

Diploma Thesis

Development of an engineering modeling of the SCSC-plate as a roadway element of a trough bridge using RFEM

submitted in satisfaction of the requirements for the degree of
Diplom-Ingenieur
of the TU Wien, Faculty of Civil Engineering

Diplomarbeit

Entwicklung einer ingenieurpraktikablen Modellierung der SCSC-Platte als Fahrbahnelement einer Trogbücke mittels RFEM

ausgeführt zum Zwecke der Erlangung des akademischen Grades einer
Diplom-Ingenieurin
eingereicht an der Technischen Universität Wien, Fakultät für Bauingenieurwesen

von

Lisa Kneidinger, BSc

Matr.Nr.: 01526220

unter der Anleitung von

Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. **Josef Fink**

Dipl.-Ing. Dr.techn. **Patrik Takács, IWE**

Institut für Tragkonstruktionen
Forschungsbereich Stahlbau
Technische Universität Wien
Karlsplatz 13/E212-01, 1040 Wien, Österreich

Wien, im April 2022



Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.

Danksagung

An dieser Stelle möchte ich mich bei all jenen Personen bedanken, die mich bei der Erstellung dieser Arbeit und während meines Studiums unterstützt und begleitet haben.

Ein besonderer Dank gilt Herrn Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Josef Fink für die Möglichkeit, meine Diplomarbeit am *Institut für Tragkonstruktionen - Forschungsbereich Stahlbau* zu verfassen. Seine Vorlesungen haben mein Interesse für das Themengebiet Stahlbau geweckt.

Des Weiteren möchte ich mich recht herzlich bei Herrn Univ.-Ass. Dipl.-Ing. Dr.techn. Patrik Takács für die unkomplizierte und ausgezeichnete Betreuung bedanken. Durch die unzähligen Besprechungen und seiner konstruktiven Kritik hat er wesentlich zu dieser Arbeit beigetragen.

Ohne meine StudienkollegInnen und FreundInnen wäre die Zeit des Studiums bei Weitem nicht dieselbe gewesen. Ein großer Dank gilt ihnen allen und im Besonderen Alex, Kersi, Linda, Marion, Matthias und Nani.

Abschließend möchte ich mich bei meiner Familie bedanken, auf deren Unterstützung ich mich immer verlassen kann. Danke an meine Eltern Martha und Alfons und an meine Brüder Lukas, Michael und Martin.



Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.

Kurzfassung

Die SCSC-Platte (Steel-Concrete-Steel-Composite) stellt einen Verbundquerschnitt mit geringer Bauhöhe als Fahrbahnplatte für Trogbrücken dar. Im Zuge der Forschung wurde die Tragwirkung der SCSC-Platte bereits ausführlich mit dem FE-Programm ABAQUS [1] untersucht. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit soll eine ingenieurpraktikable Modellierung der SCSC-Platte als Fahrbahnplatte einer Trogbrücke mit dem FE-Programm RFEM [2] entwickelt werden. Der Fokus liegt auf der Modellierung der SCSC-Platte. Durch das Modell soll eine rechenzeiteffiziente Möglichkeit zur Ermittlung von realitätsnahen Schnittgrößen geschaffen werden.

Zwei Ansätze zur Modellfindung werden verfolgt. Zum einen die getrennte Modellierung von Quer- und Längstragwirkung auf Basis von Untersuchungen in ABAQUS, zum anderen die Modellfindung am Gesamtmodell mit dem Ziel die Tragwirkung der SCSC-Platte durch einen Zweipunktquerschnitt abzubilden.

Im ersten Modellierungsansatz wird die Tragwirkung in Quer- und Längsrichtung zunächst getrennt voneinander untersucht. Ausgehend von Deck- und Bodenblech soll die Schubtragwirkung der SCSC-Platte abgebildet werden. Es wird je Richtung ein Parameter gewählt, mit dem die Tragwirkung unabhängig voneinander beeinflusst werden kann.

Am Quermodell wird die Schubtragwirkung sowie anderweitige Vereinfachungen der Geometrie über eine ideelle Dicke der Dübelleiste berücksichtigt. Mit dem Ziel, eine möglichst große Übereinstimmung zwischen RFEM- und ABAQUS-Modell zu erzielen, wird die Dicke iterativ angepasst. Der Fokus liegt dabei auf äquivalenten Vertikalverformungen und Schnittgrößen. Die Quertragwirkung kann durch eine ideelle Dübelleistendicke abgebildet werden.

Das Modell zur Längstragwirkung wird auf den Erkenntnissen zum Quermodell aufgebaut. Die ideelle Dübelleiste aus dem Quermodell wird für das Längsmodell übernommen. Die Schubtragwirkung der SCSC-Platte in Längsrichtung soll über fiktive Druckdiagonalen berücksichtigt werden. Es stellte sich heraus, dass dieser Ansatz zu keinem geeigneten Längsmodell führt. Auf ein Zusammenführen der Modelle wurde daher verzichtet.

Im zweiten Modellierungsansatz erfolgt die Modellfindung am Gesamtmodell der Trogbrücke, unter der Annahme, dass die SCSC-Platte durch einen Zweipunktquerschnitt bestehend aus Deck- und Bodenblech und unter Vernachlässigung des Betons und der Dübelleisten modelliert werden kann. Es wird eine diskrete Kopplung mit Starrstäben, eine kontinuierliche Kopplung mit Volumenkörpern und eine Verbindung von Deck- und Bodenblech über die ideelle Dübelleiste aus dem ersten Modellierungsansatz unterschieden. Die unterschiedlichen Kopplungsvarianten werden anhand von Modellierungsaufwand, Vorgangsweise zur Ermittlung der Ergebnisse, sowie der ermittelten Verformungen und Schnittgrößen beurteilt. Alle Kriterien berücksichtigend, wird die Modellierungsvariante mit der kontinuierlichen Kopplung von Deck- und Bodenblech als geeignetste Modellierung eingestuft.

Für die präferierte Modellierungsvariante wird eine detaillierte Auswertung der Verformung und Schnittgrößen durchgeführt. Es folgt eine Vordimensionierung auf Basis des FE-Modells. Für den Grenzzustand der Tragfähigkeit werden Spannungs- und Stabilitätsnachweise geführt. Zudem wird der Nachweis der Gebrauchstauglichkeit für die Verformung der Trogbrücke und der Nachweis der Ermüdungsfestigkeit geführt.



Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.

Abstract

The SCSC-plate (Steel-Concrete-Steel-Composite) represents a composite cross-section with a low overall height as a deck plate for trough bridges. In the course of the research, the load-bearing mechanism of the SCSC-plate has already been investigated in detail using the FE-software ABAQUS [1]. In the present work, an engineering model of the SCSC-plate as a deck slab of a trough bridge is to be developed using the FE-software RFEM [2]. The focus is on the modeling of the SCSC-plate itself. The model is intended to provide a computationally efficient means of determining realistic internal forces.

Two approaches to developing a model are being pursued. On the one hand, the separate modeling of transverse and longitudinal load-bearing effects based on investigations in ABAQUS, and on the other hand, the modeling of the entire model to represent the loadbearing effect of the SCSC-plate through a two-point cross-section.

In the first modeling approach, the transverse and longitudinal load-bearing effects are initially investigated separately. With the top and bottom steel plates as boundary requirements, the shear load-bearing effect of the SCSC-plate is to be modeled. For each direction, a parameter is selected with which the load-bearing effect can be influenced independently of one another.

In the transverse model, the shear load-bearing effect as well as other simplifications of the geometry are taken into account by an ideal thickness of the shear connector. To achieve the best possible alignment between the RFEM and ABAQUS model, the thickness is adjusted iteratively. The aim is equivalent deformation and internal forces for both models. In conclusion, the transverse load-bearing mechanism can be represented by an ideal thickness of the shear connector.

The model for the longitudinal load-bearing effect is based on the findings of the transverse model, therefore the ideal thickness of the shear connector is adopted for the longitudinal model. The longitudinal shear resistance of the SCSC plate is to be taken into account through fictitious diagonal compression members. This approach does not lead to a suitable longitudinal model. Therefore it was decided not to merge the models.

In the second modeling approach, the model is found on the overall model of the trough bridge, assuming that the SCSC-plate can be modeled by a two-point cross-section. As the concrete and the shear connectors are neglected, the rigid shear load-bearing mechanism needs to be modeled. RFEM offers the following possibilities; a discrete coupling with rigid members, a continuous coupling with solid members - type contact, and a connection of top and bottom plate via the ideal shear connector from the first modeling approach.

The different connection options are evaluated based on modeling effort, the way of determining the results, and the results of the calculation for deformation and internal forces. Taking all criteria into account, the model with the continuous coupling of top and bottom plates with solid members is classified as the most suitable version.

A detailed evaluation of deformation and internal forces is carried out for the preferred modeling version. This is followed by a preliminary dimensioning based on the FE-model. For the Ultimate Limit State, stress and stability checks are performed. In the Serviceability Limit State, the actual deflection is compared to the limit value. For the Fatigue Limit State, selected checks are carried out.



Die approbierte gedruckte Originalversion dieser Diplomarbeit ist an der TU Wien Bibliothek verfügbar
The approved original version of this thesis is available in print at TU Wien Bibliothek.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	12
1.1	Erläuterung der Problemstellung	12
1.2	Zielsetzung	14
1.3	Aufbau der Arbeit	14
2	Grundlagen	16
2.1	Konstruktion der SCSC-Platte	16
2.2	Tragverhalten in Querrichtung	17
2.3	Tragverhalten in Längsrichtung	18
3	Grundlagen der Modellierung in RFEM	21
3.1	Verwendete Software	21
3.2	Geometrie der Trogbrücke	22
3.2.1	Modellierung der Schweißnaht des Obergurts	28
3.2.2	Modellierung des zu hohen Stegs	35
3.3	Lastaufstellung	45
3.3.1	Lastfälle	45
3.3.2	Lastkombinationen	48
3.4	Definition der Schnittgrößen	51
3.4.1	Definition der Schnittgrößen und Spannungen in RFEM	51
3.4.2	Definition der Schnittgrößen der SCSC-Platte	52
4	Modellierung der SCSC-Platte auf Basis von Quer- und Längsmodell	53
4.1	Ingenieurpraktikables Quermodell	55
4.1.1	Zielsetzung	55
4.1.2	Modellierung in RFEM	56
4.1.3	Einwirkungen auf das Quermodell	58
4.1.4	Vergleich der Ergebnisse	60
4.2	Ingenieurpraktikables Längsmodell	64
4.2.1	Zielsetzung	65
4.2.2	Modellierung in RFEM	66
4.2.3	Einwirkungen auf das Längsmodell	67
4.2.4	Vergleich der Ergebnisse	71
4.3	Fazit	73
5	Modellierung der SCSC-Platte als Zweipunktquerschnitt am Gesamtmodell	75
5.1	Modellierung der SCSC-Platte über eine Steifigkeitsmatrix	76
5.1.1	Modellierung	77
5.1.2	Ermittlung der Ergebnisse	79
5.1.3	Beurteilung der Modellierung	80
5.2	Kopplung von Deck- und Bodenblech mit Starrstäben	81
5.2.1	Modellierung	81
5.2.2	Ermittlung der Verformung und der Schnittgrößen	83

5.2.3	Beurteilung der Modellierung	86
5.3	Kopplung von Deck- und Bodenblech mit Volumenkörpern	86
5.3.1	Modellierung	87
5.3.2	Ermittlung der Ergebnisse	89
5.3.3	Beurteilung der Modellierung	90
5.4	Kopplung von Deck- und Bodenblech mit ideeller Dübelleiste	91
5.4.1	Modellierung	91
5.4.2	Ermittlung der Ergebnisse	91
5.4.3	Beurteilung der Modellierung	93
6	Vergleich der Ergebnisse	94
6.1	Verformung u_z	95
6.1.1	Längstragwirkung	95
6.1.2	Quertragwirkung	97
6.2	Plattenschnittgrößen in Längsrichtung	99
6.2.1	Normalkraft $n_x(x)$	99
6.2.2	Querkraft $v_x(x)$	99
6.2.3	Moment $m_x(x)$	101
6.3	Plattenschnittgrößen in Querrichtung	102
6.3.1	Normalkraft $n_y(y)$	103
6.3.2	Querkraft $v_y(y)$	103
6.3.3	Moment $m_y(y)$	104
6.4	Fazit und Wahl der Modellvariante	108
6.4.1	Variante 1a - Modellierung mit Starrstäben - einseitig gelenkig	108
6.4.2	Variante 1b - Modellierung mit Starrstäben - beidseitig starr	108
6.4.3	Variante 2a - Modellierung mit Volumenkörper - Typ Kontakt, volle Kraftübertragung	108
6.4.4	Variante 2b - Modellierung mit Volumenkörper - Typ Kontakt, Ausfall bei Zug	108
6.4.5	Variante 3 - Modellierung mit Dübelleisten der Dicke t_{ideell}	108
6.4.6	Fazit	109
7	Detaillierte Analyse anhand der Modellierungsvariante mit Volumenkörper	110
7.1	Lastkombination Hauptträger - Laststellung M_{max}	115
7.1.1	Querschnitt in Tragwerksmitte	115
7.1.2	Schnittgrößen der Trogbrücke mittels Ergebnisstab	118
7.2	Lastkombination Hauptträger - Laststellung $V_{max,2}$	121
7.2.1	Längsschnitt: Schweißnaht zwischen Obergurt 1 und Obergurt 2	121
7.2.2	Längsschnitt: Schweißnaht Oberkante Steg	122
7.2.3	Längsschnitt: Steg auf Höhe des Trogbrückenschwerpunkts	123
7.2.4	Längsschnitt: Schweißnaht zwischen Hauptträgersteg und Deck- und Bodenblech der SCSC-Platte	126
7.2.5	Längsschnitt in Tragwerksmitte	127
7.3	Lastkombination Platte - Laststellung M_{max}	128
7.3.1	Längsschnitt in Tragwerksmitte	129
7.3.2	Querschnitt in Tragwerksmitte	135
7.3.3	Längsschnitt Schweißnaht zwischen Hauptträgersteg und Deck- bzw. Bodenblech	139

7.4	Lastkombination Platte - Laststellung $V_{\max,1}$	142
7.4.1	Längsschnitt: Tragwerksmitte	142
7.5	Vordimensionierung des Regelquerschnitts in Tragwerksmitte	146
7.5.1	ULS Spannungsnachweise	146
7.5.2	Stabilitätsnachweise	162
7.5.3	Vordimensionierung der Schweißnähte	164
7.5.4	Gebrauchstauglichkeitsnachweise	166
7.5.5	Ermüdungsnachweise	168
8	Zusammenfassung und Ausblick	187
8.1	Zusammenfassung	187
8.2	Fazit und Ausblick	189
A	Vergleich der Modellierungsvarianten der Schweißnaht zwischen Deck- bzw. Bodenblech und Hauptträgersteg	206
B	Vergleich der Laststellungen $V_{\max,1}$ und $V_{\max,2}$	211
B.1	Vergleich der Laststellungen $V_{\max,1}$ und $V_{\max,2}$ zur Bemessung des Hauptträgers	211
B.2	Vergleich der Laststellungen $V_{\max,1}$ und $V_{\max,2}$ zur Bemessung der SCSC-Platte	213
C	Methoden zur Ermittlung der Plattenschnittgrößen	215

Kapitel 1

Einleitung

1.1 Erläuterung der Problemstellung

Für ältere Eisenbahnbrücken, welche das Ende ihrer planmäßigen Nutzungsdauer erreichen, muss die Entscheidung getroffen werden ob eine Instandsetzung oder ein Ersatzneubau vorgenommen wird. Dem damaligen Stand der Technik entsprechend wurden diese Brücken häufig in offener Bauweise errichtet, welche die heutigen Anforderungen an Lärmentwicklung, Instandhaltungsaufwand und Reisendenkomfort nicht erfüllt [23]. Nach dem heutigen Stand der Technik ist ein Schotterbett bzw. eine feste Fahrbahn vorzusehen. Durch die damals übliche offene Bauwei-

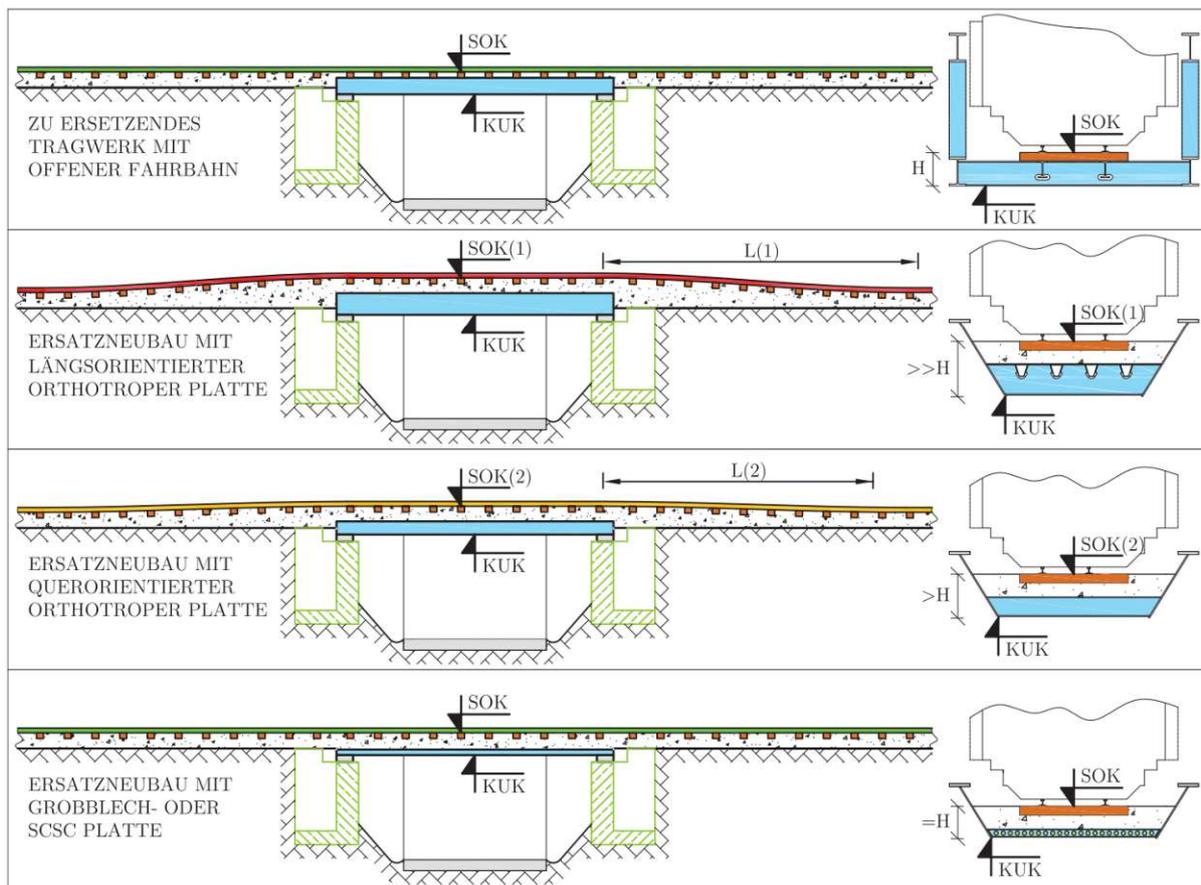


Abb. 1.1: Optionen zur Entwicklung eines Brückenersatzbaus unter Einhaltung der Randbedingungen (SOK und KUK) des Bestandsbauwerks [8]

se konnte eine sehr geringe Bauhöhe erzielt werden. Diese gibt die Randbedingungen für die Konstruktionsunterkante (KUK) und Schwellenoberkante (SOK) des Ersatzneubaus vor. Eine

Abänderung der KUK bzw. SOK ist oft nur erschwert möglich. Die Folgen einer Abänderung der Höhe der SOK ist in Abb. 1.1 dargestellt. Eine Veränderung der Gradiente zieht oft zusätzliche Baumaßnahmen vor und nach dem Brückentragwerk mit sich (siehe Abb. 1.1: L(1) bzw. L(2)). Vor allem bei Brückentragwerken mit kurzer Spannweite kann dieser Ansatz unwirtschaftlich sein [8].

Daher ist das Ziel für Ersatzneubauten, eine Trogbrücke mit möglichst schlankem Untergurt (Fahrbahnplatte) zu entwerfen, welche trotz Schotterbett eine geringe Bauhöhe ermöglicht.

Am *Institut für Tragkonstruktionen - Forschungsbereich Stahlbau* wurde eine Regelplanung zur Errichtung einer Trogbrücke mit Fahrbahn aus einem Grobblech der Dicke 120 mm für die Österreichischen Bundesbahnen (ÖBB) entwickelt. Diese Bauweise zeichnet sich durch eine extrem niedrige Bauhöhe aus, ist aber durchaus auch mit Nachteilen verbunden. Das Grobblech ist in dieser Dicke bei geringer Stahltonnage nur erschwert verfügbar und weist ein hohes Eigengewicht, verglichen mit anderen Bauweisen, auf. Zudem ist die Ausführung der Schweißnahtstöße technologisch anspruchsvoll und bei Beanspruchung auf Biegung in Querrichtung ist der Vollquerschnitt des Grobblechs nur in den Randfasern ausgenützt.

Unter Berücksichtigung dieser Nachteile wurde am *Institut für Tragkonstruktionen - Forschungsbereich Stahlbau* die neue Steel-Concrete-Steel-Composite-Platte (SCSC-Platte) entwickelt. Die SCSC-Platte weist mit einer Dicke von 200 mm eine geringfügig niedrigere Schlankheit auf. Eine Gegenüberstellung der Trogbrücke mit Fahrbahnplatte aus Grobblech und der SCSC-Platte als Fahrbahnplatte ist in Abb. 1.2 abgebildet.

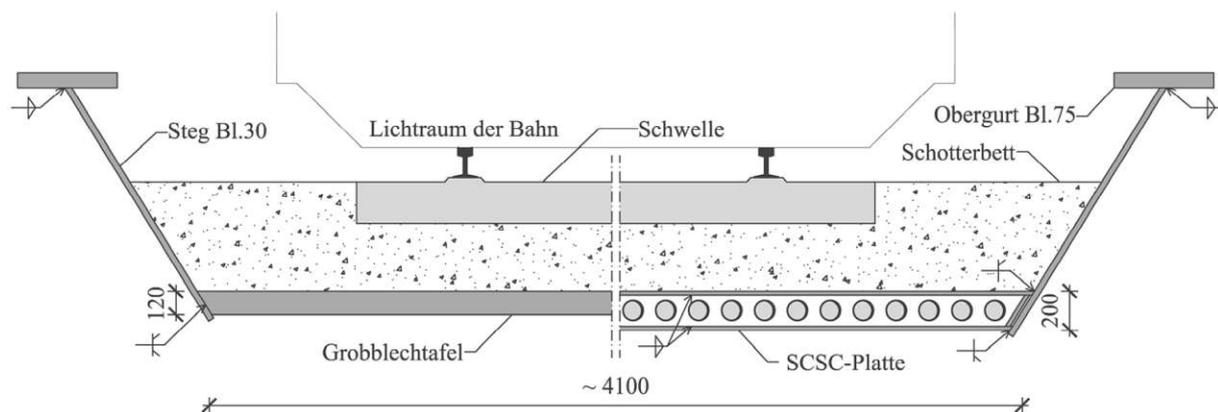


Abb. 1.2: Vergleich der Trogbrückenquerschnitte: links – 120 mm Grobblech als Fahrbahndeck, rechts – 200 mm SCSC-Platte als Fahrbahndeck [25]

Die Hauptaufgabe der SCSC-Platte ist das Weiterleiten der Last in Querrichtung zu den Hauptträgern. Deck- und Bodenblech der SCSC-Platte sind an den Randfasern der Platte angeordnet, der Bereich rund um die Schwerachse der SCSC-Platte wird mit dem billigeren Material Beton gefüllt. Die Schubübertragung aus der Quertragwirkung erfolgt durch das Zusammenwirken von wechselseitig an Deck- bzw. Bodenblech angeschweißten Dübelleisten und dem Füllbeton. Deck- und Bodenblech wirken außerdem als Untergurt des Trogbrückenquerschnitts.

Am *Institut für Tragkonstruktionen - Forschungsbereich Stahlbau* wurden bereits umfangreiche Untersuchungen zu diversen Aspekten der SCSC-Platte durchgeführt. Das Tragverhalten der SCSC-Platte wurde von Herrmann [8] und Steuerer et al. [24] unter ruhender Beanspruchung analysiert. Im Zuge dieser Arbeiten stellte sich die Lochdübelleiste in äquidistanter Verteilung als Variante mit dem günstigsten Tragverhalten heraus. Takács [25] untersuchte das Ermüdungsverhalten der SCSC-Platte. Die Untersuchung erfolgte anhand numerischer [25, 27] und experimenteller Methoden [28]. Palotás [20] befasste sich mit den Lastabtragungsmechanismen

der SCSC-Platte und der Entwicklung eines darauf basierenden Feder-Stabwerk-Modells, welches auch für die Untersuchung von zyklischer Beanspruchung der SCSC-Platte geeignet ist. Im Zuge numerischer Analysen wurde an Ausschnitten der Trogbrücke mit SCSC-Platte als Fahrbahnplatte das Tragverhalten der SCSC-Platte in Längsrichtung [7] und Querrichtung [4] untersucht. Die Erkenntnisse dieser Arbeiten sollen genutzt werden, um eine ingenieurpraktikable Modellierung der SCSC-Platte zu finden. Die ingenieurpraktikable Modellierung soll eine recheneffiziente Ermittlung von Verformungen und Schnittgrößen ermöglichen.

1.2 Zielsetzung

Ziel dieser Arbeit, ist eine ingenieurpraktikable Modellierung der SCSC-Platte am Gesamtmodell einer Trogbrücke mittels FE-Programm RFEM zu finden. Mit dem gefundenen Modell soll die Ermittlung von realitätsnahen Schnittgrößen und Verformungen ermöglicht werden. Die Modellentwicklung findet auf Basis vorausgehender Forschung zur Quertragwirkung [4] und Längstragwirkung [7] und Erkenntnissen zur Steifigkeit der SCSC-Platte in Längs- und Querrichtung statt. Die Tragwirkung der SCSC-Platte setzt sich aus der Quertragwirkung und dem Beitrag der SCSC-Platte zur Haupttragwirkung zusammen. Im FE-Modell sollen beide Traganteile der SCSC-Platte abgebildet werden. Der Modellierungsaufwand soll so begrenzt werden, dass ein Modell möglichst einfach erstellt und im Fall einer Änderung der Geometrie auch möglichst einfach adaptiert werden kann.

Mit der ingenieurpraktikablen Modellierung sollen die Verformung, die Zustandsgrößen Normalkraft, Querkraft, Moment, sowie Spannungen und Verzerrungen ermittelt werden können. Die ingenieurpraktikable Modellierung in RFEM soll die Grundlage für weitere Detailanalysen in ABAQUS, bei einem geringeren Rechenaufwand als ein ABAQUS-Modell dieser Größe, darstellen. Die Beurteilung der Modellierungsvarianten im Zuge einer Variantenstudie erfolgt nach Modellierungsaufwand, Aufwand zur Ermittlung, sowie Plausibilität der Ergebnisse. Da es aktuell kein Gesamtmodell der Brücke in ABAQUS gibt, ist nur eine vergleichende Beurteilung der generellen Plausibilität der Ergebnisse möglich. Die Frage, welches RFEM-Modell die Realität (Ergebnisse zufolge ABAQUS) am besten abbildet, kann in dieser Arbeit daher nicht beantwortet werden.

Nachdem die Beurteilung und bevorzugte Modellierung anhand der oben genannten Kriterien erfolgt ist, soll eine detaillierte Analyse der gewählten Variante erfolgen. Es soll eine Auswertung der ermittelten Verformungen, Schnittgrößen und Spannungen für ausgewählte Schnittführungen in Quer- und Längsrichtung und bemessungsrelevante Lastkombinationen durchgeführt werden. Im Zuge der Detailauswertung soll auch eine Vordimensionierung des Regelquerschnittes der Trogbrücke auf Basis der händischen Vordimensionierung von Palotás [19] und Takács [26] erfolgen. Die Ergebnisse aus Handrechnung und FE-Berechnung sollen gegenübergestellt werden.

1.3 Aufbau der Arbeit

Kapitel 2 dient einer Einführung in die Thematik der SCSC-Platte. Der Tragmechanismus der SCSC-Platte in Quer- und Längsrichtung und das Herstellungsverfahren wird erläutert.

Kapitel 3 definiert die Ausgangslage für die Variantenstudie in Kapitel 5 und 6. Die verwendete Software sowie getroffene Einstellungen werden vorgestellt. Die für alle Modellvarianten gültige Geometrie wird festgelegt. Probleme in der Modellierung des Hauptträgers werden analysiert und eine Lösung für die weiteren Untersuchungen festgesetzt. Es werden die untersuchten Lastfälle und Lastkombinationen definiert. Die Schnittgrößen der FE-Software RFEM und der SCSC-Platte werden eingeführt.

Kapitel 4 befasst sich mit der Suche nach einem ingenieurpraktikablen Modell auf Basis der Untersuchung zur Quertragwirkung [4] und Längstragwirkung [7] der SCSC-Platte in ABAQUS. Die Entwicklung des Modells erfolgt zunächst getrennt für Quer- und Längstragwirkung. Nachdem für beide Tragrichtungen ein funktionierendes Modell identifiziert wird, sollten die beiden Modelle zu einem gemeinsamen Modell zusammengeführt werden, das die gesamte Tragwirkung der SCSC-Platte abbildet. Diese Art der Modellbildung führt nicht zu der angestrebten Lösung und wird daher nicht weiterverfolgt.

Kapitel 5 gibt einen Überblick über den Ansatz zur Modellfindung am Gesamtmodell unter der Annahme einer ähnlich großen Biegesteifigkeit in Längs- und Querrichtung. Die Modellierungsvarianten werden detailliert beschrieben. Je Modellierungsvariante wird die Vorgehensweise zur Ermittlung der gesuchten Verformung und Zustandsgrößen vorgestellt. Zudem wird näher auf den Modellierungsaufwand für die Modellerstellung und gegebenenfalls erforderliche Adaptionen eingegangen.

Kapitel 6 dient der Analyse der Ergebnisse der in Kapitel 5 vorgestellten Modellierungsvarianten. Die Verformung, sowie die Zustandsgrößen Normalkraft, Querkraft und Moment werden in Quer- und Längsrichtung aus den Modellen ermittelt und gegenübergestellt. Die Wahl des bevorzugten Modells wird unter Berücksichtigung der erhaltenen Ergebnisse und des Aufwands bezüglich Modellierung und Ermittlung der Ergebnisse getroffen.

Kapitel 7 handelt von der detaillierten Analyse der präferierten Modellierungsvariante. Das Modell wird für die unterschiedlichen Grenzzustände analysiert. Eine Vordimensionierung der betrachteten Trogbrücke erfolgt auf Basis der Berechnung des RFEM-Modells. Die Ergebnisse werden einer händischen Vordimensionierung von Palotás [19] und Takács [26] gegenübergestellt.

Kapitel 8 gibt eine Zusammenfassung der wichtigsten Erkenntnisse dieser Arbeit wieder. Es wird ein Ausblick auf zukünftige Forschungsarbeiten gegeben.

Kapitel 2

Grundlagen

Wie bereits erwähnt liegt der Fokus dieser Arbeit auf einer ingenieurpraktikablen Modellierung. Es werden Vereinfachungen getroffen, da die komplexe Geometrie in RFEM nicht abgebildet werden kann und zusätzlich der Modellierungs- und Berechnungsaufwand begrenzt werden soll. Trotzdem ist die Kenntnis über die Geometrie und ein Verständnis über den Tragmechanismus der SCSC-Platte als Fahrbahndeck einer Trogbücke von Bedeutung. Für dieses Verständnis wird hier ein Überblick über die Konstruktion der SCSC-Platte, sowie die Tragmechanismen in Längs- und Querrichtung gegeben.

2.1 Konstruktion der SCSC-Platte

Die SCSC-Platte zeichnet sich als äußerst schlanker Verbundquerschnitt mit einer Höhe von 200 mm aus. In Kombination mit der Ausführung einer Trogbücke kann so eine geringe Bauhöhe für Eisenbahnbrücken mit Schotterbett erreicht werden. Die Platte setzt sich aus einem Deckblech (in Abb. 2.1 grün dargestellt) und einem Bodenblech (in Abb. 2.1 blau dargestellt), sowie wechselseitig angeschweißten Dübelleisten und dem Füllbeton zusammen. Die Herstellung einer SCSC-Platte mit unbewehrtem Betonkern ist in Abb. 2.1 exemplarisch dargestellt. Die aktuelle Forschung am *Institut für Tragkonstruktionen - Forschungsbereich Stahlbau* beschäftigt sich mit bewehrten Ausführungsvarianten der SCSC-Platte [4, 7, 10].

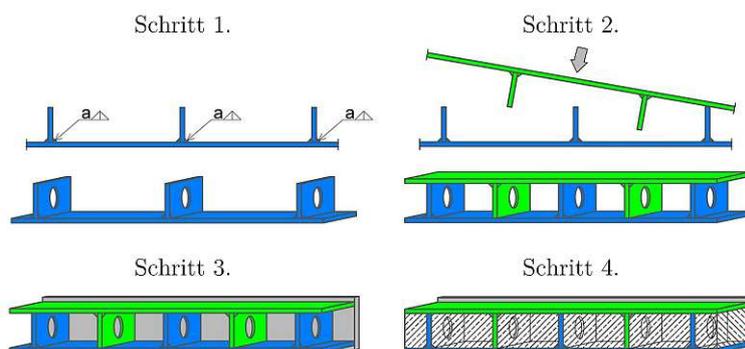


Abb. 2.1: Vorgangsweise zur Herstellung der unbewehrten SCSC-Platte [8]

Im ersten Schritt werden die Dübelleisten abwechselnd an Deck- und Bodenblech mit einer Halskehlnaht angeschweißt. Darauf folgend werden Deck- und Bodenblech aufeinander geklappt, die Dübelleisten greifen ineinander. In Schritt 3 werden die Kopfplatten (in Abb. 2.1 grau dargestellt) angeordnet. Die genaue Ausführung des Anschlussbereichs an die Hauptträger ist noch nicht festgelegt und wird aktuell untersucht. Es ist darauf zu achten, dass Betonieröffnungen vorhanden sind. Im letzten Schritt wird die Platte mit Beton gefüllt. Hohlräume im Zuge des Betoniervorgangs sind zu vermeiden. Nach Erhärten des Betons ist die Platte tragfähig. Hierbei

handelt es sich nur um einen überblicksmäßigen Abriss der Herstellung einer SCSC-Platte, für eine detaillierte Ausführung zur Herstellung wird auf Fruhmann [6] verwiesen.

2.2 Tragverhalten in Querrichtung

Der Sandwich-Querschnitt besteht aus zwei, an den höher beanspruchten Randfasern liegenden, Stahlblechen der Dicke $t = 15$ mm und einem Betonkern im geringer beanspruchten Bereich um die Schwerachse. Die außenliegenden Bleche bilden den Großteil der Steifigkeit in Querrichtung. Der Querschnitt der SCSC-Platte wurde basierend auf einer Trogbücke mit Grobblech als Fahrbahnplatte entwickelt [8]. Als Grundlage für den erforderlichen Abstand zwischen Deck- und Bodenblech dient die plastische Momententragfähigkeit des Grobblechs (Gleichung (2.1)). Ziel ist eine äquivalente plastische Momententragfähigkeit von SCSC-Platte und Grobblech. Die

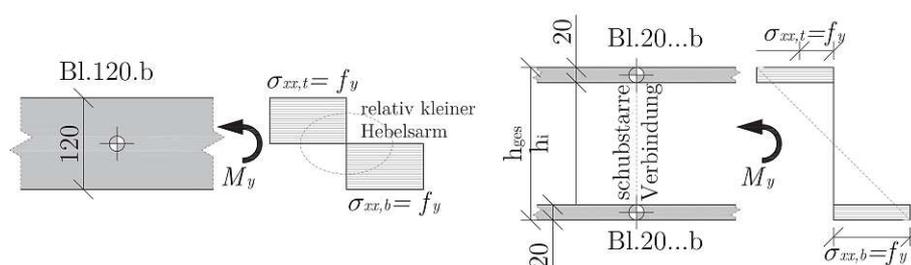


Abb. 2.2: Ermittlung der plastischen Momententragfähigkeit für die Grobblechplatte (links) und die SCSC-Platte (rechts) [8]

Momententragfähigkeit der SCSC-Platte wird unter der Annahme eines Zweipunktquerschnitts auf Basis von Gleichung (2.2) ermittelt. Ein Großteil der Biegesteifigkeit der SCSC-Platte setzt sich durch die Steiner-Anteile von Deck- und Bodenblech zusammen, welche durch die schubstarre Verbindung über das Zusammenwirken von Dübelleiste und Beton aktiviert werden können.

$$M_{y,pl,Rd} = \frac{t_{GB}^2}{4} \cdot f_y = \frac{120^2}{4} \cdot 355 = 1278 \text{ kNm} \quad (2.1)$$

$$M_{y,pl,Rd} = t_{DB/BB} \cdot \left(h_i + \frac{t_{DB} + t_{BB}}{2} \right) \cdot f_y \quad (2.2)$$

Die Ermittlung von h_i erfolgt mit der in Herrmann [8] festgelegten Blechdicke von $t_{DB} = t_{BB} = 20$ mm zu $h_i = 160$ mm. In der heute verfolgten Ausführung der SCSC-Platte beträgt die Dicke der Bleche $t = 15$ mm und der Abstand der Bleche $h_i = 170$ mm [24].

Ein Vergleich der plastischen Momente $M_{y,pl,Rd}$ und der Biegesteifigkeiten EI_y mit der Fließgrenze $f_y = 355 \text{ N/mm}^2$ und dem Elastizitätsmodul $E = 210\,000 \text{ N/mm}^2$ wird in Tabelle 2.1 dargestellt. Es zeigt sich, dass für die Ausführung nach Herrmann [8] bei gleicher plastischer Momententragfähigkeit eine deutlich höhere Biegesteifigkeit (226 %) erzielt werden kann. Selbst für den aktuellen verfolgten Stand der SCSC-Platte liegt die Biegesteifigkeit deutlich über der des Grobblechs (179 %). Durch die Reduktion der Dicke von Deck- und Bodenblech wird allerdings die plastische Momententragfähigkeit $M_{y,pl,Rd}$ (77,1 %) reduziert.

Das kennzeichnende Merkmal der SCSC-Platte ist die Schubübertragung. Eine stahlbaumäßige Verbindung von Deck- und Bodenblech über angeschweißte Stegbleche ist aufgrund der geringen Höhe der SCSC-Platte und der damit verbundenen Unzugänglichkeit der Schweißnähte nicht ausführbar. Die Schubübertragung erfolgt daher durch sich im Betonkörper ausbildende Druck-

Tab. 2.1: Vergleich von $M_{y,pl,Rd}$ und EI_y des Grobblechs und unterschiedlicher Ausführungen der SCSC-Platte

	t_{Blech} [mm]	h_i [mm]	$M_{y,pl,Rd}$ [kNm]	Abweich. [%]	EI_y [kNm ²]	Abweich. [%]
Grobblech	120	-	1278	100	30 240	100
SCSC-Platte nach [8]	20	160	1278	100	68 320	226
SCSC-Platte in dieser Arbeit	15	170	985	77,1	54 023	179

diagonalen, die sich an den benachbarten Dübelleisten abstützen. Der Tragmechanismus ist in Abb. 2.3 dargestellt, die Druckdiagonalen werden durch die roten Pfeile symbolisiert.

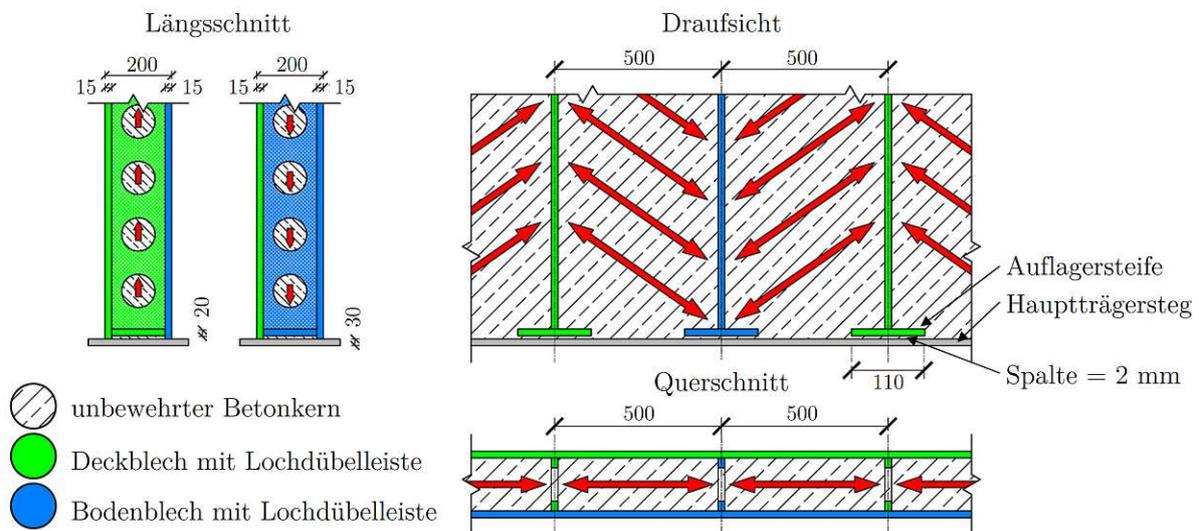


Abb. 2.3: Erläuterung des Tragmechanismus der SCSC-Platte [8]

Der negative Einfluss des Zugs aus der Haupttragwirkung auf die Schubtragwirkung wird in den Diplomarbeiten Holyevác [10] und Egly [4] untersucht. In Egly [4] wird vor allem die günstige Wirkung einer Bewehrung des Betonkörpers bzw. zusätzlicher Schweißnähte auf die Schubtragwirkung der SCSC-Platte untersucht. Eine Eingrenzung verschiedener Konstruktionsformen auf die bevorzugte Konstruktionsvariante ist zu diesem Zeitpunkt noch nicht getroffen.

2.3 Tragverhalten in Längsrichtung

In der bisherigen Forschung [8, 9, 24] lag der Fokus auf der Tragwirkung der Platte in Querrichtung. Jedoch ist bei Verwendung der SCSC-Platte als Fahrbahndeck einer Trogbücke auch die Längstragwirkung von Bedeutung. Das Deck- und Bodenblech der SCSC-Platte dienen als Untergurt des Trogbückenquerschnitts. Bei Beanspruchung durch ein positives Moment, wie das beim statischen System des Einfeldträgers der Fall ist, liegt die gesamte SCSC-Platte im Zugspannungsbereich zufolge des Zugs aus der Haupttragwirkung (siehe Abb. 2.4).

In Hasenbichler und Hestmann [7] wurde das Verhalten des Betons sowie die Biegesteifigkeit in Längsrichtung für unterschiedliche Varianten der SCSC-Platte untersucht. Es zeigt sich, dass der unbewehrte Beton infolge der Zugbeanspruchung reißt und in Längsrichtung nicht mehr zur Lastabtragung beiträgt. Durch die gerissenen Betondübel kann der Quertragmechanismus

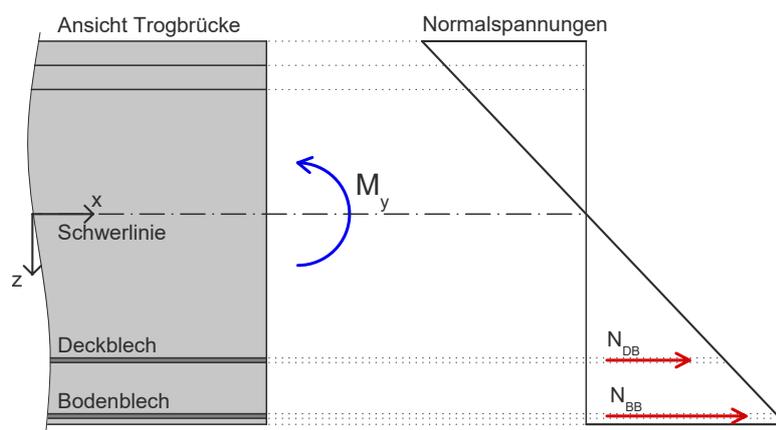


Abb. 2.4: Normalspannungsverlauf σ_x des Querschnitts zufolge des Moments M_y in Tragwerksmitte sowie die resultierenden Normalkräfte in Deck- und Bodenblech [7]

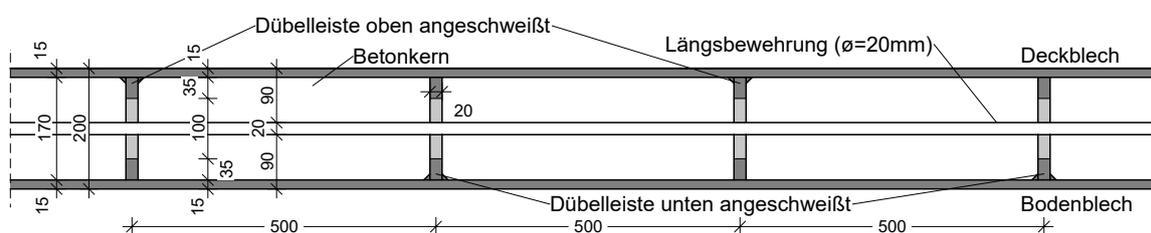
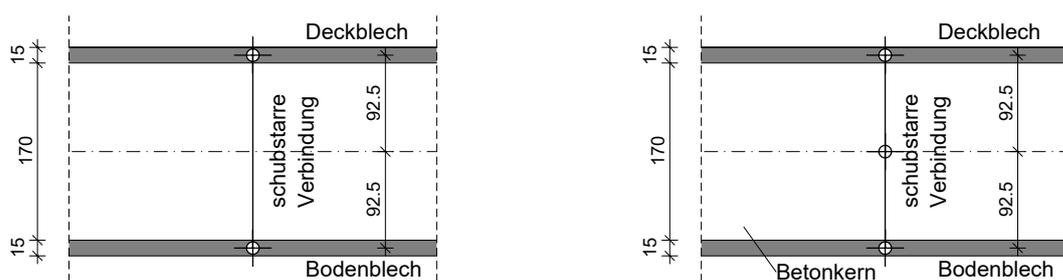


Abb. 2.5: Ausführung der SCSC-Platte mit Längsbewehrung

gefährdet werden, weshalb in dieser Arbeit unter anderen als geeignete Lösungsmöglichkeit eine Längsbewehrung der SCSC-Platte vorgeschlagen wurde. In der aktuellen Forschung wird eine Ausführungsvariante mit Längsbewehrung ($\varnothing = 20\text{ mm}$) in der Mitte der kreisrunden Dübelöffnung verfolgt (siehe Abb. 2.5).



(a) Querschnitt des Zweipunktquerschnitts

(b) Querschnitt des Dreipunktquerschnitts

Abb. 2.6: Abschätzung der Biegesteifigkeit der SCSC-Platte über den Zweipunkt- und Dreipunktquerschnitt

Eine weitere Unbekannte der Längstragwirkung ist die Biegesteifigkeit der SCSC-Platte. Durch den inhomogenen Querschnitt in Längsrichtung (siehe Abb. 2.5), der durch die abwechselnde Folge von Betonkammern und Dübelbleisten, alternierend oben und unten angeschweißt, bewirkt wird, ist eine Ermittlung der Biegesteifigkeit nur erschwert möglich. In Hasenbichler und Hestmann [7]

wird eine erste Abschätzung der Biegesteifigkeit auf Basis des Zusammenhangs zwischen Momentenverlauf und zugehöriger Vertikalverformung ermittelt. Als Grenzwerte zur Abschätzung der Steifigkeit können der Zweipunkt-Querschnitt (siehe Abb. 2.6a) bzw. der Dreipunkt-Querschnitt (siehe Abb. 2.6b) dienen. Der Zweipunktquerschnitt wird unter Vernachlässigung des Betons und unter der Annahme einer schubstarren Verbindung zwischen Deck- und Bodenblech nach Gleichung (2.3) ermittelt. Die Biegesteifigkeit EI_{ZP-QS} beträgt $54\,023\text{ kNm}^2/\text{m}$ und stellt die Untergrenze der zu erwartenden Biegesteifigkeit in Längsrichtung dar.

$$\begin{aligned} EI_{ZP-QS} &= E \cdot 2 \cdot \left(\frac{t_{DB}^3}{12} + t_{DB} \cdot z_{DB}^2 \right) = \\ &= 210\,000 \cdot 2 \cdot \left(\frac{15^3}{12} + 15 \cdot 92,5^2 \right) = 54\,023\text{ kNm}^2/\text{m} \end{aligned} \quad (2.3)$$

Bei Berücksichtigung des Betons kann die Biegesteifigkeit eines Dreipunktquerschnitts ermittelt werden, wobei auch hier die Annahme einer schubstarren Verbindung zwischen den Schichten (Deckblech, Beton, Bodenblech) getroffen wird. Die Biegesteifigkeit EI_{DP-QS} beträgt $68\,352\text{ kNm}^2/\text{m}$ und wird nach Gleichung (2.4) berechnet. Der E-Modul des Betons beträgt $E_c = 35\,000\text{ N/mm}^2$. Hierbei handelt es sich um die Obergrenze der erwartbaren Biegesteifigkeit.

$$\begin{aligned} EI_{DP-QS} &= E \cdot \left(2 \cdot \left(\frac{t_{DB}^3}{12} + t_{DB} \cdot z_{DB}^2 \right) + E_c \frac{h_c^3}{12} \right) = \\ &= 210\,000 \cdot \left(2 \cdot \left(\frac{15^3}{12} + 15 \cdot 92,5^2 \right) + 35\,000 \cdot \frac{170^3}{12} \right) = 68\,352\text{ kNm}^2/\text{m} \end{aligned} \quad (2.4)$$

In Hasenbichler und Hestmann [7] wird die, für unterschiedliche Ausführungsvarianten ermittelte, Abschätzung der Biegesteifigkeiten in Relation zu den Biegesteifigkeiten des Zwei- und Dreipunktquerschnitts gesetzt. Die aktuelle bevorzugte Ausführungsvariante mit einem Bewehrungsstab von Durchmesser 20 mm in der Mitte der Öffnung der Dübelleiste (siehe Abb. 2.5) wurde in dieser Arbeit nicht untersucht. Eine ähnliche Variante, mit einer Stabbewehrung an der Unterseite des Lochdübels, weist eine Biegesteifigkeit im Bereich des Dreipunktquerschnitts auf. Die Abschätzung der Biegesteifigkeit dieser Ausführungsvariante stellt eine wichtige Grundlage für die ingenieurpraktikable Modellierung der SCSC-Platte in RFEM dar.

Kapitel 3

Grundlagen der Modellierung in RFEM

In diesem Kapitel werden die Rahmenbedingungen zur Modellfindung einer ingenieurpraktikablen Modellierung der SCSC-Platte in RFEM definiert. Zunächst wird auf die verwendete Software und die getroffenen Einstellungen für die Berechnung eingegangen. Es folgen Angaben zur Geometrie, die die Rahmenbedingung für die Variantenstudie zur Modellierung der SCSC-Platte in Kapitel 5 darstellt. Die Länge der Brücke sowie die Modellierung der Hauptträger wird festgelegt. Dazu wird eine Variantenstudie zur Modellierung der Schweißnähte zwischen Obergurt 1 und 2 an einem Ersatzmodell in Abschnitt 3.2.1 durchgeführt. Das selbe Ersatzmodell dient als Grundlage für eine Variantenstudie in Abschnitt 3.2.2 zur Modellierung des Stegs in seiner tatsächlichen Höhe. In Abschnitt 3.3 werden die untersuchten Lastfälle und Lastkombinationen für das Gesamtmodell definiert. Abschließend werden in Abschnitt 3.4 die untersuchten Schnittgrößen in RFEM eingeführt und die Schnittgrößen der SCSC-Platte definiert.

3.1 Verwendete Software

Für die Modellfindung und Analyse wird die Software RFEM von Dlubal Software GmbH [2] in der Version 5.26.02 verwendet. Die Berechnung des Gleichungssystems erfolgt mit der Methode „direkt“. Diese Einstellung hat lediglich Einfluss auf die Datenverwaltung während der Berechnung und wirkt sich nicht auf das Ergebnis aus. Im Fall von Nichtlinearitäten und bei der Verwendung von Theorie II. bzw. III. Ordnung handelt es sich dennoch um ein iteratives Berechnungsverfahren. Für kleinere bis mittelgroße Systeme ist die „direkte“ Methode effizienter als die „iterative“ Methode. [3]

Als Plattentheorie wird die Theorie nach Mindlin verwendet. Im *RFEM 5 - Benutzerhandbuch* wird für dünne Platten wie z. B. Stahlbleche die Berechnung nach der Kirchhoff'schen Biegetheorie empfohlen. Die Kopplung von Blechen mit Volumenkörpern erfordert allerdings die Berechnung mit der Plattentheorie nach Mindlin [2]. Daher findet diese Platten-Theorie für alle Modellierungsvarianten Verwendung. Es kommt der 64-bit Solver zum Einsatz. Die Berechnung der untersuchten Lastkombinationen erfolgt grundsätzlich nach Theorie II. Ordnung mit der Lösungsmethode nach Picard. Abweichend davon wird für die Untersuchungen am Längsmodell Theorie I. Ordnung und der Lösungsmethode Newton-Raphson in der Berechnung der einzelnen Lastfälle verwendet. Das Aufbringen der Belastung erfolgt in einem Schritt, auf eine Unterteilung in Laststufen wird verzichtet.

Das FE-Netz wird in RFEM automatisch generiert, es können aber Parameter adaptiert werden um die Gestaltung des FE-Netzes zu beeinflussen. Über die angestrebte Länge der finiten Elemente l_{FE} kann die globale Maschenweite des Netzes definiert werden [3]. Grundsätzlich gilt, je feiner das Netz gewählt wird, desto genauer sind die Ergebnisse. Es ist zu beachten, dass durch die Wahl kleinerer Elemente der Berechnungsaufwand zunimmt. Ziel ist es, ein Optimum zwischen ausreichender Genauigkeit und Berechnungsaufwand zu finden. In *RFEM 5 - Benutzerhandbuch* werden acht bis zehn Elemente zwischen den Randlinien einer Fläche empfohlen. Eine Mindestzahl

von vier Elementen sollte nicht unterschritten werden. Auf eine adaptive Netzverdichtung, also ein lokal feineres Netz, wird aufgrund des höheren Berechnungsaufwands verzichtet.

Im Gesamtmodell wird für das FE-Netz als angestrebte Größe eines Elements $l_{FE} = 100$ mm gewählt. Da es sich bei den Variantenstudien zur Modellierung der Schweißnaht zwischen Obergurt 1 und 2 und der Modellierung des Stags in seiner tatsächlichen Höhe um „kleinere“ Modelle handelt, wird hier die angestrebte Größe eines Elements mit $l_{FE} = 50$ mm festgelegt. Für das Quermodell wird eine angestrebte Elementgröße von $l_{FE} = 100$ mm definiert. Für das Längsmodell ist die angestrebte Elementgröße $l_{FE} = 50$ mm.

Zudem kann festgelegt werden, ab welchem Abstand ε (siehe Abb. 3.1) von einer Linie ein neuer FE-Knoten erstellt wird und welche Obergrenze an Knoten nicht überschritten werden soll. Es werden die Standardeinstellungen übernommen, daher ist $\varepsilon = 1$ mm und die Anzahl der Knoten mit 500 000 beschränkt. Für die Diskretisierung der Flächen werden bevorzugt Viereckelemente und wenn erforderlich Dreieckselemente verwendet. Die besten Ergebnisse werden für quadratische Elemente erreicht. Dafür kann die maximal zulässige Abweichung vom quadratischen 2D-Element über das Verhältnis der FE-Viereck-Diagonalen festgelegt werden. Die Standardeinstellungen von $\Delta D = \frac{D_1}{D_2} = 1,8$ wird übernommen. Die Definition von D_1 und D_2 bzw. ε kann Abb. 3.1 entnommen werden.

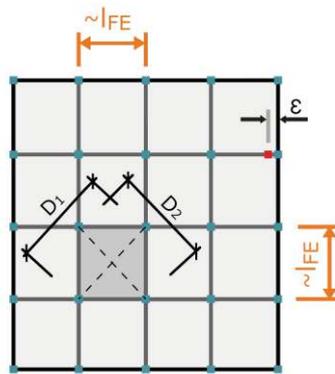


Abb. 3.1: Einstellungsoptionen zum FE-Netz in RFEM [3]

3.2 Geometrie der Trogbücke

Die Untersuchungen werden für eine Trogbücke mit einer Spannweite von 25,56 m und einer Gesamtlänge von 27,46 m durchgeführt. Die Überhöhung der Fahrbahnplatte zufolge Entwässerung und der Einhaltung des Grenzzustandes der Gebrauchstauglichkeit wird in dieser Arbeit vernachlässigt. Das bedeutet der Querschnitt in Feldmitte wird als Regelquerschnitt für das gesamte Tragwerk berücksichtigt. Die Abmessungen der untersuchten Trogbücke können Abb. 3.2 bis 3.7 entnommen werden.

Grundsätzlich wird die Ausführung des Endquerträgers aus vorausgehender Forschung am *Institut für Tragkonstruktionen - Forschungsbereich Stahlbau* der *TU Wien* übernommen. Die Abmessungen können Abb. 3.6 und 3.7 entnommen werden.

Die Modellierung der Lagerung (siehe Abb. 3.8) am Endquerträger wird in dieser Arbeit nicht explizit untersucht und daher von vorausgehenden Arbeiten [22, 26] übernommen. Das Elastomerlager wird durch eine Flächenlagerung der Lagerplatte abgebildet. Horizontale Verschiebungen in x- und y-Richtung sind zulässig. Für Verschiebungen in z-Richtung wird ein Federgesetz mit einer Federkonstante von $C_{u,z} = 1 \times 10^6$ kN/m³ definiert. Zusätzlich kommt es zu einem Ausfall

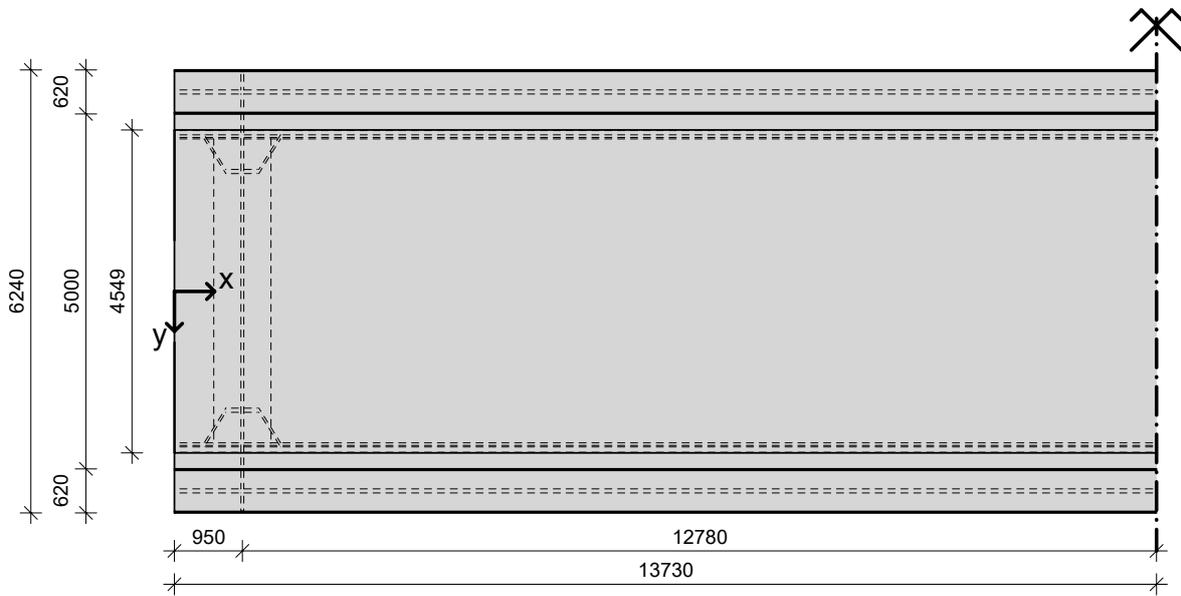


Abb. 3.2: Draufsicht der untersuchten Trogbrücke [alle Maße in mm]

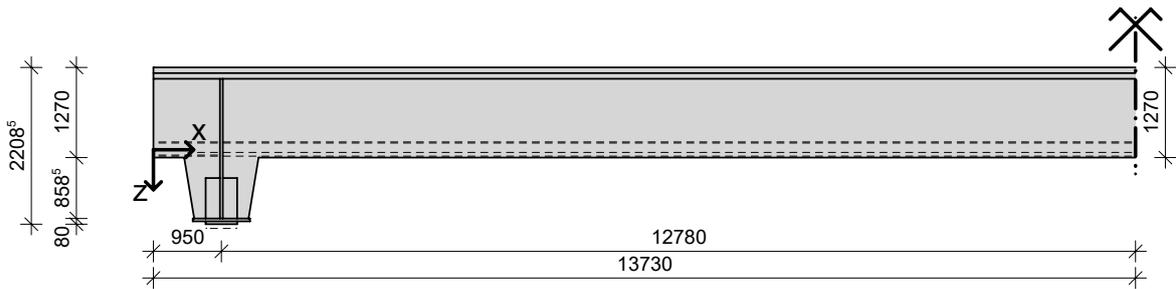


Abb. 3.3: Ansicht der untersuchten Trogbrücke [alle Maße in mm]

des Flächenlagers, wenn die Kontaktspannung in z-Richtung negativ ist. Schub v_{xz} in x-Richtung und v_{yz} in y-Richtung können übertragen werden. Durch die Modellierung der Lagerplatte und des Endquerträgeruntergurts in ihrer jeweiligen Mittelebene gibt es in der Modellierung einen Abstand zwischen den beiden Blechen. Dieser Abstand wird im Modell mittels Steifigkeitsstäben überbrückt. Das gilt analog für den Abstand zwischen Endquerträgeruntergurt und dem Blech am Pressenansatzpunkt. Die Steifigkeiten sind in Tabelle 3.1 definiert.

Tab. 3.1: Steifigkeitsstäbe zur Kopplung von Endquerträgeruntergurt und Lagerplatte bzw. Lagerplatte zum Austausch der Elastomerlager

	Torsions- und Biegesteifigkeiten			Axiale und Schubsteifigkeiten		
	GI_T [kNm ²]	EI_y [kNm ²]	EI_z [kNm ²]	EA [kN]	GA_y [kN]	GA_z [kN]
Lagerplatte	5×10^9	5×10^9	5×10^9	$1,2705 \times 10^6$	488 652	488 652
Pressenansatzpunkt	$2,5 \times 10^9$	$2,5 \times 10^9$	$2,5 \times 10^9$	577 500	222 115	222 115

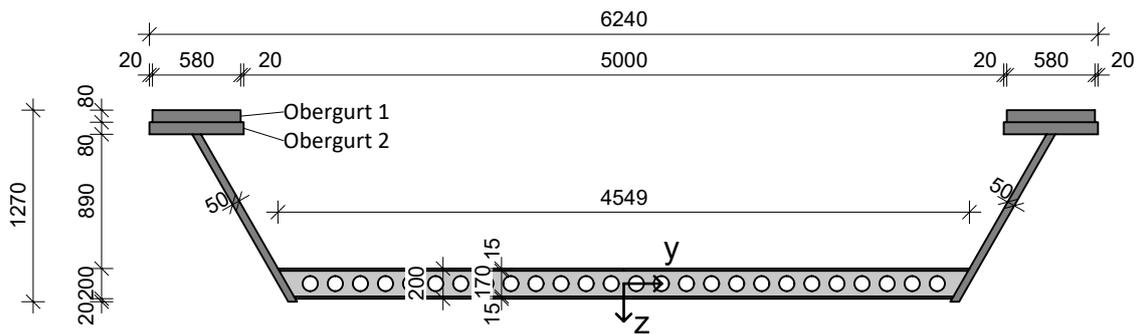


Abb. 3.4: Ausführung des Regelquerschnitts: Querschnitt [alle Maße in mm]

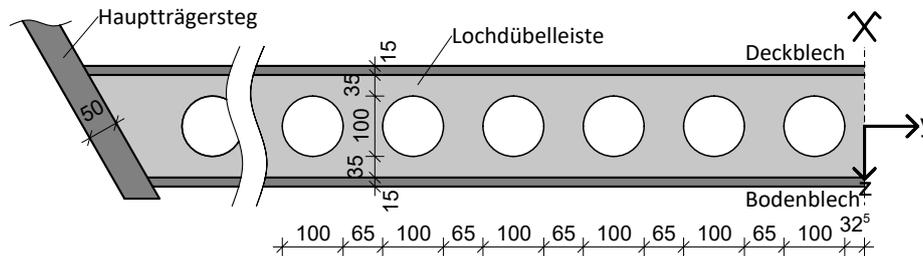


Abb. 3.5: Detailausschnitt der Dübelleiste [alle Maße in mm]

Zusätzlich wird in den vier Lagerpunkten ein Knotenlager in der Mitte der Lagerplatte modelliert. Die angeordneten Knotenlager sind in z-Richtung unverschieblich und folgen dem in Abb. 3.9 dargestellten Schema. Diese Knotenlager sind notwendig, damit die Berechnung des Modells funktioniert.

In Abb. 3.10 ist das, den in dieser Arbeit untersuchten Modellierungsvarianten, zugrunde liegende Modell dargestellt. Das Flächenmodell der Trogbücke entspricht der in Abb. 3.2 bis 3.6 dargestellten Geometrie der untersuchten Trogbücke. Die Bleche sind als Flächen mit Dicken-, Material- und Steifigkeitseigenschaften in ihrer Mittelebene modelliert. Es werden die Obergurte 1 und 2, die Hauptträgerstege, das Deckblech, das Bodenblech und die Bleche im Bereich der Endquerträger im „Grundmodell“ berücksichtigt. Die realen Dübelleisten und der Beton werden nicht modelliert, da ihr Einfluss auf die Tragwirkung durch RFEM nicht abgebildet werden kann und in dieser Arbeit durch eine ingenieurpraktische Modellierung berücksichtigt werden sollen. Demnach stellt das in Abschnitt 3.2 beschriebene Modell die Ausgangslage für die Modellierungsvarianten in Kapitel 5 dar.

Die Thematik der Modellierung der Schweißnaht zwischen Obergurt 1 und 2 und die Modellierung des Stegs mit seiner tatsächlichen Höhe werden in Abschnitt 3.2.1 bzw. Abschnitt 3.2.2 untersucht und die Vorgehensweise detailliert erläutert. Die hierfür gefundenen Lösungen sind auch Teil des „Grundmodells“ und somit Ausgangslage der Variantenstudie in Kapitel 5.

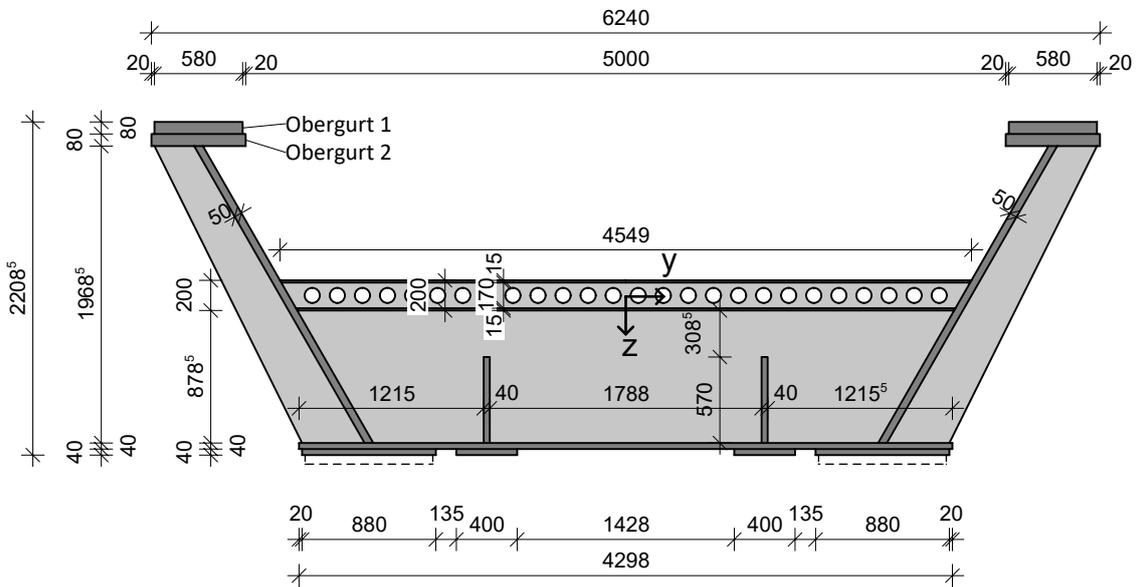


Abb. 3.6: Ausführung des Endquerträgers: Querschnitt [alle Maße in mm]

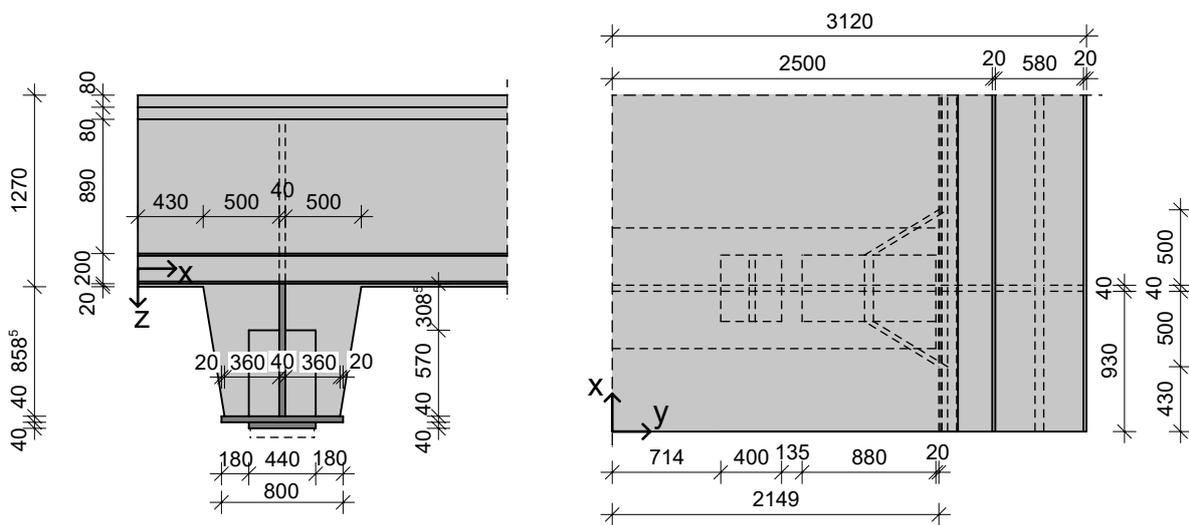
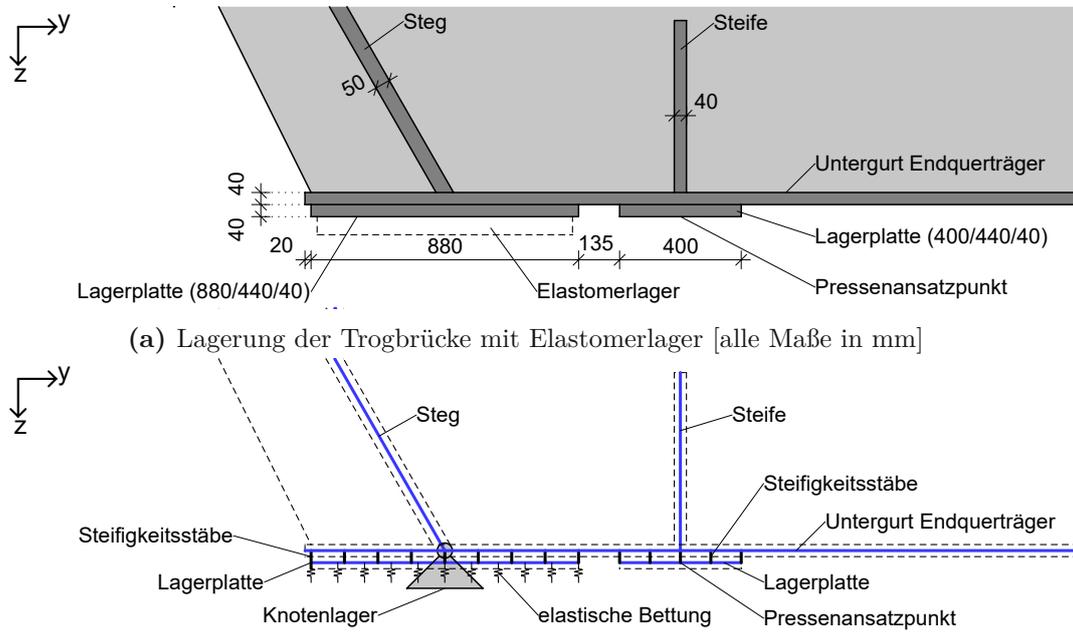


Abb. 3.7: Ausführung des Endquerträgers: Längsschnitt (links) und Draufsicht (rechts) [alle Maße in mm]



(b) Modellierung der Lagerung in RFEM mit Steifigkeitsstäben und elastischer Bettung der Lagerplatte

Abb. 3.8: Lagerung der Trogbrücke

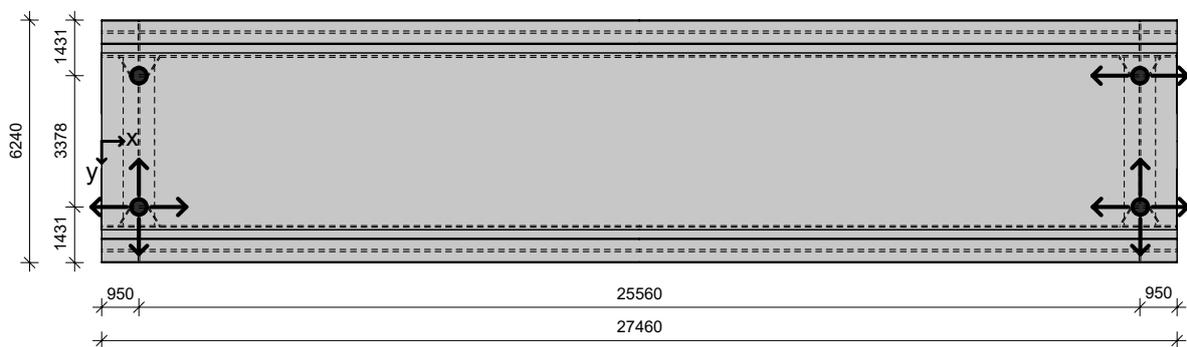


Abb. 3.9: Definition der Knotenlager in RFEM [alle Maße in mm]

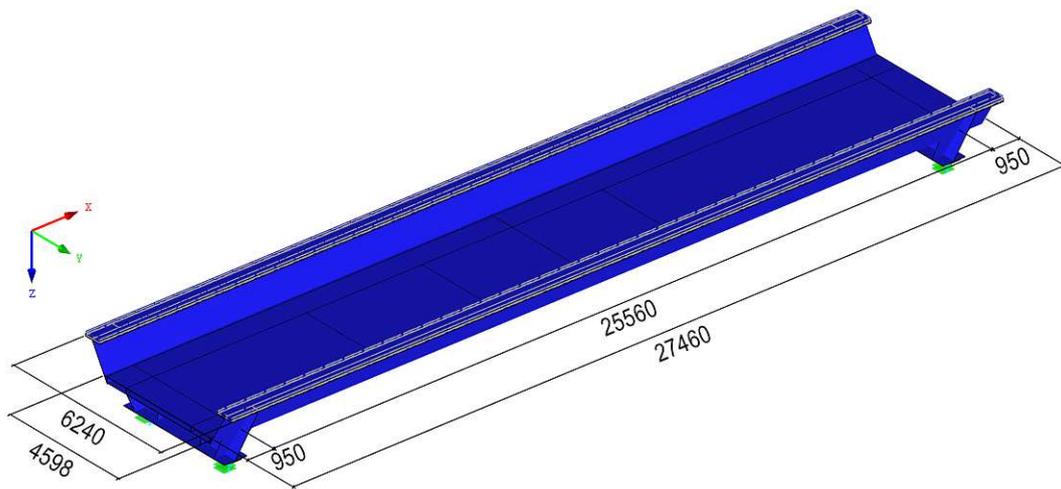


Abb. 3.10: RFEM-Modell der untersuchten Brücke [alle Maße in mm]

3.2.1 Modellierung der Schweißnaht des Obergurts

Der Obergurt der Hauptträger setzt sich aus zwei, durch eine Schweißnaht in Längsrichtung, verbundene Bleche mit einer Dicke von jeweils 80 mm zusammen. Für eine Bemessung dieser Schweißnaht ist es erforderlich, die Beanspruchung durch eine entsprechende, möglichst realitätsnahe Modellierung in RFEM zu ermitteln. Die beiden Obergurte werden, wie auch die

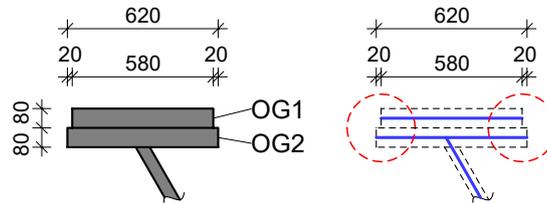


Abb. 3.11: Modellierung der Schweißnaht zwischen den beiden Obergurte

Hauptträger, als Flächen modelliert. Das bedeutet, dass die Bleche auf eine Fläche mit einer Dickeneigenschaft in ihrer Mittelebene reduziert werden. Die Steifigkeit der Fläche wird aus den Materialeigenschaften sowie der Dickeneigenschaft berechnet [3]. Für die Modellierung der Obergurte bedeutet das, dass im Modell keine Verbindung zwischen den beiden Flächen besteht (siehe Abb. 3.11). Es soll daher eine Modellierung gefunden werden, die beide Gurte mit einer entsprechenden Steifigkeit koppelt und eine einfache Möglichkeit bietet, die Beanspruchung der Schweißnaht auszulesen.

