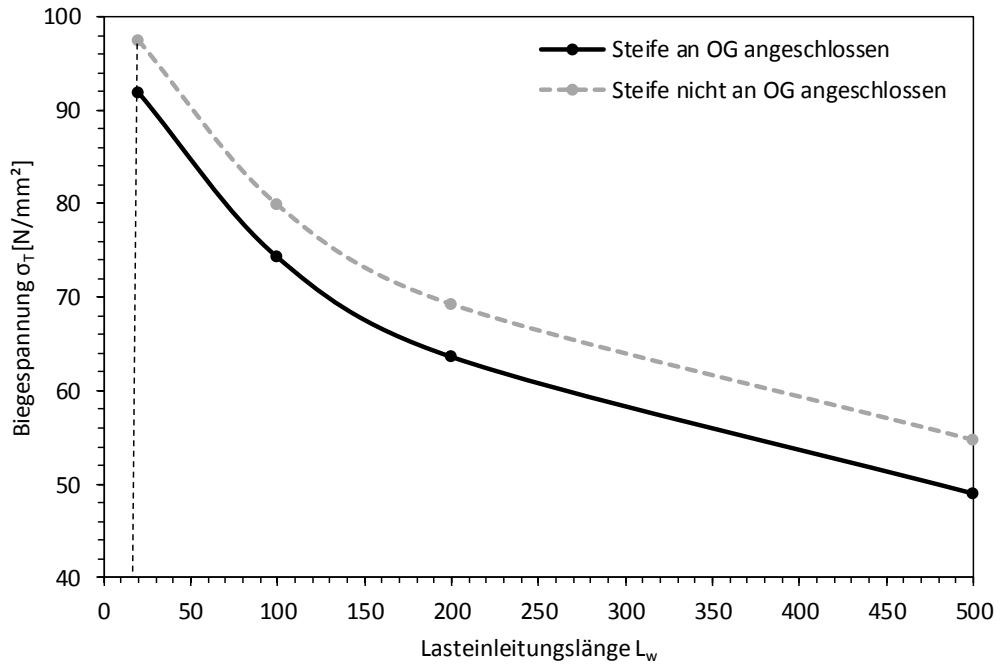


Abbildung 7 – Maximale Biegespannungen in Abhängigkeit der Lasteinleitungslänge  $L_w$  ( $x = 0$ )

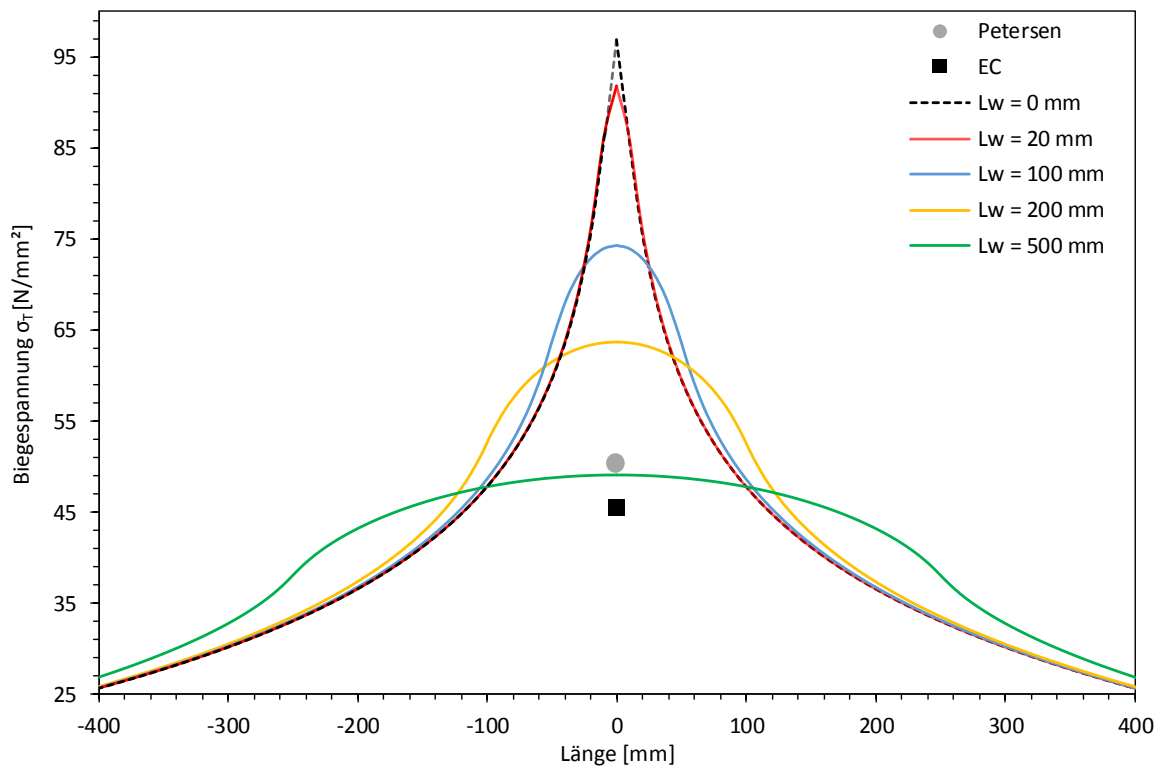


Abbildung 8 – Biegespannungen in Abhängigkeit der Lasteinleitungslänge  $L_w$  über die Modelllänge, (Obergurt mit Gabellagerung) im Vergleich mit EC und Petersen

### 2.2.3 Verdrehungen in Abhängigkeit der Lasteinleitungslänge $L_w$

Da Oxford in [3] von einem sinusförmigen Momenten-Schnittkraftverlauf  $m_d$  und Verdrehungsverlauf  $\varphi$  am oberen Stegblechrand ausgeht, soll nun untersucht werden, welcher Verlauf sich tatsächlich infolge eines Einzelmomentes einstellt. Dazu wird wieder in Abhängigkeit der Lasteinleitungslänge  $L_w$  ein konstantes Gesamtmoment  $M_D$  mit 2 kNm aufgebracht. Für die Untersuchung wird nur die Platte (Steg) aus dem Modell aus Abbildung 5 herangezogen.

In der folgenden Abbildung 8 sind die Verdrehungen am oberen Stegrand in Abhängigkeit der Belastungslänge  $L_w$  dargestellt. Es ist ersichtlich, dass sich unabhängig von  $L_w$  annähernd ein Dreiecksverlauf über den gesamten Steg einstellt. Der Ausrundungsbeginn an der Spitze stellt den Beginn der Lasteinleitung dar.

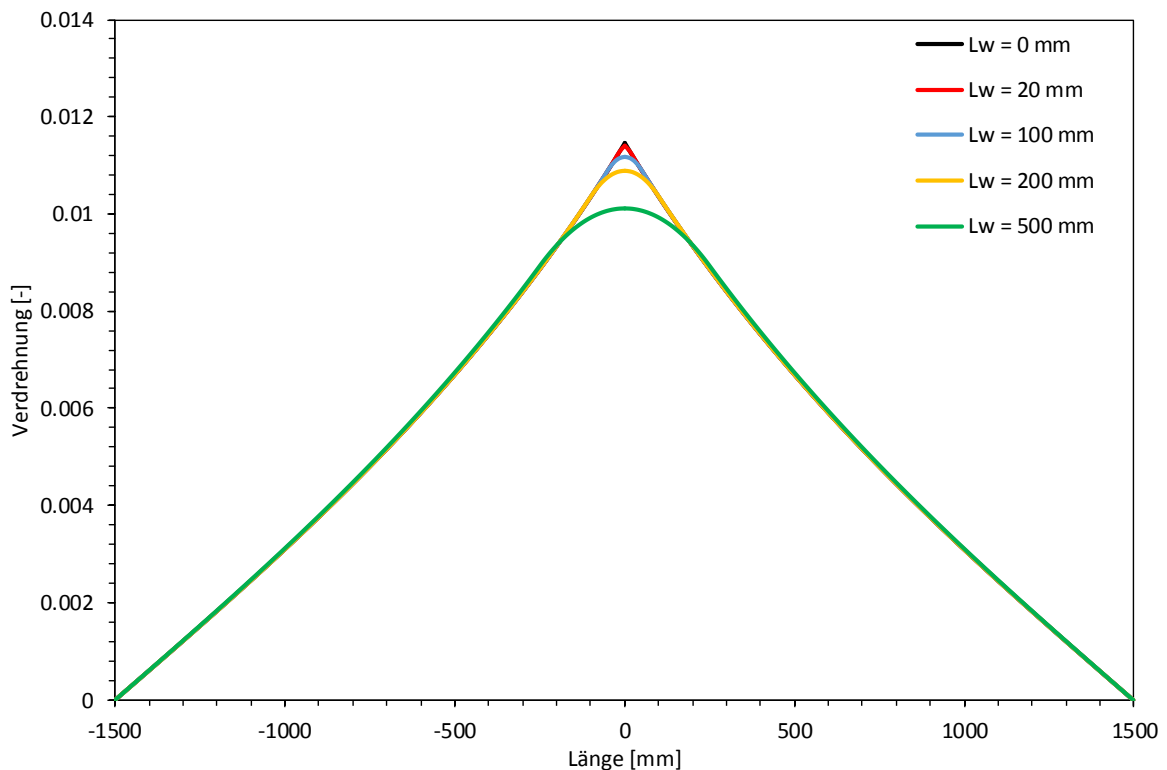


Abbildung 9 - Verdrehung in Abhängigkeit der Lasteinleitungslänge  $L_w$  aufgetragen über die Modelllänge

### 2.2.4 Zusammenhang zwischen Biegespannung und Verdrehung

In nachfolgenden Abbildung 10 und Abbildung 12 ist ersichtlich, welcher Unterschied durch die Annahme einer über die gesamte Blechlänge sinusförmig verteilten Verdrehung, dreieckig verteilten Verdrehung und einer Verdrehung durch eine mittige Einzellast („Einzelverdrehung“) in den Biegespannungen entsteht.

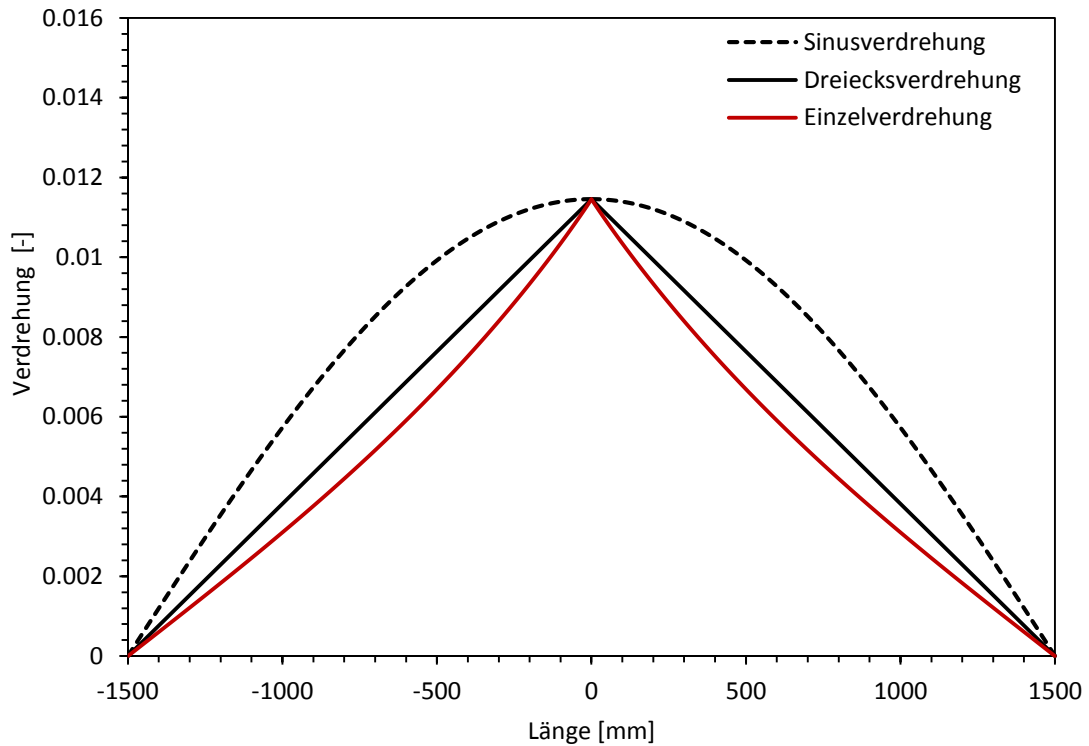


Abbildung 10 - Unterschiedliche Verdrehungsverteilungen

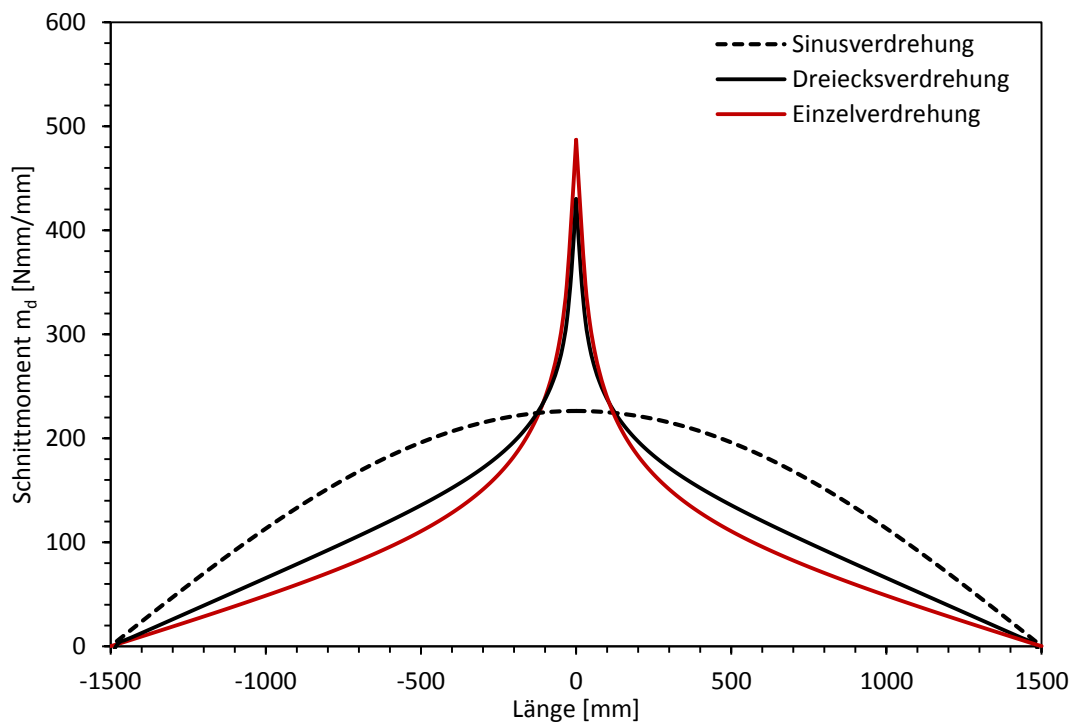


Abbildung 11 - Schnittmoment im Steg infolge unterschiedlicher Verdrehungsverteilungen

Abbildung 11 zeigt das jeweils zugehörige Schnittmoment im Stegblech in Abhängigkeit von der einzelnen Verdrehungsverteilungen.

Es ist in Abbildung 12 klar erkennbar, dass eine aufgezwängte Sinusverteilung der Verdrehungen wieder eine sinusförmige Spannungsverteilung liefert. Dies stellt einen Spezialfall dar, wodurch die Anwendung einer Sinusverteilung in Abschnitt 2.1 bei der Herleitung des analytischen Modells begründet werden kann, weil damit komplexere Formelwerke vermieden werden können.

In Abbildung 12 wird veranschaulicht, dass die aufgezwängte dreieckförmige Verdrehung, im Vergleich mit der sinusförmigen Verteilung einen Unterschied in den Spannungen um den Faktor 1,7 hervorruft. Bei der Aufbringung einer Einzelverdrehung entsteht annähernd ein Dreiecksverlauf (vgl. Abbildung 9), jedoch schon die kleine Abweichung vom linearen Dreiecksverlauf führt zu einer Erhöhung der maximalen Spannungen um einen Faktor 2, im Vergleich zu einer sinusförmigen Verdrehung.

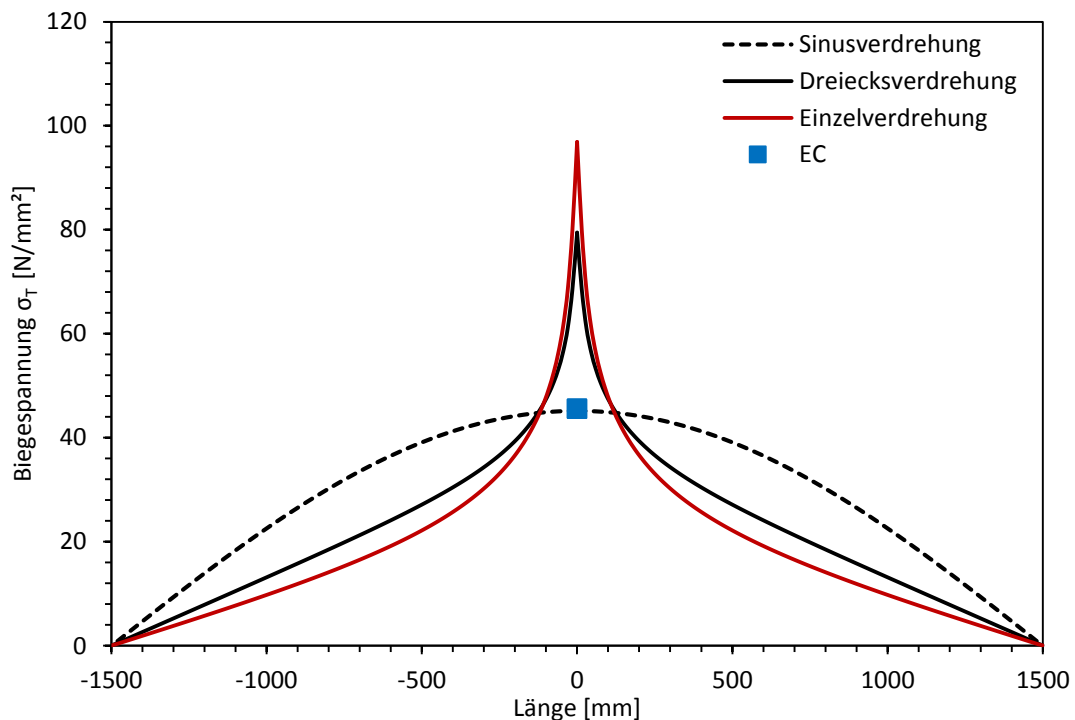


Abbildung 12 - Spannungsverteilung infolge unterschiedlich angenommener Verdrehungsverteilungen

Die Biegespannungen im Steg infolge exzentrischer Lasteinleitung nach Eurocode [5] liegen exakt auf der Spannungsverteilungskurve der Sinusverdrehung und bestätigen damit das zugrunde gelegte Modell nach Oxford [3] mit dieser angenommenen Verteilung

Somit ist ersichtlich, dass die Annahme einer Sinusverteilung zwar eine einfache analytische Lösung ermöglicht, jedoch den Verlauf und die Höhe der maximalen Stegblechbiegespannungen nur näherungsweise beschreiben kann. Zur Ergebnisverbesserung sollte ein Ansatz unter Berücksichtigung der Lasteinleitungslänge verwendet werden, wie in Abbildung 8 ersichtlich ist. Es wird sich in der Realität keine Spannungsverteilungskurve in Form einer Einzelverdrehung einstellen, da erstens die eingeleitete Last immer eine gewisse Länge aufweist und zweitens durch eine vorhandene Schiene eine gewisse Lastausbreitung stattfindet.



### 2.2.5 Fehlerentwicklung in Abhängigkeit der Stegblech-Parameter

Die nachfolgenden Abbildungen sollen verdeutlichen, wie groß der Fehler, der zwischen dreiecksförmiger und sinusförmiger Verdrehungsverteilung und in Abhängigkeit der einzelnen Querschnittsparameter des Steges entsteht, gegenüber dem angenäherten tatsächlichen Verhalten (linearer Dreiecksverlauf) ausfällt. Dazu wird wieder das FE-Modell aus Abbildung 5 herangezogen und dessen Ausgangswerte verwendet und modifiziert.

Die maximale Amplitude der einzelnen Verdrehungsverteilungen wird dabei mit  $\varphi = 1$  [-] (Winkel in Bogenmaß) angenommen. Die vertikale gestrichelte Linie in Abbildung 13 bis Abbildung 15 stellt die Eingangsparameter des Referenzmodells nach Abbildung 5 dar und sind in Tabelle 1 grau markiert.

Tabelle 1 - Übersicht der Parameterstudie

Quersteifenabstand a (Stegdicke und Steghöhe = konstant)			
a [mm]	$\sigma_{\max, \text{Sinus}}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\sigma_{\max, \text{Dreieck}}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\sigma_{\max, \text{Dreieck}} / \sigma_{\max, \text{Sinus}}$ [-]
3000	3941.67	6936.06	1.76
2500	4152.44	7632.75	1.84
2000	4532.43	8678.51	1.91
1500	5315.94	10426.20	1.96

Stegdicke $t_w$ (Quersteifenabstand und Steghöhe = konstant)			
$t_w$ [mm]	$\sigma_{\max, \text{Sinus}}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\sigma_{\max, \text{Dreieck}}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\sigma_{\max, \text{Dreieck}} / \sigma_{\max, \text{Sinus}}$ [-]
10	3941.67	6936.06	1.76
15	5907.40	10120.30	1.71
20	7869.09	13183.60	1.68
25	9826.42	16153.00	1.64

Steghöhe $h_w$ (Quersteifenabstand und Stegdicke = konstant)			
$h_w$ [mm]	$\sigma_{\max, \text{Sinus}}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\sigma_{\max, \text{Dreieck}}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\sigma_{\max, \text{Dreieck}} / \sigma_{\max, \text{Sinus}}$ [-]
500	7127.53	9692.84	1.36
750	4965.46	7801.72	1.57
1000	3941.67	6936.06	1.76
1250	3372.74	6465.23	1.92

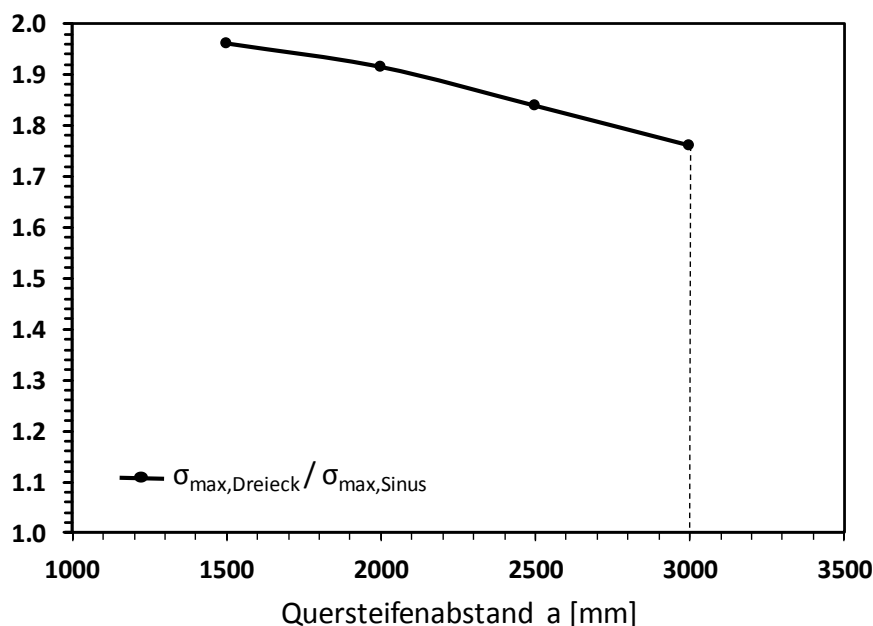


Abbildung 13 - Fehlerentwicklung in Abhängigkeit des Quersteifenabstands a (Steghöhe  $h_w = 1000$  mm,  $t_w = 10$  mm)

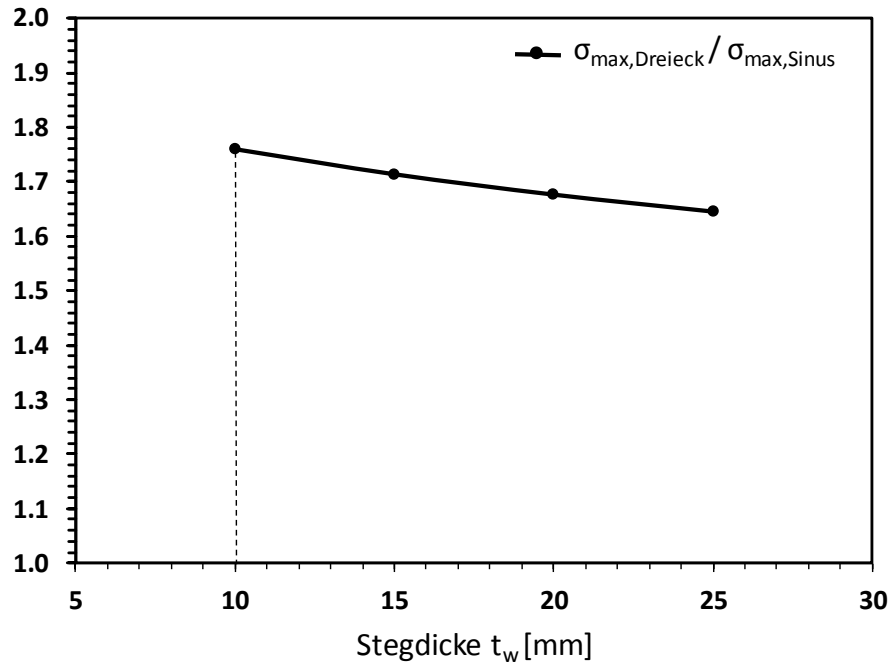


Abbildung 14 - Fehlerentwicklung in Abhängigkeit der Stegdicke  $t_w$  (Querstreifenabstand  $a = 3000$  mm,  $h_w = 1000$  mm)

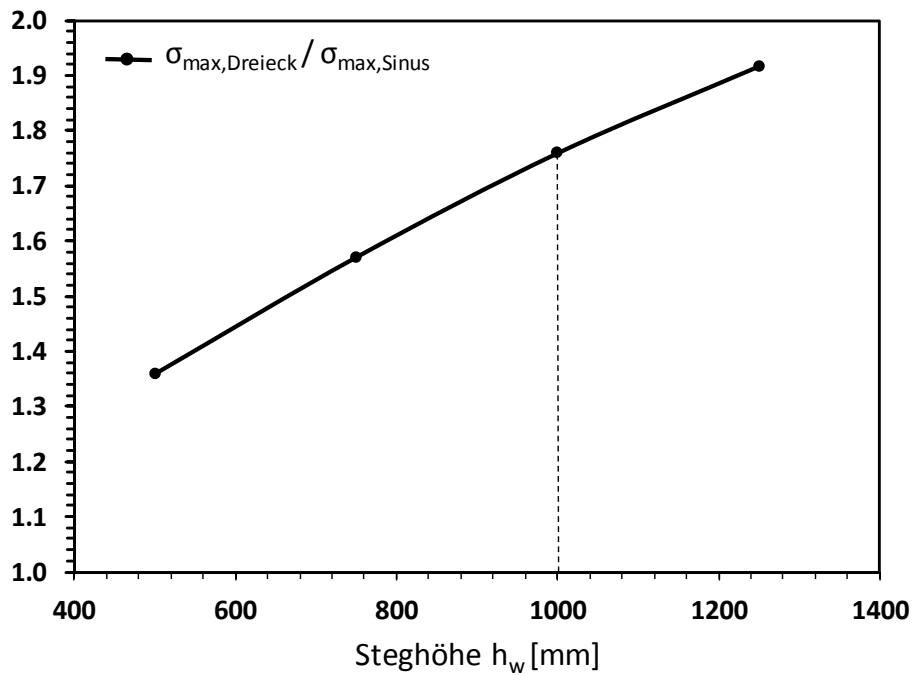


Abbildung 15 - Fehlerentwicklung in Abhängigkeit der Steghöhe  $h_w$  (Querstreifenabstand  $a = 3000$  mm,  $t_w = 10$  mm)

Wie in Abbildung 15 erkennbar, wird die Höhe des Fehlers sehr stark durch die Steghöhe beeinflusst. Für den Einfluss von Querstreifenabstand  $a$  (Abbildung 13) der Stegdicke  $t_w$  (Abbildung 14) können vereinfacht Konstanten als Korrekturglied verwendet werden.

## 2.2.6 Parameterstudie des Referenzmodells

Des Weiteren wird nachfolgend eine Parameterstudie am Referenzmodell nach Abbildung 5, durchgeführt. Dabei werden die Eingangsgrößen des analytischen Modells von Oxford in [3] variiert. Die gestrichelte senkrechte Linie in Abbildung 16 bis Abbildung 21 stellt die Eingangsdaten des Referenzmodelles dar. Die Berechnung wird mit einer Lasteinleitungslänge  $L_w$  von 20 mm durchgeführt. Außerdem wird eine Unterscheidung in Hinblick Quersteife an den Obergurt angeschlossen ( $UR1 = 0$ ), d.h. Gabellagerung des Obergurts, und Quersteife nicht an den Obergurt angeschlossen ( $UR1 \neq 0$ ), d.h. keine Drehbehinderung des Obergurts, durchgeführt.

In den folgenden Tabellen sind die Bandbreite der Parameterstudie und die Eingangsgrößen der analytischen Modelle nach EC und Petersen dargestellt. Für Petersen wird  $\bar{b}/h_w = 0,75$  eingesetzt.

Tabelle 2 - Übersicht der Parameterstudie

$t_w$ [mm]		$h_w$ [mm]		$t_f$ [mm]		$b_f$ [mm]		$a$ [mm]	
n. a. St. ang.	a. St. ang.	n. a. St. ang.	a. St. ang.	n. a. St. ang.	a. St. ang.	n. a. St. ang.	a. St. ang.	n. a. St. ang.	a. St. ang.
5	5	700	500	10	10	150	150	1000	1000
10	10	1000	750	15	15	200	250	1500	2000
15	15	1300	1000	20	20	300	400	2000	3000
20	20	1700	1250	25	25	400	550	3000	4000
25	25	2100	1500	35	30	600	700	4000	5000
	30		2100		35	800	800	5000	6000

n. a. St. ang. = nicht an Steife angeschlossen (freie Verdrehung des Obergurts bei der Quersteife)

a. St. ang. = an Steife angeschlossen (Gabellagerung des Obergurts bei der Quersteife)

Die folgenden Abbildungen zeigen die einzelnen Parameter des analytischen Modells in Abhängigkeit der maximal auftretenden Biegespannungen  $\sigma_T$ . Qualitativ wird die Problematik der Erfassung der Stegblechbiegespannungen sehr gut beschrieben, jedoch ergibt sich die Höhe der Spannungen, die infolge der unbekanntenen Lasteinleitungslänge bzw. Lastverteilung stark variieren kann, nur unzureichend genau.

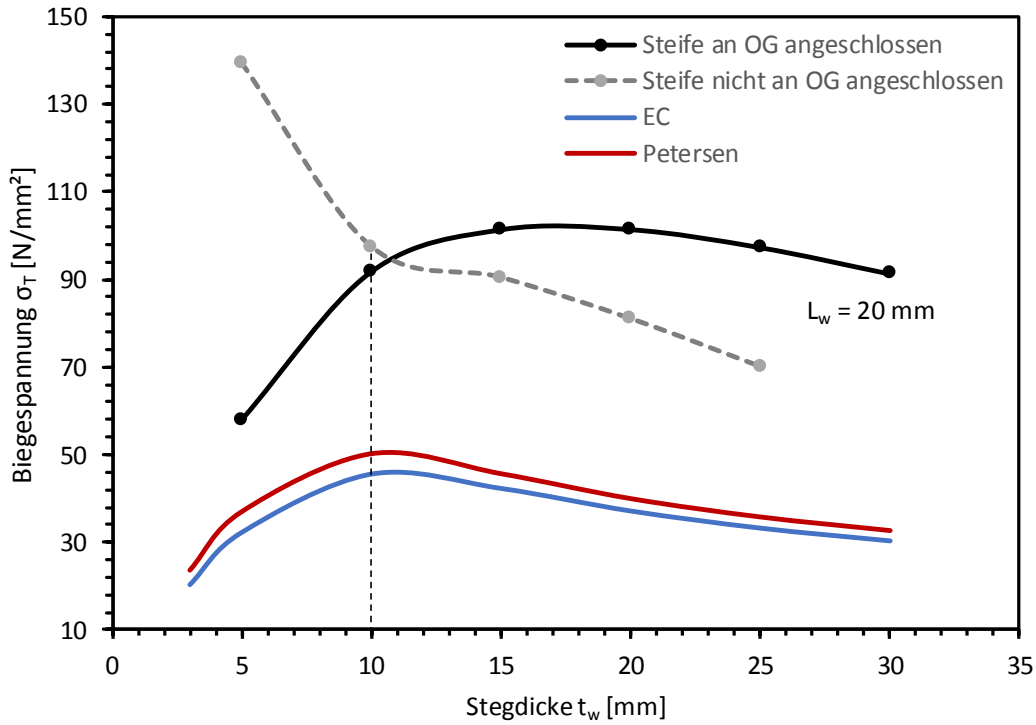


Abbildung 16 - Maximale Biegespannungen in der Stegoberkante bei  $x = 0$  in Abhängigkeit der Stegdicke  $t_w$

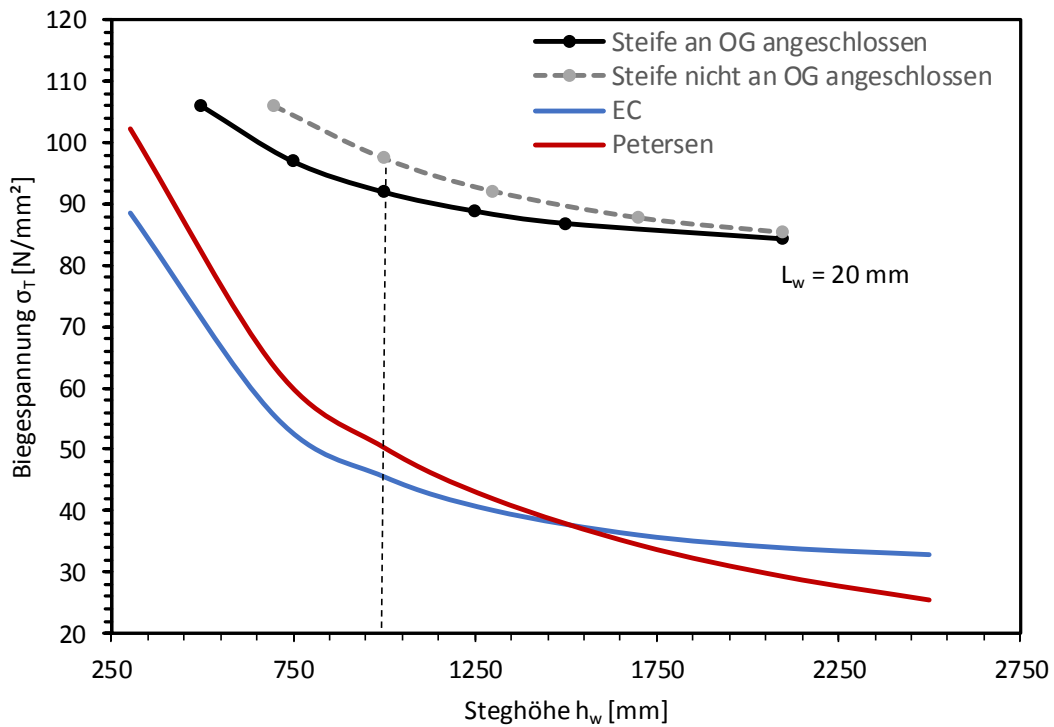


Abbildung 17 – Maximale Biegespannungen in der Stegoberkante bei  $x = 0$  in Abhängigkeit der Steghöhe  $h_w$

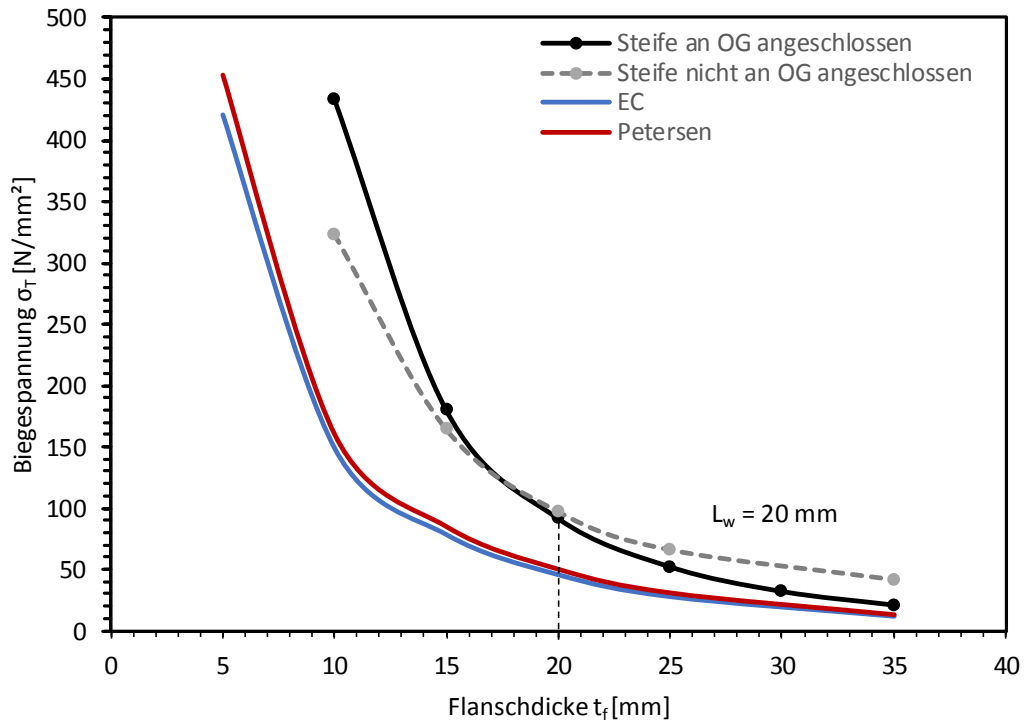


Abbildung 18 - Maximale Biegespannungen in der Stegoberkante bei  $x = 0$  in Abhängigkeit der Flanschdicke  $t_f$

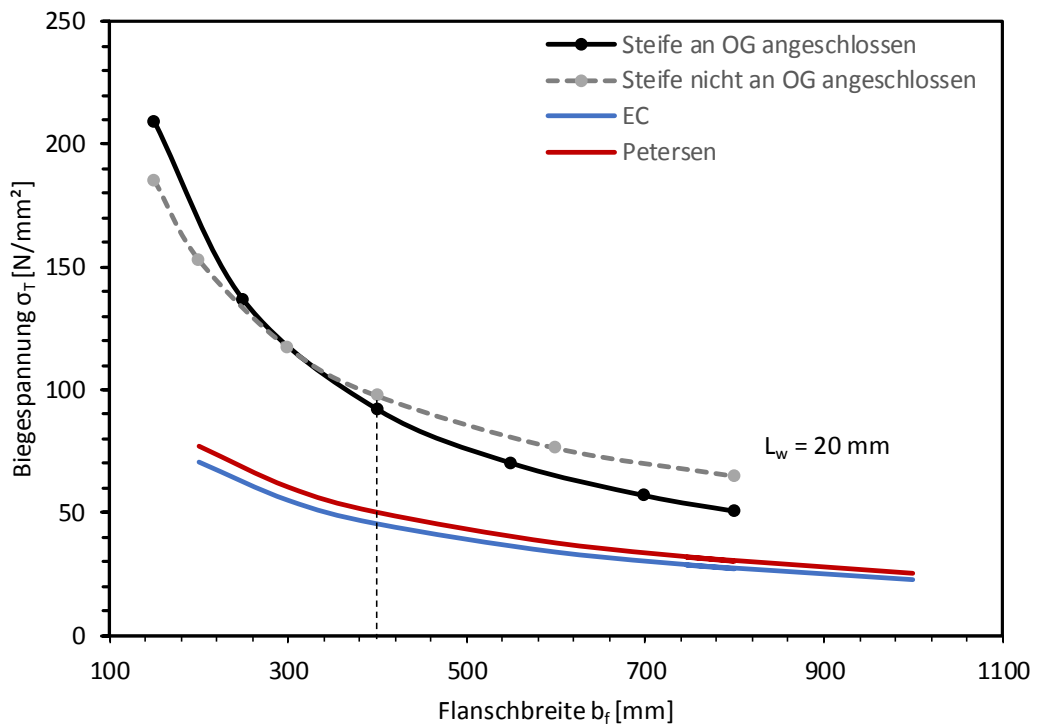


Abbildung 19 - Maximale Biegespannungen in der Stegoberkante bei  $x = 0$  in Abhängigkeit der Flanschbreite  $b_f$

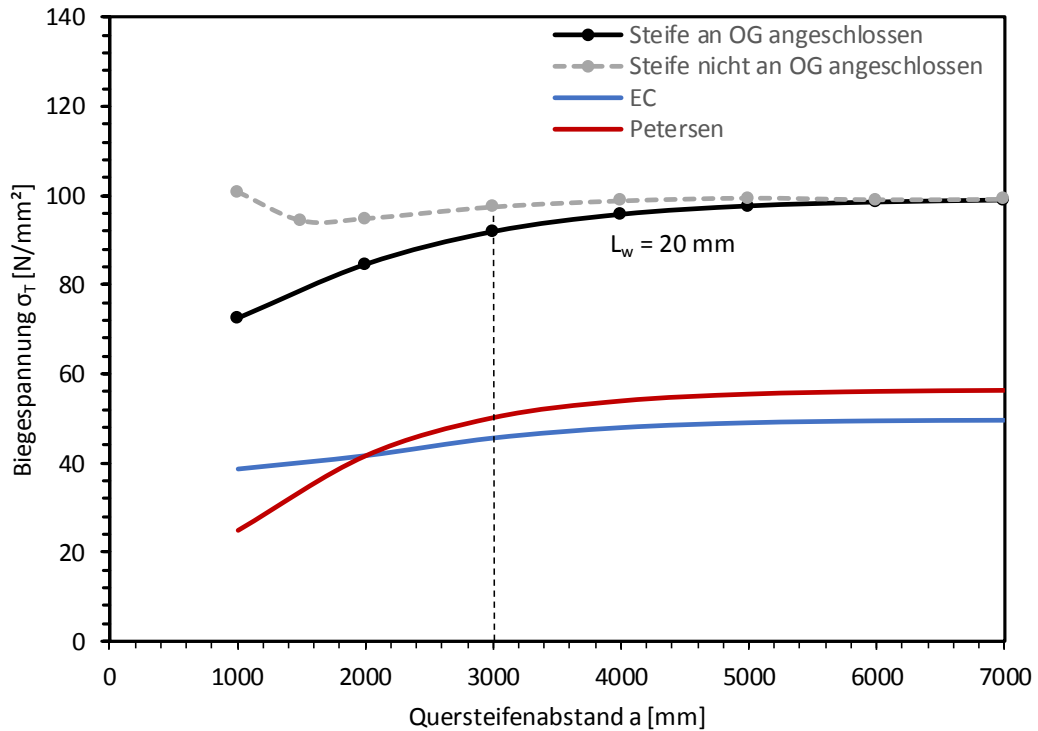


Abbildung 20 – Maximale Biegespannungen in der Stegoberkante bei  $x = 0$  in Abhängigkeit des Quersteifenabstands  $a$

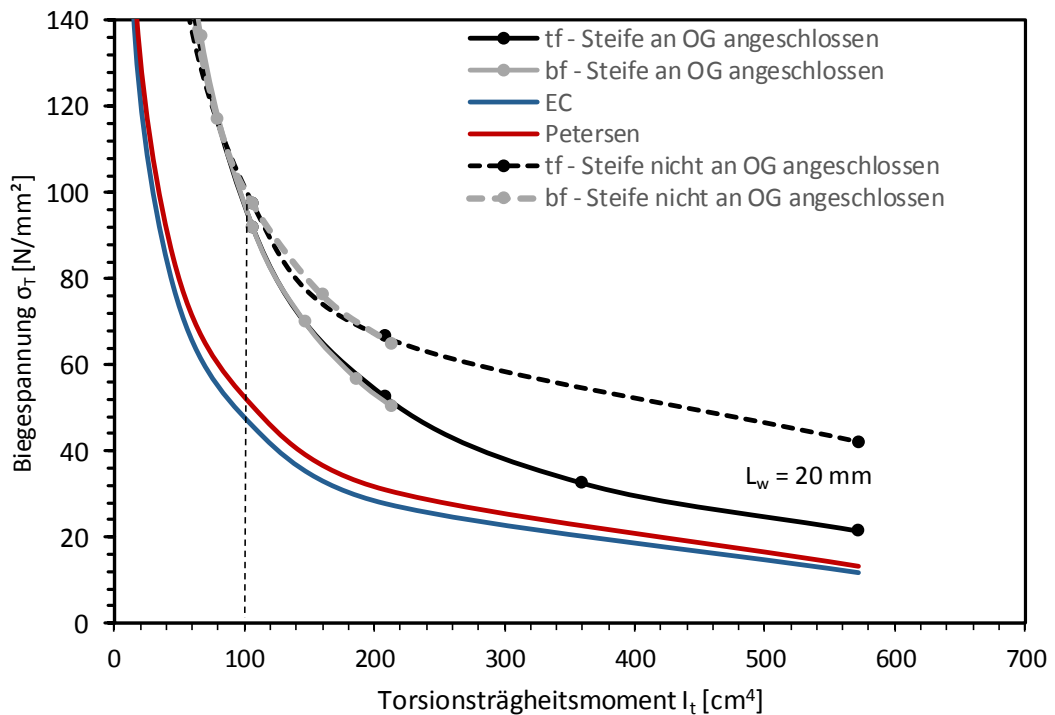


Abbildung 21 - Maximale Biegespannungen in der Stegoberkante bei  $x = 0$  in Abhängigkeit des Torsionsträgheitsmoments  $I_t$

Die Ergebnisverläufe in Abbildung 18 und Abbildung 19 zeigen, dass der Spannungsverlauf bei Variation der Parameter der Flanschdicke  $t_f$  und Flanschbreite  $b_f$  synchron verlaufen. Dies lässt den Schluss zu, dass die beiden Parameter zu dem einheitlichen Wert des Torsionsträgheitsmomentes  $I_t$  zusammengefasst werden können.