RFEM bietet folgende Möglichkeiten zwei zueinander parallele Flächen zu verbinden:

Starrstäbe

Starrstäbe koppeln die Verschiebungen zweier Knotenpunkte durch eine starre Verbindung. Durch das Anordnen von Starrstäben in regelmäßigen Abständen kann eine diskrete Verbindung der Bleche erfolgen. An den Stabenden besteht die Möglichkeit Gelenke zu definieren, wodurch die zulässigen Kraft- und Momentenübertragungsmechanismen gesteuert werden können. [3]

Volumen - Typ Kontakt

Mit Volumen - Typ Kontakt können zwei parallel liegende Flächen miteinander gekoppelt werden. Es kann die Art der Kraftübertragung normal zu den Flächen bzw. parallel zu den Flächen getrennt voneinander definiert werden. Nachteil der Methode ist, dass die beiden Richtungen parallel zu den Flächen nicht getrennt voneinander definiert werden können. [3] Für die Modellierung der Schweißnaht erscheint die volle Kraftübertragung parallel und normal zur Fläche am sinnvollsten.

Fiktive Bleche

Fiktive Bleche, die beide Gurte starr miteinander verbinden, stellen grundsätzlich eine Möglichkeit dar. Allerdings erscheint diese Variante nicht sinnvoll, da durch die zusätzliche Querschnittsfläche sowohl die Biegesteifigkeit, als auch die Dehnsteifigkeit der Brücke erhöht und somit auf der unsicheren Seite liegend beeinflusst werden. Diese Variante wird nicht weiter untersucht.

Die Untersuchung der Modellierungsmöglichkeiten wird anhand eines Ersatzmodells, welches in Abb. 3.12 dargestellt ist, durchgeführt. Im Gegensatz zum gesamten Modell der Trogbrücke, kann die Modellierung an dem gewählten Ersatzmodell einfach durch eine Handrechnung überprüft werden. Es soll die Modellierungsvariante gefunden werden, die am besten mit den Ergebnissen der Handrechnung übereinstimmt.

In Annäherung an die Spannweite der untersuchten Trogbrücke handelt es sich beim Ersatzsystem um einen Einfeldträger mit einer Spannweite von 25 m. Die Last wird mit $q = 398 \text{ kN/m}$

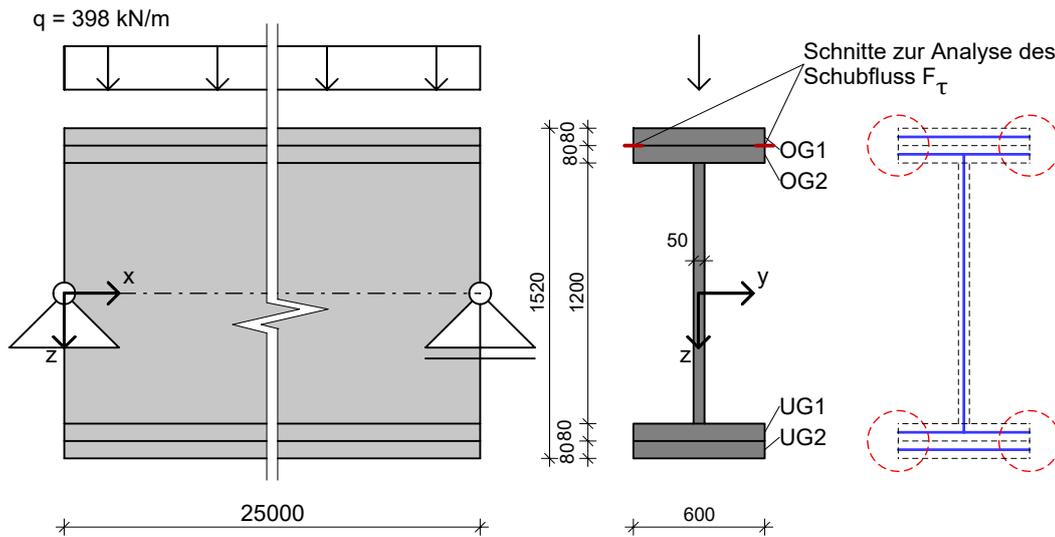


Abb. 3.12: Statisches System und Querschnitt zur Modellierung der Schweißnaht der Obergurte

festgesetzt, wodurch die Zielverformung von $u_z = 100$ mm in Feldmitte bei dem gewählten Ersatzmodell erreicht wird. Die gewählte Zielverformung liegt in der Größenordnung der erwarteten Verformung unter ULS-Niveau der Trogbrücke. Beim untersuchten Ersatzquerschnitt handelt es sich um einen I-Querschnitt mit einer Höhe von 1520 mm. Die genauen Abmessungen können Abb. 3.12 und Tabelle 3.2 entnommen werden.

Tab. 3.2: Berechnung des Trägheitsmoments I_y

-	b [mm]	h [mm]	z_i [mm]	$I_{eig,i}$ [cm ⁴]	$A_i \cdot z_i^2$ [cm ⁴]
OG 1	600	80	-720	2560	2 488 320
OG 2	600	80	-640	2560	1 966 080
Steg	50	1200	0	720 000	0
UG 2	600	80	720	2560	2 488 320
UG 1	600	80	640	2560	1 966 080
Σ				730 240	8 908 800
				$I_y = 9\,639\,040 \text{ cm}^4$	

Die Ermittlung der günstigsten Modellierung der Schweißnaht erfolgt anhand einer Variantenstudie inklusive Handrechnung. Es werden der Schubfluss F_τ in den Schweißnähten, sowie der Einfluss der Modellierung auf die Steifigkeit des Systems anhand der Verformung u_z des Ersatzsystems untersucht. Zudem wird der Modellierungsaufwand für die Bewertung der Varianten berücksichtigt.

3.2.1.1 Handrechnung und Modellierung als Stab

Die Schnittgrößen und Verformungen sind durch die Wahl des Einfeldträgers als Vergleichssystem einfach händisch zu ermitteln bzw. können zusätzlich mithilfe eines Stabmodells in RFEM berechnet werden. Für die Berechnung der Durchbiegung u_z ist die Biegesteifigkeit EI_y erforderlich. Es wird der E-Modul von Stahl mit $E = 210\,000 \text{ N/mm}^2$ angesetzt. Die Ermittlung des

Trägheitsmoments I_y erfolgt in Tabelle 3.2 und ergibt für $I_y = 9\,639\,040\text{ cm}^4$. Die Berechnung der Verformung $u_z(x)$ erfolgt nach Gleichung (3.1).

$$u_z(x) = \frac{q}{24EI}(l^3x - 2lx^3 + x^4) \quad (3.1)$$

Unter Vernachlässigung der Schubverformung ($GA = \infty$) entsteht in Feldmitte eine Verformung von $u_z(x = \frac{l}{2}) = 100\text{ mm}$. Berücksichtigt man die tatsächliche Schubsteifigkeit ($GA = 4,85 \times 10^6\text{ kN}$) in RFEM, ergibt sich eine Verformung von $u_z(x = \frac{l}{2}) = 105,8\text{ mm}$. Diese Verformung stimmt mit den Flächenmodellen besser überein, da auch hier die Schubverformungen berücksichtigt werden. Der Schubfluss wird auf Höhe der Unterkante des ersten Obergurts berechnet ($z = -680\text{ mm}$). Das statische Moment ergibt sich nach Gleichung (3.2) zu $S_y = -34\,560\text{ cm}^3$.

$$S_y = b_{OG1} \cdot h_{OG1} \cdot z_{OG1} = 600 \cdot 80 \cdot -720 = -34\,560\text{ cm}^3 \quad (3.2)$$

Die Berechnung des Schubflusses pro Schweißnaht erfolgt für die Handrechnung nach Gleichung (3.3). Der Schubfluss wird an der Unterkante des Obergurts 1 ermittelt und wird auf die beiden Schweißnähte aufgeteilt.

$$F_\tau(x) = \frac{1}{2} \cdot \frac{-V_z(x) \cdot S_y}{I_y} \quad (3.3)$$

3.2.1.2 Modellierung mit Starrstäben

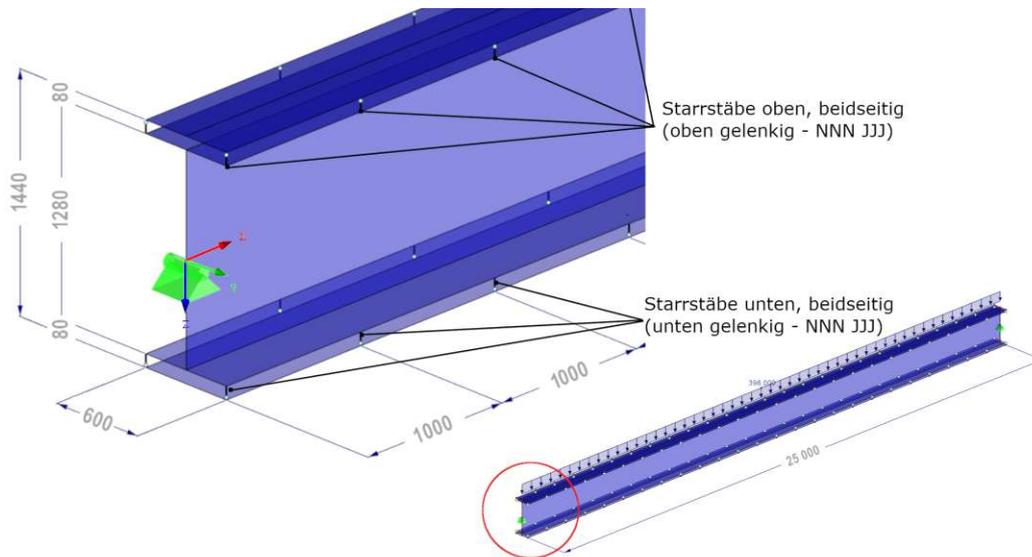


Abb. 3.13: Modellierung der Schweißnähte zwischen den Obergurten: Starrstäbe im Abstand $\Delta x = 1000\text{ mm}$

Bei der Modellierungsvariante mit Starrstäben werden übereinanderliegende Knoten der Gurtflächen in einem Abstand von $\Delta x = 1000\text{ mm}$ angeordnet (siehe Abb. 3.13). Durch die Starrstäbe werden die Verschiebung der übereinanderliegenden Knoten im Bereich der Schweißnaht gekoppelt. Numerische Probleme werden von RFEM vorgebeugt, indem die Steifigkeit des Starrstabs dem System angepasst wird [3]. Die „Starrheit“ des Starrstabs ist damit systemabhängig. Die Starrstäbe sind einseitig gelenkig modelliert, so dass eine Rotation um die lokalen Koordinaten

x, y, z (siehe Abb. 3.15) möglich ist. Mit dieser Einstellung soll berücksichtigt werden, dass keine Momente über die Schweißnaht übertragen werden.

Der Schubfluss kann über die lokale Stabschnittgröße V_z (siehe Abb. 3.15) ermittelt werden. Die Ergebnisse für die lokale Stabschnittgröße V_z je Kopplungsstab sind in Abb. 3.14 färbig dargestellt.

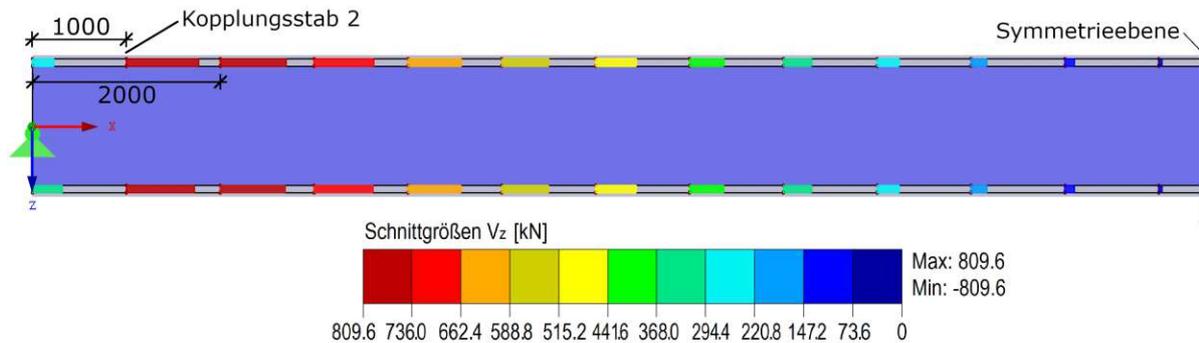


Abb. 3.14: Modellierungsvariante Starrstäbe - Lokale Stabschnittgröße V_z in [kN]

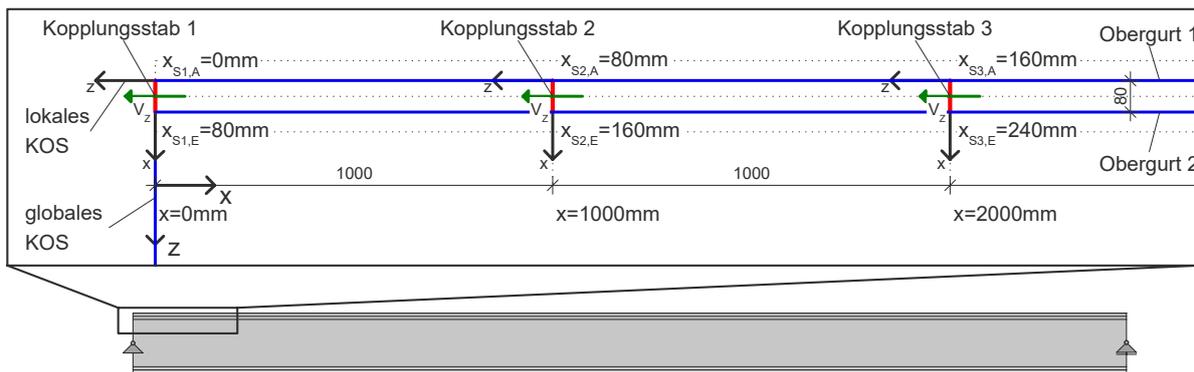


Abb. 3.15: Definition der lokalen Stabschnittgröße V_z und Umrechnung vom lokalen Stabkoordinatensystem x_s auf das globale Koordinatensystem x

Beim Auslesen der Stabschnittgröße ist zu beachten, dass die lokale Stabkoordinate x_s auf die globale Koordinate x umgerechnet werden muss. Das lokale und das globale Koordinatensystem (KOS) sind in Abb. 3.15 dargestellt. Für jeden Starrstab sind zwei Werte der lokalen Querkraft, einer am Starrstabanfang $V_z(x_{S,A})$ und einer am Starrstabende $V_z(x_{S,E})$, mit der zugehörigen x -Koordinate im lokalen Koordinatensystem aus RFEM vorhanden.

Die Transformation der lokalen Koordinate auf die globale Koordinate erfolgt nach Gleichung (3.4), wobei $\Delta x = 1000\text{ mm}$ dem Abstand der Starrstäbe und $L_{Starrstab} = 80\text{ mm}$ der Länge eines Starrstabs entspricht. Die Umrechnung wird exemplarisch für den zweiten Kopplungsstab durchgeführt (siehe Abb. 3.14 bzw. Abb. 3.15), es soll also der Wert an der globalen Koordinate $x = 1000\text{ mm}$ ermittelt werden.

$$x = x_S \cdot \frac{\Delta x}{L_{Starrstab}} \quad (3.4)$$

$$x_{S2,A} = 80 \cdot \frac{1000}{80} = 1000 \text{ mm} \quad (3.5)$$

$$x_{S2,E} = 160 \cdot \frac{1000}{80} = 2000 \text{ mm} \quad (3.6)$$

Die Ermittlung des Schubflusses $F_\tau(x)$ pro Schweißnaht an der betrachteten Stelle erfolgt auf Basis von V_z nach Gleichung (3.7), wobei Δx in [cm] eingesetzt wird um den Schubfluss in [kN/cm] zu erhalten.

$$F_\tau(x) = \frac{V_z(x)}{\Delta x} \quad (3.7)$$

$$F_\tau(x_1 = 1000) = \frac{809,6}{100} = 8,096 \text{ kN/cm} \quad (3.8)$$

$$F_\tau(x_2 = 2000) = \frac{809,6}{100} = 8,096 \text{ kN/cm} \quad (3.9)$$

Für beide Stellen x_1 und x_2 beträgt der Schubfluss je Schweißnaht $F_\tau = 8,096 \text{ kN/cm}$, wie auch in Abb. 3.19 am abgetreppten Verlauf ersichtlich ist. Es entspricht aber nur der erste ermittelte Wert dem korrekten Schubfluss. Im Zuge der Nachlaufrechnung könnten für diesen Umrechnungsansatz die Werte am Kopplungsstabende vernachlässigt und so ein glatter Schubflussverlauf erzielt werden. Zur besseren Veranschaulichung welche Ergebnisse aus RFEM erhalten werden, wird hier von der Bereinigung des Verlaufs abgesehen.

Die Verformung $u_z(x)$ wird in der Schwerachse des Querschnitts ausgelesen.

3.2.1.3 Modellierung mit Volumenkörpern

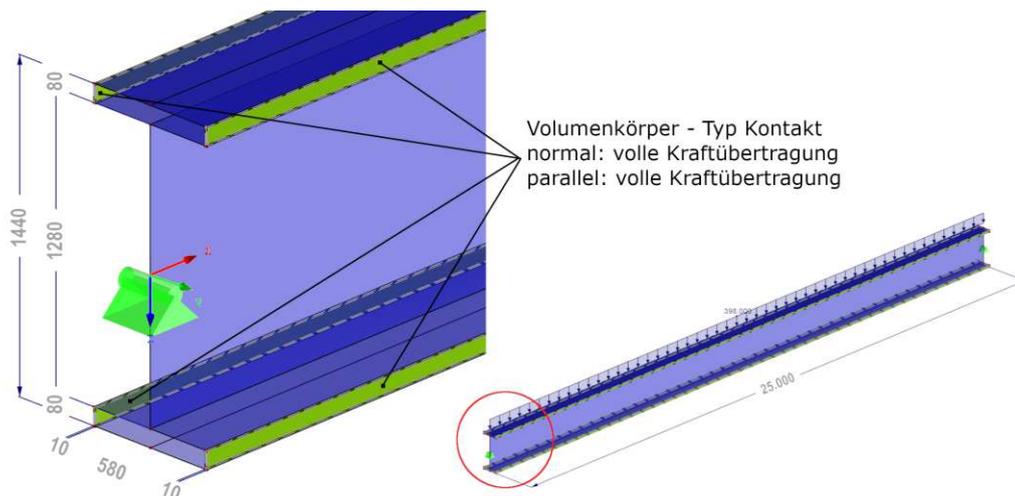


Abb. 3.16: Modellierung der Schweißnähte zwischen den Obergurten: Volumenkörper mit einer Breite von $b = 10 \text{ mm}$

Mithilfe der Volumenkörper können die Kontakteigenschaften zweier paralleler Flächen festgelegt werden. Es kann der Kontakt senkrecht zu den Flächen, sowie der Kontakt parallel zu

den Flächen definiert werden. Da die Schweißnaht senkrecht zu den Gurtflächen sowohl Druck- als auch Zugkräfte übertragen kann, wird für die Kraftübertragung senkrecht zu der Fläche die Option “Volle Kraftübertragung” ausgewählt. Parallel zu den Flächen kann gesondert ein Übertragungsmechanismus für die Scherkräfte definiert werden. Auch hier wird eine “Volle Kraftübertragung” angenommen, da die Bemessung der längsverlaufenden Schweißnähte auf den Längsschub aus der Haupttragwirkung bemessen werden. Die Volumenkörper werden nur in den Randbereichen der Gurte modelliert, also dort wo auch tatsächlich eine Schweißnaht vorhanden ist. Die Breite wird mit $b = 10$ mm festgelegt und kann der tatsächlich erforderlichen Schweißnaht (a-Maß) angepasst werden. Die Volumenkörper dienen nur zur Verbindung der beiden Gurtflächen, die Geometrie der Gurte wird nicht verändert. Die Volumenkörper an sich liefern keinen Beitrag zur Biegesteifigkeit, haben aber indirekt durch die „Nachgiebigkeit“ der Kopplung einen Einfluss auf diese.

Die Ergebnisse aus dieser Modellierungsvariante können durch eine Schnittführung durch den Volumenkörper ermittelt werden. Der Verlauf der Volumenschubspannungen $\tau_{xz}(x)$ ist in Abb. 3.17 dargestellt. Die Berechnung des Schubflusses $F_\tau(x)$ erfolgt nach Gleichung (3.10), wobei

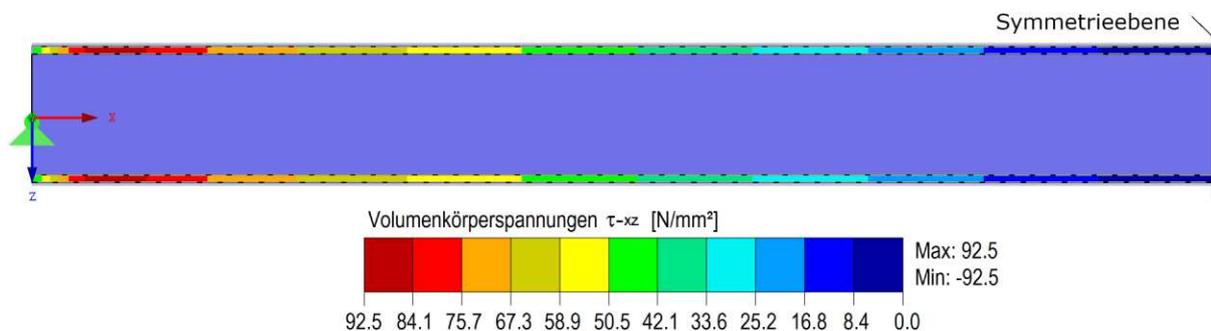


Abb. 3.17: Modellierungsvariante Volumenkörper - Schubspannungen τ_{xz}

τ_{xz} die Schubspannung im Volumenkörper und b die Breite des modellierten Volumenkörpers darstellen.

$$F_\tau = \tau_{xz} \cdot b \quad (3.10)$$

Die Verformung $u_z(x)$ wird in der Schwerachse des Querschnitts ausgelesen.

3.2.1.4 Vergleich der Ergebnisse und Schlussfolgerung

In Abb. 3.18 wird die Verformung $u_z(x)$ der Modellierungsvarianten der Handrechnung gegenübergestellt. Zusätzlich zur Handrechnung ($GA = \infty$), wird in RFEM ein Modell erstellt, bei dem die tatsächliche Schubsteifigkeit ($GA = 4,85 \times 10^6$ kN) berücksichtigt wird. Dieses Stabmodell dient als Referenzwert für die Beurteilung der Verformungen der Ersatzsysteme, da die Modellierung des Querschnitts mit Flächen auch schubnachgiebig ist. Die Verformung der Modellierung mit den Volumenkörpern stimmt mit dem Verlauf des schubnachgiebigen Stabmodells überein. Die sichtbare Abweichung kann durch die geringe Anzahl der in RFEM ausgewerteten Werte für das Stabmodell begründet werden, wodurch sich ein polygonartiger Verlauf der Verformung ergibt. Die größere Abweichung der Modellierungsvariante mit den Starrstäben lässt sich durch die diskrete Kopplung, als auch durch die “weichere” Modellierung mit Gelenken an den Starrstäben erklären. Beide Modellierungsvarianten werden bezüglich der Verformung grundsätzlich als geeignete Möglichkeit betrachtet, jedoch ist die Modellierung mit dem Volumenkörper zu bevorzugen, da sie näher am Stabmodell ist.

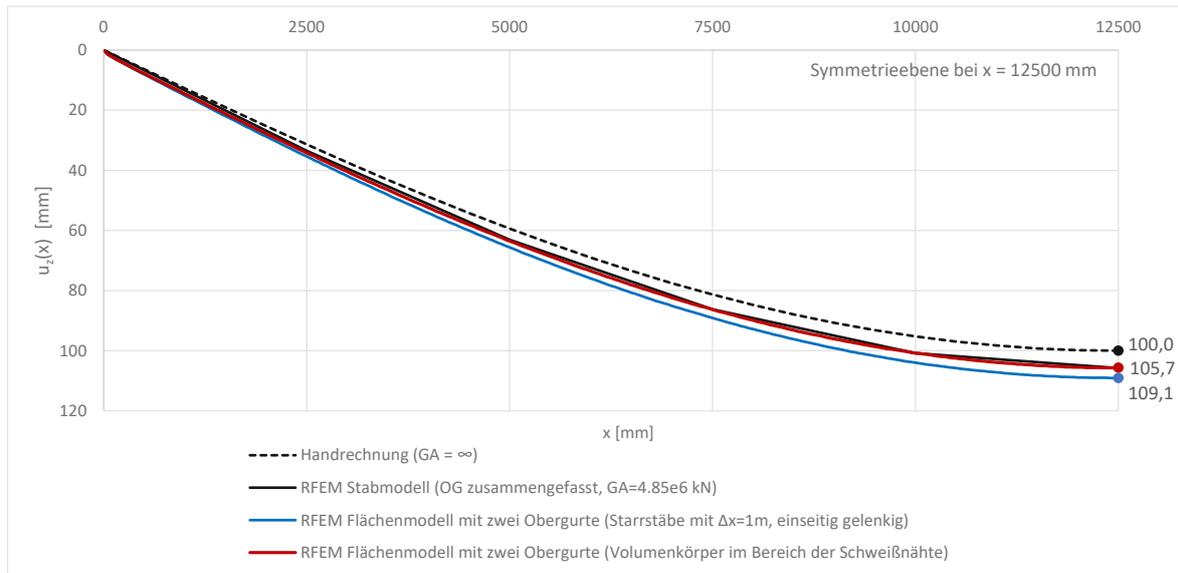


Abb. 3.18: Modellierung der Schweißnähte zwischen den Obergurten: Vergleich der Verformungen $u_z(x)$

Das zweite Kriterium, welches zur Beurteilung der Modellierungsvarianten herangezogen wird, ist der Schubfluss $F_\tau(x)$ pro Schweißnaht an der Unterkante von Obergurt 1. Sowohl die Modellierungsvariante mit den Starrstäben, als auch die Modellierungsvariante mit dem Volumenkörper im Bereich der Schweißnähte liefern Ergebnisse, die mit der Handrechnung gut übereinstimmen. Durch die diskrete Modellierung mit den Starrstäben ergibt sich ein abgetreppter Verlauf des Schubflusses, im Gegensatz zum stetigen Verlauf der Modellierung mit den Volumenkörpern. Interessant ist zudem dass der Maximalwert erst nach 850 mm auftritt. Bezieht man diese Lasteinleitungslänge auf die Höhe des Stegs ($\frac{x}{h_{Steg}} = \frac{850}{1200} = 0,71$), so ist zu erkennen, dass die Lasteinleitung der Auflagerkraft nach $0,71 \cdot h_{Steg}$ abgeschlossen ist.

Zusätzlich zu den Berechnungsergebnissen wird auch der Modellierungsaufwand sowie die Auswertung der Ergebnisse in der Beurteilung berücksichtigt. Die Modellierung mit den Starrstäben ist durch die Kopierfunktion in RFEM einfach zu realisieren. Allerdings wird ein nachträgliches Adaptieren der Geometrie nach dem ersten Einfügen der Starrstäbe durch die zusätzlichen generierten Knoten erschwert. Diese Knoten teilen die Begrenzungslinie der Obergurtflächen in kürzere Teillinien, wodurch der Aufwand für eine nachträgliche Änderungen der Geometrie deutlich zunimmt. Den Ergebnisverlauf erhält man durch die Auswahl aller Starrstäbe einer Schweißnaht und das Auslesen der lokalen Stabverläufe. RFEM hängt die Ergebnisverläufe je Stab aneinander, daher muss im Zuge einer Nachlaufrechnung die x-Koordinate des jeweiligen Werts berechnet werden, indem die Koordinate x aus RFEM mit dem Faktor $\frac{\Delta x}{L_{Starrstab}}$ multipliziert wird. Es ist in jedem Fall die Reihenfolge der aneinander geketteten Stabergebnisse zu kontrollieren, da diese von der internen Stabnummerierung in RFEM beeinflusst wird.

Für die Modellierung der Volumenkörper sind Teilflächen in der Größe der Schweißnaht in den Gurten erforderlich. Eine Voraussetzung für das Erstellen von Volumenkörpern ist die Parallelität der zu koppelnden Flächen. Das Auslesen des Ergebnisverlaufs erfolgt mithilfe einer Schnittführung in der Mitte des modellierten Volumenkörpers und eine Umrechnung der Schubspannungen τ_{xz} auf den Schubfluss F_τ .

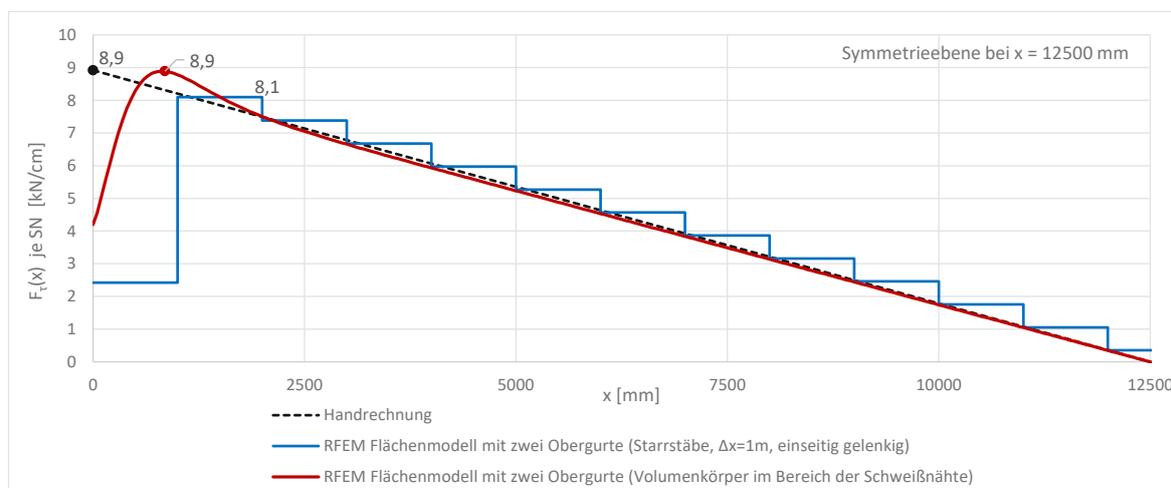


Abb. 3.19: Modellierung der Schweißnähte zwischen den Obergurten: Vergleich der Schubflüsse $F_{\tau}(x)$ je Schweißnaht

Da die Modellierungsvariante mit dem Volumenkörpertyp Kontakt im Hinblick auf die Ergebnisse gleichwertige, bzw. bessere Ergebnisse liefert und auch in Bezug auf den Modellierungsaufwand und dem Auslesen der Ergebnisse einfacher zu handhaben ist, wird sie für die Modellierung der Kopplung der Obergurte im Gesamtmodell ausgewählt.

3.2.2 Modellierung des zu hohen Stegs

Wie bereits oben erwähnt, werden die Bleche als Flächen mit Dickeneigenschaft modelliert, wodurch auch die Modellierung des Stegs beeinflusst wird. Da Obergurt 2 in seiner Mittelebene modelliert wird, entsteht ein Abstand von 40 mm, der für ein funktionierendes Modell überbrückt werden muss. Am realen Querschnitt stellt das kein Problem dar, da die Bleche eine Dicke aufweisen und der Steg an der Unterkante von Obergurt 2 angeschweißt wird. Durch den im Modell größeren Abstand wäre ein höherer Steg erforderlich, um Gurt und Steg für ein funktionstüchtiges Modell zu verbinden (siehe Abb. 3.20). Eine Modellierung mit dem höheren Steg bewirkt allerdings eine zusätzliche Fläche, die die Steifigkeit des Modells auf der unsicheren Seite beeinflusst.

Ziel der Variantenstudie ist es, alternative Möglichkeiten zu finden, damit die Biegesteifigkeit EI und die Dehnsteifigkeit EA des Querschnitts korrekt abgebildet werden können.

Folgende Möglichkeiten werden in einer Berechnung am Ersatzmodell (siehe Abb. 3.21) untersucht:

Starrstäbe

Starrstäbe koppeln die Verschiebung zweier Knoten [3]. Der Abstand zwischen Oberkante Steg und Mittelebene der Gurte lässt sich mit Starrstäben, die in einem regelmäßigen Abstand Δx angeordnet werden, überbrücken.

Reduktion der Obergurtfläche

Der Steg wird bis zur Höhe der Mittelebene der Gurte modelliert, wodurch eine tatsächlich nicht vorhandene Querschnittsfläche dem Modell hinzugefügt wird. Um diesen Fehler auszugleichen wird die Fläche von Obergurt 2 reduziert. Der Fehler bezüglich der Dehnsteifigkeit wird dadurch eliminiert. Ein vernachlässigbarer Fehler im Hinblick auf die Biegesteifigkeit bleibt allerdings

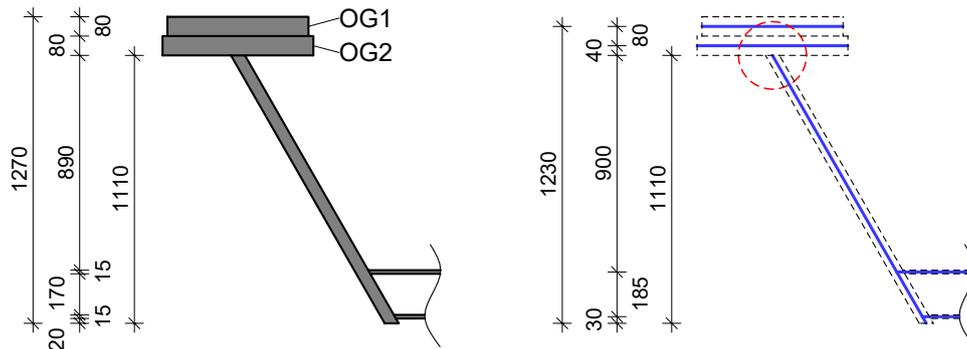


Abb. 3.20: Statisches System und Querschnitt zur Modellierung der Problematik zu hoher Steg [Maße in mm]

bestehen, da sich die z -Koordinate der Flächenschwerpunkte der abgezogenen und hinzugefügten Fläche unterscheiden.

Exzentrische Flächen

RFEM bietet die Möglichkeit Flächenelemente mit einer Exzentrizität einzugeben. Aus modellierungstechnischen Gründen werden die Gurte zunächst fälschlicherweise an der Oberkante des Stegs bzw. 80 mm darüber definiert, da sonst die „Verbindung“ zum Hauptträgersteg nicht gegeben ist. Die tatsächliche Lage der Mittelebene in der Berechnung wird über eine Exzentrizität berücksichtigt, welche als Eigenschaft der Fläche definiert ist und im Zuge der Berechnung berücksichtigt wird. Hierbei ist das lokale Flächenkoordinatensystem zu beachten, da dieses die Richtung der Exzentrizität beeinflusst.[3]

Es handelt sich um das gleiche Ersatzmodell wie in Abschnitt 3.2.1, das System ist in Abb. 3.20 dargestellt. Die zuvor gefundene Lösung für die Modellierung der Schweißnaht zwischen den Obergurten als Volumenkörper wird in diesem Ersatzmodell bereits berücksichtigt. Die Beur-

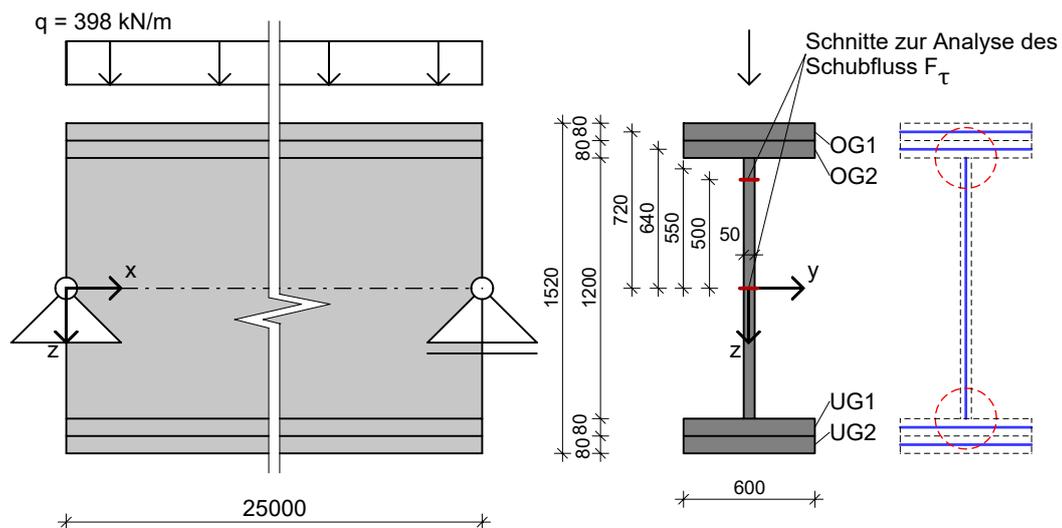


Abb. 3.21: Statisches System und Querschnitt zur korrekten Modellierung des Stegs [Maße in mm]

teilung der Modellierungsvarianten erfolgt anhand der Verformung $u_z(x)$ in der Schwerachse des Querschnitts, sowie dem Schubfluss $F_\tau(x)$ an der Oberkante des Stegs und dem maximalen Schubfluss $F_\tau(x)$ in der Schwerachse. Besonderer Fokus wird auf die Oberkante des Stegs gelegt, da hier die Ermittlung der Beanspruchung für die Halskehlnaht erfolgt.

3.2.2.1 Handrechnung und Modellierung als Stab

Da es sich bei dem Ersatzmodell um das gleiche statische System und den gleichen Querschnitt handelt wird für die Berechnung der Verformung $u_z(x)$ sowie die Ermittlung der Querschnittswerte auf Abschnitt 3.2.1.1 verwiesen. Zusätzlich zur Handrechnung ($GA = \infty$) wird ein Stabmodell mit der tatsächlichen Schubsteifigkeit ($GA = 4,85 \times 10^6$ kN) in RFEM untersucht, da auch die Flächenmodelle über eine Schubnachgiebigkeit verfügen. Die maximale Verformung $u_z(x = \frac{l}{2})$ in Feldmitte beträgt 100 mm für eine schubstarre Berechnung bzw. 105,8 mm für eine schubweiche Berechnung.

Die Ermittlung des Schubflusses $F_\tau(x)$ erfolgt für den nachfolgenden Vergleich nicht an der Oberkante des Stegs, sondern auf der Höhe $z = -500$ mm. Das statische Moment wird nach Gleichung (3.11) berechnet und beträgt $S_y = -68\,030$ cm³. Die Abmessungen zur Ermittlung von S_y können Abb. 3.21 entnommen werden.

$$\begin{aligned} S_y &= b_{OG1} \cdot t_{OG1} \cdot z_{OG1} + b_{OG2} \cdot t_{OG2} \cdot z_{OG2} + t_{Steg} \cdot \left(\frac{h_{Steg}}{2} - |z| \right) \cdot \left(\frac{h_{Steg}}{2} - \frac{h_{Steg}}{2} - |z| \right) \\ &= 600 \cdot 80 \cdot 720 + 600 \cdot 80 \cdot 640 + \left(50 \cdot \frac{1200}{2} - 500 \right) \cdot \left(\frac{600}{2} - \frac{600}{2} - 500 \right) = -68\,030 \text{ cm}^3 \end{aligned} \quad (3.11)$$

Die Berechnung des Schubflusses $F_\tau(x)$ erfolgt nach Gleichung (3.12).

$$F_\tau(x) = \frac{-V_z(x) \cdot S_y}{I_y} \quad (3.12)$$

3.2.2.2 Flächenmodell ohne Berücksichtigung des Fehlers durch den zu hohen Steg

Für den Vergleich ist von Interesse, wie sich das Flächenmodell ohne Berücksichtigung des zu hohen Stegs gegenüber dem Stabmodell bzw. den Modellierungsvarianten zur Berücksichtigung der tatsächlichen Höhe verhält. Daher wird auch dieses Modell für den Vergleich berücksichtigt. Die Modellierung des Flächenmodells ist in Abb. 3.22 dargestellt. Der Anschluss zwischen Steg und Obergurt 2 erfolgt starr. Der Schubfluss kann direkt aus RFEM über die sogenannte Grundschnittgröße n_{xy} (siehe Abschnitt 3.4.1), welche dem Schubfluss F_τ entspricht, ermittelt werden. Der Schubfluss wird auf der Höhe $z = -500$ mm und in der Schwerachse ausgewertet. In der Schwerachse wird auch die auftretende Verformung $u_z(x)$ ausgelesen.

3.2.2.3 Berücksichtigung des Abstands zwischen Gurt und Steg über Starrstäbe

Die Modellierungsvariante mit den Starrstäben (siehe Abb. 3.23) ermöglicht die Überbrückung des Abstands zwischen Stegoberkante und Gurt in regelmäßigen Abständen. Durch die am Modell eingefügten Starrstäbe generiert RFEM an den Starrstabenden zusätzliche Knoten. Die Starrstäbe erzwingen eine identische Verschiebung der beiden Knoten an den Stabendknoten. So wird eine Kopplung von Obergurt 1 und 2 erzielt. Die Starrstäbe sind im Abstand von $\Delta x = 250$ mm angeordnet. Es werden Starrstäbe ohne Gelenke definiert.

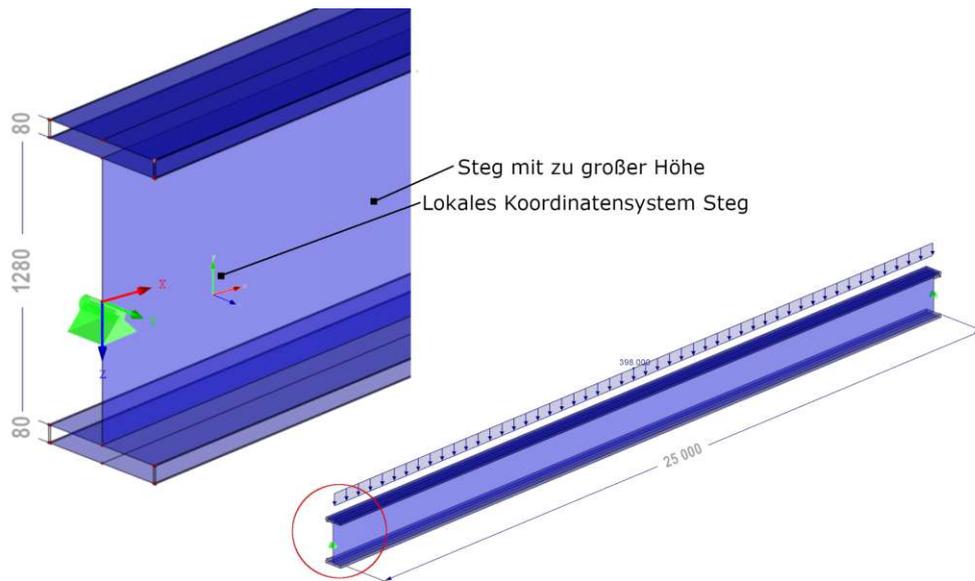


Abb. 3.22: Problematik zu hoher Steg: unberücksichtigt

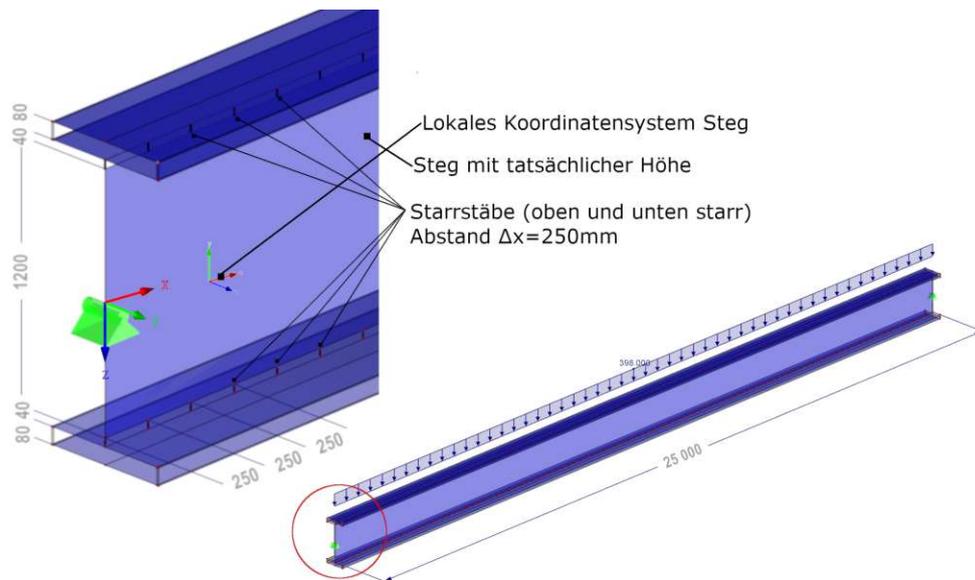


Abb. 3.23: Problematik zu hoher Steg: Modellierung mit Starrstäben

Um den für den Variantenvergleich erforderlichen Schubfluss $F_\tau(x)$ zu erhalten, werden in der Stegfläche Schnitte geführt und die Grundschnittgröße n_{xy} aus RFEM (siehe Abschnitt 3.4.1), die dem Schubfluss F_τ entspricht, ausgelesen. Der Schubfluss wird auf der Höhe $z = -500$ mm und auf Höhe der Schwerachse ausgewertet. Die Verformung $u_z(x)$ wird in der Schwerachse des Querschnitts ausgelesen.

3.2.2.4 Reduktion der Breite von Obergurt 2 und Untergurt 2

Wird der Steg mit zu großer Höhe modelliert kann die zusätzlich entstehende Fläche in anderen Bereichen des Querschnitts kompensiert werden. In dieser Modellierungsvariante wird der Ober-

gurt 2 und Untergurt 2 um ΔA reduziert. In Abb. 3.24 ist das Modell abgebildet. In Abb. 3.25 ist dargestellt, wo die Reduktion am Gurt erfolgt.

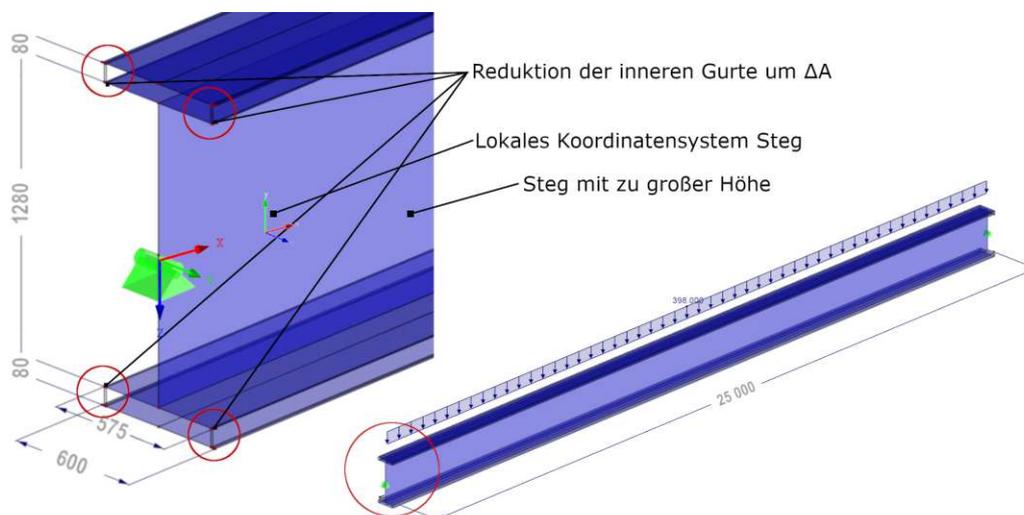


Abb. 3.24: Problematik zu hoher Steg: Reduktion der inneren Gurte

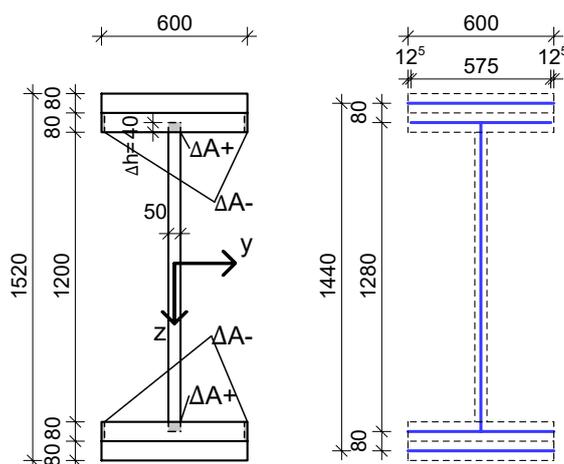


Abb. 3.25: Problematik zu hoher Steg: Reduktion der inneren Gurte - Querschnitt

Die Ermittlung von ΔA bzw. der zu reduzierenden Breite der Gurte erfolgt folgendermaßen:

$$\Delta A = \Delta h \cdot b_{\text{Steg}} = 40 \cdot 50 = 2000 \text{ mm}^2 \quad (3.13)$$

$$\Delta b_{\text{ges}} = \frac{\Delta A}{b_{\text{Gurt}}} = \frac{2000}{80} = 25 \text{ mm} \quad (3.14)$$

$$\Delta b_i = \frac{\Delta b_{\text{ges}}}{2} = 12,5 \text{ mm} \quad (3.15)$$

Ein geringer Fehler bezüglich der Biegesteifigkeit EI_y bleibt bestehen, da sich die Höhe z des Flächenschwerpunkts der beiden Flächen $\Delta A+$ und $\Delta A-$ unterscheidet.

Um den für den Variantenvergleich erforderlichen Schubfluss $F_\tau(x)$ zu erhalten, wird in der Stegfläche auf $z = -500 \text{ mm}$ ein Schnitt geführt und die Grundschnittgröße n_{xy} ausgelesen.

Die Grundschnittgröße $n_{xy}(x)$ entspricht dem Schubfluss $F_\tau(x)$ (siehe Abschnitt 3.4.1). Die Verformung $u_z(x)$ sowie $F_{\tau,max}(x)$ werden in der Schwerachse des Querschnitts ermittelt.

3.2.2.5 Modellierung der Gurte als exzentrische Flächen

Mit der Modellierungsvariante über exzentrische Flächen wird die untere Gurtfläche direkt an der Oberkante des Stegs in RFEM eingegeben. Dadurch ist zwar der Steg korrekt modelliert, aber die Lage der Gurtflächen nicht richtig abgebildet. Um die korrekte Lage zu berücksichtigen, ermöglicht RFEM die Eingabe einer Flächenexzentrizität als Eigenschaft der Fläche. Durch die Eingabe von $e = 40$ mm werden die Gurte für die Berechnung in der korrekten Lage berücksichtigt und auch korrekt dargestellt. Bei der Eingabe der Exzentrizität ist das lokale Flächenkoordinatensystem zu berücksichtigen, da die Exzentrizität mit einem Vorzeichen eingegeben werden muss. In Abb. 3.26

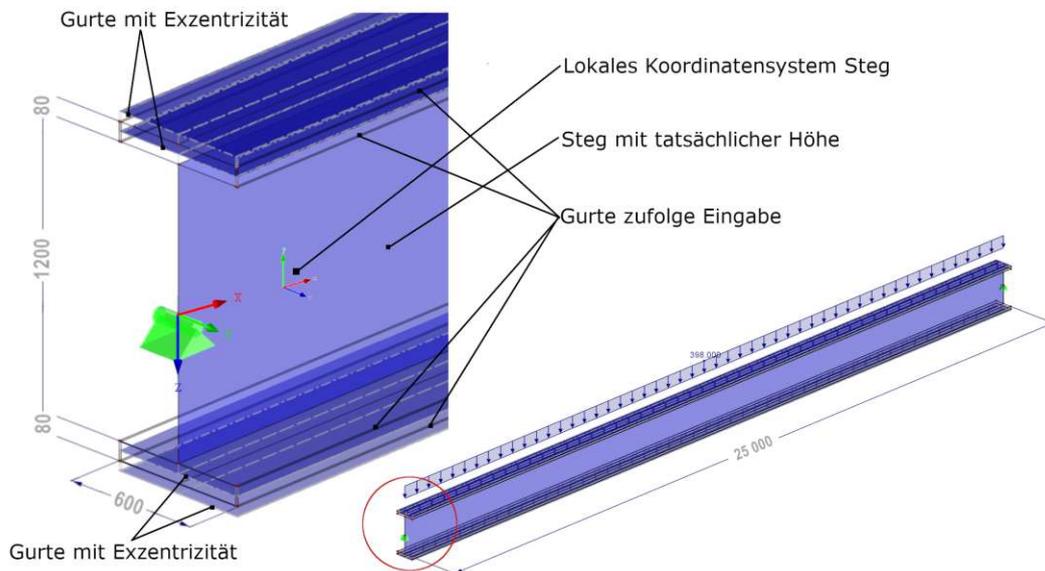


Abb. 3.26: Problematik zu hoher Steg: Modellierung mit exzentrischen Flächen

sind die Begrenzungslinien der Flächen direkt an der Oberkante des Stegs zu erkennen. Die Flächen befinden sich jeweils 40 mm darüber.

Um den für den Variantenvergleich erforderlichen Schubfluss $F_\tau(x)$ zu erhalten, wird in der Stegfläche ein Schnitt auf Höhe $z = -500$ mm geführt und die Grundschnittgröße n_{xy} (Abschnitt 3.4.1) ausgelesen. Die Grundschnittgröße $n_{xy}(x)$ entspricht dem Schubfluss $F_\tau(x)$. Die Verformung $u_z(x)$ sowie $F_{\tau,max}(x)$ werden in der Schwerachse des Querschnitts ausgelesen.

3.2.2.6 Vergleich der Ergebnisse und Schlussfolgerung

Die Verformung $u_z(x)$ dient im Hinblick auf die Steifigkeit als erste Grundlage für die Beurteilung der Varianten. Die Verformung wird in der Schwerachse der Querschnitte ausgelesen und ist in Abb. 3.27 dargestellt. Die maximalen Verformungen können Tabelle 3.3 entnommen werden. Die Handrechnung ($GA = \infty$) liefert die geringste Verformung. Da die Flächenmodelle einer Berechnung mit $GA \neq \infty$ entsprechen, wird zusätzlich ein Stabmodell mit der tatsächlichen Schubsteifigkeit $GA = 4,85 \times 10^6$ kN berücksichtigt. In Abb. 3.27 bzw. Tabelle 3.3 ist zu erkennen, dass die Verformungen der drei Modellierungsvarianten größer als die Verformungen der Handrechnung bzw. des Stabmodells mit der tatsächlichen Schubsteifigkeit GA sind. Dennoch liegen die Verformungen der drei untersuchten Varianten nahe beisammen. Das Flächenmodell

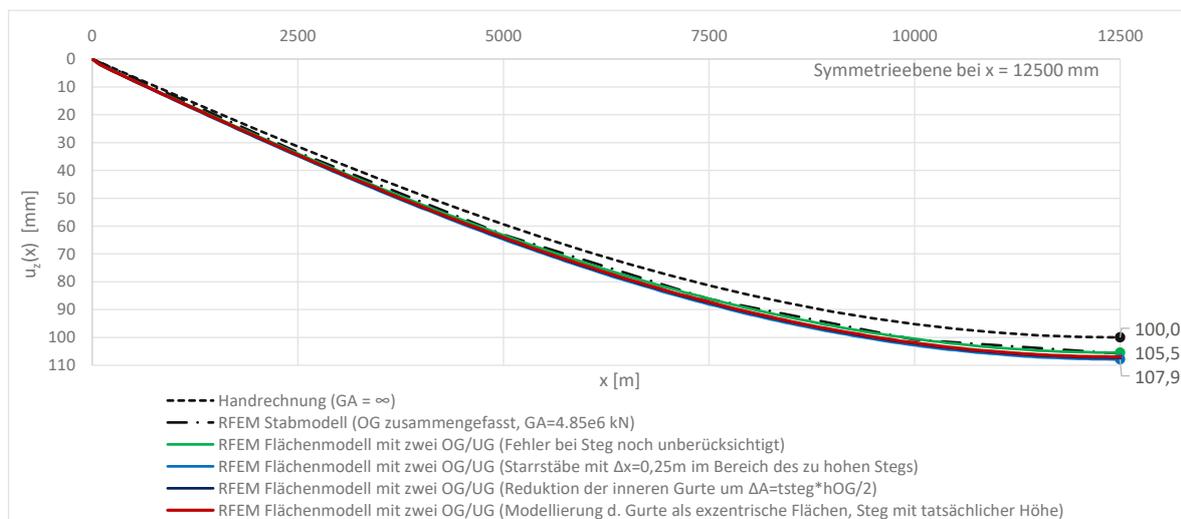


Abb. 3.27: Problematik zu hoher Steg: Vergleich der Verformungen $u_z(x)$

mit dem zu hoch modellierten Steg, weist die gleiche Verformung wie das Stabmodell auf. Für die Verformung $u_z(x)$ werden alle drei untersuchten Modellierungsvarianten als gleichwertig eingestuft.

Tab. 3.3: Problematik zu hoher Steg: Vergleich der Verformungen $u_z(x)$

Modellierungsvariante	Verformung $u_{z,max}$ in [mm]	Schubfluss Schweißnaht $F_{\tau,max}$ in [kN/cm]
Handrechnung ($GA = \infty$)	100,0	35,1
Stabmodell ($GA = 4,85 \times 10^6$ kN)	105,8	35,1
Modell mit zu hohem Steg	105,5	39,5
Starrstäbe mit $\Delta x = 250$ mm	107,9	43,6
Reduktion der OG-Fläche	107,3	39,3
Modellierung als exzentrische Fläche	107,0	40,4

In einem weiteren Schritt wird der Schubfluss $F_{\tau}(x)$ in der Schwerachse untersucht. In Abb. 3.28 ist zu erkennen, dass der Verlauf in der Schwerachse für alle Modellierungsvarianten nahezu identisch zur Handrechnung ist. Der abweichende Verlauf in Auflagernähe lässt sich durch die modellierten Lagerungsbedingungen erklären. Das Ersatzmodell ist nur in einem Knoten in der Schwerachse gelagert, was zu einer Singularität in der FE - Berechnung und den Ausreißen in der Grafik führt. Der auszuwertende Bereich wird auf der Ordinate mit 50 kN/cm beschränkt, wodurch die Ausreißer zufolge numerischer Probleme im Bereich des Knotenlagers nicht dargestellt werden.

Für das Modell ohne Berücksichtigung des zu hohen Stegs (grün), das Modell mit den reduzierten Obergurtflächen (schwarz) und die Modellierung mit den exzentrischen Flächen (rot) ergibt sich ein identischer Schubflussverlauf. Durch die Überlagerung der Verläufe in der Grafik ist nur der Verlauf mit den exzentrische modellierten Flächen erkennbar.

Zusätzlich zum Schubfluss in der Schwerachse wird der für die Bemessung der Schweißnähte relevante Schubfluss an der Oberkante des Stegs analysiert. Der Schnitt wird auf der Höhe $z = -500$ mm (bezogen auf die Schwerachse) geführt und nicht an der realen Oberkante bei

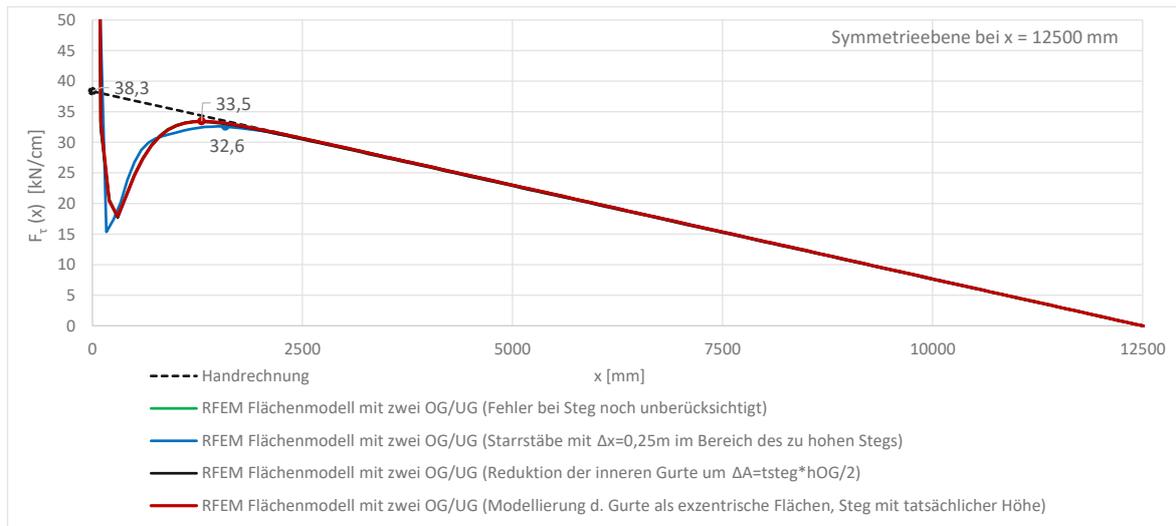


Abb. 3.28: Problematik zu hoher Steg: Vergleich des Schubflusses in der Schwerachse $F_{\tau, \max}(x)$

$z = -600 \text{ mm}$. Auch der Schubfluss aus der Handrechnung wird auf der Höhe $z = -500 \text{ mm}$ ermittelt. Das hat zum einen den Grund, dass die modellierte Steghöhe variiert und so eine, für alle Varianten gleiche Schnitthöhe festgelegt wird. Zum anderen ist bei den Flächenmodellen die ausgelesene Schubspannung und damit auch der Schubfluss an der Oberkante der Stegfläche deutlich geringer als der Sollwert laut Handrechnung.

Im Detailausschnitt an der Stegoberkante in Abb. 3.30b, Abb. 3.30d und Abb. 3.30e ist ersichtlich, dass bei den Flächenmodellen an der Stegoberkante bzw. -unterkante der erwartete parabelförmige Verlauf der Schubspannung nicht mit dem Verlauf des Stabmodells bzw. der Handrechnung übereinstimmt. Im Randbereich treten wesentlich geringere Schubspannungen auf. Erst in einem gewissen Abstand von der modellierten Stegoberkante tritt der erwartete parabelförmige Verlauf auf. Um diesen Effekt zu kompensieren wird die Schnittführung um die Größe mindestens eines finiten Elements nach unten verschoben. In diesem Fall wird die Berechnung mit einer FE-Netz Größe von 50 mm durchgeführt. Die zuvor ausgewählte Schnitthöhe von $z = -500 \text{ mm}$ erscheint damit plausibel.

Nachdem der Maximalwert der Schubspannung in der Schwerachse auftritt, ergeben sich durch das Verschieben der Schnittführung in Richtung der Schwerachse größere, auf der sicheren Seite liegende Werte für die Schubspannung. Eine Empfehlung für die Schnittführung am Gesamtmodell wird nachfolgend gegeben.

In Abb. 3.29 sind die ausgelesenen Verläufe ersichtlich. Durch die Modellierung mit den Starrstäben ergibt sich ein welliger Verlauf, der sich durch die diskrete Verbindung mit den Starrstäben und die zusätzlichen Knoten an der Stegoberkante erklären lässt. Die Ergebnisse der Variante "Reduktion der Gurte", sowie das Flächenmodell ohne Berücksichtigung des Fehlers durch den zu hohen Steg weisen die geringsten Abweichungen von der Handrechnung auf. Die größten Abweichungen kommen bei der Modellierung mit den exzentrischen Obergurtflächen zustande. Es ist aber anzumerken, dass diese Abweichung auf der sicheren Seite liegt.

Der Modellierungsaufwand der Variante mit den reduzierten Obergurten bzw. mit der Modellierung als exzentrische Flächen ist gleichwertig. Für die exzentrischen Flächen ist lediglich auf die richtige Eingabe des Vorzeichens der Exzentrizität zu achten. Die Eingabe der Starrstäbe ist über die Kopierfunktion einfach möglich, allerdings bedingt diese Variante mehr zusätzliche Knoten, als die anderen beiden Varianten. Dieser Umstand kann eine nachträgliche Adaption des

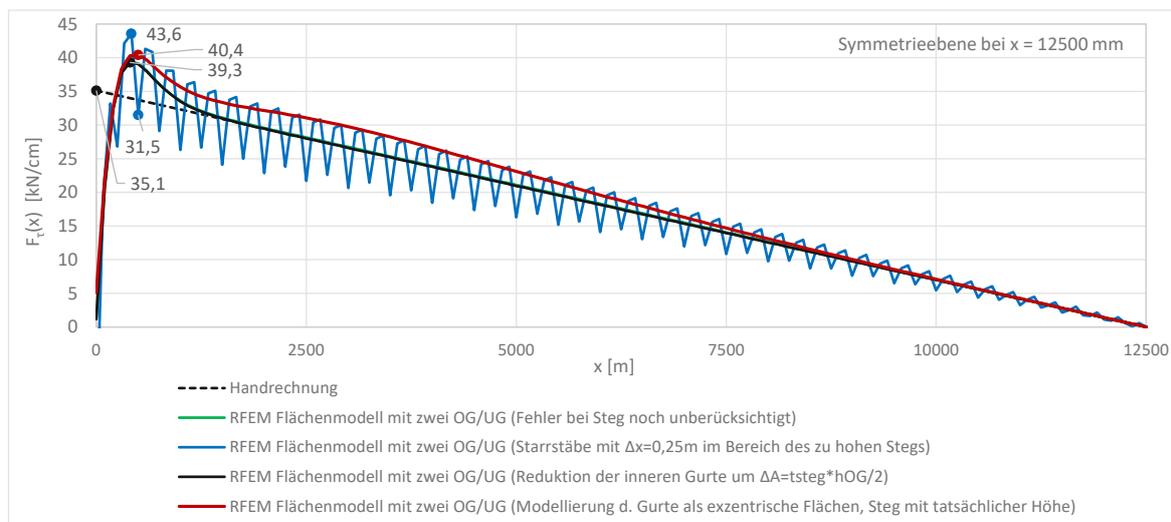


Abb. 3.29: Problematik zu hoher Steg: Vergleich des Schubflusses in der Schweißnaht $F_{\tau}(x)$

Modells erschweren, da auch hier die Linien auf denen die Knoten liegen in kleinere Teillinien geteilt werden. Es wird die Modellierungsvariante mit den exzentrischen Flächen als geeignetste Variante betrachtet, da sich die Obergurte in ihrer korrekten Höhe befinden und ihre Geometrie korrekt erfasst wird. Die größeren Abweichungen des Schubflusses $F_{\tau}(x)$ liegen auf der sicheren Seite und können gegebenenfalls durch die Wahl der Schnittführung im Gesamtmodell angepasst werden.

Generell sollte die Wahl der Schnittführung am Gesamtmodell nach Betrachtung der grafischen Darstellung der Schubspannung erfolgen. Je weiter die Schnittführung in Richtung Schwerachse der Trogbrücke verlegt wird, umso größer ist die ausgelesene Schubspannung. Für auf der sicheren Seite liegende Werte sollte die Schnittführung in Richtung der Schwerachse verschoben werden und nicht an der Oberkante des Stegs erfolgen.

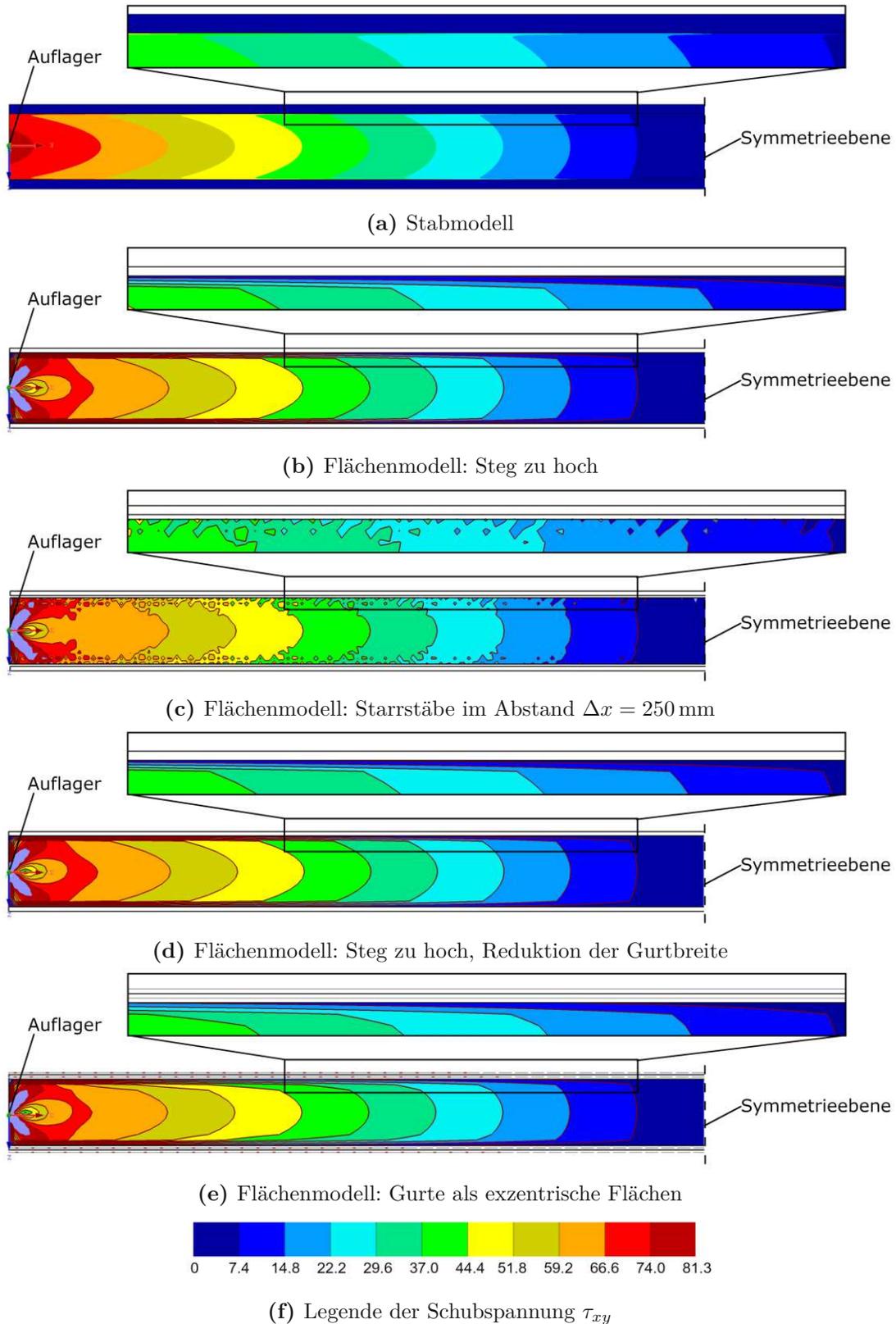


Abb. 3.30: Problematik zu hoher Steg: Schubspannungen τ_{xy} der unterschiedlichen Modellierungsvarianten

3.3 Lastaufstellung

Für die Entwicklung der ingenieurpraktikablen Modellierung der SCSC-Platte am gesamten Modell der Trogbücke werden nur die nachfolgend angeführten vertikalen Lasten berücksichtigt. Die in Kapitel 4 berücksichtigten Lastfälle und Lastkombinationen können von dieser Auflistung abweichen, da die Belastung von den vorausgehenden Diplomarbeiten von Hasenbichler und Hestmann [7] und Egly [4] übernommen wird, um eine Vergleichbarkeit der Ergebnisse sicherzustellen.

3.3.1 Lastfälle

In Abb. 3.32 bis 3.39 sind die in dieser Arbeit berücksichtigten Lastfälle dargestellt. Es wird die Größenordnung sowie die Lage am Gesamtmodell angeführt. In Abb. 3.31 ist der zugrundeliegende Regelquerschnitt inklusive Schotterbett und Gleisanlage dargestellt.

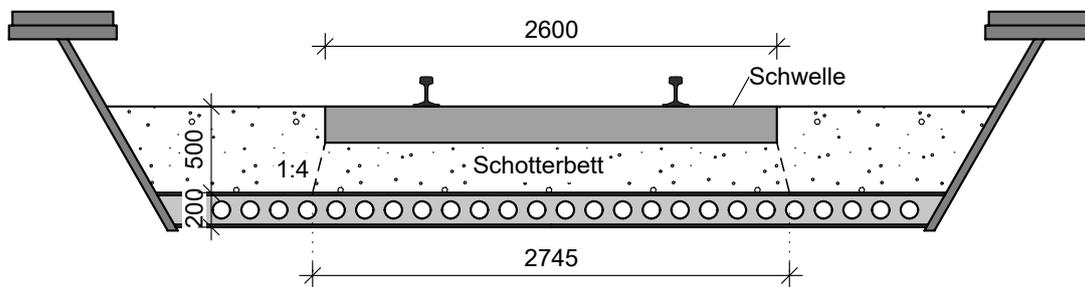


Abb. 3.31: Regelquerschnitt inkl. Schotterbett, Stahlbetonschwelle und Gleisen

3.3.1.1 Lastfall Eigengewicht

Das Eigengewicht der Stahlbleche des Hauptträgers wird über die Wichte ($\gamma_S = 78,5 \text{ kN/m}^3$) der aus Stahl modellierten Flächen in RFEM miteinbezogen und ist hier nicht explizit dargestellt. Die Bestandteile der SCSC-Platte werden gewichtslos modelliert. Das gesamte Eigengewicht der SCSC-Platte wird durch die Flächenlast $g_{k1} = 6,85 \text{ kN/m}^2$, aufgebracht am Deckblech, berücksichtigt [26]. In der Last ist das Deckblech, das Bodenblech, der Beton und die Dübelleisten inkludiert. Die Verteilung der Last über die gesamte Trogbücke kann Abb. 3.32 entnommen werden.

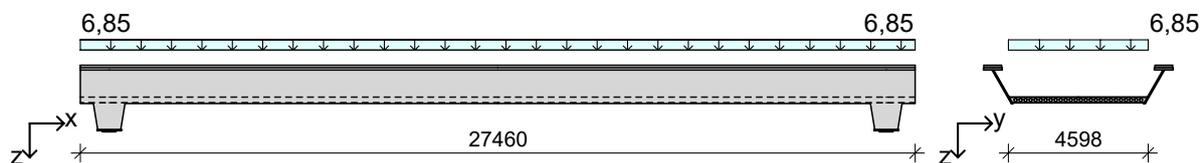


Abb. 3.32: Lastfall 1 - Eigengewicht g_{k1} in $[\text{kN/m}^2]$ – Längsansicht und Querschnitt

3.3.1.2 Lastfall Ausbaulast

Der Lastfall Ausbaulast setzt sich aus dem Eigengewicht des Schotterbetts, den Stahlbetonschwellen und der Schiene inklusive Schienenbefestigung zusammen [26]. Da die reale Brücke

mit in Längsrichtung geneigter SCSC-Platte ausgeführt wird, variiert in der Realität die Höhe des Schotterbetts. In Tragwerksmitte ist die Schotterbetthöhe minimal (500 mm), am Ende der Trogbrücke maximal (637 mm). Dadurch ergibt sich ein linearer Verlauf der Ausbaulast, mit dem maximalen Wert am Tragwerksende von $g_{k2,Ende} = 14,48 \text{ kN/m}^2$ und dem minimalen Wert $g_{k2,Mitte} = 11,23 \text{ kN/m}^2$ in Tragwerksmitte [26].

Für das in dieser Arbeit berücksichtigte Modell der Trogbrücke mit durchgehendem Regelquerschnitt wird vereinfachend, auf der sicheren Seite liegend, der Mittelwert der Ausbaulast $g_{k2} = 12,86 \text{ kN/m}^2$ angesetzt. Die Last wird am Deckblech in RFEM aufgebracht. In Tragwerksmitte wird so eine größere, auf der sicheren Seite liegende, Ausbaulast aufgebracht. Im Auflagerbereich unterschreitet die aufgebrachte Last die tatsächlich vorhandene Last, allerdings wird in diesem Bereich der Regelquerschnitt, mit geringerer Tragfähigkeit als bei der realen Brücke mit Überhöhung, modelliert, wodurch der Fehler auf der unsicheren Seite ausgeglichen wird. Die Verteilung der Last über die gesamte Trogbrücke kann Abb. 3.33 entnommen werden.

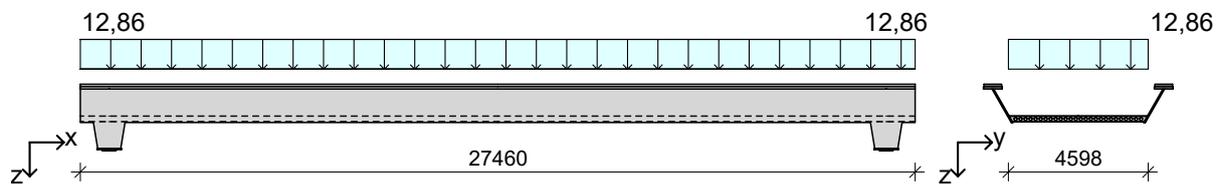


Abb. 3.33: Lastfall 2 - Ausbaulast g_{k2} in $[\text{kN/m}^2]$ – Längsansicht und Querschnitt

3.3.1.3 Lastfall Verkehrslast – Lastmodell 71

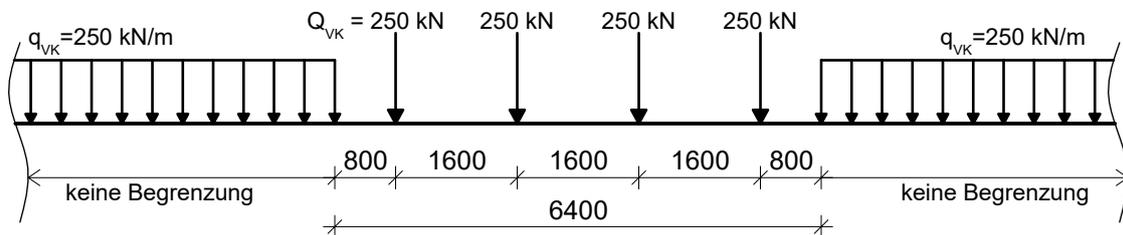


Abb. 3.34: Lastmodell 71 und charakteristische Werte der Vertikallasten nach [12] [alle Maße in mm]

Das Lastmodell 71 nach *ÖNORM EN 1991-2:2012* [12] stellt den statischen Anteil der Einwirkungen aus dem Regelverkehr dar und wirkt als Vertikallast auf das Gleis. In Abb. 3.34 sind die charakteristischen Werte, sowie deren Lage dargestellt. Die Einzellasten $Q_{VK} = 250 \text{ kN}$ und die Linienlast $q_{VK} = 80 \text{ kN/m}$ werden zu Flächenlasten, wirksam auf der Einflussbreite $b = 2745 \text{ mm}$ (siehe Abb. 3.31), umgerechnet. Es wird ein Lastausbreitungswinkel von 1:4 im Schotterbett angenommen. Die Umrechnung von Q_{VK} erfolgt nach Gleichung (3.16) zu $q_{VK,1} = 56,92 \text{ kN/m}^2$.

$$q_{VK,1} = \frac{4 \cdot Q_{VK}}{l \cdot b} = \frac{4 \cdot 250}{6,4 \cdot 2,745} = 56,92 \text{ kN/m}^2 \quad (3.16)$$

Die Umrechnung von q_{VK} erfolgt nach Gleichung (3.17) zu $q_{VK,2} = 29,15 \text{ kN/m}^2$.

$$q_{VK,2} = \frac{q_{VK}}{b} = \frac{80}{2,745} = 29,15 \text{ kN/m}^2 \quad (3.17)$$

In dieser Arbeit werden drei ausgewählte Laststellungen unterschieden. Es ist anzumerken, dass es sich hierbei um keine vollständige Auflistung aller maßgebenden Laststellungen handelt.

- Laststellung M_{max}
- Laststellung $V_{max,1}$
- Laststellung $V_{max,2}$

Laststellung M_{max}

Die in Abb. 3.35 dargestellte Laststellung M_{max} dient zur Ermittlung des maximalen Moments zufolge der Haupttragwirkung und der Plattentragwirkung. Es handelt sich hierbei nicht um die Laststellung der Verkehrslast, die auf Basis der Einflusslinie am vereinfachten Stabmodell zur Ermittlung von M_{max} in Feldmitte aufgebracht werden müsste, sondern um die volle vertikale Belastung der Brücke. Das bedeutet auch die auskragenden Bereiche nach den Endquerträgern werden mit der Verkehrslast nach LM 71 [12] belastet.

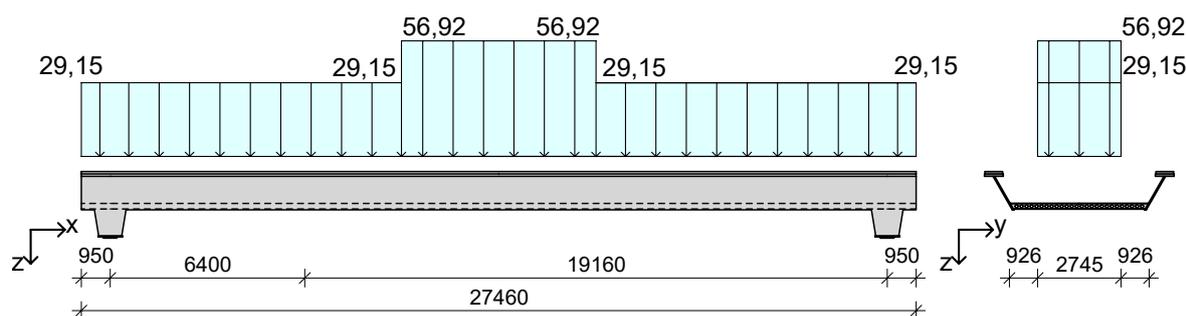


Abb. 3.35: Lastfall 3 - Verkehrslast LM71 q_k - Laststellung M_{max} in $[\text{kN/m}^2]$ – Längs- und Querschnitt

Laststellung $V_{max,1}$

Die Laststellung $V_{max,1}$ basiert auf Überlegungen anhand einer Einflusslinie am vereinfachten Modell der Trogbücke als Einfeldträger mit Auskragungen an beiden Enden. Die in Abb. 3.36 dargestellte Einflusslinie dient zur Ermittlung der maximalen Auflagerkraft A_V . Entsprechend der Einflusslinie ergibt sich die in Abb. 3.37 dargestellte Laststellung der Verkehrslast. In Anhang B wird exemplarisch für die maximale Querkraft $v_{x,SCSC}(x)$ der SCSC-Platte bezogen auf 1 m-Plattenbreite gezeigt, dass bei der Laststellung $V_{max,1}$ für die Bemessung der SCSC-Platte eine geringfügig größere Querkraft auftritt und diese Laststellung somit maßgebend ist.

Laststellung $V_{max,2}$

Analog zu Laststellung $V_{max,1}$ erfolgt auch die Ermittlung der Laststellung $V_{max,2}$. Die in Abb. 3.38 dargestellte Einflusslinie dient zur Ermittlung der maximalen Querkraft $V_{A,re}$ rechts vom Auflager. Entsprechend der Einflusslinie ergibt sich die in Abb. 3.39 dargestellte Laststellung der Verkehrslast. In Anhang B wird exemplarisch für die maximale Schubspannung τ im Steg gezeigt, dass $V_{max,2}$ für die Bemessung des Hauptträgers geringfügig größere Schubspannungen liefert und somit maßgebend ist.

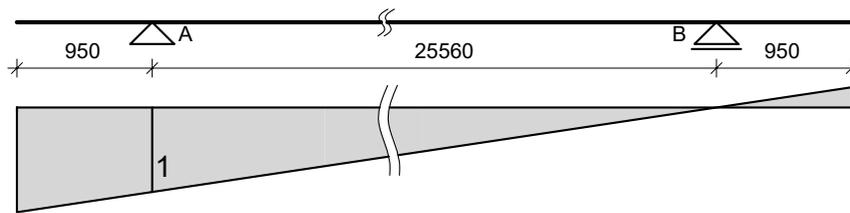


Abb. 3.36: Einflusslinie zur Ermittlung der maximalen Auflagerkraft A

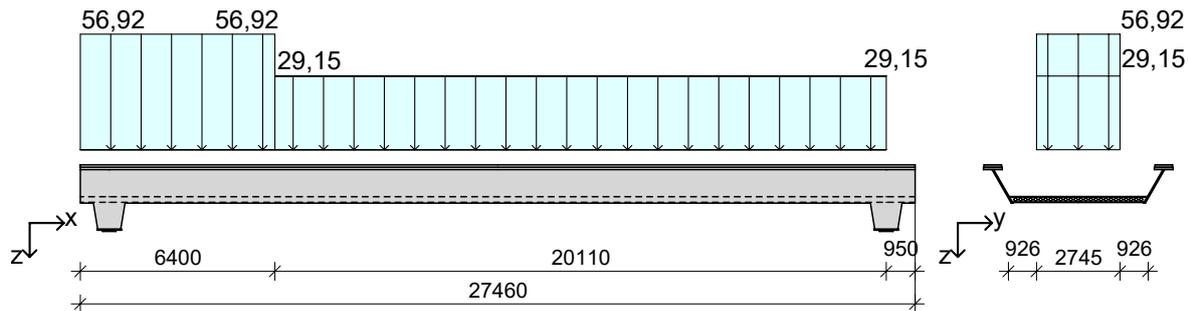


Abb. 3.37: Lastfall 4 - Verkehrslast LM71 q_k - Laststellung $V_{max,1}$ in $[\text{kN}/\text{m}^2]$ – Längsansicht und Querschnitt

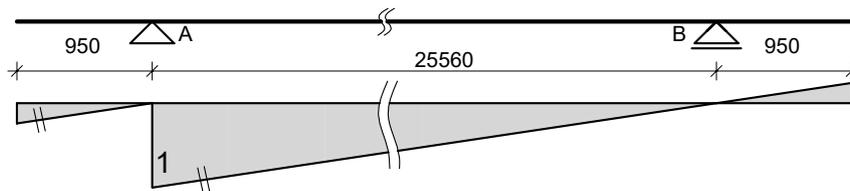


Abb. 3.38: Einflusslinie zur Ermittlung der Querkraft $V_{A,re}$ rechts vom Auflager A

3.3.2 Lastkombinationen

In Tabelle 3.6 sind die, in dieser Arbeit berücksichtigten Lastkombinationen angeführt. Für den Grenzzustand der Tragfähigkeit und Gebrauchstauglichkeit wird eine Lastkombination schematisch nach Gleichung (3.18) gebildet. Exemplarisch wird die Zusammensetzung für die Lastkombination „ULS – LK Hauptträger – M_{max} “ nach Gleichung (3.19) durchgeführt.

$$E_d = \gamma_g \cdot (g_{k1} + g_{k2}) + (\gamma_q \cdot \alpha \cdot \Phi_2) \cdot q_k \quad (3.18)$$

$$E_d = 1,35 \cdot (g_{k1} + g_{k2}) + (1,45 \cdot 1,21 \cdot 1,12) \cdot q_k = 1,35 \cdot (g_{k1} + g_{k2}) + 1,97 \cdot q_k \quad (3.19)$$

Für den Grenzzustand der Ermüdung wird zusätzlich noch der Schadensäquivalenzfaktor λ berücksichtigt. Die Ermittlung der Ermüdungseinwirkung erfolgt nach Gleichung (3.20)

$$E_d = \gamma_g \cdot (g_{k1} + g_{k2}) + (\gamma_q \cdot \alpha \cdot \Phi_2 \cdot \lambda) \cdot q_k \quad (3.20)$$

Die Zahlenwerte der Faktoren für die einzelnen Grenzzustände sind in Tabelle 3.4 zur Bemessung des Hauptträgers und in Tabelle 3.5 zur Bemessung der SCSC-Platte angeführt. Die Teilsicherheitsbeiwerte γ_g , sowie γ_q und γ_{Mf} dienen der Anpassung der charakteristischen Last an die Bemessungslast [17]. Der Lastklassenbeiwert α wird zur Ermittlung der klassifizierten

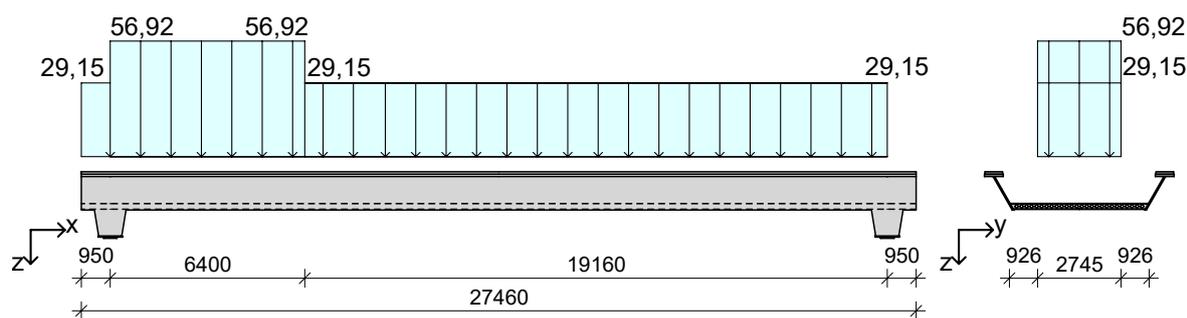


Abb. 3.39: Lastfall 5 - Verkehrslast LM71 q_k - Laststellung $V_{max,2}$ in $[kN/m^2]$ – Längsansicht und Querschnitt

Tab. 3.4: Faktoren zur Bemessung des Hauptträgers [26]

Bezeichnung	Ständige Last		Verkehrslast			
	γ_g	γ_q / γ_{Ff}	α	Φ_2	λ	Π
ULS	1,35	1,45	1,21	1,12	-	1,97
SLS-Reisendenkomfort	1,0	1,0	1,0	1,12	-	1,12
SLS-vertikale Verformung Überbau	1,0	1,0	1,21	1,0	-	1,21
FLS	1,0	1,0	1,0	1,12	0,65	0,73

Tab. 3.5: Faktoren zur Bemessung der Platte [26]

Bezeichnung	Ständige Last		Verkehrslast			
	γ_g	γ_q / γ_{Ff}	α	Φ_2	λ	Π
ULS	1,35	1,45	1,21	1,28	-	2,24
SLS-Reisendenkomfort	1,0	1,0	1,0	1,28	-	1,28
SLS-vertikale Verformung Überbau	1,0	1,0	1,21	1,0	-	1,21
FLS	1,0	1,0	1,0	1,28	1,16	1,48

Vertikallasten verwendet [11]. Der dynamische Beiwert Φ_2 erhöht die statischen Einwirkungen zur Berücksichtigung der dynamischen Vergrößerung von Beanspruchungen und Schwingungen im Tragwerk [11]. Der Schadensäquivalenzfaktor λ kommt nur in der Bemessungssituation FLS zum Einsatz. Im Schadensäquivalenzfaktor λ werden nachfolgende Einflüsse berücksichtigt; das Verkehrsvolumen, das statische System, die Nutzungsdauer und mehrere gleichzeitig wirkende Züge bei mehrgleisigen Tragwerken [14]. Die Ermittlung der für die Bemessung relevanten Faktoren erfolgt in Takács [26].

In Tabelle 3.6 sind die in RFEM berücksichtigten Lastkombinationen aufgelistet.

Tab. 3.6: Berücksichtigte Lastkombinationen

Lastkombination		Faktor	Lastfall	
Nr.	Bezeichnung		Nr.	Bezeichnung
Lastkombinationen zur Bemessung des Hauptträgers				
LK1	ULS – LK Hauptträger – M_{max}	1,35	LF1	Eigengewicht
		1,35	LF2	Ausbaulast
		1,97	LF3	Verkehrslast LM71 – M_{max}
LK2	ULS – LK Hauptträger – $V_{max,2}$	1,35	LF1	Eigengewicht
		1,35	LF2	Ausbaulast
		1,97	LF5	Verkehrslast LM71 – $V_{max,2}$
LK3	SLS – Reisendenkomfort – LK Hauptträger – M_{max}	1,0	LF1	Eigengewicht
		1,0	LF2	Ausbaulast
		1,12	LF3	Verkehrslast LM71 – M_{max}
LK4	SLS _q – Reisendenkomfort – LK Hauptträger – M_{max}	1,12	LF3	Verkehrslast LM71 – M_{max}
LK5	SLS – vert. Verformung Überbau – LK Hauptträger – M_{max}	1,0	LF1	Eigengewicht
		1,0	LF2	Ausbaulast
		1,21	LF3	Verkehrslast LM71 – M_{max}
LK6	SLS _q – vert. Verformung Überbau – LK Hauptträger – M_{max}	1,21	LF3	Verkehrslast LM71 – M_{max}
LK7	FLS – LK Hauptträger – M_{max}	1,0	LF1	Eigengewicht
		1,0	LF2	Ausbaulast
		0,73	LF3	Verkehrslast LM71 – M_{max}
LK8	FLS _q – LK Hauptträger – M_{max}	0,73	LF3	Verkehrslast LM71 – M_{max}
LK9	FLS – LK Hauptträger – $V_{max,2}$	1,0	LF1	Eigengewicht
		1,0	LF2	Ausbaulast
		0,73	LF5	Verkehrslast LM71 – $V_{max,2}$
LK10	FLS _q – LK Hauptträger – $V_{max,2}$	0,73	LF5	Verkehrslast LM71 – $V_{max,2}$
Lastkombinationen zur Bemessung der Platte				
LK11	ULS – LK Platte – M_{max}	1,35	LF1	Eigengewicht
		1,35	LF2	Ausbaulast
		2,24	LF3	Verkehrslast LM71 – M_{max}
LK12	ULS – LK Platte – $V_{max,1}$	1,35	LF1	Eigengewicht
		1,35	LF2	Ausbaulast
		2,24	LF4	Verkehrslast LM71 – $V_{max,1}$
LK13	FLS – LK Platte – M_{max}	1,0	LF1	Eigengewicht
		1,0	LF2	Ausbaulast
		1,48	LF3	Verkehrslast LM71 – M_{max}
LK14	FLS _q – LK Platte – M_{max}	1,48	LF3	Verkehrslast LM71 – M_{max}

3.4 Definition der Schnittgrößen

3.4.1 Definition der Schnittgrößen und Spannungen in RFEM

In Abb. 3.40 werden die einzelnen Flächenschnittgrößen (Grundschnittgrößen) und zugehörigen Spannungen veranschaulicht. Flächenschnittgrößen werden mit Kleinbuchstaben bezeichnet. In Gleichung (3.21) bis (3.28) sind die Flächenschnittgrößen nach dem *RFEM 5 - Benutzerhandbuch* [3] definiert. Die Schnittgrößen und Spannungen einer Fläche beziehen sich auf das lokale Koordinatensystem dieser Fläche. Jede modellierte Fläche in RFEM besitzt ein lokales Koordinatensystem.

Die Vorzeichen „+“ und „-“, als Index der Spannungen (z.B. σ_{x+}) kennzeichnen die Flächenseite auf der eine Spannung vorliegt. Das Vorzeichen „+“ kennzeichnet die Seite der Fläche auf der positiven lokalen z-Achse der Fläche, das Vorzeichen „-“ kennzeichnet die Flächenseite auf der negativen lokalen z-Achse. [3]

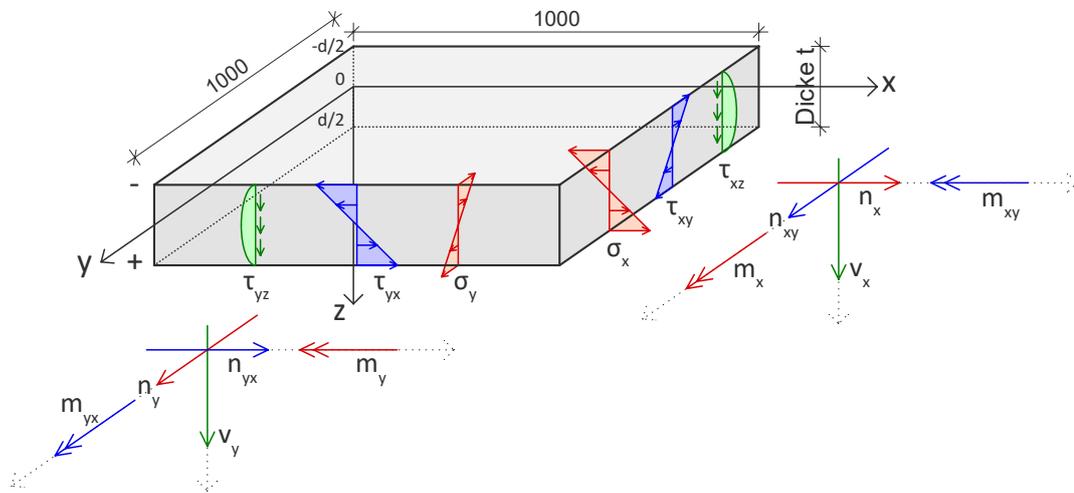


Abb. 3.40: Definition der Flächenschnittgrößen und Spannungen in RFEM nach [3]

Biegemoment m_x , das Spannungen in Richtung der lokalen x-Achse erzeugt

$$m_x = \int_{-d/2}^{d/2} \sigma_x \cdot z \, dz \quad (3.21)$$

Biegemoment m_y , das Spannungen in Richtung der lokalen y-Achse erzeugt

$$m_y = \int_{-d/2}^{d/2} \sigma_y \cdot z \, dz \quad (3.22)$$

Drillmoment m_{xy}

$$m_{xy} = m_{yx} = \int_{-d/2}^{d/2} \tau_{xy} \cdot z \, dz \quad (3.23)$$

Querkraft v_x

$$v_x = \int_{-d/2}^{d/2} \tau_{xz} \, dz \quad (3.24)$$

Querkraft v_y

$$v_y = \int_{-d/2}^{d/2} \tau_{yz} \, dz \quad (3.25)$$

Normalkraft n_x in Richtung der lokalen x-Achse

$$n_x = \int_{-d/2}^{d/2} \sigma_x dz \quad (3.26)$$

Normalkraft n_y in Richtung der lokalen y-Achse

$$n_y = \int_{-d/2}^{d/2} \sigma_y dz \quad (3.27)$$

Schubfluss n_{xy} ($= F_\tau$)

$$n_{xy} = \int_{-d/2}^{d/2} \tau_{xy} dz \quad (3.28)$$

3.4.2 Definition der Schnittgrößen der SCSC-Platte

Die Normalkräfte $n_{x,SCSC}$ und $n_{y,SCSC}$ sowie die Momente $m_{x,SCSC}$ und $m_{y,SCSC}$ werden aufgrund der getrennten Modellierung von Deck- und Bodenblech im Zuge einer Nachlaufrechnung aus den Normalkräften von Deck- und Bodenblech ermittelt (siehe Abb. 3.41). Bei den Normalkräften $n_{x,DB}$ und $n_{x,BB}$ bzw. $n_{y,DB}$ und $n_{y,BB}$ handelt es sich um die in Gleichung (3.26) bzw. Gleichung (3.27) definierten Flächenschnittgrößen von Deck- und Bodenblech. In Gleichun-

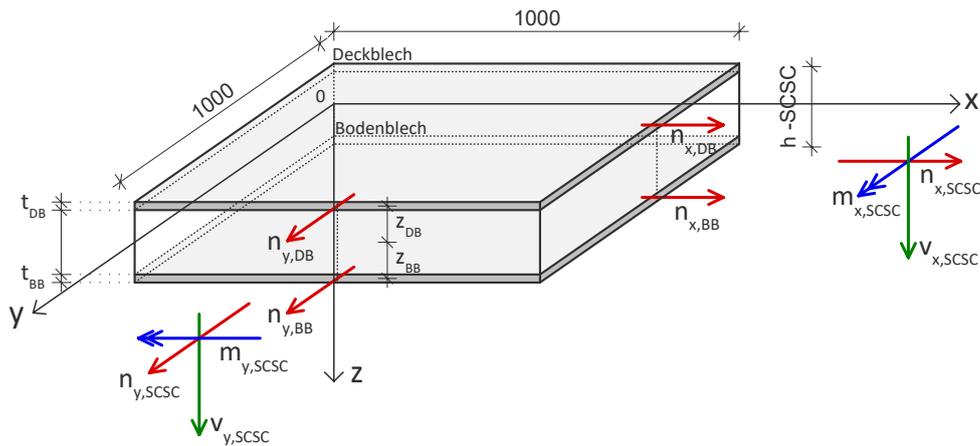


Abb. 3.41: Definition der Schnittgrößen der SCSC-Platte

gen (3.29) und (3.30) ist der Berechnungsansatz zur Ermittlung der Normalkräfte angeführt und in Gleichungen (3.29) und (3.30) der Berechnungsansatz zur Ermittlung der Momente. Die ermittelten Schnittgrößen der SCSC-Platte beziehen sich auf einen 1-m-Plattenstreifen der SCSC-Platte. Für z_{DB} und z_{BB} muss der Absolutbetrag eingesetzt werden.

$$n_{x,SCSC} = n_{x,DB} + n_{x,BB} \quad (3.29)$$

$$n_{y,SCSC} = n_{y,DB} + n_{y,BB} \quad (3.30)$$

$$m_{x,SCSC} = n_{x,DB} \cdot -z_{DB} + n_{x,BB} \cdot z_{BB} \quad (3.31)$$

$$m_{y,SCSC} = n_{y,DB} \cdot -z_{DB} + n_{y,BB} \cdot z_{BB} \quad (3.32)$$

Kapitel 4

Modellierung der SCSC-Platte auf Basis von Quer- und Längsmodell

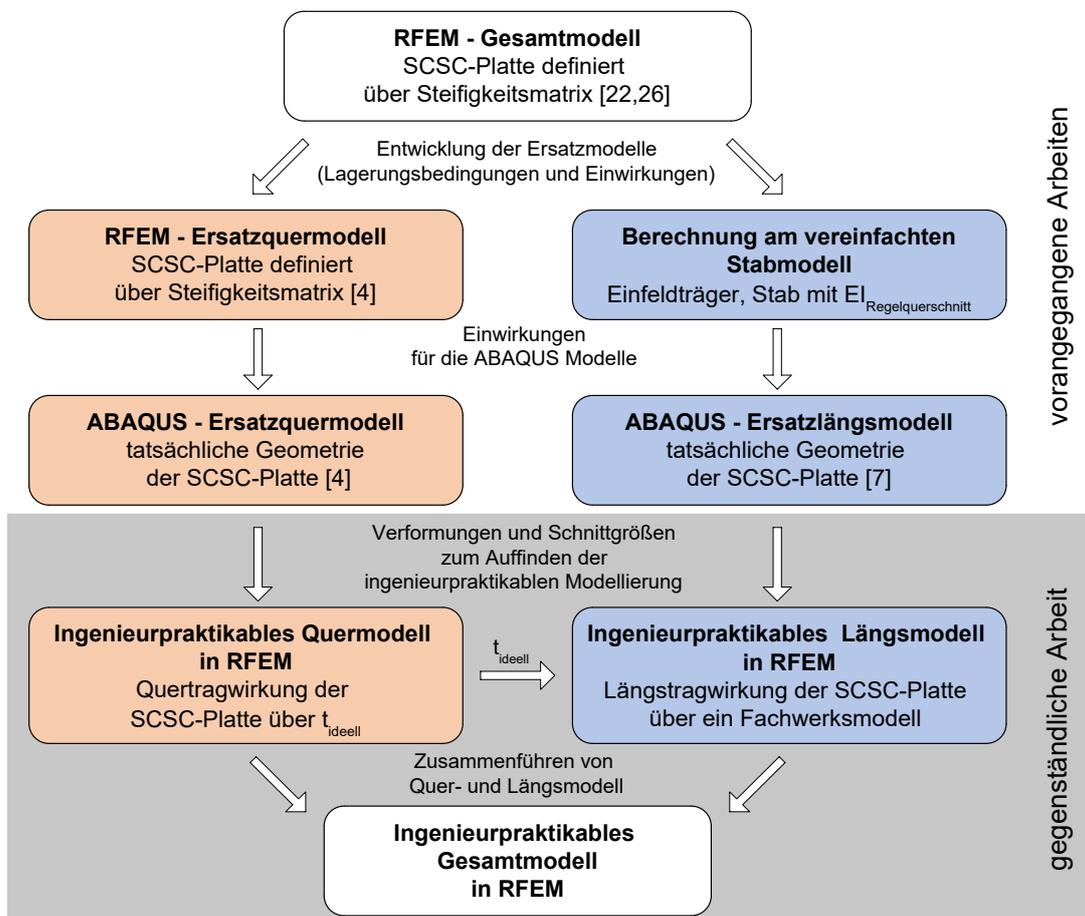


Abb. 4.1: Vorgangsweise zur Ermittlung einer ingenieurpraktikablen Modellierung der SCSC-Platte auf Basis von Quer- und Längsmodell

In Abb. 4.1 ist die Vorgangsweise zur Ermittlung eines ingenieurpraktikablen Gesamtmodell in RFEM auf Basis des Ersatzquermodells von Egly [4] und des Ersatzlängsmodells von Hasenbichler und Hestmann [7] dargestellt. Die Abbildung dient zur Veranschaulichung der einzelnen Schritte, die im nachfolgenden genauer erläutert werden. Zusätzlich wird eine Abgrenzung getroffen, welche Modelle die Ausgangslage dieser Arbeit darstellen. Ausgehend von einem Gesamtmodell, in dem die SCSC-Platte als eine Fläche definiert über eine Steifigkeitsmatrix [22, 26] definiert ist, wurden von Egly [4] und Hasenbichler und Hestmann [7] die Ersatzmodelle entwickelt. In weiterer

Folge werden diese Modelle explizit als Ersatzquermodell bzw. Ersatzlängsmodell bezeichnet. Zusätzlich wird bei der Bezeichnung eines Modells die verwendete Software angegeben. Die in dieser Arbeit entwickelten Modelle werden als „ingenieurpraktikabel“ bezeichnet um eine bessere Unterscheidung der Modelle zu ermöglichen, wobei auch hier ein Quer-, Längs- und Gesamtmodell unterschieden werden (siehe Abb. 4.2).

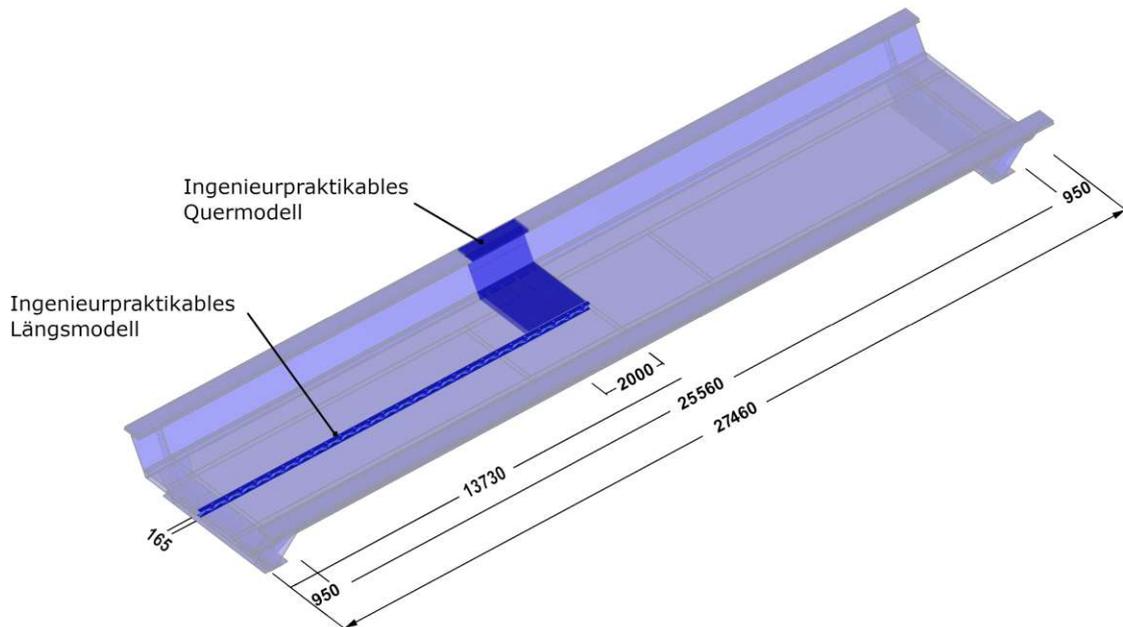


Abb. 4.2: Lage des ingenieurpraktikablen Quer- und Längsmodells im Gesamtmodell der Trogbrücke mit SCSC-Platte

Im ersten Schritt wird in der vorliegenden Arbeit ein ingenieurpraktikables Quermodell auf Basis der in Egly [4] untersuchten Quertragwirkung am ABAQUS-Ersatzquermodell ermittelt. Für die Quertragwirkung wird als Parameter eine ideelle Dicke der Dübelleisten gewählt. Nachdem die ideelle Dübelleistendicke ermittelt wurde, wird diese in das ingenieurpraktikable Längsmodell übernommen und um fiktive Druckdiagonalen, die die Tragwirkung des Betons symbolisieren, ergänzt. Durch die ideelle Dübelleiste soll das Quertragverhalten, durch die fiktiven Beton-Druckdiagonalen das Längstragverhalten gesteuert werden können. Im dritten Schritt sollen die beiden Lösungen zu einem ingenieurpraktikablen Gesamtmodell zusammengeführt werden, das die Tragwirkung der Trogbrücke mit SCSC-Platte als Fahrbahndeck möglichst realitätsnah abbildet.

Je Tragrichtung werden unterschiedliche Parameter zur Beeinflussung des Tragverhaltens gewählt. Ziel ist es, die Parameter so zu wählen, dass das modellierte Tragverhalten je Richtung unabhängig voneinander adaptiert werden kann. Der Fokus liegt auf einer realitätsnahen Abbildung des Tragverhaltens mit möglichem geringem Modellierungsaufwand im Rahmen der Möglichkeiten in RFEM.

In Abb. 4.2 sind das Quer- und das Längsmodell und deren Lage im Gesamtmodell dargestellt, welche die Grundlage für die Modellfindung in diesem Kapitel darstellen. Die getroffenen Annahmen und die Geometrie der beiden Modelle werden in Abschnitt 4.1 und 4.2 genauer erläutert.

4.1 Ingenieurpraktikables Quermodell

In Egly [4] wird die Quertragwirkung der SCSC-Platte als Fahrbahnelement einer Trogbrücke anhand eines Ersatzquermodells (siehe Abb. 4.3) in RFEM und ABAQUS untersucht. Die Betrachtung an einem Ersatzmodell lässt sich zum einen mit einer verkürzten Rechenzeit, zum anderen mit einem geringeren Modellierungsaufwand bei der Analyse unterschiedlicher Ausführungsvarianten begründen. In der Arbeit von Egly [4] wird die SCSC-Platte ohne Bewehrung

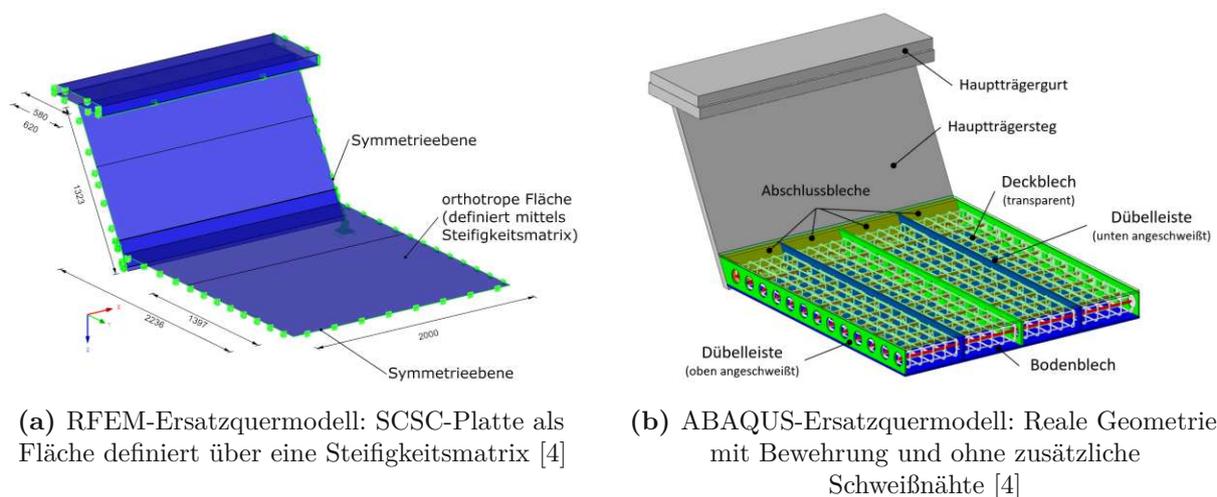


Abb. 4.3: Ersatzquermodell zur Analyse der Quertragwirkung nach Egly [4]

bzw. mit Bewehrung des Betonkörpers, sowie mit Bewehrung des Betonkörpers und zusätzlichen Schweißnähten im zugänglichen Bereich der Dübelleiste berücksichtigt. Ein weiterer Aspekt seiner Analyse ist der Einfluss der Längsdehnung aus der Haupttragwirkung auf das Tragverhalten in Querrichtung. Als Grundlage dieser Arbeit wird das Ersatzquermodell¹ mit eingepprägter Längsdehnung (siehe Abb. 4.9a) zufolge der Haupttragwirkung und Bewehrung des Betonkörpers herangezogen, welches in Abb. 4.3b dargestellt ist.

Dem Ersatzquermodell in ABAQUS geht eine Entwicklung des Ersatzquermodells in RFEM voraus (siehe Abb. 4.1). Hier wird die SCSC-Platte als Fläche definiert über eine Steifigkeitsmatrix abgebildet. Das RFEM-Ersatzquermodell dient zum Auffinden der Ersatzgeometrie unter Nutzung der Symmetrieeigenschaften und zur Ermittlung der Einwirkungen für das ABAQUS-Ersatzquermodell.

So wird anhand des RFEM-Ersatzquermodells die Geometrie auf den halben Trogbrückenquerschnitt an einem Abschnitt mit einer Länge $\Delta x = 2,0\text{m}$ in Feldmitte (siehe Abb. 4.2) eingeschränkt. Die Ermittlung der Lagerungsbedingungen erfolgt durch eine Auswertung der Verformung und Verdrehungen am RFEM Gesamtmodell der Trogbrücke und unter Berücksichtigung der Symmetrieeigenschaften. Beim RFEM-Gesamtmodell wird die SCSC-Platte als Fläche, definiert über eine Steifigkeitsmatrix, modelliert. Eine abgewandelte Form dieser Art der Modellierung wird in Abschnitt 5.1 vorgestellt.

4.1.1 Zielsetzung

Die Schnittgrößen und Verformungen zufolge der Quertragwirkung der SCSC-Platte sollen durch die ingenieurpraktikable Modellierung möglichst korrekt abgebildet werden. Ein Wunsch bezüglich der Modellierung ist, dass die Quer- und Längstragwirkung durch voneinander unabhängige

¹In Egly [4] wird dieses Modell als „mit Dehnung, mit Bewehrung, ohne Schweißnaht“ bezeichnet.

Parameter beeinflusst werden können. Für das Quermodell wird als dieser unabhängige Parameter die Dicke der Dübelleisten gewählt. Dieser Parameter wird im Zuge der Modellfindung iterativ verändert bis eine ideelle Dübelleistendicke t_{ideell} gefunden wird, bei der die Schnittgrößen und Verformungen von ABAQUS-Ersatzquermodell und ingenieurpraktikablen Modell möglichst genau übereinstimmen. Alle weiteren Eigenschaften des ingenieurpraktikablen Modells wie Geometrie und Lage der Hauptträger, Geometrie und Lage des Deck- und Bodenblechs, die Lagerungsbedingungen des Modells und die wirkenden Lasten bzw. eingepprägten Verformungen werden nicht verändert.

Da die komplexe Geometrie der realen SCSC-Platte in RFEM im Gegensatz zu ABAQUS nicht abgebildet werden kann und ein einfaches ingenieurpraktikables Modell gesucht wird, werden folgende Vereinfachungen bzw. Modifikationen gegenüber der Realität getroffen:

- Die Dübelleiste wird oben und unten angeschweißt – das heißt mit starr angeschlossenen Flächenelementen – modelliert. In der Realität werden die Dübelleisten einseitig alternierend am Deck- bzw. Bodenblech angeschweißt.
- Die aus dem Beton resultierende Tragwirkung, welche die Schubverbindung zwischen Deck- und Bodenblech darstellt, wird über das beidseitige Anschweißen der Dübelleisten (starre Modellierung der Flächenanschlüsse) und die ideelle Dicke der Dübelleiste berücksichtigt.
- Die kreisförmigen Freischnitte in den Dübelleisten werden nicht berücksichtigt.
- Das tatsächliche Verhalten des Betons, wie z. B. Rissbildung und Verbundwirkung kann nicht über ein Materialmodell berücksichtigt werden. Der Beton wird in der Modellbildung vernachlässigt.
- Die Längsbewehrung durch die Öffnungen der Dübelleisten, sowie die Bügelbewehrung in den Kammern wird nicht in der Modellierung berücksichtigt.

Um die Fehler, die durch die Modellierung entstehen und die Nachgiebigkeit des Verbunds zwischen Beton und Dübelleisten zu berücksichtigen, wird die Dübelleiste nicht mit der realen Dicke t , sondern mit der ideellen Dübelleistendicke t_{ideell} modelliert. Unter Berücksichtigung der Schnittgrößen und Verformungen aus dem ABAQUS-Ersatzquermodell als Richtwerte wird diese Dicke iterativ ermittelt.

4.1.2 Modellierung in RFEM

Die Untersuchung der Quertragwirkung erfolgt an einem 2000 mm langen Abschnitt des halben Trogbrückenquerschnitts. Für das Modell werden sowohl die Symmetrieebene x in Tragwerksmitte, als auch die Symmetrieebene y in Plattenmitte genutzt. Die Lagerungsbedingungen, sowie die Lasten werden von Egly [4] übernommen und an das ingenieurpraktikable Modell (siehe Abb. 4.4) angepasst.

Deck- und Bodenblech werden mit der realen Dicke $t = 15$ mm im Abstand von $\Delta z = 185$ mm in der jeweiligen Mittelebene der Bleche modelliert. Die Dübelleisten sind oben und unten starr mit dem Deck- und Bodenblech verbunden. Der Abstand zwischen den Dübelleisten beträgt $\Delta x = 500$ mm. Im Zuge der Berechnung wird die Dicke der Dübelleiste $t_{real} = 20$ mm iterativ an t_{ideell} angepasst.

Die Lagerungsbedingungen sind laut Tabelle 4.1 für die Schnittufer des Quermodells definiert². Zuzufolge der symmetrischen Verformung in der Symmetrieebene $x = 0$ mm ist keine Verdrehung um

²✓= feste Lagerung, ✗= keine Lagerung

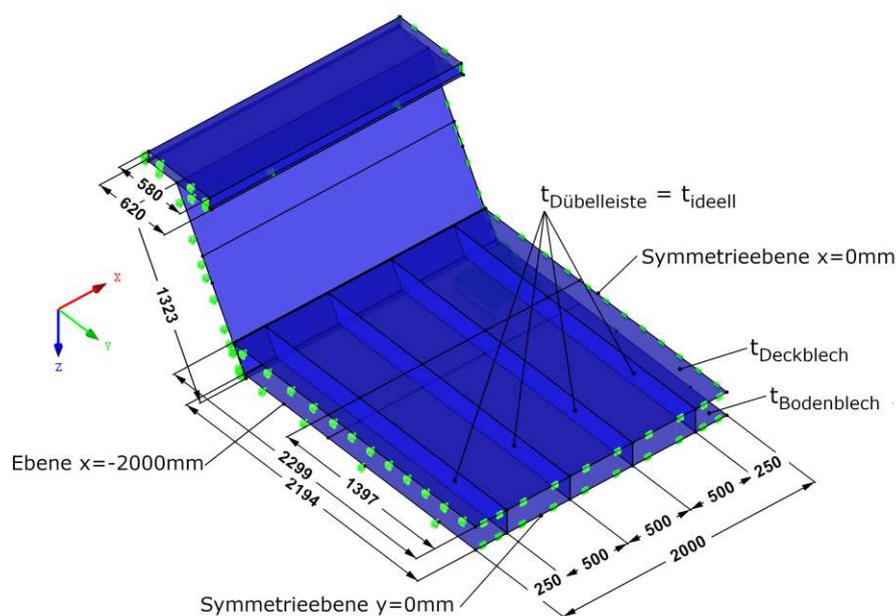


Abb. 4.4: Ingenieurpraktikable Modellierung der Quertragungswirkung mit ideellen Dübelbleisten

die y -Achse möglich. Zusätzlich wird die Verschieblichkeit des Modells in x -Richtung unterbunden, um in weiterer Folge am Schnittufer $x = -2000$ mm die eingeprägte Verformung aufbringen zu können. Dafür wird an diesem Schnittufer ebenfalls ein, in x -Richtung unverschiebliches, Lager vorgesehen, auf dem die eingeprägte Verformung aufgebracht wird.

Für die zweite Symmetrieebene $y = 0$ mm wird die Verdrehung um die x -Achse gesperrt. Das Schnittufer wird zudem gegen Verschiebung in y -Richtung gehalten, weil am Obergurt eine horizontale Verschiebung in y -Richtung eingepreßt wird und so das Modell in y -Richtung nicht kinematisch wird.

Zusätzlich wird in beiden Symmetrieebenen die Verdrehung ϕ_z um die z -Achse gesperrt. Eine Auswertung der Verdrehung ϕ_z am Gesamtmodell hat gezeigt, dass diese Verdrehung in den beiden Symmetrieebenen in etwa Null ergibt.

Das Modell ist durch die Definition der Linienlager in Tabelle 4.1 in vertikale Richtung frei verschieblich und ohne Einführung des Knotenlagers im Eckpunkt kinematisch und somit für RFEM nicht berechnungsfähig. Das Knotenlager ist daher für die Berechnung erforderlich und hat Auswirkungen auf das Modell. Um den Einfluss des Knotenlagers auf das Modell so gering wie möglich zu halten ist es das Ziel, dass das Gleichgewicht der vertikalen Kräfte (äußere Einwirkungen und Schnittkräfte) ohne Auflagerkraft erreicht wird, diese also Null beträgt. Dafür wurde von Egly [4] die Querkraft V_z so gewählt, dass die Lagerreaktion Null beträgt.

Tab. 4.1: Lagerungsbedingungen am Ersatzmodell

Lager	Bezugssystem	u_x	u_y	u_z	ϕ_x	ϕ_y	ϕ_z
Ebene $y = 0$ mm (Symmetrieebene)	Global	✗	✓	✗	✓	✗	✓
Ebene $x = 0$ mm (Symmetrieebene)	Global	✓	✗	✗	✗	✓	✓
Ebene $x = -2000$ mm	Global	✓	✗	✗	✗	✗	✗
Knotenlager	Global	✓	✗	✓	✗	✗	✓

4.1.3 Einwirkungen auf das Quermodell

In Abb. 4.5 bis 4.9 sind die berücksichtigten Lastfälle für den Grenzzustand der Tragfähigkeit (ULS – LK Platte – Laststellung M_{max}) am ingenieurpraktikablen Quermodell dargestellt. Die Lastfälle für das Quermodell werden, bis auf den eingepprägten Querzug in der SCSC-Platte, von Egly [4] übernommen. Es werden die gleichen Einwirkungen am ABAQUS-Ersatzquermodell und dem ingenieurpraktikablen Quermodell angestrebt.

Im Gegensatz zu Abschnitt 3.3 wird auch die horizontale Belastung aus dem Schotterbett berücksichtigt. Das Schotterbett und die Einwirkung zufolge des Gleiskörpers wird in zwei getrennten Lastfällen berücksichtigt. Zusätzlich zu Abschnitt 3.3 werden auch Schnittkräfte (Abb. 4.8) und eingepprägte Verformungen (Abb. 4.9) berücksichtigt, weshalb diese Lastfälle und die betrachtete Lastkombination gesondert für das Quermodell angeführt werden.

Eigengewicht

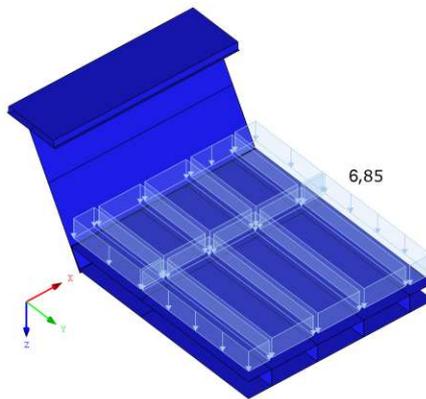


Abb. 4.5: Lastfall Eigengewicht g_{k1} in $[\text{kN}/\text{m}^2]$

Das Eigengewicht des Hauptträgerstegs und der beiden Obergurte wird über die Eingabe der Stahlwichte $\gamma_S = 78,5 \text{ kN}/\text{m}^3$ berücksichtigt. Das Deck- und Bodenblech sowie die ideellen Dübelleisten werden gewichtslos modelliert. Der Beton und die Bewehrung werden nicht im Modell berücksichtigt. Daher wird das Eigengewicht der gesamten SCSC-Platte über eine Flächenlast $g_{k1} = 6,85 \text{ kN}/\text{m}^2$ berücksichtigt [26].

Ausbaulast

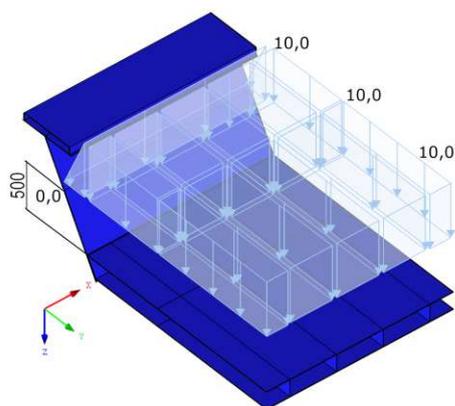
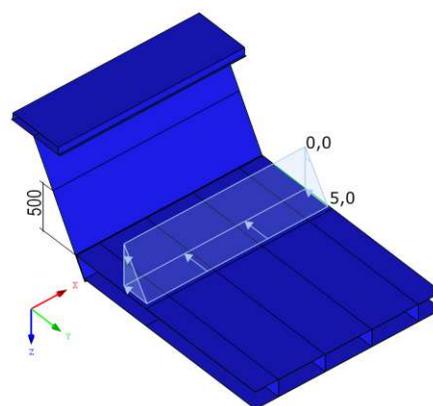
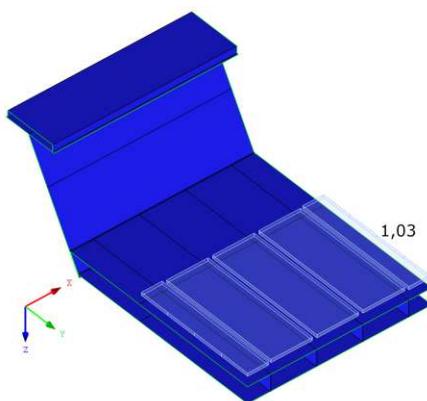
Als weitere ständige Einwirkungen werden die Ausbaulasten aufgebracht (siehe Abb. 4.6). Der Lastfall Schotterbett (Nennhöhe = 500 mm) umfasst sowohl vertikale Lasten, als auch horizontale Lasten zufolge des Erddrucks, welcher auf den Hauptträgersteg wirkt. Der Lastfall Gleiskörper umfasst das Eigengewicht des Gleiskörpers (Schienen inkl. Befestigung und Schwellen).

Verkehrslast

Die Verkehrslast wird nach Lastmodell 71 [12] für die Laststellung M_{max} (siehe Abb. 3.35) ermittelt. Die Verkehrslast $q_{k1} = 56,92 \text{ kN}/\text{m}^2$ ist bereits auf eine Flächenlast unter Berücksichtigung des Lastausbreitungswinkels von 1:4 im Schotterbett umgerechnet und wird am Deckblech aufgebracht. Die Ermittlung erfolgt analog zu Abschnitt 3.3.1.3.

Eingepprägte Schubkraft

Wie bereits in Abschnitt 4.1.2 erwähnt, ist das Modell bis auf das Knotenlager nicht in vertikale Richtung gehalten. Da es sich um einen Ausschnitt der Trogbrücke handelt sollte das Gleichgewicht der äußeren Einwirkungen mit den Schnittkräften an den freigewordenen Schnittufern vorhanden sein. Für das Gleichgewicht der vertikalen Kräfte wird daher eine Schubkraft im Hauptträgersteg

(a) Lastfall Schotterbett g_{k2} in $[\text{kN}/\text{m}^2]$ - vertikaler Anteil(b) Lastfall Schotterbett g_{k2} in $[\text{kN}/\text{m}^2]$ - horizontaler Anteil(c) Lastfall Gleiskörper g_{k3} $[\text{kN}/\text{m}^2]$ **Abb. 4.6:** Lastfälle Ausbaulast

am Schnittufer $x = -2000$ mm eingepägt, die mit den vertikalen äußeren Einwirkungen auf die SCSC-Platte im Gleichgewicht stehen soll. Der typische parabelförmige Verlauf der Schubkraft (siehe Abb. 4.7) wird iterativ von Egly [4] ermittelt, mit dem Ziel, dass der Schubfluss des Ersatzquermodells möglichst ähnlich zum Schubfluss des RFEM- Gesamtmodells ist. In der Symmetrieebene wird keine Schubkraft angesetzt, da die Querkraft für einen Einfeldträger in Feldmitte Null beträgt.

Eingepägte Verformungen

Die Längsdehnung zufolge der Haupttragwirkung wird im Zuge der Vordimensionierung von Takács [26] ermittelt. Es ergibt sich für die Lastkombination „ULS – LK Platte – M_{max} “ in Feldmitte eine mittlere Längsdehnung von $\varepsilon = 0,8$ mm/m. Für den 2000 mm langen Abschnitt ergibt sich so insgesamt eine Längsdehnung von $\varepsilon = 1,6$ mm, die als Verschiebung am Schnittufer $x = -2000$ mm aufgebracht wird (siehe Abb. 4.9a). Mit der eingepägten Längsdehnung soll der Einfluss des Zugs zufolge der Haupttragwirkung auf das Quertragverhalten der SCSC-Platte berücksichtigt werden.

Um das Tragverhalten am Ersatzquermodell möglichst ähnlich zum Tragverhalten der Trogbücke als Ganzes abzubilden, wird eine horizontale Verformung u_y in die globale y-Richtung (quer zur Längsachse) am Obergurt eingepägt. Mit dieser eingepägten Verformung sollen die horizontalen Abtriebskräfte, die am Gesamtmodell der Brücke auftreten (ULS – LK Platte – M_{max}), berücksichtigt werden. Zudem würde der Hauptträger durch den biegesteifen Anschluss

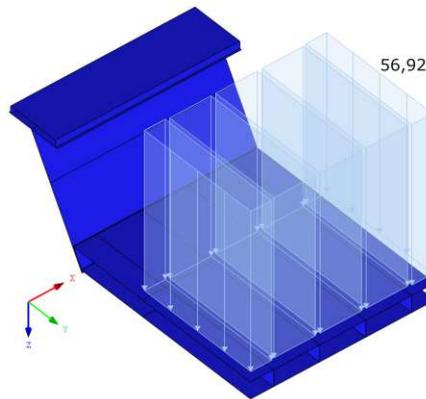


Abb. 4.7: Lastfall Verkehrslast q_{k1} in $[\text{kN}/\text{m}^2]$ nach Lastmodell 71

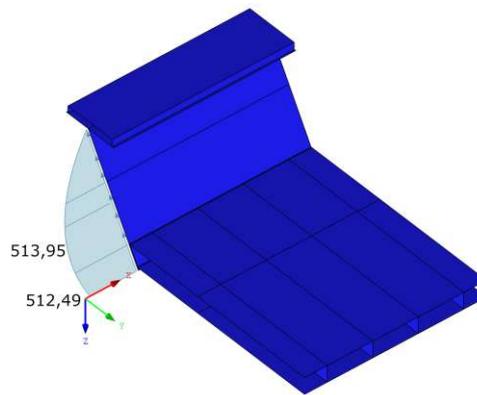


Abb. 4.8: Lastfall Schubkraft V_z als Linienlast in $[\text{kN}/\text{m}]$ zufolge ständiger Last und Verkehrslast

an die SCSC-Platte der Verdrehung der SCSC-Platte folgen. Am Gesamtmodell wird diese Verdrehung durch die Biegesteifigkeit der Gurte verhindert, am Ersatzquermodell verhindert die eingeprägte Verformung u_y dieses „Mitreihen“ des Hauptträgerstegs.

Die Berechnung und der Vergleich mit dem ABAQUS-Ersatzquermodell wird für die Lastkombination „ULS – LK Platte – M_{max} “ durchgeführt. Die Lastkombination setzt sich nach Gleichung (4.1) zusammen.

$$E_d = 1,35 \cdot (g_{k1} + g_{k2} + g_{k3}) + 2,24 \cdot q_{k1} + 1,0 \cdot (u_{y,OG} + u_x) + 1,0 \cdot V_z \quad (4.1)$$

4.1.4 Vergleich der Ergebnisse

Für die Ermittlung der ideellen Dübelleistendicke t_{ideell} wird als erstes Kriterium die Verformung $u_z(y)$ in der Mitte des Quermodells ($x = -1000 \text{ mm}$) herangezogen. Die Verformung wird am Deckblech des ingenieurpraktikablen Modells ausgelesen und den in ABAQUS ermittelten Ergebnissen gegenübergestellt. Die Wahl von $t_{ideell} = 13,2 \text{ mm}$ ergibt die geringste Abweichung von den Verformungen des ABAQUS-Ersatzquermodells.

In Abb. 4.10 ist die Verformung der beiden Modelle dargestellt. Im Bereich der maximalen Verformungen und im Randbereich der SCSC-Platte stimmen die Ergebnisse aus RFEM und ABAQUS sehr gut miteinander überein. Im Bereich dazwischen kommt es zu einer Abweichung.

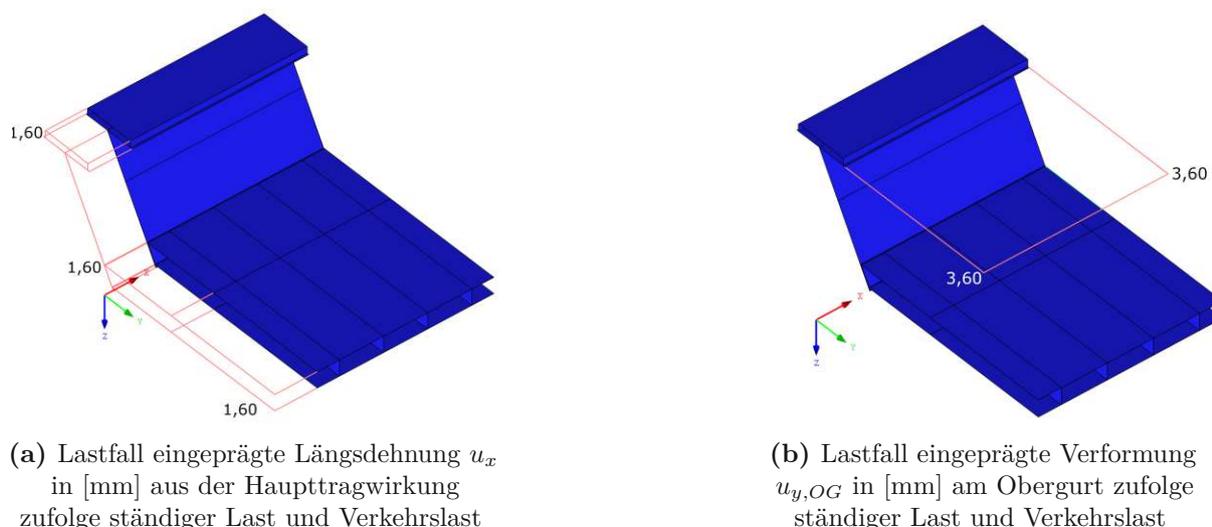


Abb. 4.9: Lastfall eingeprägte Verformungen [in mm]

Eine Verbesserung des Verformungsverlaufs $u_z(y)$ ist mit der untersuchten Modellierungsvariante, die nur vom Parameter Dübelleistendicke t_{ideell} abhängt, nicht möglich. Eine Abänderung der Dicke würde zwar zu einer Verbesserung zwischen Rand und Mitte führen, aber größere Abweichungen im Rand- und Maximalbereich bewirken. Eine Abstufung der Dübelleistendicke erscheint nicht sinnvoll, da so die Komplexität des Modells erhöht wird.

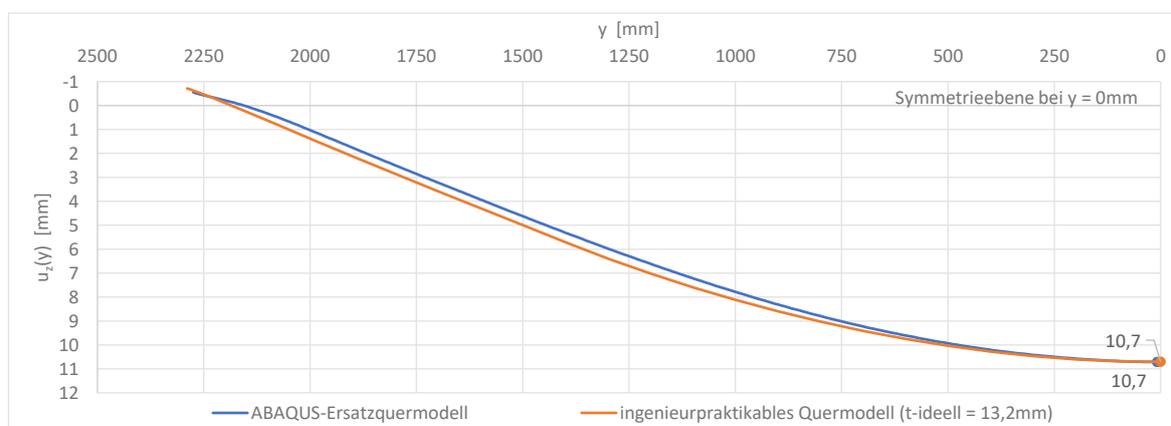


Abb. 4.10: Vergleich der Durchbiegungen $u_z(y)$ [mm] ($1 \cdot ULS$)

Als zweites Kriterium werden die ermittelten Schnittgrößen herangezogen. In ABAQUS können die Schnittgrößen der gesamten SCSC-Platte ermittelt werden, in RFEM ist das Auslesen einer konkreten Schnittgröße für die gesamte SCSC-Platte nicht möglich. Um dennoch Schnittgrößen zu erhalten, werden für die Schnittgrößen $n_{y,SCSC}(y)$, $v_{y,SCSC}(y)$ und $m_{y,SCSC}(y)$ geeignete Berechnungsmodelle gesucht.

Der Ansatz zur Ermittlung der Normalkraft $n_{y,SCSC}(y)$ in [kN/m] ist in Gleichung (4.2) dargestellt.

$$n_{y,SCSC}(y) = n_{y,DB}(y) + n_{y,BB}(y) \tag{4.2}$$

Die Beurteilung dieses Ansatz anhand eines Vergleichs mit dem ABAQUS-Ersatzquermodell ist nicht sinnvoll, da auf das ABAQUS-Ersatzquermodell ein Querzug auf die Platte aufgebracht

wird, der im ingenieurpraktikablen Quermodell nicht berücksichtigt wird. Durch den Einfluss des Querzugs auf die Normalkraft wird auf eine Gegenüberstellung der Normalkräfte in dieser Arbeit verzichtet.

Die Querkraft $v_{y,SCSC}$ der SCSC-Platte wird aus der Schubspannung τ_{xy} (lokales Achssystem der Fläche, siehe Abb. 4.11) einer der Dübelleisten ermittelt. Der Maximalwert der Schubspannung

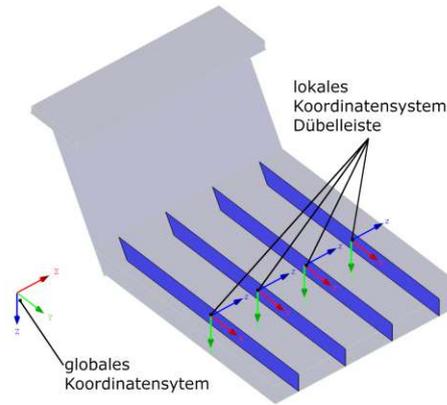


Abb. 4.11: Globales Koordinatensystem und lokales Koordinatensystem der Dübelleisten

wird in der Mitte der Dübelleiste mithilfe eines Schnitts ausgelesen. Der ausgelesene Wert der Schubspannung fasst die Schubtragwirkung eines 500 mm breiten Streifens der SCSC-Platte zusammen, um die Querkraft pro Meter zu erhalten muss dieser Wert verdoppelt werden. Die Rückrechnung auf die Querkraft $v_{y,SCSC}$ erfolgt nach Gleichung (4.3)

$$v_{y,SCSC}(y) = \frac{2 \cdot \tau_{xy} \cdot I_y \cdot t_{ideell}}{S_{y,max}} \quad (4.3)$$

$$\begin{aligned} I_y &= 2 \cdot \left[\frac{b_{DB} \cdot t_{DB}^3}{12} + b_{DB} \cdot t_{DB} \cdot \left(\frac{t_{DB} + h_{DL} + t_{BB}}{2} \right)^2 \right] + \frac{h_{DL}^3 \cdot t_{DL}}{12} = \\ &= 2 \cdot \left[\frac{500 \cdot 15^3}{12} + 500 \cdot 15 \cdot \left(\frac{15 + 170 + 15}{2} \right)^2 \right] + \frac{170^3 \cdot 13,2}{12} = 12\,863 \text{ cm}^4 \end{aligned} \quad (4.4)$$

$$\begin{aligned} S_{y,max} &= b_{DB} \cdot t_{DB} \cdot \frac{t_{DB} + h_{DL} + t_{BB}}{2} + t_{DL} \cdot \frac{h_{DL}^2}{8} = \\ &= 500 \cdot 15 \cdot \frac{15 + 170 + 15}{2} + 13,2 \cdot \frac{170^2}{8} = 741,4 \text{ cm}^3 \end{aligned} \quad (4.5)$$

Für einen 500 mm breiten Streifen der SCSC-Platte ergeben sich $I_y = 12\,863 \text{ cm}^4$ und $S_{y,max} = 741,4 \text{ cm}^3$. Der Querkraftverlauf $v_{y,SCSC}(y)$, in [kN/m] pro 1 m-Plattenbreite, kann durch das ingenieurpraktikable Quermodell durch die Schubtragwirkung der ideellen Dübelleiste gut angenähert werden. Die Abweichung des maximalen Werts von den Ergebnissen aus ABAQUS beträgt 0,03 % und ist somit vernachlässigbar. Zudem liegt der Verlauf bis auf die Werte nahe der Plattenmitte auf der sicheren Seite.

Die Ermittlung des Momentenverlaufs $m_{y,SCSC}(y)$ erfolgt auf Basis der Blechnormalkräfte n_y unter der Annahme der Tragwirkung eines Zweipunktquerschnitts. Die lokalen Biegemomente in den Blechen werden für die Ermittlung des Moments in der SCSC-Platte vernachlässigt. Für

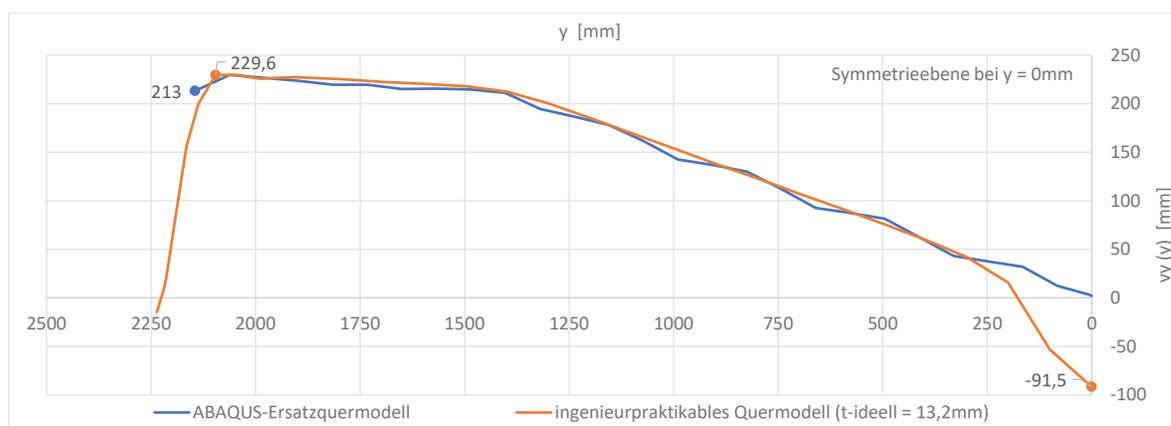


Abb. 4.12: Vergleich der Querkraft $v_{y,SCSC}(y)$ [kN/m] ($1 \cdot ULS$)

eine genaue Definition der lokalen Flächenschnittgrößen aus RFEM wird auf Abschnitt 3.4.1 verwiesen.

$$m_{y,SCSC}(y) = n_{y,DB}(y) \cdot -z_{DB} + n_{y,BB}(y) \cdot z_{BB} \quad (4.6)$$

Die Ermittlung des Momentenverlaufs erfolgt nach Gleichung (4.6). Die SCSC-Platte wird als Zweipunktquerschnitt mit Schwerachse in der Mitte zwischen Deck- und Bodenblech angenommen. Dadurch ergibt sich als Hebelsarm für die Normalkräfte $n_{y,DB}$ und $n_{y,BB}$ der halbe Achsabstand von Deck- und Bodenblech zu $z_{DB} = z_{BB} = \frac{185}{2} = 92,5$ mm (siehe Abschnitt 3.4.2). Für z_{DB} und z_{BB} muss der Absolutbetrag eingesetzt werden.

In Abb. 4.13 ist der Momentenverlauf aus ABAQUS und RFEM dargestellt. Da die Dübelleistendicke t_{ideell} im Hinblick auf die maximale Verformung u_z iterativ ermittelt wird, ist es nicht verwunderlich, dass größere Abweichungen entstehen. Zudem wird der Anteil der Normalspannungen σ in den ideellen Dübelleisten nicht für die Ermittlung des Moments berücksichtigt.

Das RFEM-Modell liefert für den gewählten Berechnungsansatz einen geringeren Momentenverlauf und liegt somit auf der unsicheren Seite. Die Abweichung des Maximalwerts beträgt 9,4 %.