### 2.2.7 Zusammenfassung

Obwohl das analytische Modell von Oxford in [3] eine sehr elegante Lösung des Problems der Ermittlung der Stegblechbiegespannungen darstellt, zeigten die durchgeführten Parameteruntersuchungen, dass es durch die Annahme einer sinusförmigen Schnittkraft- und Verdrehungsverteilung im Stegblech zu einem erheblichen Modellfehler kommt. Dieser schlägt sich mit dem Faktor von bis zu 2,0 in der Berechnung der maximalen Biegespannungen - ohne Berücksichtigung der Schiene - nieder. Qualitativ wird das Verhalten der Biegespannungen im Stegblech sehr gut erfasst. Durch die Schiene entsteht zusätzlich eine die Biegespannungen stark reduzierende Lastverteilung, deren Größe und Auswirkungen weiterer Untersuchungen bedarf. Eine weitere unbekannte Größe stellt die Wölbsteifigkeit des Obergurts selbst dar, die in Kapitel 1 bei der Herleitung des Modells im Eurocode [5] vernachlässigt wurde.

Ein Ansatz einer anderen Verteilungsfunktion der Verdrehung im Stegblech am Rand bedürfte einer Reihenentwicklung, diese ist dem Anwender jedoch nicht zumutbar. Die durch den Sinusansatz berücksichtigte Biegesteifigkeit des Steges, welche unabhängig von der Längsrichtung  $x$  ist, lässt eine einfache Lösung der Differentialgleichung (6) zu. Bei nicht konstanten Koeffizienten bedarf es eines neuen Lösungsansatzes, wobei dies auf ein unverhältnismäßig komplexeres Formelwerk zur Berechnung der Biegespannungen führen würde. Die zusätzliche Berücksichtigung der Wölbsteifigkeit des Obergurts hat eine Differentialgleichung 4. Ordnung zur Folge, die analytisch nur mit nicht vertretbarem Aufwand auszuwerten ist.

### 3 Wirkung der Radlast

Das aktuelle Normenwerk unterscheidet in zentrisch und exzentrisch auftretende Radlasten. Der planmäßig zentrisch beanspruchte Steg stellt dabei den „optimalen“ Fall dar, der zu einer geringeren Beanspruchung des Steges führt (nur vertikale Membranspannungen  $\sigma_{oz}$ , keine Biegespannungen  $\sigma_T$ ). Jedoch muss durch diverse unplanmäßige und in der Realität auftretende Effekte eine ausmittige Lasteinleitung abgedeckt werden können. Dies geschieht mit der Annahme einer pauschalen Exzentrizität  $e^* = k/4$ , wobei  $k$  die Breite des Schienenkopfes darstellt. Durch diese Exzentrizität sollen unter anderem folgende Effekte (vgl. Abbildung 22) abgedeckt werden:

- Abnutzung der Schiene bzw. des Rades in Kombination mit unausweichlicher Verdrehung  $\alpha$  des Rades.
- Ausmittige Lage der Schiene und daraus resultierender Abstand  $e$  in Bezug auf den Steg
- Schiefstellungen der Unterkonstruktionen (Stützenschiefstellung, etc.)
- Geometrische Imperfektionen

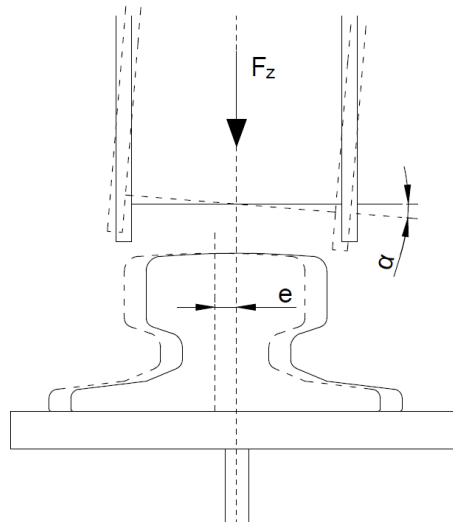


Abbildung 22 - Auftretende Effekte in Zusammenhang mit der Lasteinleitung

Neben der Frage der Lage der auftretenden Last stellt sich außerdem auch die Frage der Einleitung der Last selbst. Zur Berechnung mit den einzelnen Modellen bedarf es einer Annahme, die in weiterer Folge erläutert werden soll.

Wird eine vertikale Einzellast als Belastung auf einer nicht waagrecht Oberfläche angesetzt, so muss Reibung vorausgesetzt werden. Da der Schienenkopf durch den Ausrundungsradius eine Krümmung aufweist, entspricht dies bei vertikaler Belastung genau diesem Phänomen. Wird keine Reibung impliziert, muss die Oberfläche der Schiene in jedem Punkt normal dazu belastet werden.

Die Lasten in den einzelnen FE-Modellen Modelle werden in Abaqus mittels der Option „Pressure“ aufgebracht (Abbildung 23), somit erfolgt die Flächenbelastung normal zu jedem Punkt der Oberfläche.



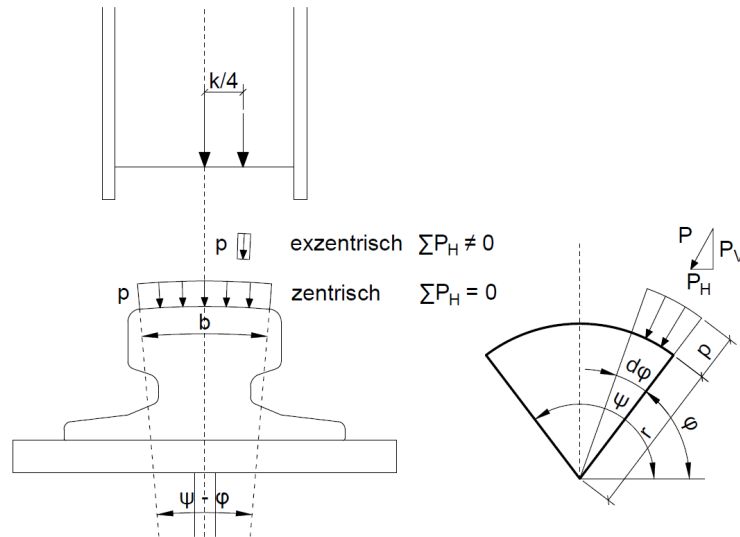


Abbildung 23 - Modellierung der Radlast im FE-Programm

Diese Art der Modellierung bringt bei gekrümmten Flächen den Effekt des Auftretens einer zusätzlichen Horizontalkraft mit sich. Der auftretende „Fehler“ im Torsionsmoment  $M_T$  durch diese Horizontallast  $P_H$  bei exzentrischem Lastangriff soll in weiterer Folge in Anhang A aufgezeigt und quantifiziert werden sowie dessen Auswirkung auf die auftretenden Biegespannungen im Steg ermittelt werden.

Als Fläche für die konstante Druckverteilung unter dem Rad wird im Allgemeinen eine Längsausdehnung von insgesamt 20 mm angenommen. Abbildung 24 zeigt die Symmetriehälfte einer Schiene mit der Einleitungsfläche für die exzentrische Belastung, die in Summe eine Fläche von 10x20 mm aufweist und im Abstand  $k/4$  angreift. Da die lokalen Druckspannungen unter dem Rad in dieser Masterarbeit nicht behandelt werden, ist die vielleicht als willkürlich gesehene Annahme von 10x20 mm ohne Bedeutung. Der Unterschied in den Spannungen im Steg bei Verwendung dieser Einleitungsfläche ist im Vergleich zu einer Punktlast nur wenige Prozent groß und wird durch die Lastverteilung einer Schiene noch zusätzlich deutlich reduziert. Siehe dazu Abbildung 8.

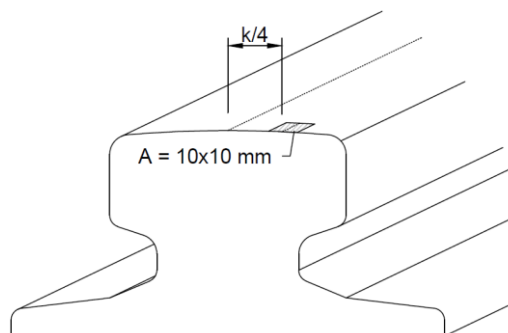


Abbildung 24 - Einleitungsfläche für den exzentrischen Lastangriff

Es ist schwer festzustellen, wie die Last in der Realität wirkt, da durch Imperfektionen und durch das nicht beschreibbare Fahrverhalten des Kranrades zusätzliche ungünstige Reibungseffekte auftreten können und letztendlich dem Ingenieur nur eine grobe Abschätzung auf der konservativen Seite bleibt, die mithilfe einer vertikalen Einzellast im Abstand  $k/4$  erfolgt.

## 4 FE-Modell - Übersicht

Um die Biegespannungen in Stegen mittels FE-Modellen zutreffend berechnen zu können, wird ein zentrischer Fall ( $e = 0$ ) und ein exzentrischer Fall mit  $e = k/4$  berechnet, wobei  $k$  die Breite des Schienenkopfes darstellt. Die Lage der Schiene ist immer mittig über dem Steg. Die im Steg auftretenden Spannungen werden jeweils für beide gerechneten Fälle abgegriffen und die zugehörige Differenz gebildet. Diese so gebildeten Ergebniswerte entsprechen den alleinigen Biegespannungen  $\sigma_T$ , die infolge eines Moments bzw. eines exzentrischen Radlastangriffs mit  $e = k/4$  entstehen würden.

Um zutreffende FE-Modelle erstellen zu können bedarf es einiger Annahmen, die wie folgt lauten:

- Der E-Modul von Stahl wird mit  $210000 \text{ N/mm}^2$  angenommen, die Poissonsche Zahl mit  $\nu = 0,3$  [-].
- Schweißnähte werden grundsätzlich als Stumpfnähte ausgeführt und somit auch vollflächig verbunden modelliert (z.B.: Naht zwischen Obergurt und Steg des Kranbahnträgers), außer explizit anders dargestellt. Dies geschieht mit dem Abaqus-Constraint „Tie“.
- Schienenklemmen werden vollflächig mit dem Obergurt verbunden - modelliert mittels Abaqus-Constraint „Tie“. Der Achsabstand der Klemmen untereinander beträgt 500 mm.
- Schienen werden immer als vollflächig in Kontakt stehend mit dem Obergurt modelliert, können jedoch bei Belastung abheben.
- Zwischen Schienenklemmen und Schiene, sowie auch zwischen Träger und Schiene herrscht eine Kontaktbedingung, dies geschieht mittels der Abaqus-Interaction „Surface-to-surface contact“. Die Schienenklemmen selbst üben keine vertikale Kraftwirkung auf die Schiene aus.
- Zwischen Kontaktflächen von Stahl auf Stahl wird generell ein Reibbeiwert  $\mu$  von 0,2 [-] angenommen.
- Spannungen werden nicht direkt im Übergang Obergurt und Steg bei geschweißten Profilen abgegriffen, sondern im ersten FE-Element darunter (je nach Elementgröße, etwa 4 mm unter Unterkante des Obergurts), da dort das Maximum auftritt. Bei gewalzten Profilen mit zusätzlichen Ausrundungsradien erfolgt das Ablesen der Ergebnisse beim letzten Element vor Ende des Ausrundungsradius zum Steg hin.

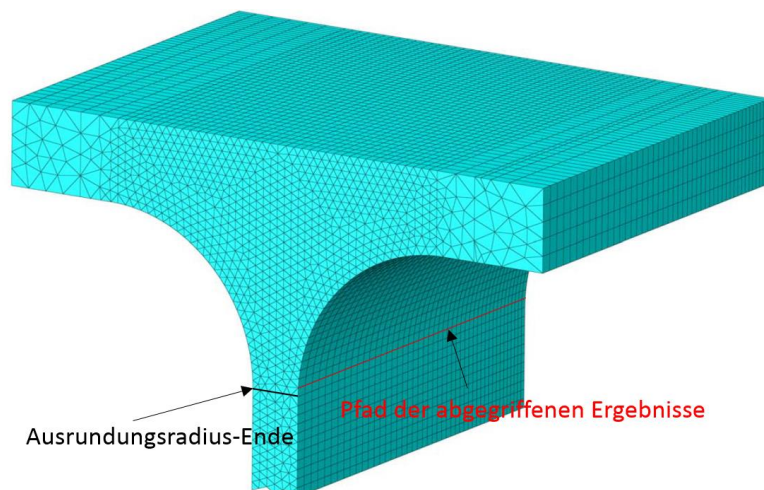


Abbildung 25 - Ort der abgegriffenen Spannungen bei Profil mit Ausrundungsradius

- Es werden keine Effekte aus Theorie 2. Ordnung berücksichtigt, da aus Gründen der Reduzierung von Rechenzeit eine lineare Berechnung durchgeführt wird.
- Teile des Modells werden als Schalelemente (Shell) modelliert um die Rechenzeit zu verringern, die Ergebnisse werden dadurch nur in nicht relevanter Größe beeinflusst. Ansonsten werden Solid- bzw. Volumenelemente verwendet. Die Verbindung von Shell- und Solidparts geschieht mittels dem Abaqus Constraint „Shell-to-solid coupling“, wie Abbildung 26 zeigt.
- Es wird zumeist eine Symmetrieebene eingeführt um den Rechenaufwand zu minimieren (Darstellung des halben Kranbahnträgers, vgl. Abbildung 27). Ergänzende Untersuchungen zeigten keine nennenswerten Veränderungen der Ergebnisse bei Anwendung ohne Symmetrieebene.

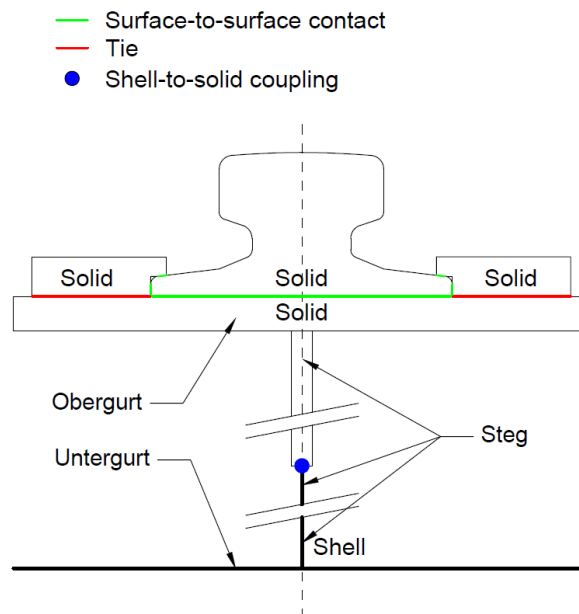


Abbildung 26 - Querschnitt eines Kranbahnträgers – Kopplung zwischen Schalen- und Solid-Elementen

- Die Auflagerquersteifen an beiden Kranbahnträgerenden werden mittels dem Abaqus-Constraint „MPC-Beam“ und einem Auflager in Untergurtmitte modelliert. Alle mit dem „Control-point“ CP verbundenen Punkte verformen sich wie der der „Control-point“ selbst.

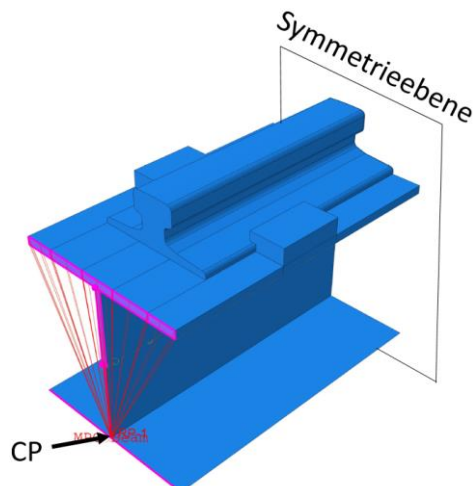


Abbildung 27 – Darstellung einer Symmetrieebene und eines MPC-Beam Constraint am Kranbahnträgerende

- Die FE-Modelle der Kranbahnträger werden an den beiden Auflagerpunkten (Auflagerpunkte fallen mit CP zusammen) in Längsrichtung gelenkig gelagert; ergänzende Untersuchungen mit Einspannungen zeigten keine nennenswerten Änderungen der Ergebnisse.
- Etwaige andere Quersteifen werden mittels Solid-Elementen modelliert.
- Es wurden keine zusätzlichen geometrischen und materiellen Imperfektionen berücksichtigt, die nicht bereits durch die Exzentrizität  $e = k/4$  abgedeckt sind.
- Elementgrößen werden je nach Bedarf mit einer Größe von 1,5 – 4 mm im Lasteinleitungsbereich angenommen. Je weiter entfernt die Elemente vom Lasteinleitungsbereich sind, umso größer werden ihre Abmessungen. Dies reduziert die Rechenzeit erheblich und hat keinen nennenswerten Einfluss auf die Ergebnisse.

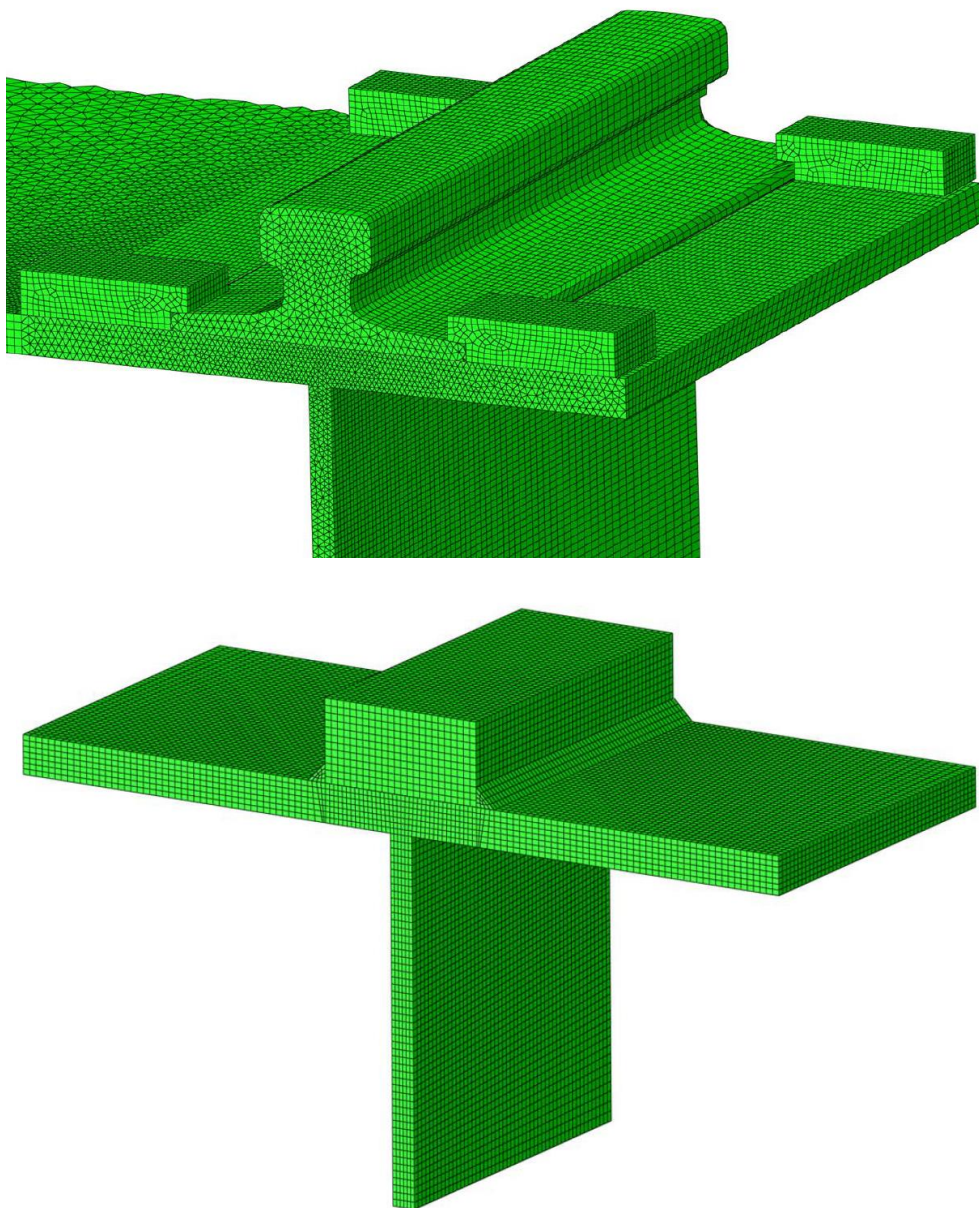


Abbildung 28 - Beispiel Netzfeinheit im Radlasteinleitungsbereich – oben: Kastenprofil mit geklemmter Schiene; unten: HEA300 mit geschweißter Blockschiene

## 5 Kranbahnträger mit I - Querschnitt

In diesem Kapitel wird untersucht, welches Verhalten ein HEA300 Profil mit verschiedenen Schientypen und verschiedenen Befestigungsarten, unter Variation der diversen Einflussgrößen mit Bezug auf die auftretenden Biegespannungen im Steg aufweist. Dabei werden die Biegespannungen  $\sigma_T$  soweit möglich mit [5] und [2] verglichen. Bei geklemmten Schienen wird die Schienenklemmenposition, Schienenlänge, Quersteifenposition und der Quersteifenabstand betrachtet. Des Weiteren wird eine Parameterstudie eines HEA 300 Profils mit einer Blockschiene unter Variation des Torsionsträgheitsmomentes durchgeführt.

Überdies wird ein HLM1000 Profil mit Stegstreben und Quersteifen (vgl. Abbildung 29) untersucht, in Hinblick ob solch aufwändige Konstruktionen gerechtfertigt sind und inwiefern diese die Biegespannungen in den Stegen reduzieren. Im Anhang C befinden sich zusätzlich Untersuchungen zu elastischen Unterlagen zwischen Schiene und Kranbahnträger, die die Spannungen im Steg weiter reduzieren. In Abbildung 29 ist eine Übersicht der untersuchten Systeme gegeben.

Der in Kapitel 3 erwähnte und in Anhang A aufgezeigte spannungserhöhende Einfluss durch A-Profil Schienen infolge einer vertikalen Einzelkraft wurde in den folgenden Kapiteln 5 und 6 nicht berücksichtigt.

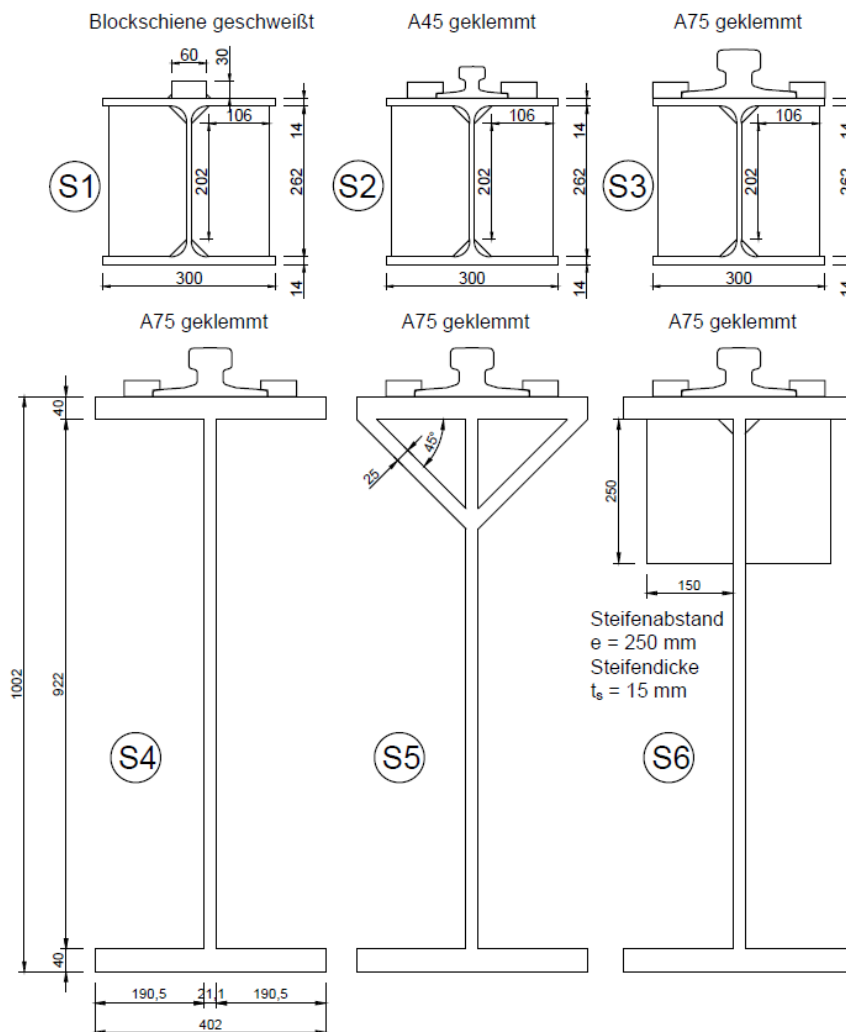


Abbildung 29 - Übersicht der untersuchten Systeme (S1 – S6) von Kranbahnträgern mit I-Querschnitt

## 5.1 Kranbahnträger HEA300 – „geschweißt“

### 5.1.1 Profil HEA300 mit geklemmter Schiene – Einfluss der Schienenklemmenposition, Schienenlänge und Quersteifenposition

Um den Einfluss der Schiene auf die Biegespannungen im Steg abbilden zu können, wird ein im Vergleich zum Träger(HEA300) großes A75-Profil mit geklemmter Befestigung gewählt (System S3 in Abbildung 29). Die einwirkende Radlast wird mit  $F_z = 150$  kN angenommen. Es handelt sich in dieser Untersuchung um ein geschweißtes Profil, das einem HEA300 Profil gleichwertig ist (keine Abrundungsradien vorhanden). Folgende Untersuchungen werden mit einem konstanten Schienenklemmenstand von 500 mm durchgeführt.

In der Abbildung 30 sind sechs verschiedene Fälle dargestellt. Die Trägerlänge  $L$  in Fall 1 und 2 beträgt einen Meter, in den Fällen 3 – 6 zwei Meter. Die Radlast  $F_z$  wird immer an der gleichen Stelle  $x = 0$  eingeleitet. Der Quersteifenabstand  $a$  beträgt in jedem Fall einen Meter. Kennzeichnend gemacht wurden Schienenklemmenposition (SK), Radlast-Einleitungspunkt, Länge der Schiene und Quersteifenposition.

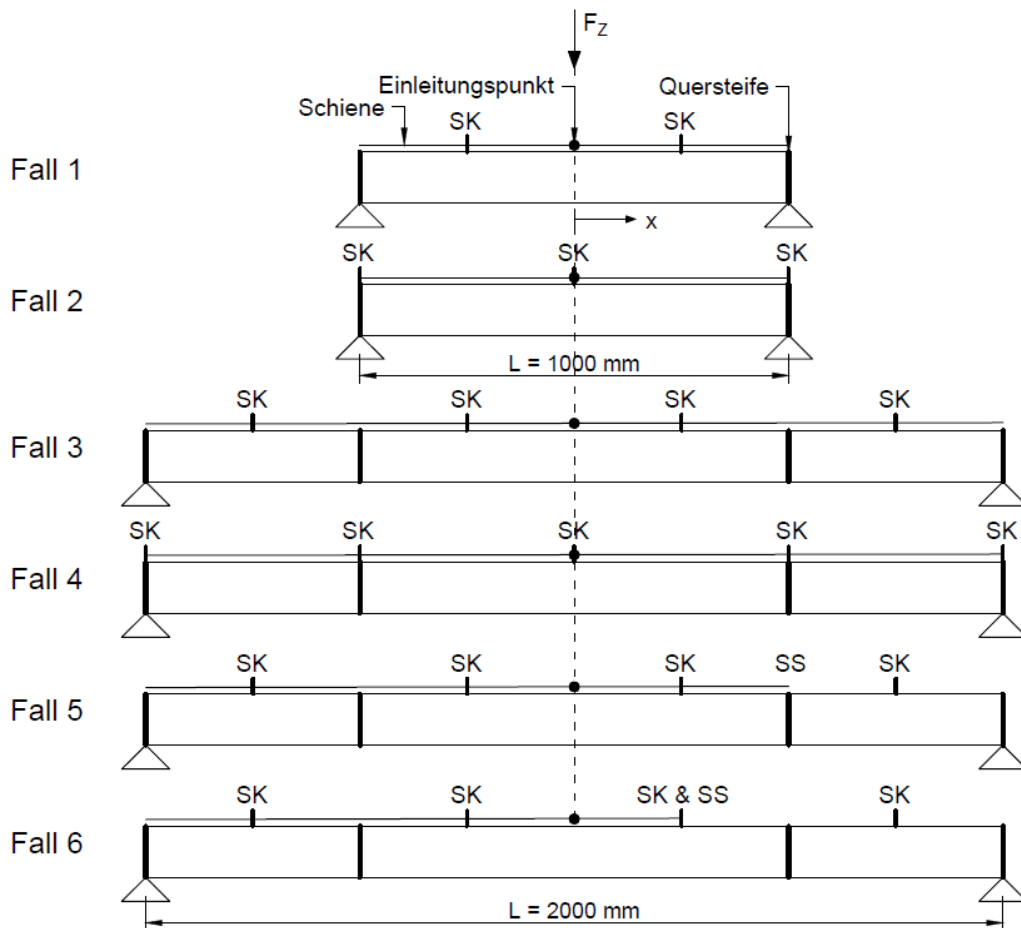


Abbildung 30 - Verschiedene Fälle der Untersuchung – System S3 (SS = Schienenstoß, SK = Schienenklemme)

Mithilfe des Falles 1 und 2 soll untersucht werden, wie die Spannungen durch den Abstand zwischen Schienenklemme und Quersteife im Fall 1 beeinflusst werden.

Fall 3 und 4 stellen den Regelfall eines Kranbahnträgers dar, die Schiene läuft dabei über mehrere Quersteifen und Schienenklemmen.

Fall 5 und 6 sollen einen möglichen Schienenstoß (SS) darstellen. In Fall 5 befindet sich der Schienenstoß direkt über einer Quersteife. In Fall 6 befindet sich der Stoß unmittelbar bei einer Schienenklemme, die sich nicht über einer Quersteife befindet.

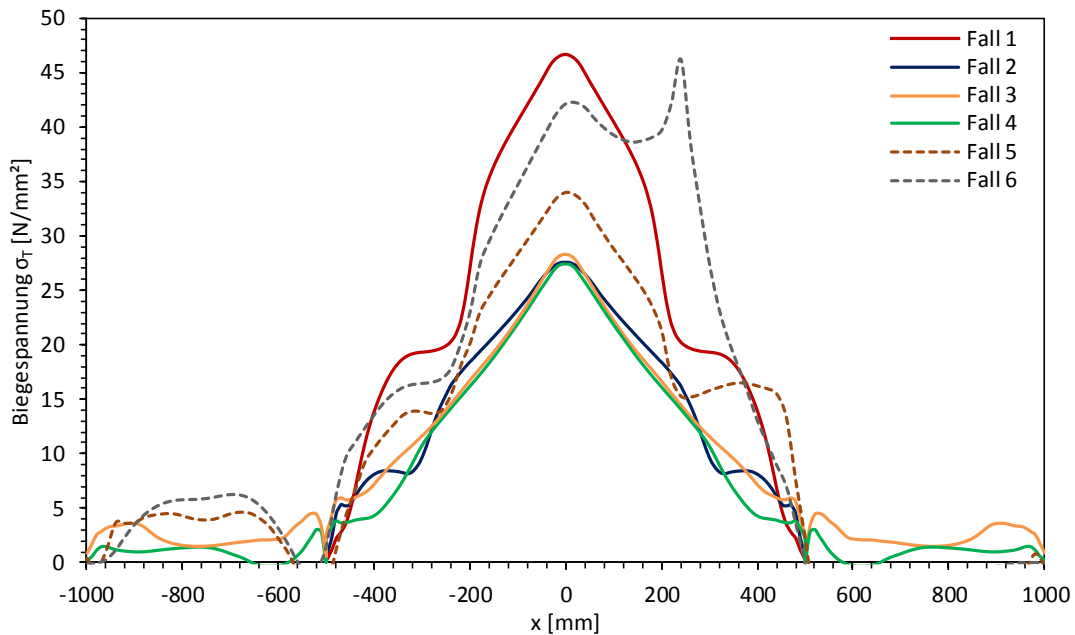


Abbildung 31 - Biegespannungen der unterschiedlichen untersuchten Fälle – HEA300

In Abbildung 31 ist ersichtlich, dass im Fall 1 höhere Biegespannungen im Vergleich zu Fall 2 entstehen. Dies wird dadurch begründet, dass in Fall 1 durch die fehlende Quersteife unter den Schienenklemmen nicht der gesamte Querschnitt aktiviert werden kann bzw. die Schiene keine Gabellagerung aufweist. Im Fall 2 befinden sich die Klemmen direkt über den Quersteifen, dadurch kann der steifere Gesamtquerschnitt aktiviert werden.

Sobald mehr Klemmen vorhanden sind und die Schiene über Quersteifen läuft, siehe Fall 3 und 4, bleibt die Spannung auf dem gleichen Niveau. Dies stellt den Regelfall dar.

Wird die Schiene wie in Fall 5 und 6 gestoßen, ergeben sich je nach Lage des Stoßes deutlich höhere Spannungen im Vergleich zu den Regelfällen 3 und 4. Es wird daher empfohlen, den Schienenstoß möglichst über einer Quersteife auszuführen, oder den Schienenstoß zu verschweißen.

Außerdem ist ersichtlich, dass bei Betrachtung des Falles 2 und des Falles 4 Spannungen in annähernd gleicher Höhe auftreten. Da die globalen Biegespannungen Einfluss auf die vertikalen lokalen Spannungen ausüben, sind weitere Untersuchungen notwendig um deren Relevanz beurteilen können.

Bei  $x = \pm 500$  mm werden in allen Fällen durch die dort vorhandenen Quersteifen die Biegespannungen zu null. Die maximalen Spannungen aus Abbildung 31 sind in Tabelle 3 ersichtlich.

Tabelle 3 – Maximale Biegespannungen der einzelnen Fälle für HEA300 aus Abbildung 31

	Fall 1	Fall 2	Fall 3	Fall 4	Fall 5	Fall 6
$\sigma_T$ [N/mm <sup>2</sup> ]	47	27	28	28	34	46

### 5.1.2 Profil HEA300 mit geklemmter Schiene - Einfluss des Quersteifenabstands

Es soll nun untersucht werden, welchen Einfluss der Quersteifenabstand bei gleichbleibender Stützweite des Systems hat. Es werden 6 Fälle betrachtet (vgl. Abbildung 32), die Stützweite beträgt in jedem Fall 2 m. Der Quersteifenabstand und die Lage der Schienenklemmenposition variieren. Die einwirkende Kraft wird mit  $F_z = 150$  kN gewählt. Es handelt sich in dieser Untersuchung wieder um ein geschweißtes Profil, das einem HEA300 Profil gleichwertig ist (keine Ausrundungsradien vorhanden). Der Abstand der Schienenklemmen zueinander beträgt 500 mm. Kenntlich gemacht wurden in Abbildung 32 Schienenklemmenposition (SK), Radlast-Einleitungspunkt, Länge der Schiene und Quersteifenposition.

Im Fall 1\* wird im Gegensatz zu Fall 2\* das Moment nicht direkt über die Schienenklemmen in den Träger eingeleitet.

Fall 3 sowie Fall 4 sind ident mit Fall 3 und Fall 4 aus Abschnitt 5.1.1.

Fall 3a und 4a unterscheiden sich von Fall 3 und Fall 4 dadurch, dass die Einleitung des Moments direkt über einer Quersteife stattfindet und dass der Quersteifenabstand nur halb so groß ist.