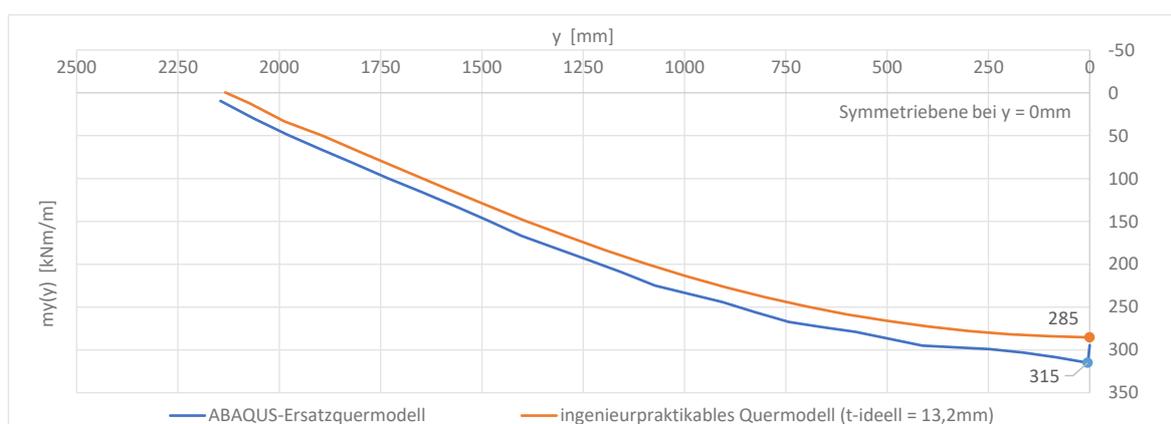


Abb. 4.13: Vergleich des Moments $m_{y,SCSC}(y)$ [kNm/m] ($1 \cdot ULS$)

4.2 Ingenieurpraktikables Längsmodell

Untersuchungen zur Längstragwirkung wurden von Hasenbichler und Hestmann [7] durchgeführt. Der Fokus der Arbeit liegt auf dem Tragverhalten der SCSC-Platte in Längsrichtung für unterschiedliche Ausführungsvarianten und einer Abschätzung der Biegesteifigkeit. Um den Rechen- und Modellierungsaufwand zu reduzieren, wird ein Ersatzmodell für die Längstragwirkung entwickelt und in ABAQUS untersucht. Für die Modellfindung des Ersatzlängsmodells

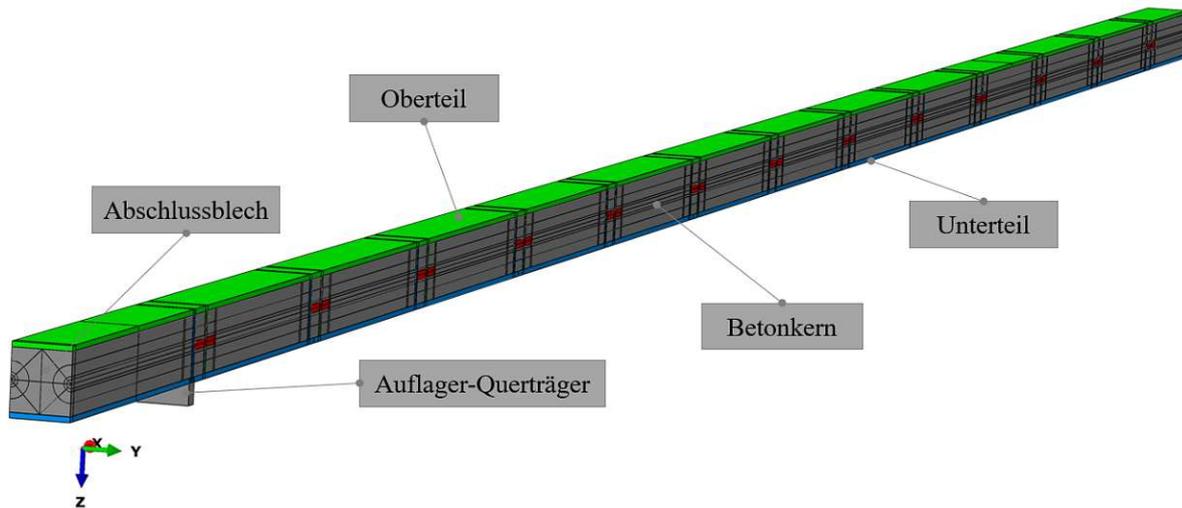


Abb. 4.14: Ersatzmodell für die Längstragwirkung in ABAQUS (hier für Variante 3) [7]

werden die Symmetrieeigenschaften der Trogbrücke ausgenutzt, es wird daher nur die halbe Trogbrücke in Längsrichtung betrachtet. Zudem lässt sich die SCSC-Platte in Querrichtung aus einem sich wiederholenden Element mit der Breite 165 mm zusammensetzen. Die Breite $b = 165$ mm entspricht dem Abstand zweier kreisrunder Freischnitte in der Dübelleiste (siehe Abb. 3.5). Das in ABAQUS untersuchte Ersatzlängsmodell ist in Abb. 4.14 dargestellt. Für einen sinnvollen Vergleich des ingenieurpraktikablen Längsmodells in RFEM mit dem Ersatzlängsmodell aus ABAQUS werden die geometrischen Randbedingungen, die Lagerungsbedingungen und die Einwirkungen übernommen.

In Hasenbichler und Hestmann [7] werden unterschiedliche Ausführungsvarianten der SCSC-Platte analysiert. Als Referenzvariante für den Vergleich dient Variante 1c, welche in Abb. 4.15 dargestellt ist. Es handelt sich um eine Variante mit Längsbewehrung in der Zugzone der SCSC-Platte, an der Unterkante des Freischnitts der Lochdübelleiste. Diese Ausführung stellt nicht die aktuell bevorzugte Variante dar, bei der die Längsbewehrung in der Mitte der Lochdübelleiste angeordnet werden soll (siehe Abb. 2.5). Dennoch entspricht Variante 1c am ehesten der bevorzugten Variante und wird deshalb als Ausgangslage für die ingenieurpraktikable Modellierung ausgewählt.

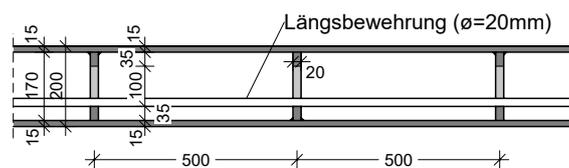


Abb. 4.15: Längsmodell Variante 1c aus Hasenbichler und Hestmann [7]

4.2.1 Zielsetzung

Die Längstragwirkung soll mit einem ingenieurpraktikablen Längsmodell in RFEM abgebildet werden. Durch einen Vergleich der Ergebnisse des ingenieurpraktikablen Längsmodells in RFEM mit den Ergebnissen des ABAQUS-Ersatzlängsmodells soll die Eignung des ingenieurpraktikablen Modells beurteilt werden. Da in weiterer Folge das ingenieurpraktikable Quermodell und das ingenieurpraktikable Längsmodell zu einem ingenieurpraktikablen Gesamtmodell zusammengeführt werden sollen, ist von Bedeutung, dass das Längsmodell mit den Erkenntnissen aus den Untersuchungen zum Quermodell kompatibel ist. Die Entwicklung des ingenieurpraktikablen Längsmodells basiert daher auf der bereits ermittelten ideellen Dübelleiste mit ihrer Dicke t_{ideell} und deren Lagerungsbedingungen (siehe Abb. 4.16a). Ziel ist auch hier, dass die Längstragwirkung durch einen Modellierungsansatz unabhängig von der Quertragwirkung abgebildet werden kann. Als Ansatz für die Längstragwirkung wird ein Fachwerksystem gewählt, welches in Abb. 4.16b

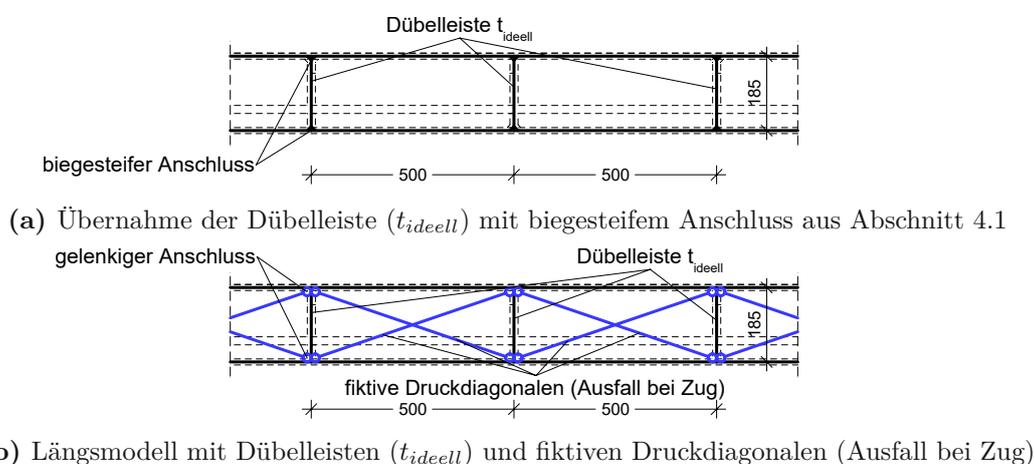


Abb. 4.16: Ansatz für das Längsmodell

dargestellt ist. Die Dübelleisten wirken als Pfosten des Fachwerks, das Deckblech als Obergurt und das Bodenblech als Untergurt. Die Schubsteifigkeit der SCSC-Platte in Längsrichtung soll durch die Diagonalen berücksichtigt werden. Die Definition als Druckdiagonalen bewirkt einen Ausfall der Diagonalen bei Zugbeanspruchung. Damit soll einerseits die günstige Tragwirkung des Betons auf Druck nachgebildet werden, andererseits sollen durch die sich kreuzenden Diagonalen unterschiedliche Laststellungen besser berücksichtigt werden können.

Grundsätzlich besteht die Option die Diagonalen im Fachwerksystem als fiktive Bleche oder als fiktive Stäbe zu modellieren. Die Flächen würden mit der Breite des Längsmodells von 165 mm modelliert werden. Durch die geometrische Ausdehnung in Querrichtung, werden so auch die Biegesteifigkeit und Tragwirkung in Querrichtung von den fiktiven Blechen beeinflusst. Der Einfluss der fiktiven Bleche auf die Quertragwirkung könnte durch die Definition von Schubgelenken verhindert werden. Für die Modellierung mit Stäben wird angenommen, dass die Quertragwirkung durch die fehlende Ausdehnung der Stäbe in Querrichtung nicht beeinflusst wird. Da aber für den Modellierungsansatz gekreuzte Elemente, die auf Zug ausfallen sollen, gewählt wurden, stellt die Modellierung mit Stäben die bessere Option dar. In RFEM existiert der Stabtyp Druckstab, der genau den gewünschten Effekt abbildet. Für die Variante mit den Blechen hätte der Ausfall auf Zug über eine nichtlineare Definition der Anschlussgelenke modelliert werden müssen.

4.2.2 Modellierung in RFEM

Die geometrischen Randbedingungen aus dem ABAQUS-Ersatzlängsmodell werden für das ingenieurpraktikable RFEM-Längsmodell übernommen. Es handelt sich um einen 165 mm breiten und 13 750 mm langen Ausschnitt der SCSC-Platte. Deck- und Bodenblech werden als Flächenelemente mit einer Dicke von $t_{DB} = t_{BB} = 15$ mm, gewichtslos, im Abstand von $\Delta z = 185$ mm modelliert. Die Dübelreihe wird im Abstand von $\Delta x = 500$ mm mit einer Dicke $t_{ideell} = 13,2$ mm angeordnet. Die Dübelreihen sind oben und unten starr an die Deckbleche angeschlossen, es sind keine Liniengelenke definiert. Dadurch wird auch ohne die Modellierung der Diagonalen bereits eine gewisse Schubsteifigkeit durch eine Vierendeeltragwirkung in Längsrichtung erreicht.

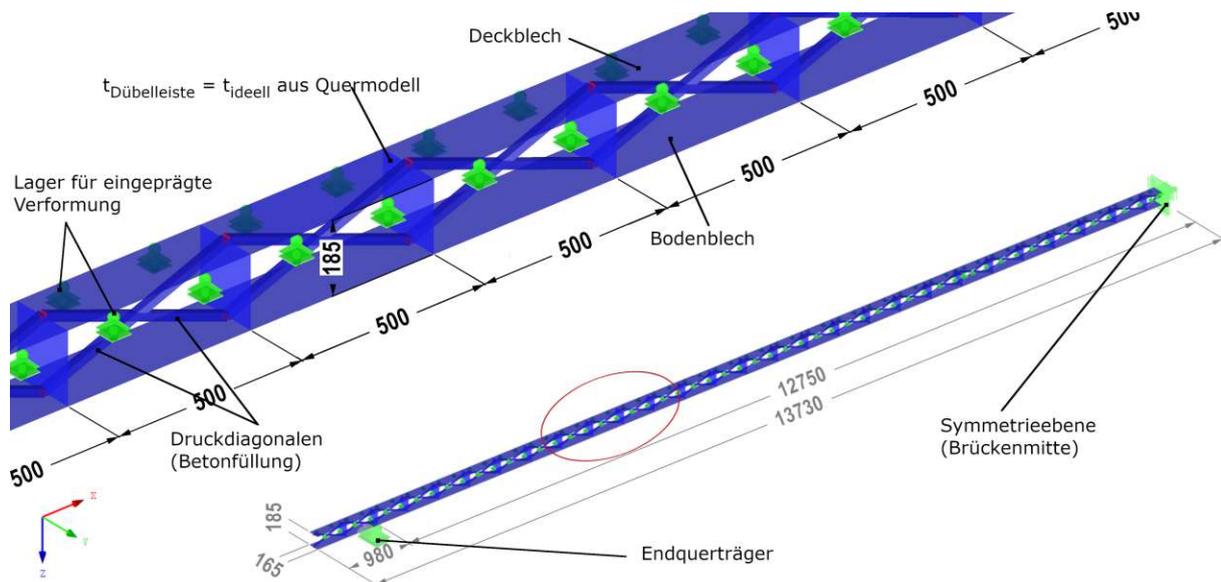


Abb. 4.17: Modellierung des ingenieurpraktikablen Längsmodells in RFEM

Zur Berücksichtigung der Schubtragfähigkeit in Längsrichtung dienen sich kreuzende Diagonalen. Die Diagonalen sind als Druckstäbe modelliert, somit können nur Drucknormalkräfte übertragen werden und der Stab fällt bei Zug aus. Der Einfluss der Druckstäbe auf die Längstragwirkung soll durch Modifikation der Dehnsteifigkeit bzw. der Querschnittsfläche angepasst werden können. Zudem wird angenommen, dass je nach Laststellung die zur Tragwerksmitte oder die zum Auflager geneigten Druckdiagonalen wirksam werden. Eine mögliche Rissbildung in den Betonkammern zufolge der Haupttragwirkung könnte durch ein Abstufen der Dehnsteifigkeiten der Diagonalen berücksichtigt werden.

Zur ersten Abschätzung des Druckdiagonalenquerschnitts wird die Dehnsteifigkeit des, in den Betonkammern vorhandenen, Betons herangezogen. Der Elastizitätsmodul des Betons wird mit $E_c = 35\,000\text{ N/mm}^2$ festgelegt. Die Höhe der Betonkammer beträgt $h_c = 170$ mm und die Breite des Längsmodells beträgt $b = 165$ mm.

$$EA_c = h_c \cdot b \cdot E_c = 981\,750\text{ kNm}^2 \quad (4.7)$$

Da die Diagonalen aus Stahl modelliert werden, ist für die Abschätzung der Querschnittsfläche eine Division durch $E_s = 210\,000\text{ N/mm}^2$ erforderlich. Somit ergibt sich eine Fläche von $A_{Diag} = 4675\text{ mm}^2$. Für die Diagonale wird ein quadratischer Querschnitt ausgewählt, die Seitenlänge vor Beginn der iterativen Anpassung beträgt 68 mm.³

³Die Diagonalen sind in Abb. 4.17 aus Darstellungsgründen nicht mit 68 mm abgebildet

Die Lagerungsbedingungen werden aus dem ABAQUS Ersatzlängsmodell übernommen und durch, für die RFEM-Berechnung erforderliche, zusätzliche Lagerungsbedingungen ergänzt. Sofern nicht gesondert angeführt, handelt es sich bei den Lagerungen um Linienlager. In Feldmitte werden die Symmetrieeigenschaften genutzt. Deck- und Bodenblech sind in z -Richtung frei verschieblich, alle weiteren Rotations- und Translationsfreiheitsgrade werden in Analogie zum ABAQUS-Ersatzmodell festgehalten [7]. Zusätzlich treffen in der Symmetrieebene zwei halbe Druckdiagonalen zusammen. Um die Berechnung in RFEM zu ermöglichen, ist eine Knotenlagerung dieser Diagonalen notwendig. In diesem Knoten werden die Verschiebungsfreiheitsgrade u_x und u_y sowie der Rotationsfreiheitsgrad ϕ_z festgehalten.

Bei der Lagerung am Endquerträger werden die Translationsfreiheitsgrade u_z und u_y , sowie der Rotationsfreiheitsgrad ϕ_x festgehalten. Um die eingeprägte Verformung in z -Richtung am System aufbringen zu können, ist ein Linienlager mit festgehaltenem Translationsfreiheitsgrad u_z an den beiden Deckblechrändern erforderlich. Die Überlegungen zur eingepprägten Verformung werden nachfolgend in Abschnitt 4.2.3 erläutert. Eine Übersicht der Lagerungsbedingungen ist in Tabelle 4.2 zu finden⁴. Das zugrundeliegende globale Koordinatensystem ist in Abb. 4.17 dargestellt.

Tab. 4.2: Lagerungsbedingungen am Längsmodell

Lager	Bezugssystem	u_x	u_y	u_z	ϕ_x	ϕ_y	ϕ_z
Deckblech $x = 0$ mm (Symmetrieebene)	Global	✓	✓	✗	✓	✓	✓
Bodenblech $x = 0$ mm (Symmetrieebene)	Global	✓	✓	✗	✓	✓	✓
Endquerträger $x = -12\ 750$ mm	Global	✗	✗	✓	✗	✓	✗
Deckblech $y = -82,5$ mm	Global	✗	✗	✓	✗	✗	✗
Deckblech $y = 82,5$ mm	Global	✗	✗	✓	✗	✗	✗
Knotenlager in Feldmitte	Global	✓	✓	✗	✗	✗	✓

4.2.3 Einwirkungen auf das Längsmodell

Für einen Vergleich des ingenieurpraktikablen Modells mit dem ABAQUS-Ersatzlängsmodell sind identische Einwirkungen erforderlich. Im Gegensatz zum Quermodell werden beim Ersatzlängsmodell nicht die äußeren Lasten und die Schnittgrößen an den freigeschnittenen Grenzen des Ersatzmodells aufgebracht. Diese Vorgehensweise ist am ABAQUS-Ersatzlängsmodell nicht zielführend, da durch die komplexe Belastung und die Größe des Modells die Berechnungszeit deutlich zunimmt. In Hasenbichler und Hestmann [7] wurde daher eine Vereinfachung der Einwirkungen vorgenommen.

Auf Basis der Vordimensionierung von Takács [26] werden Zugkräfte in Deck- und Bodenblech, sowie die Verformung $u_z(x)$ an einem Stabmodell der Trogbrücke berechnet und am Ersatzlängsmodell aufgebracht. Durch die vorgegebene Verformung der SCSC-Platte und das Aufbringen der Zugkräfte auf Deck- und Bodenblech, soll der SCSC-Plattenausschnitt im Ersatzlängsmodell in einen Beanspruchungszustand, ähnlich zur Beanspruchung als Teil der gesamten Trogbrücke gebracht werden.

Eingeprägte vertikale Verformung

Die vertikale Verformung u_z der gesamten Trogbrücke in Plattenmitte wird vereinfacht an einem Stabmodell mit der Biegesteifigkeit des Regelquerschnitts ermittelt (siehe Abb. 4.18). Mit dem

⁴✓= feste Lagerung, ✗= keine Lagerung

Stabmodell kann nur die Längsdurchbiegung berücksichtigt werden, die zusätzliche Querdurchbiegung der SCSC-Platte wird durch das Stabmodell nicht erfasst. In Hasenbichler und Hestmann [7] wird der Einfluss der Querrichtung über fiktive zusätzliche Lasten, dargestellt in Abb. 4.18, berücksichtigt. Die Größenordnung der fiktiven Belastung wird anhand einer Gebrauchstauglichkeitsberechnung nach Takács [26] abgeschätzt. Im Zuge der Berechnung wurde das Verhältnis der Durchbiegung zufolge der Haupttragwirkung ($u_{z,HTW}$) und der Plattendurchbiegung ($u_{z,SCSC}$) mit $\frac{u_{z,SCSC}}{u_{z,HTW}} = 0,17$ ermittelt. Als fiktive Last wird demnach für die ständigen Lasten $0,17 \cdot (g_{k1} + g_{k2})$ und für die Verkehrslast $0,17 \cdot q_k$ angesetzt.

Die Verformung wird für die Lastkombination „ULS – LK Platte – M_{max} “, inklusive der fiktiven Lasten, in RFEM am Stabmodell ermittelt und ergibt den Maximalwert in Feldmitte von $u_{z,max} = 115,18$ mm. Um die Verformung auf den Längsmodellen einprägen zu können, wird

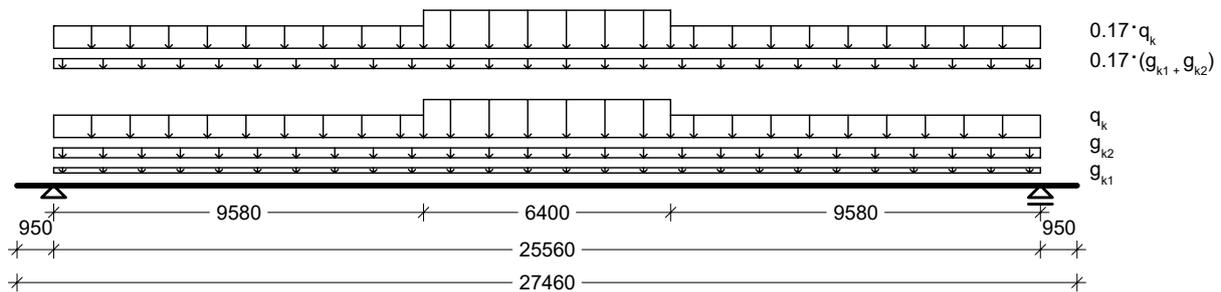


Abb. 4.18: Ersatzstabmodell inklusive der aufgetragenen Lasten zur Ermittlung der maximalen Verformung $u_{z,max}$

sie mit der Funktion der Biegelinie eines Einfeldträgers unter Gleichlast nach Gleichung (4.8) angenähert.

$$u_z(x) = \frac{g_{d,i} + q_{d,i}}{24EI} \cdot (l^3x - 2lx^3 + x^4) \quad (4.8)$$

Von Hasenbichler und Hestmann [7] wird der Belastungs- und Steifigkeitsterm durch den Wert der maximalen Verformung in [mm] und der Konstanten B in [mm^{-3}] ersetzt. In Gleichung (4.9) ist die am ingenieurpraktikablen Längsmodell eingeprägte Verformung dargestellt, wobei l die Spannweite der Brücke in [mm] und x die Koordinate in Brückenlängsrichtung in [mm] ist.

$$u_z(x) = 115,18 \cdot B \cdot (l^3x - 2 \cdot lx^3 + x^4) \quad (4.9)$$

Die Konstante wird mit $B = 7,497 \times 10^{-18} \text{ mm}^{-3}$ so gewählt, dass die Durchbiegung in Tragwerksmitte $u_z(x = \frac{l}{2}) = 115,18$ mm beträgt. Die genaue Berechnung kann Hasenbichler und Hestmann [7] entnommen werden.

Die eingeprägte Verformung wird an den Rändern des Deckblechs eingepreßt. In RFEM ist für das Aufbringen einer eingepreßten Verformung ein Lager erforderlich, wo zumindest der Freiheitsgrad fixiert wird, der eingepreßt werden soll. In diesem Fall wird ein Linienlager angeordnet, bei dem der Freiheitsgrad u_z fixiert wird. Es ist zu beachten, dass bei Linienlagern nur trapezförmige Verläufe der eingepreßten Verformung definiert werden können. Der parabelförmige Verlauf der eingepreßten Verformung wird infolgedessen in 500 mm-Intervallen linear angenähert. Die Werte an den Intervallgrenzen lassen sich mithilfe von Gleichung (4.9) berechnen.

Eingepreßte Zugkräfte an Deck- und Bodenblech

Die aufgetragenen Zugkräfte in Deck- bzw. Bodenblech werden auf Basis des Momentenverlaufs $M_y(x)$ eines Stabmodells der Trogbrücke zufolge der Lastkombination „ULS – LK Platte –

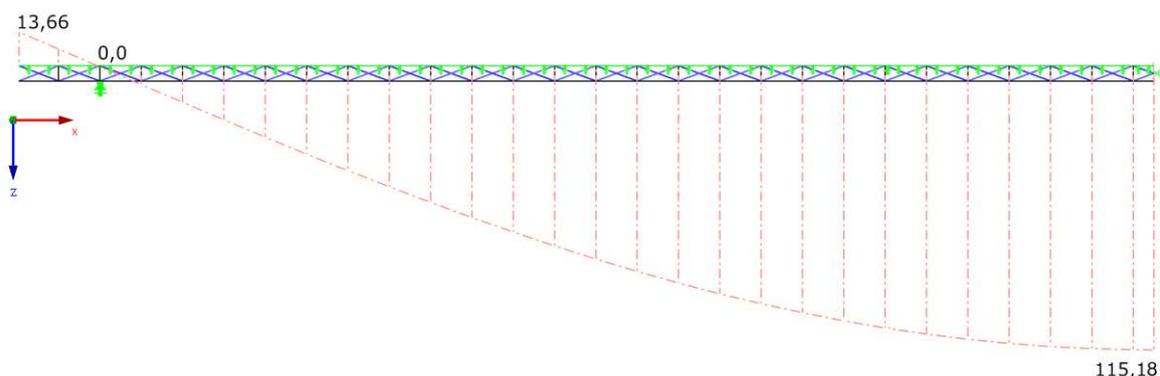


Abb. 4.19: Lastfall eingeprägte Verformung u_z

M_{max} “ inklusive der fiktiven Einwirkungen berechnet. Die berücksichtigten Einwirkungen sind in Abb. 4.18 dargestellt. Aus dem maximalen Moment $M_y = 39\,060\text{ kNm}$ in Feldmitte werden die Spannungen nach Gleichung (4.10) in der Mittelebene von Deck- und Bodenblech ermittelt. In weiterer Folge werden die Normalkräfte in Deck- und Bodenblech berechnet, indem die jeweilige Spannung in der Mittelebene mit der Querschnittsfläche von Deck- bzw. Bodenblech multipliziert wird. Die Spannungen bzw. die resultierenden Normalkräfte sind in Abb. 4.20 und Tabelle 4.3 dargestellt. Zudem sind in Tabelle 4.3 die erforderlichen geometrischen Angaben zur Ermittlung der Spannungen und Normalkräfte angeführt. Das Trägheitsmoment der Trogbücke beträgt $I_y = 1,076\,168 \times 10^{11}\text{ mm}^4$.

$$\sigma = \frac{M_y}{I_y} \cdot z \tag{4.10}$$

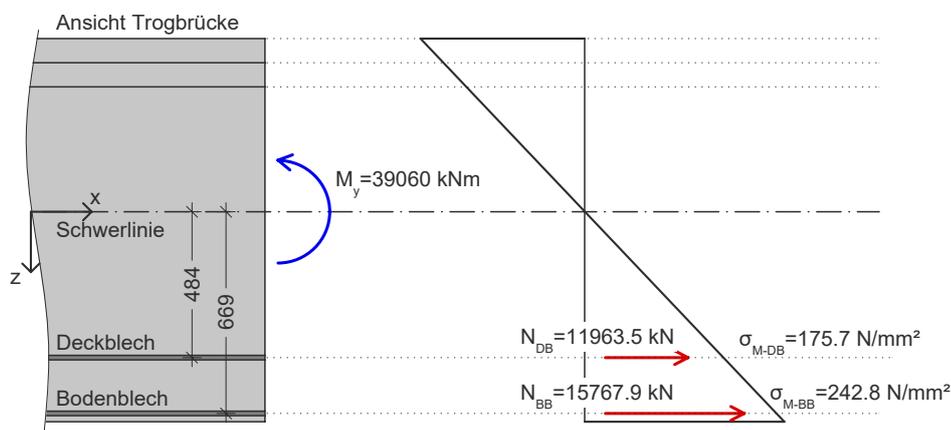


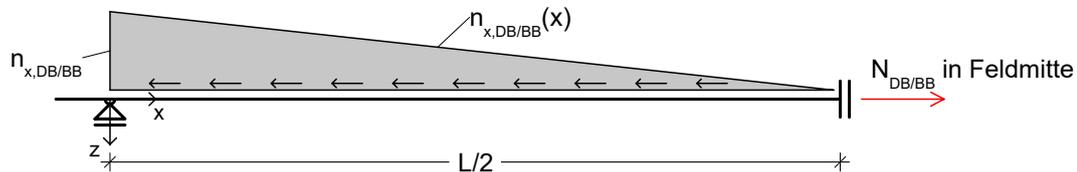
Abb. 4.20: Normalspannungen σ_x in Feldmitte als Grundlage zur Ermittlung der eingepägten Normalkräfte in Deck- und Bodenblech

Der Normalkraftverlauf in Deck- und Bodenblech verläuft affin zum Momentenverlauf parabolförmig. Ziel ist nun diesen parabolförmigen Normalkraftverlauf mithilfe von eingepägten Längskräften an den Schnittufern des ingenieurpraktikablen Längsmodells anzunähern. Analog zu Hasenbichler und Hestmann [7] wird dafür ein linearer Ansatz der Form $n(x) = d - k \cdot x$ gewählt, wobei die Parameter d eine Konstante und k die Steigung der Funktion darstellen. Die

Tab. 4.3: Geometrische Angaben, Spannungen und Normalkräfte von Deck- und Bodenblech

	Fläche A [mm ²]	Koordinate z_s [mm]	Spannung σ_x [N/mm ²]	Normalkraft N [kN]
Deckblech	68 110	484	157,7	11 963,5
Bodenblech	64 949	669	242,8	15 767,9

Parameter d und k werden so gewählt, dass einerseits die resultierende Normalkraft der eingepprägten Zugkräfte an den Modellgrenzen die maximale Normalkraft (N_{DB} und N_{BB} in Abb. 4.20) in Feldmitte ergibt und andererseits der Verlauf der eingepprägten Zugkräfte in Feldmitte Null beträgt. Der Ansatz zur Ermittlung der eingepprägten Längskräfte ist nach Hasenbichler und Hestmann [7] in Abb. 4.21 dargestellt. Die Konstante $n_{x,DB/BB}$ (=eingepprägte Zugkraft beim

**Abb. 4.21:** Statisches System des Längsmodells zur Ermittlung der Ersatzeinwirkung nach [7]

(Endquerträger) wird nach Gleichung (4.11) ermittelt.

$$N_{DB/BB} = \frac{1}{2} \cdot n_{x,DB/BB} \cdot \frac{L}{2} \quad (4.11)$$

$$\rightarrow n_{x,DB/BB} = 4 \cdot N_{DB/BB} \cdot \frac{1}{L}$$

So ergeben sich die eingepprägten Längskräfte für die gesamte Breite von Deckblech ($b_{DB} = 4541$ mm) und Bodenblech ($b_{BB} = 4330$ mm) nach Gleichungen (4.12) bis (4.13), wobei die Koordinate x in [m] eingesetzt werden muss.

$$n_{x,DB}(x) = 1872,22 - x \cdot 146,50 \text{ [kN/m]} \quad (4.12)$$

$$n_{x,BB}(x) = 2467,59 - x \cdot 193,08 \text{ [kN/m]} \quad (4.13)$$

Für die Berechnung in RFEM wird die Längskraft an beiden Begrenzungslinien von Deck- und Bodenblech als Linienlast aufgebracht. Die Längskraft je Deck- und Bodenblech muss daher noch auf den Breite ($b_{LM} = 165$ mm) des Längsmodells umgerechnet und auf die beiden Begrenzungslinien je Deck- und Bodenblech aufgeteilt werden. Die Ermittlung erfolgt für das Deckblech nach Gleichung (4.14) und für das Bodenblech nach Gleichung (4.17).

$$n_{x,DB,RFEM}(x) = \frac{1}{2} \cdot \frac{b_{LM}}{b_{DB}} \cdot n_{x,DB}(x) \text{ [kN/m]} \quad (4.14)$$

$$n_{x,DB,RFEM}(x) = \frac{1}{2} \cdot \frac{165}{4541} \cdot n_{x,DB}(x) \text{ [kN/m]} \quad (4.15)$$

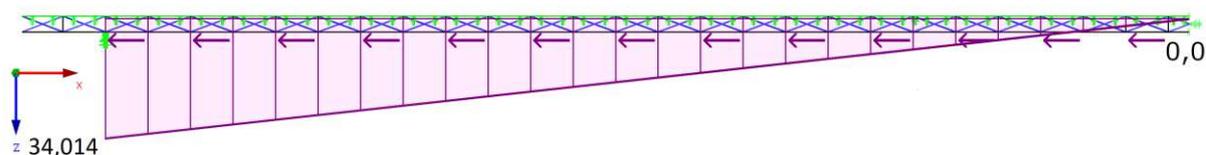
$$n_{x,DB,RFEM}(x) = 34,014 - x \cdot 5,323 \text{ [kN/m]} \quad (4.16)$$

$$n_{x,BB,RFEM}(x) = \frac{1}{2} \cdot \frac{b_{LM}}{b_{BB}} \cdot n_{x,BB}(x) \text{ [kN/m]} \quad (4.17)$$

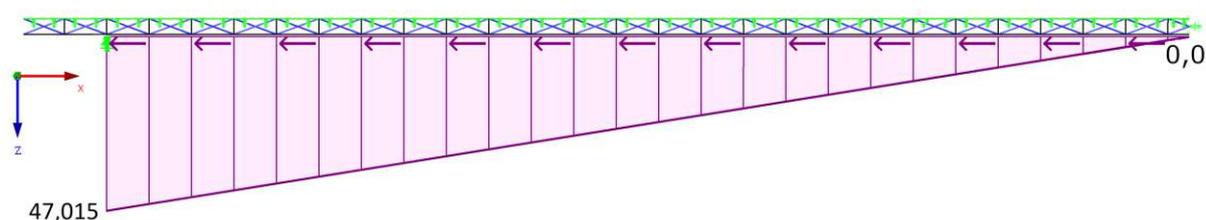
$$n_{x,BB,RFEM}(x) = \frac{1}{2} \cdot \frac{165}{4330} \cdot n_{x,BB}(x) \text{ [kN/m]} \quad (4.18)$$

$$n_{x,BB,RFEM}(x) = 47,015 - x \cdot 7,358 \text{ [kN/m]} \quad (4.19)$$

In Abb. 4.22 sind die eingeprägten Zugkräfte am ingenieurpraktikablen Längsmodell für das Deck- und Bodenblech dargestellt.



(a) Zugkraft im Deckblech $n_{x,DB,RFEM}(x)$ in [kN/m]



(b) Zugkraft im Bodenblech $n_{x,BB,RFEM}(x)$ in [kN/m]

Abb. 4.22: Lastfall Zugkräfte $n_x(x)$ in [kN/m]

Die untersuchte Lastkombination für das Längsmodell setzt sich nach 4.20 zusammen. Es werden keine Teilsicherheitsbeiwerte in der Berechnung berücksichtigt, da diese bereits bei der Ermittlung der Lasten eingegangen sind.

$$E_d = 1,0 \cdot (u_z + n_{x,DB,RFEM} + n_{x,BB,RFEM}) \quad (4.20)$$

4.2.4 Vergleich der Ergebnisse

Im Zuge der Modellanalyse werden die eingeprägte Verformung u_z und die Zugkräfte zunächst getrennt und in einem weiteren Schritt gemeinsam als Lastkombination am Längsmodell angesetzt.

Im ersten Schritt wird die Tragwirkung der Druckdiagonalen unter dem Lastfall der eingeprägten Verformung u_z betrachtet. In Abb. 4.23a ist zu erkennen, dass die Druckdiagonalen zum Auflager hin geneigt sind. Lediglich im Auflagerbereich kommt es zu einer Abweichung, die durch die lokale Lasteinleitung in das Auflager begründet werden kann. Die Neigung der Druckdiagonalen zum Auflager hin ist plausibel und stimmt mit der Druckdiagonalenneigung eines Fachwerks unter Gleichlast überein. Zudem tritt der erwartete Ausfall der Zugdiagonalen auf.

Für den Lastfall Zugkräfte, wo die Zugkräfte in Deck- und Bodenblech gemeinsam wirksam sind, ist das Ergebnis in Abb. 4.23b dargestellt. Es ist zu erwarten, dass der Großteil der Diagonalen ausfällt, da das Längsmodell durch die Zugkräfte in Längsrichtung gezogen wird. Im Bereich der Feldmitte wird das Längsmodell gegen eine Verschiebung in x-Richtung gehalten. Der Zug wird kontinuierlich aufgebaut und es treten Zugkräfte in beiden Diagonalen auf – die Diagonalen fallen aus. Mit größer werdender Entfernung von der Feldmitte nimmt der Einfluss der Lagerung

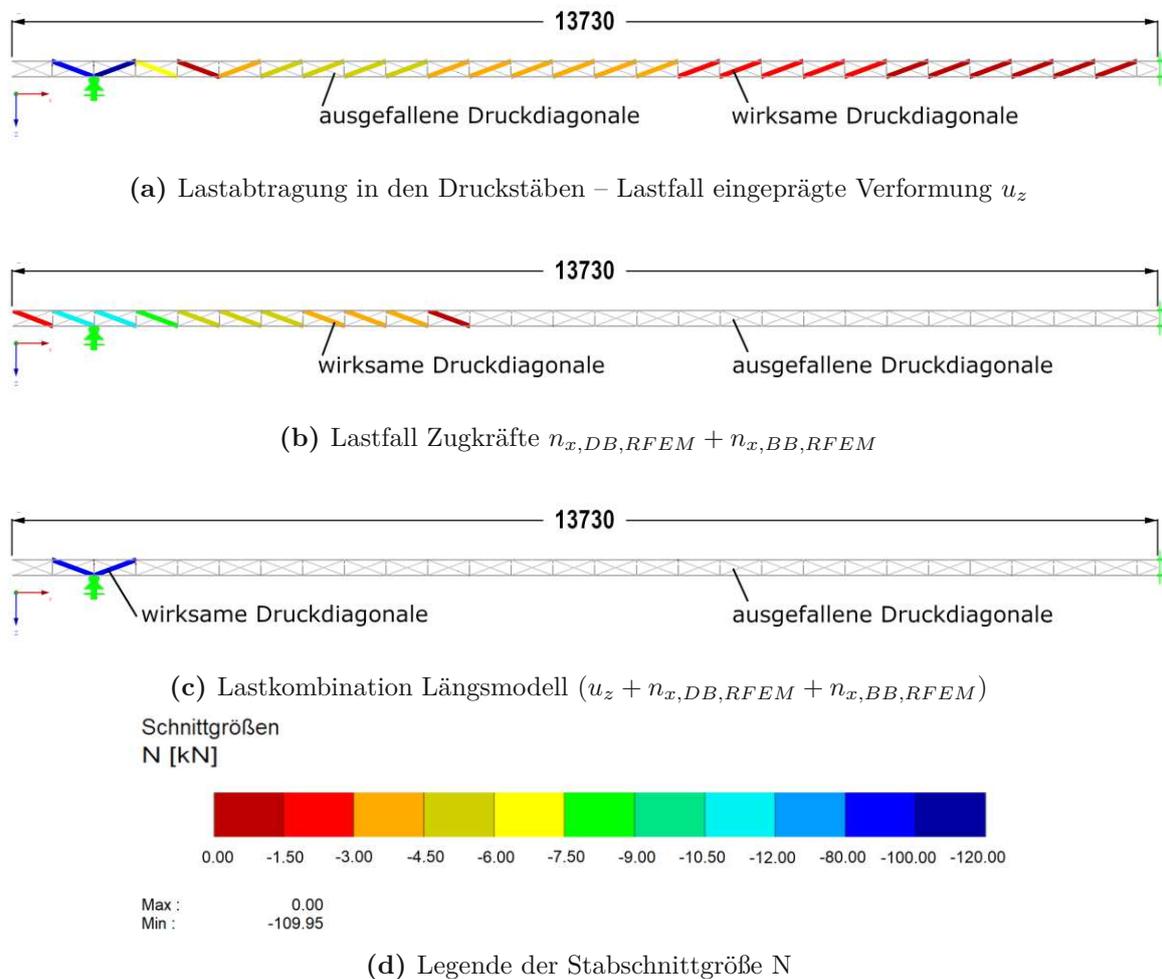


Abb. 4.23: Lastabtragung in den Druckstäben zufolge unterschiedlicher Lastfälle

ab. Es überwiegt der Einfluss der Differenz zwischen Zugkraft in Deck- und Bodenblech. Infolge dessen bilden sich zur Mitte geneigte Druckdiagonalen aus.

Für die Lastkombination, die auch von Hasenbichler und Hestmann [7] untersucht wurde, werden beide Lastfälle gemeinsam wirkend betrachtet. Es fallen alle Druckdiagonalen, bis auf zwei in Auflagernähe aus. Eine Berechnung des Längsmodells in RFEM ist trotz Ausfall der Druckdiagonalen möglich, da die Dübelleisten starr mit den Deckblechen verbunden sind und sich somit eine Art Vierendeelträger-Wirkung einstellt.

Da die Tragwirkung in Längsrichtung unter der gegebenen Belastung nicht durch das Anordnen von Druckdiagonalen beeinflusst werden kann, erscheint diese Modellbildung als nicht zielführend. Zudem zeigt sich in der Auswertung der Ergebnisse, dass der Ansatz zur Modellfindung über ein Längsmodell auf Basis des ABAQUS-Ersatzlängsmodells nicht durchführbar ist. Für einen sinnvollen Vergleich der Modelle sind die Verformung $u_z(x)$ und die Schnittgrößen $n_x(x)$, $v_x(x)$, $m_x(x)$ heranzuziehen. Durch die eingeprägte Verformung als Einwirkung kann $u_z(x)$ nicht zur Beurteilung des Modells herangezogen werden. Und auch die Beurteilung anhand der Schnittgrößen erweist sich als schwierig, da auch die Normalkraft auf das Modell bereits vorgegeben wird und das Moment auf Basis der Normalkräfte berechnet wird (siehe Abschnitt 3.4.2).

Die Verformung des Modells ist über die eingeprägte Verformung $u_z(x)$ bereits vorgegeben, demnach sind die Verformungen u_z beider Modelle identisch. Auf eine Darstellung des Verlaufs wird verzichtet.

Auch anhand der Normalkraft und dem Moment ist keine sinnvolle Beurteilung des Modells möglich, da sich die Ergebnisse direkt aus den einwirkenden Größen ableiten. In Abb. 4.24 bzw. Abb. 4.25 ist lediglich zu erkennen, dass die beiden Verläufe im Bereich des Endquerträgers durch die beiden nicht ausgefallenen Druckdiagonalen beeinflusst werden.

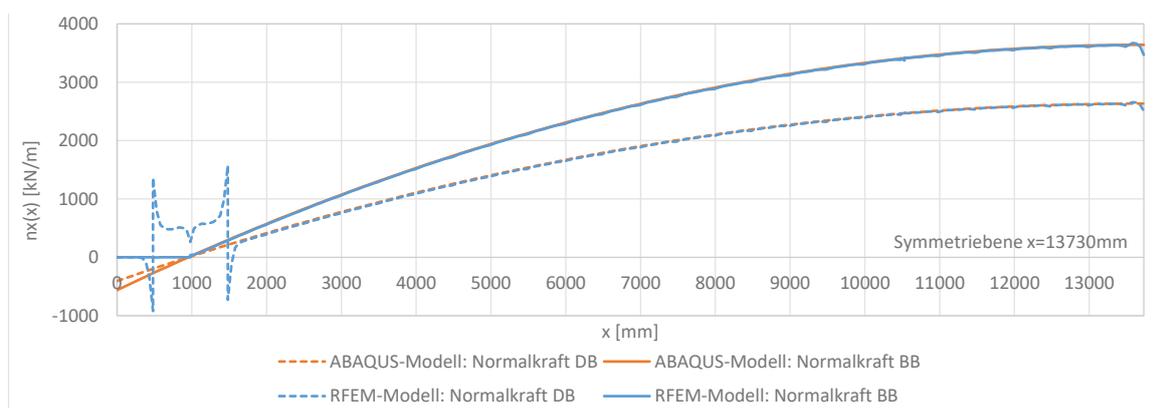


Abb. 4.24: Vergleich der Normalkräfte in den Blechen $n_x(x)$ [kN/m] ($1 \cdot ULS$)

Die Berechnung des Moments $m_x(x)$ erfolgt nach dem gleichen Ansatz wie für das Quermodell (Abschnitt 3.4.2). Es werden die Normalkräfte in Deck- und Bodenblech ausgelesen und mit ihrem Hebelsarm multipliziert (siehe Gleichung (4.21)). Für z_{DB} und z_{BB} muss der Absolutbetrag eingesetzt werden.

$$m_x(x) = n_{x,DB}(x) \cdot -z_{DB} + n_{x,BB}(x) \cdot z_{BB} \quad (4.21)$$

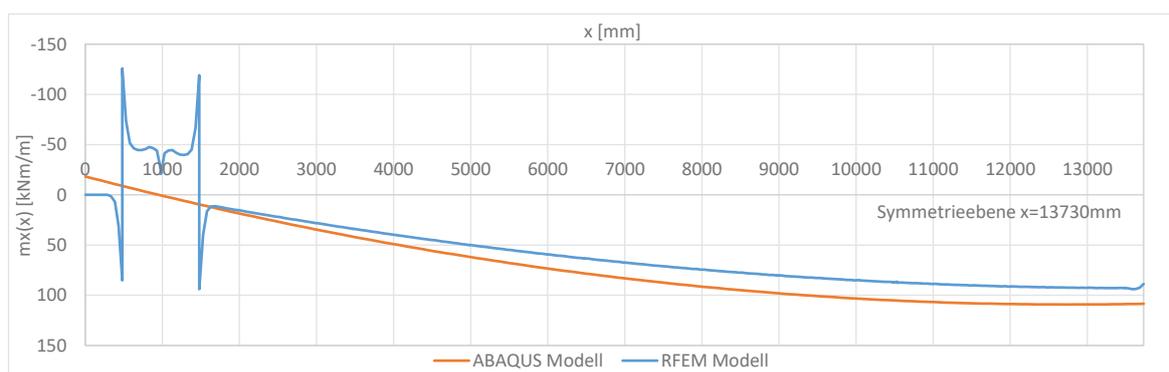


Abb. 4.25: Vergleich des Moments in der SCSC-Platte $m_x(x)$ [kNm/m] ($1 \cdot ULS$)

4.3 Fazit

Die Quertragwirkung lässt sich über die ideale Dübelleisten gut abbilden. Die Verformung $u_z(y)$, das Moment $m_y(y)$ und die Querkraft $v_y(y)$ lassen sich direkt aus dem Modell bzw. über einen Berechnungsansatz ermitteln und liefern gute Ergebnisse. Für die Normalkraft $n_y(y)$ in

der SCSC-Platte ist kein sinnvoller Vergleich möglich, da in ABAQUS ein Querzug auf das Ersatzquermodell aufgebracht wird.

In Längsrichtung lässt sich kein sinnvolles Modell auf Basis des Ersatzmodells in ABAQUS ermitteln. Das Schubtragverhalten in Längsrichtung, lässt sich durch das gewählte Modell mit Druckdiagonalen, die bei Zugnormalkräften ausfallen, nicht beeinflussen. Für die gewählte Belastungssituation fallen bis auf zwei Druckdiagonalen im Bereich des Endquerträgers alle Druckdiagonalen aus (siehe Abb. 4.23c). Das System funktioniert nur durch den biegesteifen Anschluss der Dübelleisten an Deck- und Bodenblech und die daraus resultierende Vierendeelträgerwirkung.

Zusätzlich ist anzumerken, dass ein Rückschluss auf das Tragverhalten der gewählten Modellierung schwierig ist, da sowohl die Verformung u_z , als auch die Normalkräfte in Deck- und Bodenblech gleichzeitig Einwirkung und gewähltes Ergebnis zur Beurteilung des Tragverhaltens sein sollen. Im Gegensatz zum Quermodell, bei dem zufolge einer äußeren Einwirkung Schnittgrößen und Verformungen entstehen, ist für das ingenieurpraktikable Längsmodell kein Rückschluss auf die Funktionsweise der Modellierung möglich. Es ist anzumerken, dass der Fokus in der Arbeit von Hasenbichler und Hestmann [7] auf dem Tragmechanismus in Längsrichtung, insbesondere auf das Verhalten des Betons und die Ermittlung der Biegesteifigkeit lag. Die angesetzte Belastung ist für dieses Ziel geeignet. In der vorliegenden Arbeit liegt der Fokus darauf, ein ingenieurpraktikables Modell in RFEM zu finden. Die Beurteilung der Modelle soll über einen Vergleich der Verformungen und Schnittgrößen zufolge äußerer Einwirkungen erfolgen. Die in [7] getroffene Wahl der Einwirkung (eingeprägte Verformung u_z und Zugkräfte in Deck- und Bodenblech) ist daher für diesen Zweck weniger geeignet, da die relevanten Größen für den Vergleich bereits als Einwirkung aufgebracht werden.

Da kein geeignetes Längsmodell gefunden werden konnte, wird auf ein Zusammenführen der Modelle verzichtet. Die Modellfindung auf Basis von Längsmodell und Quermodell wird in dieser Arbeit nicht weiter verfolgt. Allerdings werden die Erkenntnisse zur Quertragwirkung und der ermittelten ideellen Dübelleistendicke für eine Modellierungsvariante des Gesamtmodells genützt.

Kapitel 5

Modellierung der SCSC-Platte als Zweipunktquerschnitt am Gesamtmodell

Der zweite verfolgte Modellierungsansatz basiert auf der Annahme, dass die Steifigkeit des Zweipunktquerschnitts, bestehend aus Deck- und Bodenblech, eine gute Abschätzung der Steifigkeit der SCSC-Platte in Längs- und Querrichtung darstellt. In weiterer Folge werden unterschiedliche Möglichkeiten untersucht wie dieser Zweipunktquerschnitt am besten abgebildet werden kann. Ziel soll eine möglichst einfache Modellierung sein, die realitätsnahe Ergebnisse liefert. Diese realitätsnahen Ergebnisse sollen von einem ABAQUS-Modell der gesamten Brücke kommen. Zum aktuellen Zeitpunkt liegt dieses Modell noch nicht vor.

Im Zuge der Forschung am *Institut für Tragkonstruktionen - Forschungsbereich Stahlbau* wurde bereits ein Gesamtmodell der Trogbücke in RFEM entwickelt, indem die SCSC-Platte als orthotrope Fläche über eine Steifigkeitsmatrix definiert ist. Dieses Modell wird an die geometrischen Randbedingungen der in dieser Arbeit betrachteten Trogbücke angepasst und im Vergleich der Modellierungsvarianten berücksichtigt.

Im Gegensatz zum bestehenden Modell soll die Geometrie der SCSC-Platte in dieser Arbeit nicht auf eine Fläche in ihrer Mittelebene mit zugeordneten Steifigkeitseigenschaften reduziert werden. Die neu eingeführten Modelle basieren auf dem realen Deck- und Bodenblech und es werden unterschiedliche Kopplungsvarianten untersucht. Der Anschluss des Deck- und Bodenblechs an den Hauptträgersteg erfolgt für alle Modellierungsvarianten mit einem Liniengelenk im Bereich der Schweißnaht (Abb. 5.1b). Durch das Liniengelenk wird die Übertragung eines Moments um die Achse der Schweißnaht unterbunden. Alternativ wäre ein Verzicht auf das Liniengelenk und ein starrer Anschluss (Abb. 5.1c) möglich. Aktuell kann keine Aussage getroffen werden, welche Art des Anschlusses die Realität besser abbildet. Der Einfluss der Modellierung auf die Verformung u_z und die lokale Blechschnittgröße $m_y(x)$ wird exemplarisch für Modellierungsvariante 2a in Anhang A gezeigt.

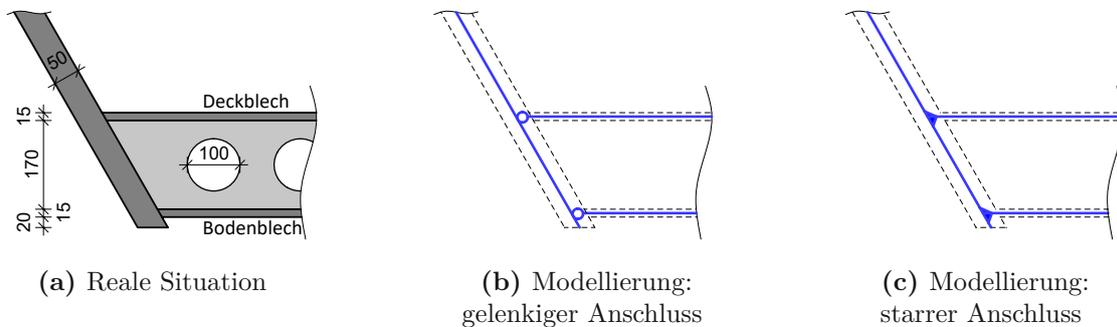


Abb. 5.1: Schweißnaht zwischen Deck- bzw. Bodenblech und Hauptträgersteg - Modellierungsvarianten

In Tabelle 5.1 ist eine Übersicht der untersuchten Modelle zu finden, die in den nachfolgenden Abschnitten vorgestellt werden. Es folgt eine Erklärung der Modellierung und der Ansätze zur Ermittlung der Ergebnisse. Außerdem wird der Modellierungsaufwand bewertet.

Tab. 5.1: Modellierungsvarianten der SCSC-Platte

Bezeichnung	Art der Modellierung
Variante 0	Modellierung als orthotrope Fläche - definiert über eine Steifigkeitsmatrix
Variante 1a	Modellierung der Kopplung von Deck- und Bodenblech mit Starrstäben - einseitig gelenkig
Variante 1b	Modellierung der Kopplung von Deck- und Bodenblech mit Starrstäben - beidseitig starr
Variante 2a	Modellierung der Kopplung von Deck- und Bodenblech mit Volumenkörper - Typ Kontakt, volle Kraftübertragung
Variante 2b	Modellierung der Kopplung von Deck- und Bodenblech mit Volumenkörper - Typ Kontakt, Ausfall bei Zug
Variante 3	Modellierung der Kopplung von Deck- und Bodenblech mit Dübelleisten der Dicke t_{ideell}

5.1 Modellierung der SCSC-Platte über eine Steifigkeitsmatrix

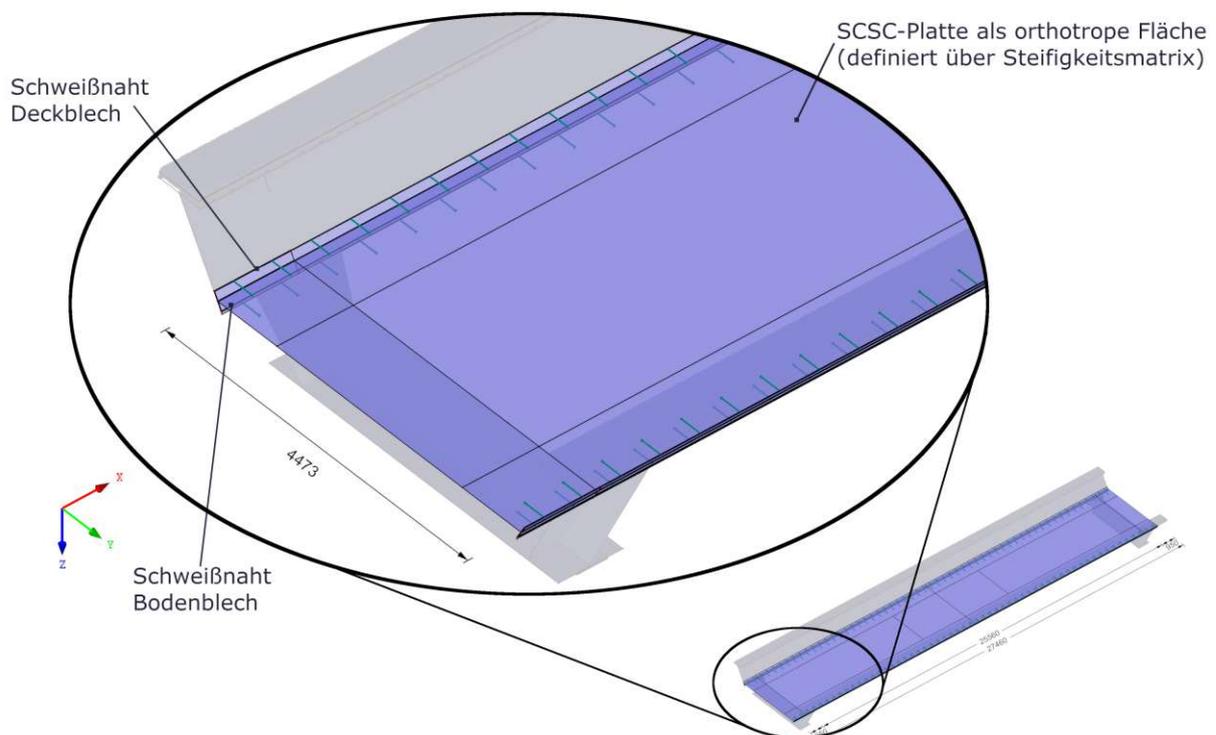


Abb. 5.2: Variante 0: RFEM-Modell der SCSC-Platte als Fläche definiert über eine Steifigkeitsmatrix

In Variante 0, welche die bisher verwendete Modellierung der SCSC-Platte in RFEM darstellt, wird die SCSC-Platte als Fläche mit Steifigkeitseigenschaften modelliert. Diese Modellierungsvariante wird von Pichler [22] behandelt und in dieser Arbeit für den in Kapitel 6 durchgeführten Ergebnisvergleich mitberücksichtigt. Um eine Vergleichbarkeit der Ergebnisse zu gewährleisten, wird ein Gesamtmodell dieser Modellierungsvariante auf Basis der Angaben in Abschnitt 3.2 erstellt. Für eine bessere Nachvollziehbarkeit wird der Modellierungsansatz überblicksmäßig erläutert. Für detaillierte Angaben wird auf Pichler [22] verwiesen.

5.1.1 Modellierung

In Abb. 5.2 ist das RFEM-Modell zu Variante 0 dargestellt. Die SCSC-Platte wird in ihrer Mittelebene als Fläche definiert über eine Steifigkeitsmatrix modelliert. In Abb. 5.3 wird die Modellbildung anhand eines Quer- und Längsschnitts dargestellt.

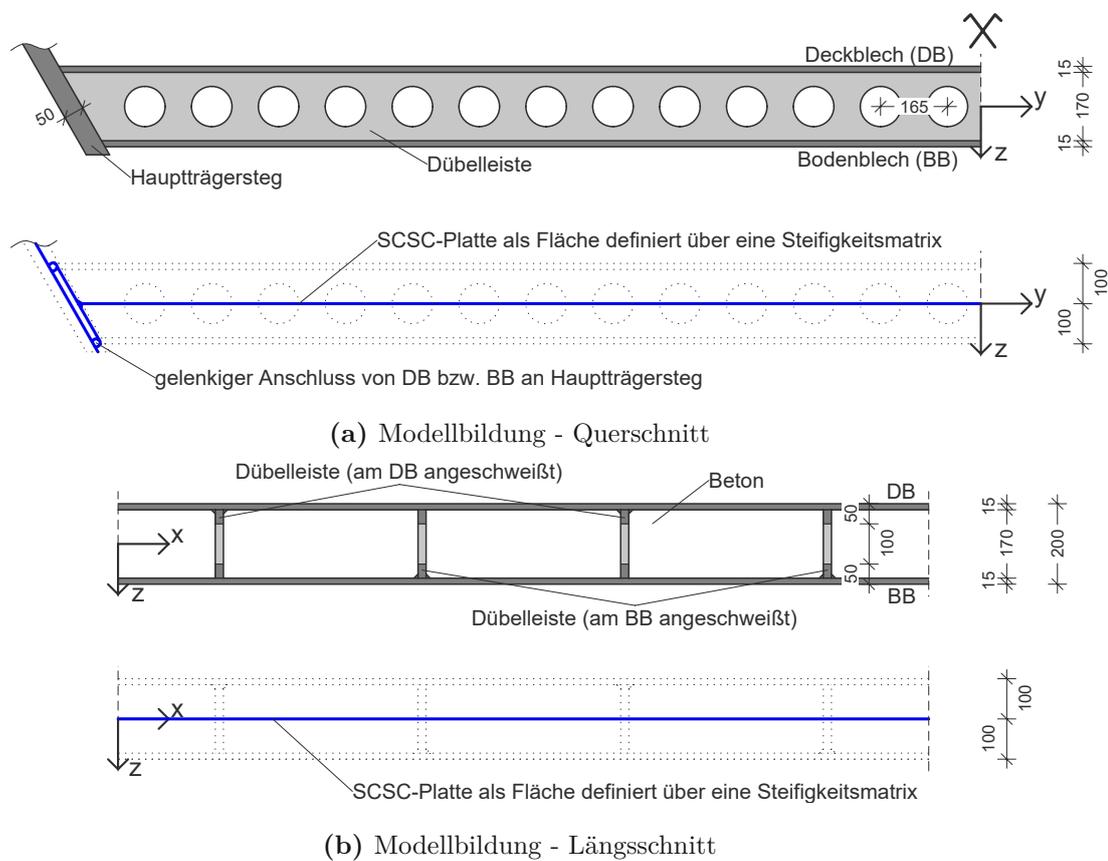


Abb. 5.3: Variante 0: Modellbildung der SCSC-Platte als Fläche definiert über eine Steifigkeitsmatrix

Die Steifigkeitseigenschaften der SCSC-Platte werden über die in Gleichung (5.1) angeführte Steifigkeitsmatrix definiert. Die einzelnen Komponenten können unterschiedlichen Tragmechanismen zugeordnet werden. Mit D_{11} , D_{12} , D_{13} , D_{22} und D_{23} werden die Biegeanteile der modellierten

Fläche abgebildet. D_{33} entspricht der Torsionssteifigkeit, D_{44} und D_{55} den Schubanteilen. D_{66} , D_{77} , D_{67} und D_{88} repräsentieren die Membransteifigkeiten [3].

$$S = \begin{bmatrix} D_{11} & D_{12} & D_{13} & 0 & 0 & D_{16} & D_{17} & D_{18} \\ & D_{22} & D_{23} & 0 & 0 & D_{26} & D_{27} & D_{28} \\ & & D_{33} & 0 & 0 & D_{36} & D_{37} & D_{38} \\ & & & D_{44} & D_{45} & 0 & 0 & 0 \\ & & & & D_{55} & 0 & 0 & 0 \\ & \text{Sym.} & & & & D_{66} & D_{67} & D_{68} \\ & & & & & & D_{77} & D_{78} \\ & & & & & & & D_{88} \end{bmatrix} \quad (5.1)$$

Die Berechnungsvorgabe der einzelnen Komponenten nach Dlubal Software GmbH [3] können den Gleichungen (5.2) bis (5.12) entnommen werden.

$$D_{11} = \frac{E_x d^3}{12(1 - \nu_{xy}\nu_{yx})} \text{ [kNm]} \quad (5.2)$$

$$D_{22} = \frac{E_y d^3}{12(1 - \nu_{xy}\nu_{yx})} \text{ [kNm]} \quad (5.3)$$

$$D_{12} = \text{sgn}(\nu_{xy}) \sqrt{\nu_{xy}\nu_{yx} D_{11} D_{22}} \text{ [kNm]} \quad (5.4)$$

$$D_{33} = G_{xy} \frac{d^3}{12} \text{ [kNm]} \quad (5.5)$$

$$D_{13} = D_{23} = 0 \text{ [kNm]} \quad (5.6)$$

$$D_{44} = \frac{5}{6} G_{xz} d \text{ [kN/m]} \quad (5.7)$$

$$D_{55} = \frac{5}{6} G_{yz} d \text{ [kN/m]} \quad (5.8)$$

$$D_{66} = \frac{E_x d^3}{1 - \nu_{xy}\nu_{yx}} \text{ [kN/m]} \quad (5.9)$$

$$D_{77} = \frac{E_y d^3}{1 - \nu_{xy}\nu_{yx}} \text{ [kN/m]} \quad (5.10)$$

$$D_{67} = \text{sgn}(\nu_{xy}) \sqrt{\nu_{xy}\nu_{yx} D_{66} D_{77}} \text{ [kN/m]} \quad (5.11)$$

$$D_{88} = G_{xy} d \text{ [kN/m]} \quad (5.12)$$

Die angepasste Form der Komponenten der Steifigkeitsmatrix an die SCSC-Platte nach Pichler [22] ist in Gleichungen (5.13) bis (5.23) angeführt. Für eine detaillierte Erläuterung wird auf Pichler [22] verwiesen.

In der Berechnung der Steifigkeitskomponenten wird für den Elastizitätsmodul von Stahl $E = 210\,000 \text{ N/mm}^2$, den Schubmodul $G_s = 80\,769 \text{ N/mm}$ und für die Querdehnungszahl $\nu_s = 0,3$ verwendet. Für die Biegesteifigkeiten wird der Zweipunktquerschnitt (siehe Abb. 2.6a) angesetzt. Die Biegesteifigkeit in Längsrichtung wird mit 115 % der Biegesteifigkeit des Zweipunktquerschnitts $EI_{ZP-QS} = 54\,023 \text{ kNm}^2$ nach Gleichung (2.3) angenommen [26]. In Querrichtung wird die Biegesteifigkeit mit 90 % des Zweipunktquerschnitts abgeschätzt, um den negativen Einfluss zufolge der Zugbeanspruchung aus der Haupttragwirkung zu berücksichtigen [26]. Für die Torsions-, Schub- und Membransteifigkeiten werden nur Deck- und Bodenblech gemeinsam mit ihrer Dicke $t = t_{DB} = t_{BB} = 15 \text{ mm}$ berücksichtigt.

$$D_{11} = 1,15 \cdot \frac{EI_{ZP-QS}}{1 - \nu_s^2} = 68\,385 \text{ kNm} \quad (5.13)$$

$$D_{22} = 0,9 \cdot \frac{EI_{ZP-QS}}{1 - \nu_s^2} = 53\,536 \text{ kNm} \quad (5.14)$$

$$D_{12} = \text{sgn}(\nu_s) \sqrt{\nu_s^2 \cdot D_{11} D_{22}} = 18\,152 \text{ kNm} \quad (5.15)$$

$$D_{33} = G_s \frac{(2 \cdot t)^3}{12} = 182 \text{ kNm} \quad (5.16)$$

$$D_{13} = D_{23} = 0 \text{ kNm} \quad (5.17)$$

$$D_{44} = \frac{5}{6} G_s (2 \cdot t) = 2,0192 \times 10^6 \text{ kN/m} \quad (5.18)$$

$$D_{55} = \frac{5}{6} G_s (2 \cdot t) = 2,0192 \times 10^6 \text{ kN/m} \quad (5.19)$$

$$D_{66} = \frac{E(2 \cdot t)^3}{1 - \nu_s^2} = 6,9231 \times 10^6 \text{ kN/m} \quad (5.20)$$

$$D_{77} = \frac{E(2 \cdot t)^3}{1 - \nu_s^2} = 6,9231 \times 10^6 \text{ kN/m} \quad (5.21)$$

$$D_{67} = \text{sgn}(\nu_s) \sqrt{\nu_s^2 D_{66} D_{77}} = 2,0769 \times 10^6 \text{ kN/m} \quad (5.22)$$

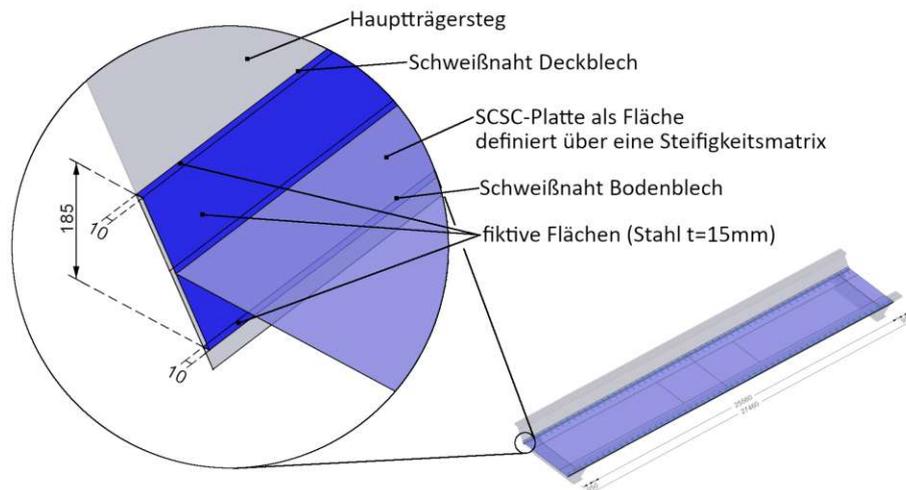
$$D_{88} = G_s (2 \cdot t) = 2,4231 \times 10^6 \text{ kN/m} \quad (5.23)$$

Durch die Reduktion der SCSC-Platte auf die Mittelebene ohne explizite Modellierung von Deck- und Bodenblech wird der Anschluss von Deck- und Bodenblech an den Hauptträgersteg nicht korrekt berücksichtigt. In Realität erfolgt der Anschluss über eine Schweißnaht zwischen Deck- bzw. Bodenblech und Hauptträgersteg (siehe Abb. 5.4b). Von Pichler [22] wurde das Anschlussdetail nach Abb. 5.4a bzw. Abb. 5.4c gewählt. Anstelle des direkten Anschluss der Fläche an den Hauptträgersteg soll so der Anschluss realistischer abgebildet werden. Zudem soll auch die Ermittlung der Beanspruchung der Schweißnähte ermöglicht werden.

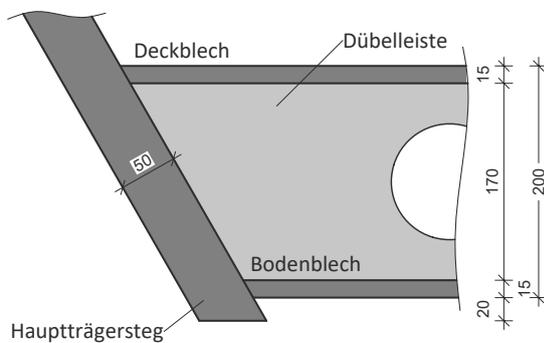
Es wird eine fiktive Verbindungsebene parallel zum Hauptträgersteg mit der Blechdicke $t = 15 \text{ mm}$ modelliert. An dieses fiktive Blech ist die modellierte Mittelebene der SCSC-Platte biegesteif angeschlossen. Auf Höhe von Deck- und Bodenblech wird ein 10 mm breites Blech mit der tatsächlichen Dicke von Deck- und Bodenblech modelliert. Diese Bleche sind gelenkig an den Hauptträgersteg angeschlossen. Es ist anzumerken, dass diese Form des Anschluss die tatsächlich vorhandene Steifigkeit unterschätzt und somit ein „weicherer“ System entsteht. Auf eine Adaption dieses Details wird in dieser Arbeit dennoch verzichtet, da durch die getrennte Modellierung von Deck- und Bodenblech der nachfolgenden Modellvarianten (Abschnitte 5.2 bis 5.4) die Steifigkeit bereits realistischer erfasst wird.

5.1.2 Ermittlung der Ergebnisse

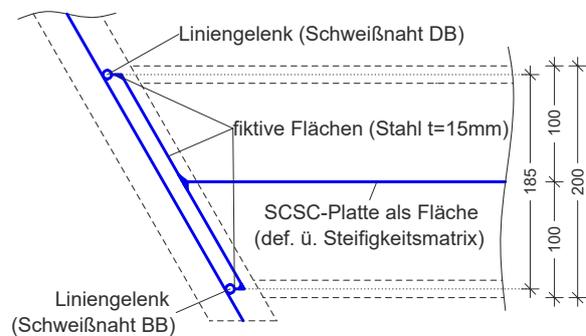
Die Ermittlung der Ergebnisse ist sowohl für die Verformung u_z , als auch die Schnittgrößen n_x , n_y , v_x , v_y , m_x und m_y mittels Schnittführung direkt aus RFEM möglich. Es ist kein Berechnungsansatz erforderlich, um die Schnittgrößen zu erhalten. Die Schnittgrößen sind für die modellierte Fläche nach Abschnitt 3.4.1 definiert.



(a) Modellierung in RFEM



(b) Ausgangssituation der realen Trogbücke



(c) Modellbildung nach Pichler [22]

Abb. 5.4: Variante 0: Anschlussdetail der SCSC-Platte als Fläche definiert über eine Steifigkeitsmatrix an den Hauptträgersteg

5.1.3 Beurteilung der Modellierung

Die Modellierung wird nur für einen Vergleich der Modellvarianten dieser Arbeit mit dem bisherigen Stand der Modellierung berücksichtigt. Da die Entwicklung dieser Modellvariante nicht Teil dieser Arbeit ist wird auf eine konkrete Beurteilung der Modellierung verzichtet.

5.2 Kopplung von Deck- und Bodenblech mit Starrstäben

RFEM bietet die Möglichkeit mittels Starrstäben die Verschiebung zweier Knotenpunkte durch eine starre Verbindung zu koppeln [3]. Das Konzept wird bereits in Abschnitt 3.2.2 und 3.2.2 verwendet und erläutert. Die Starrstäbe verhindern das Verschieben von Deck- und Bodenblech relativ zueinander, wodurch die Wirkung als Zweipunktquerschnitt erzielt werden soll.

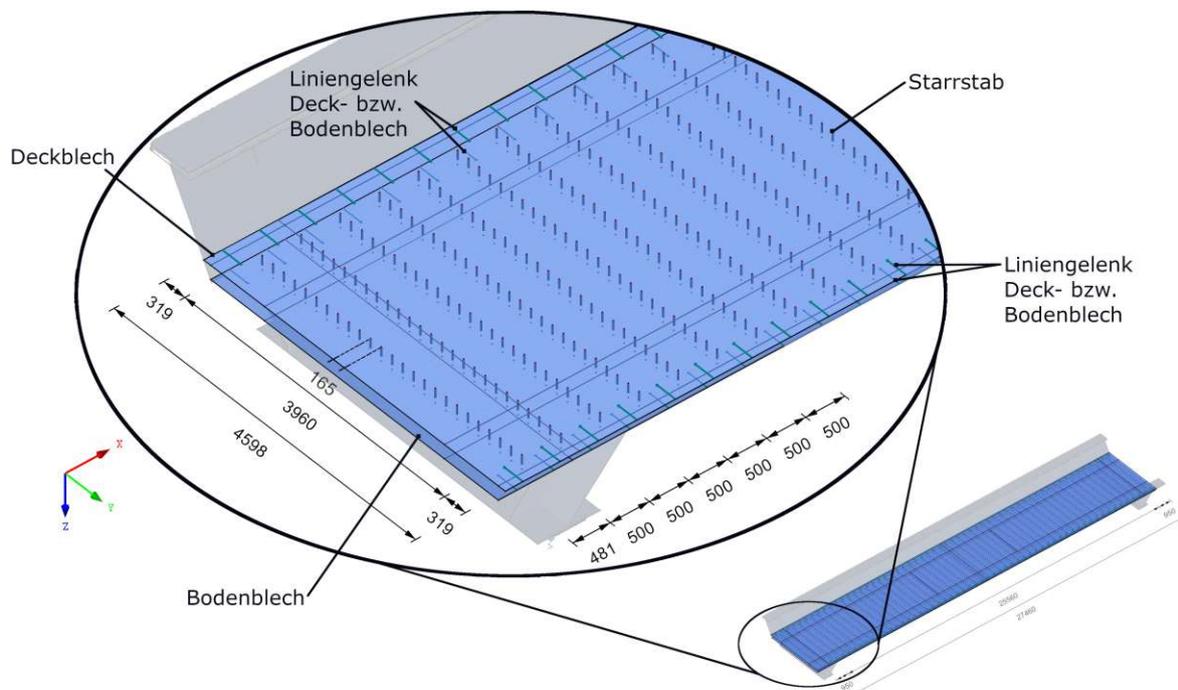


Abb. 5.5: Variante 1: RFEM-Modell der Kopplung von Deck- und Bodenblech mit Starrstäben

5.2.1 Modellierung

Die Kopplung von Deck- und Bodenblech kann mit Starrstäben nur diskret erfolgen. Es muss daher ein sinnvolles Raster für die Anordnung der Starrstäbe gewählt werden. Unter der Berücksichtigung der Geometrie der SCSC-Platte wird ein Raster von 500 mm × 165 mm gewählt. 500 mm entspricht dem Abstand der Dübelreihen zueinander, 165 mm entspricht dem Abstand der Dübelöffnungen in der Dübelreiste (siehe Abb. 5.6 bzw. Abb. 5.8). Bei der Wahl des zuvor genannten Rasters entstehen Starrstabreihen im Bereich der Dübelreisten. Für eine „steifere“ Verbindung von Deck- und Bodenblech könnte der Abstand zwischen den Starrstäben reduziert werden. In Abb. 5.5 ist das RFEM-Modell dieser Modellierungsvariante mit den Starrstäben abgebildet. Deck- und Bodenblech werden mit einem Liniengelenk an die Hauptträgerstege angeschlossen.

Innerhalb der Modellierungsvariante mit den Starrstäben werden zwei unterschiedliche Starrstabvarianten analysiert, Abb. 5.5 ist für beide Modellierungsvarianten gültig. Die beiden Varianten unterscheiden sich nur in der Gelenkdefinition.

5.2.1.1 Variante 1a: Starrstäbe - einseitig gelenkig

In Variante 1a werden die Starrstäbe einseitig gelenkig definiert. Die Anordnung der Stabendgelenke folgt der realen Geometrie der SCSC-Platte, wo die Dübelreisten nur einseitig angeschweißt werden können. Im Bereich einer tatsächlich ausgeführten Schweißnaht wird der Starrstab starr

an das jeweilige Blech angeschlossen, im Bereich, wo keine Schweißnaht vorhanden ist, wird ein Gelenk angeordnet. Die Modellbildung ist in Abb. 5.6 dargestellt. Die Anordnung der Gelenke erfolgt je Starrstabreihe einheitlich oben bzw. unten.

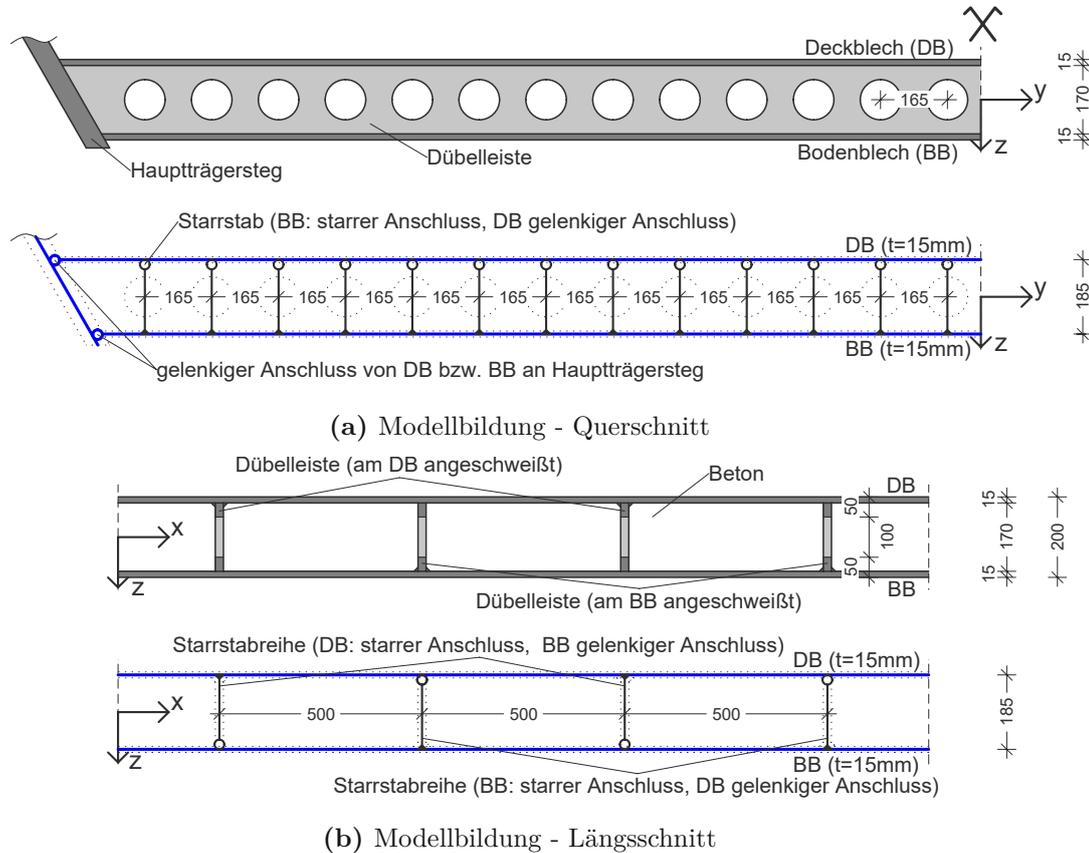
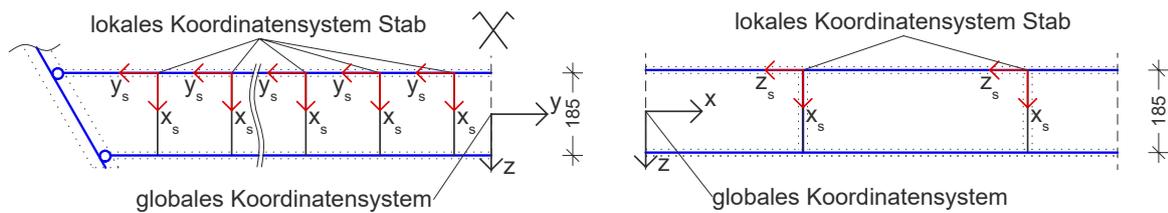


Abb. 5.6: Variante 1a: Modellbildung durch Kopplung von Deck- und Bodenblech mit Starrstäben - einseitig gelenkig

Im Bereich der Schweißnähte sind die Stäbe starr an das Blech angeschlossen, das heißt alle Translations- und Rotationsfreiheitsgrade am Stabende sind fixiert. Es wird angenommen dass über die Schweißnaht sowohl Druck-, Zug- und Schubkräfte als auch Momente übertragen werden können. Auf der gegenüberliegenden Seite, wo keine Schweißnaht vorhanden ist, wird das Gelenk definiert. Es werden die drei Translationsfreiheitsgrade fixiert und die drei Rotationsfreiheitsgrade freigegeben.

Die Gelenksdefinition kann nicht nur auf Basis der fehlenden Schweißnaht getroffen werden, sondern muss den Schubtragmechanismus von Beton und Dübelleiste abbilden, die beide in diesem Modell nicht modelliert werden. Durch das Fixieren der lokalen Translationsfreiheitsgrade in y- und z-Richtung können Schubkräfte übertragen werden. Durch das Fixieren des Translationsfreiheitsgrads in die lokale x-Richtung können Druck- und Zugkräfte übertragen werden. Die Übertragung von Druckkräften zwischen Deck- und Bodenblech erscheint durch den vorhandenen Füllbeton und die Lage der Dübelleisten auf Kontakt sinnvoll. Das durch die getroffene Einstellung Zugkräfte übertragen werden können, ist durch den Beton und die fehlende Schweißnaht nicht intuitiv nachvollziehbar. Diese Einstellung ist allerdings notwendig um ein berechnungsfähiges Modell in RFEM zu erhalten. Die Definition der Stabendgelenke bezogen auf das lokale Stabkoordinatensystem (siehe Abb. 5.7) kann Tabelle 5.2 entnommen werden.



(a) Globales und lokales Koordinatensystem im Querschnitt

(b) Globales und lokales Koordinatensystem im Längsschnitt

Abb. 5.7: Definition von globalem Koordinatensystem und lokalem Stabkoordinatensystem**Tab. 5.2:** Definition der Stabendgelenke bezogen auf das lokale Stabkoordinatensystem nach Abb. 5.7 - Variante 1a

Gelenk	Bezugssystem	u_x	u_y	u_z	ϕ_x	ϕ_y	ϕ_z
starr	Lokal (Stab)	✓	✓	✓	✓	✓	✓
gelenkig	Lokal (Stab)	✓	✓	✓	✗	✗	✗

5.2.1.2 Variante 1b: Starrstäbe - oben und unten starr

Für die Modellierung der Starrstäbe oben und unten starr liegt ein anderer Modellansatz zu Grunde. Aufgrund der beschränkten Modellierungsmöglichkeiten in RFEM verglichen mit ABAQUS und einer Rechenzeitoptimierung soll die SCSC-Platte als Zweipunktquerschnitt modelliert werden. Grundlage für einen Zweipunktquerschnitt ist die schubstarre Verbindung zwischen Deck- und Bodenblech, eine Relativverschiebung von Deck- und Bodenblech soll verhindert werden. Da sich durch das Einführen zusätzlicher Gelenke wie in Variante 1a das System weicher verhält, wird in dieser Variante darauf verzichtet.

Tab. 5.3: Definition der Stabendgelenke bezogen auf das lokale Koordinatensystem nach Abb. 5.7- Variante 1b

Gelenk	Bezugssystem	u_x	u_y	u_z	ϕ_x	ϕ_y	ϕ_z
starr	Lokal (Stab)	✓	✓	✓	✓	✓	✓

5.2.2 Ermittlung der Verformung und der Schnittgrößen

Die Ermittlung der Verformung erfolgt über eine Schnittführung durch das Deckblech.

Im Gegensatz zu Variante 0, wo die SCSC-Platte als Fläche definiert ist, können die Schnittgrößen von Variante 1 nicht über eine reine Schnittführung ausgelesen werden. Die Ermittlung erfolgt auf Basis der Normalkräfte in Deck- und Bodenblech bzw. über die lokalen Querkräfte in den Starrstäben, analog zum Ansatz in Kapitel 4. Die Schnittgrößen der SCSC-Platte werden in Abschnitt 3.4.2 eingeführt und in Abb. 3.41 veranschaulicht.

Die lokalen Normalkräfte $n_{x,DB/BB}(x)$ und $n_{y,DB/BB}(x)$ werden mittels Schnittführung an Deck- und Bodenblech ausgelesen. Da das Moment aus den Normalkräften in Deck- und Bodenblech ermittelt wird, ist zu beachten, dass die Koordinate der ausgelesenen Werte der Normalkraft für Deck- und Bodenblech ident sind. Wenn Deck- und Bodenblech aus identischen, parallelen Teilflächen zusammengesetzt sind, wird diese Bedingung in RFEM automatisch erfüllt.

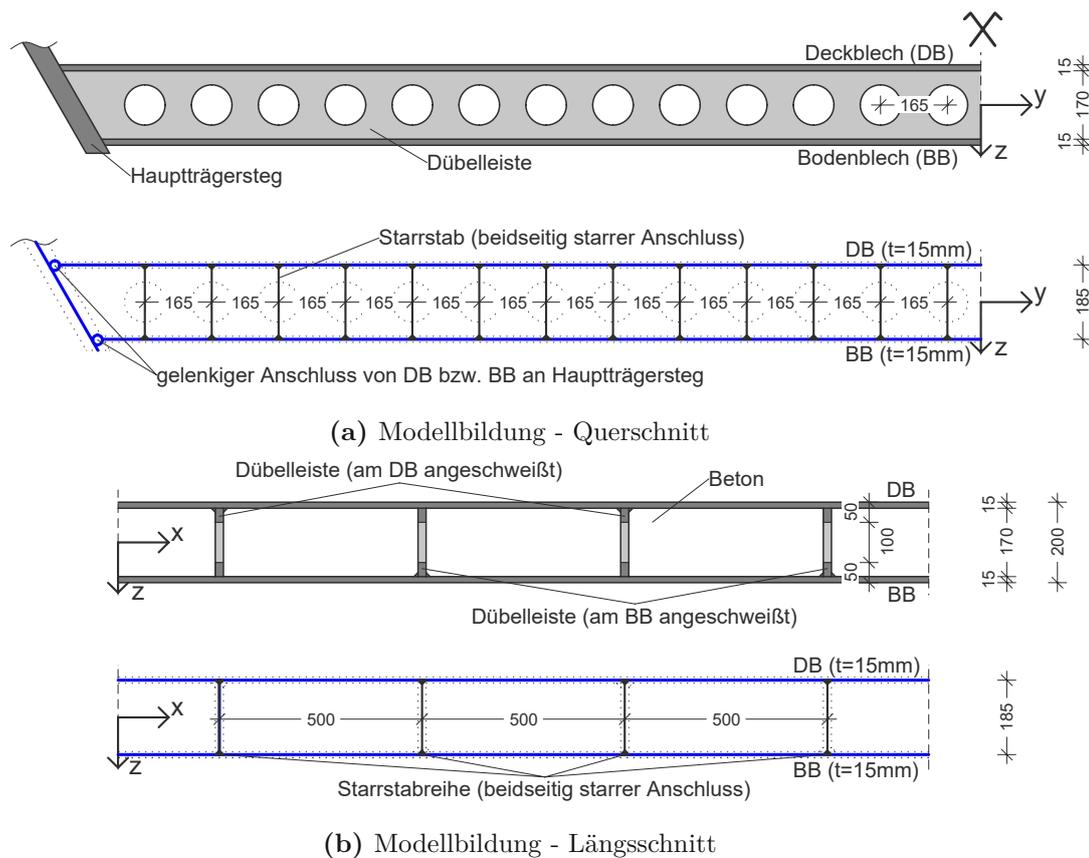


Abb. 5.8: Variante 1b: Modellbildung durch Kopplung von Deck- und Bodenblech mit Starrstäben - beidseitig starr

Die Berechnung der Normalkräfte der SCSC-Platte erfolgt nach Gleichungen (5.24) und (5.25).

$$n_{x,SCSC}(x) = n_{x,DB}(x) + n_{x,BB}(x) \quad (5.24)$$

$$n_{y,SCSC}(y) = n_{y,DB}(y) + n_{y,BB}(y) \quad (5.25)$$

Für die Ermittlung der Querkräfte werden die Starrstäbe herangezogen, die in dieser Modellierung die Schubverbindung zwischen den Blechen darstellen. An den Starrstäben können die lokalen Stabquerkräfte $V_{z,s}$ und $V_{y,s}$ ausgelesen werden (siehe Abb. 5.9). Auf Basis der lokalen Stabquerkräfte werden die Schnittgrößen $v_{x,SCSC}$ und $v_{y,SCSC}$ der Platte zurückgerechnet. Die Berechnung wird exemplarisch anhand der Längsrichtung erläutert und erfolgt für die Querrichtung analog. Das zugrunde liegende Prinzip zur Ermittlung der Querkraft wird bereits in Abschnitt 3.2.1.2 zur Berechnung des Schubflusses erwähnt. In Abb. 5.9 ist die Definition der lokalen Starrstabquerkräfte dargestellt.

Für den Verlauf der Querkraft $v_{x,SCSC}$ wird ein Starrstab je Starrstabreihe ausgewählt. Konkret zur Ermittlung von $v_{x,SCSC}$ in Plattenmitte muss der mittlere Stab jeder Starrstabreihe ausgewählt werden. Die lokale Stabschnittgröße V_z wird für jeden dieser Kopplungsstäbe ausgelesen. Je Kopplungsstab erhält man einen Wert am Stabanfang und einen am Stabende. RFEM fügt die Verläufe der einzelnen Stäbe, bezogen auf die lokale Starrstabachse, aneinander. Es ist in jedem Fall die Reihenfolge der ausgelesenen Werte zu überprüfen, da diese von der Nummerierung der Stäbe in RFEM abhängt.

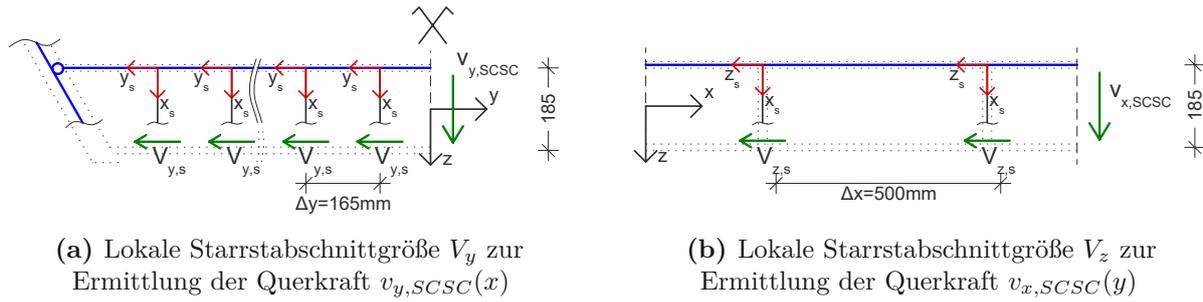


Abb. 5.9: Variante 1: Ermittlung der Querkräfte auf Basis der lokalen Starrstabschnittgrößen

Die Querkraft der Platte $v_{x,SCSC}(x)$ wird auf die globale Koordinate x bezogen. Die lokale Stabachsenkoordinate kann daher für die weitere Berechnung nicht sinnvoll verwendet werden und wird mit dem Faktor $\frac{\Delta x}{L_{Starrstab}}$ auf x umgerechnet. Wobei Δx der Abstand der ausgewählten Starrstäbe entlang der x -Achse und $L_{Starrstab}$ der Länge des Starrstabs entspricht. Die Umrechnung der lokalen auf die globale Koordinate erfolgt analog zu Abschnitt 3.2.1.2, wo die Berechnung exemplarisch durchgeführt wird.

Aus dem Verlauf der Starrstabschnittgröße $V_{z,s}$ entlang von x kann der Schubfluss $F_{\tau}(x)$ je Meter berechnet werden. Dafür ist es erforderlich, den ausgelesenen Wert an Stelle x mit der Anzahl der Starrstäbe $n_{Starrstab}$ je Meter zu multiplizieren.

$$n_{x,Starrstab} = \frac{1000}{\Delta y} = \frac{1000}{165} = 6,06 \quad (5.26)$$

Durch die Division der Querkraft durch den Abstand $\Delta x = 500 \text{ mm}$ der Starrstäbe zueinander erhält man den Schubfluss.

$$F_{\tau,x}(x) = \frac{V_{z,s} \cdot n_{x,Starrstab}}{\Delta x} \quad (5.27)$$

Aus dem Schubfluss kann mit $I_y = 25\,725 \text{ cm}^4$ und $S_y = 1387,5 \text{ cm}^3$ an der Unterkante des Deckblechs, berechnet jeweils für einen Meter, die Querkraft $v_x(x)$ rückgerechnet werden. Die Berechnung von I_y und S_y erfolgt für den Zweipunktquerschnitt (siehe Abb. 2.6a) nach Gleichungen (5.28) und (5.29). Die Berechnung der Querkraft erfolgt nach Gleichung (5.30).

$$\begin{aligned} I_y &= 2 \cdot \left(\frac{t_{DB}^3 \cdot 1000}{12} + t_{DB} \cdot 1000 \cdot z_{DB}^2 \right) = \\ &= 2 \cdot \left(\frac{15^3}{12} + 15 \cdot 92,5^2 \right) = 2,5725 \times 10^8 \text{ mm}^4 \end{aligned} \quad (5.28)$$

$$\begin{aligned} S_y &= t_{DB} \cdot 1000 \cdot z_{DB} = \\ &= 15 \cdot 1000 \cdot 92,5 = 1,3875 \times 10^6 \text{ mm}^3 \end{aligned} \quad (5.29)$$

$$v_{x,SCSC}(x) = - \frac{F_{\tau,x}(x) \cdot I_y}{S_y} \quad (5.30)$$

Es entsteht ein abgetreppter Verlauf der Querkraft, der sich durch die diskrete Schubverbindung mit den Starrstäben erklären lässt.

Für die Quertragwirkung erfolgt die Berechnung analog, unter Berücksichtigung der abweichenden Starrstababstände Δy in Querrichtung. Lediglich bei der Ermittlung des Schubflusses

$F_\tau(x)$ in Tragwerksmitte wird ein anderer Ansatz verfolgt. In Tragwerksmitte befindet sich keine modellierte Dübelleiste an der die Werte ausgelesen werden könnten. Um den Querkraftverlauf $v_y(x)$ dennoch ermitteln zu können, werden alle Dübelleisten innerhalb eines 1m-Streifens um die Feldmitte addiert.

$$n_{y,Starrstab} = \frac{1000}{\Delta x} = \frac{1000}{500} = 2,00 \quad (5.31)$$

$$F_{\tau,y}(y) = \frac{V_y \cdot n_{y,Starrstab}}{\Delta y} \quad (5.32)$$

$$v_y(y) = -\frac{F_{\tau,y}(y) \cdot I}{S} \quad (5.33)$$

Das Moment in Längsrichtung wird nach Gleichung (5.34) berechnet. Die Normalkräfte in Deck- und Bodenblech wirken mit einem Hebelsarm von $z_{DB} = z_{BB} = 92,5$ mm um die lokale Schwerachse der SCSC-Platte. Die Grundlage zur Ermittlung der Normalkräfte ist in Abb. 3.41 dargestellt.

$$m_x(x) = n_{x,DB}(x) \cdot z_{DB} + n_{x,DB}(x) \cdot z_{BB} \quad (5.34)$$

Die Berechnung für die Quertragwirkung erfolgt nach Gleichung (5.35) analog.

$$m_y(y) = n_{y,DB}(y) \cdot z_{DB} + n_{y,DB}(y) \cdot z_{BB} \quad (5.35)$$

5.2.3 Beurteilung der Modellierung

Die Modellierung mit Starrstäben ist für beide Varianten mithilfe der Kopierfunktion in RFEM einfach durchführbar. Die Knoten an den Stabenden werden in den zu koppelnden Flächen (Deck- und Bodenblech) automatisch berücksichtigt. Durch die Vielzahl der einzelnen Starrstäbe und Stabendenknoten ist eine nachträgliche Änderung der Geometrie mit größerem Aufwand verbunden. Im Fall einer Modelländerung wird ein Löschen und erneutes Einfügen aller Starrstäbe empfohlen. Positiv anzumerken ist, dass zu verbindende Flächen (hier Deck- und Bodenblech) in ihrer Geometrie durch die Starrstäbe nicht beeinflusst werden.

Bei der Auswertung der Starrstabschnittgrößen $V_{z,s}$ und $V_{y,s}$ ist zu beachten, dass die Aneinanderreihung der Stabergebnisse in der richtigen Reihenfolge erfolgt. Diese wird von der Nummerierung der Starrstäbe im Gesamtmodell durch RFEM beeinflusst. Die Ausgabe in Tabellenform ist jedenfalls anhand der Ausgabe im Grafikfenster zu kontrollieren.

5.3 Kopplung von Deck- und Bodenblech mit Volumenkörpern

Eine weitere Möglichkeit, die Schubübertragung zwischen Deck- und Bodenblech zu modellieren, bietet RFEM mit dem Volumenkörper Typ „Kontakt“. Es können unabhängig voneinander die Kraftübertragungsmechanismen normal und parallel zu den Flächen definiert werden. Zur besseren Nachvollziehbarkeit, werden alle Optionen angeführt. Eine detaillierte Beschreibung der getroffenen Einstellungen folgt in Abschnitt 5.3.1.1 und 5.3.1.2. Für eine genaue Beschreibung der unterschiedlichen Kopplungsmöglichkeiten wird auf das *RFEM 5 - Benutzerhandbuch* [3] verwiesen.

Kontakt senkrecht zu den Flächen

- Volle Kraftübertragung
- Ausfall bei Druck
- Ausfall bei Zug

Kontakt parallel zu den Flächen

- Ausfall, falls Kontakt senkrecht zu den Flächen nicht wirkt
- Volle Kraftübertragung
- Starre Reibung
- Starre Reibung mit Begrenzung
- Elastische Reibung
- Elastische Reibung mit Begrenzung
- Verhalten des elastischen Körpers

5.3.1 Modellierung

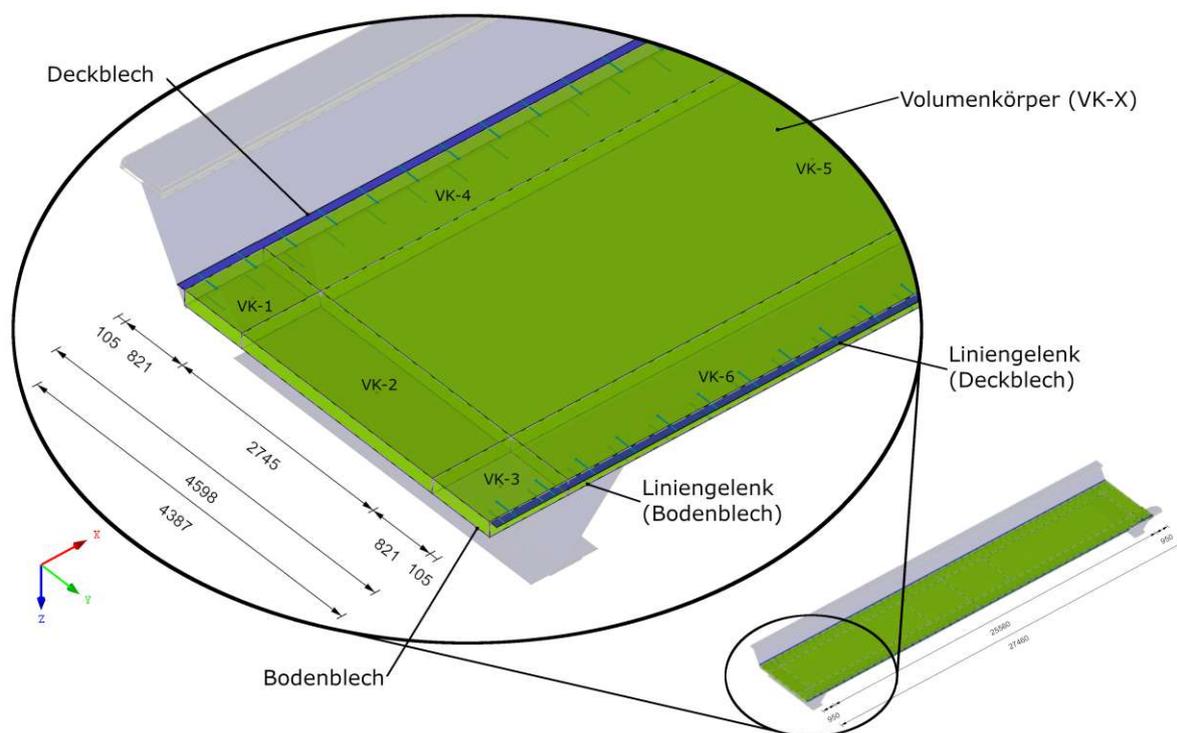


Abb. 5.10: Variante 2: RFEM-Modell der Kopplung der Bleche mit Volumenkörper - Typ Kontakt

Die Kopplung von Deck- und Bodenblech erfolgt kontinuierlich über die Volumenkörper. Grundvoraussetzung für die Kopplung von Flächen mit Volumenkörper sind parallele, identische Flächen. Am einfachsten erfolgt die Modellierung über die Funktion „Volumenkörper mit Kontakt erzeugen“. Der Befehl kann nach Auswahl der beiden zu koppelnden Flächen über die rechte Maustaste aufgerufen werden. Die seitlichen Begrenzungsflächen des Volumens werden automatisch erzeugt und haben die Steifigkeit „Null“. Im RFEM-Modell in Abb. 5.10 ist ersichtlich, dass für jede Teilfläche ein eigener Volumenkörper erzeugt wird. Für den Fall, dass zwei zu koppelnde Flächen noch nicht identisch groß sind werden die Flächen automatisch von RFEM geteilt. Die Modellbildung ist zudem für Längs- und Querschnitt in Abb. 5.11 dargestellt. In Abb. 5.11a ist ersichtlich, dass die Kopplung nur in dem Bereich möglich ist, indem Deck- und Bodenblech übereinander liegen.

Nach dem Erstellen eines Volumenkörpers müssen die gewünschten Kraftübertragungsmechanismen gewählt werden. Standardmäßig ist senkrecht zur Fläche „Volle Kraftübertragung“ und

parallel zur Fläche „Ausfall, falls Kontakt senkrecht zu den Flächen nicht wirkt“ ausgewählt. Das FE-Netz im Volumenkörper wird an die zu verbindenden Flächen angepasst, ein 3D-Element („finite Elementsäule“) verbindet die finiten Elemente in den zu koppelnden Flächen.

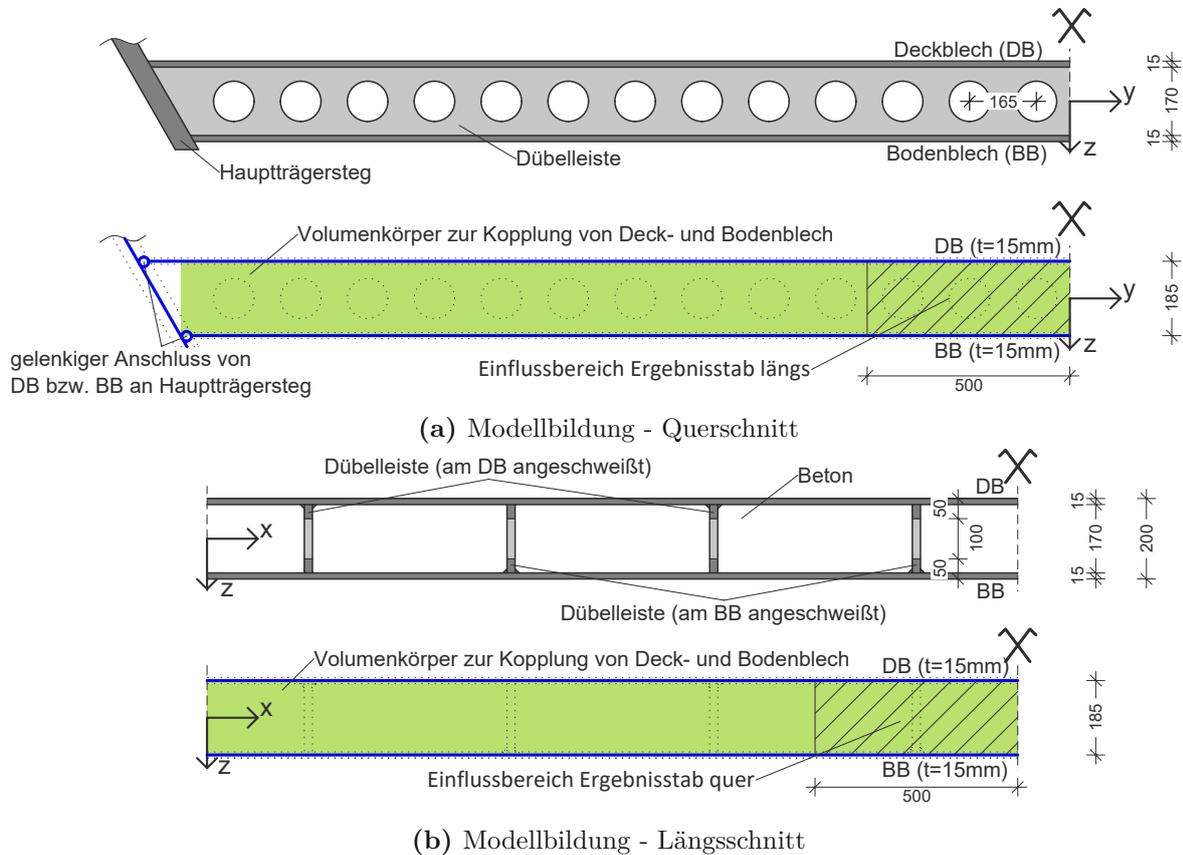


Abb. 5.11: Variante 2: Modellbildung durch Kopplung von Deck- und Bodenblech mit Volumenkörper - Typ Kontakt

Innerhalb der Modellierungsvariante mit den Volumenkörpern werden zwei unterschiedliche Einstellungen der Kraftübertragungsmechanismen betrachtet.

5.3.1.1 Variante 2a: Volumenkörper Typ Kontakt - volle Kraftübertragung

Sowohl für die Kraftübertragung senkrecht, als auch parallel zu den Flächen wird „Volle Kraftübertragung“ ausgewählt. Es wird angenommen, dass mit der Wahl dieser beiden Einstellungen der Zweipunktquerschnitt mit einer schubstarrten Verbindung des Deck- und Bodenblechs am ehesten nachgebildet werden kann. Es handelt sich um dieselben Einstellungen, die auch in Abschnitt 3.2.1.3 beschrieben werden.

5.3.1.2 Variante 2b: Volumenkörper Typ Kontakt - Ausfall Zug

In Variante 2b wird versucht die Materialeigenschaften des Betons im Modell zu berücksichtigen. In der Realität können nur Druck- aber keine Zugkräfte zwischen Deck- bzw. Bodenblech und dem Beton in der SCSC-Platte übertragen werden. Deshalb wird für die Kraftübertragung senkrecht zur Fläche „Ausfall bei Zug“ ausgewählt. Als logische Konsequenz wird für die Kraftübertragung parallel zur Fläche die Möglichkeit „Ausfall, falls Kontakt senkrecht zu den Flächen nicht

wirkt“ ausgewählt. Somit können bei Kontaktverlust normal zur Fläche auch keine Scherkräfte übertragen werden. Wie nachfolgend in Kapitel 6 gezeigt wird, ist diese Art der Modellbildung nicht geeignet. Die Vereinfachung der Geometrie ist zu gravierend, weil mit der Kopplung nicht nur das Verhalten des Betons alleine, sondern das Zusammenwirken von Beton und Dübelleiste berücksichtigt werden muss.

5.3.2 Ermittlung der Ergebnisse

Die Auswertung der Verformung u_z , sowie das Auslesen und die Berechnung der Schnittgrößen $n_{x,SCSC}(x)$, $n_{y,SCSC}(y)$, $m_{x,SCSC}(x)$ und $m_{y,SCSC}(y)$ erfolgt analog zu Variante 1 in Abschnitt 5.2.2.

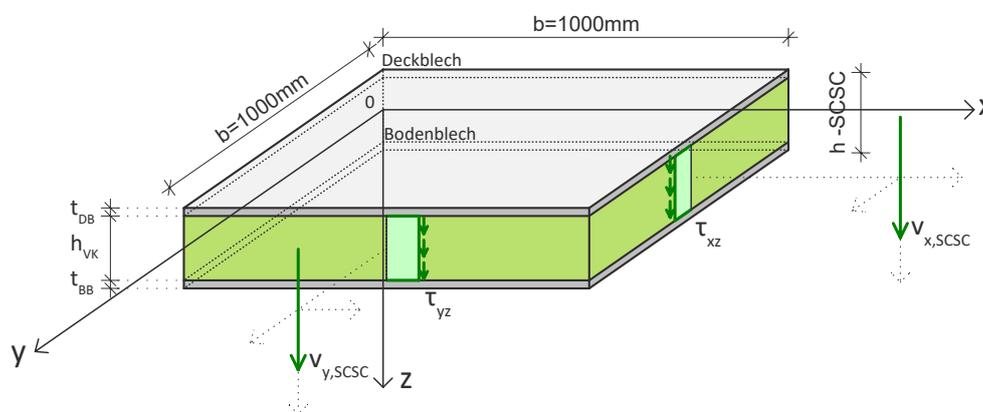


Abb. 5.12: Ermittlung der Querkräfte $v_{x,SCSC}(x)$ und $v_{y,SCSC}(y)$ aus den Volumenkörperschubspannungen τ_{xz} und τ_{yz}

Abweichend von Variante 1 erfolgt die Ermittlung der Querkräfte. In den Volumenkörpern werden Schubspannungen ausgelesen, auf Basis derer die Querkräfte $v_{x,SCSC}(x)$ und $v_{y,SCSC}(y)$ ermittelt werden können (siehe Abb. 5.12). Grundsätzlich wäre die Ermittlung über eine Schnittführung und Rückrechnung über Gleichungen (5.36) und (5.37) möglich, allerdings bietet RFEM mit dem Stabtyp „Ergebnisstab“ eine einfachere Alternative der Auswertung. Die Schubspannungen τ_{xz} und τ_{yz} nach Abb. 5.12 werden mit der Höhe des Volumenkörpers h_{VK} und der Breite b des betrachteten Abschnitts, in diesem Fall $b = 1000$ mm multipliziert. Der Schubspannungsverlauf entlang der Koordinate z ist im Volumenkörper konstant.

$$v_{x,SCSC}(x) = \tau_{xz}(x) \cdot h_{VK} \cdot b \text{ [kN/m]} \quad (5.36)$$

$$v_{y,SCSC}(y) = \tau_{yz}(x) \cdot h_{VK} \cdot b \text{ [kN/m]} \quad (5.37)$$

Bei einem Ergebnisstab handelt es sich um einen fiktiven Stab, der beliebig im Modell angeordnet werden kann und auf dem keine Lasten aufgebracht werden können. Für den Ergebnisstab müssen die Einzugsfläche, sowie die zu berücksichtigenden Modellbestandteile (Flächen, Stäbe und Volumenkörper) definiert werden. So kann z. B. als Einzugsfläche ein 1000 mm-Streifen mit einer der Höhe des Volumenkörpers h_{VK} festgelegt werden, in dem nur die Spannungen der Volumenkörper berücksichtigt werden (siehe Abb. 5.11). Die Schnittgrößen werden durch Integration der Spannungen im Einzugsbereich ermittelt. Für einen korrekten Verlauf der Querkraft muss in den globalen Berechnungsparametern die Stabteilung für Ergebnisverläufe ausreichend groß gewählt

werden. Das ist vor allem für die Abbildung des Querkraftsprungs beim Endquerträger essentiell. In dieser Arbeit wird die Einstellung mit 300 Unterteilungen festgelegt. Intern in RFEM wird der längste auftretende Stab durch 300 geteilt und die erhaltene Länge als Teilungslänge für alle Stäbe verwendet [3].

Für die Ermittlung der Querkraft in Quer- und Längsrichtung wird jeweils ein Ergebnisstab definiert. Es sollen nur die Spannungen der Volumenkörpern innerhalb der Einzugsfläche $1000\text{ mm} \times 185\text{ mm}$ berücksichtigt werden. Je nach Verlauf der Spannungen normal zur Längsrichtung des Ergebnisstabs erfolgt eine Mittelwertbildung über die Einzugsbreite des Ergebnisstabs (siehe Anhang C). Die Lage der Ergebnisstäbe kann Abb. 5.13 entnommen werden, die halbe Einzugsfläche (aufgrund der Symmetrieebene) ist für die Längsrichtung in Abb. 5.11a und für die Querrichtung in Abb. 5.11b dargestellt. Sowohl der Ergebnisstab in Längs-, als auch in Querrichtung sind in den Symmetrieebenen der Trogbrücke angeordnet. Für den Verlauf der Querkraft $v_{x,SCSC}(x)$ wird die Schubspannung τ_{xz} über den Ergebnisstab in Längsrichtung integriert. Für der Verlauf der Querkraft $v_{y,SCSC}(y)$ wird die Schubspannung τ_{yz} über den Ergebnisstab in Querrichtung integriert.

In Anhang C wird die Ermittlung der Querkraft mittels Schnittführung und Ergebnisstäbe mit unterschiedlicher Breite gegenübergestellt.

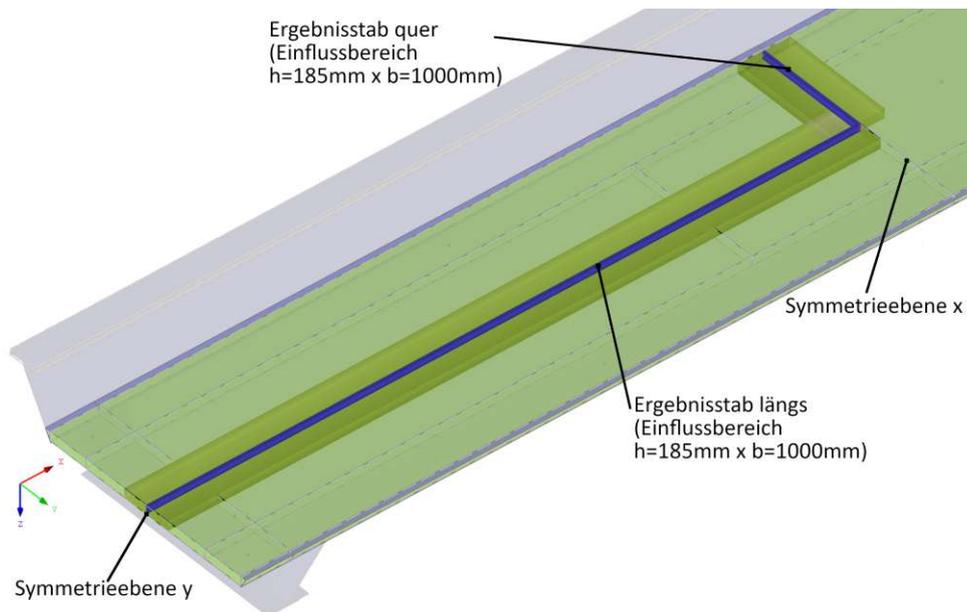


Abb. 5.13: Variante 2: Auslesen der Querkraftverläufe mit Ergebnisstäben

5.3.3 Beurteilung der Modellierung

Vorteil der Modellierung mit Volumenkörpern ist die kontinuierliche Kopplung von Deck- und Bodenblech, sowie die geringe Anzahl an „Kopplungselementen“. Dadurch ist eine nachträgliche Modifikation einfacher möglich. Allerdings wird auch hier empfohlen, dass die Volumenkörper vor einer Änderung am Modell entfernt und nachträglich wieder eingefügt werden. Die zusätzlichen Teilflächen, welche durch die Kopplung mit den Volumenkörpern entstehen, erschweren eine nachträgliche Modifikation der Geometrie.

Bei der Modellierung der Volumenkörper müssen die seitlichen Begrenzungsflächen einfache Flächen mit genau vier Begrenzungslinien sein. Eine Unterteilung in Teilbegrenzungsflächen oder Teilbegrenzungslinien ist nicht möglich. Je nach Anordnung der Ergebnisstäbe kann das zu

Problemen führen, da mit dem Ergebnisstab zusätzliche Linien und Knoten eingeführt werden, die in weiterer Folge die Begrenzungslinien und Flächen unterteilen. Das tritt dann auf, wenn die Linie, die automatisch mit dem Ergebnisstab erzeugt wird, in einer Begrenzungsfläche liegt, oder wenn ein Knoten eines Ergebnisstabs auf einer Begrenzungslinie liegt. Das Problem kann umgangen werden, indem z. B. der Ergebnisstab zweigeteilt eingegeben wird und das Ergebnis der einzelnen Ergebnisstäbe addiert bzw. unter Nutzung von Symmetrieeigenschaften verdoppelt wird. Eine weitere Möglichkeit ist es, den Ergebnisstab mit einer gewissen Exzentrizität zur auszuwertenden Lage zu definieren und die abweichende Lage bei der Definition der Einflussfläche zu berücksichtigen. Diese Art der Eingabe wird bei der Auswertung der Ergebnisse in Querrichtung verwendet.

In dieser Arbeit werden nur die beiden oben angeführten Optionen des Kraftübertragungsmechanismus untersucht, grundsätzlich könnte die Tragwirkung durch die Wahl eines anderen Kraftübertragungsmechanismus beeinflusst werden. Es ist zu beachten, dass die Kraftübertragung nicht für die Quer- und Längstragwirkung unterschieden werden kann.

5.4 Kopplung von Deck- und Bodenblech mit ideeller Dübelleiste

In Variante 3 werden die Erkenntnisse zum Quermodell aus Abschnitt 4.1 berücksichtigt. In den Untersuchungen zum Quermodell hat sich gezeigt, dass die Quertragwirkung über eine ideale Dübelleiste t_{ideell} abgebildet werden kann. Für die Längstragwirkung konnte in Abschnitt 4.2 keine Lösung gefunden werden. Für die Verwendung des Konzepts am Gesamtmodell wird angenommen, dass der starre Anschluss zwischen Deck- bzw. Bodenblech, also die entstehende Vierendeelträgerwirkung, die Schubtragwirkung in Längsrichtung ausreichend abbildet.

5.4.1 Modellierung

Die Schubverbindung von Deck- und Bodenblech erfolgt über Dübelleisten der Dicke t_{ideell} . Die Dübelleisten werden wie auch in der realen Platte im Abstand von $\Delta x = 500$ mm angeordnet. Die Dübelleisten werden starr mit Deck- und Bodenblech verbunden. Zum Hauptträgersteg besteht in der Realität keine Verbindung, daher wird ein Gelenk angeordnet bei dem alle Freiheitsgrade freigegeben sind.

Diese Variante entspricht am ehesten der realen Geometrie der SCSC-Platte, der Beton wird in der Modellierung allerdings nicht berücksichtigt. Welche Einflussfaktoren über die ideale Dicke der Dübelleiste abgebildet werden, wird in Abschnitt 4.1 genauer erläutert.

5.4.2 Ermittlung der Ergebnisse

Die Ermittlung der Ergebnisse für die Verformung sowie die Schnittgrößen $n_{x,SCSC}(x)$, $n_{y,SCSC}(y)$, $m_{x,SCSC}(x)$ und $m_{y,SCSC}(y)$ erfolgt analog zu Variante 1. (siehe Abschnitt 5.2) Wie auch bei Variante 1 ist beim Auslesen der Normalkraftverläufe $n_{DB}(x)$ und $n_{BB}(x)$ zu beachten, dass die Werte an der gleichen globalen Koordinate x bzw. y ausgelesen werden.

Der Querkraftverlauf $v_{y,SCSC}(y)$ in Querrichtung kann aus den Schubspannungen τ_{xy} (bezogen auf das lokale Koordinatensystem in Abb. 5.16) in der Dübelleiste rückgerechnet werden. Für den Querkraftverlauf in Querrichtung wird die maximale Schubspannung in der Dübelleiste ausgelesen

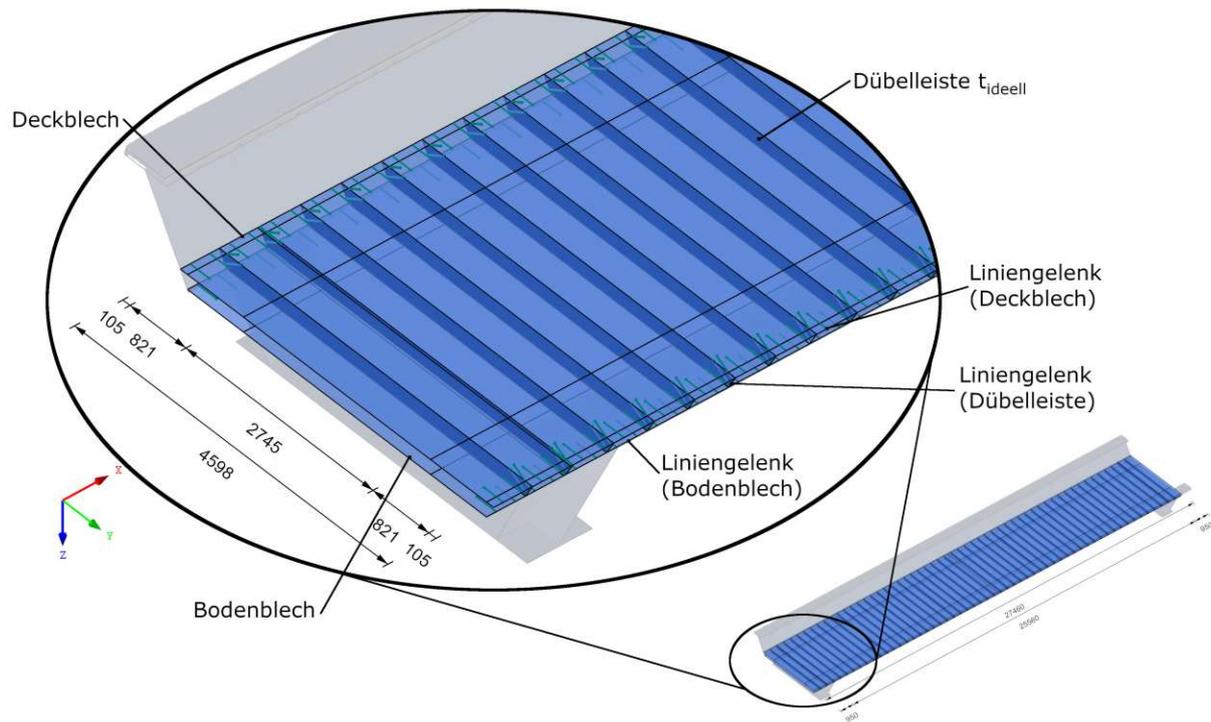


Abb. 5.14: Variante 3: RFEM-Modell der Kopplung von Deck- und Bodenblech mit Dübelleisten der Dicke t_{ideell}

und $v_{x,SCSC}(y)$ nach Gleichung (5.40) ermittelt. Wobei $I_x = 26\,806\text{ cm}^4$ und $S_{x,max} = 1483\text{ cm}^3$ jeweils für 1 m-Streifen der Platte berechnet sind.

$$\begin{aligned}
 I_x &= 2 \left[\frac{t_{DB/BB}^3 \cdot 1000}{12} + t_{DB/BB} \cdot 1000 \cdot z_{DB/BB}^2 \right] + 2 \cdot \left[\frac{t_{DL} \cdot h_{DL}^3}{12} \right] = \\
 &= 2 \left[\frac{15^3 \cdot 1000}{12} + 15 \cdot 1000 \cdot 92,5^2 \right] + 2 \cdot \frac{13,2 \cdot 170^3}{12} = 2,6806 \times 10^8 \text{ mm}^4
 \end{aligned} \tag{5.38}$$

$$\begin{aligned}
 S_x &= t_{DB/BB} \cdot 1000 \cdot z_{DB/BB} + t_{DL} \cdot \frac{h_{DL}^2}{4} = \\
 &= 15 \cdot 1000 \cdot 92,5 + 15 \cdot \frac{170^2}{4} = 1,483 \times 10^6 \text{ mm}^3
 \end{aligned} \tag{5.39}$$

$$v_{y,SCSC}(y) = \frac{-2 \cdot \tau_{xy}(y) \cdot I \cdot t_{ideell}}{S_{max}} \tag{5.40}$$

Für die Auswertung des Querkraftverlaufs in Längsrichtung zeigt sich, dass sich die ursprüngliche Annahme der ausreichenden Vierendeeltragwirkung als falsch erweist. Durch die geringe Dicke der ideellen Dübelleisten stellt sich keine ausreichende Vierendeeltragwirkung ein und die Querkraft in Längsrichtung wird vom modellierten System unterschätzt. Nachdem diese Modellierung unrealistisch geringe Querkräfte ergibt, wird auf eine Berücksichtigung des Querkraftverlaufs in Längsrichtung im nachfolgenden Vergleich verzichtet.

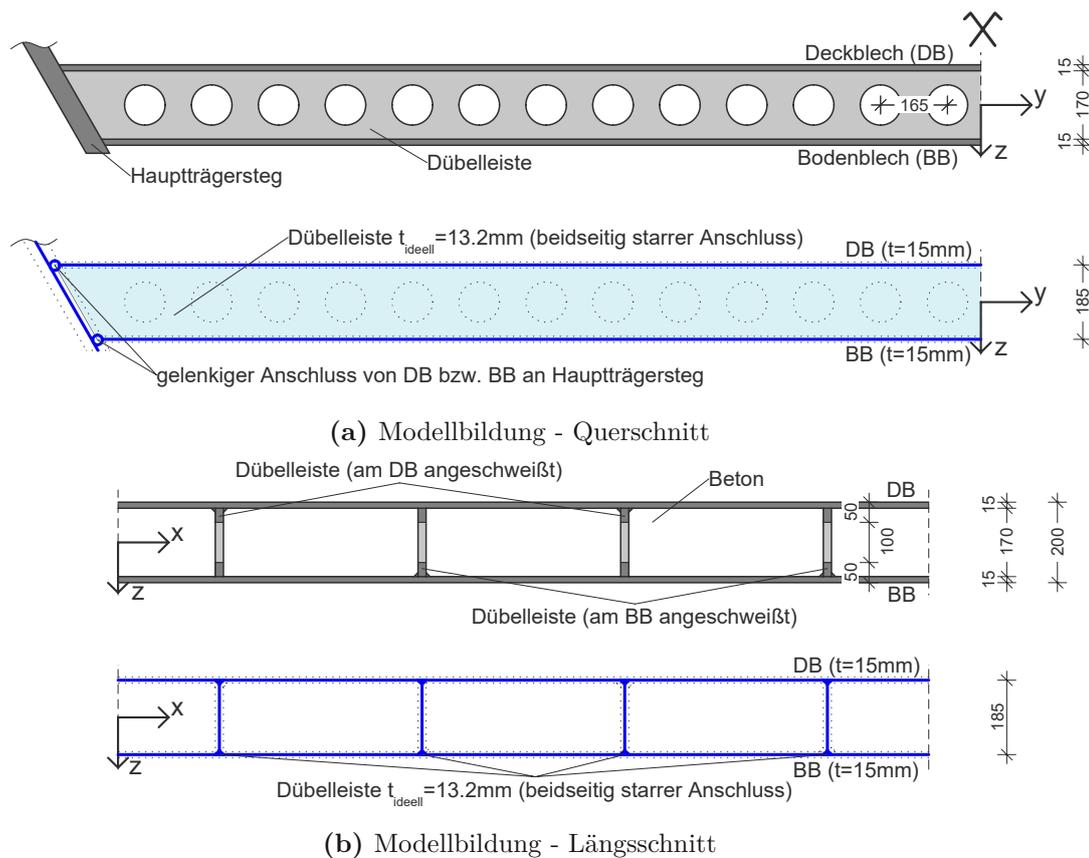


Abb. 5.15: Variante 3: Modellbildung durch Kopplung von Deck- und Bodenblech mit Dübelleisten der Dicke t_{ideell}

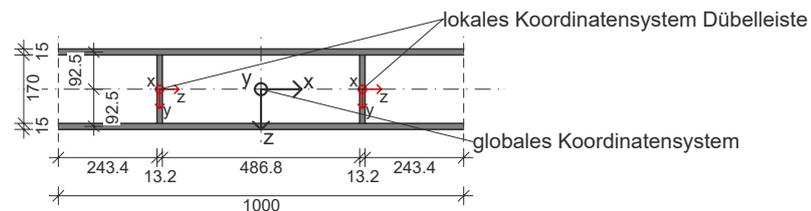


Abb. 5.16: Variante 3: Querschnitt zur Ermittlung von I_x und S_x und Definition des lokalen- und globalen Koordinatensystems

5.4.3 Beurteilung der Modellierung

Damit das Auslesen der Normalkräfte an derselben globalen x - bzw. y -Koordinate möglich ist, werden Deck- und Bodenblech zwischen den Dübelleisten in einzelne Teilflächen unterteilt. Dieser Umstand erschwert eine nachträgliche Modifikation des Modells zunehmend, da sowohl die Geometrie, als auch die Wirkungsbereiche der aufgebracht Lasten von den zusätzlichen Teilflächen beeinflusst werden. Nachteilig ist anzumerken, dass die Schubtragwirkung in Längsrichtung vom System nicht ausreichend abgebildet wird.

Kapitel 6

Vergleich der Ergebnisse

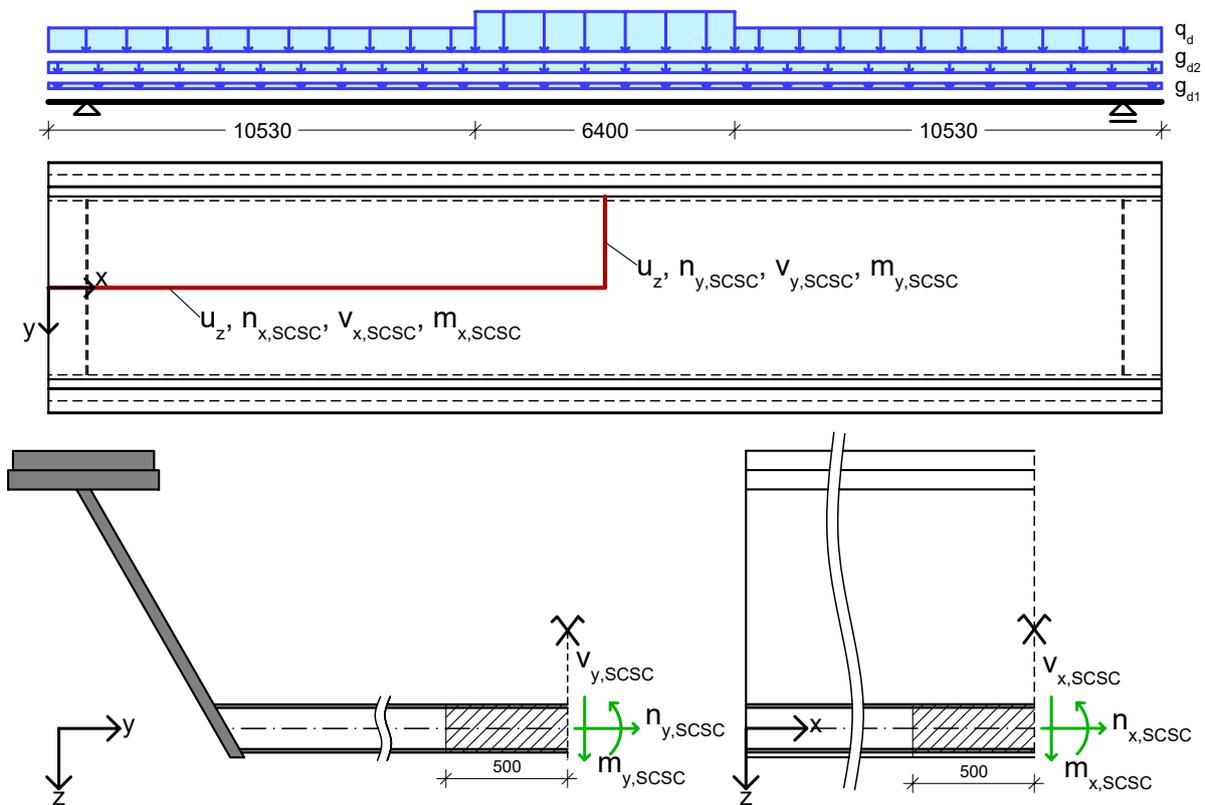


Abb. 6.1: Betrachtete Lastkombination, Schnittführung und ausgewertete Ergebnisse zur Beurteilung der Längs- und Quertragwirkung der Modellvarianten

Die Modelle sollen anhand der Ergebnisse für Verformung und Schnittgrößen der SCSC-Platte analysiert werden. Die Schnittführungen können Abb. 6.1 entnommen werden. Die hier ausgewerteten Schnittgrößen beziehen sich auf die SCSC-Platte und gelten jeweils für einen Plattenstreifen mit der Breite $b = 1000$ mm. Für die Schnittgrößen mit dem Index „x“ ist der halbe Plattenstreifen im Querschnitt der Trogbrücke schraffiert dargestellt. Analog dazu ist der halbe Plattenstreifen der Schnittgrößen mit dem Index „y“ in Tragwerksmitte im Längsschnitt der Trogbrücke dargestellt.

Die Plattenschnittgrößen n_{SCSC} und m_{SCSC} werden aus der Normalkräften n_{DB} im Deckblech und n_{BB} im Bodenblech ermittelt. Da durch den Anschluss an den geneigten Hauptträgersteg im Randbereich der SCSC-Platte nur das Deckblech vorhanden ist, können in diesem Bereich mit dem gewählten Modell keine Plattenschnittgrößen ermittelt werden (siehe Abb. 6.1). Der Querschnitt in Tragwerksmitte wird daher nur in dem Bereich geführt, indem Deck- und Bodenblech übereinander vorhanden sind.

Die Berechnung der Ergebnisse wird für beide Tragrichtungen und alle ausgewerteten Verformungen und Schnittgrößen mit der Lastkombination „ULS – LK Hauptträger – Laststellung M_{max} “ (siehe Abschnitt 3.3.2), angeführt in Gleichung (6.1), ermittelt. Es handelt sich hierbei vor allem für die Quertragwirkung nicht um die maßgebende Lastkombination, dennoch wird diese Lastkombination für eine einheitliche Ausgangslage im Vergleich der Ergebnisse ausgewählt. Genauere Angaben zur Lastkombination sind in Tabelle 3.4 und Tabelle 3.6 angeführt. Die Ergebnisse der in dieser Arbeit entwickelten Varianten werden auf Variante 0 bezogen, da diese die Ausgangsmodellierung darstellt.

$$E_d = 1,35 \cdot (g_{k1} + g_{k2}) + 1,97 \cdot q_k \quad (6.1)$$

6.1 Verformung u_z

Die Verformung der Modelle wird anhand von Schnittführungen in den Symmetrieebenen in Längs- und Querrichtung analysiert. Die vertikale Verformung u_z setzt sich aus der Haupttragwirkung der Trogbrücke und der Quertragwirkung der SCSC-Platte zusammen. Am Querschnitt in Tragwerksmitte können die Anteile aus der Haupt- und Plattentragwirkung abgelesen werden. Die Verformung aus der Haupttragwirkung kann am Plattenrand abgelesen werden. Die Verformung in Plattenmitte setzt sich aus der Haupttragwirkung und der Plattentragwirkung in Querrichtung zusammen. Für den Längsschnitt in Tragwerksmitte ist daher zu bedenken, dass die Verformung sowohl durch die Modellierung in Längsrichtung, als auch durch die Modellierung in Querrichtung beeinflusst wird. Für ein besseres Verständnis des Einflusses der Modellierung auf die Haupttragwirkung wird zusätzlich ein Längsschnitt am Plattenrand geführt.

6.1.1 Längstragwirkung

Der Vergleich der Verformungen in Längsrichtung wird für einen Längsschnitt in Plattenmitte (siehe Abb. 6.2) und am Plattenrand (siehe Abb. 6.3) durchgeführt. In Plattenmitte sind sowohl die Einflüsse aus der Haupttragwirkung der Trogbrücke, als auch die Einflüsse aus der Quertragwirkung der SCSC-Platte zu beobachten. Anhand der Verformungen für die Schnittführung am Plattenrand in Abb. 6.2 kann die Verformung in Längsrichtung ohne die Einflüsse aus der Quertragwirkung analysiert werden. Die maximalen Verformung je Variante und Schnittführung sind in Tabelle 6.1 aufgelistet. Die Abweichung der maximalen Verformung $u_{z,max}$ wird jeweils auf Variante 0 bezogen und nach Gleichung (6.2) ermittelt.

$$\frac{\text{Ergebnis Variante i}}{\text{Ergebnis Variante 0}} \quad (6.2)$$

In Abb. 6.2 bzw. Tabelle 6.1 ist ersichtlich, dass Variante 2b wesentlich größere Verformungen aufweist, als die anderen Modellierungsvarianten. Die Abweichung der maximalen Verformung beträgt 139% und ist nicht plausibel. In weiterer Folge wird Variante 2b nicht mehr für den Vergleich der Modellierungsvarianten herangezogen.

Allgemein lässt sich anhand Abb. 6.2 und Abb. 6.3 erkennen, dass der Einfluss unterschiedlicher Modellierungen auf die Haupttragwirkung geringer ist, als der Einfluss auf die Plattentragwirkung. Das erscheint durchaus nachvollziehbar, nachdem die Haupttragwirkung im Gegensatz zur Plattentragwirkung nur zu einem Teil auf der Steifigkeit der SCSC-Platte basiert und auch die Steifigkeit der Hauptträger einen Einfluss auf die Verformung hat. Im Gegensatz dazu ist der Einfluss der Modellierung auf die alleinige Verformung der SCSC-Platte in Querrichtung wesentlich größer, wie nachfolgend in Abschnitt 6.1.2 gezeigt wird.

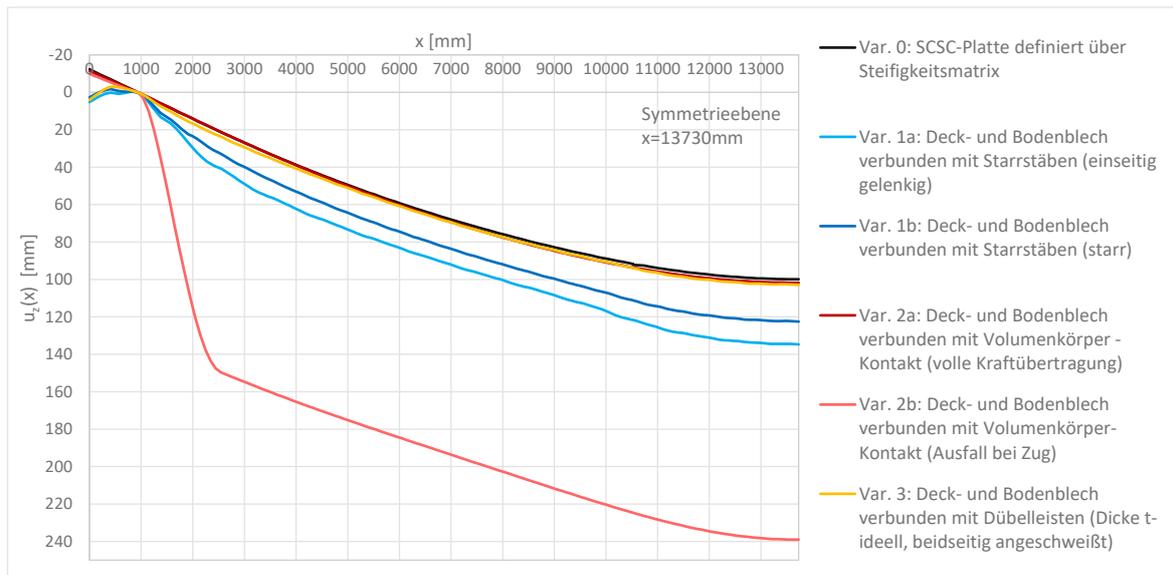


Abb. 6.2: Vergleich der Verformung $u_z(x)$ in Plattenmitte [mm] (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max})

Tab. 6.1: Vergleich der Verformungen $u_z(x)$ [mm] (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max})

Kurzbeschreibung	Plattenmitte		Plattenrand	
	$u_{z,max}$	Abweichung	$u_{z,max}$	Abweichung
V0 Steifigkeitsmatrix	99,9 mm	0 %	91,0 mm	0 %
V1a Starrstab (gelenkig)	134,7 mm	+35 %	98,8 mm	+9 %
V1b Starrstab (starr)	122,5 mm	+23 %	97,9 mm	+8 %
V2a Volumenkörper	101,8 mm	+2 %	94,0 mm	+3 %
V2b Volumenkörper (Ausfall bei Zug)	239,0 mm	+139 %	-	-
V3 Dübelleiste	102,9 mm	+3 %	94,0 mm	+3 %

Die größere Verformung bei Variante 1a und 1b kann durch die diskrete Verbindung der Bleche mit Starrstäben begründet werden. Die Kopplung der Verschiebung im Raster $500 \text{ mm} \times 165 \text{ mm}$ ergibt ein „weicheres“ System als das z. B. für Variante 2a der Fall ist, bei der die Bleche kontinuierlich durch den Volumenkörper verbunden sind. Eine Verbesserung könnte durch ein engeres Raster der Starrstäbe erzielt werden. Die „weiche“ Kopplung von Deck- und Bodenblech wirkt sich auch auf das Verformungsverhalten des Hauptträgers aus, da auch am Rand für Variante 1a und 1b größere Verformungen auftreten. Für Variante 1a entstehen, durch die nachgiebigere Modellierung mit den einseitig angeordneten Gelenken, zudem größere Verformungen als bei Variante 1b. Der Einfluss der Gelenke kann vor allem in Tragwerksmitte beobachtet werden, wo bei Variante 1a (einseitig gelenkig) eine größere Abweichung von 35 % im Gegensatz zu Variante 1b (starr) mit 23 % auftritt. In Auflagernähe tritt bei der Schnittführung am Rand die erwartete negative Verformung im auskragenden Teil der Trogbrücke auf. In Plattenmitte im auskragenden Bereich beim Endquerträger tritt wider Erwarten eine positive Verformung auf. Die Verformung wird am Deckblech ausgelesen, in diesem Bereich sind bei den

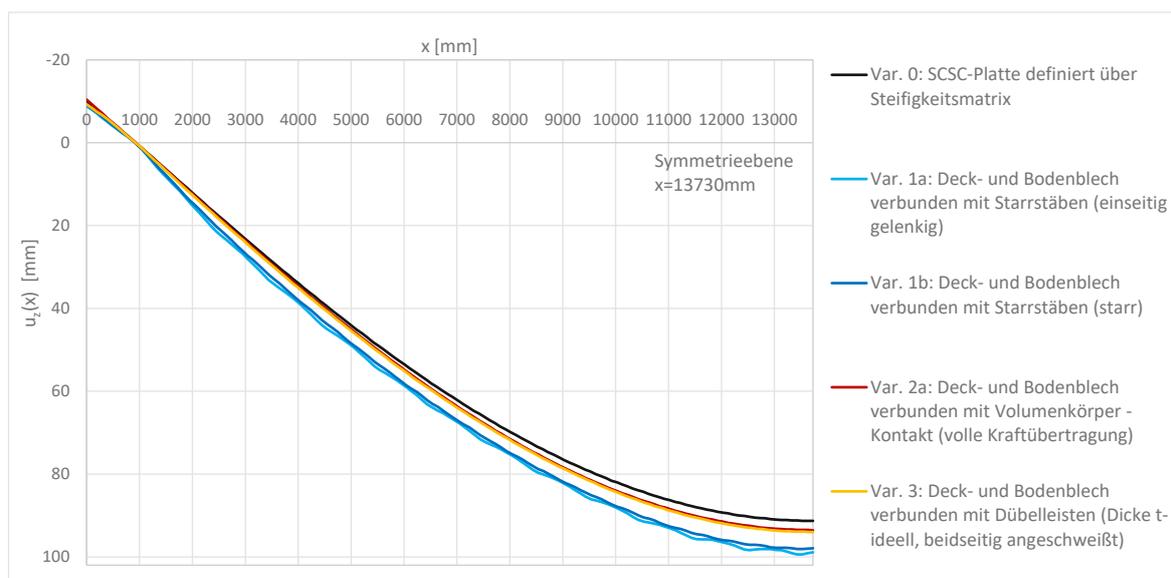


Abb. 6.3: Vergleich der Verformung $u_z(x)$ am Plattenrand [mm] (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max})

diskreten Kopplungsvarianten keine verbindenden Elemente mehr angeordnet. Es handelt sich hierbei um die lokale Durchbiegung des Deckblechs und nicht um die Verformung der gesamten SCSC-Platte. Am Plattenrand tritt dieses Phänomen durch die Nähe zum Hauptträgersteg nicht auf.

Für Variante 0, Variante 2a und Variante 3 treten trotz unterschiedlicher Modellierungsansätze nahezu gleiche Verformungen auf. Für Variante 2a erfolgt die Kopplung von Deck- und Bodenblech kontinuierlich. Die modellierte SCSC-Platte entspricht einem Zweipunktquerschnitt. Die Abweichung der Verformung von Variante 0 ist in Plattenmitte und am Plattenrand ähnlich. Somit ist der Einfluss der Modellierung auf die Quertragwirkung gleich groß wie bei Variante 0.

Variante 3 entspricht einer diskreten Verbindung der Bleche in Längsrichtung und einer kontinuierlichen Verbindung entlang der modellierten, ideellen Dübelleiste in Querrichtung. Die Abweichung der Verformung u_z zu Variante 0 ist am Rand und in Plattenmitte identisch. Die Quertragwirkung wird somit von beiden Modellvarianten gleich abgebildet. Das, trotz der zum Teil diskreten Kopplung, steife Tragverhalten dieser Modellierung könnte durch die starre, kontinuierliche Kopplung von Deck- und Bodenblech in Querrichtung im Abstand von 500 mm und die zusätzliche Steifigkeit durch die modellierten, ideellen Dübelleisten begründet werden. Auch hier tritt im Auflagerbereich eine positive Verformung des Deckblechs durch die fehlenden Verbindungselemente im auskragenden Teil der Trogbücke auf.

6.1.2 Quertragwirkung

Die Verformung $u_z(y)$, ausgelesen am Schnitt in Tragwerksmitte in Querrichtung, ist in Abb. 6.4 dargestellt.

Um einen Vergleich der Quertragwirkung zu ermöglichen, wird die Verformung der Hauptträger am Rand der SCSC-Platte herausgerechnet und nur die Differenz der Verformung in Tabelle 6.2 berücksichtigt. Die Differenzverformung wird nach Gleichung (6.3) berechnet. Die Ergebnisse sowie die Abweichung bezogen auf Variante 0 (nach Gleichung (6.2)) ist in Tabelle 6.2 dargestellt.

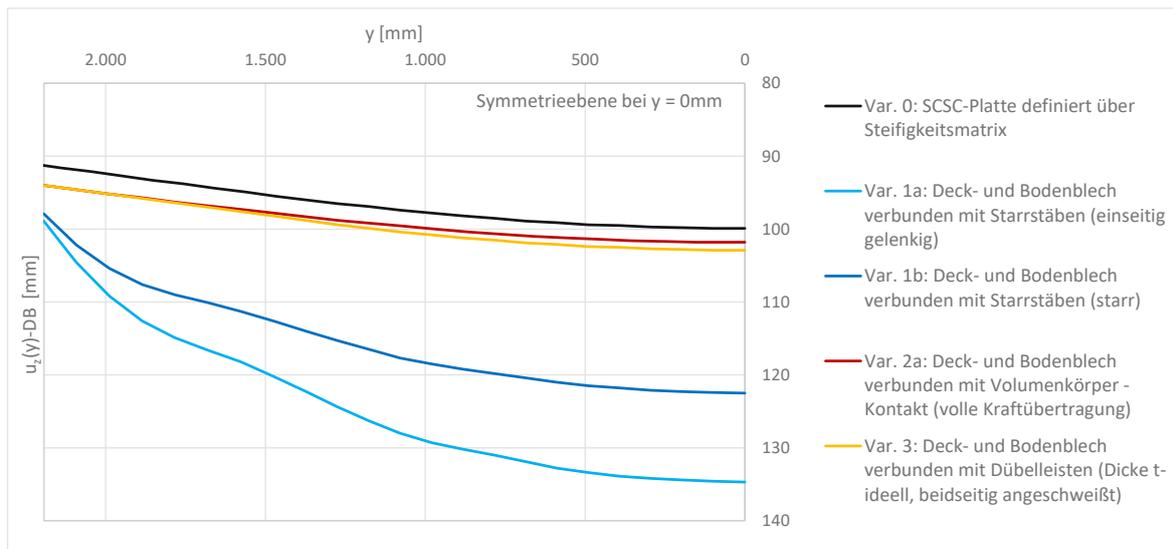


Abb. 6.4: Vergleich der Verformung $u_z(y)$ am Querschnitt in Tragwerksmitte [mm] (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max})

$$\Delta u_z = u_{z,Mitte} - u_{z,Rand} \quad (6.3)$$

Der Einfluss der Modellierung auf die Quertragwirkung ist bei Berücksichtigung der Differenzverformung Δu_z deutlich ersichtlich. Variante 1a und 1b mit der diskreten Kopplung von Deck- und Bodenblech weisen den größten Zuwachs der Verformungen aus der Plattentragwirkung auf. Auch hier ist ersichtlich, dass die einseitige Anordnung von Gelenken eine nachgiebigere Modellierung darstellt. Die Kopplung von Deck- und Bodenblech mit Volumenkörpern in Variante 2a bewirkt für die Quertragwirkung um 12% geringere Verformungen als Variante 0. Dieser Unterschied der Verformungen kann auf unterschiedliche Biegesteifigkeiten der Modellvarianten der SCSC-Platte in Querrichtung zurückgeführt werden. In Variante 2a soll die Biegesteifigkeit des Zweipunktquerschnitts abgebildet werden. Im Gegensatz dazu wird für Variante 0 90% der Biegesteifigkeit des Zweipunktquerschnitts bei der Ermittlung der Steifigkeitsmatrix berücksichtigt.

Für Variante 3 kann der gleiche Verformungszuwachs wie bei Variante 0 beobachtet werden, was nicht weiter verwunderlich ist, da diese Art der Modellierung auf dem ABAQUS-Ersatzquermodell [4] für die Quertragwirkung bzw. einem RFEM-Ersatzquermodell [4], definiert über die gleiche Steifigkeitsmatrix, basiert.