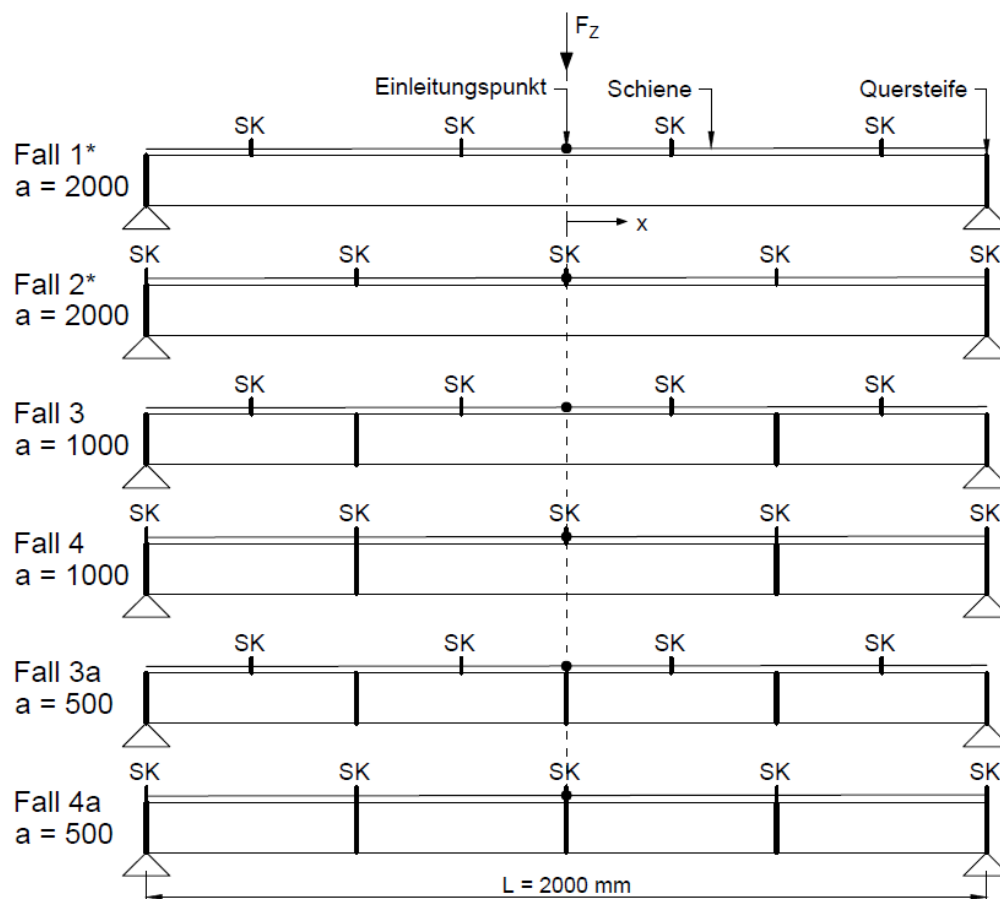


Abbildung 32 - Verschiedene Fälle der Untersuchung des Einflusses des Quersteifenabstands  $a$  – System S3 (SK = Schienenklemme)



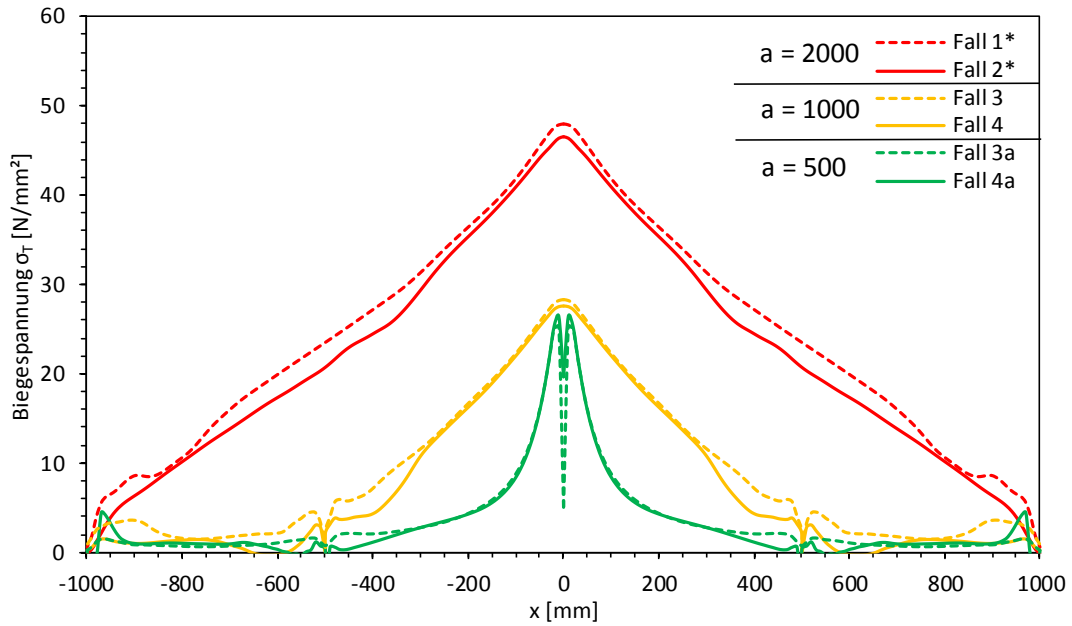


Abbildung 33 - Biegespannungen der einzelnen untersuchten Fälle – HEA300 mit Variation des Quersteifenabstands a

In Abbildung 33 ist ersichtlich, dass bei vorhandener Quersteife direkt unter der Radlast, wie bei Fall 3a und 4a, annähernd gleich hohe Spannungen wie im Fall ohne Quersteife entstehen. Des Weiteren erkennt man, dass die Spannungen aus Fall 1\* und Fall 2\* annähernd ident sind, womit begründet werden kann, dass die Schienenklemmenposition keinen nennenswerten Einfluss auf die Spannungen hat. Der gleiche Effekt ist bei Fall 3 und Fall 4 zu erkennen. Es ist außerdem ersichtlich, dass erwartungsgemäß die Halbierung des Quersteifenabstands die Biegespannungen erheblich reduziert. Die maximalen Spannungen aus Abbildung 33 sind in Tabelle 4 ersichtlich.

Tabelle 4 – Maximale Spannungen der einzelnen Fälle für HEA300 aus Abbildung 33

	Fall 1*	Fall 2*	Fall 3	Fall 4	Fall 3a	Fall 4a
$\sigma_T$ [N/mm <sup>2</sup> ]	48	47	28	28	25	26

### 5.1.3 Profil HEA300 - Einfluss der Schienenbefestigung

Für weitere Untersuchungen soll nun ein Profil HEA300, gewalzt oder gleichwertig geschweißt, mit wahlweise Blockschiene oder A-Profil Schiene mittels FE-Analyse betrachtet werden. Bei den Schienen handelt es sich zum einen um eine Blockschiene mit den Abmessungen 60x30 mm (System S1) und zum anderen um A-Schienen mit den Profilgrößen A45 (S2) und A75 (S3). Diese Schienen werden auf unterschiedliche Weise befestigt:

„Lose“: Zwischen Profil HEA300 und Blockschiene herrscht eine Kontaktbeziehung einschließlich Reibung, der Reibbeiwert  $\mu$  wird dabei mit 0,2 angenommen. Die Schiene wird nicht zusätzlich befestigt.

„Starr“: Profil HEA300 und Blockschiene sind vollflächig miteinander verbunden. Dies stellt einen theoretischen Fall dar, da es kaum möglich sein wird, das HEA300-Profil vollflächig –über die volle Breite - mit dem Schienenfuß zu verbinden.

„Geschweißt“: Profil HEA300 und Blockschiene sind mittels zwei 5 mm starken Kehlnähten verbunden. Zwischen den Kontaktflächen von Schiene und Obergurt wird ein Reibbeiwert  $\mu$  mit 0,2 angenommen.

„Geklemmt“: HEA300 und A-Schienen sind durch Schienenklemmen verbunden. Die Schienenklemmen sind vollflächig mit dem Obergurt des I-Profils verbunden. Zwischen den Kontaktflächen wird ein Reibbeiwert  $\mu$  mit 0,2 angenommen.

Um den Einfluss der Schiene in das begleitend untersuchte EC-Modell einfließen lassen zu können, wird für das Torsionsträgheitsmoment  $I_T$  die Summe der Einzelträgheitsmomente von Schiene und Obergurt eingesetzt. Dies wird in den folgenden Abbildungen mit den Punkten „EC mit It-Schiene“ dargestellt.

„EC ohne It-Schiene“ berücksichtigt nur das Torsionsträgheitsmoment des Obergurts des Profils, dies stellt somit für geklemmte Schienen den Norm-Fall dar und für geschweißte Schienen einen Sonderfall.

Außerdem werden auch die Ergebnisse nach dem Modell von Petersen, unter Berücksichtigung des Torsionsträgheitsmomentes der Schiene, ausgewiesen.

Fallweise wird für die Ergebnisdarstellung eine Sekundärachse eingeführt, dabei wird versucht für die Biegespannungen einen einheitslosen Vergleichswert darzustellen. Dies gelingt mit der Beziehung  $\sigma_T \cdot a \cdot t_w^2 / M_T [-]$ , wobei  $\sigma_T$  die Biegespannungen,  $a$  den Quersteifenabstand,  $t_w$  die Stegdicke und  $M_T$  das einwirkende Torsionsmoment darstellt (in allen Fällen:  $M_T = F_z \cdot e = F_z \cdot k/4$ ). Damit gelingt es, die Ergebnisse unabhängig vom einwirkenden Moment darzustellen.

Bei der in Abbildung 34 dargestellten Systemkonfiguration handelt es sich um einen Versuchsaufbau des Labors für konstruktiven Ingenieurbau der Technischen Universität Graz. Es ist zu beachten, dass die Blockschiene nicht bis zu den Quersteifen reicht, was laut Abschnitt 5.1.1 zu einer Erhöhung der Biegespannungen im Steg führt. Dieser Effekt muss gedanklich berücksichtigt werden.

Die einwirkende Kraft  $F_z$  wird mit 150 kN angenommen.

In der Abbildung 34 ist eine geschweißte Blockschiene ersichtlich. Ergänzend zu den durchgeführten Versuchen mit einer Blockschiene wurden auch Versuche mit einem A45- und einem A75-Profil ausgeführt, mit Schienenklemmen in den Viertelpunkten des Trägers.

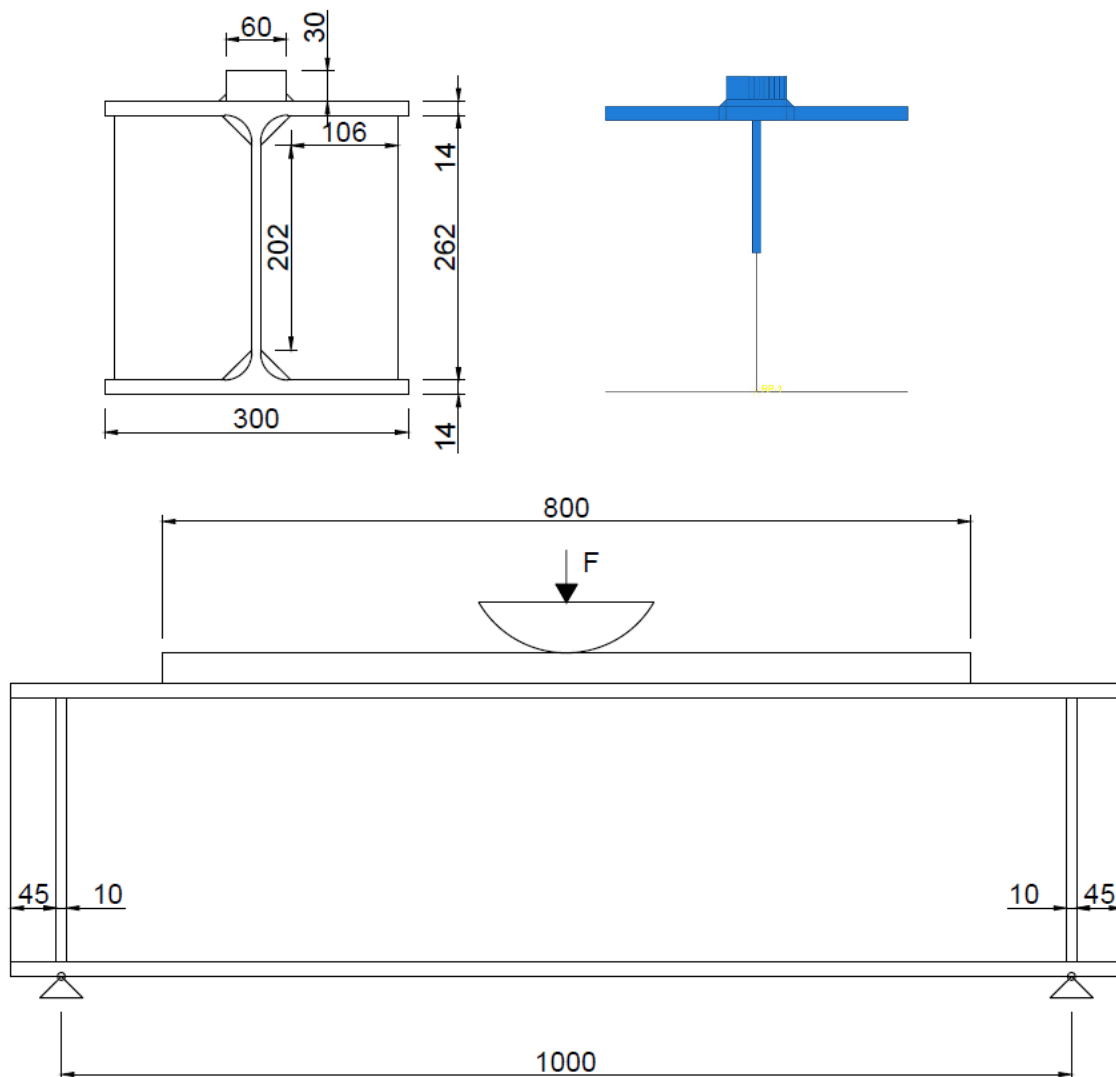


Abbildung 34 – HEA 300 –Systemdarstellung mit Blockschiene

Abbildung 35 bis Abbildung 39 zeigen die Ergebnisvergleiche für ein gewalztes Profil, wohingegen Abbildung 40 bis Abbildung 44 die Ergebnisse für ein gleichwertiges geschweißtes Profil mit unterschiedlichen Schienentypen darstellt.

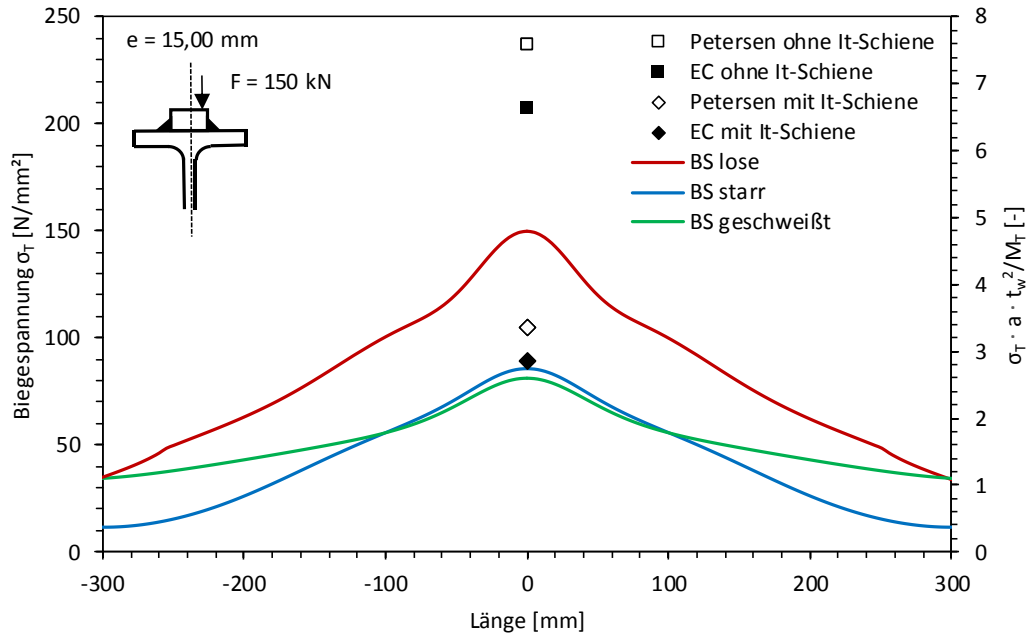


Abbildung 35 - Biegespannungen bei gewalztem Profil HEA300 und geschweißter BS

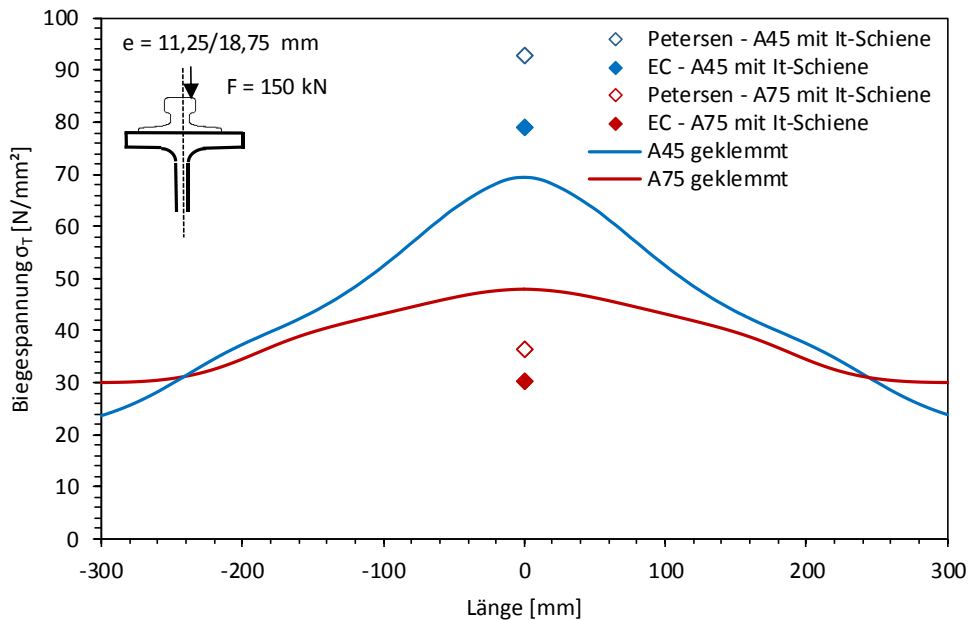


Abbildung 36 - Biegespannungen bei gewalztem Profil HEA300 und geklemmter A-Schiene

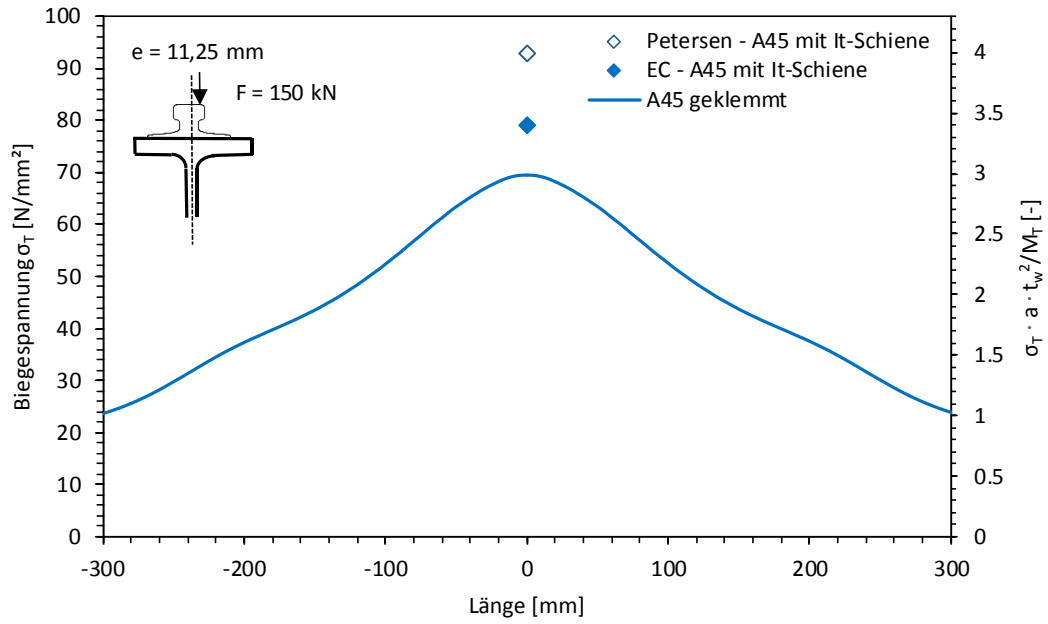


Abbildung 37 – Biegespannungen und einheitslose Darstellung bei gewalztem Profil HEA300 und geklemmter A45-Schiene

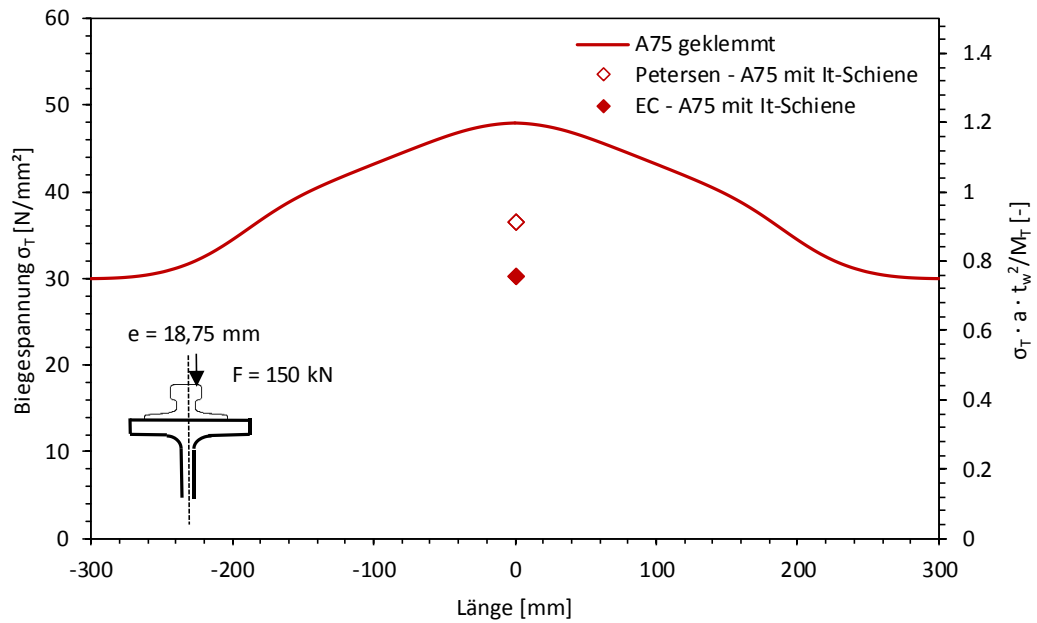


Abbildung 38 - Biegespannungen und einheitslose Darstellung bei gewalztem Profil HEA300 und geklemmter A75-Schiene

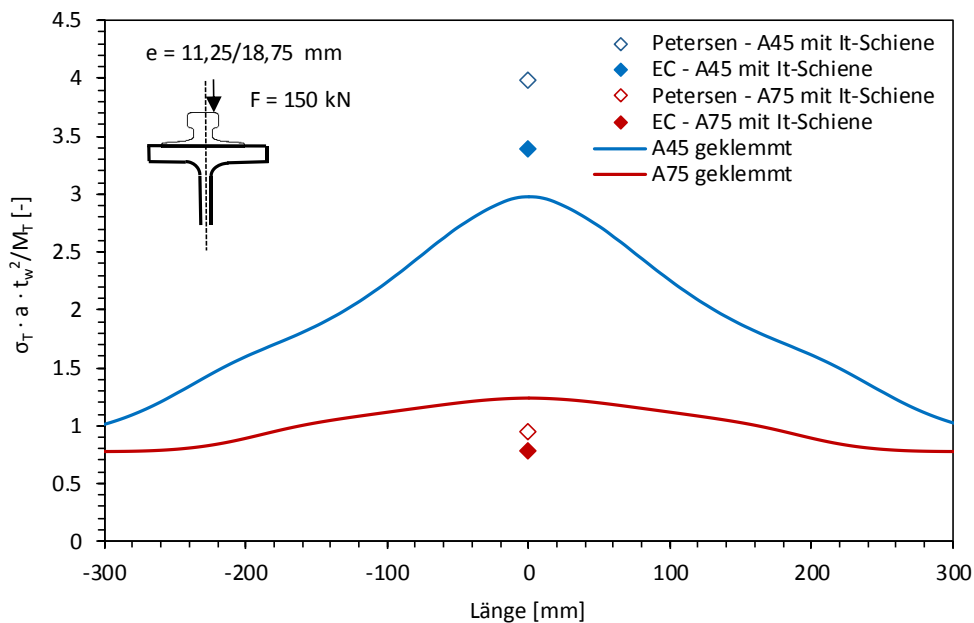


Abbildung 39 - Einheitslose Darstellung bei gewalztem Profil HEA300 und geklemmten A-Schienen

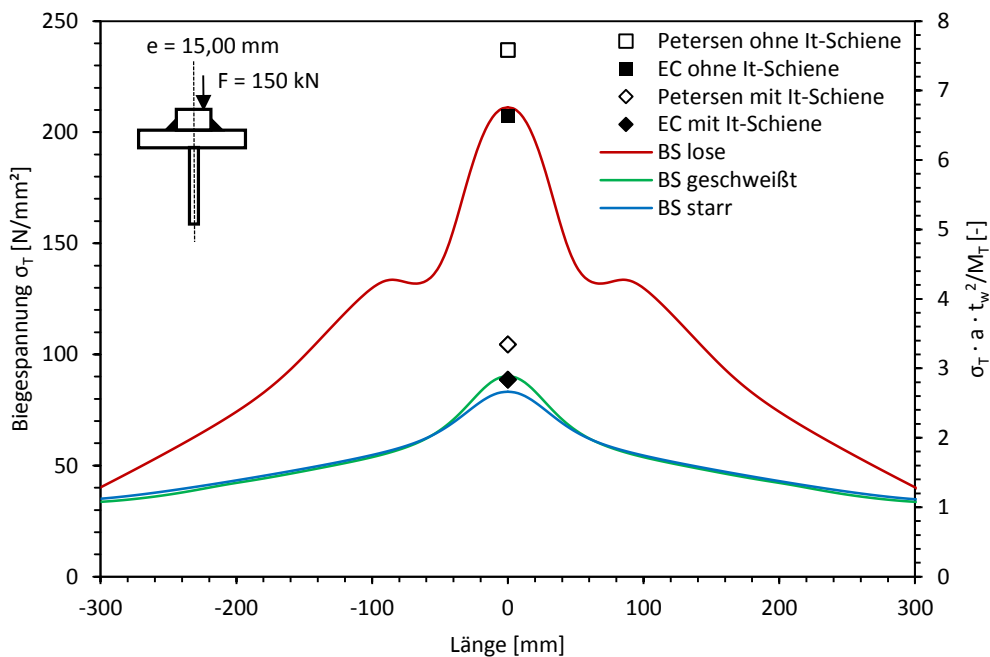


Abbildung 40 - Biegespannungen bei geschweißtem Profil HEA300 und geschweißter BS

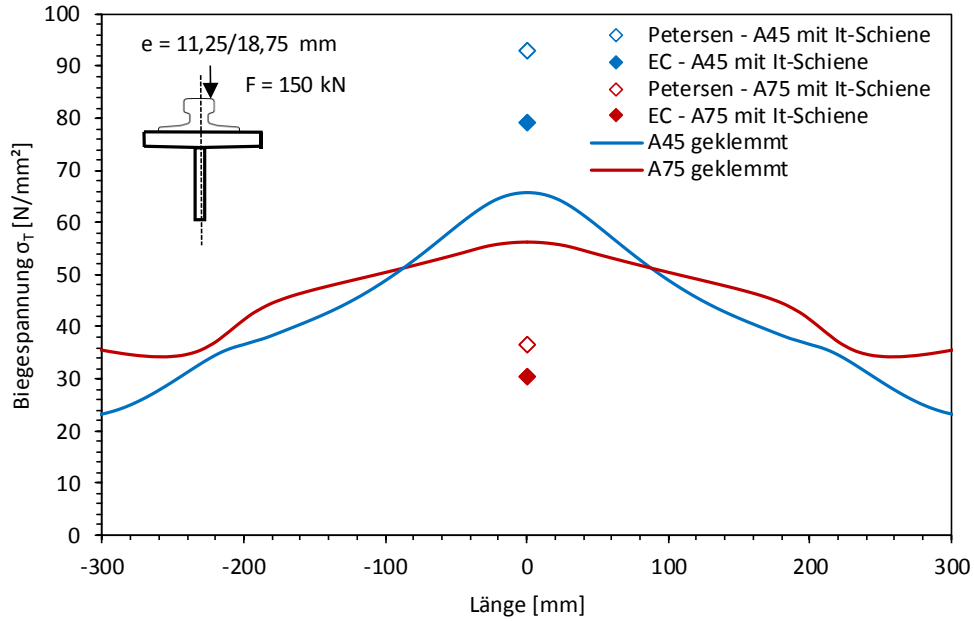


Abbildung 41 - Biegespannungen bei geschweißtem Profil HEA300 und geklemmter A-Schiene

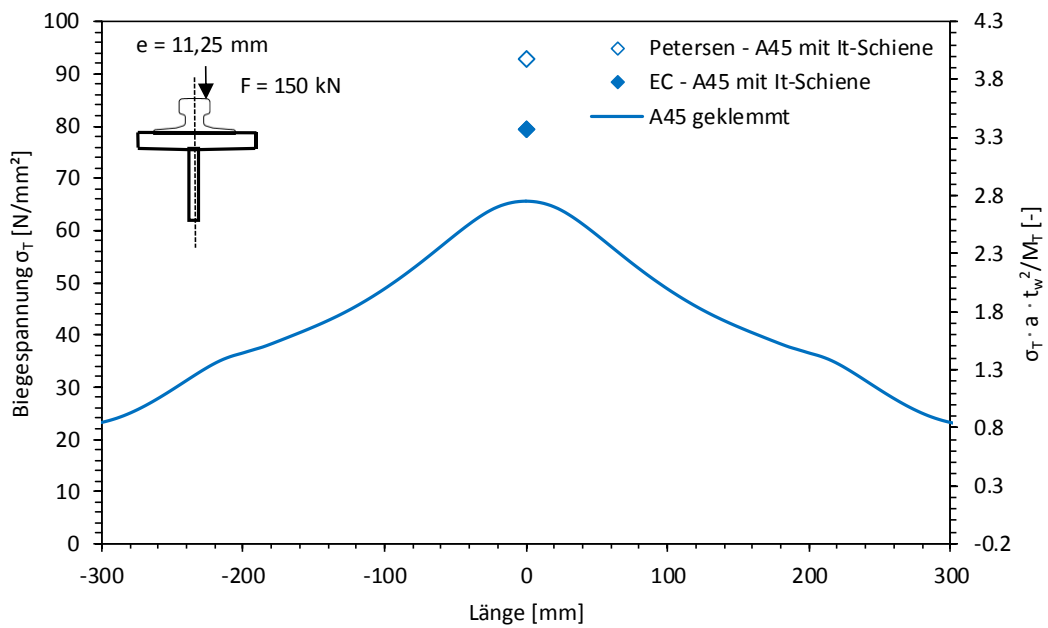


Abbildung 42 - Biegespannungen und einheitslose Darstellung bei geschweißtem Profil HEA300 und geklemmter A45-Schiene

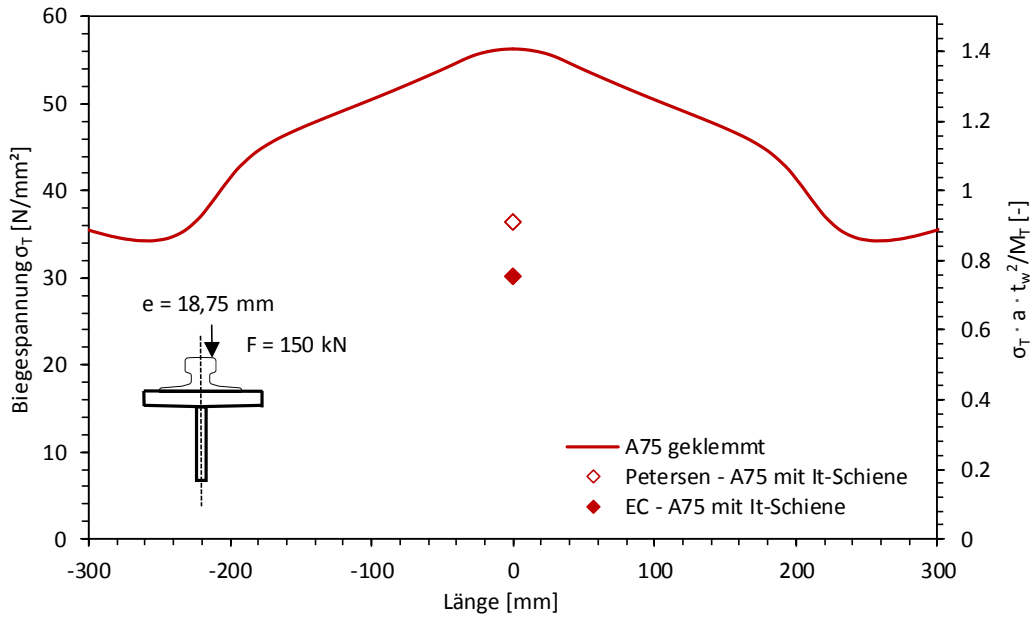


Abbildung 43 - Biegespannungen und einheitslose Darstellung bei geschweißtem Profil und geklemmter A75-Schiene

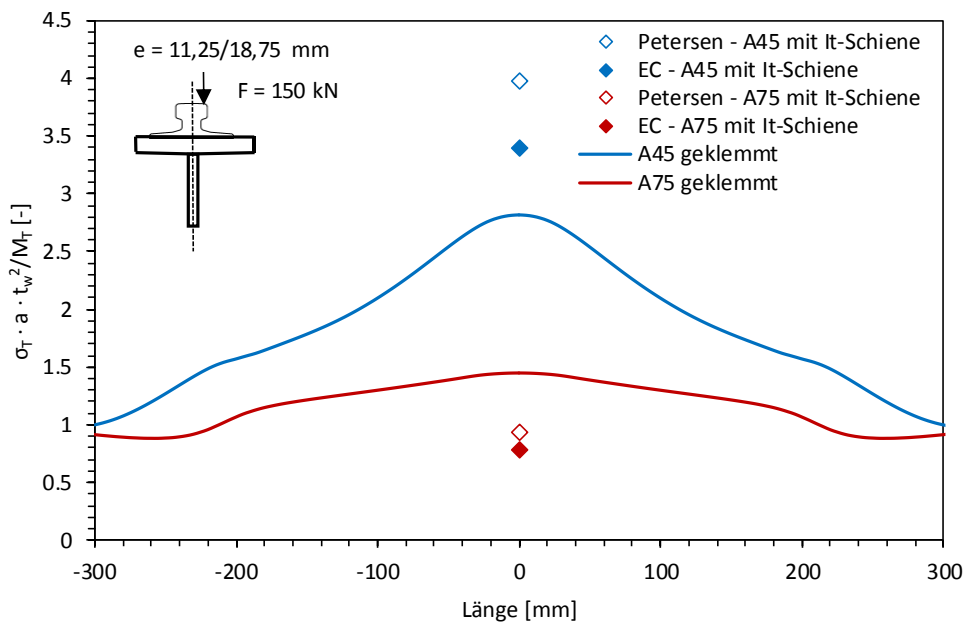


Abbildung 44 - Einheitslose Darstellung bei geschweißtem Profil und geklemmten A-Schienen



Tabelle 5 zeigt eine Übersicht der berechneten Spannungen aus FE, EC und Petersen. Bei der Berechnung von EC und Petersen wird auf eine Unterscheidung in geschweißtes und gewalztes Profil verzichtet, da der Unterschied marginal ist, wodurch in beiden Fällen mit einer lichten Steghöhe  $h_w = 262 \text{ mm}$  gerechnet wird. Die grau markierten Ergebnisse von Biegespannungen aus Tabelle 5 sind nicht in den vorhergehenden Abbildungen eingetragen.

Tabelle 5 - Übersicht der Ergebnisse

Übersicht der einzelnen Fälle						
Schiene	$\sigma_T$ - FE [N/mm <sup>2</sup> ]		$\sigma_T$ - EC [N/mm <sup>2</sup> ]		$\sigma_T$ - Petersen [N/mm <sup>2</sup> ]	
	gewalztes Profil	geschweißtes Profil	It ohne Schiene	It mit Schiene	It ohne Schiene	It mit Schiene
BS lose	150	211	207	89	237	104
BS geschweißt	81	90	207	89	237	104
BS starr	85	83	207	89	237	104
A45 geklemmt	69	66	155	79	178	93
A75 geklemmt	48	56	259	30	296	36

Unter Berücksichtigung des spannungsverringernenden Effekts der durchlaufenden sich auf der Quersteife abstützenden Schiene aus Abschnitt 5.1.1, welcher sich anhand der berechneten Spannungen  $28 \text{ N/mm}^2$  (Fall 3 - Abschnitt 5.1.1) und  $56 \text{ N/mm}^2$  (A75 geklemmt - Abschnitt 5.1.3) für den Fall mit A75-Schiene zu einem Faktor 0,5 ergibt und dem spannungserhöhenden Effekt bei A-Profil Schienen aus Anhang A, der 20% beträgt, kann festgehalten werden, dass bei geklemmter A45-Schiene eine Abschätzung mittels EC auf der konservativen Seite ist, bei Ansatz der Summe der Einzeltorsionsträgheitsmomente.

Es ist außerdem ersichtlich, dass der Ansatz der Summe von It-Obergurt und It-Schiene auch als auf der sicheren Seite liegend angenommen werden kann, bei geschweißter Verbindung von Träger und Schiene.

Beim nicht baupraktisch relevanten Fall eines Profils HEA300 in Verbindung mit einer geklemmten A75-Profil Schiene, ist sich die Berechnung des EC mit It-Schiene, trotz Berücksichtigung des Effektes aus 5.1.1 und Anhang A, auf der unsicheren Seite.

Der Unterschied in den Spannungen zwischen gewalztem und geschweißtem Profil weist keine eindeutige Tendenz auf und erfordert daher weitere Untersuchungen, um dahingehend eine Anpassung des Berechnungsmodells EC durchführen zu können. Somit verbleibt beim Walzprofil nur der Vorteil des höheren Kerbfalles eines gewalzten Profils in Bezug auf die Ermüdungsproblematik.

In Hinblick auf die Anwendung in der Praxis ist es leicht verständlich, dass bei Kranbahnträgern mit geringeren Anforderungen zumeist aufgeschweißte Blockschienen verwendet werden, da es die jetzige Normung nach [5] nicht erlaubt, bei geklemmten Schienen das Torsionsträgheitsmoment der Schiene zu berücksichtigen. Dies führt zu einer exorbitanten Überschätzung der auftretenden Biegespannungen bei A-Profilen, wie in Tabelle 5 ersichtlich.

Es wird daher empfohlen bei Verhältnismäßigkeit von Schienen- und Obergurtgröße das Torsionsträgheitsmoment der Schiene, trotz geklemmter Befestigung, zu berücksichtigen, um eine wirtschaftliche Kontruktion ausführen zu können.

### 5.1.4 Profil HEA300 mit geschweißter Blockschiene – Parameterstudie

In diesem Abschnitt wird eine Parameterstudie am Profil HEA300 mit Blockschiene durchgeführt (System S1). Es handelt sich in dieser Untersuchung wieder um ein geschweißtes Profil, das einem HEA300 Profil gleichwertig ist (keine Ausrundungsradien vorhanden). Dazu wird wieder das Modell aus Abbildung 34 herangezogen mit dem Unterschied, dass die Blockschiene bis zu den Querstreifen verlängert wird und dadurch über die gesamte Trägerlänge reicht. Dies führt zu einer Reduktion der Spannungen, da die Schiene sich auf der steifen Querstreife abstützen kann und somit der gesamte Träger aktiviert werden kann. Dies ist der Grund, warum die Spannungen in diesem Abschnitt von denen aus Abschnitt 5.1.3 abweichen.

Beim Vergleich mit EC werden unterschiedliche Torsionsträgheitsmomente  $I_T$  eingesetzt. Die in Tabelle 6 grau markierten Werte stellen die Ausgangswerte für die Parameterstudie dar.

Tabelle 6 - Übersicht der Parameterstudie: variierte Parameter

tw	tf	hw	bf	a
25	30	1000	500	4000
20	25	800	400	3000
14	20	650	300	2000
8.5	14	500		1000
5	10	350		500
		262		

Tabelle 7 - Werte für EC - Ausgangsmodell

Referenzwerte für EC	
$M_T$	2250 [kNm]
$t_f$	14 [mm]
$t_w$	8.5 [mm]
$b_f$	300 [mm]
a	1000 [mm]
$h_w$	262 [mm]

Im Eurocode [5] wird bei der Berechnung der Biegespannungen im Stegblech das Torsionsträgheitsmoment  $I_T$  wie folgt definiert:

$I_T$  - das Torsionsträgheitsmoment des Flansches (einschließlich der Schiene, falls sie schubstarr befestigt ist)

Es stellt sich nun die Frage der Interpretation dieses Wortlautes. Bisher wurde das Zustandekommen von  $I_T$  als Summe der Einzeltorsionsträgheitsmomente von Obergurt und Schiene verstanden. Kraus und Mämpel [7] stellen zur Berechnung des Torsionsträgheitsmoments von schubstarr miteinander verbundenem Träger und Schiene eine mechanisch korrektere Methode zur Verfügung. Dabei wird eine Art „Hohlzellenmodell“ zugrunde gelegt. Dieses berücksichtigt, bei schubfester Verbindung zwischen Obergurt und Schiene, den sich einstellenden Kreisschubfluss.

Das Torsionsträgheitsmoment lässt sich dann für das Profil HEA300 mit aufgeschweißter Blockschiene wie folgt ermitteln (Bezeichnung mit  $I_{T,Neu}$ ):

$$I_{T,Neu} = I_{T,f} + I_{T,r} + \frac{4 \cdot A_m^2}{\oint ds/t(s)} \quad (21)$$

Angewendet auf Abbildung 45 ergibt sich daraus:

$$I_{T,Neu} = \frac{b_f \cdot t_f^3}{3} + \frac{b_{fr} \cdot h_r^3}{3} + \frac{4 \cdot \left( b_{fr} \cdot \frac{h_r + t_f}{2} \right)^2}{b_{fr} \cdot \left( \frac{1}{h_r} + \frac{1}{t_f} \right)} \quad (22)$$

Mit:

$b_f$	Breite des Obergurtes	$I_{T,f}$	Torsionsträgheitsmoment des Flansches
$t_f$	Dicke des Obergurtes	$I_{T,r}$	Torsionsträgheitsmoment der Schiene
$b_{fr}$	Breite der Schiene		
$h_r$	Höhe der Schiene		

Zur Überprüfung der Ergebnisse für das Torsionsträgheitsmoment von Obergurt und Schiene nach [7] wird zusätzlich eine FE-Berechnung angestellt. Das Modell ist in Abbildung 45 ersichtlich. Die Länge des Modells beträgt einen Meter. Das Modell wird so erstellt, dass sich die Verwölbung frei einstellen kann. Außerdem wird eine gebundene Drehachse im Schnittpunkt zwischen Symmetrieachse und Übergang Obergurt und Blockschiene vorausgesetzt. Diese führt dazu, dass der Querschnitt bei Verdrehung in dieser Achse nicht ausweichen kann. Eine Variation der Lage der gebundenen Drehachse senkrecht in der Symmetrieebene liefert keine nennenswerten Veränderungen der Ergebnisse.