Tab. 6.2: Vergleich der Verformungen $u_z(y)$ [mm] (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max})

Kurzbeschreibung		Verformung $u_{z,Rand}$	Verformung $u_{z,Mitte}$	Δu_z	Abweichung
V0	Steifigkeitsmatrix	91,0 mm	99,9 mm	8,9 mm	0 %
V1a	Starrstab (gelenkig)	98,8 mm	134,7 mm	35,8 mm	+302 %
V1b	Starrstab (starr)	97,9 mm	122,5 mm	24,6 mm	+176 %
V2a	Volumenkörper	94,0 mm	101,8 mm	7,8 mm	-12 %
V2b	Volumenkörper (Ausfall bei Zug)	-	-	-	-
V3	Dübelleiste	94,0 mm	102,9 mm	8,9 mm	0 %

6.2 Plattenschnittgrößen in Längsrichtung

Für den Vergleich der Varianten werden die Plattenschnittgrößen in Längsrichtung in der Plattenmitte für die Lastkombination „ULS – LK Hauptträger – M_{max} “ (siehe Abschnitt 3.3.2) ausgewertet. Bezogen auf Variante 0 wird die Abweichung der einzelnen Modellierungsvarianten nach Gleichung (6.2) ermittelt. Die Schnittführung ist in Abb. 6.1 dargestellt. Eine detaillierte Auswertung an weiteren Schnitten für die bevorzugte Variante erfolgt in Kapitel 7.

6.2.1 Normalkraft $n_x(x)$

In Abb. 6.5 ist der Verlauf der Normalkräfte in Längsrichtung für die Lastkombination „ULS – LK Hauptträger – M_{max} “ (siehe Abschnitt 3.3.2) dargestellt. Das Ergebnis der Normalkräfte ist für alle Varianten sowohl für den Verlauf, als auch für den Maximalwert ähnlich. Die Normalkraft ist für alle Varianten am Beginn der Trogbrücke Null und hat den Maximalwert in Tragwerksmitte. Die Auswertung der Normalkraft ist in Abb. 6.5 dargestellt. In Tabelle 6.3 werden die Maximalwerte je Variante gegenübergestellt und die Abweichung bezogen auf Variante 0 nach Gleichung (6.2) ermittelt.

Es ist zu erkennen, dass für Variante 0 geringere Werte der Normalkraft ausgelesen werden. Grund dafür ist die höhere Biegesteifigkeit der SCSC-Platte in Längsrichtung, die mit 115 % des Zweipunktquerschnitts angesetzt wird. Die anderen Modellierungsvarianten, welche auf dem Modellierungskonzept „Nachbildung des Zweipunktquerschnitts“ beruhen, weisen ungefähr gleich große Werte für die Normalkraft auf. Deck- und Bodenblech werden für alle in dieser Arbeit eingeführten Modellierungsvarianten gleich modelliert. Der Unterschied der Modellierungsvarianten liegt in der Kopplung von Deck- und Bodenblech. Die Dehnsteifigkeit der SCSC-Platte in Längsrichtung ist für alle Varianten gleich groß. Nachdem die Normalkraft mit der Dehnsteifigkeit zusammenhängt, ist es nicht weiter verwunderlich, dass ähnliche Normalkräfte für diese Modellierungsvarianten ermittelt werden.

Die Unstetigkeiten im Verlauf von Variante 1a und Variante 1b lassen sich auf die diskrete Kopplung der Flächen zurückführen. Die Maximalwerte je Variante und die Abweichung zu Variante 0 sind in Tabelle 6.3 dargestellt.

6.2.2 Querkraft $v_x(x)$

In Abb. 6.6 ist der Verlauf der Querkraft in Längsrichtung für die Lastkombination „ULS – LK Hauptträger – M_{max} “ (siehe Abschnitt 3.3.2) dargestellt. Der erwartete Querkraftverlauf mit dem

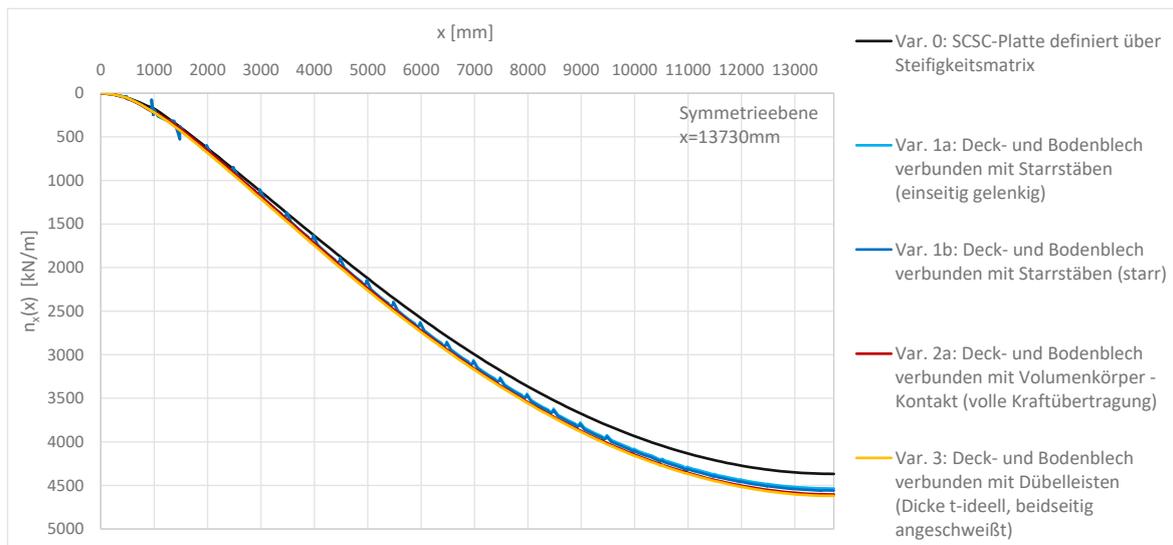


Abb. 6.5: Vergleich der Normalkraft $n_{x,SCSC}(x)$ [kN/m] (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max})

Tab. 6.3: Vergleich der Normalkraft $n_{x,SCSC,max}$ [kN/m] (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max})

Kurzbeschreibung		maximale Normalkraft $n_{x,SCSC,max}$	Abweichung
V0	Steifigkeitsmatrix	4368,3 kN/m	0 %
V1a	Starrstab (gelenkig)	4536,7 kN/m	+3,9 %
V1b	Starrstab (starr)	4560,1 kN/m	+4,4 %
V2a	Volumenkörper	4604,0 kN/m	+5,4 %
V2b	Volumenkörper (Ausfall bei Zug)	-	-
V3	Dübelleiste	4620,3 kN/m	+5,8 %

Maximalwert und Querkraftsprung beim Endquerträger wird von allen Modellierungsvarianten abgebildet. Auch das lokale Maximum der Querkraft beim Belastungssprung wird von allen Modellen wiedergegeben, allerdings wird die Unstetigkeit zufolge des Belastungssprungs nicht erfasst. Die Verläufe stimmen qualitativ überein und erscheinen plausibel. Für Variante 3 konnten aufgrund der zu weich modellierten Schubtragwirkung in Längsrichtung keine plausiblen Ergebnisse für die Querkraft in Längsrichtung ermittelt werden.

In Tabelle 6.4 werden die Maximalwerte der Querkraft $v_{x,SCSC}$, sowie deren Abweichung bezogen auf Variante 0 (nach Gleichung (6.2)) dargestellt. Der Maximalwert der Querkraft wird im Auflagerbereich ausgelesen. Es ist zu beachten, dass die Maximalwerte nicht an derselben Stelle auftreten.

Im Detail betrachtet, zeichnen sich beide Modellvarianten mit diskreter Kopplung durch Starrstäbe (V1a und V1b) durch einen abgetreppten Verlauf der Querkraft aus. Das resultiert daraus, dass die Querkraft nur an den Stellen ausgewertet werden kann, an denen ein Kopplungsstab existiert. Das Querkraftmaximum tritt nicht im Bereich des Endquerträgers, sondern zur Tragwerksmitte hin verschoben auf. Die Maximalwerte dieser Modellierungsvariante sind

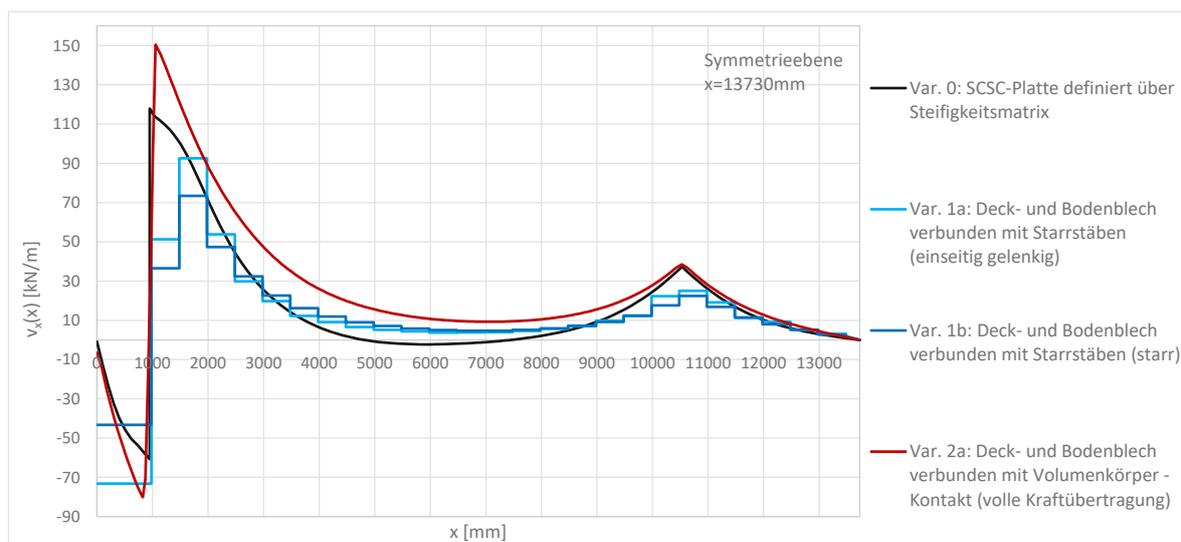


Abb. 6.6: Vergleich der Querkraft $v_{x,SCSC}(x)$ [kN/m] (1-ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max})

Tab. 6.4: Vergleich der Querkraft $v_{x,SCSC,max}$ [kN/m] (1-ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max})

Kurzbeschreibung		maximale Querkraft $v_{x,SCSC,max}$	Abweichung
V0	Steifigkeitsmatrix	117,9 kN/m	0 %
V1a	Starrstab (gelenkig)	92,5 kN/m	-21,5 %
V1b	Starrstab (starr)	73,4 kN/m	-37,7 %
V2a	Volumenkörper	150,2 kN/m	+27,7 %
V2b	Volumenkörper (Ausfall bei Zug)	-	-
V3	Dübelleiste	-	-

geringer als die Werte für Variante 0 mit einer Abweichung von $-21,5\%$ für Variante 1a bzw. $37,7\%$ für Variante 1b. Für Variante 2a wird ein größerer Wert als bei Variante 0 ermittelt, die Abweichung beträgt $+27,4\%$.

6.2.3 Moment $m_x(x)$

Der Momentenverlauf in Längsrichtung wird für die Lastkombination „ULS – LK Hauptträger – M_{max} “ (siehe Abschnitt 3.3.2) ermittelt und ist in Abb. 6.7 dargestellt. Der Maximalwert des positiven Moments der SCSC-Platte in Längsrichtung kann für alle untersuchten Varianten ermittelt werden. Die Modellierungsvarianten mit diskreten Verbindungen (V1a, V1b, V3) weisen allesamt Unstetigkeiten im Verlauf auf. Diese sind durch die diskrete Kopplung mit den Stäben bzw. der Dübelleiste begründbar. Die maximalen Unstetigkeiten treten bei Variante 1b auf, die durch einen starren Anschluss der Starrstäbe oben und unten gekennzeichnet ist. Die lokalen Ausreißer werden bei der Betrachtung des Momentenverlaufs vernachlässigt, da diese nur aufgrund der Modellierung entstehen. Zudem ist der Wert des maximalen negativen Stützmoments durch die diskreten Modellierungsvarianten nicht eindeutig ablesbar. Im Gegensatz zu den Varianten 0 bzw.

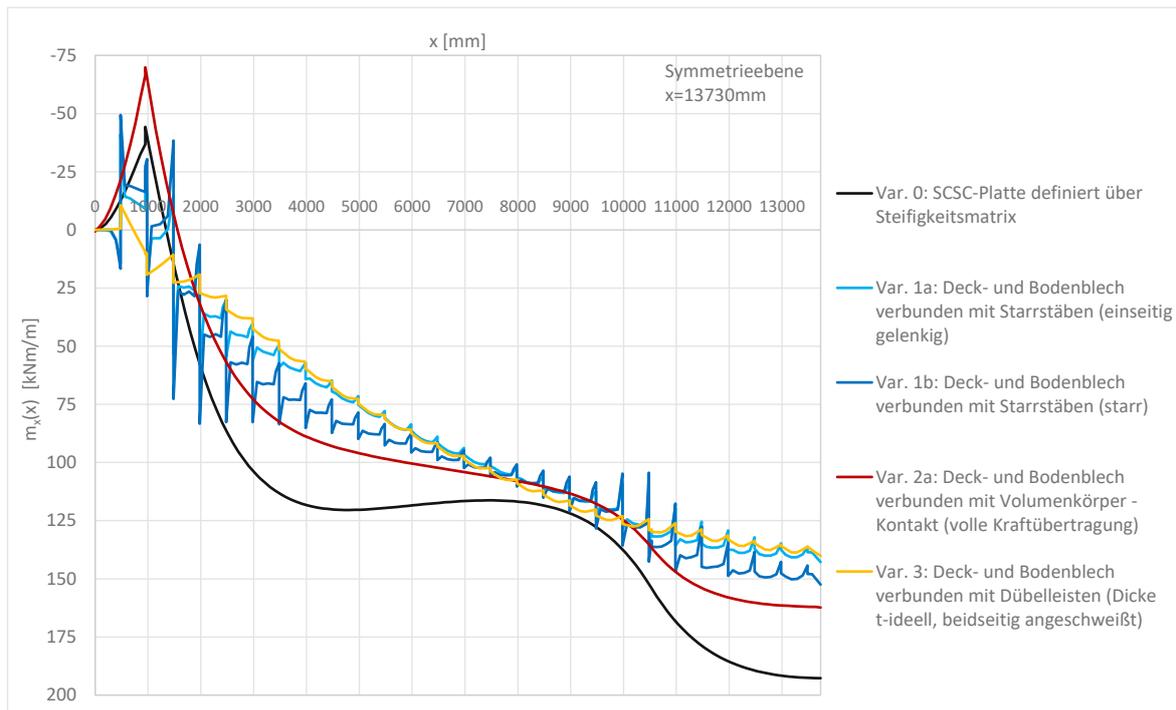


Abb. 6.7: Vergleich des Moments $m_{x,SCSC}(x)$ [kNm/m] (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max})

2a weisen die Varianten 1a, 1b und 3 keine bzw. eine geringere Zunahme des Moments im Bereich der größeren Verkehrslast auf. In Tabelle 6.5 sind die maximalen Momente je Variante sowie die Abweichung bezogen auf Variante 0 (nach Gleichung (6.2)) angeführt. Das größte Moment wird für Variante 0 ermittelt. Grund dafür ist die in Abschnitt 6.2.1 erwähnte größere Biegesteifigkeit verglichen mit der Biegesteifigkeit des Zweipunktquerschnitts. Modellierungsvarianten 1a bis 3 liefern geringere maximale Momente.

Tab. 6.5: Vergleich des Moments $m_{x,SCSC,max}$ [kNm/m] (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max})

	Kurzbeschreibung	maximales Moment $m_{x,SCSC,max}$	Abweichung
V0	Steifigkeitsmatrix	192,7 kNm/m	0 %
V1a	Starrstab (gelenkig)	142,8 kNm/m	-25,9 %
V1b	Starrstab (starr)	152,5 kNm/m	-20,9 %
V2a	Volumenkörper	162,4 kNm/m	-15,8 %
V2b	Volumenkörper (Ausfall bei Zug)	-	-
V3	Dübelleiste	140,1 kNm/m	-27,4 %

6.3 Plattenschnittgrößen in Querrichtung

Es werden die Plattenschnittgrößen in Querrichtung in Tragwerksmitte für die Lastkombination „ULS – LK Hauptträger – M_{max} “ (siehe Abschnitt 3.3.2) ausgewertet und die Ergebnisse

der unterschiedlichen Modellierungsvarianten miteinander verglichen. Bezogen auf Variante 0 wird die Abweichung der einzelnen Modellierungsvarianten nach Gleichung (6.2) ermittelt. Die Schnittführung ist in Abb. 6.1 dargestellt. Vor allem für die Quertragwirkung handelt es sich bei der Lastkombination „ULS – LK Hauptträger – M_{max} “ nicht um die maßgebende Lastkombination. Trotzdem wird diese Lastkombination für den Vergleich der Modelle herangezogen. Eine detaillierte Auswertung an weiteren Schnitten und für weitere Lastkombinationen erfolgt für die bevorzugte Variante in Kapitel 7.

6.3.1 Normalkraft $n_y(y)$

Für den Vergleich der Normalkräfte werden sowohl die Normalkräfte in Deck- und Bodenblech als auch die Gesamtnormalkraft in der SCSC-Platte berücksichtigt. Die Normalkraftverläufe für Deck- und Bodenblech sind in Abb. 6.8, die Normalkraft für die SCSC-Platte ist in Abb. 6.9 dargestellt. Die Normalkräfte werden für die Lastkombination „ULS – LK Hauptträger – M_{max} “ (siehe Abschnitt 3.3.2) am Querschnitt in Tragwerksmitte (siehe Abb. 6.1) ausgewertet.

Variante 1a, 1b und 2a weisen ähnlich große Normalkräfte in Deck- und Bodenblech auf. Für Variante 3 ergibt sich eine geringere Druckkraft $n_{y,DB}$ im Deckblech und die größere Zugkraft $n_{y,BB}$ im Bodenblech. Im Gegensatz zu den anderen Kopplungselementen trägt die Dübelleiste zur Dehn- und Biegesteifigkeit in Querrichtung bei und beeinflusst somit die Lastabtragung, diese Spannungen werden aber nicht für die Ermittlung der Normalkräfte berücksichtigt.

Für Variante 0, bei der die SCSC-Platte in ihrer Mittelebene modelliert ist, können die Normalkräfte je Deck- und Bodenblech nicht gesondert ermittelt werden.

Durch die Ähnlichkeit der Normalkräfte n_y in Deck- und Bodenblech der Modelle, ergibt sich auch für die Normalkraft der SCSC-Platte ein ähnlicher Verlauf für die unterschiedlichen Modellierungsarten. Der Querzug zufolge der Rahmenwirkung der Trogbrücke wird in allen Modellierungsvarianten abgebildet. Für Variante 3 ergibt sich infolge der geringeren Druckkraft im Deckblech und der größeren Zugkraft im Bodenblech ein größerer Querzug in der SCSC-Platte. Die Abweichung beträgt auf Variante 0 bezogen 62,8%. Die Maximalwerte der Normalkräfte und die Abweichung der Normalkraft der SCSC-Platte von Variante 0 können Tabelle 6.6 entnommen werden.

Tab. 6.6: Vergleich der Normalkraft $n_{y,SCSC,max}$ [kN/m] (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max})

Kurzbeschreibung	maximale Normalkräfte			Abweichung
	$n_{y,DB,max}$	$n_{y,BB,max}$	$n_{y,SCSC,max}$	
V0 Steifigkeitsmatrix	-	-	281,5 kN/m	0 %
V1a Starrstab (gelenkig)	-1226,3 kN/m	1513,3 kN/m	287,1 kN/m	+2,0 %
V1b Starrstab (starr)	-1217,2 kN/m	1506,5 kN/m	289,3 kN/m	+2,8 %
V2a Volumenkörper	-1226,1 kN/m	1520,6 kN/m	294,6 kN/m	-4,7 %
V2b Volumenkörper (Ausfall bei Zug)	-	-	-	-
V3 Dübelleiste	-1160,5 kN/m	1618,6 kN/m	485,2 kN/m	+62,8 %

6.3.2 Querkraft $v_y(y)$

Der Verlauf der ermittelten Querkräfte $v_{y,SCSC}(y)$ für die Lastkombination „ULS – LK Hauptträger – M_{max} “ (siehe Abschnitt 3.3.2) am Querschnitt in Tragwerksmitte (siehe Abb. 6.1)

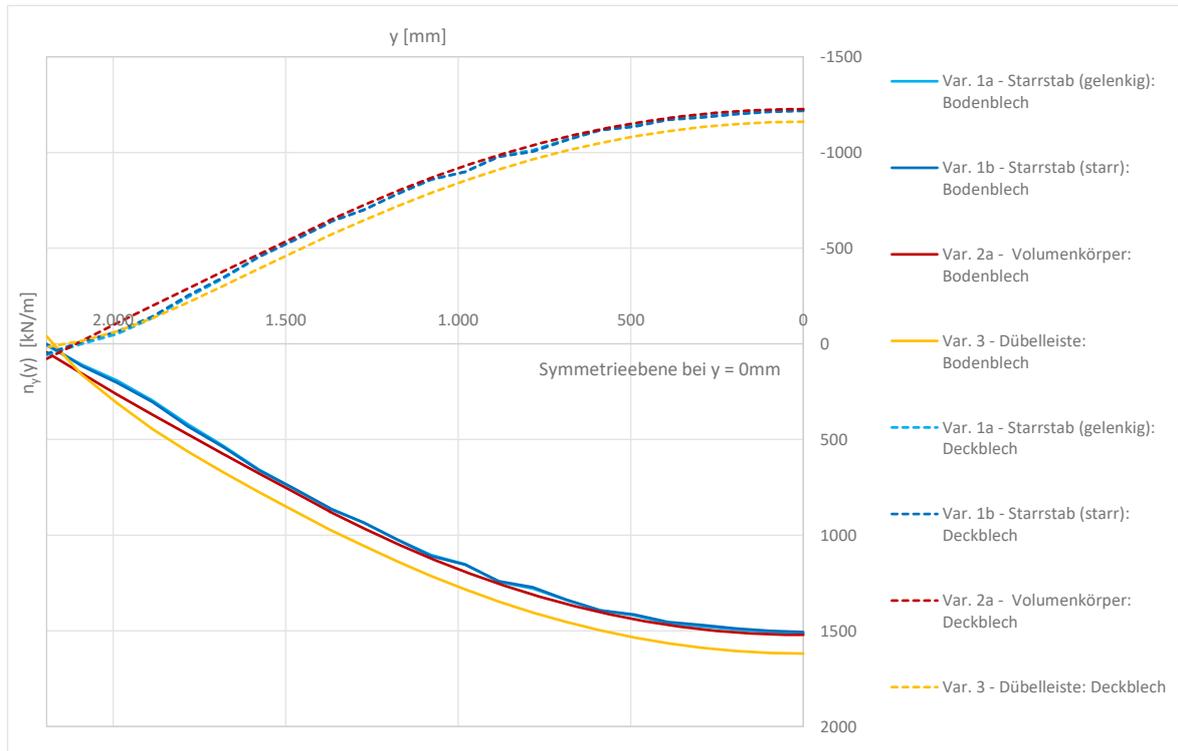


Abb. 6.8: Vergleich der Normalkraft $n_y(y)$ [kN/m] in Deck- und Bodenblech (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max})

ist Abb. 6.10 zu entnehmen. Der qualitative Verlauf der Querkraft mit dem Maximalwert im Auflagerbereich und einem Nulldurchgang in Feldmitte wird von allen Modellierungsvarianten abgebildet. Durch die höhere Last zufolge der Verkehrslast in Feldmitte entsteht ein Knick im Querkraftverlauf. Dieser Knick wird von Modellierung V1a und V1b nicht abgebildet. Bei den Modellierungsvarianten 1a und 1b entsteht durch die diskrete Kopplung der Bleche ein abgetreppter Querkraftverlauf. Zusätzlich schwankt der Verlauf verglichen mit den kontinuierlichen Kopplungsvarianten stärker. In Tabelle 6.7 sind die Maximalwerte sowie die Abweichungen zu Variante 0 (nach Gleichung (6.2)) dargestellt. Alle Modellvarianten liefern, bezogen auf Variante 0, größere Maximalwerte für die Querkraft $v_{y,SCSC}$. Für Variante 2a kommt der größere Maximalwert durch einen starken Zuwachs der Querkraft im Randbereich zustande. Da im restlichen Feld die Querkraft niedriger ist als bei Variante 0 könnte es sich um einen Ausreißer handeln. Für Variante 3 ist ein starker Abfall der Querkraft im Randbereich ersichtlich. Der Ausreißer auf der unsicheren Seite wird in der Auswertung nicht berücksichtigt, es wird die maximal auftretende Querkraft herangezogen.

6.3.3 Moment $m_y(y)$

Der Momentenverlauf $m_{y,SCSC}(y)$ für die Lastkombination „ULS – LK Hauptträger – M_{max} “ (siehe Abschnitt 3.3.2) am Querschnitt in Tragwerksmitte kann Abb. 6.11 entnommen werden. Der Nulldurchgang in Auflagernähe und das maximale Moment in Feldmitte erscheinen plausibel, da die SCSC-Platte in Querrichtung nahezu als Einfeldträger zwischen den beiden Hauptträgern wirkt. Die Einspannwirkung des Hauptträgerstegs ist vernachlässigbar klein. Verglichen mit Variante 0 weisen Variante 1a, 1b, 2a und 3 geringere Momente in derselben Größenordnung auf.

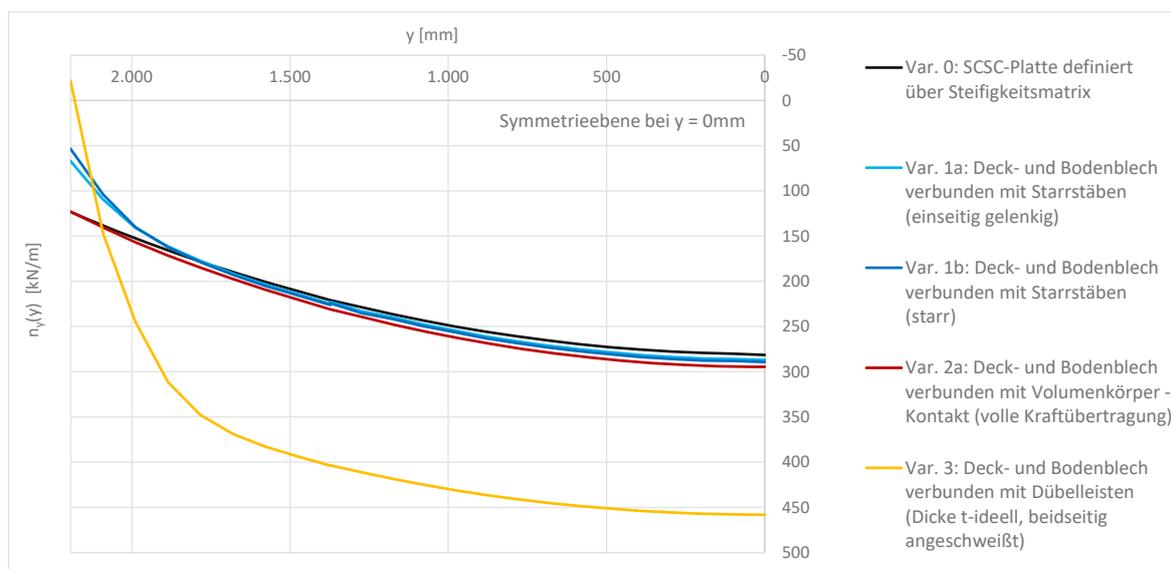


Abb. 6.9: Vergleich der Normalkraft $n_{y,SCSC}(y)$ [kN/m] (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max})

Tab. 6.7: Vergleich der Querkraft $v_{y,SCSC,max}$ [kN/m] (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max})

Kurzbeschreibung		maximale Querkraft $v_{y,SCSC,max}$	Abweichung
V0	Steifigkeitsmatrix	188,7 kN/m	0 %
V1a	Starrstab (gelenkig)	282,9 kN/m	+49,9 %
V1b	Starrstab (starr)	300,0 kN/m	+59,0 %
V2a	Volumenkörper	239,4 kN/m	+28,4 %
V2b	Volumenkörper (Ausfall bei Zug)	-	-
V3	Dübelleiste	203,3 kN/m	+7,7 %

Die Knicke im Momentenverlauf von Variante 1a und 1b basieren auf der diskreten Kopplung von Deck- und Bodenblech. Die Maximalwerte des Moments $m_{y,SCSC}(y)$ sowie die Abweichung zu Variante 0 kann Tabelle 6.8 entnommen werden.

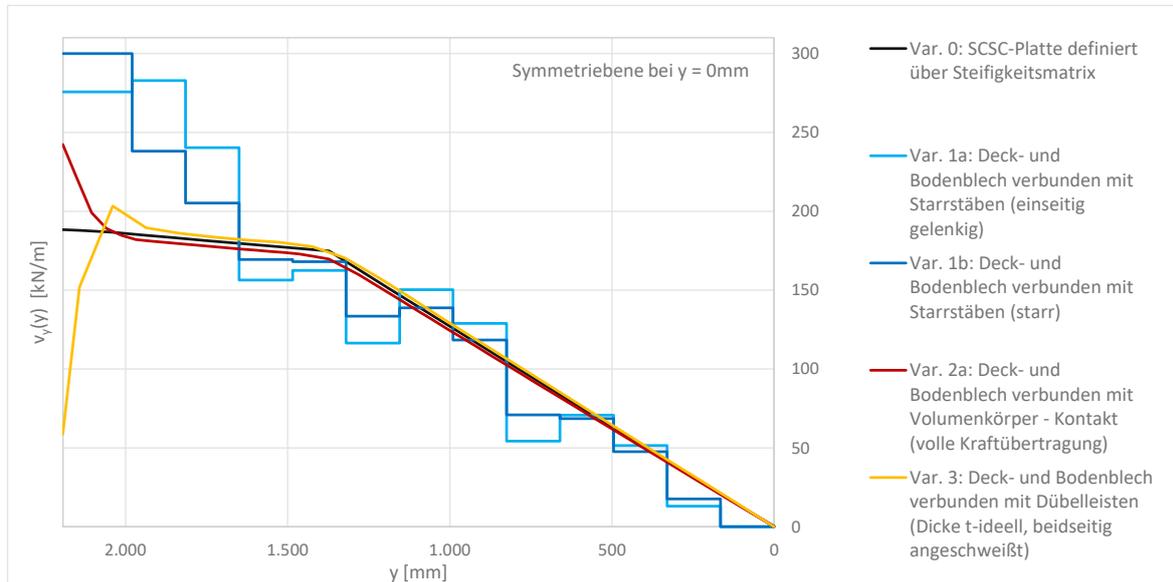


Abb. 6.10: Vergleich der Querkraft $v_{y,SCSC}(y)$ [kN/m] (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max})

Tab. 6.8: Vergleich des Moments $m_{y,SCSC,max}$ [kNm/m] (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max})

Kurzbeschreibung		maximales Moment $m_{y,SCSC,max}$	Abweichung
V0	Steifigkeitsmatrix	268,4 kNm/m	0 %
V1a	Starrstab (gelenkig)	253,4 kNm/m	-5,6 %
V1b	Starrstab (starr)	251,9 kNm/m	-6,1 %
V2a	Volumenkörper	254,1 kNm/m	-5,4 %
V2b	Volumenkörper (Ausfall bei Zug)	-	-
V3	Dübelleiste	257,1 kNm/m	-4,2 %

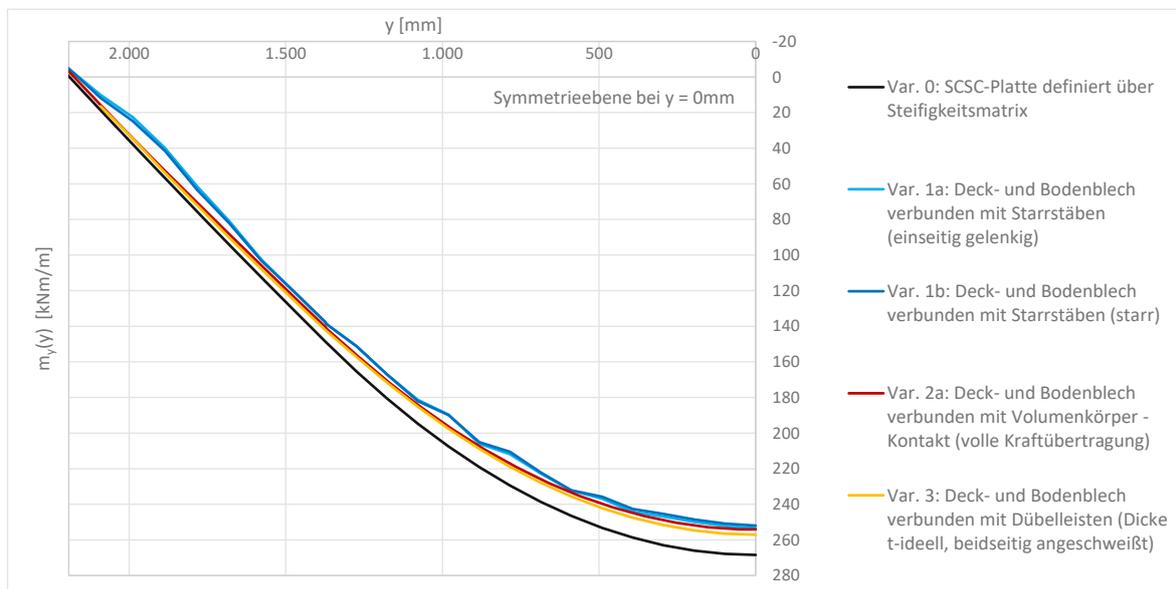


Abb. 6.11: Vergleich des Moments $m_{y,SCSC}(y)$ [kNm/m] (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max})

6.4 Fazit und Wahl der Modellvariante

Die Ergebnisse können nur vergleichend beurteilt werden, da zur Zeit keine Ergebnisse auf Basis einer ABAQUS-Modellierung einer Trogbrücke mit SCSC-Platte als Fahrbahnelement existieren. Die Modellierung der gesamten Brücke in ABAQUS ist mit einem hohen Rechen- und Modellierungsaufwand verbunden. Vor allem in der Entwicklungsphase, in der viele Ausführungsvarianten parallel untersucht werden, ist es nicht sinnvoll, die gesamte Trogbrücke zu modellieren. Da diese Ergebnisse nicht vorhanden sind, kann keine konkrete Aussage getroffen werden, welche Modellvariante die Ergebnisse wahrheitsgemäß abbildet. Zusätzlich liegt hier die Annahme zugrunde, dass die Berechnung der gesamten Trogbrücke in ABAQUS realistische Ergebnisse liefert.

Die Wahl, der in dieser Arbeit weiterverfolgten Modellierungsvariante, basiert auf Erkenntnissen zum Modellierungsaufwand, der Ermittlung der Ergebnisse und ob die Ergebnisse zumindest qualitativ plausibel erscheinen. Nachfolgend werden die Vor- und Nachteile der Varianten zusammengefasst.

6.4.1 Variante 1a - Modellierung mit Starrstäben - einseitig gelenkig

Es können alle erforderlichen Ergebnisse aus dem Modell ermittelt werden, allerdings ist das Auslesen der Querkräfte über die Starrstäbe mit einem größeren Aufwand verbunden. Durch die diskrete Kopplung entstehen Unstetigkeiten bzw. abgetrepte Verläufe der Schnittgrößen. Der Erstmodellierungsaufwand hält sich durch die Kopierfunktion in Grenzen, eine nachträgliche Änderung ist durch die vielen Einzelstäbe aufwändiger. Die Ergebnisse erscheinen qualitativ in Ordnung.

6.4.2 Variante 1b - Modellierung mit Starrstäben - beidseitig starr

Siehe Variante 1a.

6.4.3 Variante 2a - Modellierung mit Volumenkörper - Typ Kontakt, volle Kraftübertragung

Es können alle gesuchten Ergebnisse aus dem Modell ermittelt werden. Die Querkraftverläufe können über Ergebnisstäbe einfach ausgelesen werden. Die Erstmodellierung ist aufwendiger, da die Flächen einzeln miteinander gekoppelt werden müssen und keine Kopierfunktion genutzt werden kann. Für eine nachträgliche Änderung wird ein Entfernen der Volumenkörper vor der Änderung und eine erneute Eingabe nach der Änderung im Bereich der SCSC-Platte empfohlen. Die Ergebnisse erscheinen qualitativ in Ordnung.

6.4.4 Variante 2b - Modellierung mit Volumenkörper - Typ Kontakt, Ausfall bei Zug

Die Modellierung und Ermittlung der Ergebnisse erfolgt analog zu Variante 2a. Durch die Einstellung „Ausfall der Kopplung bei Zugbeanspruchung“ entstehen unrealistisch große Verformungen. Dieses Ergebnis erscheint nicht plausibel, daher wird die Variante nicht weiter untersucht.

6.4.5 Variante 3 - Modellierung mit Dübelleisten der Dicke t_{ideell}

Ein realistischer Querkraftverlauf in Längsrichtung kann aus diesem Modell nicht ermittelt werden, da die Schubtragfähigkeit in Längsrichtung nicht ausreichend abgebildet wird. Ansonsten

erscheinen die Ergebnisse plausibel und sind einfach zu ermitteln. Die Erstmodellierung ist sehr einfach, eine nachträgliche Änderung ist durch die Zerteilung der Flächen von Deck- und Bodenblech mit größerem Aufwand verbunden.

6.4.6 Fazit

Unter Berücksichtigung der genannten Vor- und Nachteile der Modellierungsvarianten fällt die Wahl auf Variante 2a.

Kapitel 7

Detaillierte Analyse anhand der Modellierungsvariante mit Volumenkörper

In diesem Kapitel wird für die Modellierungsvariante mit den Volumenkörpern (V2a) eine detaillierte Auswertung durchgeführt.

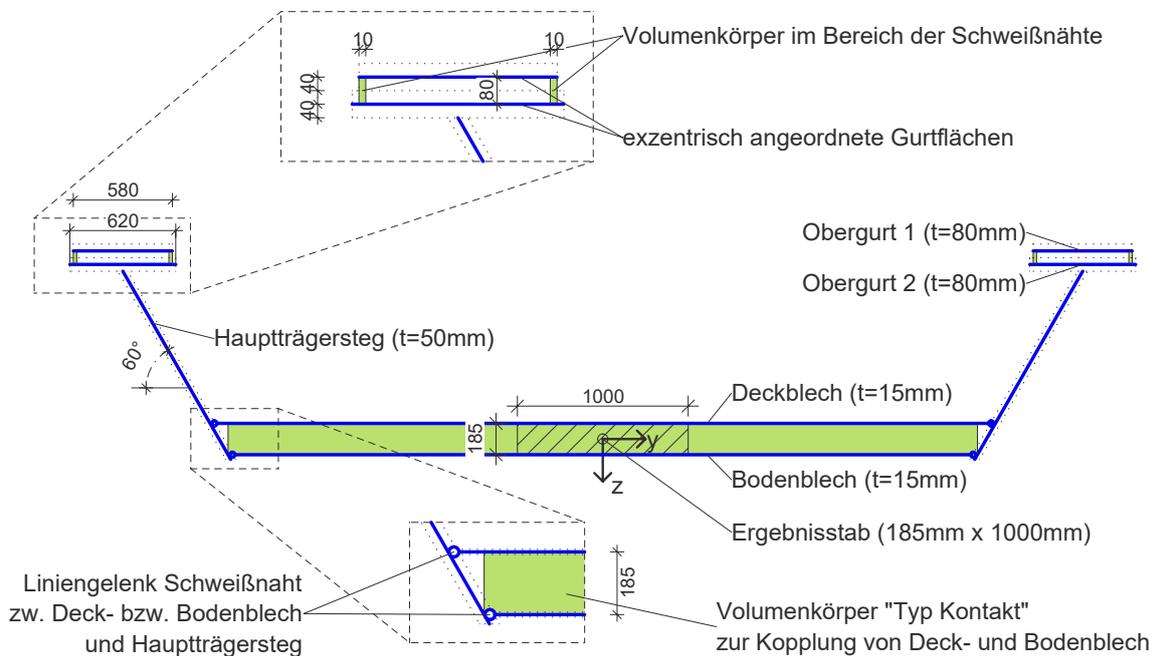


Abb. 7.1: Ingenieurpraktikables Gesamtmodell

In Abb. 7.1 sind alle Modellierungsansätze aus den vorangegangenen Abschnitten zusammengefasst dargestellt. Die Schweißnähte zwischen Obergurt 1 und 2 werden als „Volumenkörper Typ - Kontakt“ der Breite $b = 10$ mm modelliert (siehe Abschnitt 3.2.1). Um den Steg in seiner tatsächlichen Höhe zu modellieren werden die beiden Obergurte als exzentrische Flächen modelliert (siehe Abschnitt 3.2.2). Deck- und Bodenblech werden gelenkig an den Hauptträgersteg angeschlossen. Die Kopplung zwischen Deck- und Bodenblech erfolgt über „Volumenkörper Typ - Kontakt“ (siehe Abschnitt 5.3). Zudem ist der Ergebnisstab zur Auswertung der Querkräfte in Längsrichtung dargestellt.

Das Modell wird für vier ausgewählte Lastkombinationen untersucht:

- ULS – LK Hauptträger – Laststellung M_{max}
- ULS – LK Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$

- ULS – LK Platte – Laststellung M_{max}
- ULS – LK Platte – Laststellung $V_{max,1}$

Eine detaillierte Beschreibung der einzelnen Lastkombinationen kann Abschnitt 3.3 entnommen werden.

ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max}

Für die Lastkombination „ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} “ (siehe Tabelle 3.6) wird die Vertikalverformung u_z in Tragwerksmittle ermittelt. Zusätzlich wird die globale horizontale Verformung u_y des Obergurts betrachtet. Die Verformungen werden für 1·ULS, 2·ULS und 3·ULS berechnet. Es wird also der einfache, zweifache und dreifache Grenzzustand der Tragfähigkeit untersucht, indem die gesamte Last mit den Faktoren 1, 2 und 3 multipliziert wird.

Es werden die Schnittgrößen $n_{x,RQS}$, $v_{x,RQS}$ und $m_{x,RQS}$ des gesamten Regelquerschnitts mithilfe eines Ergebnisstabs ermittelt. Die schraffierte Fläche in Abb. 7.2a stellt den Querschnittsteil dar, auf den sich die ausgewerteten Schnittgrößen beziehen, in diesem Fall den gesamten Regelquerschnitt. Mithilfe des Ergebnisstabs werden die auftretenden Spannungen in den modellierten Stahlblechen zu den angeführten Schnittgrößen integriert.

Die Schnittführung, ein Schema der Laststellung und die ausgewerteten Ergebnisse können Abb. 7.2a entnommen werden.

ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$

Die „ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$ “ (siehe Tabelle 3.6) dient unter anderem der Bemessung der längslaufenden Schweißnähte, welche auf Längsschub beansprucht werden. Es werden für diese Lastkombination die Einwirkungen für die beiden Schweißnähte zwischen Obergurt 1 und Obergurt 2, die Schweißnähte zwischen Steg und Obergurt 2 und die Schweißnähte zwischen Steg und Deck- bzw. Bodenblech der SCSC-Platte ermittelt.

Für die Schweißnähte zwischen Obergurt 1 und Obergurt 2 werden die Schnitte durch die Volumenkörper geführt, die die beiden Gurte im Bereich der Schweißnähte koppeln (siehe Abb. 7.1). Der Schnitt zur Ermittlung der Beanspruchung der Halskehlnaht an der Oberkante des Stegs wird im Stegblech geführt. Für die Schweißnähte zwischen Deck- und Bodenblech der SCSC-Platte und dem Hauptträgersteg werden die Schnitte in Deck- und Bodenblech der SCSC-Platte geführt. Zur Auswertung der maximalen Schubspannung im Hauptträgersteg wird mithilfe eines Längsschnitts auf Höhe des Schwerpunkts der Trogbrücke der Verlauf der Schubspannung τ_{xy} ausgewertet. Die Auswertung erfolgt sowohl für die Innen- als auch die Außenseite des Stegblechs.

Die Schnittführung sowie die ausgelesenen Ergebnisse sind in Abb. 7.2b dargestellt.

ULS – Lastkombination Platte – Laststellung M_{max}

Für die Bemessung der SCSC-Platte dient unter anderen die Lastkombination „ULS – Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} “ (siehe Tabelle 3.6). Am Längsschnitt in Plattenmitte werden die Schnittgrößen $n_{x,SCSC}$, $v_{x,SCSC}$, $m_{x,SCSC}$ der SCSC-Platte ausgewertet. Die Schnittgrößen in Querrichtung $n_{y,SCSC}$, $v_{y,SCSC}$, $m_{y,SCSC}$ der SCSC-Platte werden an einem Querschnitt in Tragwerksmittle und einen Längsschnitt in Plattenmitte ausgewertet. Auf eine Auswertung der Querkraft $v_{y,SCSC}$ am Längsschnitt in Plattenmitte wird verzichtet, da diese Schnittgröße Null ist. Zudem ist die Ermittlung eines Verlaufs der Schnittgröße $v_{y,SCSC}$ entlang eines Längsschnitts durch die Auswertungsmethode mit dem Ergebnisstab nur unter erhöhtem Aufwand möglich, da für jeden Wert des Verlaufs ein eigener Ergebnisstab eingeführt werden müsste.

Für den Längsschnitt am Rand der SCSC-Platte werden die lokalen Schnittgrößen $n_{y,DB}$, $n_{y,BB}$, $v_{y,DB}$, und $v_{y,BB}$ von Deck- und Bodenblech ermittelt. Auf eine Auswertung von $m_{y,DB}$ und $m_{y,BB}$ wird wegen des angeordneten Liniengelenks verzichtet. Für die Schnittgrößen der SCSC-Platte wird nur das Moment $m_{y,SCSC}(x)$ am Plattenrand ausgewertet.

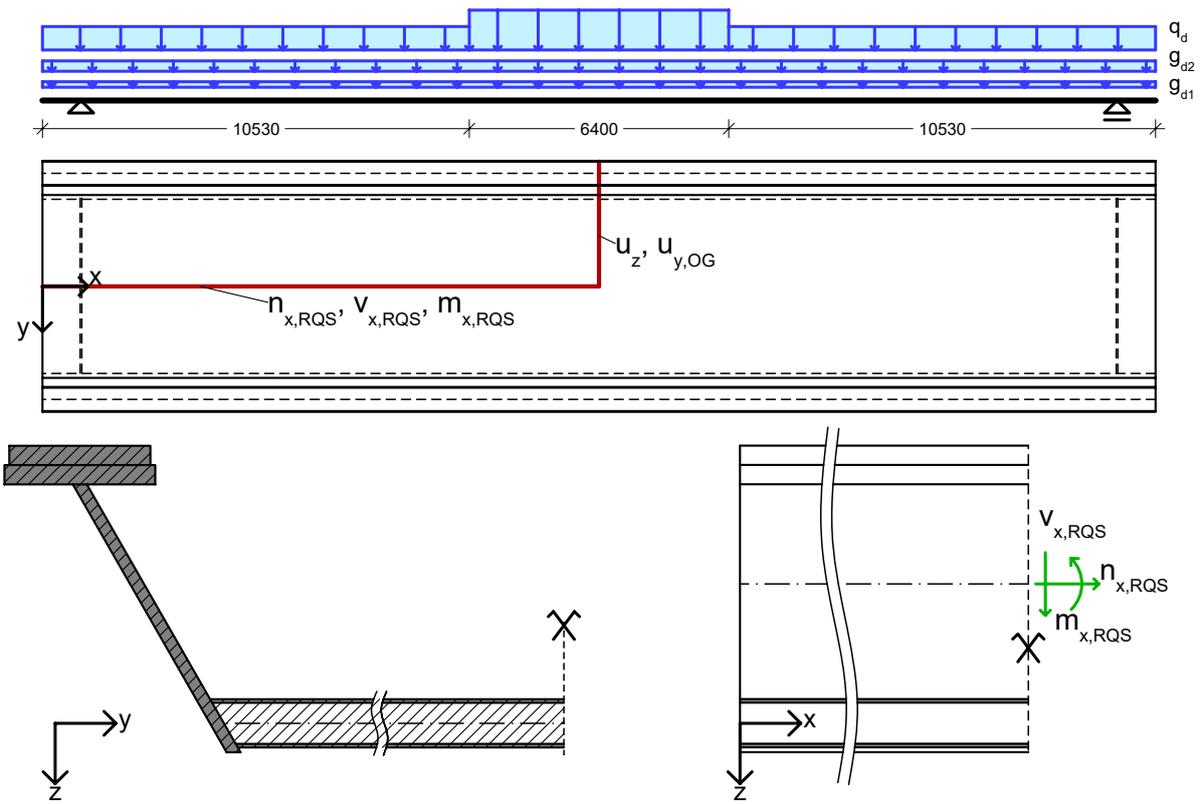
Diese Schnittgrößen beziehen sich jeweils auf einen Plattenstreifen der Breite $b = 1000$ mm. Für die Schnittgrößen mit dem Index „x“ ist der halbe Bezugsbereich im Querschnitt der Trogbrücke in Abb. 7.2c schraffiert dargestellt. Analog dazu ist der Bezugsbereich der Schnittgrößen mit dem Index „y“ in Tragwerksmitte im Längsschnitt der Trogbrücke dargestellt.

Die Schnittführung sowie die ausgewerteten Ergebnisse sind in Abb. 7.2c dargestellt.

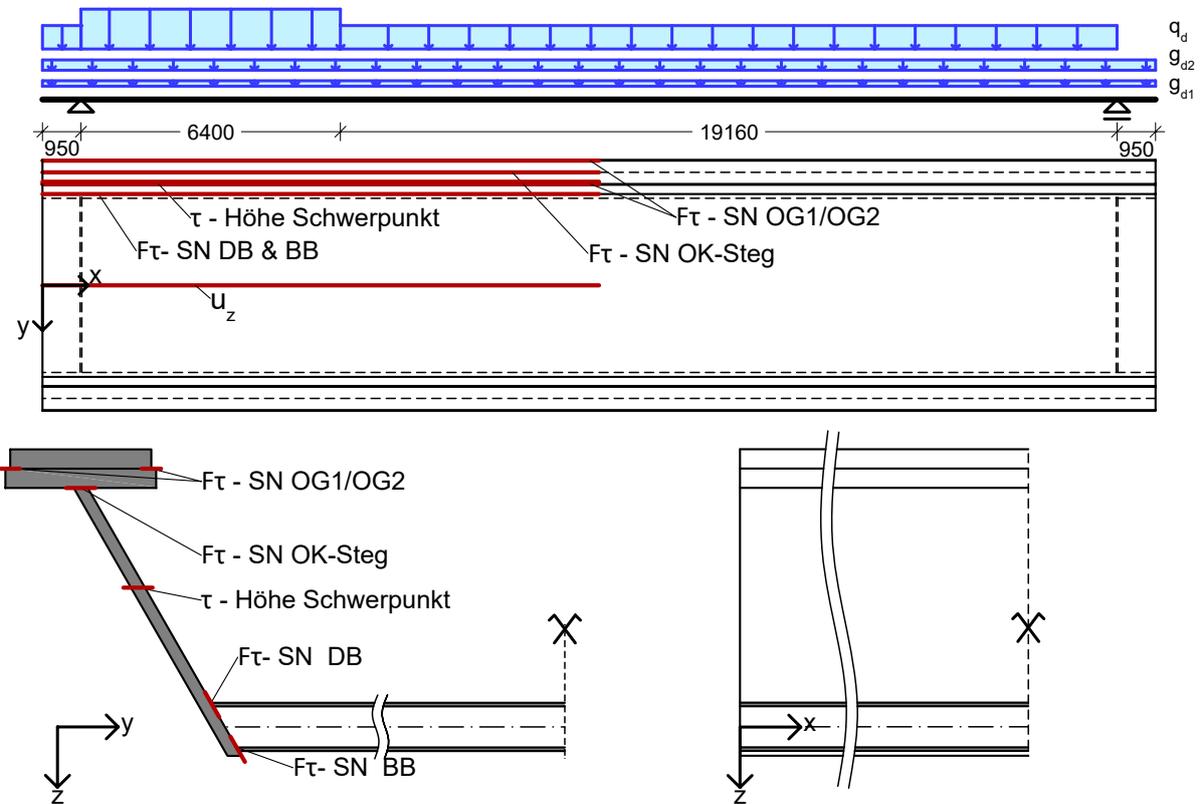
ULS – Lastkombination Platte – Laststellung $V_{\max,1}$

Für die Lastkombination „ULS – Lastkombination Platte – Laststellung $V_{\max,1}$ “ (siehe Tabelle 3.6) werden die Verformung u_z und die Plattenschnittgrößen $n_{x,SCSC}$, $v_{x,SCSC}$ und $m_{x,SCSC}$ ausgewertet. Diese Schnittgrößen beziehen sich jeweils auf einen Plattenstreifen der Breite $b = 1000$ mm. Die Hälfte des besagten Plattenstreifens ist in Abb. 7.2d im Querschnitt schraffiert dargestellt.

Die Schnittführung und die ausgelesenen Schnittgrößen sind in Abb. 7.2d dargestellt.

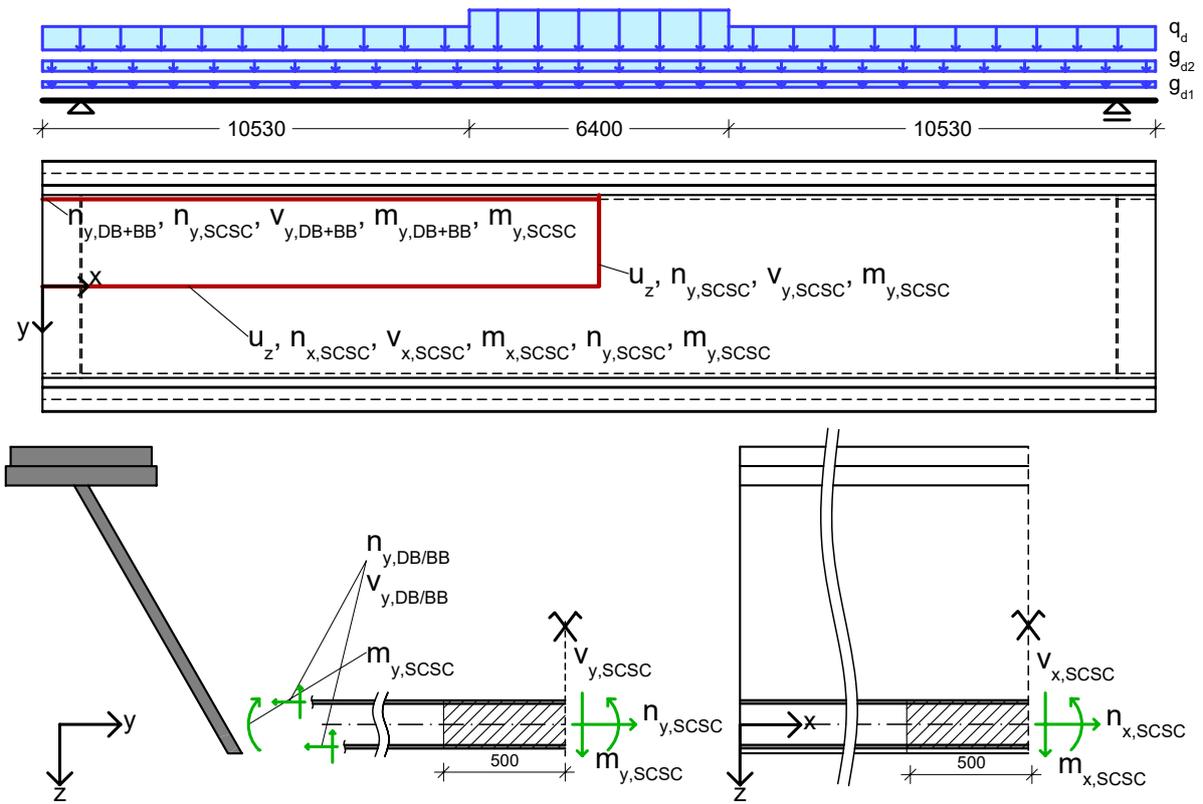


(a) Lastkombination Hauptträger (HT) – Laststellung M_{max}

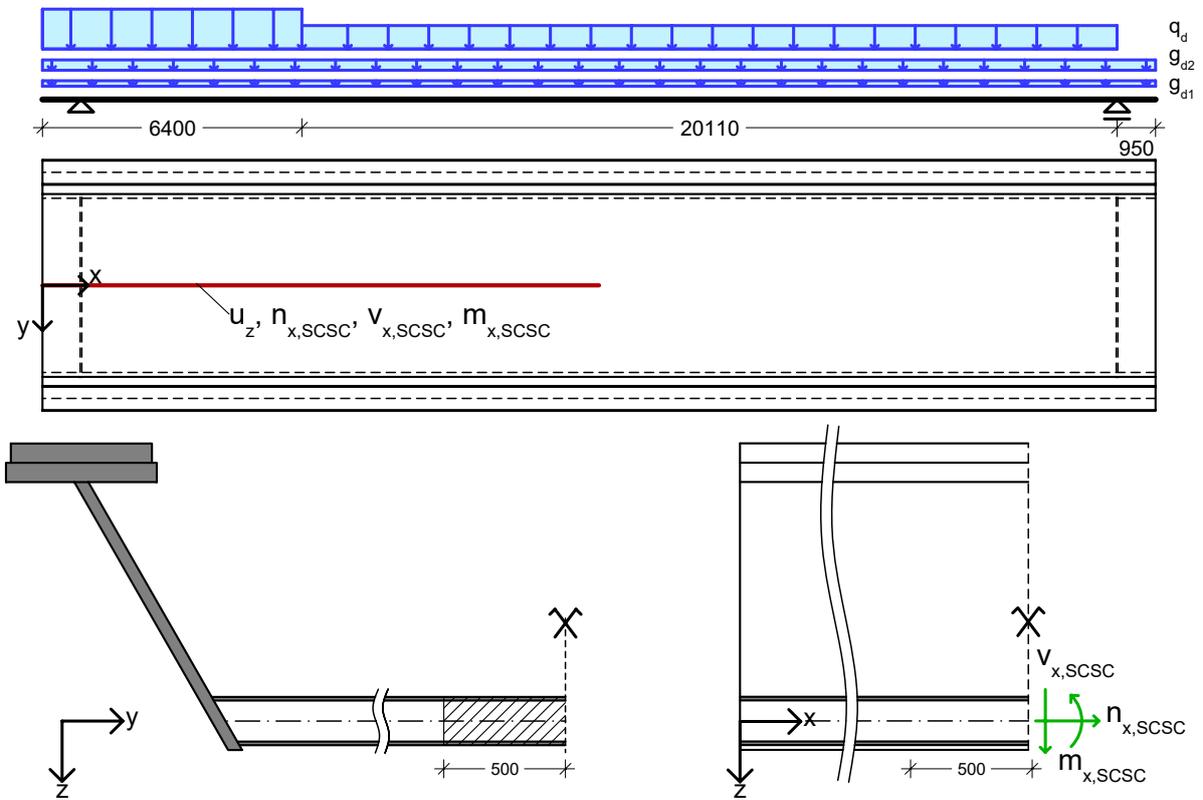


(b) Lastkombination Hauptträger (HT) – Laststellung $V_{max,2}$

Abb. 7.2: Schnittführung und ausgewertete Ergebnisse je Lastkombination



(c) Lastkombination Platte (SCSC) – Laststellung M_{max}



(d) Lastkombination Platte (SCSC) – Laststellung $V_{max,1}$

Abb. 7.2: Schnittführung und ausgewertete Ergebnisse je Lastkombination [Fortsetzung]

In einem weiteren Schritt erfolgt eine Vordimensionierung der modellierten Trogbrücke auf Basis der Ergebnisse in RFEM.

7.1 Lastkombination Hauptträger - Laststellung M_{max}

7.1.1 Querschnitt in Tragwerksmitte

7.1.1.1 Verformung u_z

Die vertikale Verformung u_z wird für die Laststufen 1·ULS, 2·ULS und 3·ULS ermittelt. Die Verformung des Trogbrückenquerschnitts wird mittels Schnittführung in Tragwerksmitte ausgelesen. Die maximalen Verformungen sind in Tabelle 7.1 zusammengefasst. Für die doppelte bzw. dreifache Last kann in etwa eine Verdopplung bzw. Verdreifachung der Verformung beobachtet werden.

Tab. 7.1: Verformung $u_{z,max}$ [mm] (ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte)

Laststufe	maximale Verformung u_z
1·ULS	101,8 mm
2·ULS	201,8 mm
3·ULS	300,5 mm

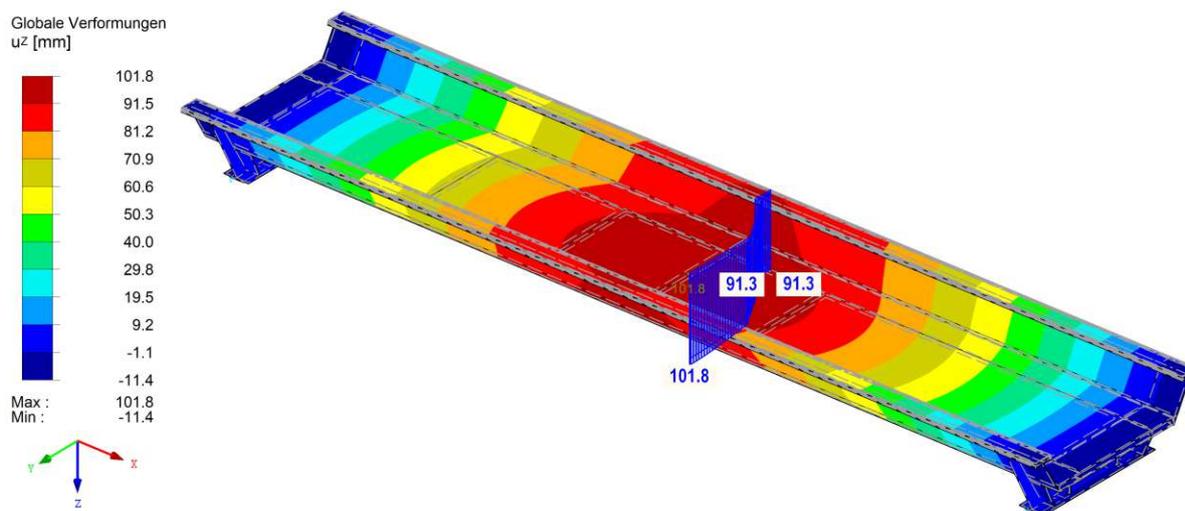


Abb. 7.3: Verformung u_z [mm] (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte)

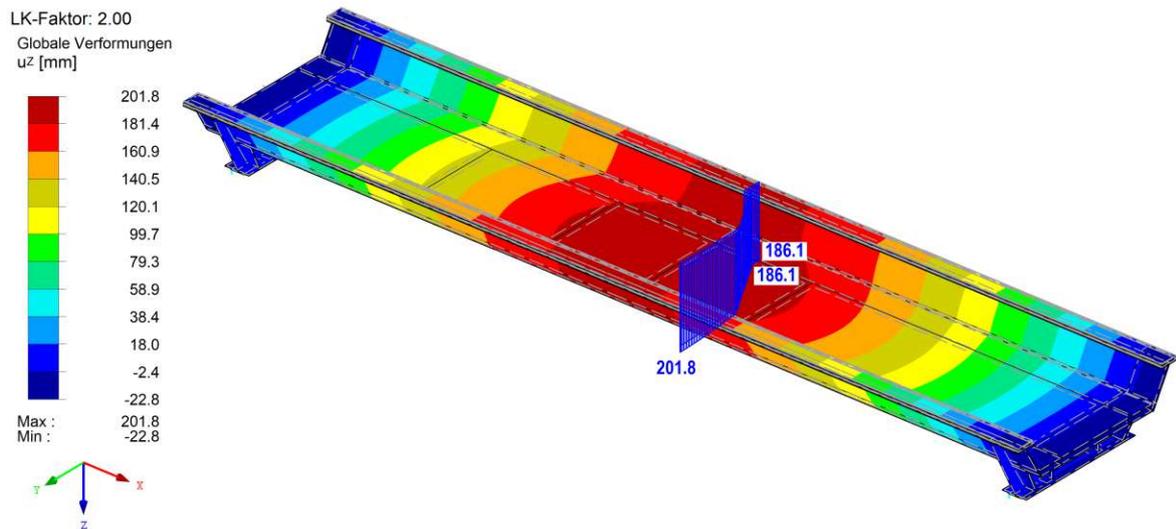


Abb. 7.4: Verformung u_z [mm] (2·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte)

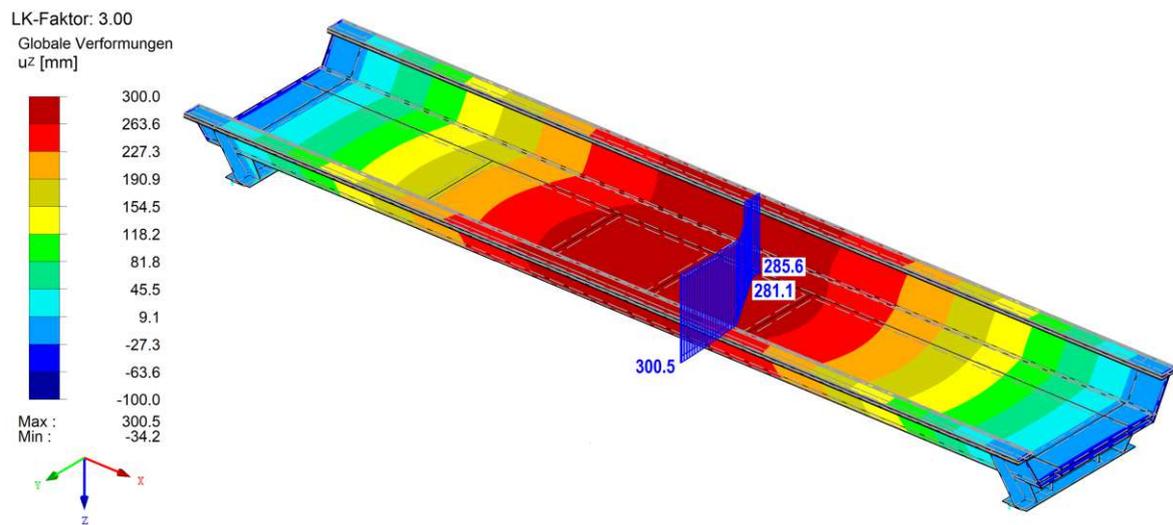


Abb. 7.5: Verformung u_z [mm] (3·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte)

7.1.1.2 Verformung u_y

In Tabelle 7.2 ist die maximale horizontale Verformung in die globale y-Richtung dargestellt. Der Querschnitt zur Ermittlung der Ergebniswerte wird durch Obergurt 1 und 2 in Tragwerksmitte geführt. Es wird jeweils der Maximalwert im Verlauf des Schnitts für den Vergleich berücksichtigt. Für einfache (1·ULS) und zweifache (2·ULS) Last tritt eine Verformung der Obergurte nach innen auf. Unter dreifacher Last (3·ULS) tritt eine Verformung nach außen auf. Diese Ergebnisse sind kritisch zu hinterfragen, da für die Berechnung unter zweifacher und dreifacher Last die RFEM-interne Kontrollbedingung, dass die Summe der Lasten in horizontale Richtung und die Summe der Lagerkräfte nur maximal 0,5 % voneinander abweichen dürfen, bereits nicht mehr erfüllt ist. Warum dieser Wechsel des Vorzeichens der Verformung u_y trotz isotropen, linear elastischen Materialverhalten auftritt bleibt eine offene Frage dieser Arbeit.

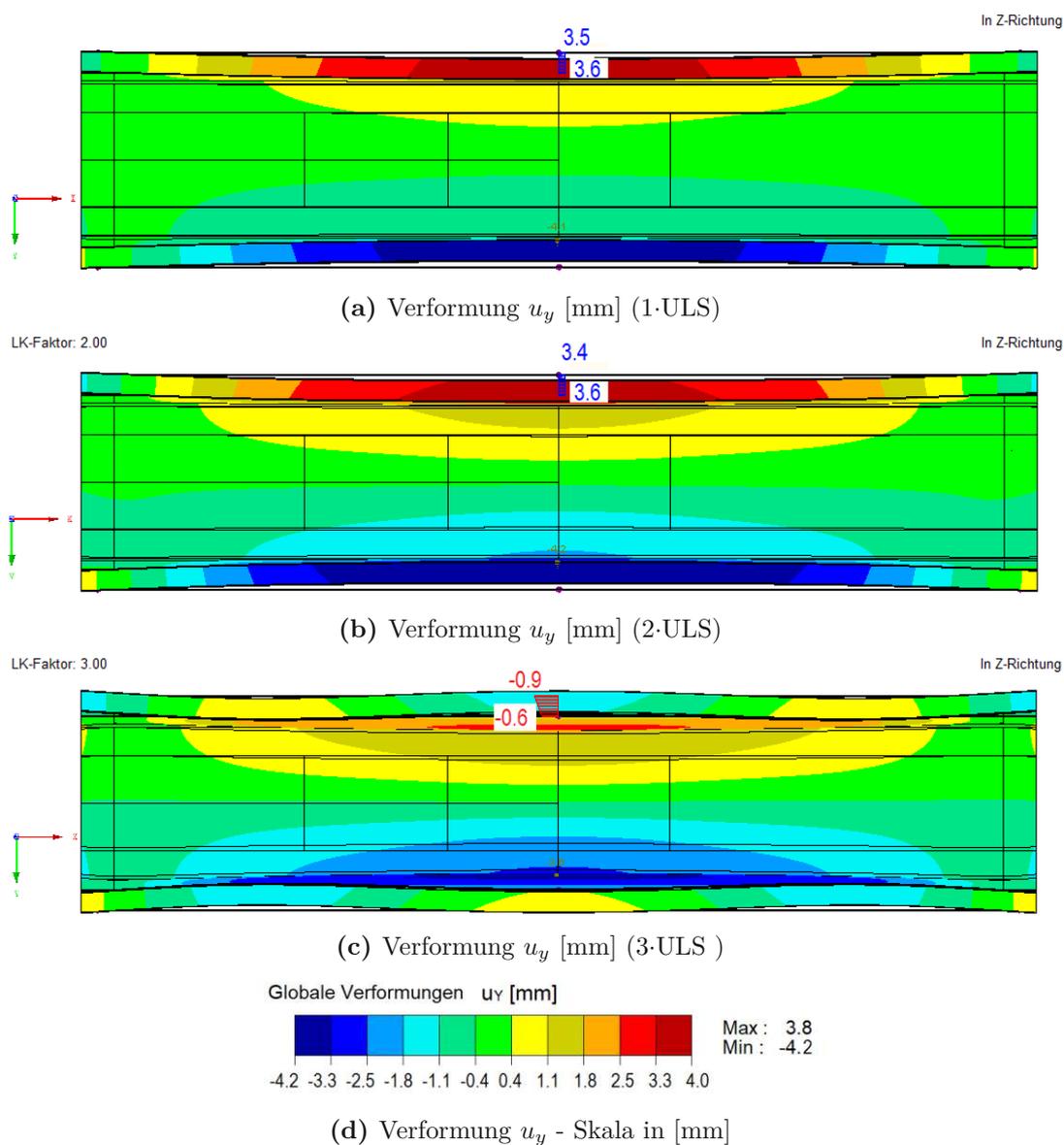


Abb. 7.6: Verformung u_y [mm] (ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte)

Die Verformung u_y der gesamten Trogbrücke kann Abb. 7.6 entnommen werden. Zur besseren Visualisierung der Verformung ist diese in Abb. 7.6 mit dem Faktor 100 skaliert.

Tab. 7.2: Verformung $u_{y,max}$ (ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte)

Laststufe	maximale Verformung u_y	
	Obergurt 1	Obergurt 2
1·ULS	3,8 mm	3,6 mm
2·ULS	3,6 mm	3,6 mm
3·ULS	-1,5 mm	-0,9 mm

7.1.2 Schnittgrößen der Trogbücke mittels Ergebnisstab

Die Schnittgrößen des Regelquerschnitts der Trogbücke werden mittels Ergebnisstab ausgewertet. Bei der Integration der Spannungen werden alle Bleche des Regelquerschnitts der modellierten Trogbücke berücksichtigt. Die Bleche des Endquerträgers, sowie die Volumenkörper zur Kopplung von Deck- und Bodenblech bzw. von Obergurt 1 und Obergurt 2 werden nicht in der Integration der Spannungen berücksichtigt. Die Ergebnisse beziehen sich somit auf den Regelquerschnitt der Trogbücke.

Die Ergebnisse, die mithilfe des Ergebnisstabs erzielt werden, werden mit den Ergebnissen aus der Vordimensionierung von Takács [26] verglichen. Da die Ergebnisse in der Vordimensionierung anhand eines Einfeldträgers mit der Spannweite 25 560 mm unter Vernachlässigung des auskragenden Bereichs ermittelt wurde, dienen die händisch ermittelten Werte nur als Anhaltspunkt. Etwaige Abweichungen können aus dem unterschiedlichen statischen System und der Vereinfachung der Trogbücke auf ein Stabmodell kommen. Die graue Schraffur in den Abbildungen stellt den Einzugsbereich des Ergebnisstabs dar.

7.1.2.1 Normalkraft n_x des Regelquerschnitts

Die Normalkraft wird in der Handrechnung nicht ermittelt, da bei einem statisch bestimmten Einfeldträger unter reiner Vertikallast keine Normalkräfte entstehen. Mittels Ergebnisstab entsteht im Bereich des Endquerträgers eine Normalkraft mit dem Maximalwert 412,7 kN. Ansonsten tritt in der gesamten Trogbücke eine vernachlässigbare Normalkraft auf. Die Normalkraft der gesamten Trogbücke wird in dieser Arbeit als $n_{x,RQS}$ bezeichnet. Es handelt sich um die Stabschnittgröße N des Ergebnisstabs, der für die Auswertung in RFEM herangezogen wird, daher werden beide Bezeichnungen zur besseren Nachvollziehbarkeit angeführt.

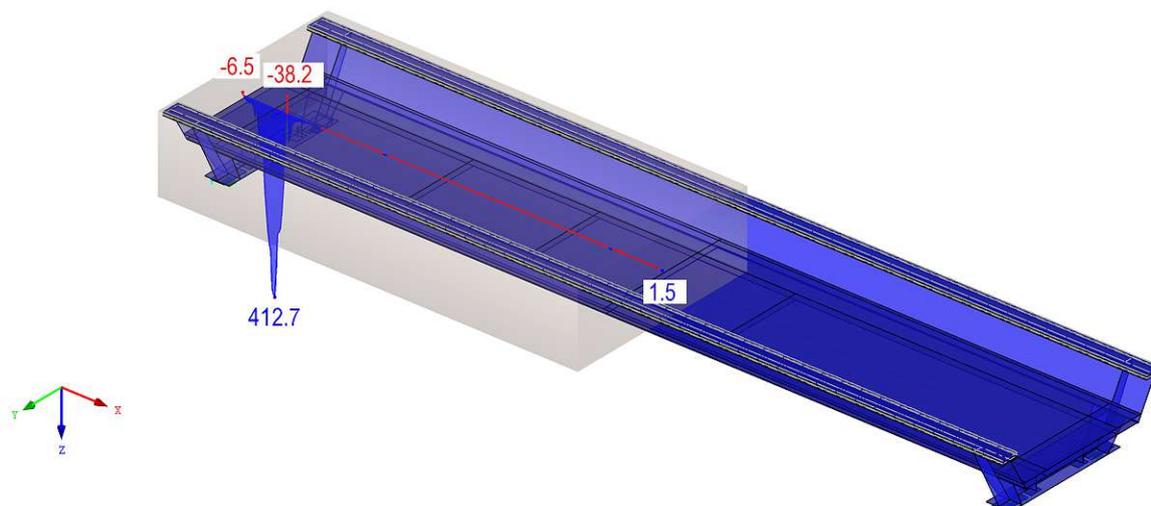


Abb. 7.7: Normalkraftverlauf $n_{x,RQS}(x)$ (N) [kN] des Regelquerschnitts (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Ergebnisstab in Tragwerksmitte)

7.1.2.2 Querkraft v_x des Regelquerschnitts

In der händischen Vordimensionierung [26] wird die Auflagerkraft an einem Einfeldträger mit einer Spannweite von 25 560 mm berechnet. Die händisch ermittelte Auflagerkraft liefert somit eine Größenordnung für den Querkraftsprung beim Endquerträger und beträgt 4465,6 kN. Die in RFEM mit dem Ergebnisstab ermittelte Querkraft beträgt links vom Endquerträger $-463,1$ kN und rechts vom Endquerträger 4784,3 kN. Somit ergibt sich ein Querkraftsprung von 5247,4 kN. Die Abweichung kann mit dem anderen statischen System begründet werden, da in der Handrechnung die auskragenden Bereiche der Trogbrücke vernachlässigt werden. In Tragwerksmitte liefert die Auswertung mit dem Ergebnisstab den Wert $-0,3$ kN für die Querkraft und entspricht in etwa dem erwarteten Wert von Null. Die Querkraft der gesamten Trogbrücke wird in dieser Arbeit als $v_{x,RQS}$ bezeichnet. Es handelt sich um die Stabschnittgröße V_z des Ergebnisstabs, der für die Auswertung in RFEM herangezogen wird, daher werden beide Bezeichnungen zur besseren Nachvollziehbarkeit angeführt.

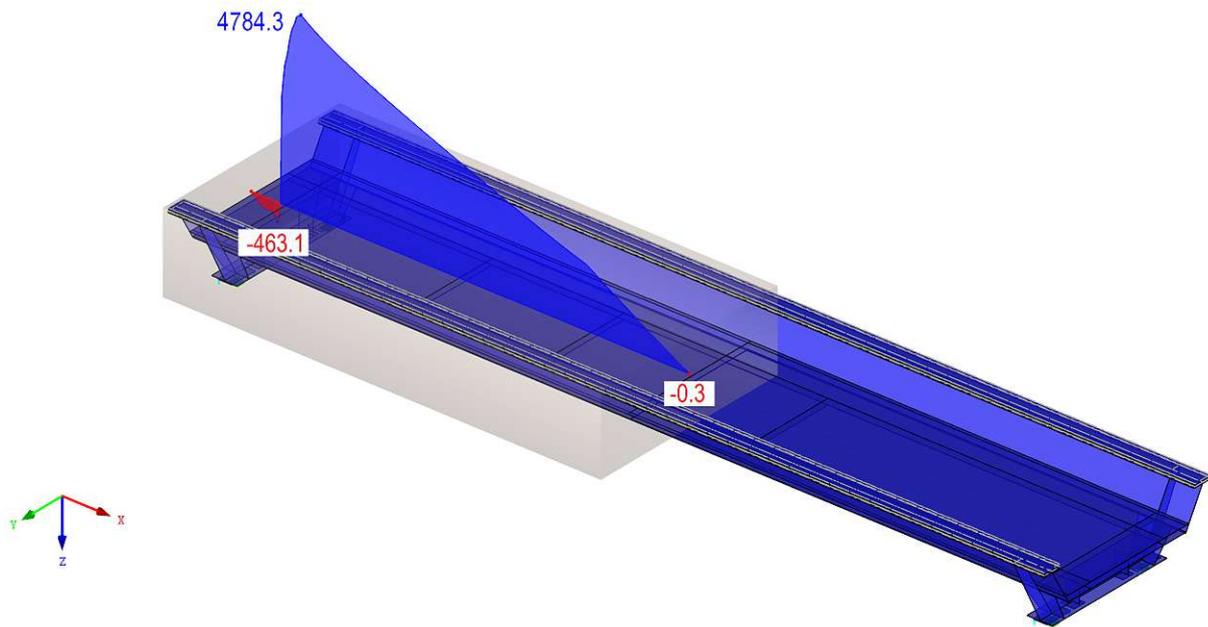


Abb. 7.8: Querkraftverlauf $v_{x,RQS}(x)$ (V_z) [kN] des Regelquerschnitts (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Ergebnisstab in Tragwerksmitte)

7.1.2.3 Moment m_x des Regelquerschnitts

In der Vordimensionierung [26] wird das Moment für einen Einfeldträger der Spannweite 25 560 mm in Feldmitte ermittelt und beträgt 30 832,6 kNm. Das mit dem Ergebnisstab ermittelte Feldmoment bezieht sich auf den Regelquerschnitt und ist um 1,6 % geringer und beträgt 30 341,4 kNm. Das Moment der gesamten Trogrücke wird in dieser Arbeit als $m_{x,RQS}$ bezeichnet. Es handelt sich um die Stabschnittgröße M_y des Ergebnisstabs, der für die Auswertung in RFEM herangezogen wird, daher werden beide Bezeichnungen zur besseren Nachvollziehbarkeit angeführt.

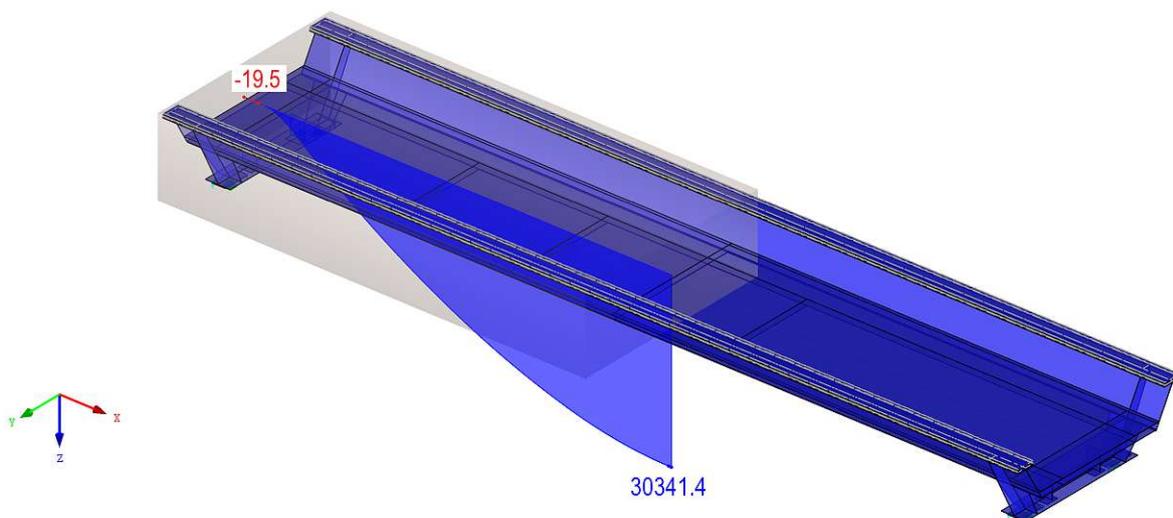


Abb. 7.9: Momentenverlauf $m_{x,RQS}(x)$ (M_y) [kNm] des Regelquerschnitts (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Ergebnisstab in Tragwerksmitte)

7.2 Lastkombination Hauptträger - Laststellung $V_{max,2}$

7.2.1 Längsschnitt: Schweißnaht zwischen Obergurt 1 und Obergurt 2

Zur Bemessung der Schweißnaht zwischen Obergurt 1 und Obergurt 2 wird der Schubfluss $F_\tau(x)$ ermittelt. Im Bereich der Schweißnähte wird im Modell je ein Volumenkörper mit einer Breite von 10 mm zur Kopplung von Obergurt 1 und 2 eingeführt (siehe Abb. 7.1). Im Volumenkörper kann die Schubspannung τ_{xz} ausgelesen werden. Um den Schubfluss zu erhalten, muss die Schubspannung mit der Breite des Volumenkörpers multipliziert werden. In Abb. 7.10 ist die Schubspannung τ_{xz} der äußeren Schweißnaht dargestellt. Die Beanspruchung τ_{xz} der inneren Schweißnaht ist in Abb. 7.11 abgebildet. In Abb. 7.12 ist der Schubfluss $F_\tau(x)$ je Schweißnaht dargestellt. Die zuvor ausgelesene Schubspannung wurde bereits mit der Breite $b = 10$ mm des modellierten Volumenkörpers multipliziert. Der maximale Schubfluss tritt in Nähe des Querträgers auf und ist in Tragwerksmitte Null. Für die innere Schweißnaht kann ein größerer Schubfluss ermittelt werden.

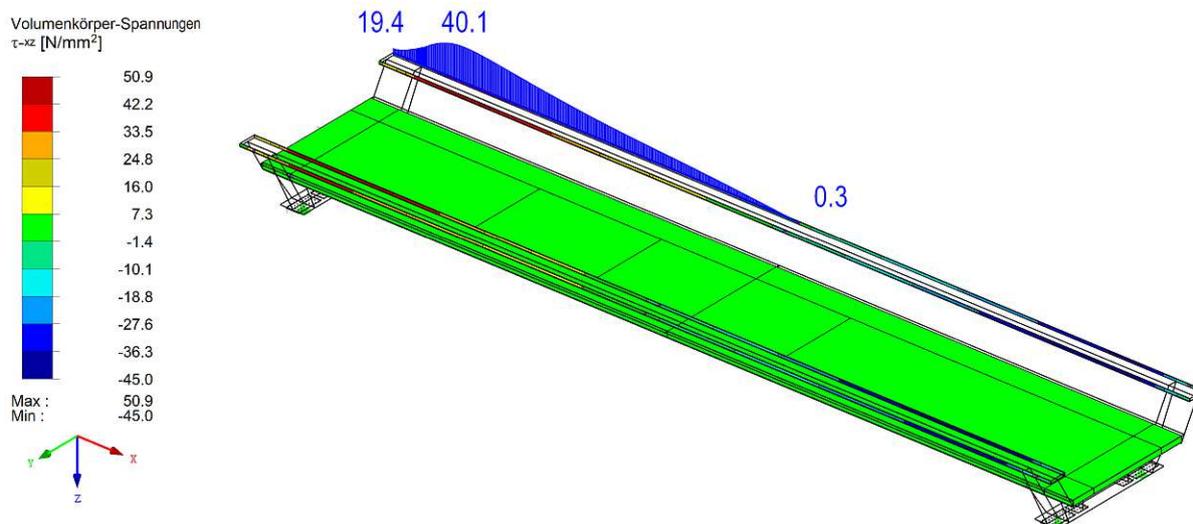


Abb. 7.10: Schubspannung τ_{xz} [N/mm²] (1·ULS-Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt Schweißnaht zwischen OG1 und OG2, außen)

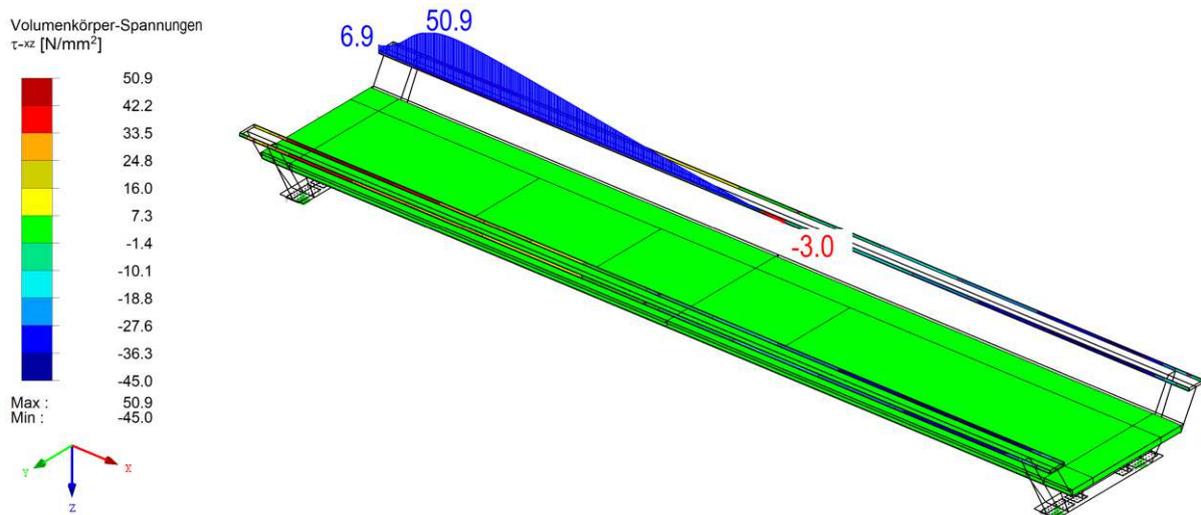


Abb. 7.11: Schubspannung τ_{xz} [N/mm²] (1·ULS-Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt Schweißnaht zwischen OG1 und OG2, innen)

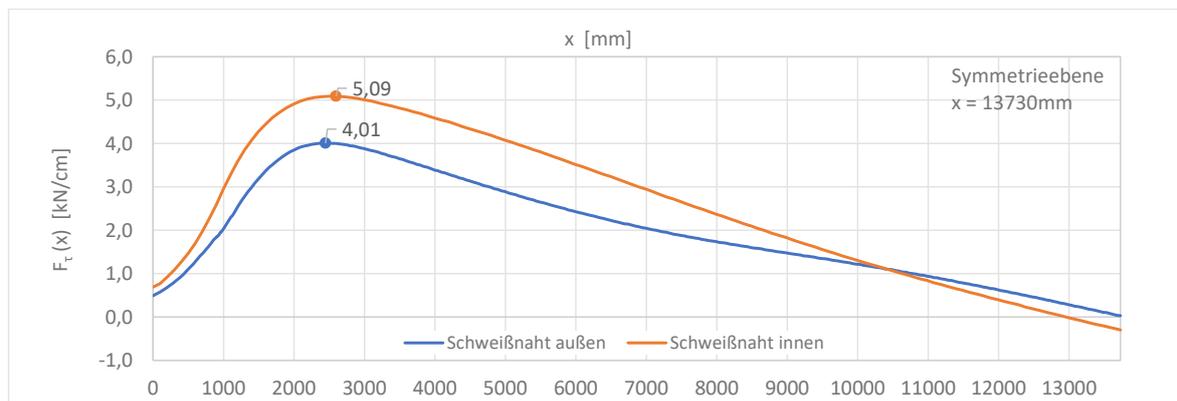


Abb. 7.12: Schubfluss $F_\tau(x)$ [kN/cm] (1·ULS-Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt Schweißnaht zwischen OG1 und OG2)

7.2.2 Längsschnitt: Schweißnaht Oberkante Steg

Der Schubfluss $F_\tau(x)$ wird direkt anhand der RFEM-Grundschnittgröße $n_{xy}(x)$ [kN/cm] (entspricht $F_\tau(x)$ siehe Abschnitt 3.4.1) ausgewertet, welche sich auf das lokale Koordinatensystem des Stegs bezieht.

Für die Bemessung der Halskehlnaht zwischen Hauptträgersteg und Obergurt 2 wird der Schubfluss $F_\tau(x)$ direkt an der Oberkante des modellierten Hauptträgerstegs ausgelesen. Durch die exzentrische Modellierung (siehe Abb. 7.1) der Obergurte 1 und 2, entspricht diese Höhe im Modell der realen Höhe der Stegoberkante. Abweichend von der Empfehlung in Abschnitt 3.2.2 wird die Schnittführung nicht in Richtung des Trogbüschenschwerpunkts geschoben, da der Verlauf des Schubflusses $F_\tau(x)$ plausibel erscheint und die wesentlich geringeren Schubspannungen im Randbereich nicht auftreten (siehe Variantenstudie in Abb. 3.30).

Der maximale Schubfluss tritt im Bereich des Endquerträgers auf, in Tragwerksmitte wird der Schubfluss nahezu Null. Der Schubfluss $F_\tau(x)$ der Hauptträgerstege ist in Abb. 7.13 dargestellt, der Verlauf des Schubflusses $F_\tau(x)$ im Schnitt kann Abb. 7.14 entnommen werden.

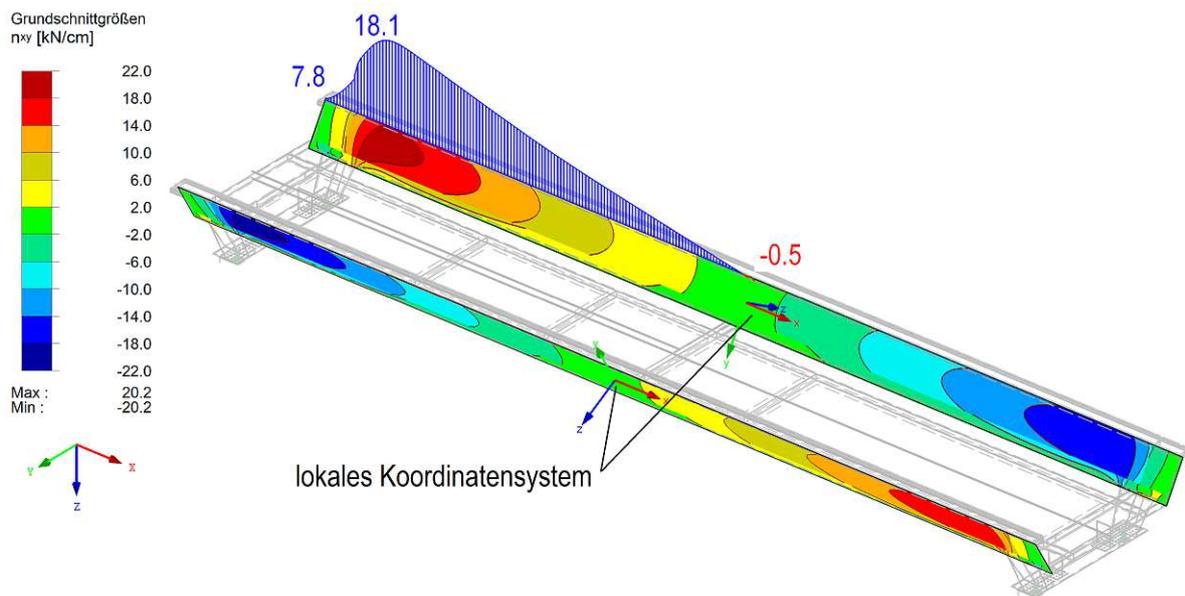


Abb. 7.13: Schubfluss F_τ ($=n_{xy}$ in RFEM) [kN/cm] in den Hauptträgerstegen (1·ULS-Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt Schweißnaht Oberkante Steg)

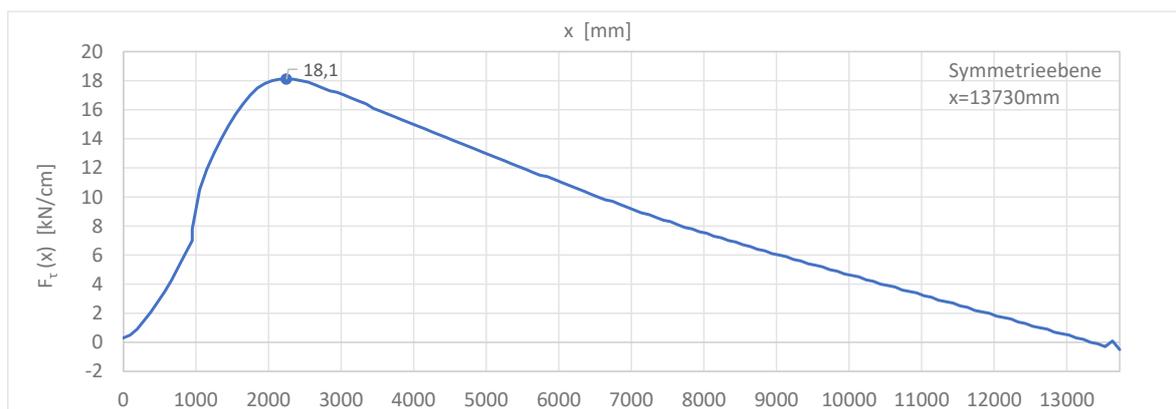


Abb. 7.14: Schubfluss $F_\tau(x)$ [kN/cm] (1·ULS-Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt Schweißnaht Oberkante Steg)

7.2.3 Längsschnitt: Steg auf Höhe des Trogbückenschwerpunkts

Die Schubspannung τ_{xy-} an der Innenseite des Stegs wird in Abb. 7.15 dargestellt. Die Schubspannung τ_{xy+} an der Außenseite des Stegs ist in Abb. 7.16 abgebildet. Die Kennzeichnung mit + und - bezieht sich dabei auf das lokale Koordinatensystem des Stegs. So wird die Schubspannung auf Seite der negativen lokalen z-Koordinate mit τ_{xy-} und die Schubspannung auf Seite der positiven lokalen z-Koordinate mit τ_{xy+} bezeichnet.

Da die maximale Schubspannung auf Höhe des Schwerpunkts auftritt, wird der Schnitt auf dieser Höhenlage geführt. In Abb. 7.17 werden sowohl τ_{xy+} , als auch τ_{xy-} auf Höhe des Schwerpunkts dargestellt.

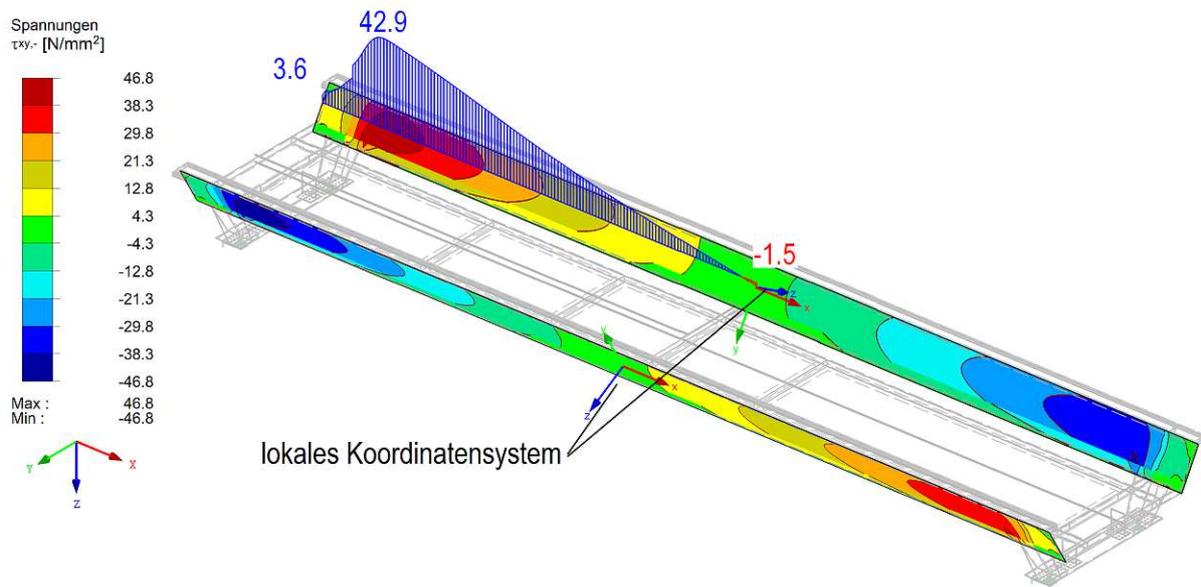


Abb. 7.15: Schubspannung $\tau_{xy}-$ [N/mm²] (1·ULS-Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt Höhe Schwerpunkt der Trogbücke, Innenseite)

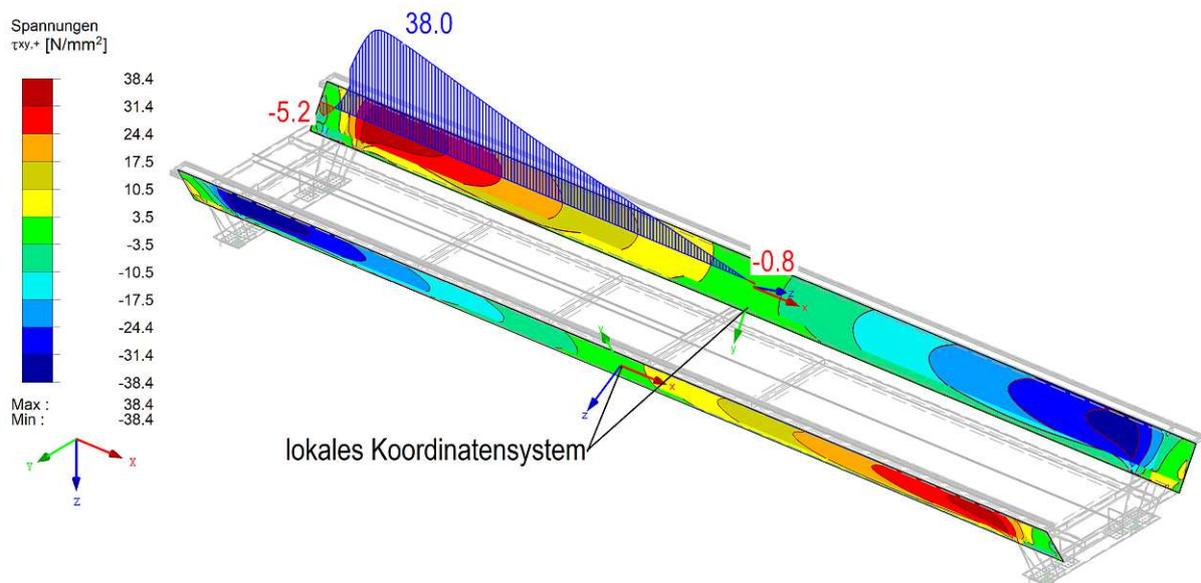


Abb. 7.16: Schubspannung $\tau_{xy}+$ [N/mm²] (1·ULS-Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt Höhe Schwerpunkt der Trogbücke, Außenseite)

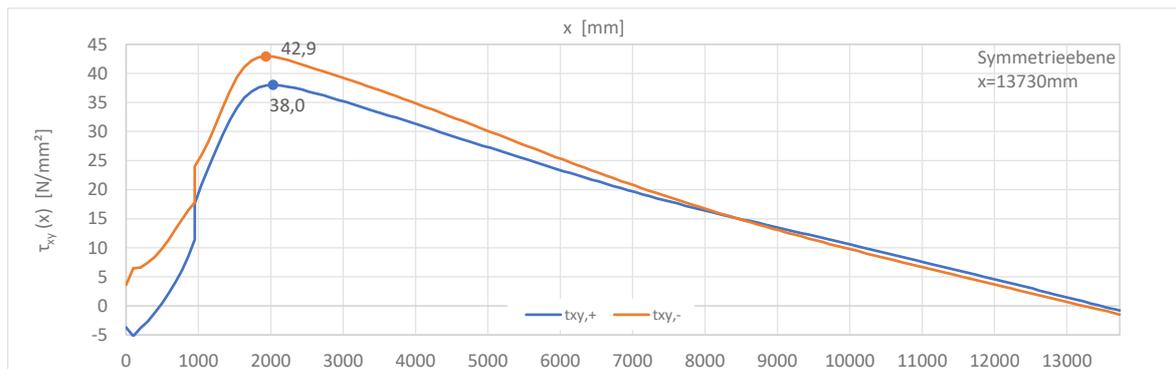


Abb. 7.17: Schubspannung $\tau_{xy}(x)$ [N/mm²] (1·ULS-Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt Höhe Schwerpunkt der Trogbrücke)

7.2.4 Längsschnitt: Schweißnaht zwischen Hauptträgersteg und Deck- und Bodenblech der SCSC-Platte

Für die Bemessung der Schweißnähte zwischen Deck- und Bodenblech der SCSC-Platte sind der Längsschub $F_\tau(x)$ und die lokalen Flächenschnittgrößen $n_y(x)$, $v_y(x)$ und $m_y(x)$ von Deck- und Bodenblech erforderlich. In diesem Abschnitt wird nur der Schubfluss $F_\tau(x)$ ermittelt, für den die Lastkombination „ULS – LK Hauptträger – $V_{max,2}$ “ maßgebend ist. Die lokalen Flächenschnittgrößen $n_y(x)$ und $v_y(x)$ von Deck- und Bodenblech werden in Abschnitt 7.3.3 für die Lastkombination „ULS – LK Platte – M_{max} “ ermittelt. Die Ermittlung des Schubflusses $F_\tau(x)$ erfolgt direkt über die Grundschnittgröße n_{xy} (entspricht $F_\tau(x)$, siehe Abschnitt 3.4.1). In diesem Fall entspricht das lokale Koordinatensystem von Deck- und Bodenblech dem globalen Koordinatensystem in Abb. 7.18 und Abb. 7.19. Der auftretende Schubfluss F_τ ist im Deckblech größer als im Bodenblech, was auf den geringeren Abstand zum Schwerpunkt zurückgeführt werden kann. Der erwartete Maximalwert des Schubflusses im Bereich des Endquerträgers tritt im Bodenblech wider Erwarten nicht auf.

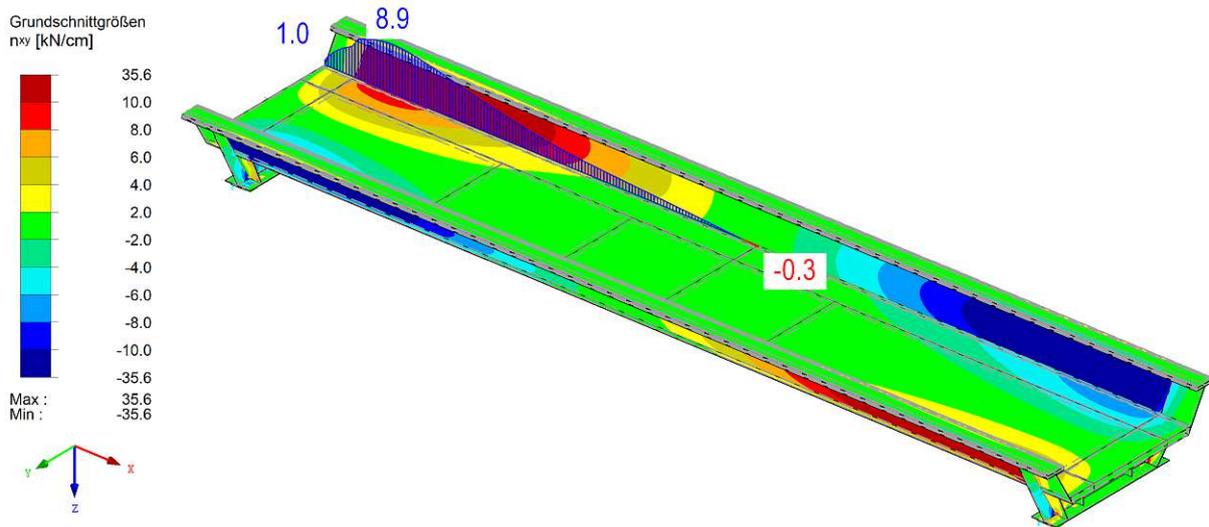


Abb. 7.18: Schubfluss $F_\tau(x)$ ($=n_{xy}$ in RFEM) [kN/cm] (1·ULS-Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt Schweißnaht zwischen Hauptträger und Deckblech)

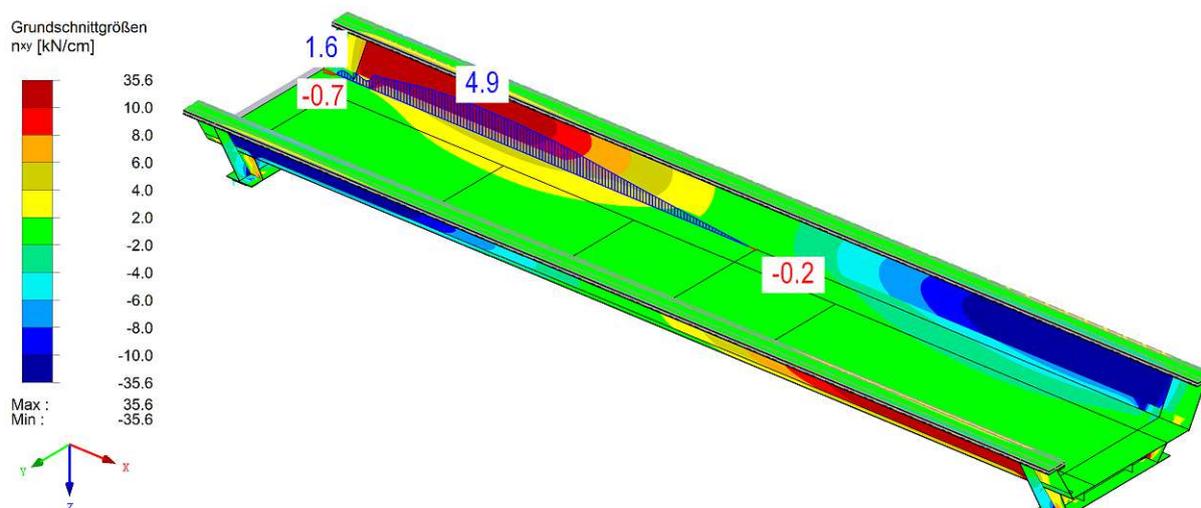


Abb. 7.19: Schubfluss F_τ ($=n_{xy}$ in RFEM) [kN/cm] (1·ULS-Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt Schweißnaht zwischen Hauptträger und Bodenblech)

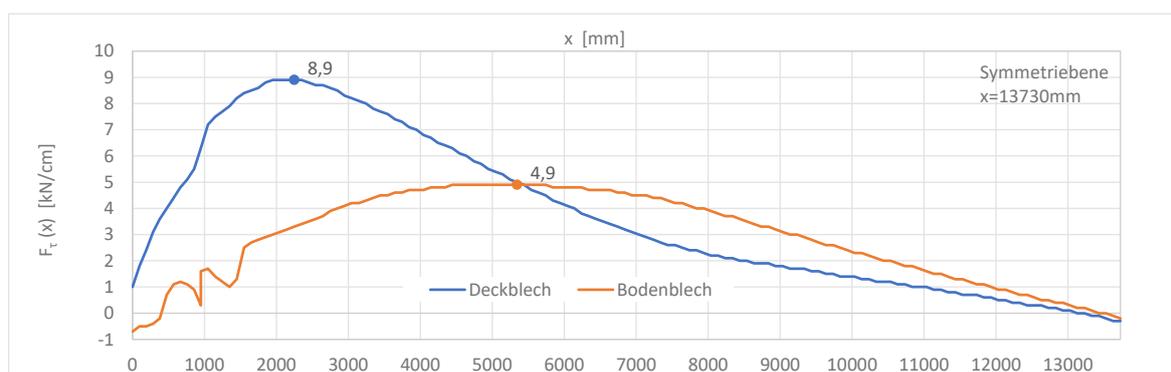


Abb. 7.20: Schubfluss $F_\tau(x)$ [kN/cm] (1·ULS-Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$)

7.2.5 Längsschnitt in Tragwerksmitte

Für den Längsschnitt in Tragwerksmitte wird nur die Verformung $u_z(x)$ ausgewertet.

7.2.5.1 Verformung u_z

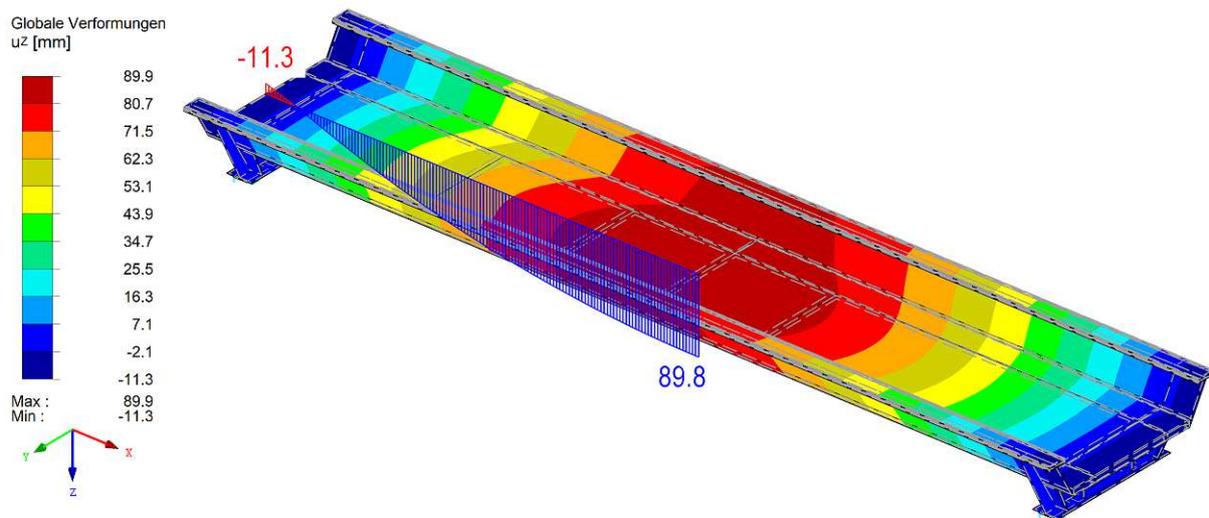


Abb. 7.21: Verformung u_z [mm] (1·ULS-Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt in Tragwerksmitte)

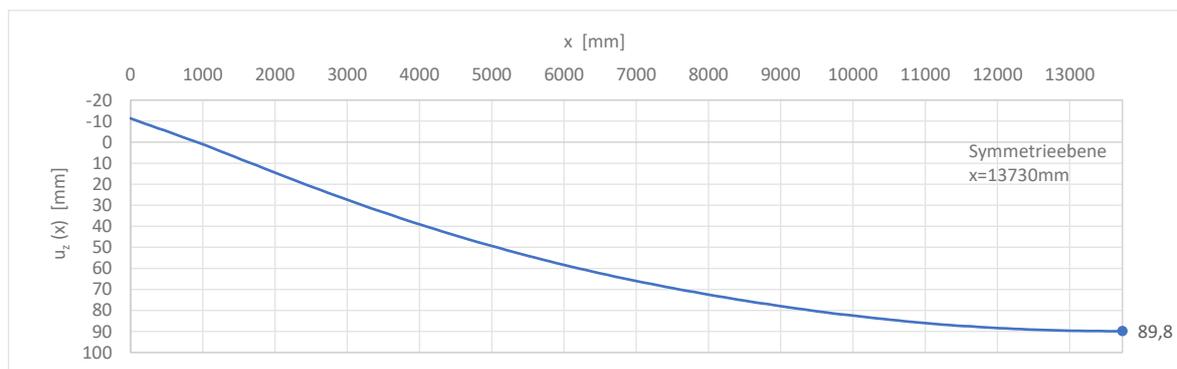


Abb. 7.22: Verformung $u_z(x)$ [mm] (1·ULS-Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt in Tragwerksmitte)

7.3 Lastkombination Platte - Laststellung M_{max}

Die Analyse der Plattenschnittgrößen in Längs- und Querrichtung erfolgt mit der Lastkombination „ULS – Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} “ (siehe Tabelle 3.6). Für die Schnittgrößen in Querrichtung wird diese Lastkombination zur Bemessung der Platte herangezogen. Es handelt sich hierbei nicht um die Laststellung der Verkehrslast, die auf Basis der Einflusslinie zur Ermittlung von M_{max} in Feldmitte aufgebracht werden müsste, sondern um die volle vertikale Belastung der Brücke. Das bedeutet auch die auskragenden Bereiche nach den Endquerträgern werden mit der Verkehrslast nach LM 71 [12] belastet.

Für die Schnittgrößen in Längsrichtung ist zu beachten, dass sich diese sowohl aus der Haupttragwirkung der Trogbücke, als auch der Längstragwirkung der Platte zusammensetzen. Somit müsste der Anteil aus der Haupttragwirkung mit der Lastkombination zur Bemessung des Hauptträgers und der Anteil aus der Plattentragwirkung in Längsrichtung mit der Lastkombination zur Bemessung der Platte ermittelt werden [26]. Im Zuge dieser Arbeit wird auf diese genauere

Berechnung verzichtet und die auf der sicheren Seite liegende Lastkombination zur Bemessung der Platte zur Ermittlung der Schnittgrößen in Längsrichtung verwendet.

Die ausgewerteten Plattenschnittgrößen werden auf 1 m-Plattenbreite bezogen. Für die lokalen Blechschnittgrößen ($n_{x,DB/BB}$, $n_{y,DB/BB}$, $v_{x,DB/BB}$, $v_{y,DB/BB}$, $m_{x,DB/BB}$, $m_{y,DB/BB}$) bedeutet das, dass der Verlauf an einer Stelle mittels Schnittführung ausgewertet wird und der Wert dieser ausgewerteten Stelle bereits auf 1 m-Plattenbreite ist. Da die Normalkräfte ($n_{x,SCSC}$, $n_{y,SCSC}$) und die Momente ($m_{x,SCSC}$, $m_{y,SCSC}$) der SCSC-Platte auf Basis der lokalen Blechnormalkräfte $n_{x,DB/BB}$ und $n_{y,DB/BB}$ ermittelt werden, gilt dieser Aspekt hier ebenso.

Im Gegensatz dazu wird für die Querkräfte ($v_{x,SCSC}$, $v_{y,SCSC}$) ein Ergebnisstab eingeführt, der den gesamten Verlauf der Querkraft innerhalb der definierten Breite des Ergebnisstabs berücksichtigt. Für den 1 m-Plattenstreifen entsteht so ein über die Breite des Ergebnisstabs gemittelter Wert der Querkraft. Der Einfluss der Breite des Ergebnisstabs wird in Anhang C betrachtet.

7.3.1 Längsschnitt in Tragwerksmitte

7.3.1.1 Verformung $u_z(x)$

Die Verformung u_z in [mm] wird in Tragwerksmitte am Deckblech ausgelesen.

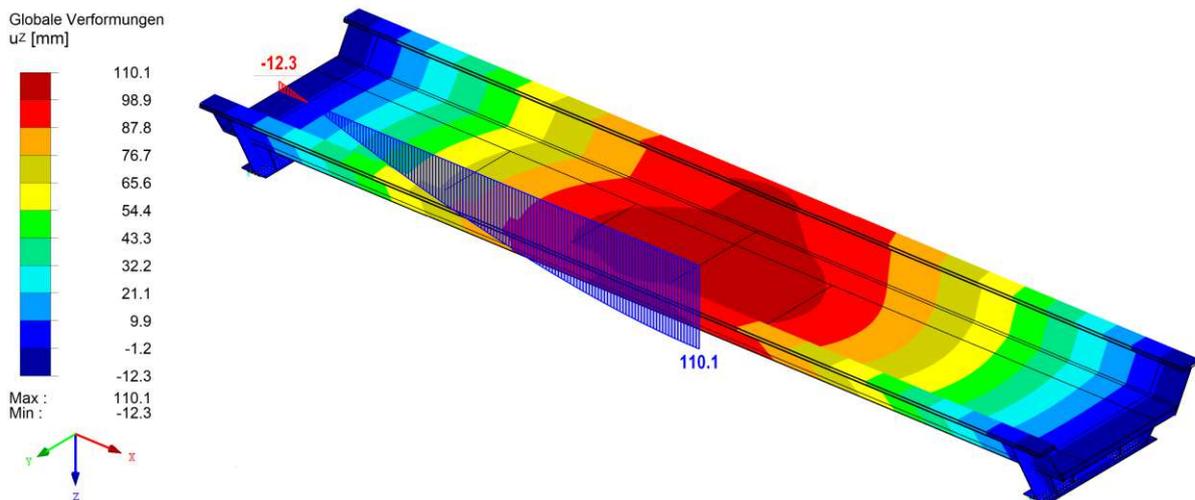


Abb. 7.23: Verformung u_z [mm] (1-ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt in Tragwerksmitte)

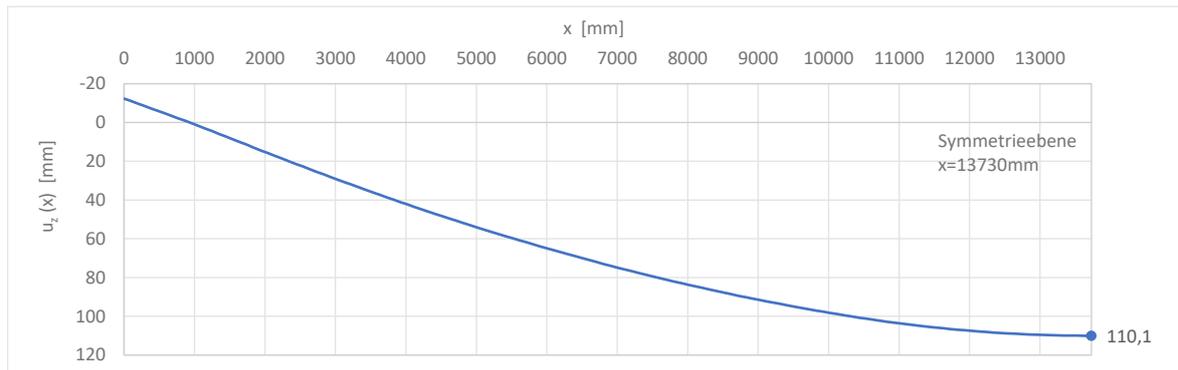


Abb. 7.24: Verformung $u_z(x)$ [mm] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt in Tragwerksmitte)

7.3.1.2 Normalkraft $n_x(x)$ der SCSC-Platte

In Abb. 7.25 ist die Normalkraft $n_{x,DB}$ im Deckblech und in Abb. 7.26 die Normalkraft $n_{x,BB}$ im Bodenblech dargestellt. Die Normalkraft $n_{x,SCSC}(x)$ der SCSC-Platte wird im Zuge einer Nachlaufrechnung nach Gleichung (7.1) ermittelt. Die Verläufe der Schnittgrößen entlang des Längsschnitts werden in Abb. 7.27 dargestellt. Die angeführten Normalkräfte in [kN/m] werden bezogen auf 1 m-Plattenbreite ermittelt.

$$n_{x,SCSC}(x) = n_{x,DB}(x) + n_{x,BB}(x) \quad (7.1)$$

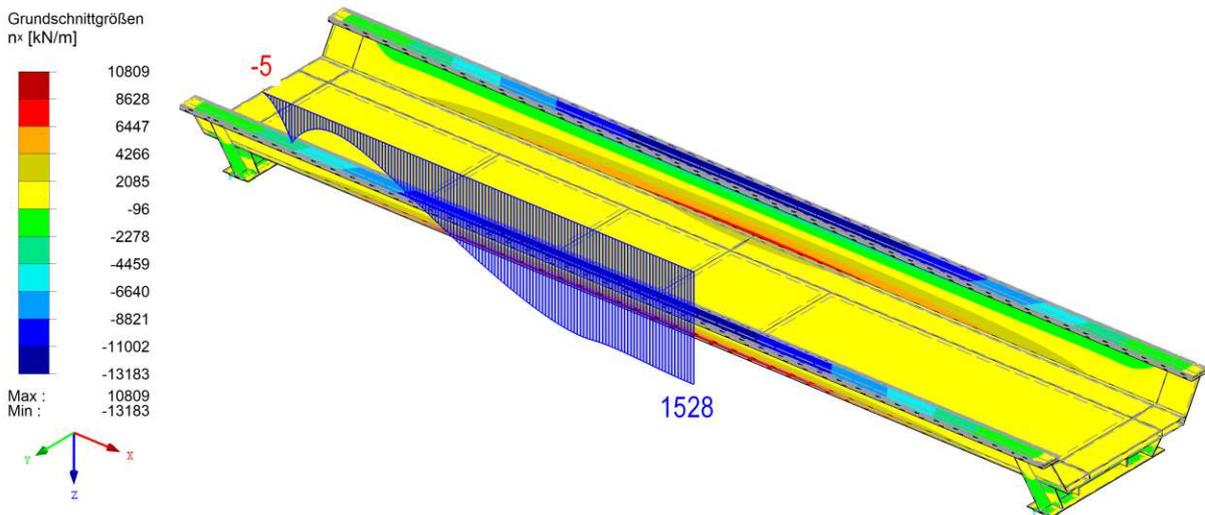


Abb. 7.25: Normalkraft $n_{x,DB}$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt in Tragwerksmitte – Deckblech)

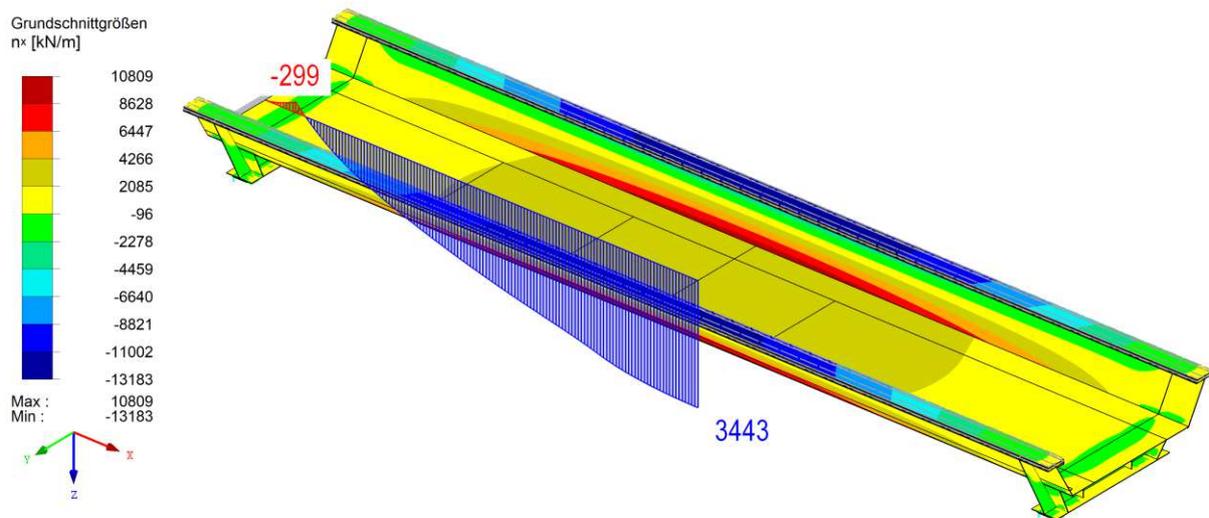


Abb. 7.26: Normalkraft $n_{x, BB}$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt in Tragwerksmitte – Bodenblech)

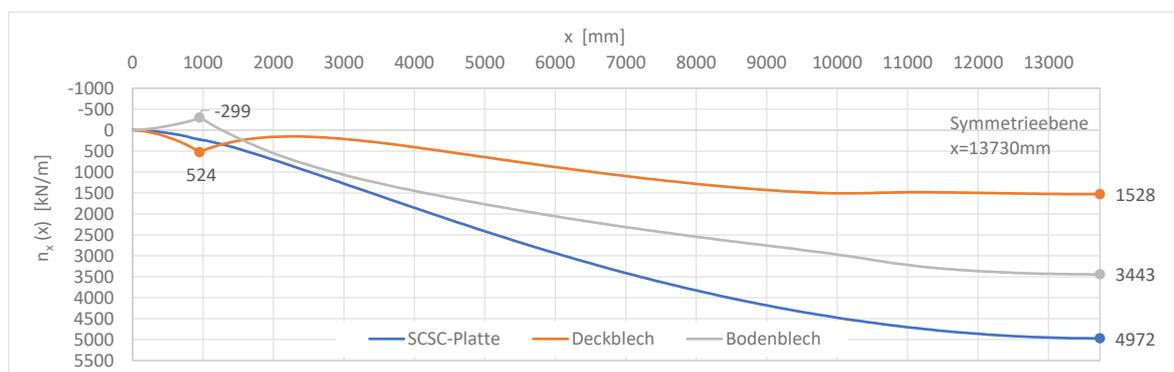


Abb. 7.27: Normalkraft $n_x(x)$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt in Tragwerksmitte – Deckblech, Bodenblech, SCSC-Platte)

7.3.1.3 Querkraft $v_x(x)$ der SCSC-Platte

In Abb. 7.28 ist der Verlauf der Querkraft $v_{x, SCSC}(x)$ in [kN/m] bezogen auf 1 m-Plattenbreite, sowie die zugrundeliegende Schubspannung τ_{xz} in [N/mm²] im Volumenkörper dargestellt.

Mithilfe des Ergebnisstabs (siehe Abb. 7.1) werden die Schubspannungen τ_{xz} im koppelnden Volumenkörper über eine Breite von 1 m zur Querkraft $v_{x, SCSC}(x)$ integriert. Es wird somit auch der Verlauf innerhalb der Integrationsbreite zur Ermittlung der Schnittgröße berücksichtigt. Eine Untersuchung zum Einfluss der Breite bzw. der Art der Ermittlung der Schnittgröße erfolgt in Anhang C.

Die Schubspannung τ_{xz} verläuft affin zum zu erwartenden Querkraftverlauf in der SCSC-Platte und wird deshalb ebenso in Abb. 7.28 dargestellt. Aus Abb. 7.29 kann der Verlauf der Querkraft im Längsschnitt entnommen werden.

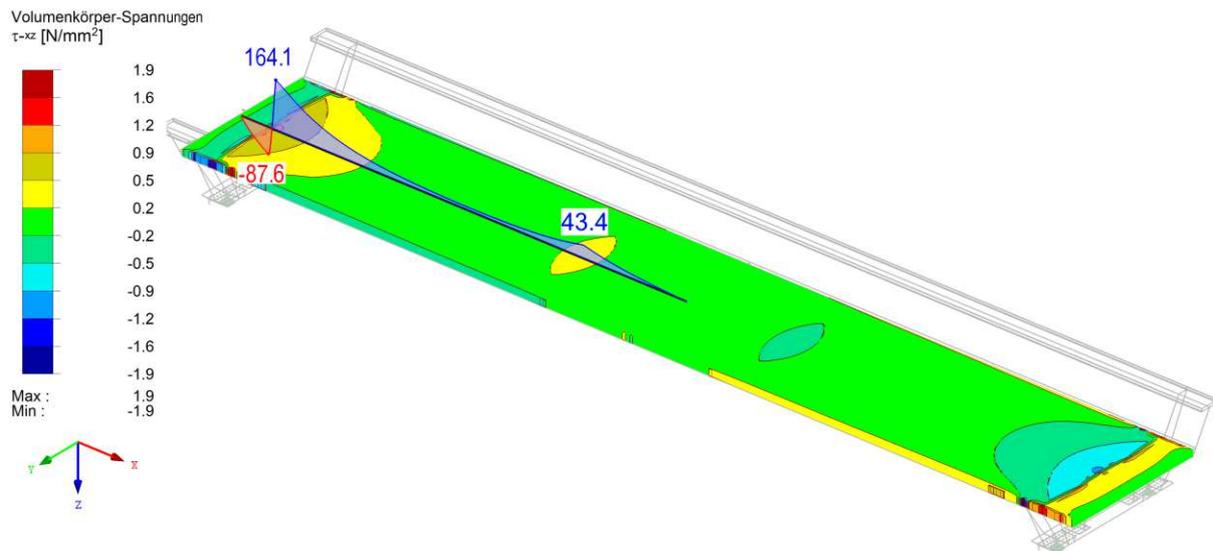


Abb. 7.28: Schubspannungen τ_{xz} [N/mm²] im Volumenkörper zwischen Deck- und Bodenblech und Querkraft $v_{x,SCSC}(x)$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Ergebnisstab in Tragwerksmitte)

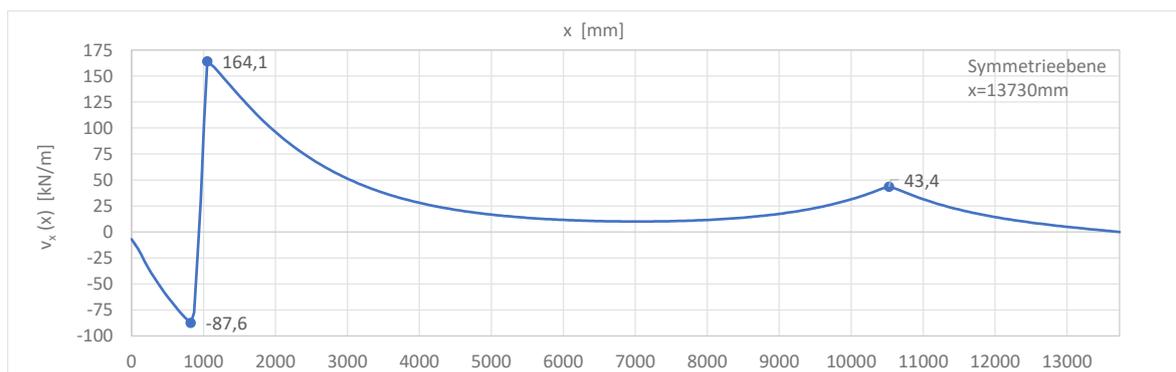


Abb. 7.29: Querkraft $v_{x,SCSC}(x)$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Ergebnisstab in Tragwerksmitte)

7.3.1.4 Moment $m_x(x)$ der SCSC-Platte

Die Ermittlung des Moments $m_{x,SCSC}$ in [kNm/m] bezogen auf 1 m-Plattenbreite erfolgt nach Gleichung (7.2) und basiert auf den zuvor ermittelten Normalkräften in Deck- und Bodenblech.

$$m_{x,SCSC}(x) = n_{x,DB}(x) \cdot -z_{DB} + n_{x,BB}(x) \cdot z_{BB} \quad (7.2)$$

Für z_{DB} und z_{BB} muss der Absolutbetrag eingesetzt werden. Eine Darstellung des Momentenverlaufs am Modell der Trogbrücke ist nicht möglich, da das Moment beim Schnitt im Zuge einer Nachlaufrechnung ermittelt wird.

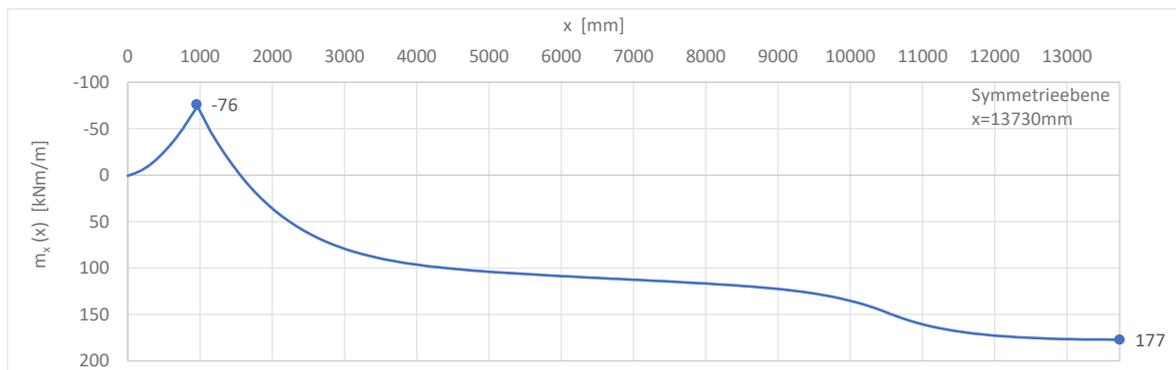


Abb. 7.30: Moment $m_{x,SCSC}(x)$ [kNm/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt in Tragwerksmitte)

7.3.1.5 Normalkraft $n_y(x)$ der SCSC-Platte

In Abb. 7.31 ist die Normalkraft $n_{y,DB}$ im Deckblech und in Abb. 7.32 die Normalkraft $n_{y,BB}$ im Bodenblech dargestellt. Die Normalkraft $n_{y,SCSC}(x)$ der SCSC-Platte wird im Zuge einer Nachlaufrechnung nach Gleichung (7.3) ermittelt. Die Verläufe der Schnittgrößen entlang des Längsschnitts werden in Abb. 7.33 dargestellt. Die angeführten Normalkräfte in [kN/m] werden bezogen auf 1 m-Plattenbreite ermittelt.

$$n_{y,SCSC}(x) = n_{y,DB}(x) + n_{y,BB}(x) \quad (7.3)$$

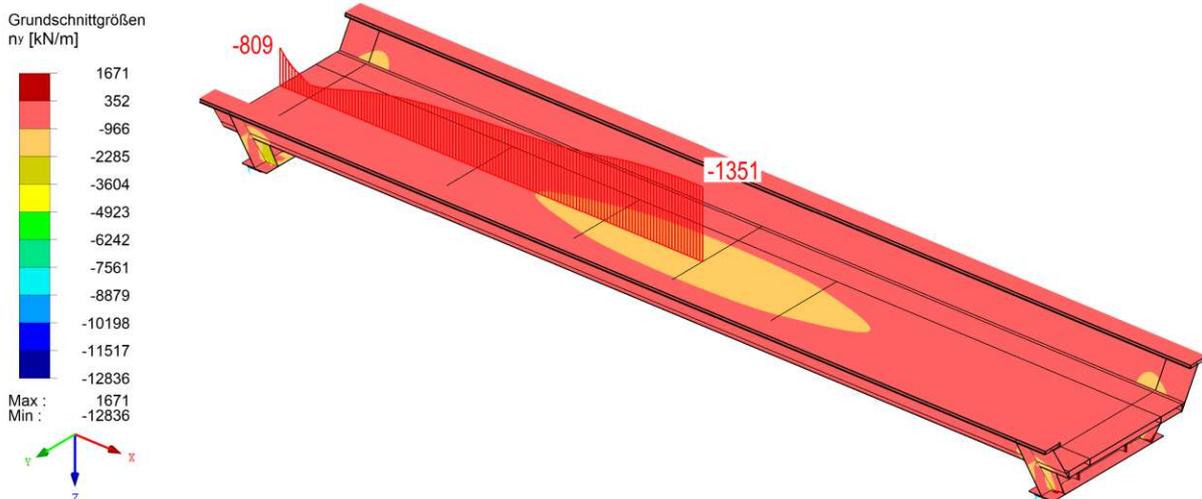


Abb. 7.31: Normalkraft $n_{y,DB}$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt in Tragwerksmitte – Deckblech)

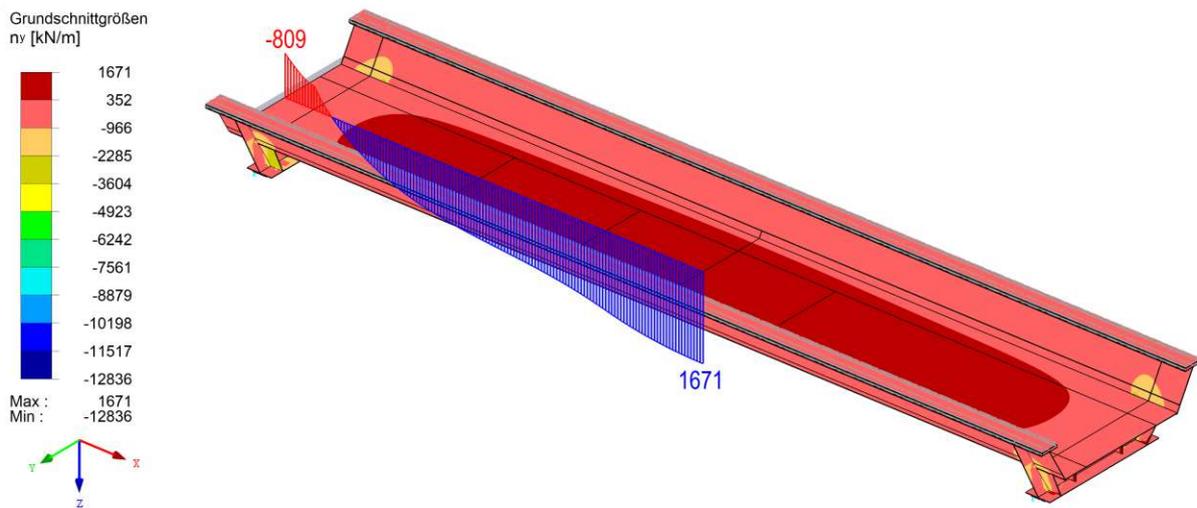


Abb. 7.32: Normalkraft $n_{y,BB}$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt in Tragwerksmitte – Bodenblech)

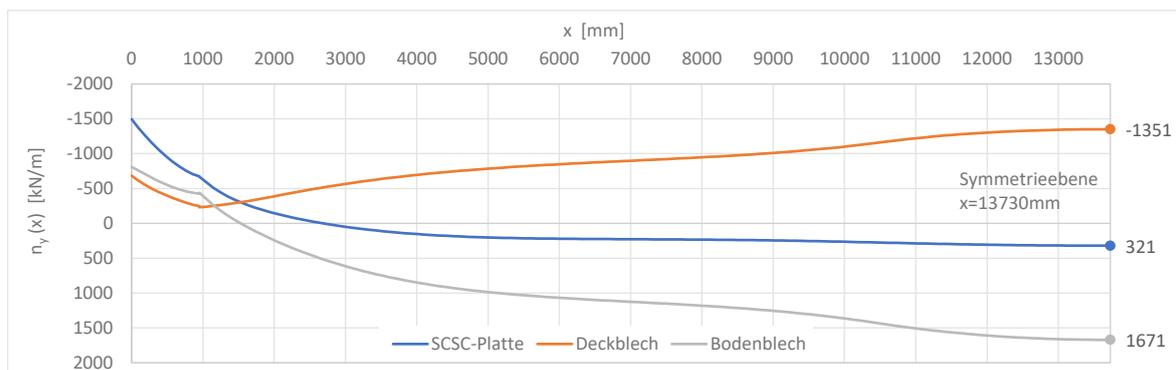


Abb. 7.33: Normalkraft $n_y(x)$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt in Tragwerksmitte – Deckblech, Bodenblech, SCSC-Platte)

7.3.1.6 Querkraft $v_y(x)$ der SCSC-Platte

Ein Auswerten des Querkraftverlaufs $v_{y,SCSC}(x)$ entlang eines Längsschnitts ist durch die gewählte Methode der Auswertung über den Ergebnisstab nicht möglich. Es könnten lediglich diskrete Werte der Querkraft $v_{y,SCSC}$ in Tragwerksmitte durch zusätzliche Ergebnisstäbe ermittelt werden. Zudem ist die zu erwartende Querkraft in Plattenmitte aufgrund des statischen Systems und der am System wirkenden Belastung Null. In dieser Arbeit wird die Auswertung der Querkraft $v_{y,SCSC}$ auf den Querschnitt in Tragwerksmitte beschränkt.

7.3.1.7 Moment $m_y(x)$ der SCSC-Platte

In Abb. 7.34 ist das nach Gleichung (7.4) ermittelte Moment $m_{y,SCSC}(x)$ in [kN/m] bezogen auf 1 m-Plattenbreite dargestellt.

$$m_{y,SCSC}(x) = n_{y,DB}(x) \cdot -z_{DB} + n_{y,BB}(x) \cdot z_{BB} \quad (7.4)$$

Für z_{DB} und z_{BB} muss der Absolutbetrag eingesetzt werden.

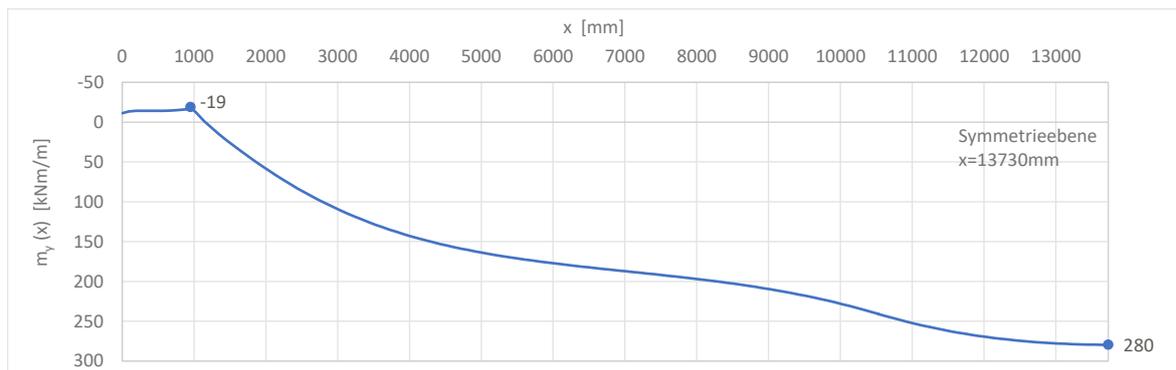


Abb. 7.34: Moment $m_y(x)$ [kNm/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt in Tragwerksmitte)

7.3.2 Querschnitt in Tragwerksmitte

Für die Auswertung des Querschnitts wird die Stelle $y = 0$ in Plattenmitte angenommen. Der Anschlussbereich der SCSC-Platte an den schrägen Hauptträgersteg wird in dieser Schnittführung vernachlässigt.

7.3.2.1 Verformung $u_z(y)$

Die Verformung u_z wird am Deckblech ausgelesen und ist in Abb. 7.35 bzw. Abb. 7.36 dargestellt.

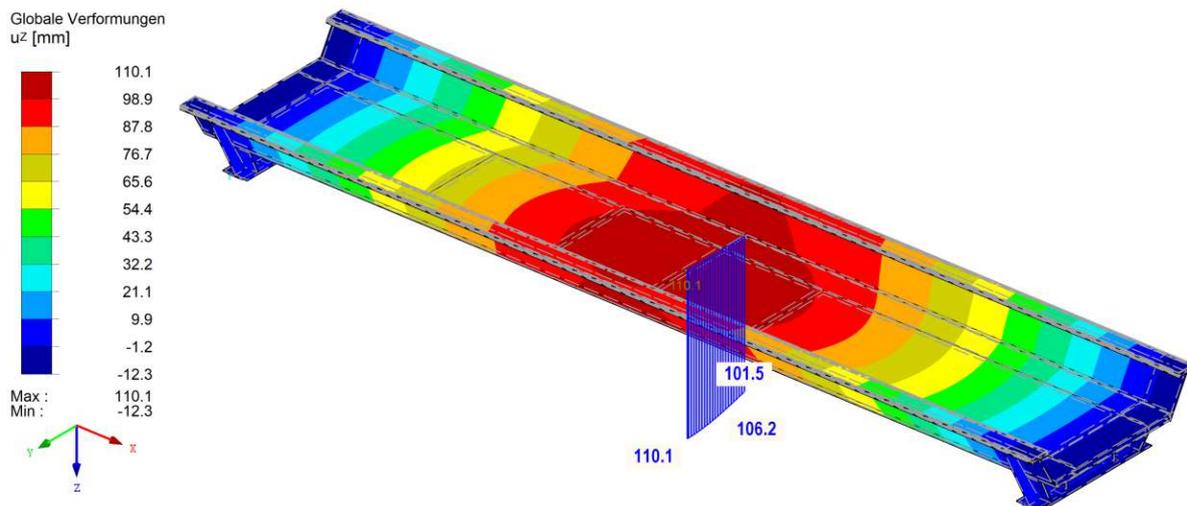


Abb. 7.35: Verformung u_z [mm] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte)

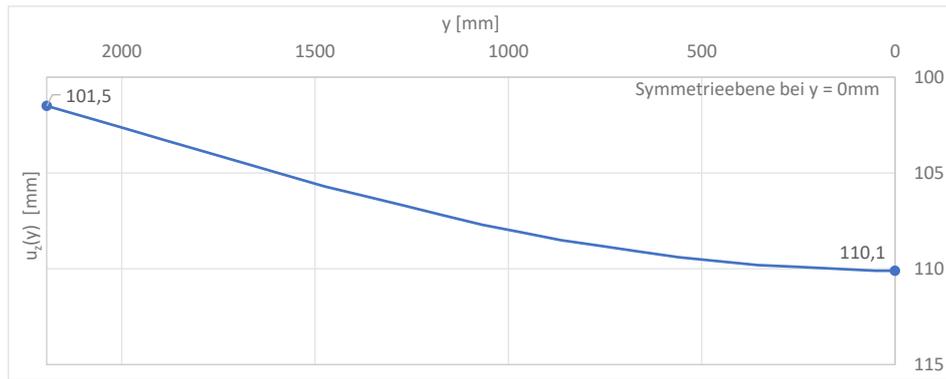


Abb. 7.36: Verformung $u_z(y)$ [mm] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte)

7.3.2.2 Normalkraft $n_y(y)$ der SCSC-Platte

In Abb. 7.37 ist die Normalkraft $n_{y,DB}$ im Deckblech und in Abb. 7.38 die Normalkraft $n_{y,BB}$ im Bodenblech dargestellt. Die Normalkraft $n_{y,SCSC}(y)$ der SCSC-Platte wird im Zuge einer Nachlaufrechnung nach Gleichung (7.5) ermittelt. Die Verläufe der Schnittgrößen entlang des Querschnitts werden in Abb. 7.39 dargestellt. Die angeführten Normalkräfte in [kN/m] werden bezogen auf 1 m-Plattenbreite ermittelt.

$$n_{y,SCSC}(y) = n_{y,DB}(y) + n_{y,BB}(y) \quad (7.5)$$

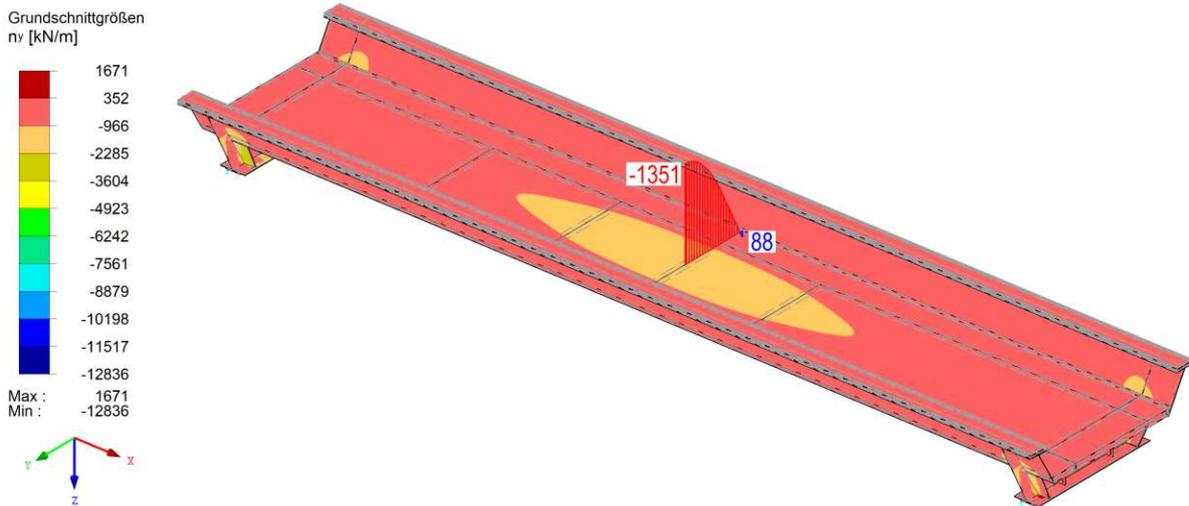


Abb. 7.37: Normalkraft $n_{y,DB}$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte – Deckblech)

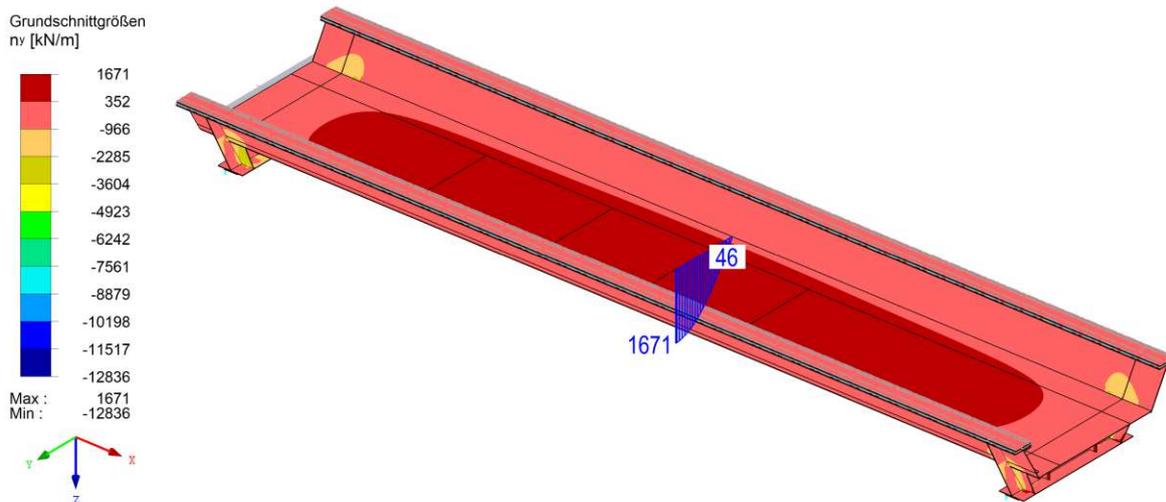


Abb. 7.38: Normalkraft $n_{y,BB}$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte – Bodenblech)

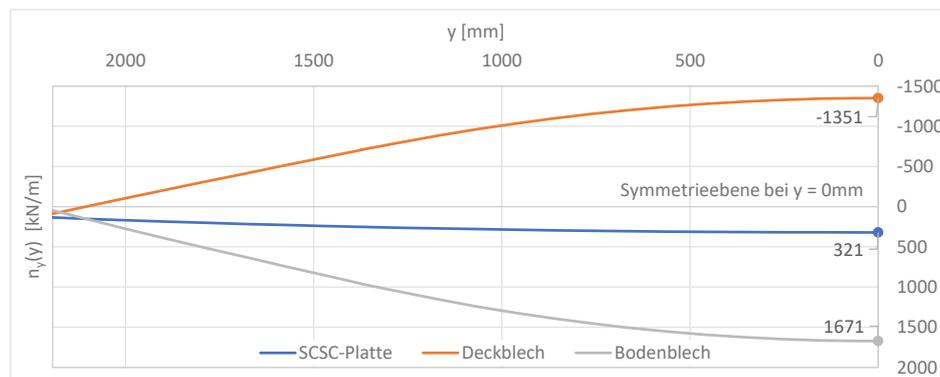


Abb. 7.39: Normalkraft $n_y(y)$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte – Deckblech, Bodenblech, SCSC-Platte)

7.3.2.3 Querkraft $v_y(y)$ der SCSC-Platte

In Abb. 7.40 ist der Verlauf der Querkraft $v_{y,SCSC}(y)$ in [kN/m] bezogen auf 1-m-Plattenbreite, sowie die zugrundeliegende Schubspannung τ_{yz} in [N/mm²] im Volumenkörper dargestellt. Mithilfe des Ergebnisstabs werden die Schubspannungen τ_{yz} im koppelnden Volumenkörper über eine Breite von 1 m zur Querkraft $v_{y,SCSC}(y)$ integriert. Es wird somit auch der Verlauf innerhalb der Integrationsbreite zur Ermittlung der Schnittgröße berücksichtigt. Eine Untersuchung zum Einfluss der Breite bzw. der Art der Ermittlung der Schnittgröße erfolgt in Anhang C.