Dieses Modell liefert bei einer aufgetragenen Verdrehung von  $\varphi = 1$  ein zugehöriges Torsionsmoment  $M_T$  von  $1,009 \cdot 10^8$  Nmm. Mit Gl. (23) lässt sich nun das zugehörige Torsionsträgheitsmoment  $I_T$  des Querschnitts, bestehend aus Obergurt des HEA300-Profiles und der Blockschiene einschließlich Schweißnähte, errechnen.

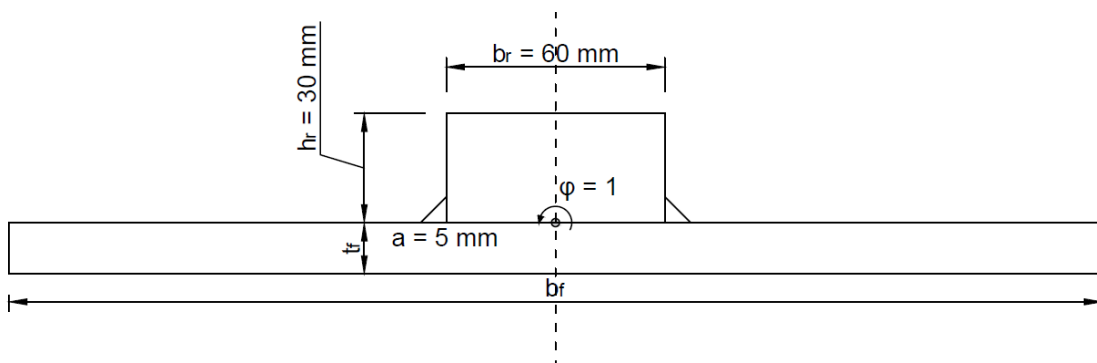


Abbildung 45 - Modell für die Berechnung des Torsionsträgheitsmoments  $I_{T,FE}$

$$\varphi = \frac{M_T \cdot l}{G \cdot I_T} \quad (23)$$

Dies liefert für den Referenzquerschnitt mit  $1,246 \cdot 10^6 \text{ mm}^4$  ein um 35% geringes Torsionsträgheitsmoment im Vergleich zur Variante nach [7].

Das Torsionsträgheitsmoment infolge der FE-Berechnung des Modells aus Abbildung 45 wird in weiterer Folge als  $I_{T,FE}$  bezeichnet. Das Torsionsträgheitsmoment nach der Variante von [7] wird als  $I_{T,Neu}$  bezeichnet und  $I_{T,Schiene}$  („EC mit It-Schiene“) setzt sich aus der Summe der Einzelträgheitsmomente von Obergurt und Schiene zusammen.

Unter Berücksichtigung von  $I_{T,FE}$ ,  $I_{T,Neu}$  und  $I_{T,Schiene}$  entstehen mit der Formel des Eurocodes [5] folgende Ergebnisse. Die gestrichelte Linie stellt jeweils den Ausgangsquerschnitt dar.

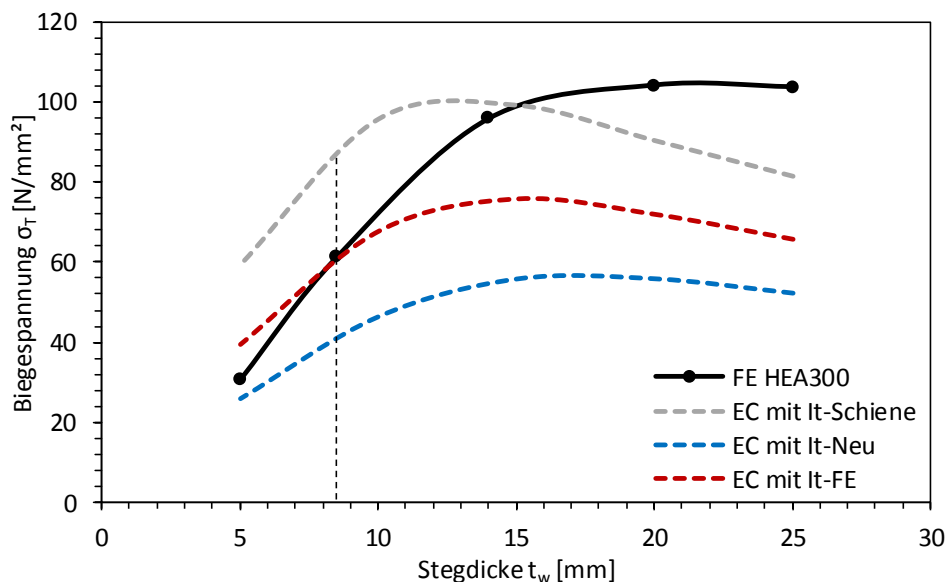


Abbildung 46 - Biegespannungen in Abhängigkeit von der Steckdicke im Vergleich mit dem EC

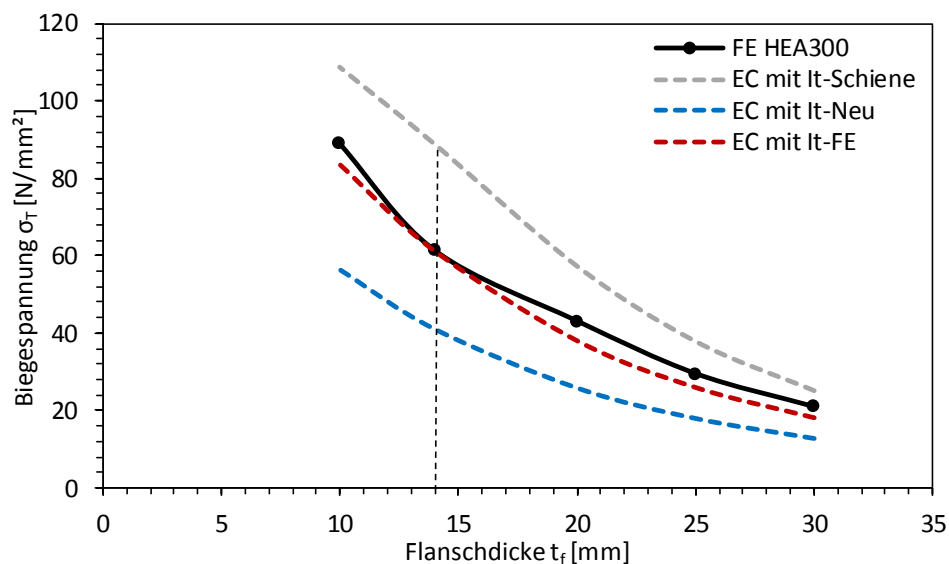


Abbildung 47 - Biegespannungen in Abhängigkeit von der Flanschdicke im Vergleich mit dem EC

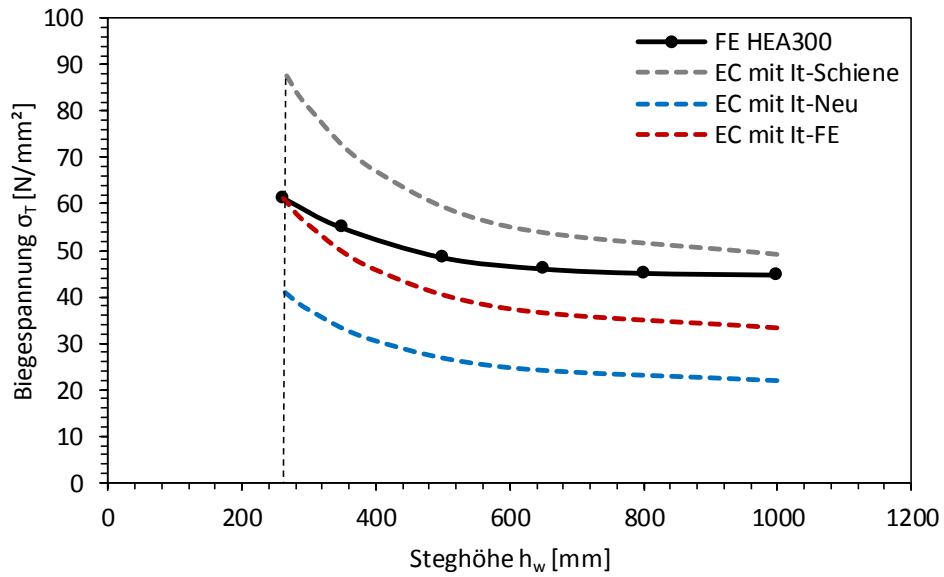


Abbildung 48 - Biegespannungen in Abhängigkeit von der Steghöhe im Vergleich mit dem EC

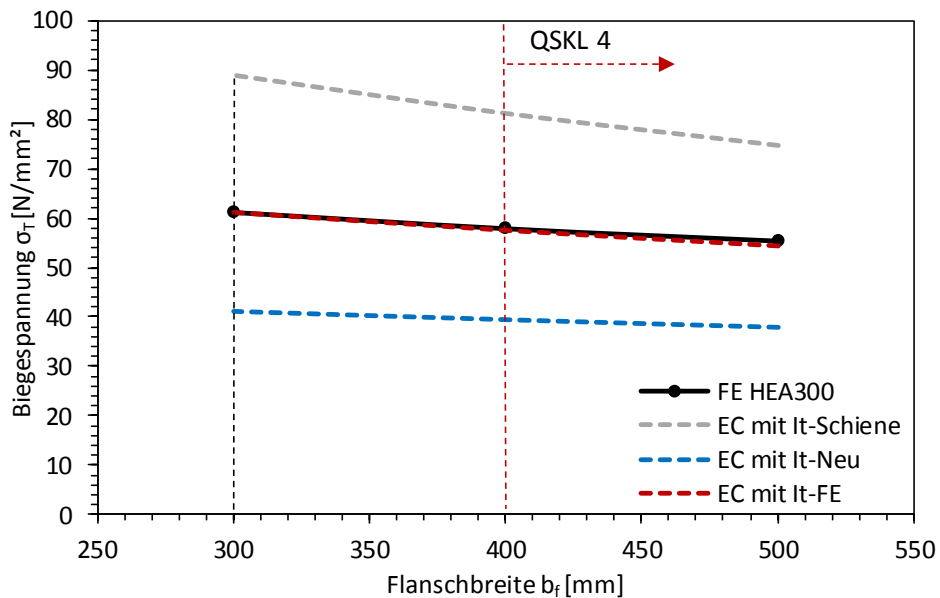


Abbildung 49 - Biegespannungen in Abhängigkeit von der Flanscbreite im Vergleich mit dem EC

Da es bei der Parametervariation zu untypischen Querschnittsgrößen kommen kann, wird an dieser Stelle angemerkt, dass durch die lineare Rechnung diverse Effekte Theorie 2. Ordnung nicht berücksichtigt werden. Querschnitte der Klasse 4 wurden mittels roter gestrichelter Linie als solche markiert.

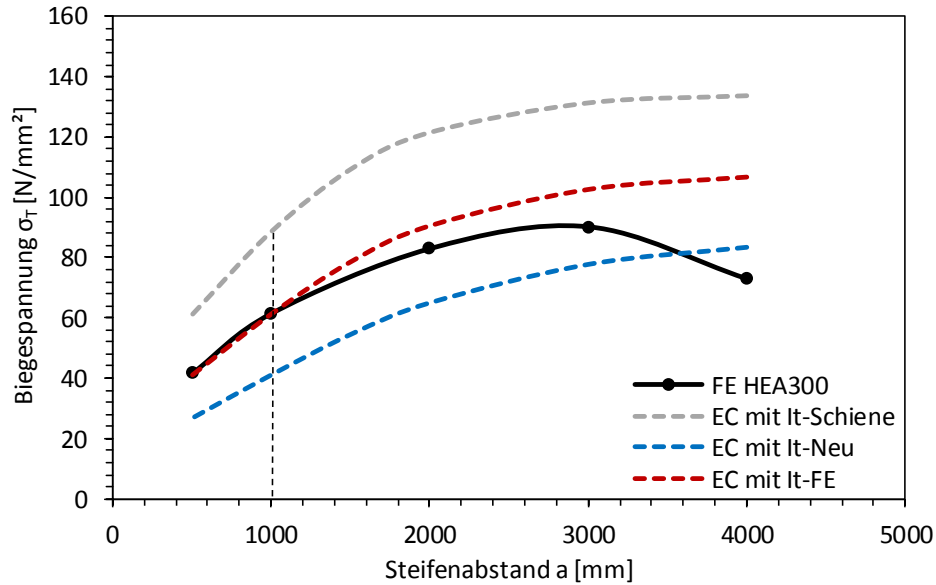


Abbildung 50 - Biegespannungen in Abhängigkeit des Quersteifenabstands im Vergleich mit dem EC

Qualitativ werden die Ergebnisse der FE-Berechnung sehr gut durch das aktuelle Normenwerk beschrieben. Jedoch weicht die Größe der Spannungen erheblich ab.

Der Ansatz des Torsionsträgheitsmoments  $I_{T,Neu}$  nach [7] in der Formel nach Eurocode [5] liefert Ergebnisse, die hauptsächlich auf der unsicheren Seite liegen. Die Berücksichtigung von  $I_{T,FE}$  trifft die auftretenden Biegespannungen der FE-Berechnungen am ehesten. Konservative Ergebnisse erhält man bei Verwendung von  $I_{T,Schiene}$  (Summe der Torsionsträgheitsmomente von Obergurt und Schiene) im EC, dies wird auch in [5] vorgeschlagen. Somit zeigt sich, dass bei geschweißter Verbindung der Schiene mit dem Obergurt keine Anpassung des Eurocodes [5] erforderlich ist.

### 5.1.5 Spannungsverlauf über die Steghöhe

In der folgenden Abbildung 51 sind die Spannungen über die Höhe eines HEA300 – Profils mit aufgeschweißter Blockschiene unmittelbar unter der Radlast ersichtlich. Es handelt sich hierbei um das gleiche FE-Modell wie in Abschnitt 5.1.4. Dargestellt sind die zentrischen lokalen Druckspannungen (Membranspannung  $\sigma_{oz}$ ) und der lokale Biegeanteil infolge einer exzentrischen Lasteinleitung im Steg (Spannung  $\sigma_T$ ). Zusätzlich sind die Ergebnisse nach Eurocode für lokale zentrische Druckspannungen aufgetragen.

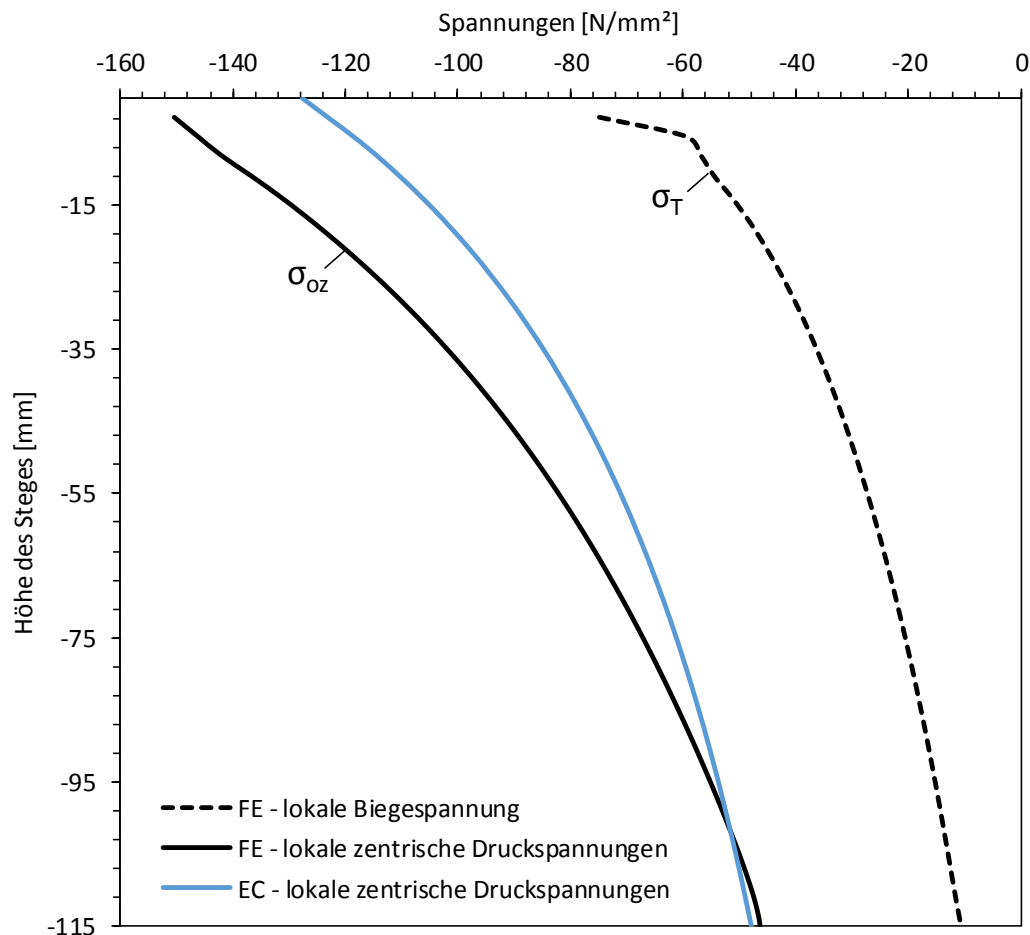


Abbildung 51 - Spannungen über die Höhe eines HEA 300-Profiles

Das Abklingverhalten des EC für lokale Druckspannungen infolge zentrischer Lasteinleitung wurde beidseits mit  $45^\circ$  angenommen, jedoch ist ersichtlich, dass die Spannungen in diesem Fall schneller abklingen als der EC annimmt.

Für die Fragestellung der Spannungsverteilung in Längsrichtung des Trägers wird auf Anhang B verwiesen.

## 5.2 Träger - HLM 1000

### 5.2.1 Untersuchung Stegstrebe und kurze Quersteife

Anhand des größeren Profils eines HLM 1000 mit geklemmter A75 Schiene (System S4 bis S6) soll untersucht werden, wie eine mögliche kurze Quersteife und zusätzliche beidseitige Stegstreben die lokalen Spannungen beeinflussen. In der folgenden Abbildung 52 sind 3 untersuchte Fälle dargestellt. Der Quersteifenabstand  $a$  und die Modellstützweite  $L$  betragen einheitlich 3000 mm. Das linke Modell stellt den Regelquerschnitt, ohne zusätzliche Aussteifungen dar. Ein Ausrundungsradius wurde vernachlässigt. Das mittige Modell stellt den Fall mit Streben dar, diese werden mittels Stumpfnahnt angeschlossen. Rechts erkennt man den Regelquerschnitt mit zusätzlichen kurzen Quersteifen mit dem Achsabstand  $e_{QS} = 250$  mm und einer Dicke  $t_s = 15$  mm, auch diese werden mittels Stumpfnahnt angeschlossen.

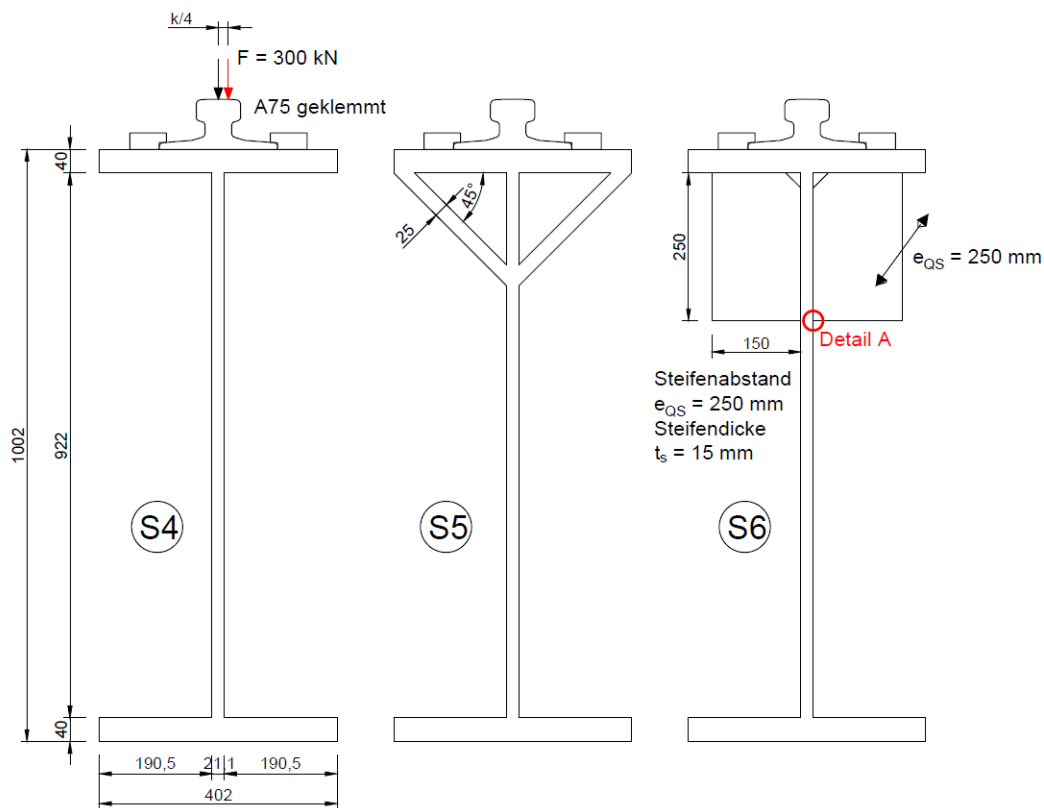


Abbildung 52 - links: Regelquerschnitt; mittig: Profil mit beidseitigen Stegstreben; rechts: Profil mit kurzer Quersteife

In der folgenden Abbildung 53 und Abbildung 54 sind die Spannungen infolge zentrischer Lasteinleitung (Membranspannung  $\sigma_{oz}$ ) und die Biegespannungen (Spannung  $\sigma_T$ ) im Steg für diese 3 Fälle ersichtlich. Für den Fall mit den Steifen (Abbildung 52 rechts) wurde außerdem eine Unterscheidung in direkt, also unmittelbar über der Steife, und indirekt, also mittig zwischen zwei Quersteifen eingeleitete Kraft, durchgeführt. Die Unterscheidung der Einleitung wird in der nachfolgenden Abbildung 53 und Abbildung 54 mit „mit Steife – direkte Einleitung“ und „mit Steife – indirekte Einleitung“ bezeichnet. Das in Abbildung 52 rechts (Profil mit kurzer Quersteife) dargestellte „Detail A“ weist hinsichtlich Gesamtspannungen ein geringeres Niveau auf im Vergleich zu den Spannungen in der Stegblechoberkante.



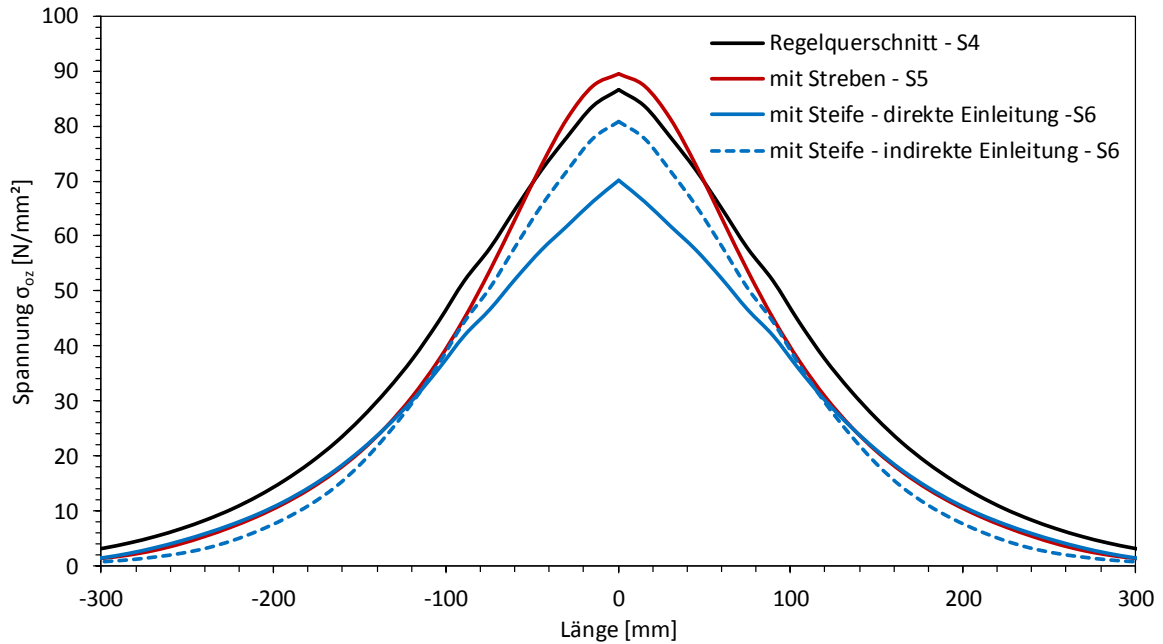


Abbildung 53 - Zentrische Spannungen der einzelnen Fälle

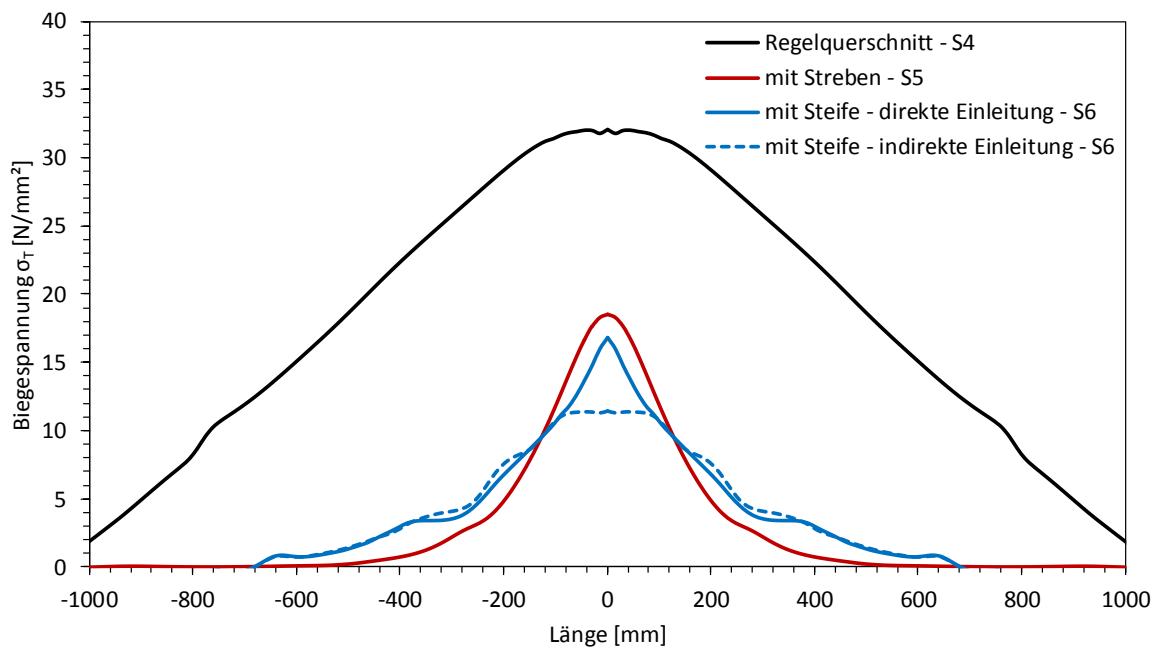


Abbildung 54 - Biegespannungen der einzelnen Fälle

In Abbildung 53 erkennt man, dass sich die zentrischen Spannungen bei einer Konstruktion mit zusätzliche Streben sogar geringfügig erhöhen. Jedoch kann gesagt werden, dass die Änderung relativ gering ausfällt. Die Konstruktion mit zusätzlichen kurzen Quersteifen verringert die Spannungen.

In Abbildung 54 ist ersichtlich, dass die Biegespannungen durch die Streben und Steifen um 50% reduziert werden können. Die indirekte Einleitung liefert hier nochmals geringere Spannungen.

Es stellt sich außerdem die Frage, welche Spannungen in den zusätzlich benötigten Schweißnähten auftreten und ob die maßgebenden Stellen für den Ermüdungsnachweis zu diesen Schweißnähten wechselt. Dazu wird das Modell mit Stegstreben betrachtet. Die nachfolgende Abbildung 55 und Abbildung 56 sollen verdeutlichen, dass die zusätzlichen Schweißnähte keine Probleme hinsichtlich Ermüdung aufweisen, da das Spannungsniveau schon sehr gering ist. Durch Subtraktion des zentrischen (Abbildung 55) vom exzentrischen Fall (Abbildung 56) erhält man die alleinigen Biegespannungen. Diese stimmen mit denen aus Abbildung 54 nicht überein, da in Abbildung 55 und Abbildung 56 Hauptspannungen dargestellt sind. Es ist außerdem ersichtlich, dass sich im zentrischen Belastungsfall hohe Querkzugkräfte in der Obergurt-Unterkante einstellen.

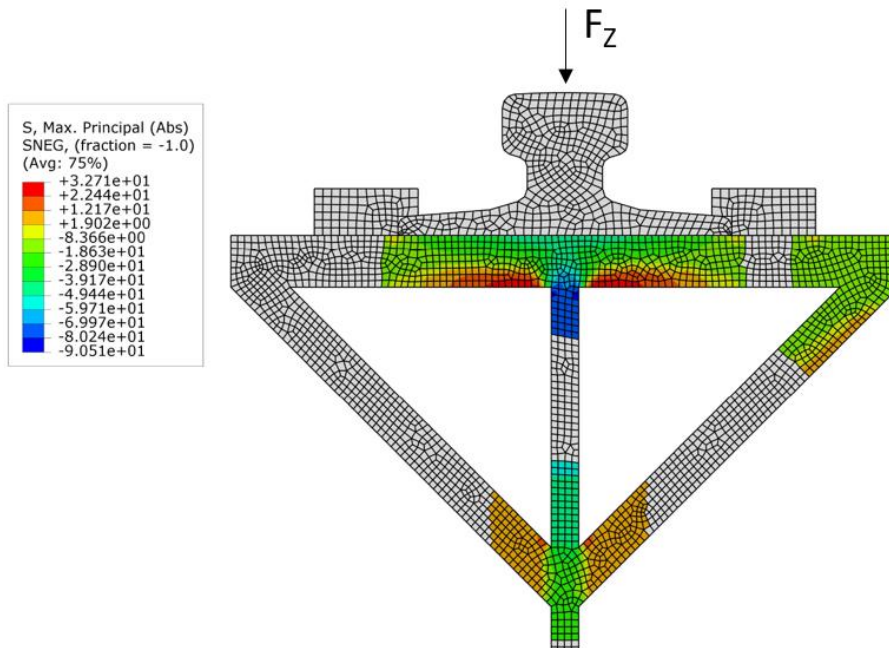


Abbildung 55 - Profil mit Stegverstrebung - zentrische Belastung

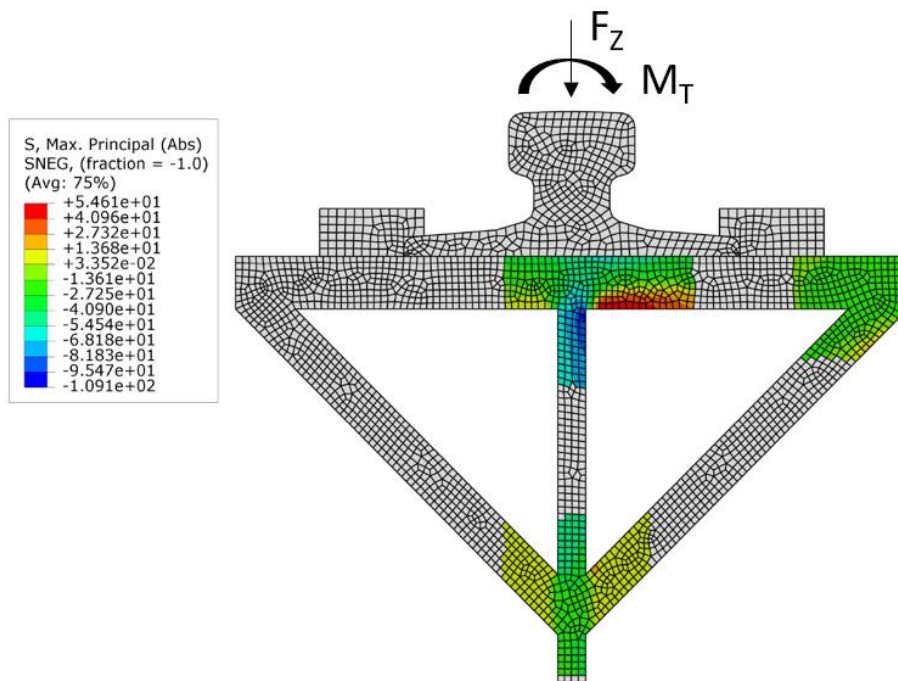


Abbildung 56 - Profil mit Stegverstrebung - exzentrische Belastung

In Abbildung 57 und Abbildung 58 ist die Kraftübertragung von Schiene auf Obergurt bei zentrischer bzw. exzentrischer Belastung ersichtlich, die Übertragung spielt sich hauptsächlich in unmittelbarer Umgebung des Krafteinleitungsbereiches der Radlast ab.

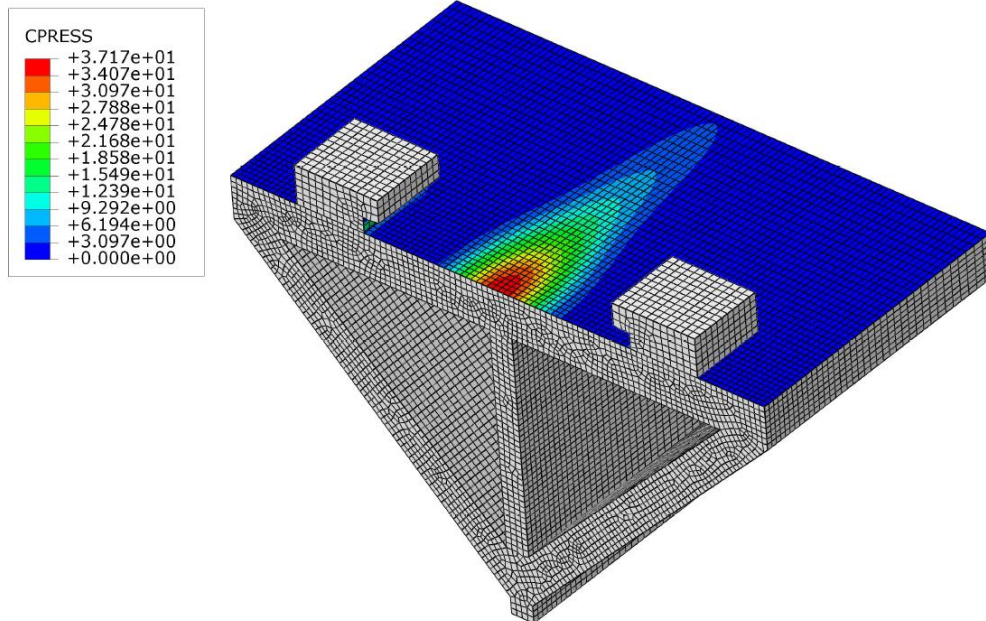


Abbildung 57 - Krafteinleitung von Schiene auf Träger – zentrischer Fall

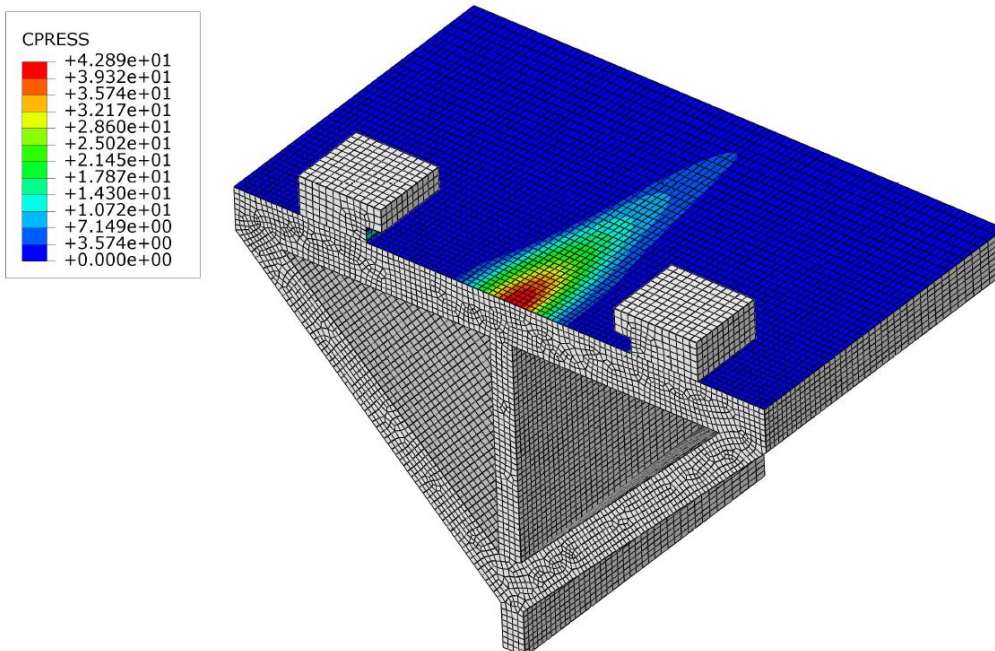


Abbildung 58 - Krafteinleitung von Schiene auf Träger – exzentrischer Fall

Der exzentrische Fall liefert erwartungsgemäß höhere Spannungen wie der zentrische Fall.

Für weitere Untersuchung zur Reduzierung der Spannungen wird auf Anhang C, der von elastischen Unterlagen handelt, verwiesen.

## 5.2.2 System S5 - Variation Stegstrebendicke und Schienengröße

Bei dem System „Profil mit Stegstrebe“ aus Abschnitt 5.2.1 soll nun die Strebedicke und die Schienengröße variiert werden. Es wird untersucht, wie sich die Spannungen infolge zentrischer und exzentrischer Lasteinleitung verhalten. Die rot dargestellte Kurve in Abbildung 61 bezieht sich auf die bezogene Spannungsdarstellung auf der Sekundärachse, die den bereits bekannten einheitslosen Vergleichswert  $\sigma_T \cdot a \cdot t_w^2 / M_T [-]$  darstellt. Da bei Variation der Schienengröße auch die dazugehörige Exzentrizität  $k/4$  angepasst werden muss und dadurch das einwirkende Moment  $M_T$  verändert wird, entsteht eine Abhängigkeit von 2 Parametern. Durch die einheitslose Darstellung können die Ergebnisse unabhängig vom einwirkenden Moment  $M_T$  abgebildet werden (Abbildung 61).

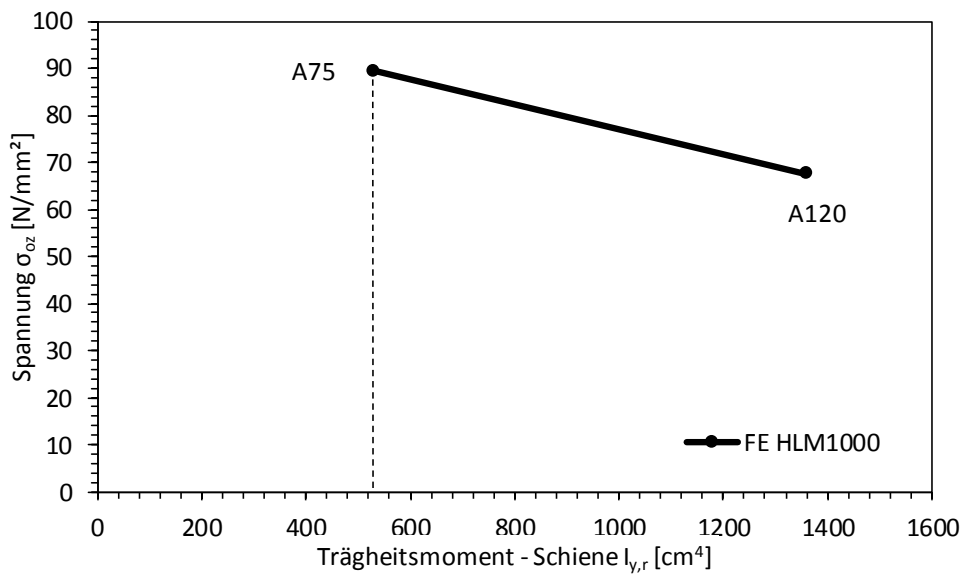


Abbildung 59 - Zentrische Spannungen  $\sigma_{oz}$  in Abhängigkeit des Trägheitsmoments der Schiene

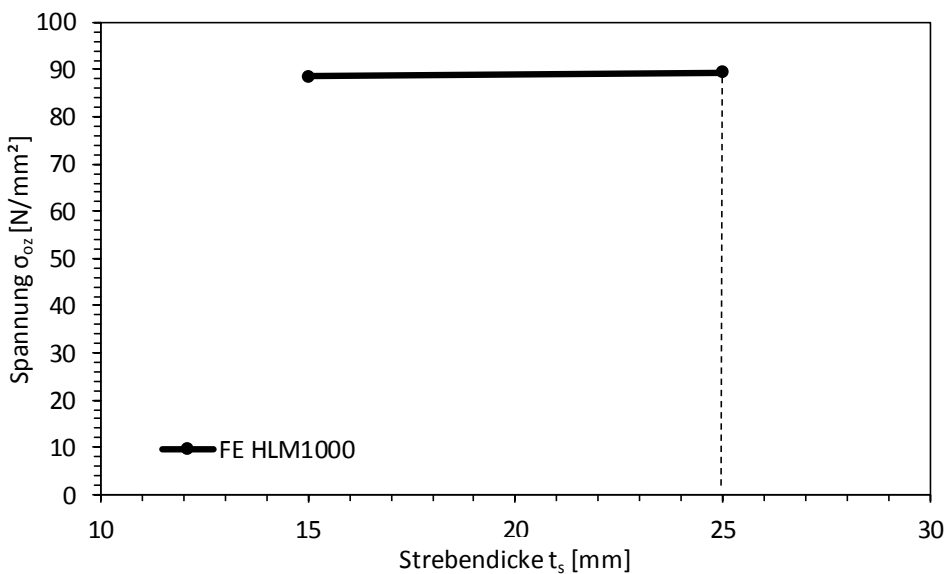


Abbildung 60 - Zentrische Spannungen  $\sigma_{oz}$  in Abhängigkeit von der Strebedicke

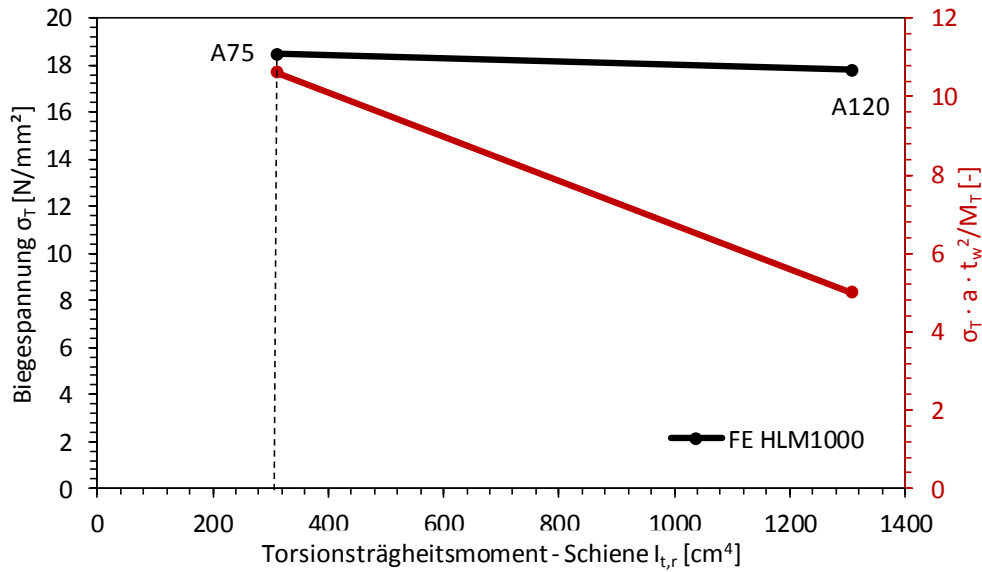
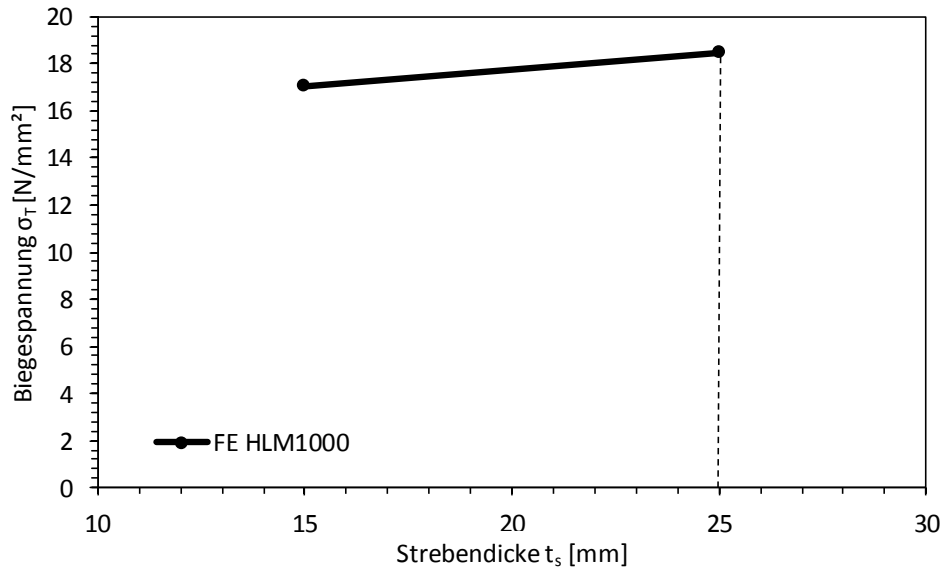

 Abbildung 61 – Biegespannungen  $\sigma_T$  in Abhängigkeit des Torsionsträgheitsmoments der Schiene

 Abbildung 62 – Biegespannungen  $\sigma_T$  in Abhängigkeit von der Strebendicke

Abbildung 59 und Abbildung 61 zeigen, dass die Spannungen – insbesondere die Membranspannungen  $\sigma_{\sigma z}$  - durch die Schienengröße beeinflusst werden, dies wird bei den Biegespannungen erst durch die einheitslose Darstellung ersichtlich. Die Strebendicke hingegen hat keinen nennenswerten Einfluss auf die Spannungen, weder auf die Spannungen im Steg infolge zentraler Lasteinleitung, noch auf die Biegespannungen.

## 6 Kranbahnträger mit Kastenquerschnitt

### 6.1 Bemessungsmodell für Kastenquerschnitte

Es soll nun das Modell von Oxford in [1] bzw. [3] erweitert werden, um auf Hohlkastenprofile anwendbar zu sein. Es wird von einer zentrischen Schienenlage über dem Trägersteg ausgegangen. Dazu wird ein weiteres Blech, das der Verdrehung entgegenwirkt und den Obergurt darstellt, hinzugefügt. Dafür werden wieder die gleichen Annahmen getroffen wie schon bei dem Bemessungsmodell für I-Profile. Dies bedeutet, dass Stegblech- und Obergurtblechsteifigkeiten mittels Ansatz einer Sinushalbwellen in Trägerlängsrichtung berücksichtigt werden. Das einwirkende Moment  $M_T$  wird dabei im Verhältnis der Steifigkeiten der Bleche aufgeteilt. Dieses erweiterte Modell wird in weiterer Folge als „ECmod“ (Eurocode modifiziert) bezeichnet. Im Anschluss sollen 2 Varianten zur Berechnung aufgezeigt werden. In Abbildung 63 sind zum Vergleich das neue Modell ECmod und das Modell EC für I-Profile (vgl. Abbildung 2) ersichtlich.

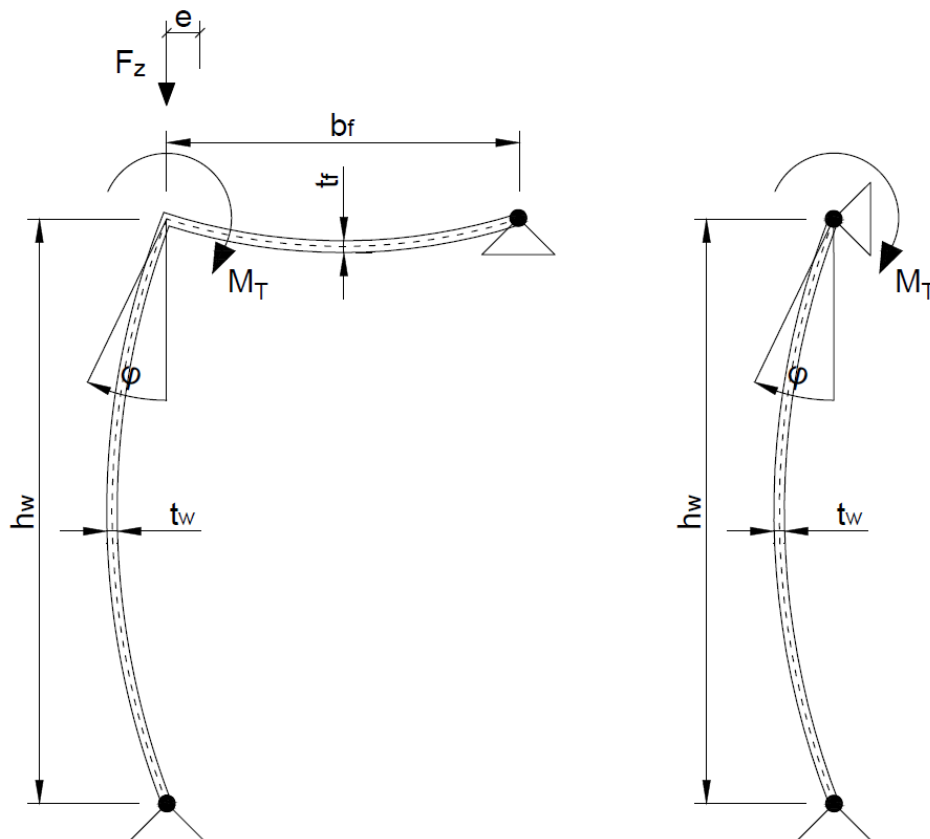


Abbildung 63 - links: Erweitertes Modell ECmod für Kastenträger; rechts: Modell EC nach [1] bzw. [3] für I-Profile

Der Obergurt im Modell ECmod wirkt nun auf Biegung mit und nicht wie in [3] als wölbfreier Torsionsstab. Somit muss eine Anpassung des Torsionsträgheitsmoments  $I_T$  durchgeführt werden.

### 6.1.1 Modifiziertes Berechnungsmodell ECmod

Es soll nun die analytische Lösungsmöglichkeit, infolge der Modifikation des Modells von Oxford [3], aufgezeigt werden. Dies wird in weiterer Folge wie bereits oben erwähnt mit „ECmod“ bezeichnet. Die später in Kapitel 7 aufgezeigte Kalibrierung und der daraus resultierende Erhöhungsfaktor dieses Berechnungsmodells wird in allen folgenden Darstellungen des Kapitels 6 nicht berücksichtigt. Der Quersteifenabstand wird mit  $a$  bezeichnet.

Somit folgt aus Gl. (13) für die Gesamtbiegesteifigkeit  $\overline{m_d}$  bei der Einheitsverdrehung  $\varphi$  von Obergurtblech und Stegblech

$$\overline{m_d} = \frac{m_d(x)}{\varphi(x)} = 1,15 \frac{Et_w^3}{a} \cdot \frac{\sinh^2\left(\frac{\pi}{a} h_w\right)}{\sinh\left(2\frac{\pi}{a} h_w\right) - 2\frac{\pi}{a} h_w} + 1,15 \frac{Et_f^3}{a} \cdot \frac{\sinh^2\left(\frac{\pi}{a} b_f\right)}{\sinh\left(2\frac{\pi}{a} b_f\right) - 2\frac{\pi}{a} b_f} \quad (24)$$

Zusätzlich wird die Biegesteifigkeit des Stegbleches

$$\overline{m_{d,w}} = 1,15 \frac{Et_w^3}{a} \cdot \frac{\sinh^2\left(\frac{\pi}{a} h_w\right)}{\sinh\left(2\frac{\pi}{a} h_w\right) - 2\frac{\pi}{a} h_w} \quad (25)$$

eingeführt.

Aus der aus EN 1993-6 bekannten Formel wird nun unter Berücksichtigung des Steifigkeitsverhältnisses  $K$  und dem in Kapitel 7 aufgezeigten Erhöhungsfaktor  $f_\sigma$

$$\sigma_{T,Ed} = \frac{6 \cdot T_{Ed}}{a \cdot t_w^2} \eta \cdot \tanh(\eta) \cdot K \cdot f_\sigma \quad (26)$$

wobei

$$K = \frac{\overline{m_{d,w}}}{\overline{m_d}} \quad (27)$$

und

$$\eta = \left[ \frac{0,75 \cdot a \cdot t_w^3}{I_t} \cdot \frac{\sinh^2\left(\frac{\pi}{a} h_w\right)}{\sinh\left(2\frac{\pi}{a} h_w\right) - 2\frac{\pi}{a} h_w} + \frac{0,75 \cdot a \cdot t_f^3}{I_t} \cdot \frac{\sinh^2\left(\frac{\pi}{a} b_f\right)}{\sinh\left(2\frac{\pi}{a} b_f\right) - 2\frac{\pi}{a} b_f} \right]^{0,5} \quad (28)$$

Für das Torsionsträgheitsmoment  $I_t$  ist nur das Trägheitsmoment der Schiene anzusetzen, da der Obergurt bereits mit seiner Plattenwirkung berücksichtigt wurde.

Mithilfe dieser Modifikation wird die Formel aus [5] angepasst und ist nun unter Berücksichtigung der Kalibrierung in Kapitel 7 geeignet, die Biegespannungen im Steg für Kastenprofile zu errechnen.

### 6.1.2 Modifiziertes Berechnungsmodell ECmod - grafische Lösung

Des Weiteren wird nachfolgend eine Variante aufgezeigt, die eine einfachere Herangehensweise zulässt, um dem Anwender eine effiziente Möglichkeit der Berechnung der lokalen Biegespannungen unter der Radlast zu ermöglichen.

Diese Vereinfachung sieht vor, dass der Parameter der reduzierten Länge  $\bar{b}$  aus einem Diagramm ausgelesen werden kann, womit die aufwändigen Terme der analytischen Variante verschwinden. Dazu soll die schon aus Kapitel 2 bekannte Abbildung 4 (für Größe  $\bar{b}/b$ ) herangezogen werden.

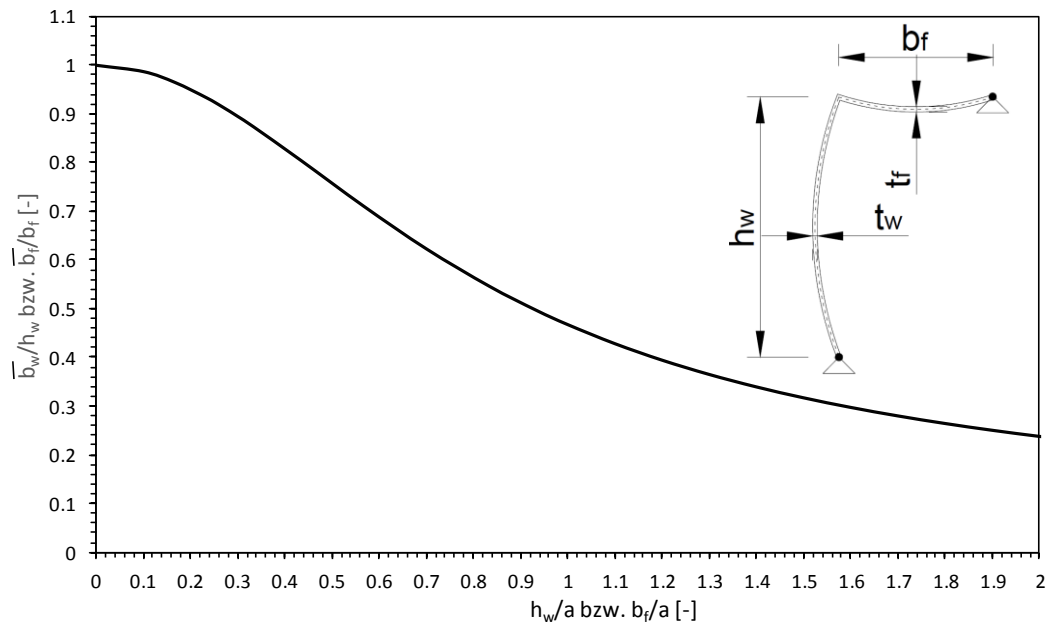


Abbildung 64 - Diagramm zur vereinfachten Ermittlung der mitwirkenden Blechlängen

Mithilfe des Berechnungsmodells von Oxford in [1] soll nun diese vereinfachte Variante dargestellt werden.

Es wird wieder die Gesamtbiegesteifigkeit  $\bar{m}_d$  direkt unter der Radlast gegen Verdrehung als Basis verwendet:

$$\bar{m}_d = \frac{1}{\bar{b}_w} 3E \frac{t_w^3}{12(1-\nu^2)} + \frac{1}{\bar{b}_f} 3E \frac{t_f^3}{12(1-\nu^2)} \quad (29)$$

Zusätzlich wird die Biegesteifigkeit des Stegbleches alleine an dieser Stelle

$$\bar{m}_{d,w} = \frac{1}{\bar{b}_w} 3E \frac{t_w^3}{12(1-\nu^2)} \quad (30)$$

eingeführt.

Die reduzierte Länge  $\bar{b}_w$  bzw.  $\bar{b}_f$  kann nun aus Abbildung 64 abgelesen werden.

Weiters werden für den Baustoff Stahl dessen Materialkennwerte  $E = 21000$  [kN/cm<sup>2</sup>] und  $\nu = 0,3$  [-] eingesetzt. Es folgt somit aus Gleichung (29):



$$\bar{m}_d = 5769 \left( \frac{t_w^3}{\bar{b}_w} + \frac{t_f^3}{\bar{b}_f} \right) \quad \left[ \frac{\text{kNcm}}{\text{cm}} / 1 \right] \quad (31)$$

Mit der Torsionsbettung des Obergurtes

$$\lambda = \sqrt{\frac{\bar{m}_d}{GI_t}} \quad (32)$$

Sowie mit  $G = 8100 \text{ [kN/cm}^2\text{]}$  und Gl. (31) erhält man

$$\lambda = \sqrt{\frac{0,71 \left( \frac{t_w^3}{\bar{b}_w} + \frac{t_f^3}{\bar{b}_f} \right)}{I_t}} \quad \left[ \frac{1}{\text{cm}} \right] \quad (33)$$

Mit  $\varphi = T_{Ed}/Z_m^m$ , mit  $Z_m^m$  aus Gl. (10), ergibt sich somit:

$$\varphi_m = \frac{T_{Ed}}{GI_t \lambda 2 \coth\left(\lambda \frac{a}{2}\right)} \quad [-] \quad (34)$$

Die Spannungen können, wie in Kapitel 1 darstellt, wie folgt berechnet werden

$$\sigma_{T,Ed} = \varphi_m \cdot \bar{m}_{d,w} \cdot \frac{6}{t_w^2} \cdot f_\sigma \quad (35)$$

Und unter Verwendung von Glg. (30) und (35) erhält man

$$\sigma_{T,Ed} = 34615 \cdot \varphi_m \cdot \frac{t_w}{\bar{b}_w} \cdot f_\sigma \quad [\text{kN/cm}^2] \quad (36)$$

Mit den Gleichungen (33), (34), (36), durch Ablesen der reduzierten Längen  $\bar{b}$  aus Abbildung 64 und durch die Berücksichtigung des Erhöhungsfaktors  $f_\sigma$  aus Kapitel 7 lässt sich eine vereinfachte Berechnung der Biegespannungen durchführen. Der Erhöhungsfaktor  $f_\sigma$  wurde im gesamten Kapitel 6 nicht berücksichtigt.

### 6.1.3 Berechnungsbeispiel Kastenquerschnitt

Zur Veranschaulichung wird nachfolgend ein Beispiel durchgerechnet. Der Beispiel-Querschnitt ist in Abbildung 65 ersichtlich. Der Quersteifenabstand  $a$  beträgt 3000 mm und das Torsionsträgheitsmoment  $I_t$  der Schiene 311 cm<sup>4</sup>. Die Schienenkopfbreite  $k$  beträgt 75 mm und somit folgt für die Exzentrizität  $e = k/4 = 75/4 = 18,75$  mm

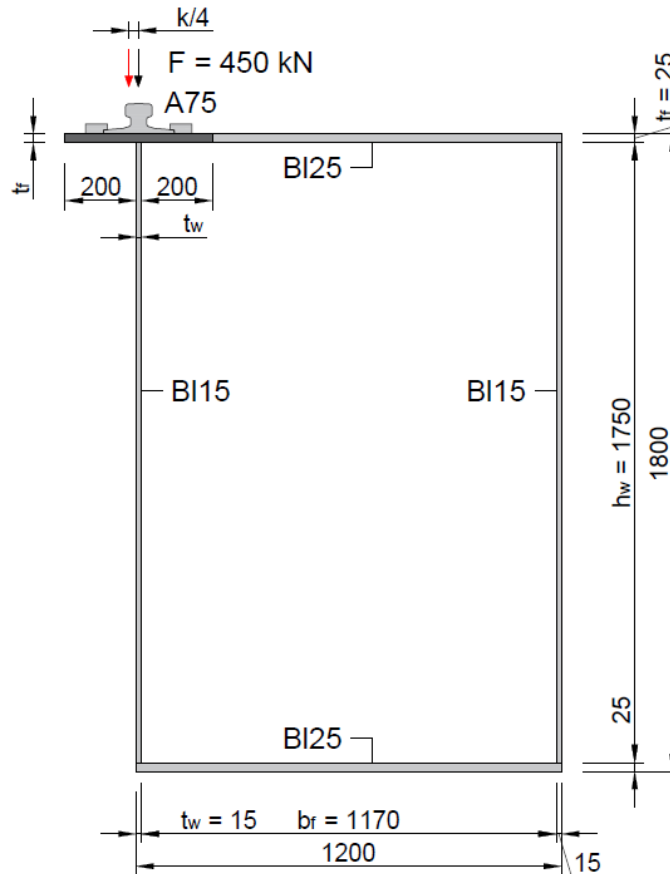


Abbildung 65 - Beispiel zur Berechnung der Biegespannungen im Steg eines Kastenquerschnitts

Es folgt nun die Berechnung nach der analytischen Variante. Als Einheiten werden cm und kN verwendet. Die zutreffenden Gleichungsnummern (Gl.) werden jeweils angeführt.

$$\overline{m}_d = \frac{m_d(x)}{\varphi(x)} = 1,15 \frac{Et_w^3}{a} \cdot \frac{\sinh^2\left(\frac{\pi}{a} h_w\right)}{\sinh\left(2\frac{\pi}{a} h_w\right) - 2\frac{\pi}{a} h_w} + 1,15 \frac{Et_f^3}{a} \cdot \frac{\sinh^2\left(\frac{\pi}{a} b_f\right)}{\sinh\left(2\frac{\pi}{a} b_f\right) - 2\frac{\pi}{a} b_f} \quad (24)$$

$$\overline{m}_d = 1,15 \frac{21000 \cdot 1,5^3}{300} \cdot \frac{\sinh^2\left(\frac{\pi}{300} 175\right)}{\sinh\left(2\frac{\pi}{300} 175\right) - 2\frac{\pi}{300} 175} + 1,15 \frac{21000 \cdot 2,5^3}{300} \cdot \frac{\sinh^2\left(\frac{\pi}{300} 117\right)}{\sinh\left(2\frac{\pi}{300} 117\right) - 2\frac{\pi}{300} 117} = 158,90 + 921,49 = 1080,39 \quad \left[ \frac{kNcm}{cm} \right]$$

$$\overline{m}_{d,w} = 1,15 \frac{Et_w^3}{a} \cdot \frac{\sinh^2\left(\frac{\pi}{a} h_w\right)}{\sinh\left(2\frac{\pi}{a} h_w\right) - 2\frac{\pi}{a} h_w} \quad (25)$$

$$\overline{m}_{d,w} = 1,15 \frac{21000 \cdot 1,5^3}{300} \cdot \frac{\sinh^2\left(\frac{\pi}{300} 175\right)}{\sinh\left(2\frac{\pi}{300} 175\right) - 2\frac{\pi}{300} 175} = 158,90 \quad \left[\frac{kNcm}{cm}\right]$$

$$K = \frac{\overline{m}_{d,w}}{\overline{m}_d} = \frac{158,90}{1080,39} = 0,147 \quad (27)$$

$$\eta = \left[ \frac{0,75 \cdot a \cdot t_w^3}{I_t} \cdot \frac{\sinh^2\left(\frac{\pi}{a} h_w\right)}{\sinh\left(2\frac{\pi}{a} h_w\right) - 2\frac{\pi}{a} h_w} + \frac{0,75 \cdot a \cdot t_f^3}{I_t} \cdot \frac{\sinh^2\left(\frac{\pi}{a} b_f\right)}{\sinh\left(2\frac{\pi}{a} b_f\right) - 2\frac{\pi}{a} b_f} \right]^{0,5} \quad (28)$$

$$\eta = \left[ \frac{0,75 \cdot 300 \cdot 1,5^3}{311} \cdot \frac{\sinh^2\left(\frac{\pi}{300} 175\right)}{\sinh\left(2\frac{\pi}{300} 175\right) - 2\frac{\pi}{300} 175} + \frac{0,75 \cdot 300 \cdot 2,5^3}{311} \cdot \frac{\sinh^2\left(\frac{\pi}{300} 117\right)}{\sinh\left(2\frac{\pi}{300} 117\right) - 2\frac{\pi}{300} 117} \right]^{0,5} [1,428 + 8,282]^{0,5} = 3,12 \quad [-]$$

Biegespannung  $\sigma_T$  unmittelbar unter der Radlast ( $x = 0$ ):

$$\sigma_{T,Ed} = \frac{6 \cdot T_{Ed}}{a \cdot t_w^2} \eta \cdot \tanh(\eta) \cdot K \cdot f_\sigma \quad (26)$$

$$T_{Ed} = F_z \cdot e = F_z \cdot k/4 = 450 \cdot 1,875 = 843,8 \quad [kNcm]$$

$$\sigma_{T,Ed} = \frac{6 \cdot 843,8}{300 \cdot 1,5^2} 3,12 \cdot \tanh(3,12) \cdot 0,147 \cdot f_\sigma = \mathbf{3,43} \cdot f_\sigma \quad \left[\frac{kN}{cm^2}\right]$$

Zum Vergleich folgt die vereinfachte grafische Variante:

$$\frac{h_w}{a} = \frac{175}{300} = 0,58 \quad [-] \quad \text{und} \quad \frac{b_f}{a} = \frac{117}{300} = 0,39 \quad [-]$$

Ablesung aus Abbildung 66:

$$\overline{b}_w/h_w = 0,70 \quad [-] \quad \text{und} \quad \overline{b}_f/b_f = 0,39 \quad [-]$$

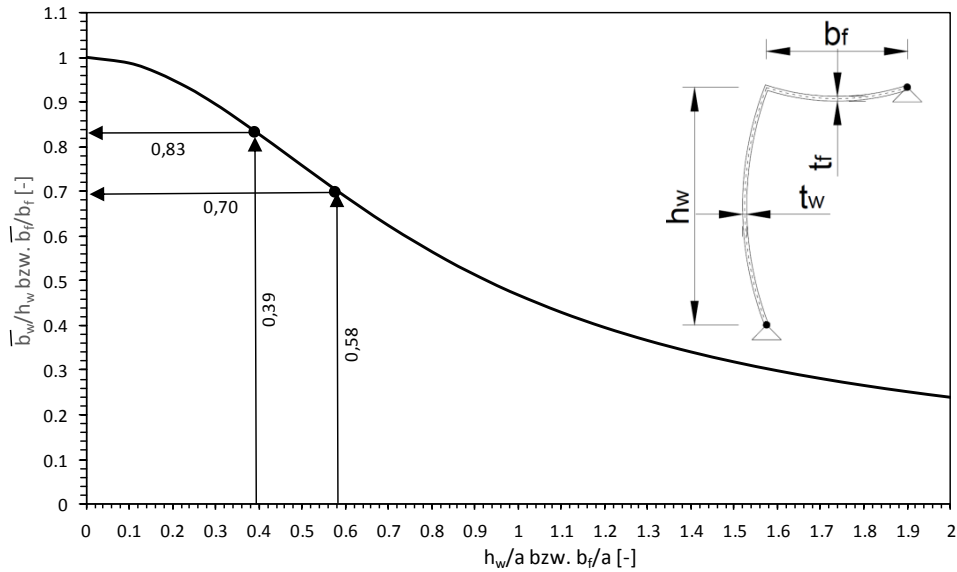


Abbildung 66 - Auswertung der mitwirkenden Blechbreiten

$$\lambda = \sqrt{\frac{0,71 \left( \frac{t_w^3}{\bar{b}_w} + \frac{t_f^3}{\bar{b}_f} \right)}{I_t}} \quad \left[ \frac{1}{\text{cm}} \right] \quad (33)$$

$$\lambda = \sqrt{\frac{0,71 \left( \frac{1,5^3}{0,70 \cdot 175} + \frac{2,5^3}{0,83 \cdot 117} \right)}{311}} = 0,0207 \quad \left[ \frac{1}{\text{cm}} \right]$$

$$\varphi_m = \frac{T_{Ed}}{GI_t \lambda 2 \coth \left( \lambda \frac{a}{2} \right)} \quad [-] \quad (34)$$

$$\varphi_m = \frac{843,8}{8100 \cdot 311 \cdot 0,0207 \cdot 2 \coth \left( 0,0207 \frac{300}{2} \right)} = 8,06 \cdot 10^{-3} \quad [-]$$

$$\sigma_{T,Ed} = 34615 \cdot \varphi_m \cdot \frac{t_w}{\bar{b}_w} \cdot f_\sigma \quad [\text{kN/cm}^2] \quad (36)$$

$$\sigma_{T,Ed} = 34615 \cdot 8,06 \cdot 10^{-3} \cdot \frac{1,5}{0,70 \cdot 175} \cdot f_\sigma = 3,42 \cdot f_\sigma \quad \left[ \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} \right]$$

Es ist erkennbar, dass auch die grafische Variante gute Ergebnisse liefert (nahezu idente Ergebnisse für Gl. (36) und Gl. (26)). Die errechneten Spannungen müssen anschließend mit dem Erhöhungsfaktor  $f_\sigma$  multipliziert werden, dazu siehe Kapitel 7. Der Erhöhungsfaktor  $f_\sigma$  wurde im gesamten Kapitel 6 nicht berücksichtigt.

## 6.2 Einfluss einer Queraussteifung und zusätzlicher Längssteife

Es soll nun untersucht werden, welchen Einfluss Quersteifen und Längssteifen auf die Biegespannungen im Steg aufweisen. Dies geschieht mittels des in Abbildung 67 ersichtlichen Systems eines Kastenquerschnitts. Es handelt sich hierbei um einen tatsächlich praktisch ausgeführten Kranbahnträger. Der Quersteifenabstand  $a$  beträgt 3125 mm. Im Kastenquerschnitt wurde ein halbes HLM1000 Profil unmittelbar unter der Kranbahnschiene in der Ebene des unmittelbar durch die Radlast belasteten Steges eingeschweißt. Die Schiene bildet ein A100 Profil.

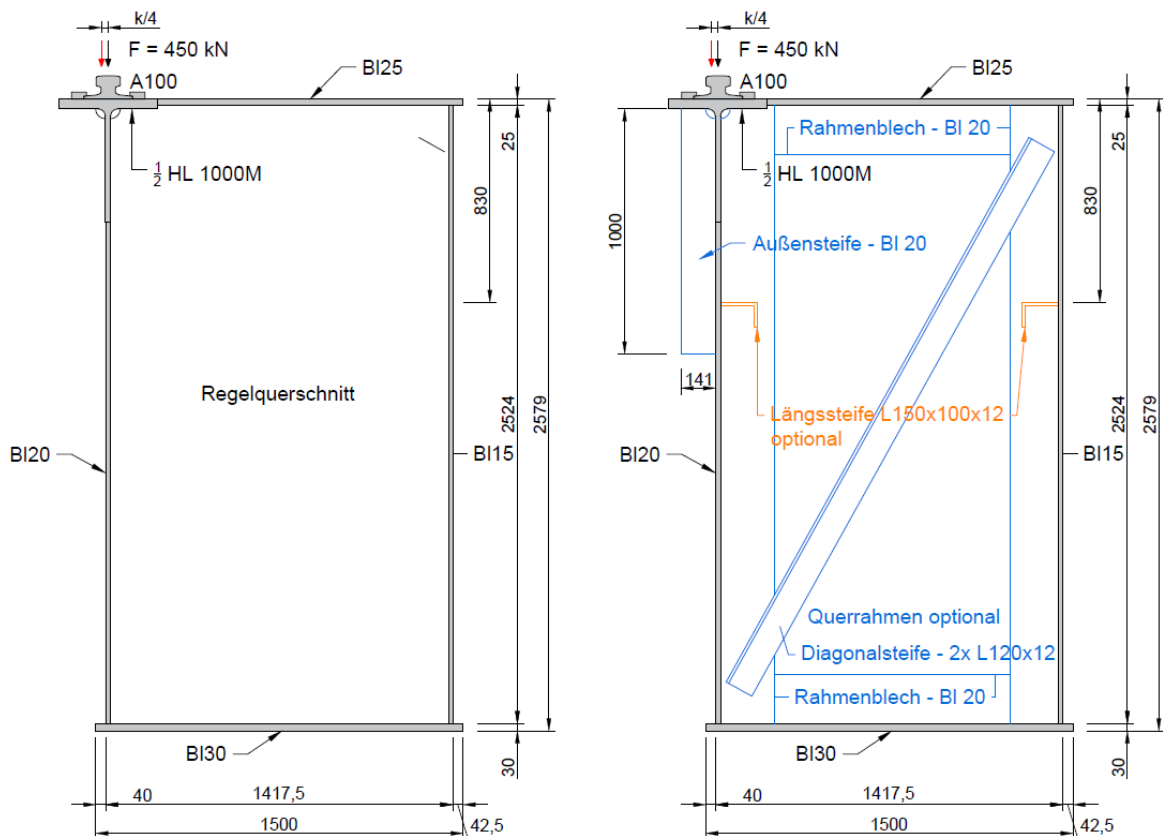


Abbildung 67 - Modell eines Kastens mit optionaler Längs- und Queraussteifung

Bei der Modellierung in Abaqus wurden die Überstände von Unter- und Obergurt vernachlässigt, außer beim Überstand des eingeschweißten HLM Profils direkt unter der Schiene. Die in Abaqus verwendete Modellstützweite  $L$  beträgt 3125 mm und ist somit ident dem Quersteifenabstand  $a$  des Regelquerschnitts (vgl. Abbildung 68). Beim Modell mit Querrahmen beträgt der Quersteifenabstand nur noch 1562,5 mm und die Einleitung der Kraft erfolgt direkt über dem Querrahmen. Querschnittsteile in Kräfteinleitungsnähe wurden mit Solid-Elementen modelliert, weiter entfernte mit Shell-Elementen. Längssteifen wurden mittels Shell-Elemente modelliert.

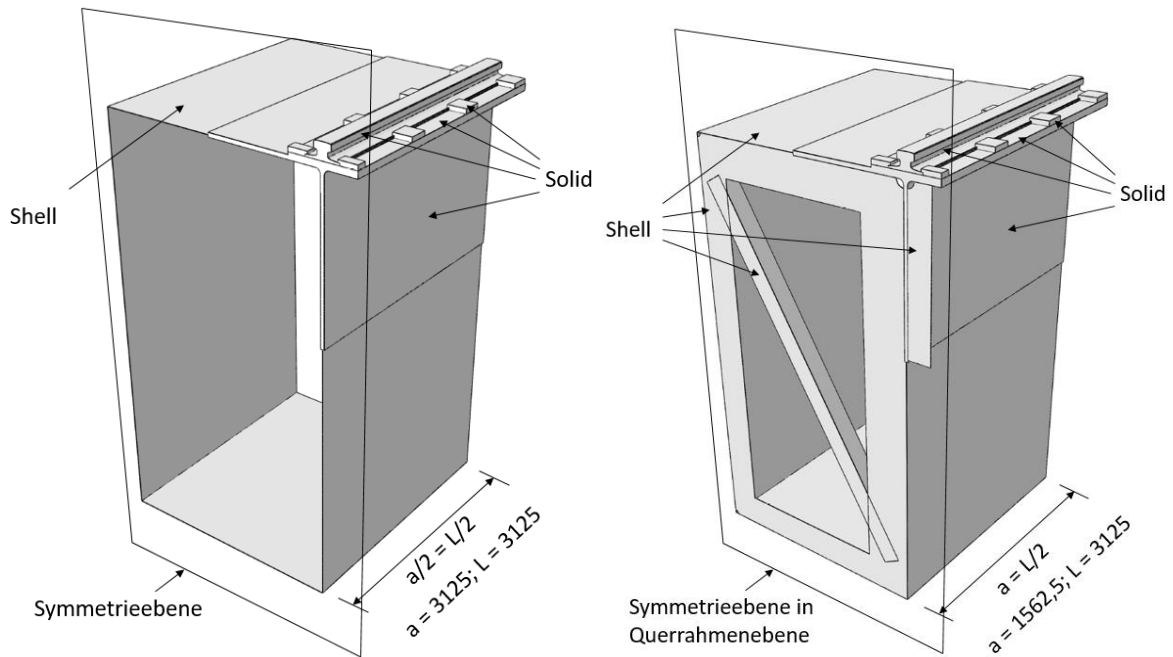


Abbildung 68 - FE-Modell; links: Regelquerschnitt; rechts: Querschnitt mit Querrahmen und Außensteife ohne Längssteife

In nachfolgender Abbildung 69 ist anhand des Ergebnisvergleichs der Biegespannungen ersichtlich, welchen Einfluss eine zusätzliche Queraussteifung auf die Biegespannungen  $\sigma_T$  hat. Die einwirkende Kraft greift dabei in der Ebene der Querrahmens an. Das Modell für die Untersuchung weist keine Längssteifen auf. Unterschieden wird in Querrahmen (einschließlich Diagonale) mit und ohne Außensteife. Außerdem wird ein Vergleich mit EC und EMod angestellt.

Die Torsionssteifigkeit des Obergurtes wird für die Vergleichsberechnung nach Eurocode mit seiner jeweiligen abschnittswisen Dicke für den Gesamtquerschnitt berechnet, dies bedeutet für das Walzprofil 40 mm und für den restlichen Obergurt 25 mm ( $I_t = 402 \cdot 40^3/3 + 1249 \cdot 25^3/3 = 1508 \text{ cm}^4$ ). Das so berechnete Trägheitsmoment wird für den EC verwendet, für das Modell EMod wird nur der Anteil der Schiene berücksichtigt ( $I_t = 666 \text{ cm}^4$ ).

Weiters ist anzumerken, dass die Berechnungsformel des Eurocodes im Prinzip ungeeignet ist die Biegespannungen von Kastenprofilen zu berechnen. Das analytische Modell geht von einem wölbfrei tordierenden Obergurt aus, obwohl der Obergurt hauptsächlich auf Biegung beansprucht wird bei Kastenquerschnitten mit gleichbleibender Obergurtstärke. Die Berücksichtigung des Effekts der Biegung des Obergurts wird im Modell EMod mittels Ansatz einer sinusförmig verteilten Obergurtsteifigkeit Rechnung getragen.

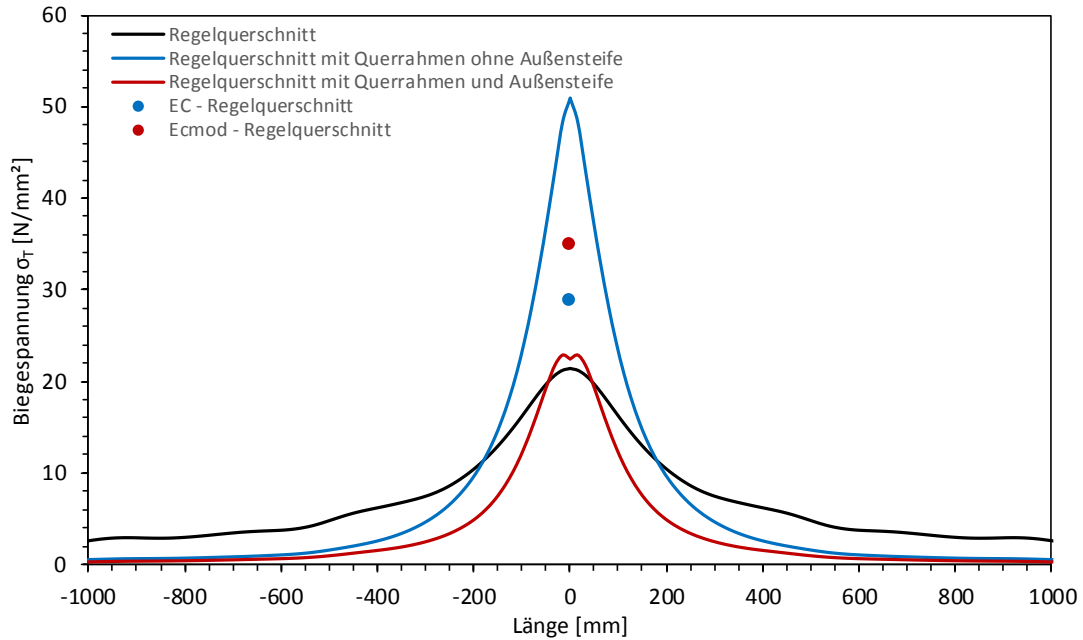


Abbildung 69 – Kastenquerschnitt - Biegespannungen in Abhängigkeit der Ausführung von einer Queraussteifung

In Abbildung 69 erkennt man, dass bei Anwendung eines Querrahmens ohne Außensteife die Biegespannungen im Steg zusätzlich stark erhöht werden. Der aus Abschnitt 5.1.2 bekannte Effekt der annähernd gleichbleibenden Biegespannungen im Steg bei direkter Einleitung über einer Quersteife ist auch in Abbildung 69 wieder erkennbar.

Es wird daher empfohlen, in der Ebene der Queraussteifung auch eine Außensteife vorzusehen.

In Abbildung 70 ist ersichtlich, wie sich die Spannungen bei Anbringung einer zusätzlichen Längssteife verhalten. Diese Längssteife wirkt aufgrund der verkürzten Stegblechlänge und dadurch erhöhten Biegesteifigkeit des Steges spannungserhöhend. Es wird wieder ein Vergleich mit den Berechnungsmodellen EC und Ecmold angestellt. Für die Stegblechhöhe  $h_w$  im EC und Ecmold wird nun der Abstand zwischen Obergurt und Längssteife eingesetzt und deshalb werden die Ergebnisse in Abbildung 70 als „EC – mit Steife“ bzw. „Ecmold – mit Steife“ bezeichnet.

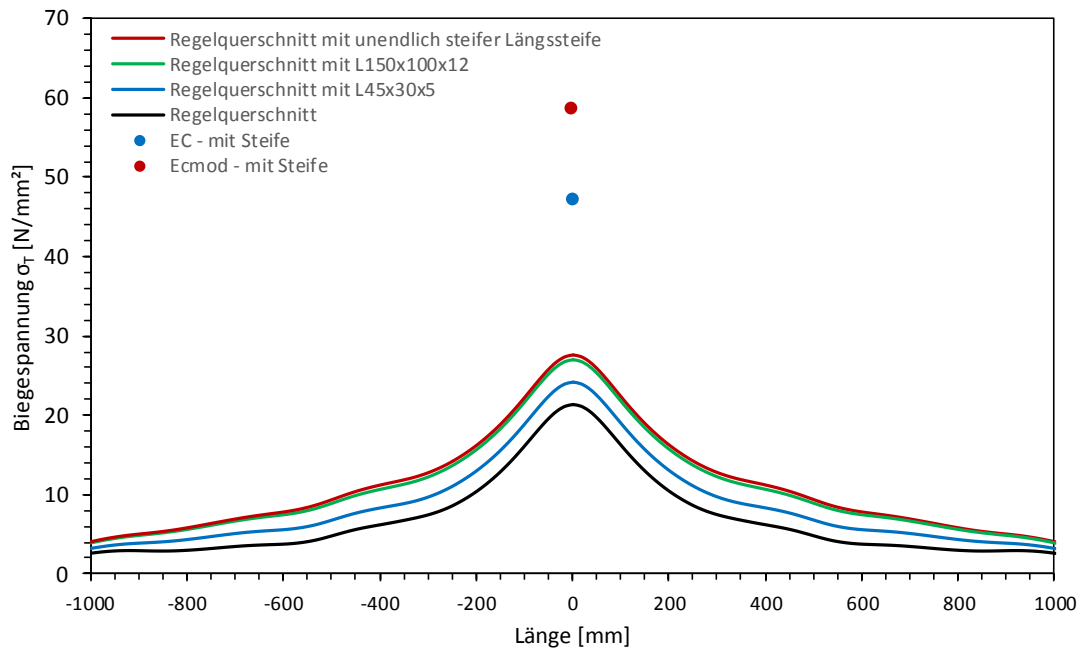


Abbildung 70 – Kastenquerschnitt - Biegespannungen in Abhängigkeit von unterschiedlich steifen zusätzlichen Längssteifen

Der hohe Unterschied der prognostizierten Biegespannungen zwischen der FE-Berechnung und den analytischen Modellen ist darauf zurückzuführen, dass das HL 1000M Profil im Lasteinleitungsbereich durch die große Obergurtdicke eine sehr hohe lokale Torsionssteifigkeit aktivieren kann. Dieser Effekt wird durch das gezeigte Modell, Ecmmod, nicht berücksichtigt. Für eingeschweißte Profile ist somit eine eigene Anpassung des Modells notwendig, die in einer zukünftigen Arbeit bearbeitet werden soll. Es wird daher vorerst empfohlen, für solche Fälle eine FE-Berechnung durchzuführen.



### 6.2.1 Einfluss des Torsionsträgheitsmoments $I_t$

Die folgende Abbildung 71 soll veranschaulichen, welche Bandbreite die Biegespannung bei Variation des Torsionsträgheitsmoments aufweist. Es werden die Ergebnisse der Berechnung nach EC und Ecmод dargestellt. Die Untersuchung wird am System aus Abbildung 67 durchgeführt. Das Torsionsträgheitsmoment wird zum einen aus dem alleinigen Obergurt (OG) des eingeschweißten HLM1000 Profils und zum anderen aus dem gesamten Obergurt des Kastens gebildet. Außerdem erfolgt eine Unterscheidung der Ergebnisse in mit und ohne Berücksichtigung des Torsionsträgheitsmoments der Schiene.

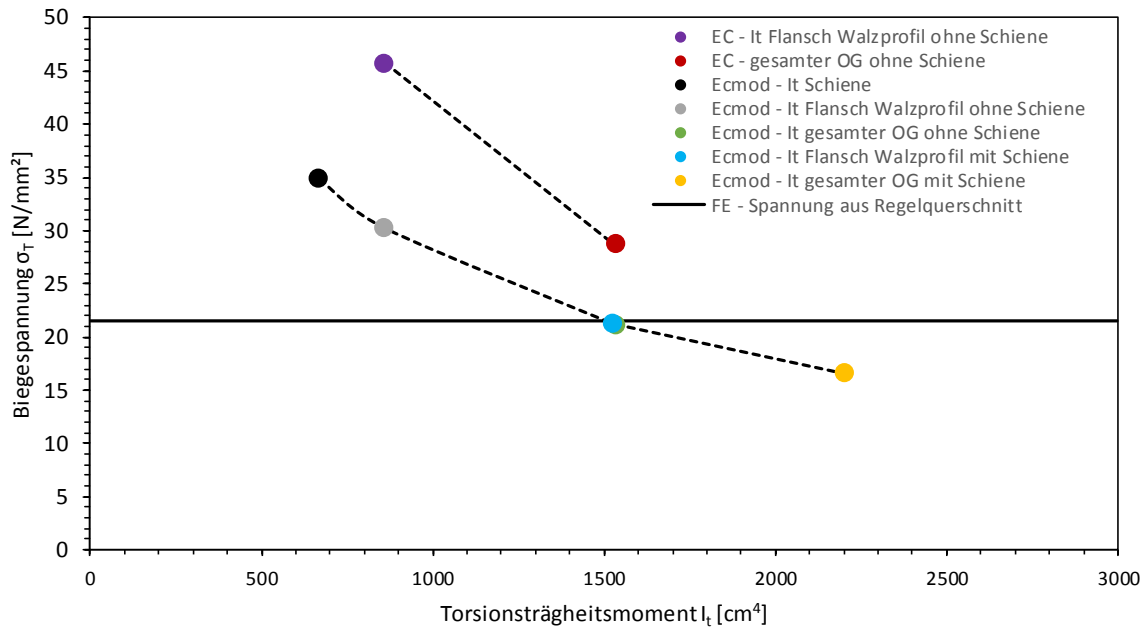


Abbildung 71 - Variation des Torsionsträgheitsmoments

In Abbildung 71 ist ersichtlich, dass bei Berücksichtigung von  $I_t$  infolge Flansch Walzprofil mit Schiene und  $I_t$  infolge gesamter OG ohne Schiene im Ecmод die in der FE-Berechnung ermittelten Spannungen genau abgebildet werden können.

Tabelle 8 - Variation des Torsionsträgheitsmoments und zugehörige Ergebnisse nach EC und Ecmод

Anteile für $I_t$	$I_t$ [cm <sup>4</sup> ]	Modell	Spannung [N/mm <sup>2</sup> ]
FE-Berechnung - Regelquerschnitt			21
Schiene	666	EC	55
		Ecmод	35
Gesamter Obergurt ohne Schiene	1534	EC	29
		Ecmод	21
Flansch Walzprofil ohne Schiene	858	EC	46
		Ecmод	30
Gesamter Obergurt mit Schiene	2200	EC	21
		Ecmод	17
Flansch Walzprofil mit Schiene	1524	EC	29
		Ecmод	21

### 6.3 Parameterstudie zum Kastenquerschnitt

In diesem Abschnitt wird ein weiteres, vereinfachtes Modell zum Kastenquerschnitt nach Abbildung 67 erstellt. Anhand dieses Modells soll eine Parameterstudie durchgeführt werden, die alle wesentlichen Einflussgrößen für die Biegespannungen  $\sigma_T$  und die Spannungen infolge zentrischer Belastung ( $\sigma_{Oz}$ ) variiert. In Abbildung 72 ist dieses Modell und in Tabelle 9 der Umfang der Studie ersichtlich. Die grau markierten Werte in Tabelle 9 stellen den Regelquerschnitt dar.

Außerdem wird ein Vergleich mit dem Berechnungsmodell nach Eurocode EC und dem ECmod durchgeführt. Als Torsionsträgheitsmoments wird für die Berechnung nach EC zum einen der gesamte Obergurt und zum anderen ein reduzierter Obergurt (Betrachtung als I-Querschnitt, Bezeichnung mit „gedachtes Profil“) herangezogen. Dieser reduzierte Obergurtquerschnitt, in Abbildung 72 dunkelgrau markiert, besitzt die Obergurtabmessungen von: Breite =  $2 \cdot 200 \text{ mm} + \text{Stegdicke } t_w$  [mm] und die Obergurtdicke  $t_r$ . Als Torsionsträgheitsmoment für die Berechnung nach ECmod wird das der Schiene alleine gewählt.

Bei der Variation der Abmessungen wurden nicht beide Stege und Gurte variiert, sondern lediglich der Steg unter der Schiene und der Obergurt.

Die Modelllänge des Einfeldträger-Systems des Regelquerschnitts ist mit  $L = 3000 \text{ mm}$  ident zu dem Quersteifenabstand  $a = 3000 \text{ mm}$  und verändert sich auch bei Variation des Quersteifenabstands ( $a = L$ ).

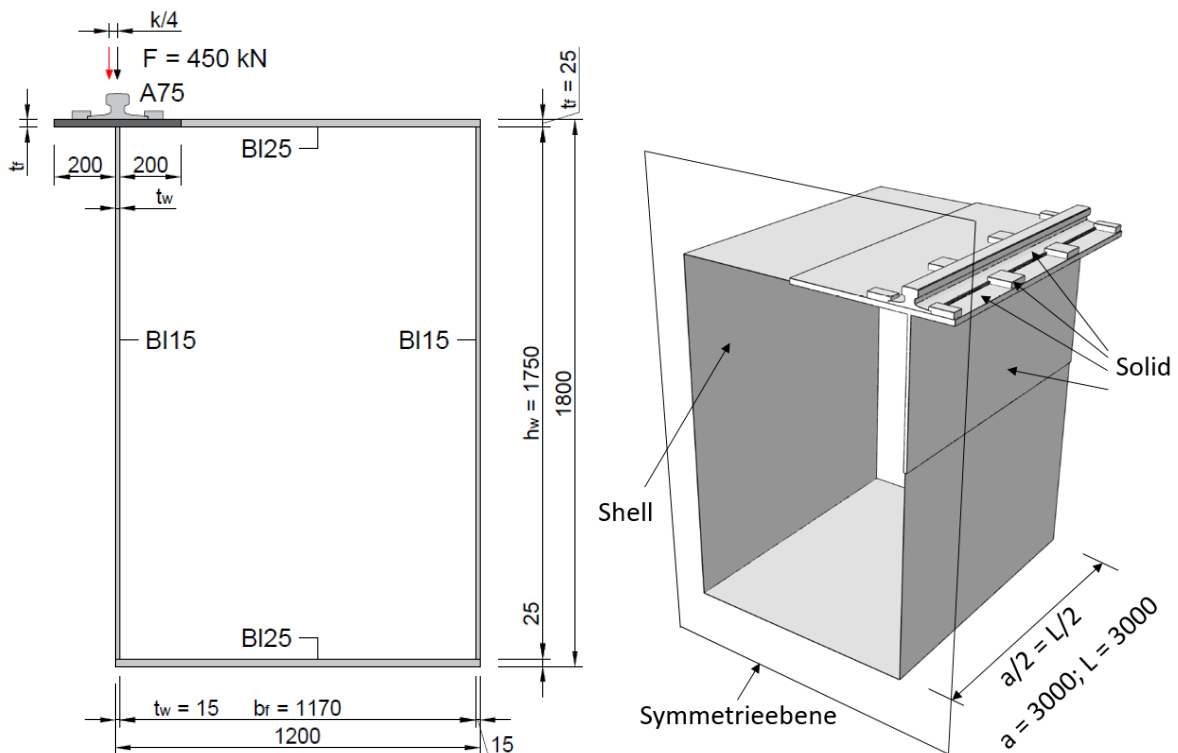


Abbildung 72 – links : Regelquerschnitt für die Parameterstudie, rechts: FE-Modell

### 6.3.1 Parameterstudie Kastenquerschnitt – Biegespannungen $\sigma_T$

In den folgenden Darstellungen (Abbildung 73 bis Abbildung 79) sind die Ergebnisse der Parameterstudie zu den Biegespannungen ersichtlich. Die roten gestrichelten Linien stellen die Grenze zu Querschnitte der Klasse 4 dar, sämtliche Effekte Theorie 2.Ordnung werden aber durch die lineare Berechnung nicht berücksichtigt. Es werden alle Parameter variiert, die auch im analytischen Modell Einfluss auf die Spannungen haben.

Tabelle 9 - Übersicht der Parameterstudie

tw	tf	hw	bf	a	A-Profil Schiene
25	35	2050	1770	4000	A120
15	30	1750	1470	3000	A100
10	25	1450	1170	2000	A75
	20	1150	870	1000	A65
					A45

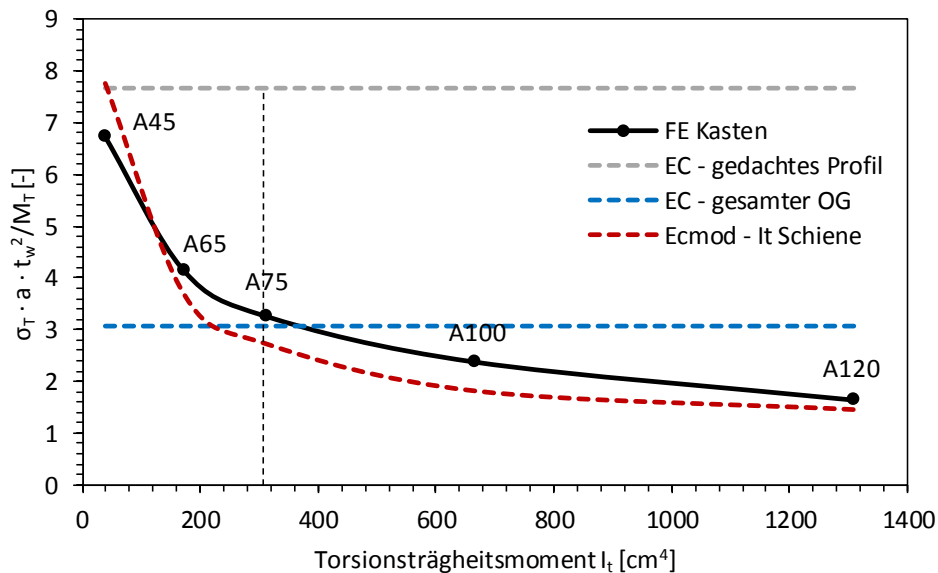


Abbildung 73 – Biegespannungen - Einheitslose Darstellung in Abhängigkeit des Torsionsträgheitsmoments

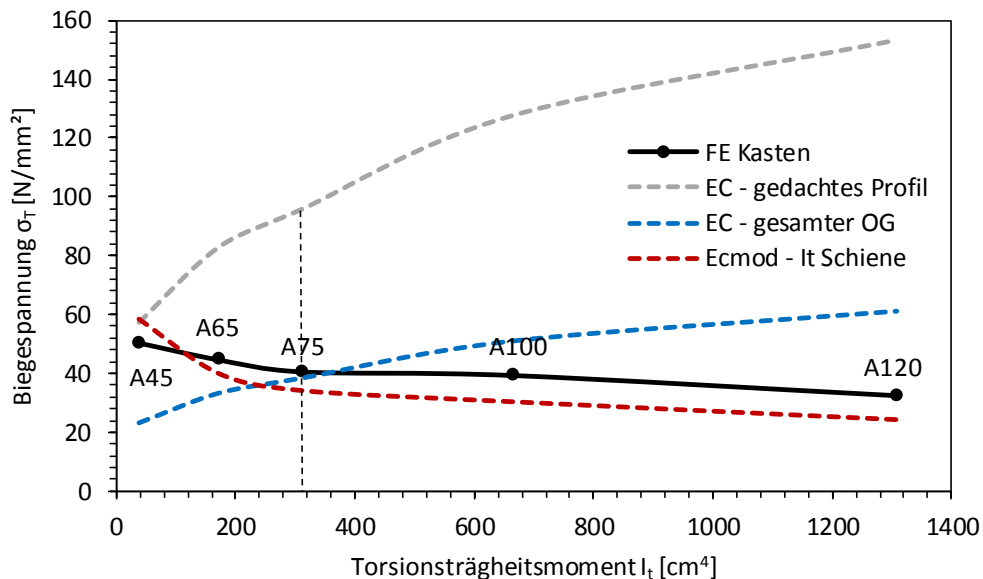


Abbildung 74 - Biegespannungen in Abhängigkeit des Torsionsträgheitsmoments

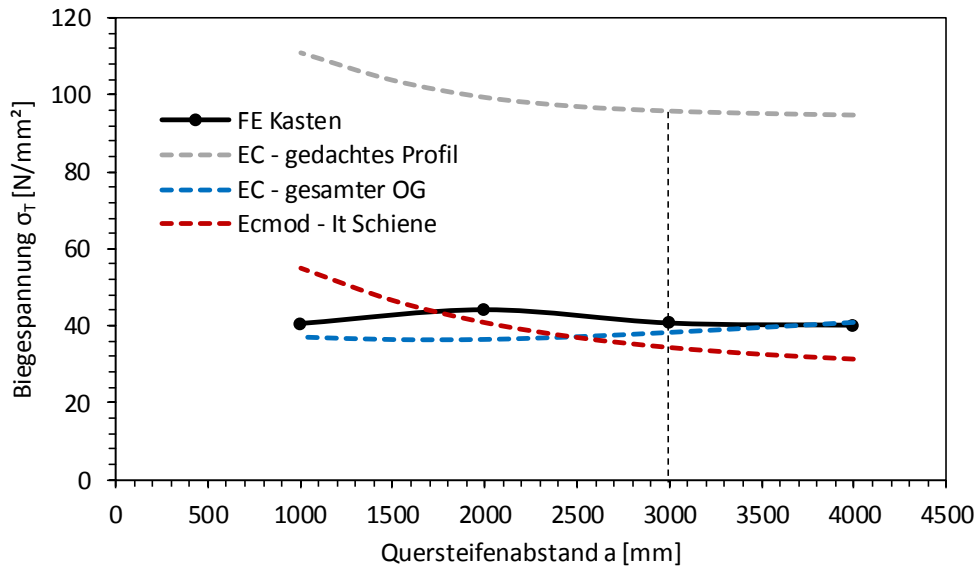


Abbildung 75 - Biegespannungen in Abhängigkeit von dem Quersteifenabstand  $a$

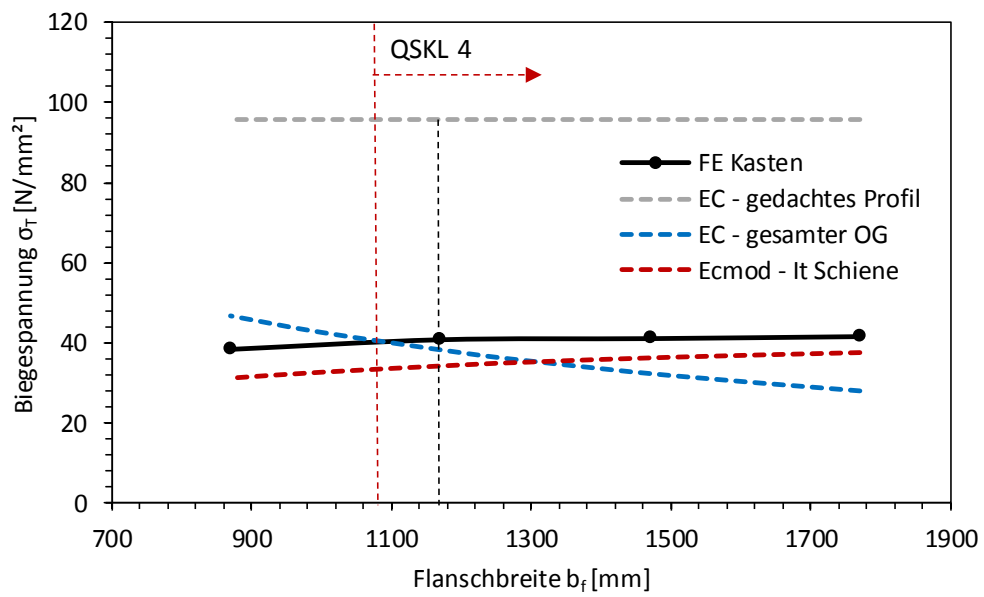


Abbildung 76 - Biegespannungen in Abhängigkeit von der Flanschbreite  $b_f$

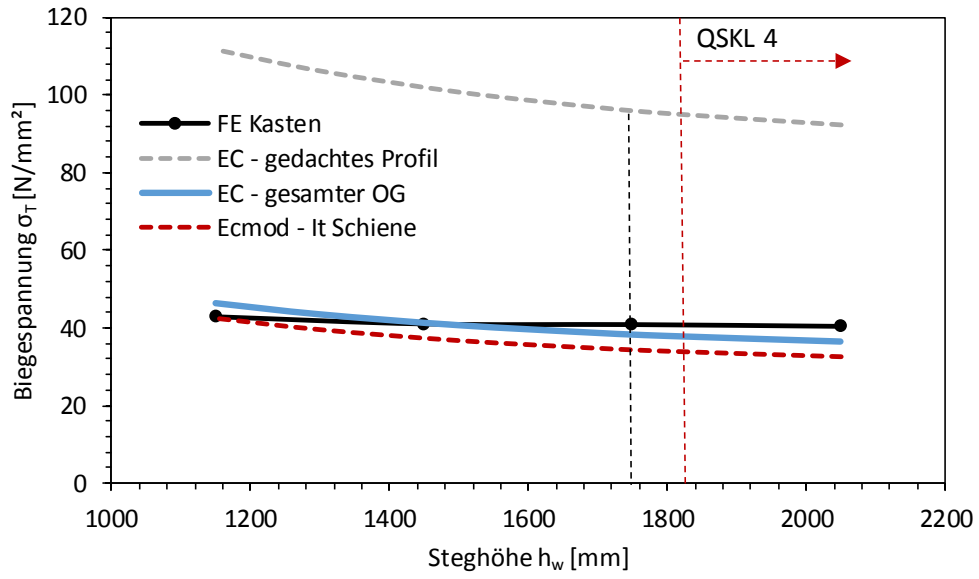


Abbildung 77 - Biegespannungen in Abhängigkeit von der Steghöhe  $h_w$

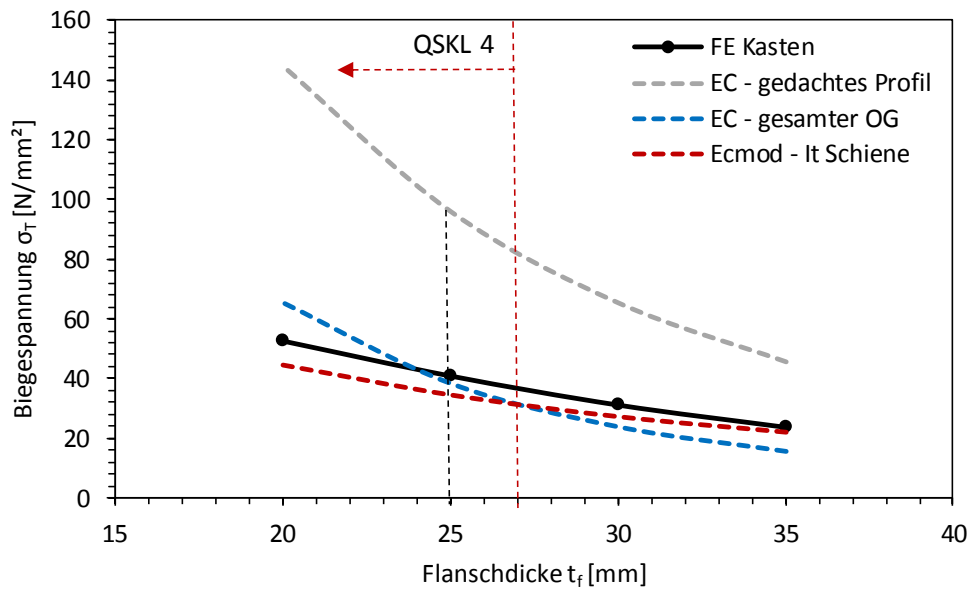
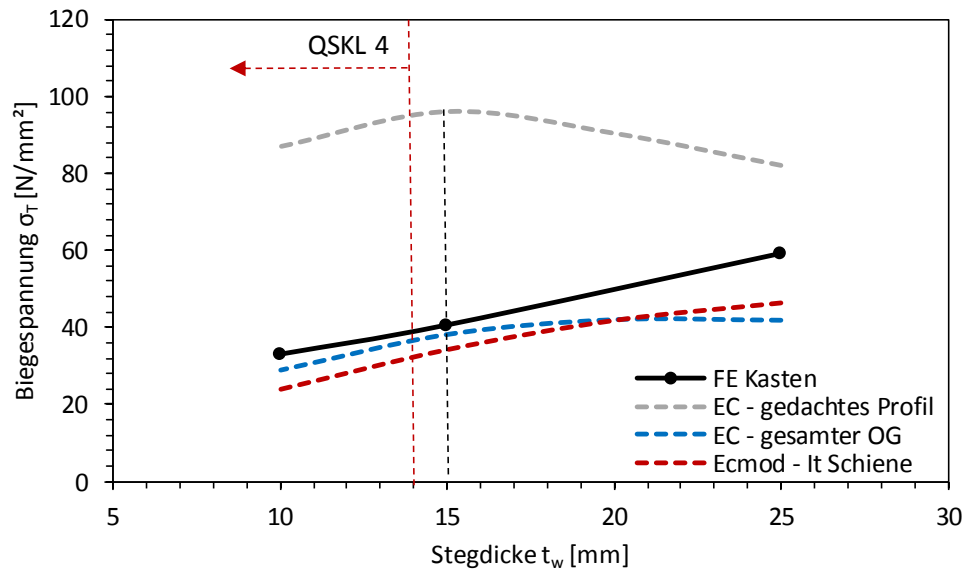


Abbildung 78 - Biegespannungen in Abhängigkeit von der Flanschdicke  $t_f$

Abbildung 79 - Biegespannungen in Abhängigkeit von der Stegdicke  $t_w$ 

In Abbildung 73 erkennt man, dass die Schienengröße keinen Einfluss im EC aufweist, jedoch das modifizierte Modell, bezeichnet mit Ecmmod, das Verhalten sehr gut abbilden kann.

Generell ist anzumerken, dass die Ergebnisse der Berechnung nach EC – mit  $I_t$  infolge gesamter OG und Ecmmod –  $I_t$  Schiene alleine auf der unsicheren Seite liegen und EC – mit  $I_t$  des symmetrischen Gurtteils („gedachtes Profil“) auf der unwirtschaftlich konservativen Seite. Wie in Abbildung 73 und Abbildung 74 ersichtlich, ist es unbedingt erforderlich, die Schiene über ihr Torsionsträgheitsmoment im Formelwerk zu berücksichtigen, da nur somit das Verhalten der Kurve aus den FE-Berechnungen ausreichend gut beschrieben werden kann.

Der in Abschnitt 6.2.1 gezeigte exakt passende Ansatz des Torsionsträgheitsmoments des „gedachten Profils“ (=  $I_t$  infolge Flansch des Walzprofils) im Ecmmod würde hier die Spannungen zusätzlich reduzieren.

Um bessere Ergebnisse des Berechnungsmodells Ecmmod zu erzielen, wird auf Kapitel 7 verwiesen.

### 6.3.2 Parameterstudie Kastenquerschnitt- Spannungen $\sigma_{oz}$

In nachfolgender Abbildung 80 bis Abbildung 82 sind die lokalen zentrischen Druckspannungen in Abhängigkeit von Querschnittsparametern ersichtlich. Die Untersuchungen werden am Modell von Abbildung 72 durchgeführt. Zum Vergleich sind die Spannungen nach dem Berechnungsmodell EC für lokale vertikale Druckspannungen eingetragen. Von den aus der Parameterstudie aus Abschnitt 6.3.1 entnommenen Einflussgrößen sind nur 3 Parameter auch relevant für die Spannungen infolge zentrischer Belastung.

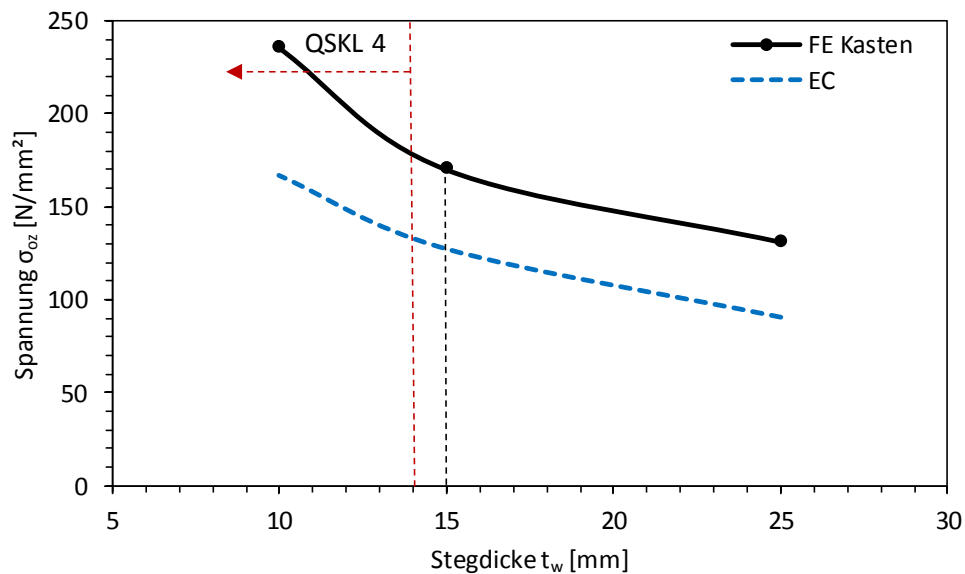


Abbildung 80 - Normalspannungen  $\sigma_{oz}$  in Abhängigkeit von der Stegdicke  $t_w$

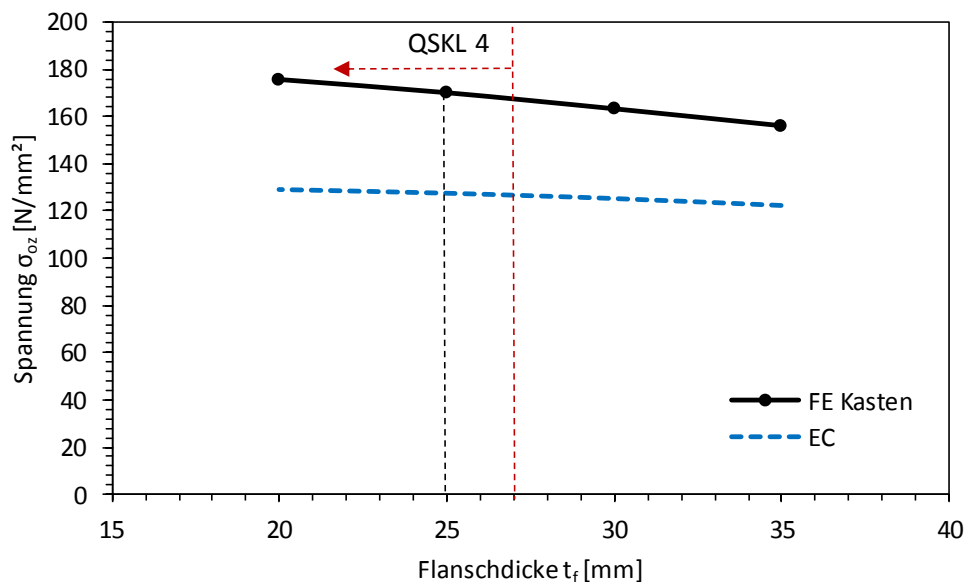


Abbildung 81 - Normalspannungen  $\sigma_{oz}$  in Abhängigkeit von der Flanschdicke  $t_f$

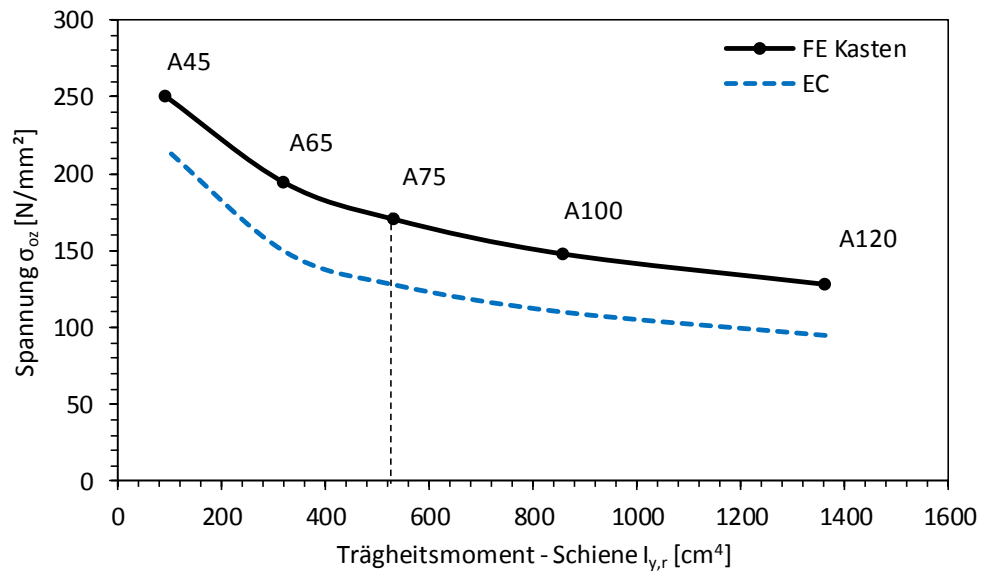


Abbildung 82 – Normalspannungen  $\sigma_{oz}$  in Abhängigkeit vom Trägheitsmoment  $I_y$  der Schiene

Es ist klar erkennbar, dass die unter zentrischer Belastung auftretenden Spannungen mit dem Berechnungsmodell EC unterschätzt werden, jedoch der Verlauf qualitativ gut wiedergegeben werden kann. Für weitere Untersuchungen zu den Spannungen infolge zentrischer Belastungen wird auf [10] verwiesen.



## 6.4 Kastenquerschnitt - Spannungen über die Höhe des Steges und Breite des Obergurtes

In der folgenden Abbildung 83 sind die Spannungsverläufe, die im Steg und im Obergurt des Regelquerschnitts des Modells von Abbildung 72 auftreten, ersichtlich. Im Steg sind zum einen die Spannungen aus zentrischer Belastung im Vergleich zum Berechnungsmodell EC dargestellt und zum anderen der alleinige Anteil der Biegespannungen. Für den Vergleich des Berechnungsmodells EC mit den zentrischen Spannungen wurde ein Lastausbreitungswinkel von  $45^\circ$  angenommen.

Die unten dargestellten Verläufe beziehen sich auf die Obergurt-Unterkante und auf die Steg-Außenkante.

Der Grund warum die Spannungen aus der FE-Analyse bei der Stegoberkante nicht das Maximum aufweisen, ist vermutlich auf die interne Interpolation der Ergebnisdaten der FE-Methode zurückzuführen. Der Abfall der Spannungen am Obergurt bei rund 150 mm vom Steg entfernt ist durch den Einfluss der Schienenklemme gegeben.

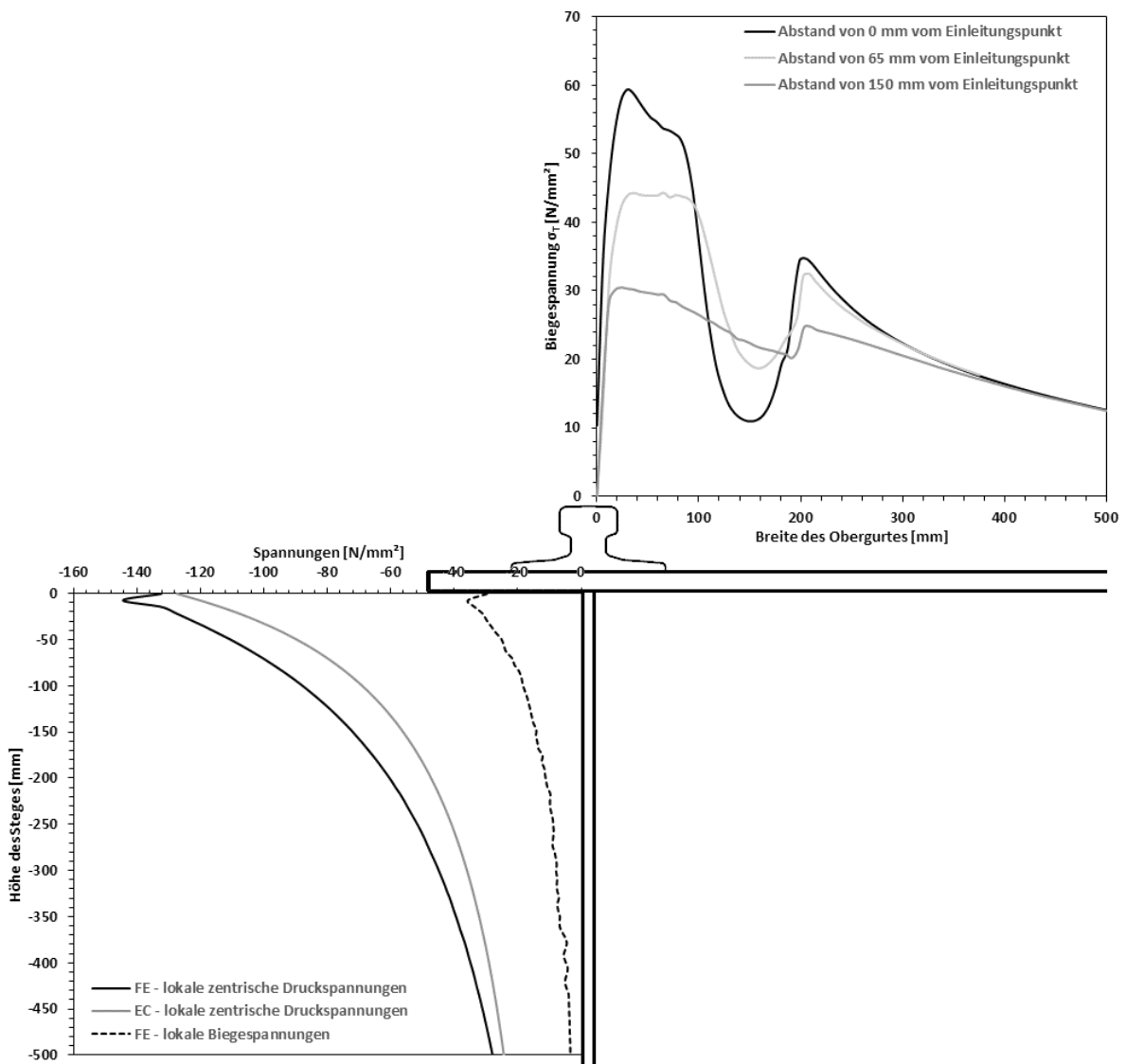


Abbildung 83 - Spannungsverläufe von Steg und Obergurt eines Kastenprofils

Um das Abklingverhalten der Spannungen eindeutiger darstellen zu können, werden die einzelnen Spannungsverläufe ( $\sigma_{oz}$  und  $\sigma_T$ ) von Abbildung 83 auf den Wert 1 am Stegrand skaliert. Der Sprung der Spannungen an der Stegoberkante bei der FE-Lösung wurde vernachlässigt. Das Ergebnis ist in Abbildung 84 ersichtlich. Es ist erkennbar, dass die Biegespannungen etwas schneller über die Höhe abklingen als die lokalen Druckspannungen.

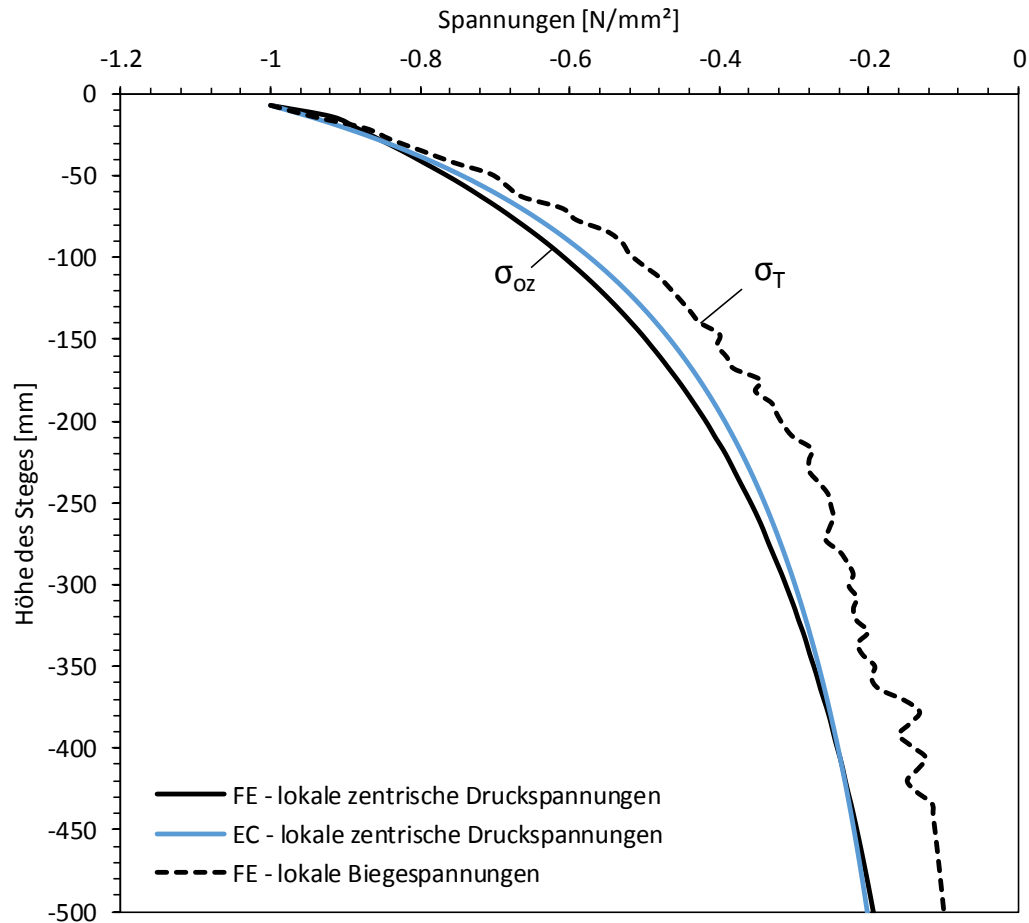


Abbildung 84 – Auf maximalen Randwert skalierte Spannungsverläufe des Steges

Für die Fragestellung der Spannungsverteilung in Längsrichtung des Trägers wird auf Anhang B verwiesen. Dieser befasst sich mit den Schnittkraftverläufen über die Trägerlänge von verschiedenen Modellen.

## 6.5 Versuchsauswertung - Kastenquerschnitt mit Blockschiene

In der Masterarbeit Mandl [10] beschrieb der Autor bei seinen Untersuchungen Laborversuche an einem gedrunenen Kastenprofil. Die Verformungen wurden dabei mittels Dehnmessstreifen (DMS) am Steg unter der Last gemessen. Mittels der Belastung zentrisch über dem Steg und exzentrisch unter Berücksichtigung verschiedener Exzentrizitäten und Aufkleben von DMS beidseits des Steges konnten die Biegespannungen herausgerechnet werden. Das untersuchte System ist in Abbildung 85 und Abbildung 86 ersichtlich.

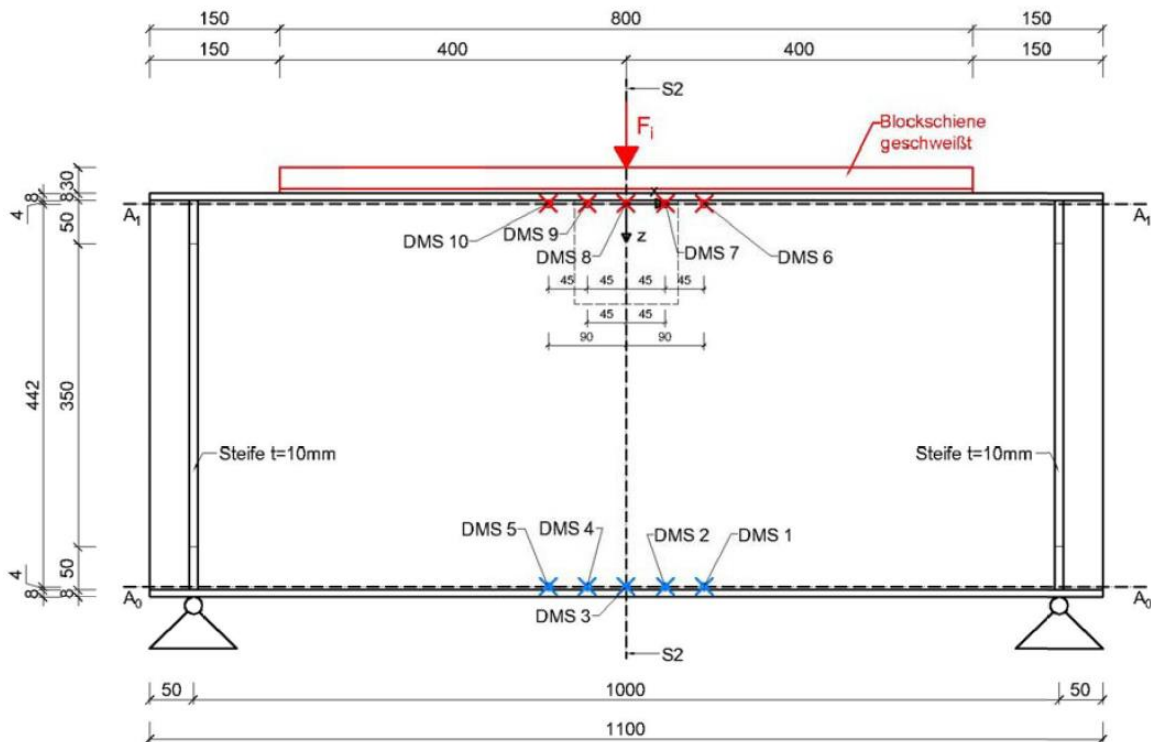


Abbildung 85 – Ansicht des untersuchten Systems - Quelle: [10]

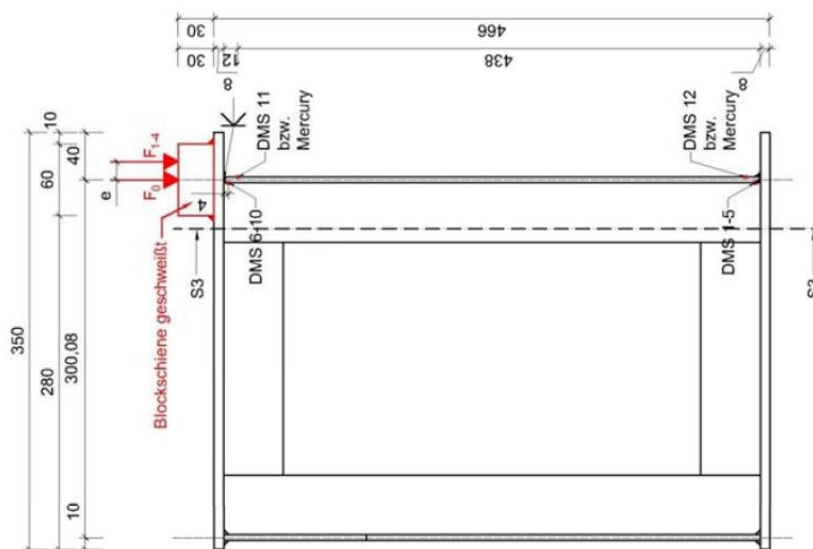


Abbildung 86 - Querschnitt des Kastenquerschnitts - Quelle: [10]

Die bei der Versuchsdurchführung auftretenden Längsspannungen, die wegen des tatsächlichen dreiachsigen Spannungszustandes einen geringen Einfluss auf die lokalen Biegespannungen haben, wurden dabei mittels Korrekturfaktor berücksichtigt. Dieser wurde wie folgt ermittelt:

$$\varepsilon_z = \frac{1}{E} \cdot (\sigma_z - \nu \cdot \sigma_x) \quad (37)$$

Wobei  $E$  den Elastizitätsmodul,  $\sigma_z$  die vertikalen Spannungen,  $\nu$  die Querdehnzahl  $\nu = 0,3$  und  $\sigma_x$  die Längsspannungen darstellt.

Damit konnte der Einfluss der Längsspannungen auf rund 3% im Ergebnis der gesuchten lokalen vertikalen Spannungen  $\sigma_z$  abgeschätzt werden. Die hier von Dehnungen in Spannungen umgerechneten Ergebnisse der DMS wurden mit diesem Faktor korrigiert.

Das Ergebnis des Laborversuchs wurde mit Berechnungsmodell dem Berechnungsmodell EC und ECmod verglichen und ist in Abbildung 87 ersichtlich. Für das Torsionsträgheitsmoment im Berechnungsmodell EC wurde für  $I_t$  die Summe aus gesamtem Obergurt und Schiene, da diese schubstarr verbunden ist, eingesetzt. Für ECmod wurde das alleinige Torsionsträgheitsmoment der Schiene eingesetzt.

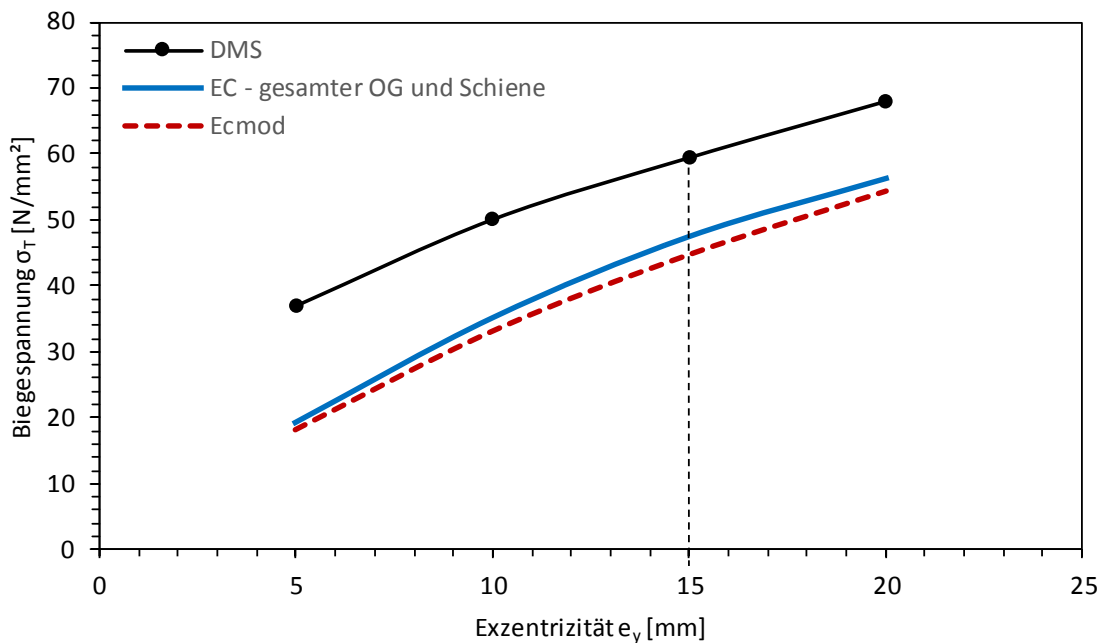


Abbildung 87 - Versuchsauswertung Kastenquerschnitt- Biegespannungen in Abhängigkeit der Exzentrizität

Die verwendete Blockschiene mit den Abmessungen 60x30 mm führt zu einer normmäßigen Exzentrizität  $e = k/4 = 60/4 = 15$  mm. Generell werden die Spannungen von EC und ECmod unterschätzt. Unter Berücksichtigung der Anpassung des Modells ECmod im Kapitel 7 können jedoch konservative Ergebnisse errechnet werden.

## 6.6 Untersuchung der möglichen Stegblech- und Obergurteinspannung

Im analytischen Modell zum Kastenträger wird von einer gelenkigen Lagerung der Anschlüsse zum Untergurt und zum Steg ohne Last ausgegangen. In den FE-Berechnungen wird jedoch mit der jeweilig auftretenden Anschlusssteifigkeit  $c_f$  des Untergurts bzw. Steges gerechnet. Es soll nun untersucht werden, wie groß der Einfluss eines angenommenen gelenkigen Anschlusses im FE-Modell ausfällt.

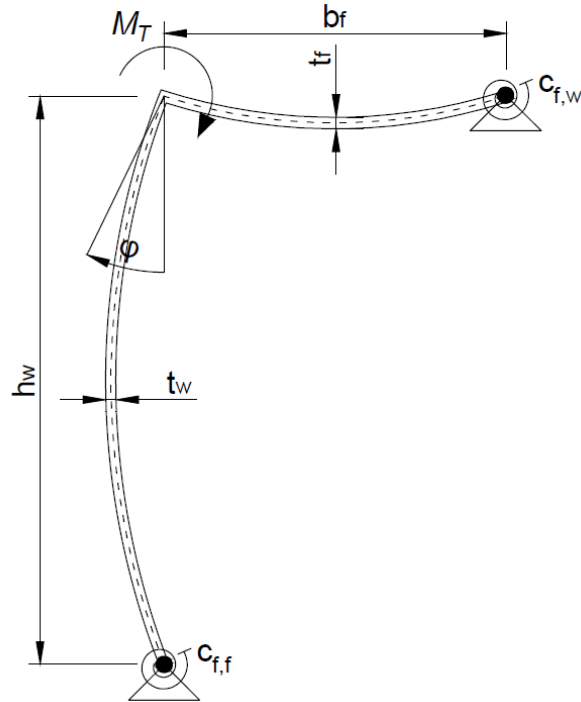


Abbildung 88 - Modellvorstellung für die Obergurt- und Stegblecheinspannung

FE - Untersuchungen der oben gezeigten Kasten-Modelle für den baupraktischen Querschnitt nach Abbildung 72 haben gezeigt, dass der Einfluss von gelenkig gelagerten Obergurt- und Stegblechen die auftretenden maximalen Biegespannungen im Stegrand weniger als 1% beeinflussen. Somit ist keine Anpassung des Modells hinsichtlich dieses Effekts erforderlich.

## 6.7 Abweichung zwischen FE-Berechnung und den Modellen nach EC/ECmod

Zusätzlich zu der in Abschnitt 6.3 angeführten Parameterstudie zu den Biegespannungen für den baupraktischen Kastenquerschnitt wurden noch weitere Berechnungen durchgeführt. Dabei wurden jeweils 2 Parameter variiert, bei denen es sich um die maßgeblichen Einflussgrößen handelt. Dazu wurde das Modell aus Abbildung 72 herangezogen. Die maßgeblichen Einflussgrößen sind die Schienengröße, die Flanschdicke  $t_f$  und die Stegdicke  $t_w$ . Daraus resultieren 12 zusätzliche Berechnungen, die in Summe mit denen aus Abschnitt 6.3 insgesamt 36 Modell-Variationen ergeben. Des Weiteren wird auch das Modell aus Abbildung 67 ausgewertet. Eine Übersicht ist in der folgenden Tabelle 10 ersichtlich.

Des Weiteren werden die Ergebnisse für das Berechnungsmodell EC und ECmod aufgezeigt und deren jeweilige Abweichung zu der FE-Berechnung. Im Berechnungsmodell EC wird für das Torsionsträgheitsmoment  $I_t$  das des gesamten Obergurts eingesetzt, da vorher gezeigt werden konnte, dass dieser Ansatz beim Modell aus Abbildung 72 gute Ergebnisse liefert und laut aktueller Norm ein zusätzlicher Ansatz des Torsionsträgheitsmoments einer Schiene nur bei schubstarrer Verbindung zwischen Schiene und Obergurt mitberücksichtigt werden darf.

Das Ergebnis ist in der folgenden Abbildung 89 und Abbildung 90 ersichtlich. Die in Tabelle 10 grau markierten Zeilen stellen baupraktisch nicht relevante Fälle dar, die in der Abbildung 89 und Abbildung 90 als nicht gefüllte Punkte dargestellt sind. Das Ergebnis des Systems aus Abbildung 67 wird als schwarzer Punkt markiert.

In Abbildung 89 und Abbildung 90 werden zusätzlich gestrichelte Linien dargestellt, die eine Abweichung von den exakten Spannungen im Ausmaß von 10% darstellen. Die durchgezogene dargestellte Linie im Winkel von  $45^\circ$  stellt eine exakte Abbildung der aus den FE-Berechnungen gewonnen Spannungen durch das jeweilige Modell, EC und ECmod, dar. Die dargestellten Bereiche „SICHER“ und „UNSICHER“ weisen darauf hin, dass die berechneten Spannungen aus den analytischen Modellen zu hohe bzw. zu niedrige Spannungen liefern.

Beim Vergleich von Abbildung 89 mit Abbildung 90 ist eindeutig erkennbar, dass das Berechnungsmodell EC eine größere Streuung aufweist, und somit weniger gut geeignet ist die Biegespannungen im Steg infolge exzentrischer Lasteinleitung bei Kastenprofilen mit konstanter Steg- und Obergurtdicke abzubilden. Außerdem ist erkennbar, dass ECmod größtenteils Ergebnisse auf der unsicheren Seite liefert. Dies wird im Kapitel 7 behandelt.

Tabelle 10 - Übersicht der FE-Berechnungen zu Biegespannungen von Kastenquerschnitten mit baupraktischen Abmessungen

abweichende Parameter von Abb. 69		FE [N/mm <sup>2</sup> ]	EC - ges. OG [N/mm <sup>2</sup> ]	Abweichung [%]	ECmod [N/mm <sup>2</sup> ]	Abweichung [%]
A45	tf20	76	43	-43	76	0
A45	tf35	25	11	-57	37	49
A45	tw10	43	20	-54	41	-4
A45	tw25	68	28	-59	78	15
A120	tf20	37	116	214	29	-22
A120	tf35	23	28	22	17	-28
A120	tw10	27	53	98	17	-37
A120	tw25	50	74	47	34	-32
tf20	tw10	36	61	70	32	-10
tf20	tw25	76	67	-11	54	-29
tf35	tw10	17	12	-25	15	-11
tf35	tw25	36	23	-34	33	-8
hw2100		40	41	2	32	-20
hw1800		41	43	6	34	-16
hw1500		41	46	13	37	-10
hw1200		43	51	21	42	-2
tw25		59	41	-31	46	-22
tw15		41	47	15	34	-16
tw10		33	43	30	24	-28
tf35		23	18	-24	22	-7
tf30		31	27	-13	27	-13
tf25		41	43	6	34	-16
tf20		53	72	38	44	-16
bf1800		41	30	-26	37	-10
bf1500		41	36	-13	36	-12
bf1200		41	43	6	34	-16
bf900		38	54	42	31	-18
a4000		40	46	14	31	-23
a3000		41	43	6	34	-16
a2000		44	41	-6	41	-8
a1000		41	43	5	55	35
A120		33	69	111	24	-26
A100		39	57	45	30	-23
A75		41	43	6	34	-16
A65		45	37	-17	40	-11
A45		50	26	-49	58	15
Modell aus Abb. 64		21	29	35	35	63

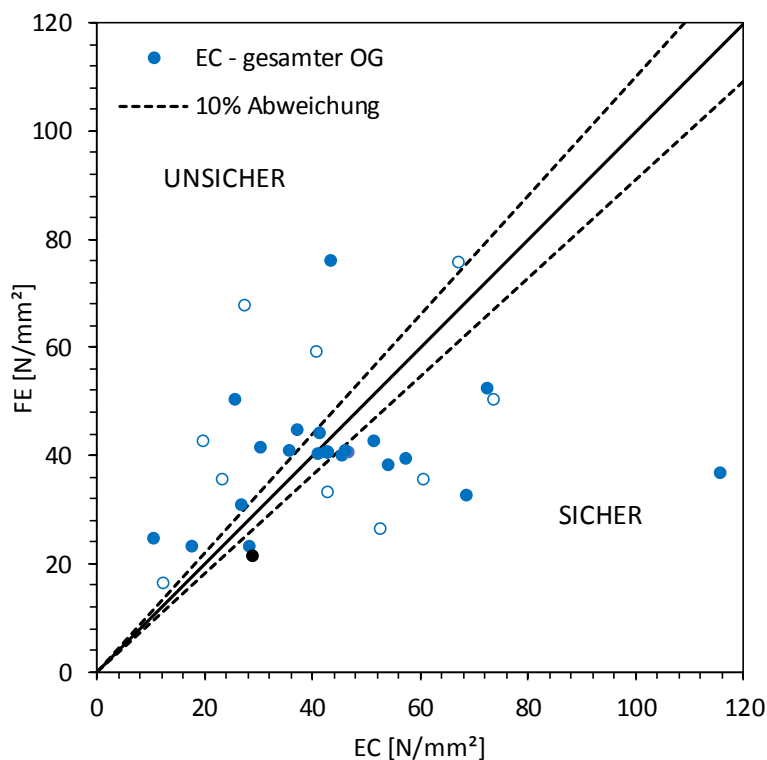


Abbildung 89 – Maximale Biegespannungen von Kastenquerschnitten - Abweichung des Berechnungsmodells EC von den FE-Berechnungen

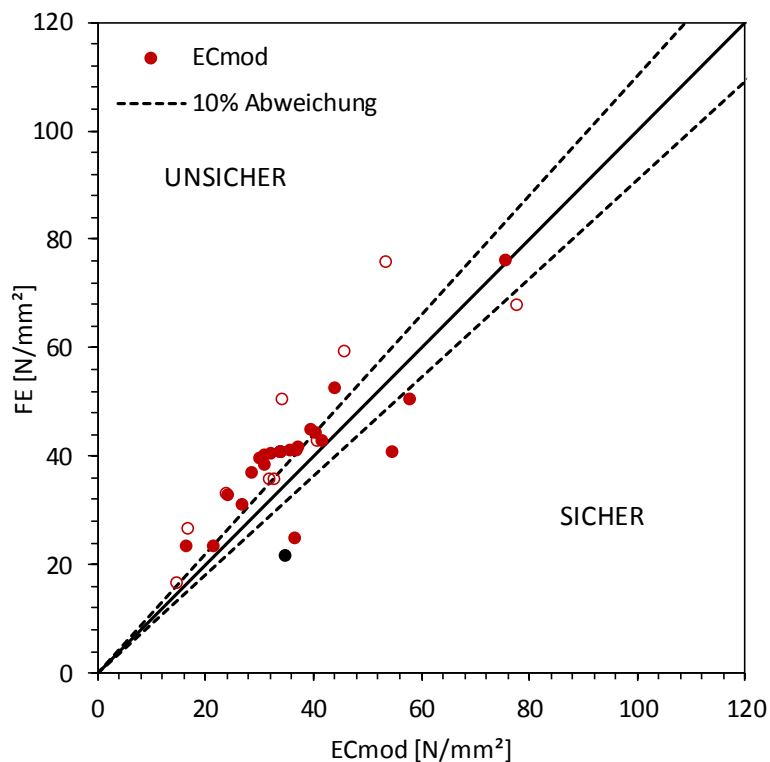


Abbildung 90 - Maximale Biegespannungen von Kastenquerschnitten - Abweichung des Berechnungsmodells ECmod von den FE-Berechnungen



## 7 Anpassung des Modells für Kastenquerschnitte

Wie in Abschnitt 6.7 gezeigt können die berechneten Spannungen infolge dem Berechnungsmodell ECmod auf der unsicheren Seite liegen, weshalb eine Anpassung stattfinden soll. Da es kaum möglich und sinnvoll ist ein genaues analytisches Modell für die Praxis zu entwickeln, geschieht dies mittels konstantem Erhöhungsfaktor  $f_{\sigma}$ . Dieser wird anhand der bereits berechneten FE-Ergebnisse bestimmt.

Weiters sei angemerkt, dass das Berechnungsmodell ECmod nur geeignet ist, Kastenprofile mit konstanter Obergurtblechdicke bzw. Stegblechdicke abzubilden, da wie bereits in Abschnitt 6.2 gezeigt wurde, bei lokal erhöhter Torsionssteifigkeit infolge unterschiedlicher Dicke  $t_f$  am Obergurt die errechneten Spannungen zu unwirtschaftlichen, jedoch konservativen Ergebnissen führen.

Außerdem soll von einer ungünstigsten Belastung ausgegangen werden, dies ist nicht wie in den FE-Berechnungen ausgeführt mit einem gleichmäßig verteilten Druck über eine kleine Kontaktfläche zu erreichen, sondern mittels einer vertikalen Einzelkraft. Diese führt, wie in Anhang A aufgezeigt, zu einer Erhöhung der Spannungen im Steg um 20%, bei Verwendung von A-Profil Schienen. Somit müssen die FE-Berechnungen mit 1,2 multipliziert werden. Dies führt dazu, dass ECmod noch „unsicherere“ Ergebnisse liefert. Um vertretbare Ergebnisse durch das Berechnungsmodell ECmod gewährleisten zu können werden diese mit einem konstantem Erhöhungsfaktor von  $f_{\sigma} = 1,5$  multipliziert um durchgehend auf der Seite „SICHER“ zu liegen zu kommen. Das Ergebnis ist in Abbildung 91 ersichtlich.

Somit ergibt sich auch für die in Abschnitt 6.1 aufgezeigten Berechnungsmethoden dieser konstante Erhöhungsfaktor von  $f_{\sigma} = 1,5$ , der auf die berechneten Spannungen aufgeschlagen werden muss.

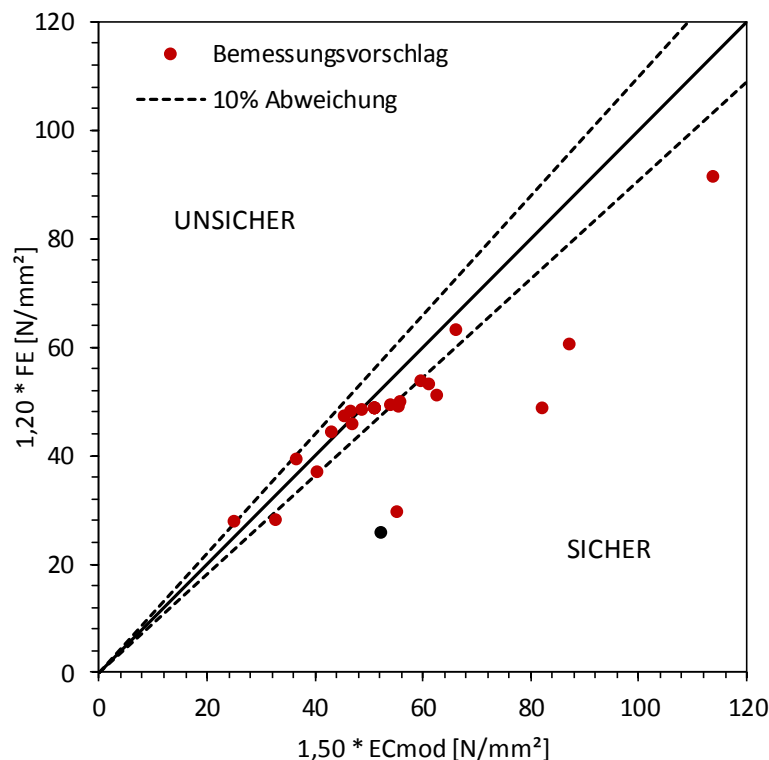


Abbildung 91 - Anpassung des Modells ECmod mit einem Spannungserhöhungsfaktor  $f_{\sigma} = 1,50$

## 8 Zusammenfassung, Kritik und Ausblick

Obwohl das analytische Modell von Oxford in [3] eine elegante Lösung für das Problem der Ermittlung der maximalen Stegblechbiegespannungen bei Kranbahnträgern mit I-Querschnitt bietet, weist es doch erhebliche Fehler auf. Diese Fehler entstehen durch den vereinfachten Ansatz einer sinusförmigen Stegblechbiegesteifigkeit und die Vernachlässigung der Wölbsteifigkeit des Trägerobergurts. Jedoch würde die Verwendung eines genauen Ansatzes zu komplexen mathematischen Formelwerken führen, wie diese Masterarbeit auch zeigte die dem Anwender in der Praxis nicht zumutbar sind.

Dadurch ist begründbar und vertretbar, das derzeitige analytische Modell für I-Profile beizubehalten und in weiterer Forschungstätigkeit mittels Kalibrierungen an die tatsächlich auftretenden Spannungen anzupassen. In Kapitel 5 wurde gezeigt, dass bei Anwendung des Berechnungsmodells in Eurocode [5] teilweise viel zu hohe Biegespannungen berechnet werden. Dies ist vor allem bei geklemmten Schienen der Fall, da diese mit ihrem Torsionsträgheitsmoment nachzeitigem Stand nicht berücksichtigt werden dürfen.

Das auf das analytische Modell für I-Profile aufbauende erweiterte Modell ECmod bietet eine gute Näherung der auftretenden Biegespannungen bei Kastenträgern, wobei explizit darauf hingewiesen wird, dass diese gute Abschätzung nur bei konstanter Steg- und Obergurtdicke gewährleistet werden kann (keine erhöhte lokale Torsionssteifigkeit wegen Gurtdickensprung am Obergurt). Für Kastenträger mit eingeschweißtem Walzprofil sollte daher eigens eine Anpassung durchgeführt werden, oder generell Anwendungsgrenzen des Modells eingeführt werden. Für die Anpassung des Modells ECmod ist es erforderlich Laborversuche durchzuführen, da die jetzige Kalibrierung ausschließlich auf FE-Modelle beruht.

Bei der Berechnung der Biegespannungen im Steg von Kastenprofilen mit zusätzlichen Längssteifen konnten keine passenden Ergebnisse mittels des Berechnungsmodells ECmod errechnet werden. Zum einen sind Steifigkeits- und Größenverhältnisse der Längssteifen unklar, ab wann diese tatsächlich als Lagerung aus der Ebene fungieren und zum anderen konnten die Spannungen nur unzureichend genau berechnet werden. Ob die unzureichende Abbildung der Spannungen durch das Berechnungsmodell ECmod am ungeeigneten FE-Modell liegt, werden weitere Untersuchungen zeigen müssen.

In Anhang C wird aufgezeigt, dass elastische Unterlagen auch einen günstigen Einfluss auf die auftretenden Biegespannungen im Steg haben. Um diese jedoch in der Ingenieurpraxis verwerten zu können, muss der Effekt der reduzierenden Spannungen durch die elastische Unterlage formelmäßig noch eingearbeitet werden.

Effekte Theorie 2.Ordnung wie Abtriebseffekte durch Membrandruckkräfte im Steg oder Beuleffekte konnten nicht berücksichtigt werden, da nur lineare Berechnungen durchgeführt wurden. Auch diese Einflüsse bedürfen noch weiterer Untersuchungen.

Zur FE-Modellierung muss angemerkt werden, dass ausschließlich Fälle untersucht wurden, bei denen Schienenklemmen unmittelbar in Kontakt mit der Schiene stehen. Da auch Schienenklemmen mit aufvulkanisierten Nasen aus Elastomer anwendbar sind und diese eine

gewisse zusätzliche Nachgiebigkeit aufweisen, können dadurch die Spannungen negativ beeinflusst werden. Zusätzlich sollten Berechnungen von Modellen mit realistischeren Schienenklemmengrößen und –steifigkeiten durchgeführt werden. Ähnliches gilt für die Schiene, diese steht vollflächig in Kontakt mit dem Träger. Hier muss ein praxisnäheres Modell mit Vorhandensein von Imperfektionen wie z.B. einem Spalt zwischen Schiene und Träger untersucht werden. Zudem wurden nur Schienen des Typs A untersucht, obwohl auch andere Formate existieren und Anwendung finden. Des Weiteren treten in der Praxis auch Abnutzungserscheinungen der Schiene auf, die bei der Berechnung der Biegespannungen Berücksichtigung finden, durch vereinfachte Verringerung des vorhandenen Torsionsträgheitsmoments der Schiene. Auch hier müssen weitere Untersuchungen angestellt werden, ob die dadurch auftretenden erhöhten Spannungen ausreichend genau abgebildet werden können.

Hinsichtlich Imperfektionen wurden keine zusätzlichen Imperfektionen berücksichtigt die nicht bereits durch die pauschal anzusetzende Exzentrizität von  $e = k/4$  berücksichtigt werden. Es wird daher generell empfohlen Toleranzen zur Geometrie und Schienenlage gering zu halten um eine lange Lebensdauer von Kranbahnträgern zu erreichen. Die Exzentrizität  $e = k/4$  stellt keinen statistisch gesicherten Wert dar, sondern ist eine ingenieurmäßige Annahme. Da diese jedoch linear in die berechneten Spannungen eingeht, bietet es sich hier an, weitere Untersuchungen durchzuführen, um unter Umständen wirtschaftlichere Konstruktionen zu ermöglichen.

Das anzusetzende Torsionsträgheitsmoment ist, wie in Abschnitt 5.1.4 bei der Variation des Torsionsträgheitsmoments für schubstarr verbundene Schienen dargestellt, eine weitere Unbekannte die nur unzureichend genau ohne numerischer Methoden beschrieben werden kann. Es stellt sich die Frage, welches Torsionsträgheitsmoment tatsächlich aktiviert werden kann und ob Verdrehung von Schiene und Obergurt ident sind und nicht durch z.B. Spiel zwischen Schiene und Schienenklemme unterschiedliche Verdrehungen auftreten.

## 9 Literaturverzeichnis

- [1] Oxford, J.K.: Zur Beanspruchung der Obergurte vollwandiger Kranbahnträger durch Torsionsmomente und durch Querkraftbiegung unter dem örtlichen Radlastangriff. Stuttgart. Der Stahlbau 12/1963 S. 360-363
- [2] Petersen, Christian.: Stahlbau: Grundlagen der Berechnung und baulichen Ausbildung von Stahlbauten, 2. Auflage. München, 1990 S. 932-933
- [3] Oxford, J.K.: Zur Biegebeanspruchung des Stegblechanschlusses infolge exzentrischer Radlasten auf dem Obergurt von Kranbahnträgern. Stuttgart. Der Stahlbau 7/1981 S. 215-217
- [4] Girkmann, Karl.: Flächentragwerke. Wien, 1963 S. 205-208
- [5] ÖNORM EN 1993-6, Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten: Teil 6: Kranbahnen. Wien. Österreichisches Normungsinstitut. Ausgabe: 15.08.2010
- [6] ÖNORM EN 1991-3, Eurocode 1: Einwirkung auf Tragwerke: Teil 3: Einwirkungen infolge von Kranen und Maschinen. Wien. Österreichisches Normungsinstitut. Ausgabe: 01.12.2013
- [7] Kraus M., Mämpel S.: Kennwerte neuer und abgenutzter Kranschienen für die Bemessung von Kranbahnträgern. Stahlbau 86, 2017
- [8] Seeßelberg, Christoph.: Kranbahnen: Bemessung und konstruktive Gestaltung nach Eurocode, 4. Auflage. Köln, 2014
- [9] Ulrike Kuhlmann: Stahlbau-Kalender 2017: Dauerhaftigkeit – Ingenieurtragwerke, 2017 Ernst & Sohn GmbH & Co. KG
- [10] Mandl, A.A.: Lokale Spannungen in Stegen von Kranbahnträgern – Laborversuche und numerische Berechnungen, Technische Universität Graz, 2017
- [11] Abaqus/CAE 6.14-5, Softwarepaket, Dassault Systèmes Simulia Corp., 2015.
- [12] <http://www.apkranteknik.se/katalog/files/pdf/17923.pdf> (08.08.2017)

## A Auswirkung einer alleinigen vertikalen Einzellast

Wie in Kapitel 3 aufgezeigt, entsteht durch die Modellierung der Einzellast als Flächenlast mit Kraftwirkung senkrecht zur Schienenoberkante bei Exzentrizität (vgl. Abbildung 92) eine zusätzliche horizontale Komponente. Die Auswirkungen dieser zusätzlichen Horizontalkraft gilt es nun abzuschätzen.

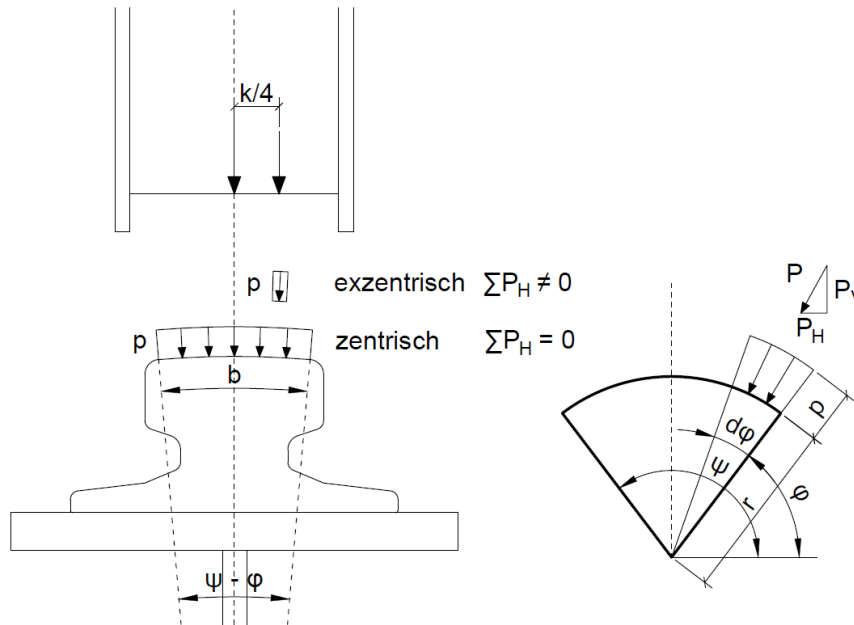


Abbildung 92 - Modellierung im FE-Programm

Dies soll exemplarisch anhand einer A120-Schiene und einem Kranbahnträger mit Kastenprofil durchgeführt werden. Die Längsausdehnung der eingeleiteten Kraft beträgt 1 mm. Es soll der zentrische Fall betrachtet werden, der zu keiner resultierenden Horizontallast führt (vgl. Abbildung 92). Für vertikale Lasten und einer konstanten Druckverteilung gilt

$$P_V = \int_{\varphi}^{\Psi} p \cdot r \cdot \cos \varphi \, d\varphi \quad (38)$$

Wobei  $p$  den gleichmäßig verteilten Druck und  $r$  den Schienenkopfradius darstellt.

Dann ergibt sich mit  $r = 600 \text{ mm}$ , einem Winkel  $\psi - \varphi$  von  $0,1697 [-]$  und  $p = 1 \text{ N/mm}^2$  eine vertikale Kraft  $P_V$  von  $101,70 \text{ N}$ , im Vergleich zur vertikalen Gesamtkraft bei Wirkung auf eine waagrechte Schienenoberfläche von  $101,82 \text{ N}$ , was einer Abweichung von rund  $1,2 \text{ ‰}$  entspricht. Diese Größenordnung kann vernachlässigt werden.

Analog dazu können die vertikalen Kräfte für den exzentrischen Fall unter Berücksichtigung der korrekten Integrationsgrenzen berechnet werden. Die vertikale Gesamtkraft  $P_V$  im exzentrischen Fall beträgt  $101,43 \text{ N}$ , somit wieder einer Abweichung im nicht relevanten Bereich.

Die resultierende Horizontallast kann wie folgt berechnet werden

$$P_H = \int_{\varphi}^{\Psi} p \cdot r \cdot \sin \varphi \, d\varphi \quad (39)$$

Für den zentrischen Fall entstehen aufgrund der Symmetrie keine Horizontalkräfte.

Mit der horizontalen Exzentrizität  $k/4 = 30$  mm, einem Radius  $r = 600$  mm, den Winkeln  $\psi = 0,05827$  [-] und  $\varphi = 0,04164$  [-], einem, um die gleiche vertikale Gesamtkraft zu erhalten wie im zentrischen Fall, skalierten Druck  $p = 10,18$  N/mm bei einer Bogenlänge von  $b = 10$  mm, erhält man für die resultierende Horizontalkraft  $P_H = 5,07$  N. Dies entspricht 4,98 % der vertikalen Gesamtkraft.

Betrachtet man nun das Momenten-Gleichgewicht in der Stegoberkante ändert sich unter Berücksichtigung der Hebelarme das Torsionsmoment infolge  $P_H$  und damit das Biegemoment am Stegblechrand beträchtlich.

Näherungsweise kann der Effekt, wie in Abbildung 93 ersichtlich, abgeschätzt werden. Diese Abschätzung liefert für I-Profile sehr gute Ergebnisse, wobei bei Kästen die Biegesteifigkeitsverhältnisse von Obergurt und Steg eine bedeutende Rolle spielen und somit die Auswirkung weniger genau abgeschätzt werden können.

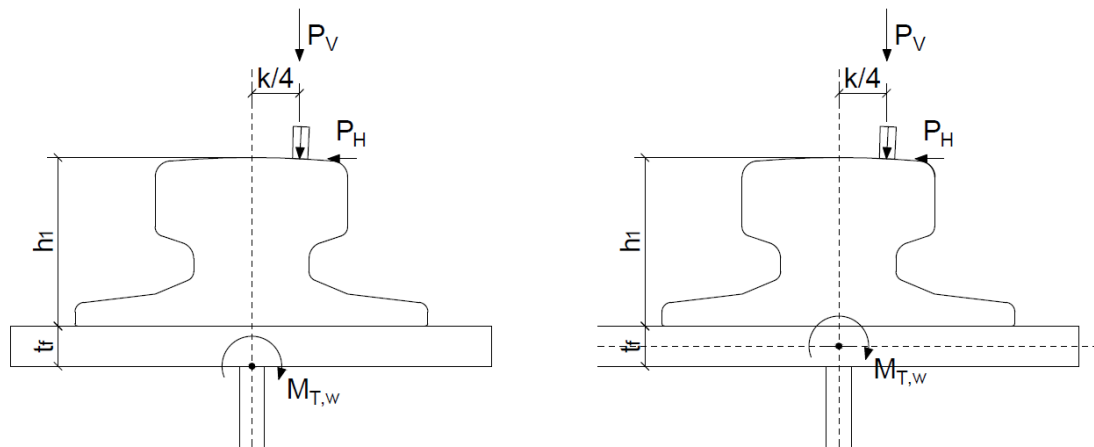


Abbildung 93 - links: Abschätzung für I-Profile; rechts: Abschätzung für Kasten-Profile

$$M_{T,w} = P_V \cdot k/4 - P_H \cdot (h_1 + t_f) \quad (40) \quad M_{T,w} = P_V \cdot k/4 - P_H \cdot (h_1 + t_f/2) \quad (41)$$

Somit ergibt sich für die vorhergehenden Annahmen und den zusätzlichen Annahmen für  $h_1 = 105$  mm und  $t_f = 25$  mm ein Biegemoment  $M_{T,w}$  am Stegtrand von 2447 Nmm. Eine alleinige vertikale Einzelkraft mit der Gesamtlast von 101,82 N im Abstand  $k/4$  liefert hingegen ein Biegemoment  $M_T$  von 3055 Nmm. Somit ergibt sich ein Unterschied von rund 20 %, der in den bisherigen Berechnungen nicht enthalten ist.

In den FE-Berechnungen wurden anstatt der konstanten Druckverteilung zwei Einzelkräfte in den Eckpunkten der Lasteinleitungsfläche der Druckverteilung angesetzt, wie in Abbildung 94 ersichtlich. Bei Anwendung einer einzigen vertikalen Einzellast, in Abbildung 94 rot markiert, ändern sich die Biegespannungen um nochmals rund 3% in diesem Beispiel.

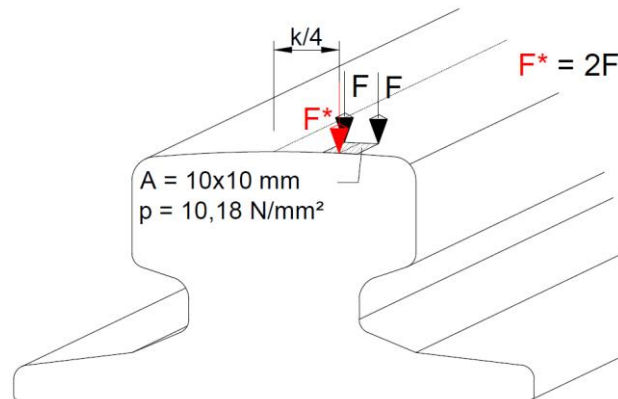


Abbildung 94 - Unterschiedliche Modellierung der Lasteinleitung

In der folgenden Tabelle sind Einzelergebnisse aus FE-Untersuchungen mit und ohne  $P_H$  ersichtlich. Es wurde dabei, für den Fall ohne  $P_H$ , wie vorher bereits beschrieben mit zwei Einzellasten in den Eckpunkten der Einleitungsfläche gerechnet. Der Vergleich mittels FE-Berechnungen liefert gute Übereinstimmung mit der vorher gezeigten Abschätzung.

Tabelle 11 - Ergebnisse der Abschätzung einer Einzellast

Kastenquerschnitt aus Abbildung 65										
Profil	$t_f$	$P_V$	$P_H$	$M_{T,w}$	$M_T$	Verhältnis $M_T$	FE - Pressure	FE - Einzellasten	Verhältnis FE	Differenz
[-]	[mm]	[N]	[N]	[Nmm]	[Nmm]	[%]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[%]	[%]
A45	25	101.69	2.86	951	1145	83.02	60.66	66.28	91.52	8.50
A65	25	101.56	4.13	1289	1655	77.93	53.07	62.82	84.49	6.56
A75	25	101.60	3.81	1534	1909	80.33	48.16	55.03	87.52	7.19
A100	25	101.43	5.07	1991	2546	78.20	46.11	54.46	84.67	6.46
A120	25	101.44	5.07	2447	3055	80.11	38.25	44.00	86.92	6.80

HEA300 aus Abschnitt 5.1.4										
Profil	$t_f$	$P_V$	$P_H$	$M_{T,w}$	$M_T$	Verhältnis $M_T$	FE - Pressure	FE - Einzellasten	Verhältnis FE	Differenz
[-]	[mm]	[N]	[N]	[Nmm]	[Nmm]	[%]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[%]	[%]
A75	14	101.60	3.81	1528	1909	80.03	27.49	33.05	83.20	3.17

HL1000M aus Abschnitt 5.2										
Profil	$t_f$	$P_V$	$P_H$	$M_{T,w}$	$M_T$	Verhältnis $M_T$	FE - Pressure	FE - Einzellasten	Verhältnis FE	Differenz
[-]	[mm]	[N]	[N]	[Nmm]	[Nmm]	[%]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[%]	[%]
A75	40	101.60	3.81	1429	1909	74.84	32.07	41.27	77.71	2.87

Zusammengefasst kann gesagt werden, dass die Erhöhung der Spannungen bei Verwendung von zwei vertikalen Einzellasten und somit der Vermeidung des Auftretens einer zusätzlichen Horizontallast gemittelt 15% beträgt. Der Einfluss der Lastverteilung und deren Auswirkung auf die Spannungen wird bei Anwendung von einer Einzellast  $F^* = 2F$ , in Abbildung 94 rot markiert, auf zusätzlich 3% geschätzt. Somit ergibt sich in Summe, konservativ eine Erhöhung der Biegespannungen im Steg um rund 20%, die bei den Ergebnissen der FE-Berechnungen bei Verwendung von A-Schienen berücksichtigt werden muss.

## B Ergänzende Schnittkraftverläufe

### B.1 Platten-Torsionsstab-Modell

Da das analytische Modell von Oxford von einem Torsionsstab und einem Steg unter Berücksichtigung einer sinusförmigen Steifigkeitsverteilung (vgl. Abschnitt 2.1) ausgeht, ist nun interessant wie sich die Schnittkräfte tatsächlich verteilen und ob die in den analytischen Modellen vorgesehenen Lastabtragungsmechanismen tatsächlich auftreten. Dies wird zuerst am Modell aus Kapitel 2, Abbildung 5 untersucht. Dazu werden das Stegblech und der Torsionsstab geschnitten und ein sogenannter Free-Body-Cut durchgeführt, wie in Abbildung 95 ersichtlich ist.

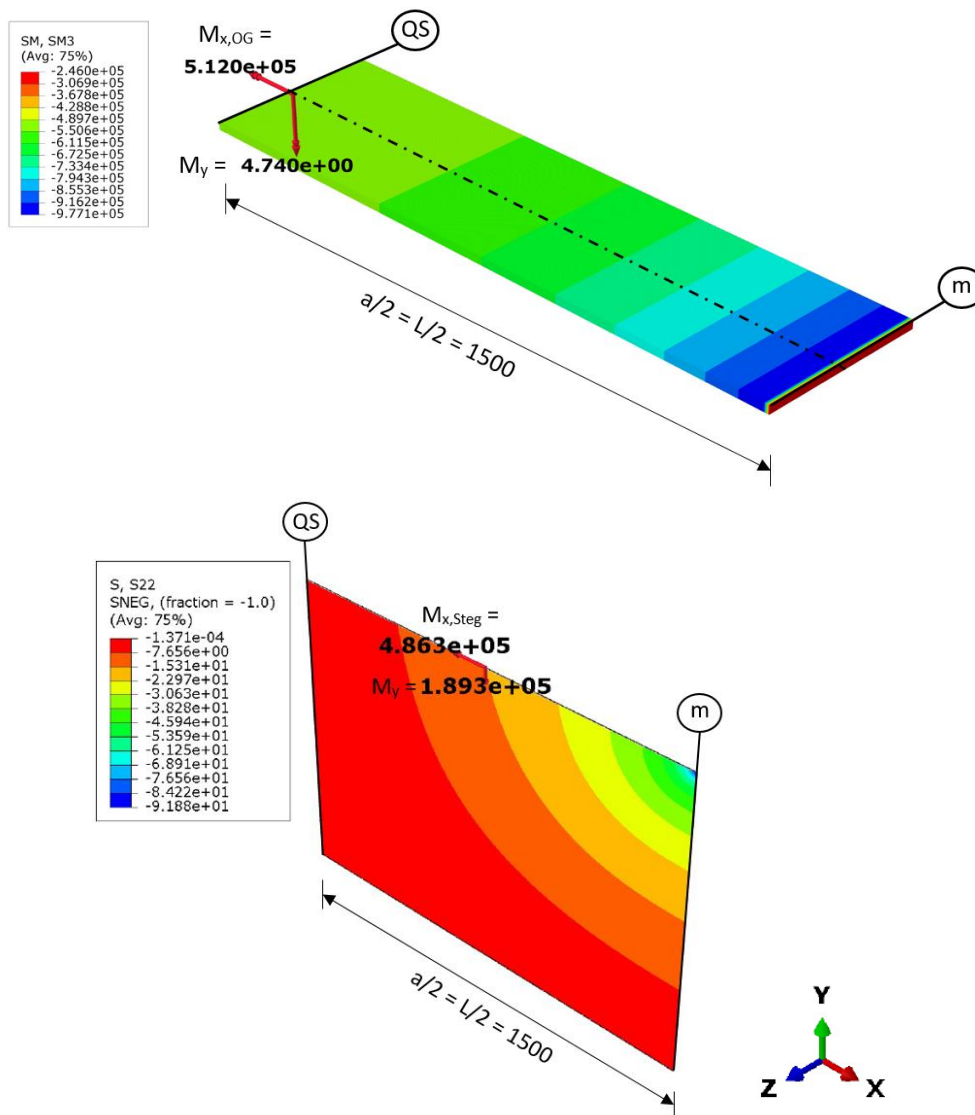


Abbildung 95 – Oben: Freigeschnittener Torsionsstab; Unten: Freigeschnittenes Schalenelement

Der Steg trägt in Summe  $M_{x,Steg} = 4,86 \cdot 10^5$  Nmm und der Torsionsstab  $M_{x,OG} = 5,12 \cdot 10^5$  Nmm an Momenten ab. Dies entspricht circa dem aufgebracht Torsionsmoment  $M_D = F_z \cdot e = 1 \cdot 10^6$  Nmm und dadurch ergibt sich annähernd eine Aufteilung von rund 50:50. Dies bedeutet, dass das gesamte einwirkende Torsionsmoment vom Torsionsstab (Obergurt) auf Torsion und vom Stegblech auf Biegung abgetragen wird und keine zusätzlichen Mechanismen in diesem Modell vorhanden sind.



In Abbildung 96 und Abbildung 97 ist die Schnittkraftverteilung entlang von Steg und vom Torsionsstab in Trägerlängsrichtung abgebildet. Dabei wurden jeweils 150 mm lange Abschnitte der beiden Querschnitte betrachtet und die entsprechenden Spannungen zu Schnittkräften aufsummiert.

Die Verteilung der Biegemomente am oberen Stegrand ist in der folgenden Abbildung 96 ersichtlich. Das dargestellte Moment  $M_x$ , das für die zusätzlichen Biegespannungen im Steg verantwortlich ist, verläuft ident zu den schon in früheren Kapiteln aufgezeigten Spannungsverläufen. Das Moment  $M_y$  stellt einen sehr lokal wirksamen Eigenspannungszustand dar. Dieser wird aus Querbiegung der Platte begründet.

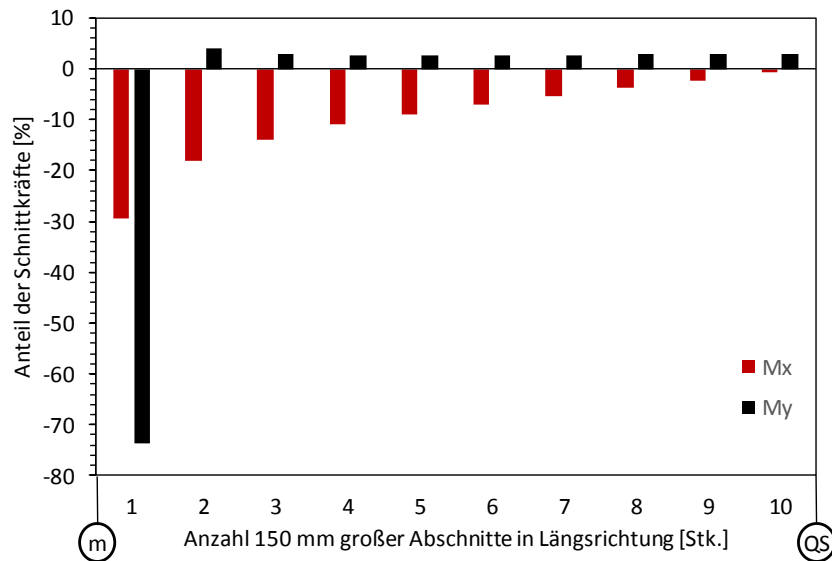


Abbildung 96 – Schnittkraftverteilung am oberen Rand des Steges

Analog zum Steg wurde auch eine Verteilung der Schnittkräfte für den Torsionsstab (Obergurt) erstellt. Diese ist in Abbildung 97 ersichtlich. Das Torsionsmoment  $M_x$  verläuft hierbei relativ konstant. Das Moment  $M_y$  stellt wieder einen lokalen Eigenspannungszustand dar.

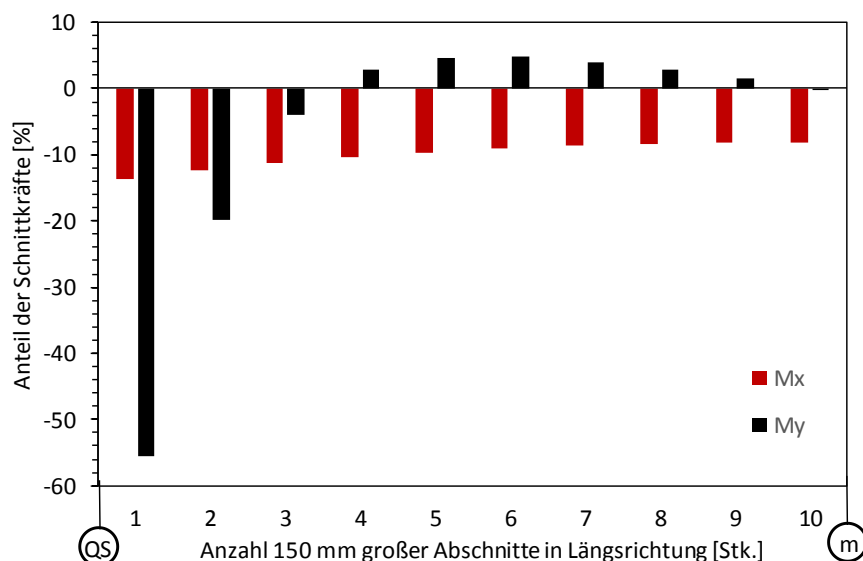


Abbildung 97 - Schnittkraftverteilung im Torsionsstab

## B.2 Kranbahnträger mit I-Profil und Blockschiene

Um feststellen zu können, ob eine einfache Aufteilung der Schnittkräfte, wie in Abschnitt B.1 dargestellt, auch für einen Kranbahnträger mit Schiene (I-Profil) gelingt, wird nun das Regelquerschnitt-Modell aus Abschnitt 5.1.4 unter exzentrischem Lastangriff betrachtet. Dazu werden wieder der Obergurt und der Steg mittels Free-Body-Cut freigeschnitten. Die Schnittmomente beziehen sich auf das unten gezeigte Koordinatensystem.

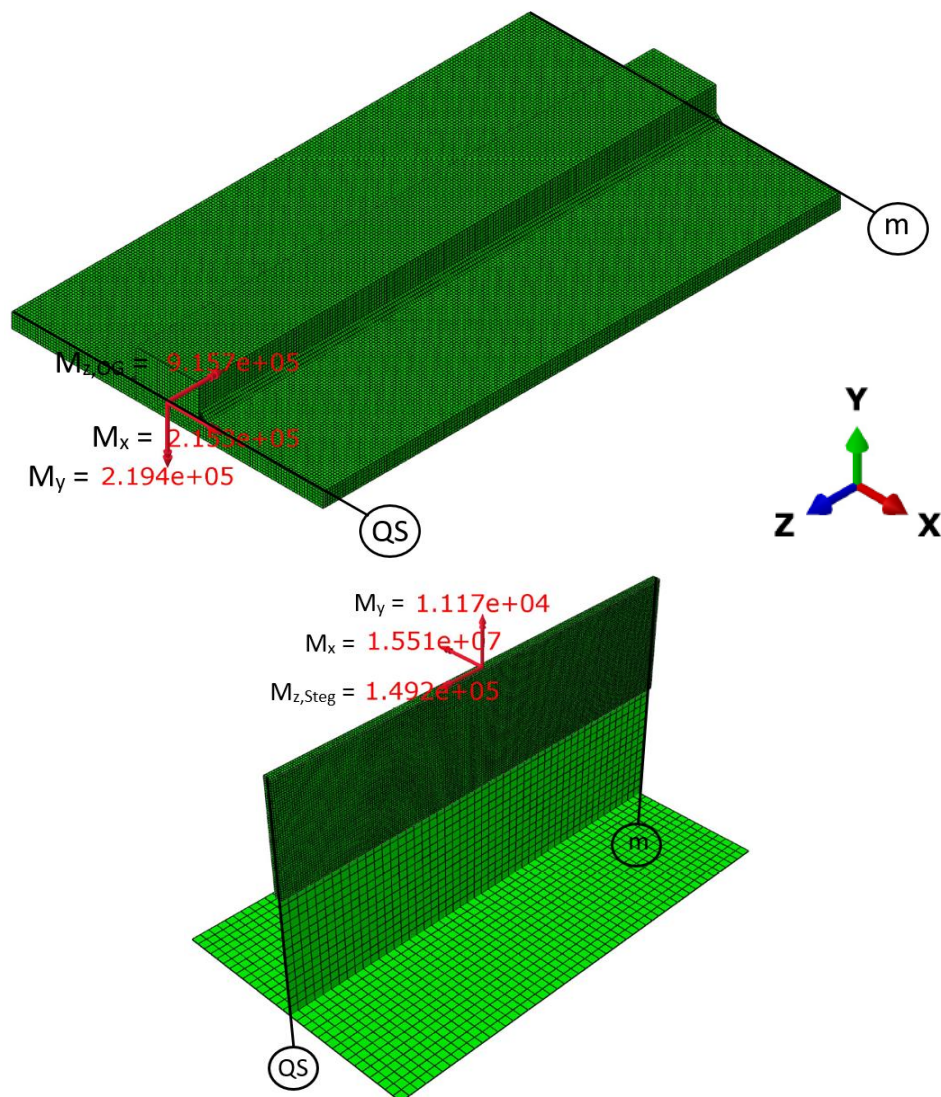


Abbildung 98 - Oben: Freigeschnittener Obergurt mit Schiene; Unten: Freigeschnittener Steg

Der Steg trägt in Summe  $M_{z,Steg} = 1,492 \cdot 10^5$  Nmm ab und der Torsionsstab  $M_{z,OG} = 9,157 \cdot 10^5$  Nmm. Dies entspricht mit  $1,065 \cdot 10^6$  circa 95% des aufgebracht Torsionsmoment  $M_T = 1,125 \cdot 10^6$  Nmm. Somit ergibt sich annähernd eine Aufteilung von rund 1 zu 6.

Die folgende Abbildung 99 und Abbildung 100 zeigen die Schnittkraftverteilung der Momente infolge Differenz aus exzentrischer Lasteinleitung und zentrischer Lasteinleitung, also eines alleinigen Biegemoments, wie es das analytische Modell vorsieht. Wie beim Platten-Torsionsstab-Modell sind Abbildung 99 Eigenspannungszustände aus  $M_y$  und  $M_x$  zu erkennen.  $M_z$  folgt wieder den schon bekannten Spannungsverläufen.

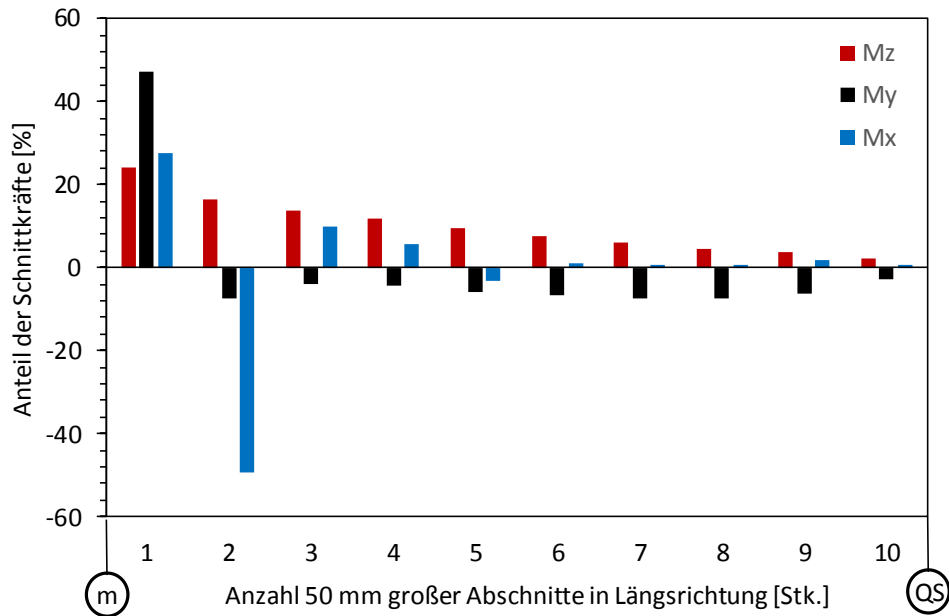


Abbildung 99 - Schnittkraftverteilung im Steg des I-Profil Modells

In der folgenden Abbildung 100 ist die Schnittkraftverteilung im Obergurt infolge  $M_z$  zu erkennen. Auch hier ist wie erwartet die Verteilung ähnlich dem Modell aus B.1.

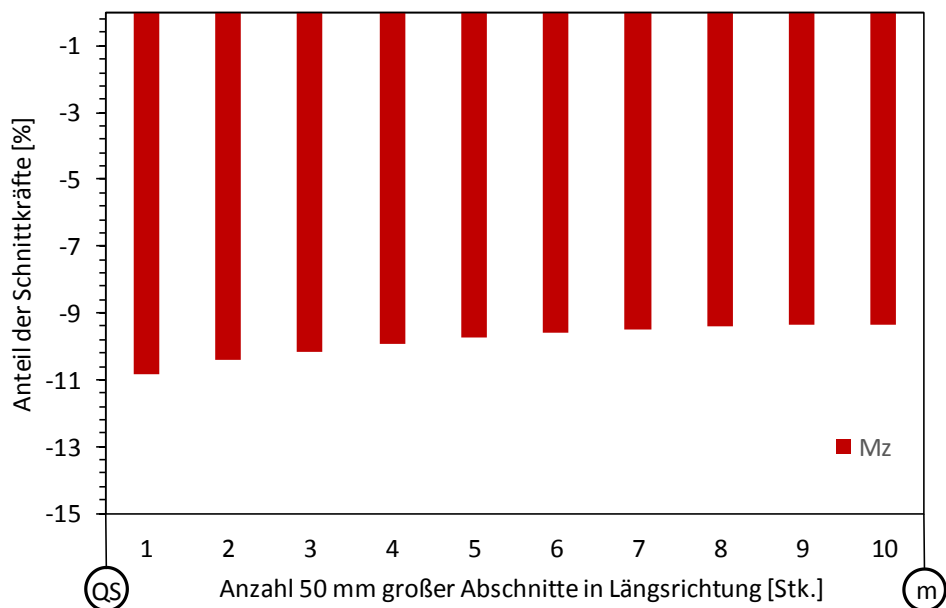


Abbildung 100 - Schnittkraftverteilung im Obergurt des I-Profil Modells

Somit lässt sich für das Platten-Torsionsstab Modell und für das I-Profil ein eindeutiger Kraftfluss feststellen, der auch den Mechanismen des analytischen Modells folgt.

### B.3 Kranbahnträger mit Kasten-Profil und geklemmter Schiene

Nun soll für einen Kranbahnträger mit Kastenquerschnitt die Verteilung der Schnittkräfte aufgezeigt werden. Dazu wird das Modell aus Abbildung 72 herangezogen. Es werden die auch im analytischen Modell abtragenden Querschnittsteile betrachtet. Der Obergurt soll auf Biegung, der Steg auf Biegung und die Schiene auf Torsion abtragen. In den folgenden Abbildungen sind auf der linken Seite der jeweiligen Darstellung die Schnittmomente infolge zentrischer Lasteinleitung und auf der rechten Seite die der exzentrischen Lasteinleitung abgebildet. Die Schnittmomente beziehen sich auf das unten gezeigte Koordinatensystem.

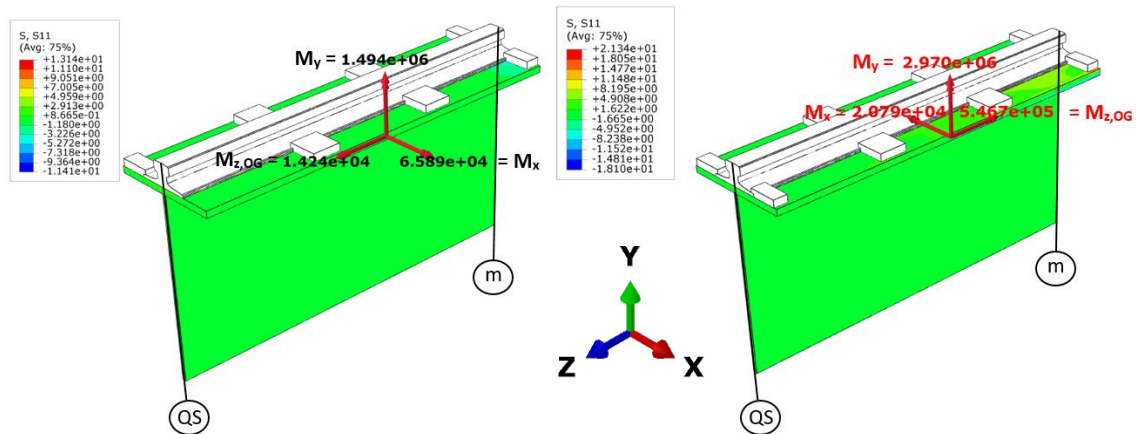


Abbildung 101 – Freigeschnittener Obergurt - links: Zentrische Lasteinleitung; rechts: exzentrische Lasteinleitung

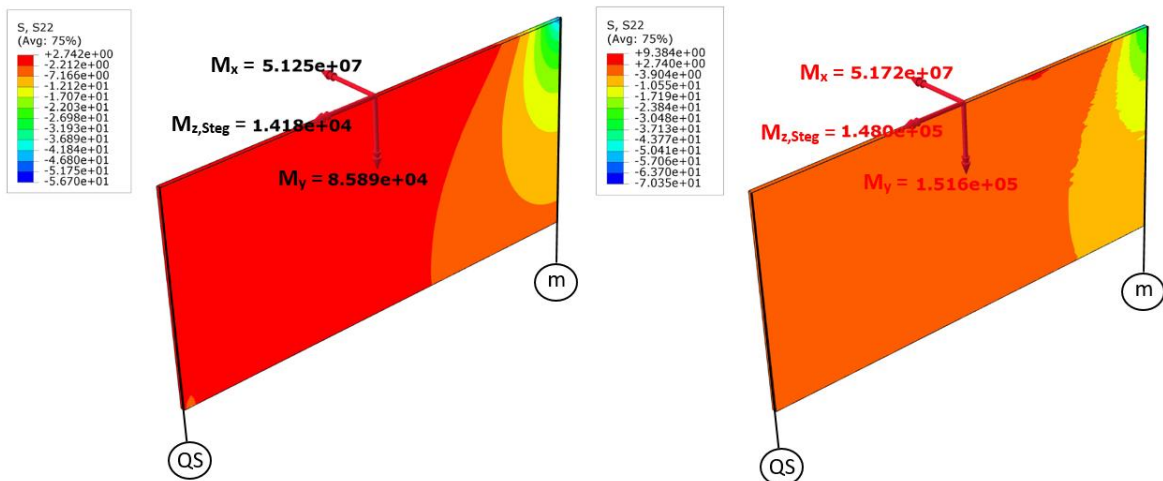


Abbildung 102 - Freigeschnittener Steg des Kastenquerschnitts

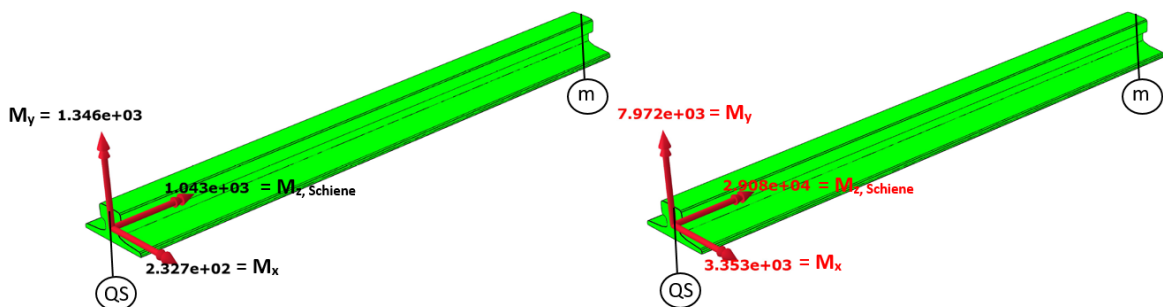


Abbildung 103 - Freigeschnittene Schiene des Kastenquerschnitts

Summiert man die Differenz aus exzentrischer und zentrischer Lasteinleitung der 3 Schnittkräfte auf, so sollte man, wie in Abschnitt B.1 und B.2 dargestellt, wieder das einwirkende Torsionsmoment aus der Lasteinleitung  $M_D = F_z \cdot e$  erhalten (also  $M_z = M_D$ ). Jedoch ergibt die Summe der Differenzen  $7,23 \cdot 10^5$  Nmm, was nur 9% des aufgebrauchten Moments  $M_D = 8,44 \cdot 10^6$  bezogen auf die Schiene entspricht (da der zentrische Fall auch eine Exzentrizität zum Querschnitts-Schubmittelpunkt aufweist). Dies wird dadurch begründet, dass der Gesamtquerschnitt bereits bei zentrischer Belastung exzentrisch belastet wird und somit durch ein zusätzliches Torsionsmoment die Ergebnisse nur geringfügig ändern. In der folgenden Abbildung 104 und Abbildung 105 ist die Schnittkraftverteilung für den Steg und den Obergurt dargestellt.

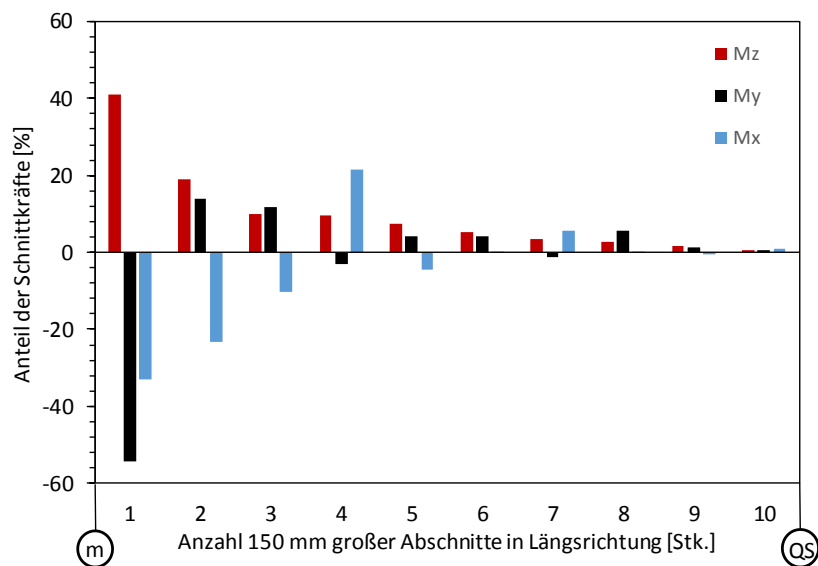


Abbildung 104 - Schnittkraftverteilung im Steg

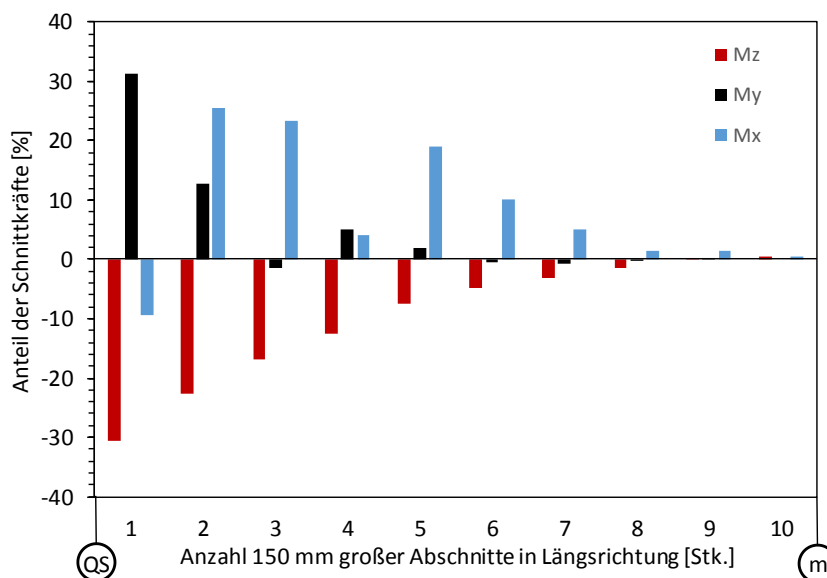


Abbildung 105 - Schnittkraftverteilung im Obergurt

Das oben gezeigte Vorgehen des einfachen Abgreifens der Schnittkräfte ist somit nur für die Modelle aus B.1 und B.2 zutreffend. Der Kastenquerschnitt aus B.3 liefert unbrauchbare Ergebnisse und benötigt weitere Untersuchungen.

## C Tragverhalten auf zusätzlicher elastischer Unterlage

Da im Berechnungsmodell des Eurocodes [5] bereits die Anwendung und Berücksichtigung einer elastischen Unterlage zur Reduktion der lokalen Spannungen infolge zentrischer Lasteinleitung ermöglicht wird, soll nun auch untersucht werden, inwiefern die Spannungen aus exzentrischer Radlasteinleitung dadurch beeinflusst werden. Dazu wird das Modell aus Abschnitt 5.2 herangezogen. Berechnungsparameter für die elastische Unterlage werden teilweise aus [12] entnommen.

Als Modell für die elastische Unterlage wird ein 6 mm konstant dicker Solid-Part verwendet. Die Breite der Unterlage beträgt 190 mm und das Elastizitätsmodul des Materials wird mit  $4533 \text{ N/mm}^2$  festgelegt. Die Querdehnzahl  $\nu$  mit 0,4 [-]. Aus Modellierungsgründen wird die Unterlage und die Schiene mittels der Bedingung „Tie-Constraint“ verbunden und zwischen Unterlage und Schiene eine Kontaktbedingung angesetzt mit einem Reibbeiwert  $\mu = 0,5$  [-]. Abbildung 106 zeigt die Modelle mit Unterlage für System S4 und S5, Modelle ohne Unterlage sind, wie bereits erwähnt, aus Abschnitt 5.2 zu entnehmen.

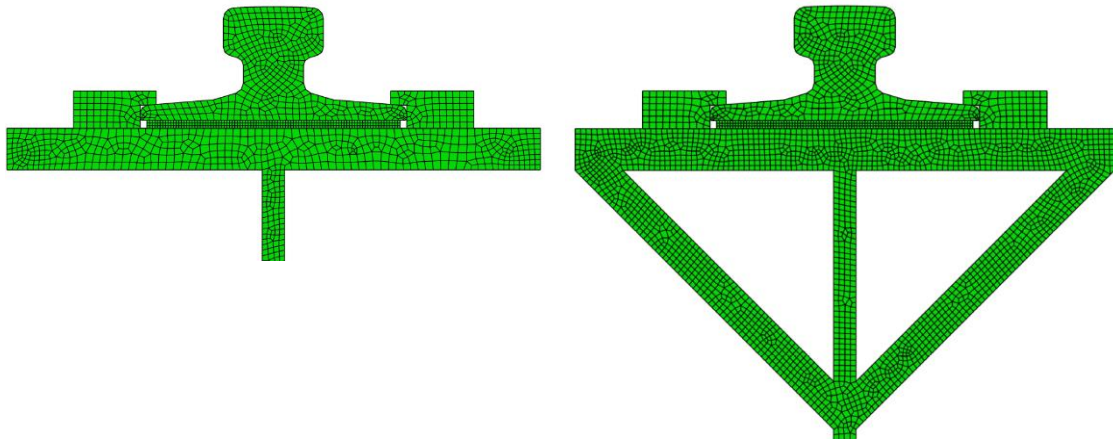
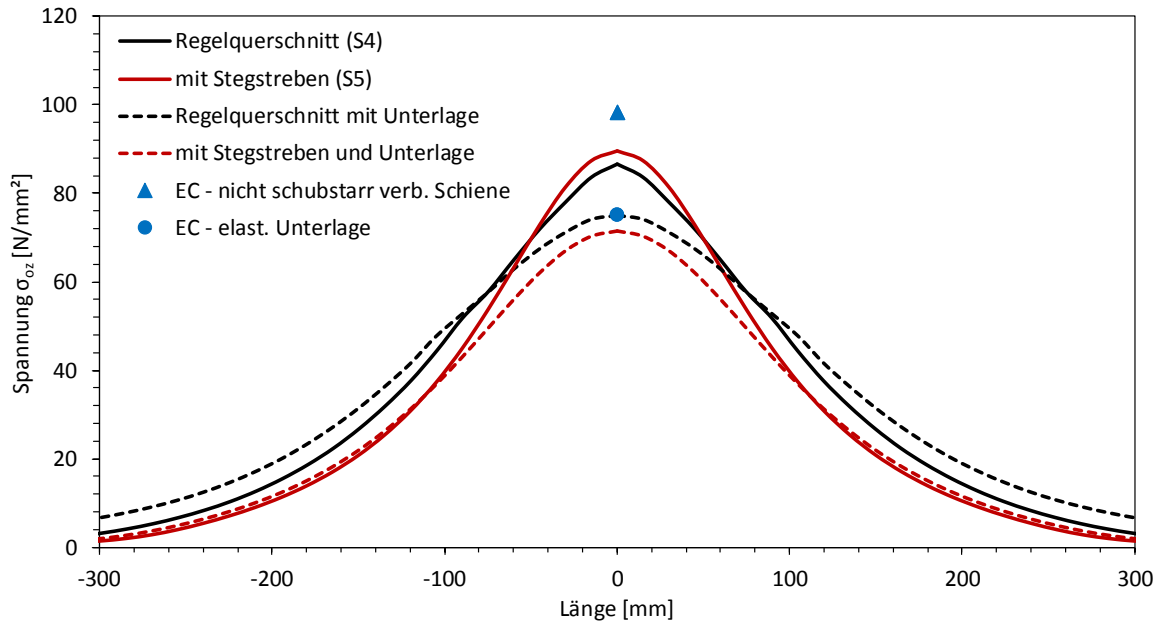
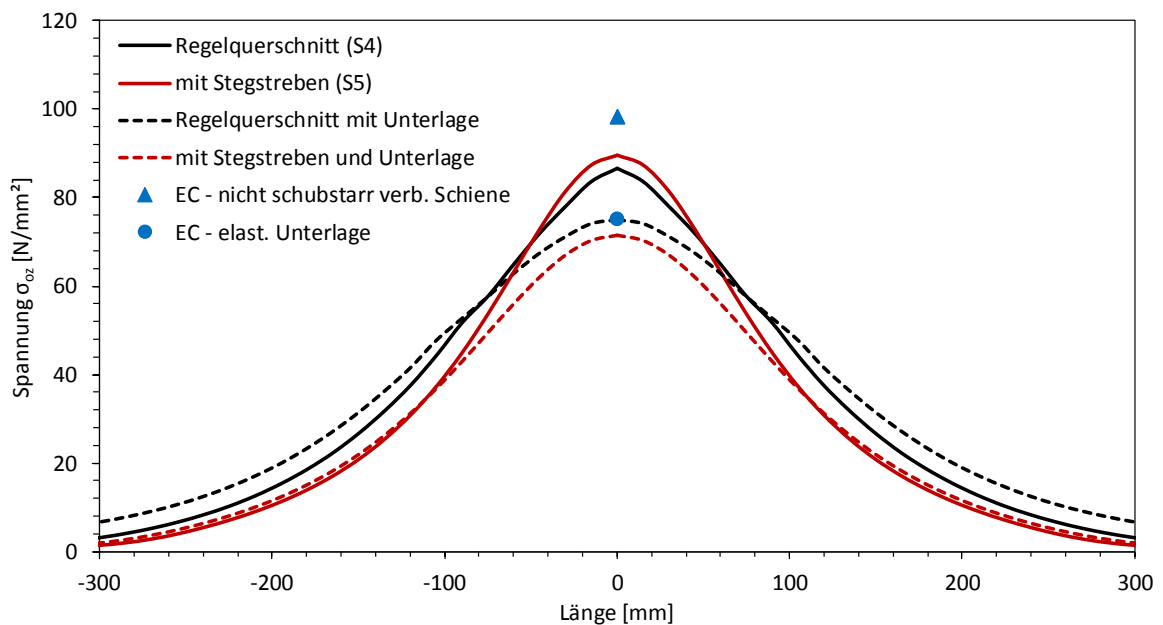


Abbildung 106 - links: Regelquerschnitt – System S4 mit Unterlage; rechts: mit Stegstreben - System S5 mit Unterlage

In den folgender Abbildung 107 und Abbildung 108 sind die Spannungsverläufe am oberen Stegrand unmittelbar unter der Radlast infolge zentrischer und exzentrischer Lasteinleitung aufgetragen. Es wurde wieder ein Vergleich mit dem Berechnungsmodell EC angestellt. In Tabelle 12 sind die einzelnen Ergebnisse der Berechnungen zusammengefasst.

Tabelle 12 - Übersicht der Ergebnisse

System bzw. Berechnung	Spannung $\sigma_{oz}$	Biegespannung $\sigma_T$
	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]
Regelquerschnitt - S4	87	32
mit Stegstreben - S5	90	18
Regelquerschnitt mit Unterlage	75	27
mit Stegstreben und Unterlage	72	11
EC - nicht schubstarr verb. Schiene	98	
EC - elast. Unterlage	75	
EC - ohne It Schiene		34
EC - mit It Schiene		28


 Abbildung 107 – Infolge zentraler Lasteinleitung auftretenden Spannungen  $\sigma_{oz}$  der verschiedenen Fälle

 Abbildung 108 – Biegespannungen  $\sigma_T$  der verschiedenen Fälle

Es ist erkennbar, dass das Berechnungsmodell EC für den Regelquerschnitt nach System S4 mit elastischer Unterlage gute Ergebnisse liefert sowohl für die Spannungen  $\sigma_{oz}$  als auch für die Biegespannungen  $\sigma_T$ . Ein Ergebnisvergleich der Konstruktion mit Stegstreben mit dem Berechnungsmodell nach EC ist nicht sinnvoll (keine Abbildung der Stegstreben möglich), wurde jedoch hier zur Veranschaulichung dargestellt.

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