Aus Abb. 7.41 kann der Verlauf der Querkraft $v_{y,SCSC}(y)$ im Längsschnitt entnommen werden.

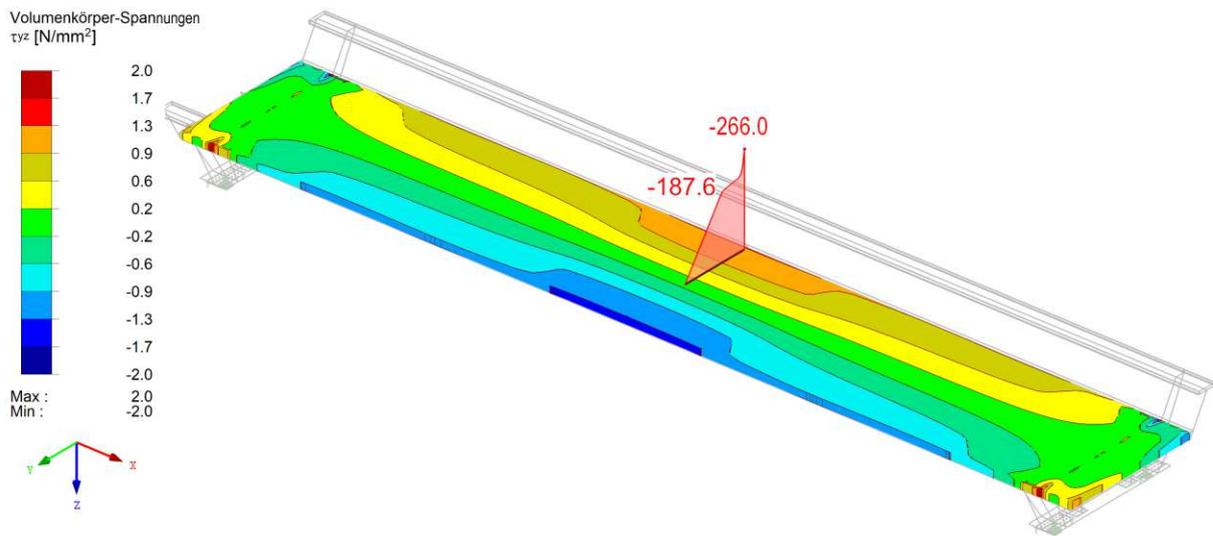


Abb. 7.40: Schubspannungen τ_{yz} [N/mm²] im Volumenkörper zwischen Deck- und Bodenblech und Querkraft $v_{y,SCSC}(y)$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Ergebnisstab in Tragwerksmitte)

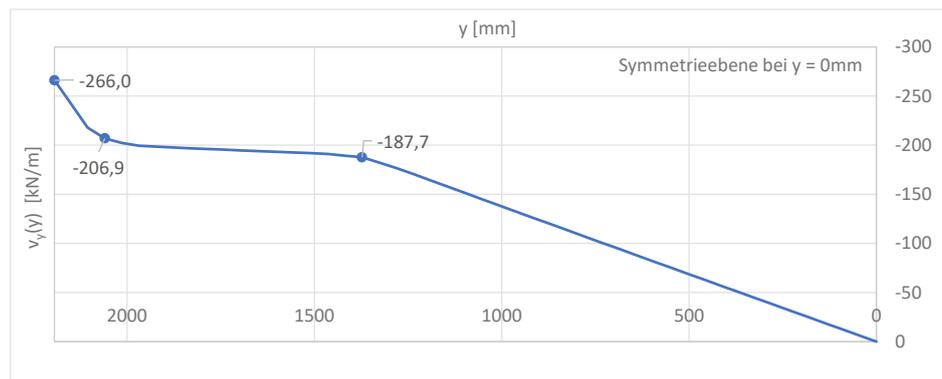


Abb. 7.41: Querkraft $v_{y,SCSC}(y)$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Ergebnisstab in Tragwerksmitte)

7.3.2.4 Moment $m_y(y)$ der SCSC-Platte

Das Moment $m_{y,SCSC}(y)$ in kNm/m bezogen auf 1 m-Plattenbreite wird nach Gleichung (7.6) ermittelt und ist in Abb. 7.42 dargestellt.

$$m_{y,SCSC}(y) = n_{y,DB}(y) \cdot z_{DB} + n_{y,BB}(y) \cdot z_{BB} \quad (7.6)$$

Für z_{DB} und z_{BB} muss der Absolutbetrag eingesetzt werden. Der Verlauf über die gesamte Trogbrücke kann nicht dargestellt werden, da das Moment erst durch die Nachlaufrechnung aus den Normalkräften in Deck- und Bodenblech ermittelt wird.

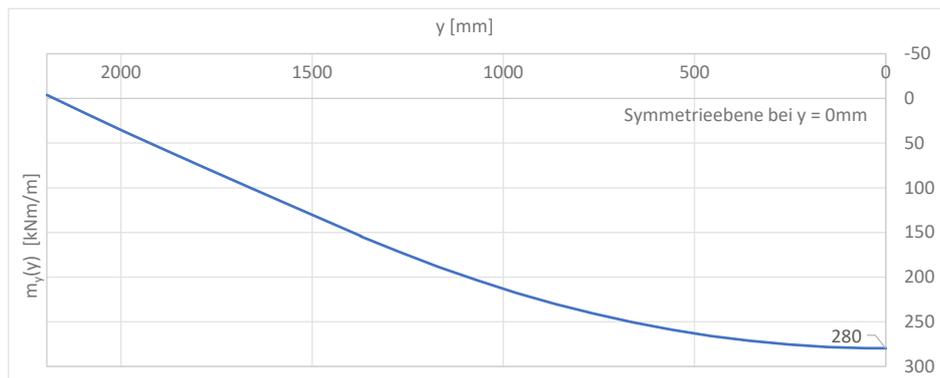


Abb. 7.42: Moment $m_y(y)$ [kNm/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte)

7.3.3 Längsschnitt Schweißnaht zwischen Hauptträgersteg und Deck- bzw. Bodenblech

7.3.3.1 Normalkraft $n_y(x)$ in Deck- und Bodenblech

In Abb. 7.43 ist die Normalkraft $n_{y,DB}$ im Deckblech und in Abb. 7.44 die Normalkraft $n_{y,BB}$ im Bodenblech dargestellt. Die Verläufe der Schnittgrößen entlang des Längsschnitts werden in Abb. 7.45 dargestellt. Die angeführten Normalkräfte in [kN/m] werden bezogen auf 1 m-Plattenbreite ermittelt.

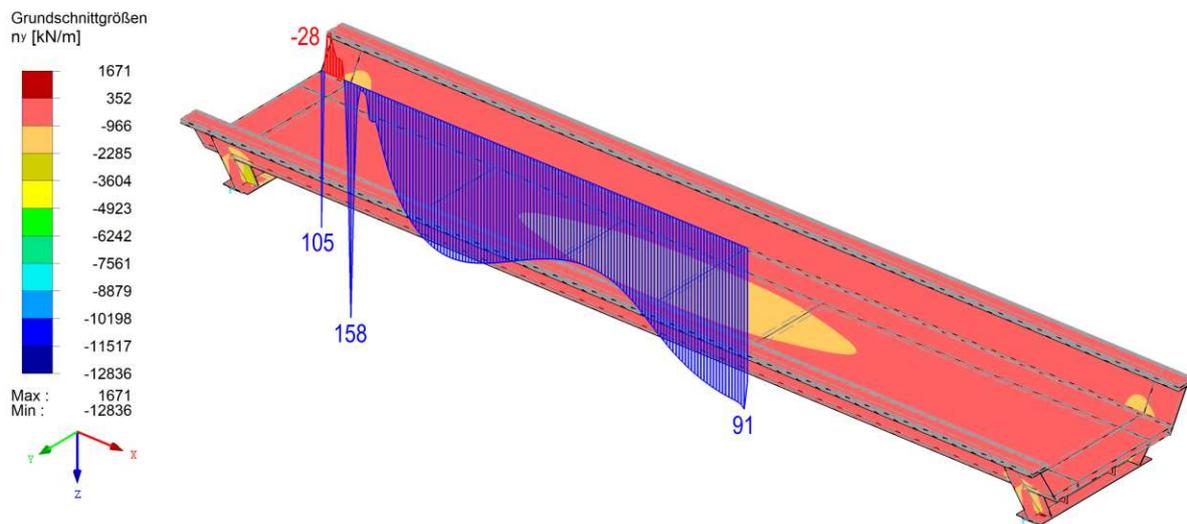


Abb. 7.43: Normalkraft $n_{y,DB}$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt Schweißnaht zwischen Hauptträger und Deckblech – Auswertung am Deckblech)

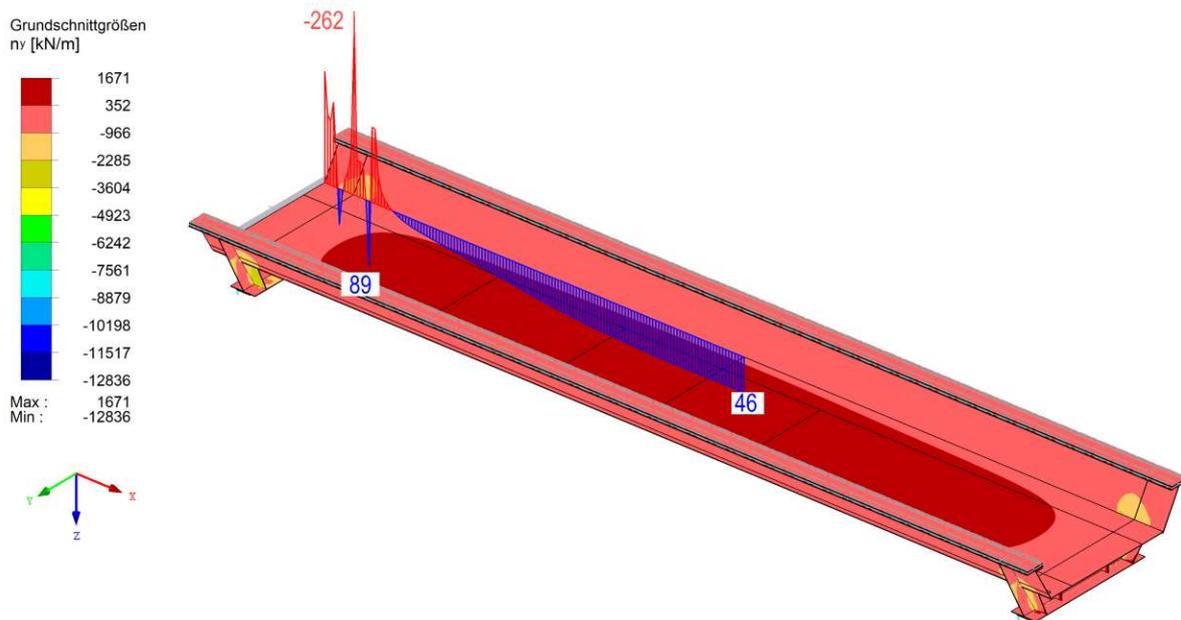


Abb. 7.44: Normalkraft $n_{y, BB}$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt Schweißnaht zwischen Hauptträger und Bodenblech – Auswertung am Bodenblech)

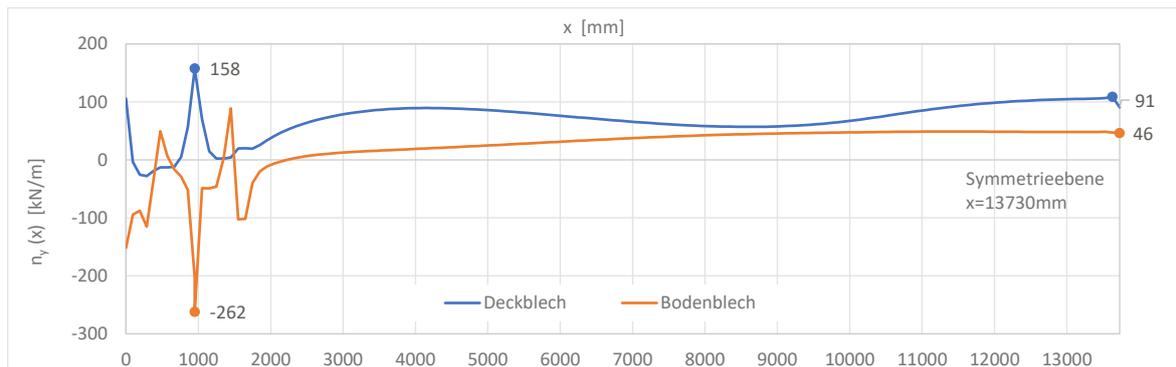


Abb. 7.45: Normalkraft $n_y(x)$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt Schweißnaht zwischen Hauptträger und Deck- und Bodenblech)

7.3.3.2 Querkraft $v_y(x)$ in Deck- und Bodenblech

Es werden die lokalen Blech-Querkräfte $v_{y, DB}(x)$ und $v_{y, BB}(x)$ (siehe Abschnitt 3.4.1) in [kN/m] bezogen auf 1-m-Plattenbreite für Deck- und Bodenblech ausgewertet. Durch die Auswertungsmethode über den Ergebnisstab ist die Ermittlung eines Verlaufs der Querkraft $v_{y, SCSC}(x)$ mit einem hohen Aufwand verbunden, weshalb in dieser Arbeit darauf verzichtet wird.

7.3.3.3 Moment $m_y(x)$ in Deck- und Bodenblech

Der Momentenverlauf wird für die SCSC-Platte $m_{y, SCSC}(x)$ ermittelt. Das Moment $m_{y, SCSC}$ wird durch Multiplikation der Normalkraft in Deck- bzw. Bodenblech mit dem inneren Hebelsarm

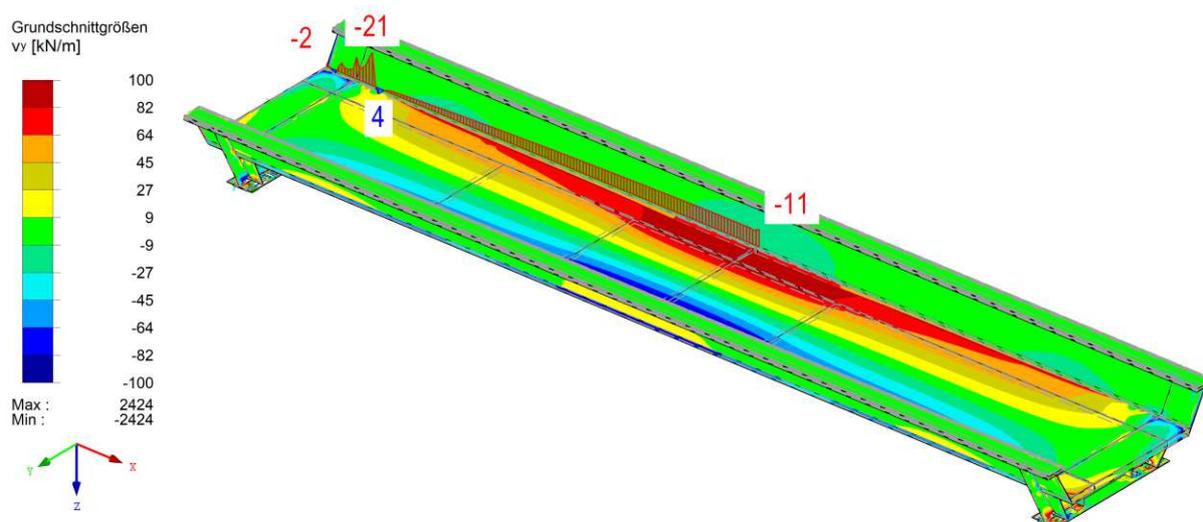


Abb. 7.46: Querkraft $v_{y,DB}$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt Schweißnaht zwischen Hauptträger und Deckblech – Auswertung am Deckblech)

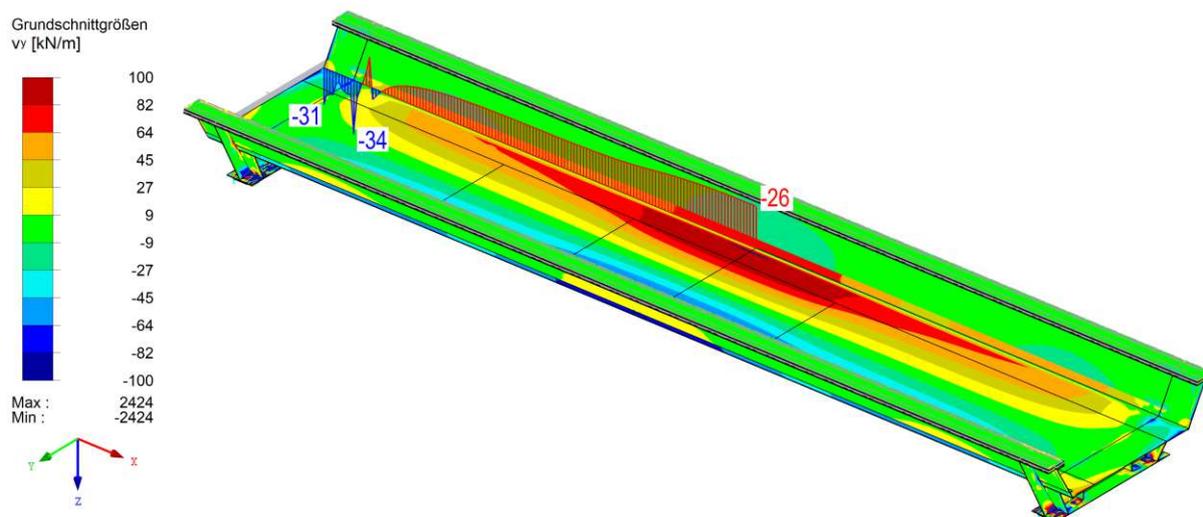


Abb. 7.47: Querkraft $v_{y,BB}$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt Schweißnaht zwischen Hauptträger und Bodenblech – Auswertung am Bodenblech)

nach Gleichung (7.7) errechnet. Die ermittelten Momente in [kNm/m] beziehen sich auf 1-m-Plattenbreite.

$$m_{y,SCSC}(x) = n_{y,DB}(x) \cdot -z_{DB} + n_{y,BB}(x) \cdot z_{BB} \quad (7.7)$$

Für z_{DB} und z_{BB} muss der Absolutbetrag eingesetzt werden.

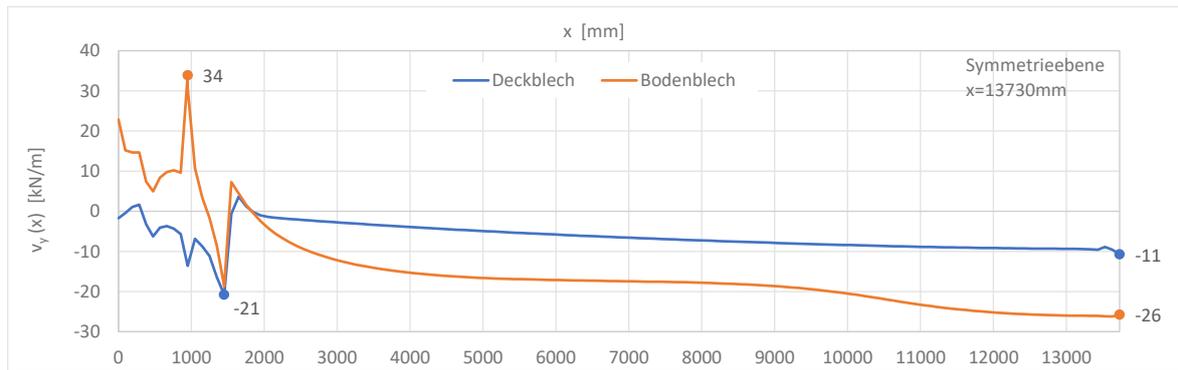


Abb. 7.48: Querkraft $v_y(x)$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt Schweißnaht zwischen Hauptträger und Deck- und Bodenblech)

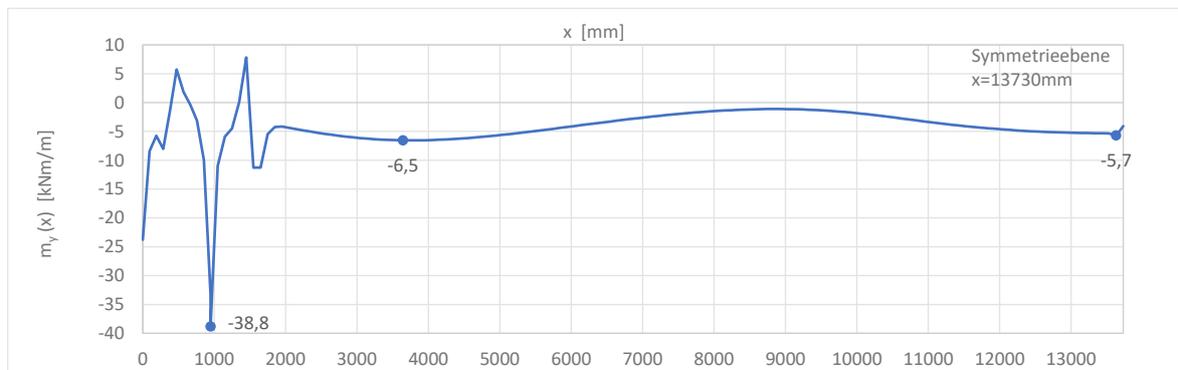


Abb. 7.49: Moment $m_y(x)$ [kNm/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt Schweißnaht zwischen Hauptträger und Deck- und Bodenblech)

7.4 Lastkombination Platte - Laststellung $V_{max,1}$

Für die maximale Querkraft der SCSC-Platte wird die Lastkombination „ULS – Lastkombination Platte – Laststellung $V_{max,1}$ “ (siehe Tabelle 3.6) herangezogen.

7.4.1 Längsschnitt: Tragwerksmitte

7.4.1.1 Verformung u_z

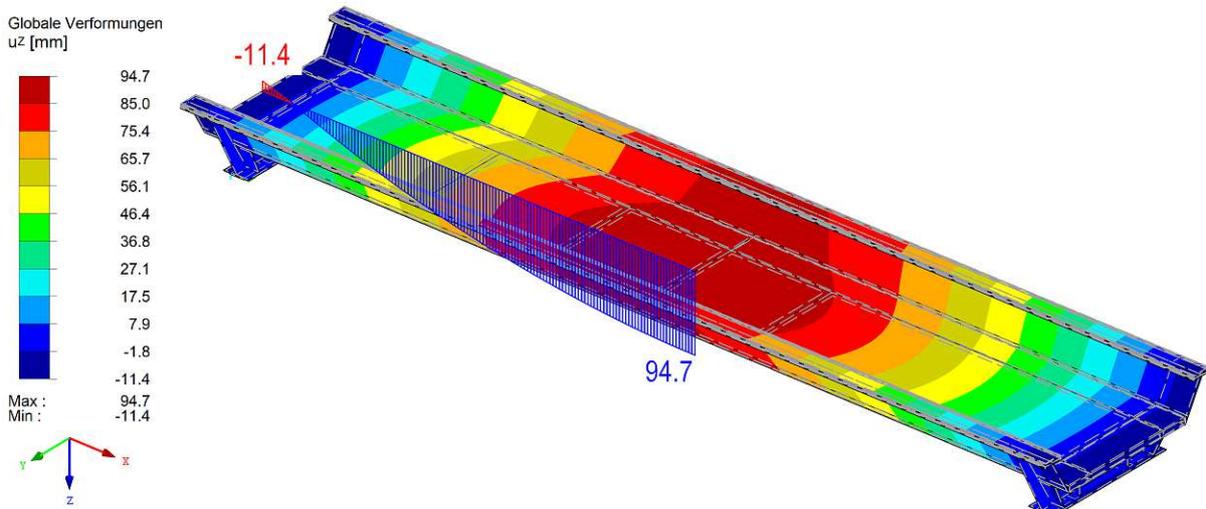


Abb. 7.50: Verformung u_z [mm] (1-ULS-Lastkombination Platte – Laststellung $V_{max,1}$, Längsschnitt in Tragwerksmitte)

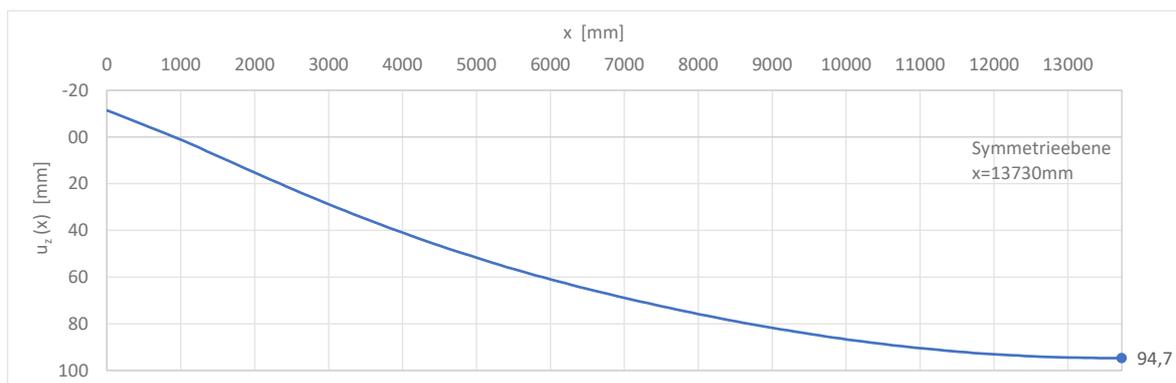


Abb. 7.51: Verformung $u_z(x)$ [mm] (1-ULS-Lastkombination Platte – Laststellung $V_{max,1}$, Längsschnitt in Tragwerksmitte)

7.4.1.2 Normalkraft $n_x(x)$ der SCSC-Platte

In Abb. 7.52 ist die Normalkraft $n_{x,DB}$ im Deckblech und in Abb. 7.53 die Normalkraft $n_{x,BB}$ im Bodenblech dargestellt. Die Normalkraft $n_{x,SCSC}(x)$ der SCSC-Platte wird im Zuge einer Nachlaufrechnung nach Gleichung (7.8) ermittelt. Die Verläufe der Schnittgrößen entlang des Längsschnitts werden in Abb. 7.54 dargestellt. Die angeführten Normalkräfte in [kN/m] werden bezogen auf 1 m-Plattenbreite ermittelt.

$$n_{x,SCSC}(x) = n_{x,DB}(x) + n_{x,BB}(x) \quad (7.8)$$

7.4.1.3 Querkraft $v_x(x)$ der SCSC-Platte

In Abb. 7.55 ist der Verlauf der Querkraft $v_{x,SCSC}(x)$ in [kN/m] bezogen auf 1 m-Plattenbreite, sowie die zugrundeliegende Schubspannung τ_{xz} in [N/mm²] im Volumenkörper dargestellt. Mithilfe

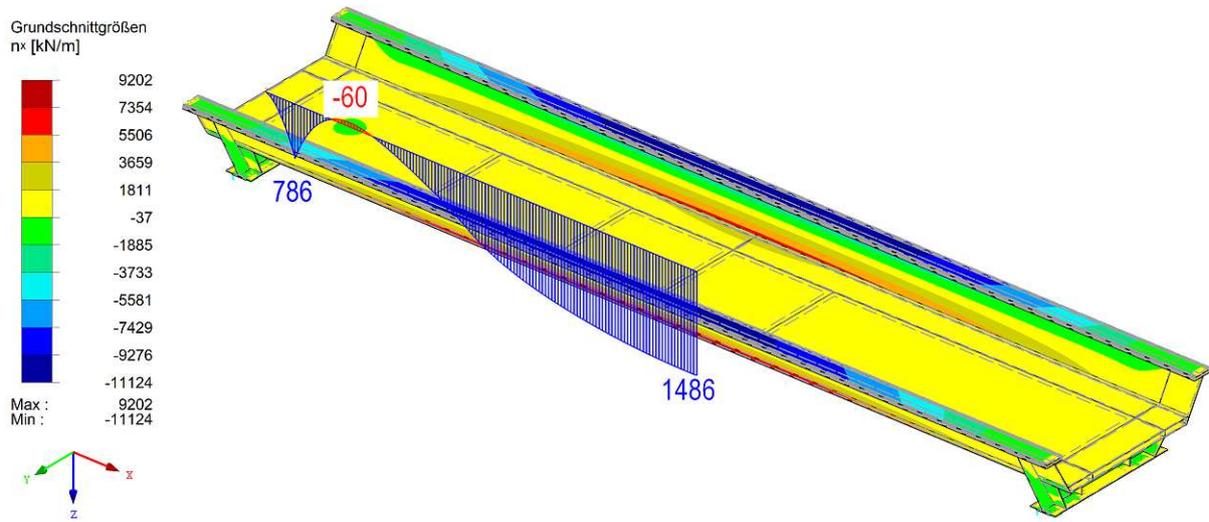


Abb. 7.52: Normalkraft $n_{x,DB}$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination PLatte – Laststellung $V_{max,1}$, Längsschnitt in Tragwerksmitte – Deckblech)

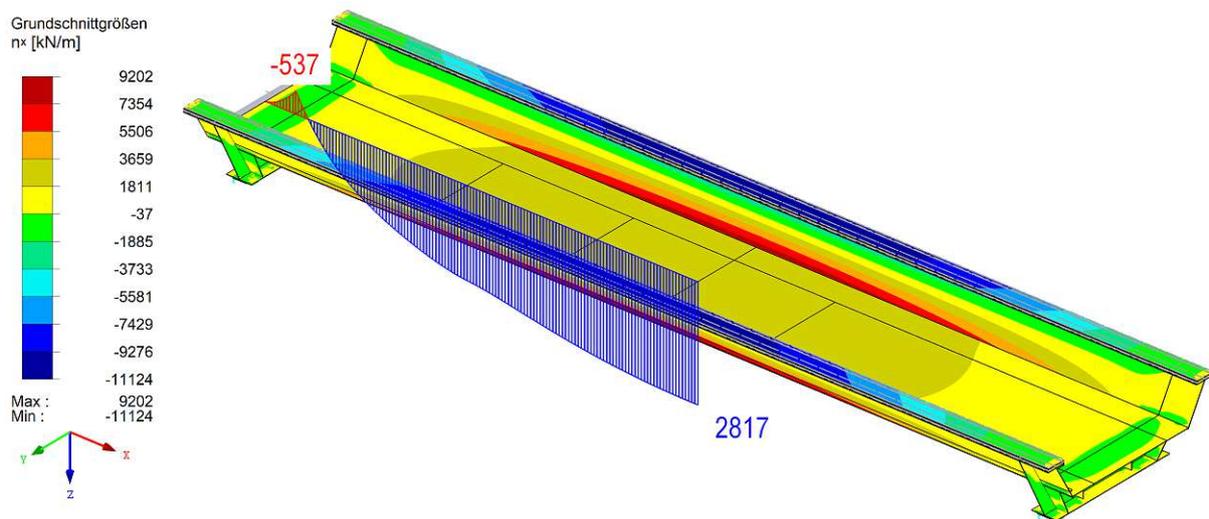


Abb. 7.53: Normalkraft $n_{x,BB}$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination PLatte – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt in Tragwerksmitte – Bodenblech)

des Ergebnisstabs (siehe Abb. 7.1) werden die Schubspannungen τ_{xz} im koppelnden Volumenkörper über eine Breite von 1 m zur Querkraft $v_{x,SCSC}(x)$ integriert. Es wird somit auch der Verlauf innerhalb der Integrationsbreite zur Ermittlung der Schnittgröße berücksichtigt. Eine Untersuchung zum Einfluss der Breite bzw. der Art der Ermittlung der Schnittgröße erfolgt in Anhang C. In Abb. 7.56 kann der Verlauf der Querkraft $v_{x,SCSC}(x)$ im Längsschnitt entnommen werden.

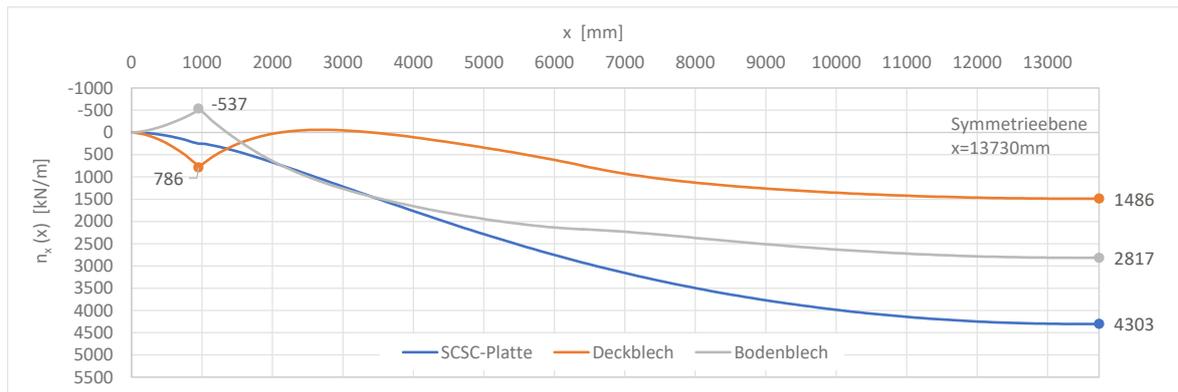


Abb. 7.54: Normalkraft $n_x(x)$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung $V_{max,1}$, Längsschnitt in Tragwerksmitte – Deckblech, Bodenblech, SCSC-Platte)

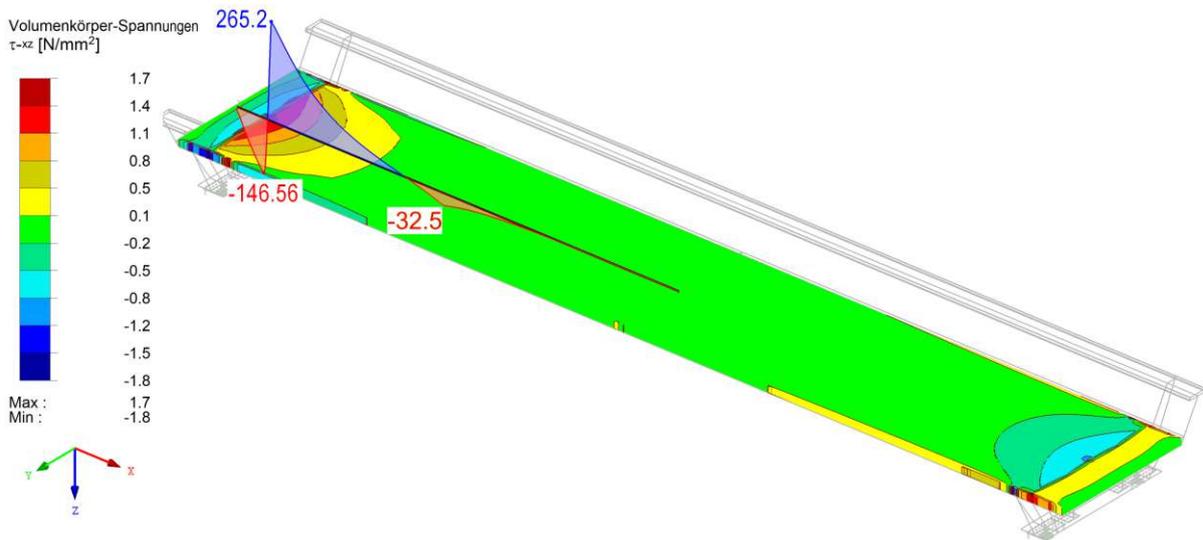


Abb. 7.55: Schubspannungen τ_{xz} [N/mm²] im Volumenkörper zwischen Deck- und Bodenblech und Querkraft $v_{x,SCSC}(x)$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung $V_{max,1}$, Ergebnisstab in Tragwerksmitte)

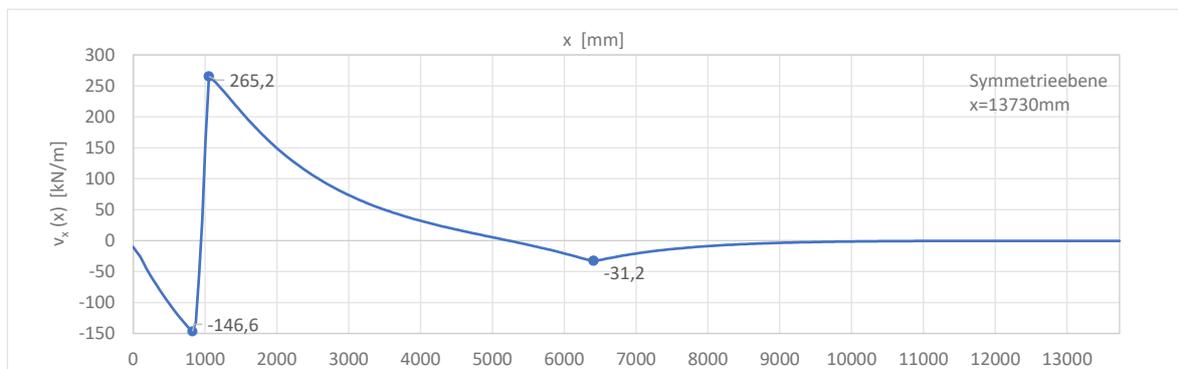


Abb. 7.56: Querkraft $v_{x,SCSC}(x)$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung $V_{max,1}$, Ergebnisstab in Tragwerksmitte)

7.4.1.4 Moment $m_x(x)$ der SCSC-Platte

Die Ermittlung des Moments $m_{x,SCSC}$ in [kNm/m] bezogen auf 1 m-Plattenbreite erfolgt nach Gleichung (7.9) und basiert auf den zuvor ermittelten Normalkräften in Deck- und Bodenblech.

$$m_{x,SCSC}(x) = n_{x,DB}(x) \cdot -z_{DB} + n_{x,BB}(x) \cdot z_{BB} \quad (7.9)$$

Für z_{DB} und z_{BB} muss der Absolutbetrag eingesetzt werden. Eine Darstellung des Momentenverlaufs $m_{x,SCSC}$ am Modell der Trogbücke ist nicht möglich, da das Moment beim Schnitt im Zuge einer Nachlaufrechnung ermittelt wird.

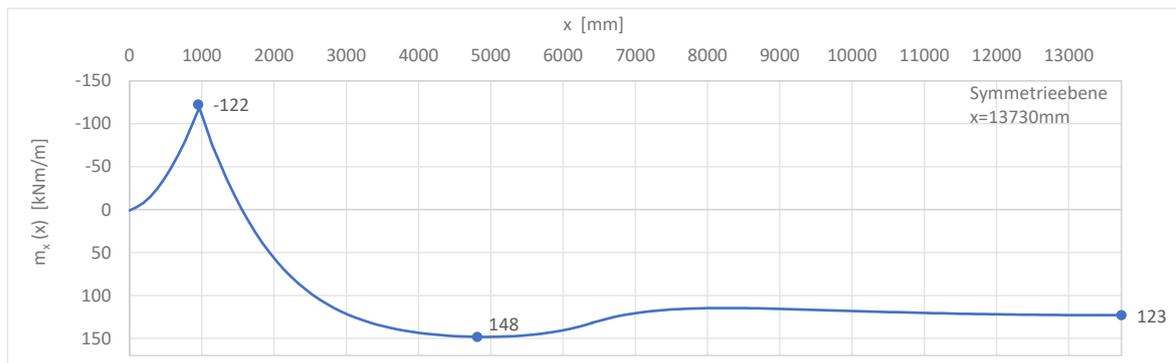


Abb. 7.57: Moment $m_{x,SCSC}(x)$ [kNm/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung $V_{max,1}$, Längsschnitt in Tragwerksmitte)

7.5 Vordimensionierung des Regelquerschnitts in Tragwerksmitte

In diesem Abschnitt wird die Vordimensionierung der modellierten Trogbücke auf Basis einer händischen Vordimensionierung nach Takács [26] geführt. Im Grenzzustand der Tragfähigkeit werden Normalspannungsnachweise für den Regelquerschnitt in Tragwerksmitte und die SCSC-Platte geführt. Der Schubspannungsnachweis für den Hauptträgersteg wird geführt. Die Stabilität der Trogbücke wird analog zu Palotás [19] nachgewiesen. Für den Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit wird die Verformung infolge der Verkehrslast ermittelt und mit den zulässigen Grenzwerten verglichen. Im Grenzzustand der Ermüdung werden ausgewählte Spannungsschwingbreiten der bemessungsrelevanten Kerbdetails ermittelt und der Nachweis geführt.

7.5.1 ULS Spannungsnachweise

7.5.1.1 Lastkombination Hauptträger – Normalspannung σ_x

In Tragwerksmitte wird anhand eines Querschnitts für die Lastkombination „ULS – LK Hauptträger – M_{max} “ der Spannungsnachweis geführt. Es werden die Normalspannungen in Tragwerksmitte mit den zugehörigen Festigkeiten verglichen.

In Abb. 7.58 ist die Normalspannung σ_x+ und in 7.59 die Normalspannung σ_x- dargestellt. Abb. 7.58 und 7.59 dienen zur Veranschaulichung des Spannungsverlaufs am Gesamtmodell, eine detaillierte Auswertung je Blech folgt in Abb. 7.60 bis 7.64.

Bei σ_x+ in Abb. 7.58 handelt es sich um die Spannung auf der positiven z-Ordinate des lokalen Flächen-Koordinatensystems (siehe Abb. 3.40). Demzufolge ist σ_x+ die Spannung an der

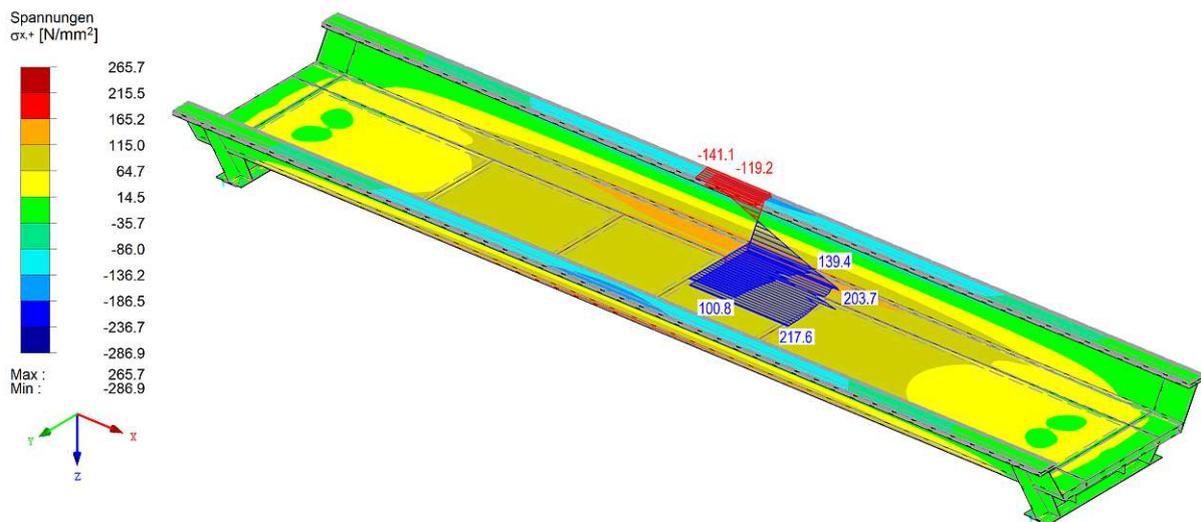


Abb. 7.58: Normalspannung σ_{x+} (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte)

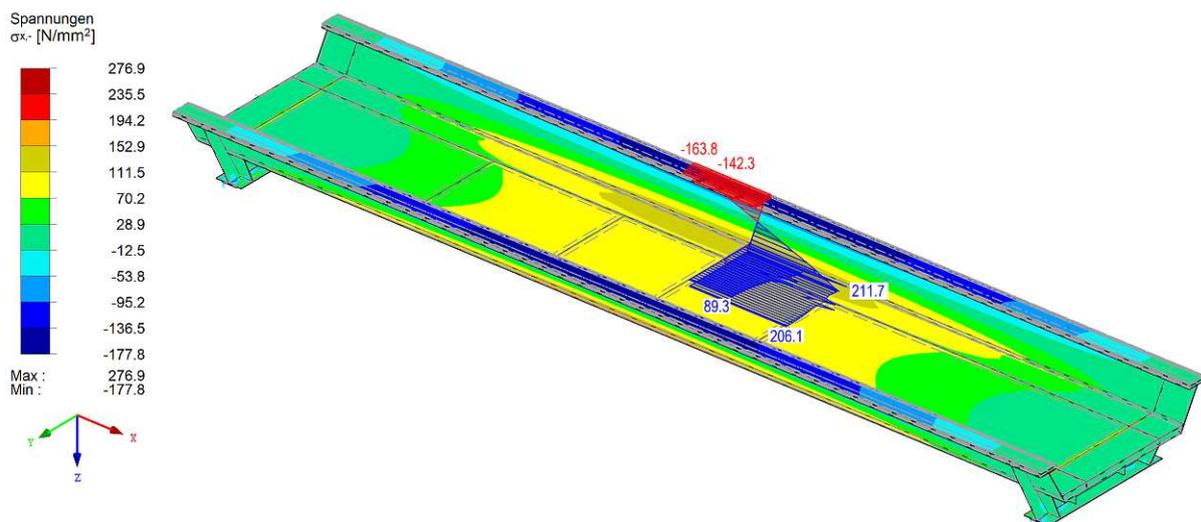


Abb. 7.59: Normalspannung σ_{x-} (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte)

Unterkante von den Blechen Obergurt 1, Obergurt 2, Deck- bzw. Bodenblech und die Spannung an der Außenseite der Stege. Für die detaillierte Auswertung inklusive Darstellung des lokalen Flächenkoordinatensystems wird auf Abb. 7.60b bis 7.64b verwiesen.

In Abb. 7.59 ist die Spannung σ_{x-} dargestellt. Hierbei handelt es sich um die Spannung auf der negativen z-Ordinate des lokalen Flächenkoordinatensystems (siehe Abb. 3.40). Es werden also die Spannungen an der Oberkante von Obergurt 1, Obergurt 2, Deck- bzw. Bodenblech und die Spannung an der Innenseite der Hauptträgerstege dargestellt. Für die detaillierte Auswertung inklusive Darstellung des lokalen Flächenkoordinatensystems wird auf Abb. 7.60a bis 7.64a verwiesen.

Für den Spannungsnachweise werden die maximalen Spannungen σ_x aus RFEM je Blech und betrachteter Stelle in Tabelle 7.3 gegenübergestellt. Die ausgewählte Spannung ist in den Abb. 7.60 bis 7.64 gekennzeichnet, Ausreißer werden vernachlässigt. Die in RFEM ermittelten Spannungen werden mit den mittels Handrechnung ermittelten Spannungen nach Takács [26] verglichen. Für die Handrechnung wird das maximale Moment M_y in Feldmitte berechnet und die Normalspannungen nach Gleichung (7.10) für den Regelquerschnitt ermittelt.

$$\sigma_x = \frac{M_y}{I_y} \cdot z \quad (7.10)$$

Zusätzlich wird der Ausnutzungsgrad für beide Berechnungsmethoden ermittelt. Um die beiden Berechnungsmethoden gegenüberzustellen, werden die Abweichungen in [%] der Ergebnisse aus RFEM zu den händisch ermittelten Spannungen nach Gleichung (7.11) errechnet.

$$\frac{\sigma_{RFEM} - \sigma_{Handrechnung}}{\sigma_{Handrechnung}} \quad (7.11)$$

Tab. 7.3: Normalspannungsnachweis (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte)

	σ_x [N/mm ²]		<	$f_{y,d}$ [N/mm ²]	Ausnutzungsgrad [-]		Abweichung [%]
	Hand- rechnung [26]	RFEM			Hand- rechnung	RFEM	
OK-OG1	-164	-163,8	<	335	0,49	0,49	-0,31 %
UK-OG1	-141	-141,1	<	335	0,42	0,42	-0,20 %
OK-OG2	-141	-142,5	<	335	0,42	0,43	0,79 %
UK-OG2	-118	-119,4	<	335	0,35	0,36	0,79 %
OK-Steg	-118	-117,4	<	335	0,35	0,45	0,90 %
OK-DB	137	144,6	<	355	0,38	0,41	5,92 %
UK-DB	141	144,6	<	355	0,40	0,43	2,69 %
OK-BB	190	206,1	<	355	0,53	0,58	8,75 %
UK-DB	194	217,6	<	355	0,55	0,61	12,27 %
UK-Steg	200	203,7	<	335	0,60	0,61	2,08 %

Es zeigt sich, dass die Abweichungen im Bereich des Hauptträgers gering sind (< 1,0%) und erst für die Normalspannungen σ_x im Bereich der SCSC-Platte größere Abweichungen zur Handrechnung auftreten. Dazu ist anzumerken, dass sich die Tragwirkung der Platte aus zwei Tragwirkungsanteilen zusammensetzt. Zum einen der Anteil, indem die SCSC-Platte als Teil der Hauptträger wirkt, zum anderen der Anteil der lokalen Plattentragwirkung der SCSC-Platte in Längsrichtung [26]. Im Zuge der Handrechnung wird die lokale Plattentragwirkung in Längsrichtung nicht berücksichtigt, die ermittelten Normalspannungen lassen sich rein auf die Tragwirkung des gesamten Trogrückenquerschnitts zurückführen. Beim RFEM-Modell fließt jedoch auch die lokale Plattentragwirkung in Längsrichtung mit ein.

Für die Normalspannungen in Deckblech zeigt sich der Einfluss der lokalen Tragwirkung der Platte durch zusätzliche Druckspannungen im Deckblech in Längsrichtung, welche die auftretenden Zugnormalspannungen aus der Haupttragwirkung reduzieren. Diese Reduktion ist im abnehmenden Zugnormalspannungsverlauf zur Plattenmitte hin ersichtlich (siehe Abb. 7.70). Im Bodenblech werden die Zugnormalspannungen zur Feldmitte hin größer, was mit den auftretenden

Zugspannungen im Bodenblech zufolge der lokalen Tragwirkung der Platte in Längsrichtung begründet werden kann (siehe Abb. 7.64).

Für die Auswertung werden die in Abb. 7.70 bis 7.64 auftretenden Ausreißer vernachlässigt. Die Ausreißer (z.B. $\sigma_x = 211,7 \text{ N/mm}^2$ in Abb. 7.63a) treten überwiegend am Übergang von zwei modellierten Flächen auf. Die Unterteilung in mehrere Flächen resultiert aus der Modellierung über die Volumenkörper und der Belastungsfläche für das Lastmodell 71 (siehe Abschnitt 3.3.1.3).

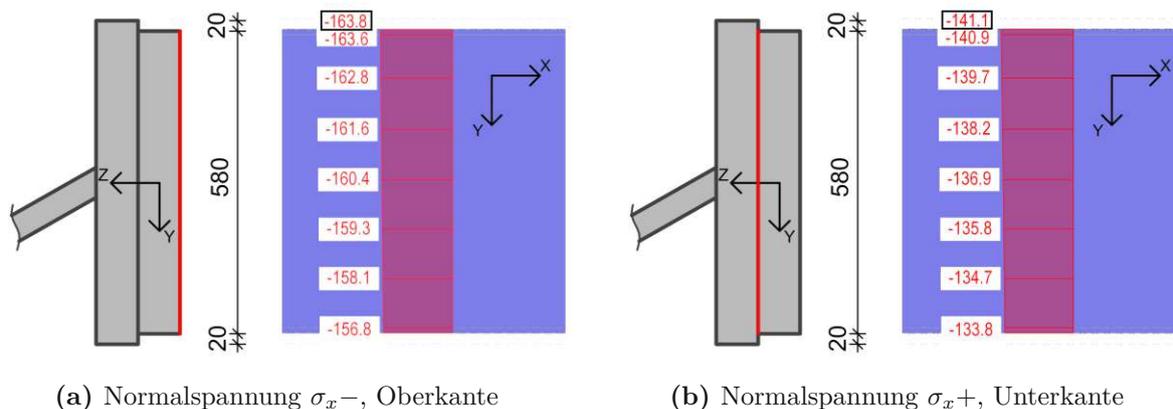


Abb. 7.60: Normalspannung σ_x (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte - Obergurt 1)

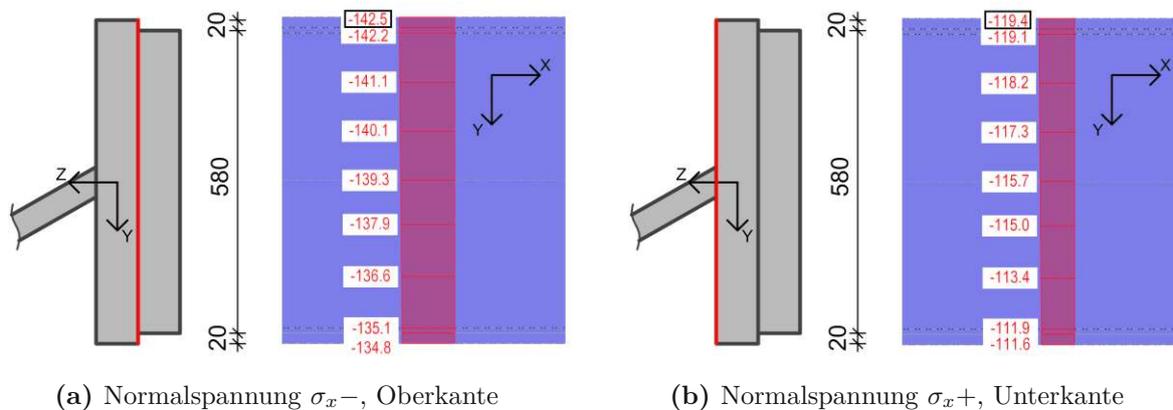
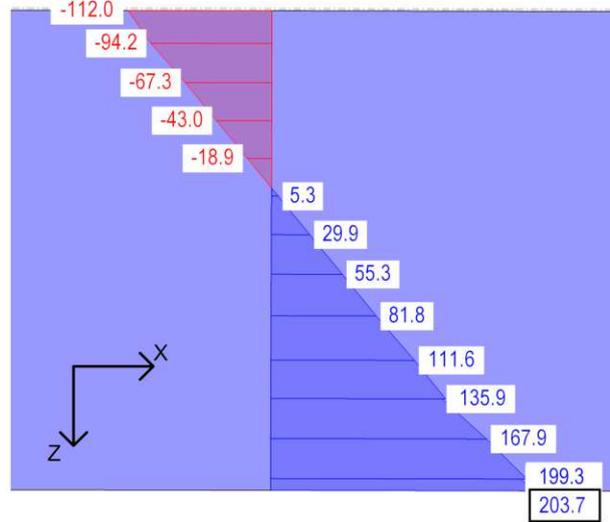
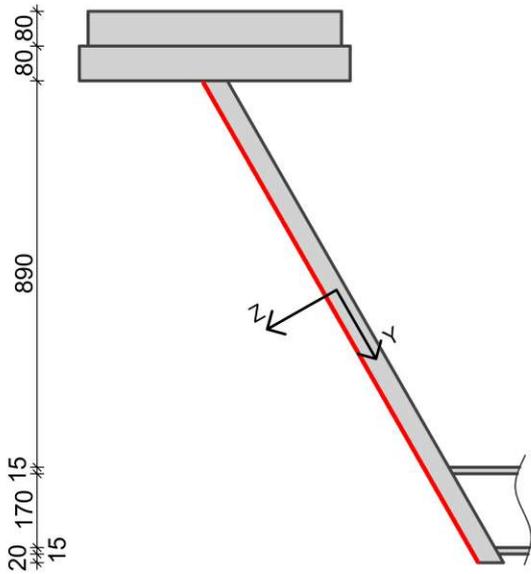
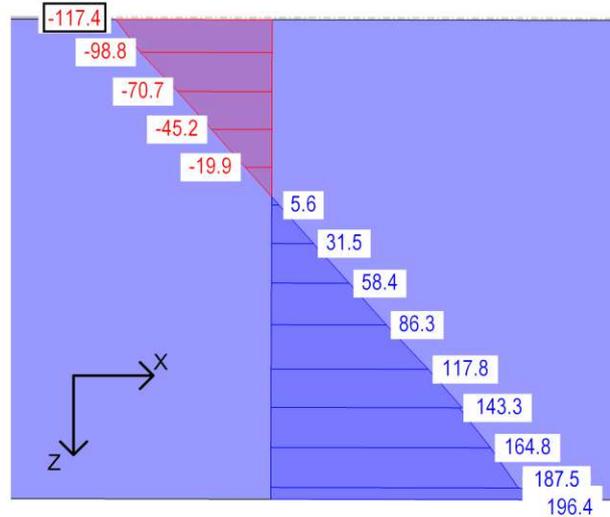
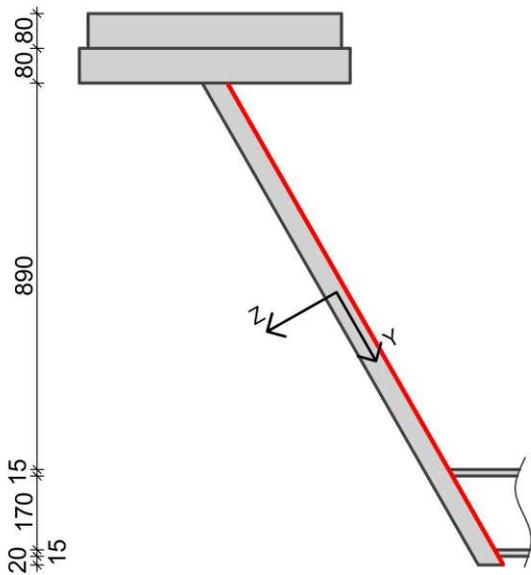


Abb. 7.61: Normalspannung σ_x (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte - Obergurt 2)

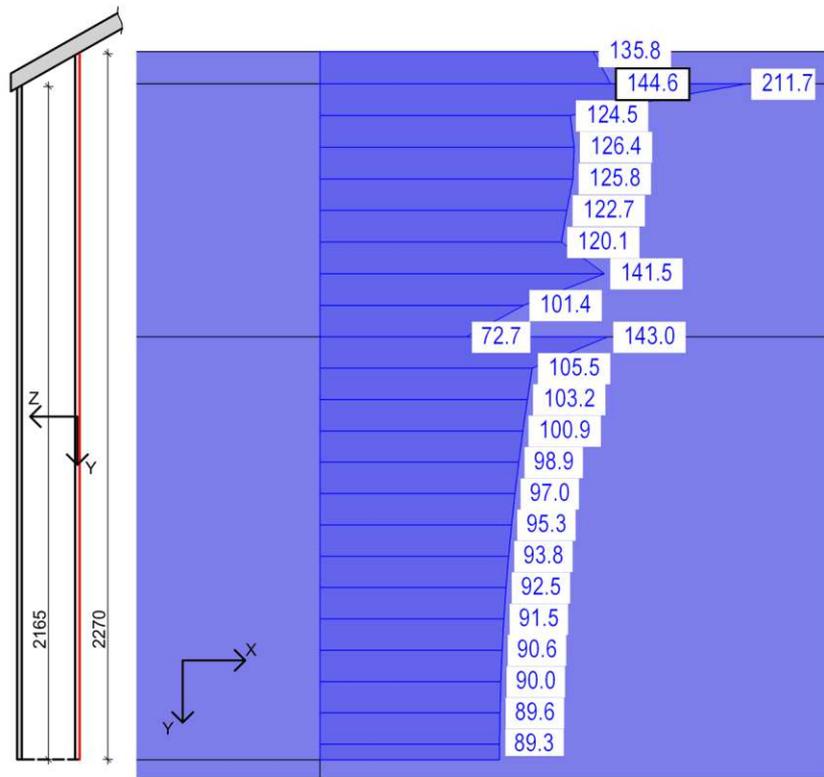


(a) Normalspannung σ_x+ , außen

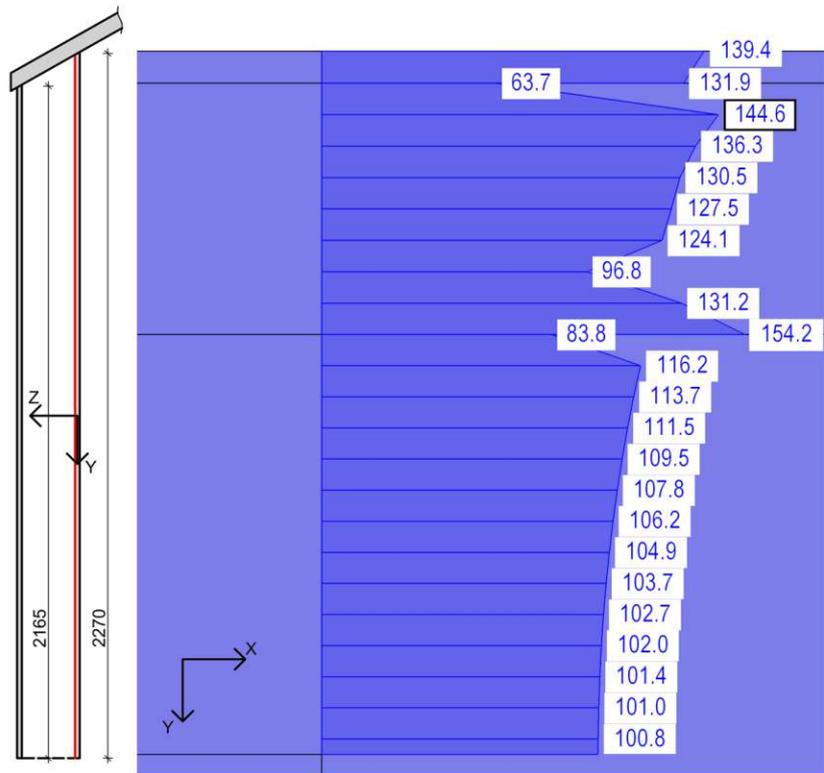


(b) Normalspannung σ_x- , innen

Abb. 7.62: Normalspannung σ_x (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte - Steg)

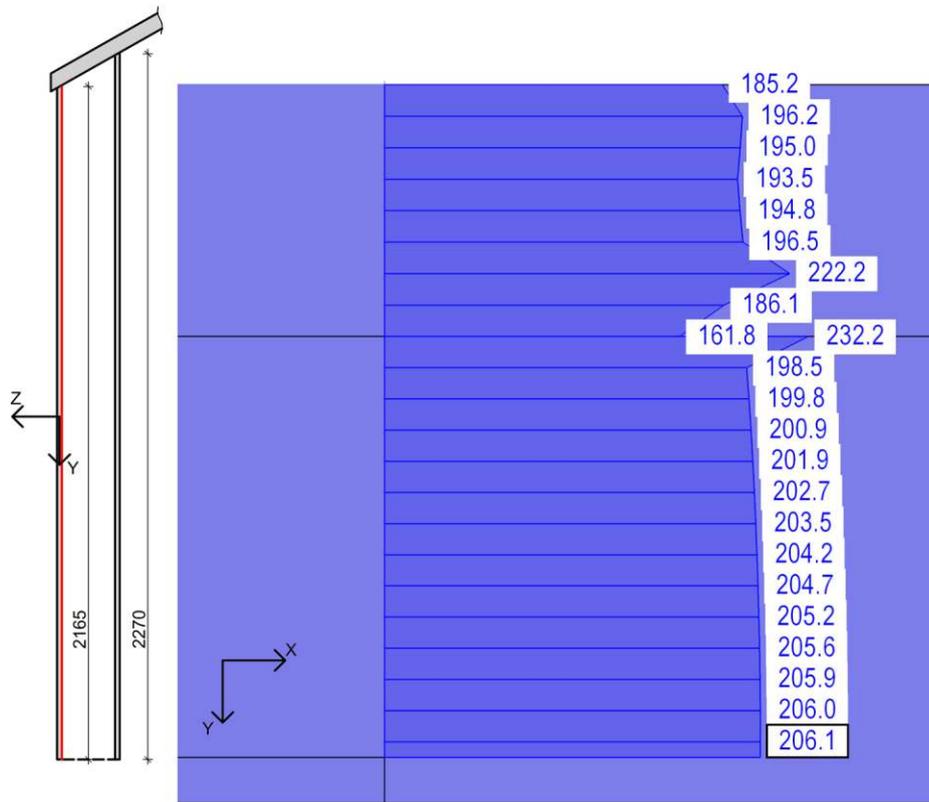


(a) Normalspannung σ_{x-} , Oberkante

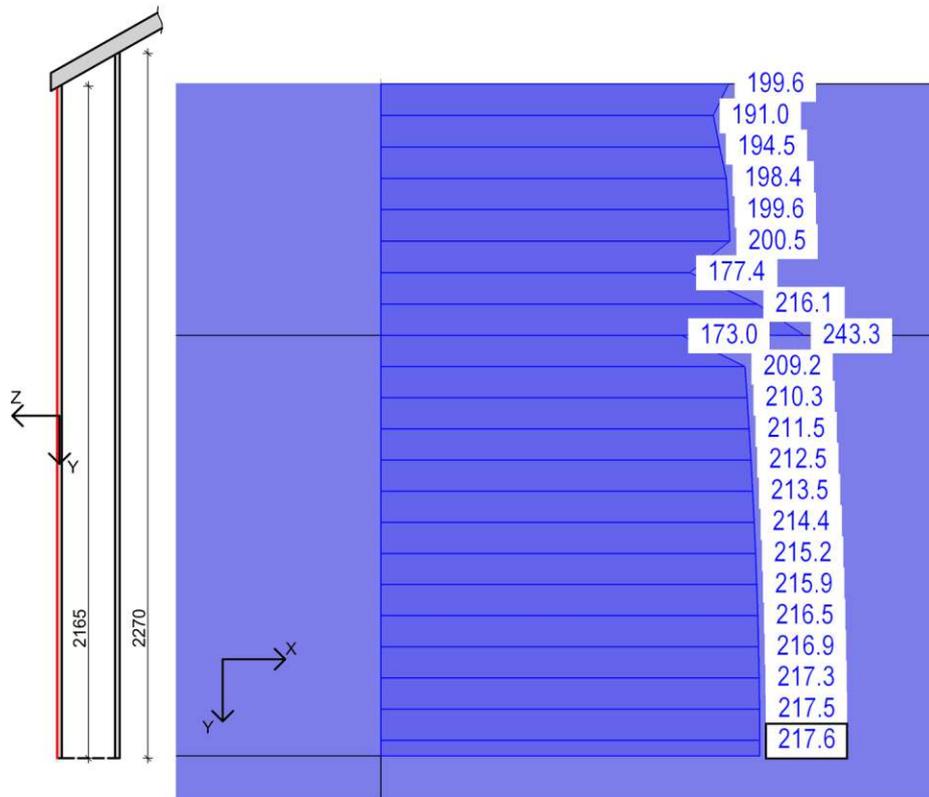


(b) Normalspannung σ_{x+} , Unterkante

Abb. 7.63: Normalspannung σ_x (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte - Deckblech)



(a) Normalspannung σ_{x-} , Oberkante



(b) Normalspannung σ_{x+} , Unterkante

Abb. 7.64: Normalspannung σ_x (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerkmitte - Bodenblech)

7.5.1.2 Lastkombination Hauptträger – Maximale Schubspannung τ_{xy} im Steg

Für die Lastkombination „ULS – LK Hauptträger – $V_{max,2}$ “ kann die maximale Schubspannung im Steg in Abb. 7.15 bzw. Abb. 7.17 entnommen werden. Der Nachweis der Schubspannungen wird auf Spannungsebene nach *ÖNORM EN 1993-1-1:2014* [15] geführt. Auf eine Gegenüberstellung mit der Handrechnung nach Takács [26] wird verzichtet, da dieser Wert nicht ermittelt wurde.

$$\tau_{Ed} \leq \frac{f_y}{\sqrt{3} \cdot \gamma_{M0}} \quad (7.12)$$

$$\tau_{Ed} = 42,9 \text{ N/mm}^2 \quad (7.13)$$

$$\tau_{Rd} = \frac{335}{\sqrt{3} \cdot 1,0} = 193,5 \text{ N/mm}^2 \quad (7.14)$$

$$42,9 \text{ N/mm}^2 \leq 193,5 \text{ N/mm}^2 \quad (7.15)$$

$$\eta = \frac{42,9}{193,5} = 0,22 \quad (7.16)$$

7.5.1.3 Lastkombination Platte – Normalspannung σ_y

In Tragwerksmitte wird anhand eines Querschnitts für die Lastkombination „ULS – LK Platte – M_{max} “ der Spannungsnachweis für die Quertragwirkung der Platte geführt. Es werden die Normalspannungen σ_y in Tragwerksmitte mit der zugehörigen Festigkeit verglichen. Die Ausreißer an den Flächenübergängen (z. B. $280,2 \text{ N/mm}^2$ in Abb. 7.67) zufolge der Modellierung in RFEM werden vernachlässigt. Diese Ausreißer treten vor allem am Übergang von zwei modellierten Flächen zufolge der Modellierung mit Volumenkörpern bzw. der Belastungsflächen auf und entsprechen keinem plausiblen Normalspannungsverlauf. Die für die Nachweise berücksichtigten Spannungen sind in Abb. 7.67 und Abb. 7.68 gekennzeichnet.

Die in RFEM ermittelten Spannungen σ_y werden Spannungen gegenübergestellt, die im Zuge einer Handrechnung ermittelt wurden. Für diese Abschätzung der Quertragwirkung, wird die Platte als Einfeldträger mit der Spannweite $L_{SCSC} = 4435 \text{ mm}$ modelliert und die Spannungen für den Zweipunktquerschnitt der SCSC-Platte (siehe Abb. 2.6a) ermittelt.

Tab. 7.4: Normalspannungsnachweis (1·ULS – Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte)

	σ_y [N/mm ²]		<	$f_{y,d}$ [N/mm ²]	Ausnutzungsgrad [-]		Abweichung [%]
	Hand- rechnung [26]	RFEM			Hand- rechnung	RFEM	
OK-DB	-125	-101,4	<	355	0,35	0,29	-18,9
UK-DB	-107	-78,7	<	355	0,3	0,22	-26,4
OK-BB	107	100,0	<	355	0,3	0,28	-6,5
UK-BB	125	122,8	<	355	0,35	0,35	-1,8

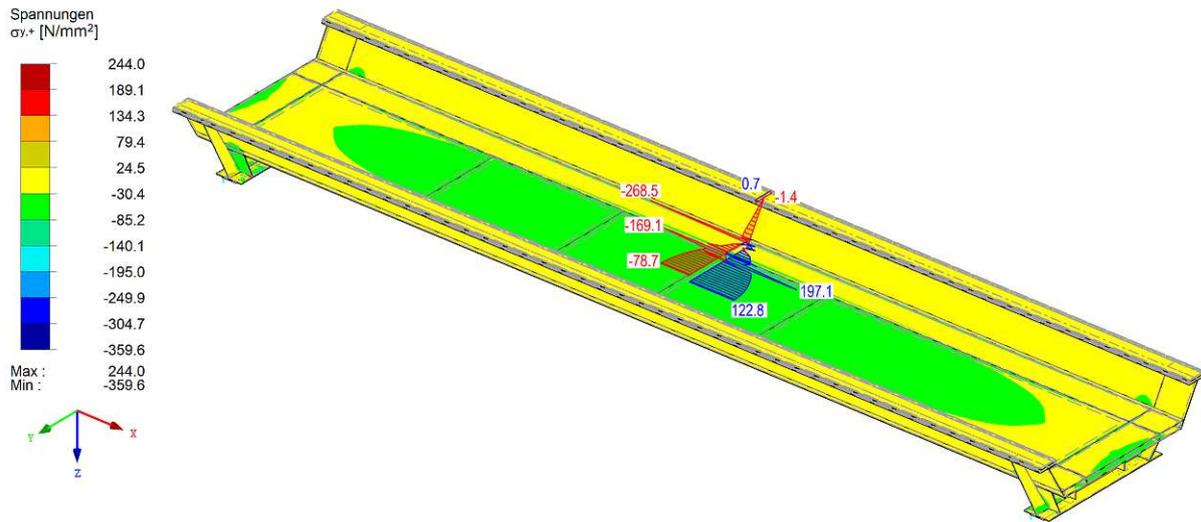


Abb. 7.65: Normalspannung σ_{y+} (1·ULS – Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte)

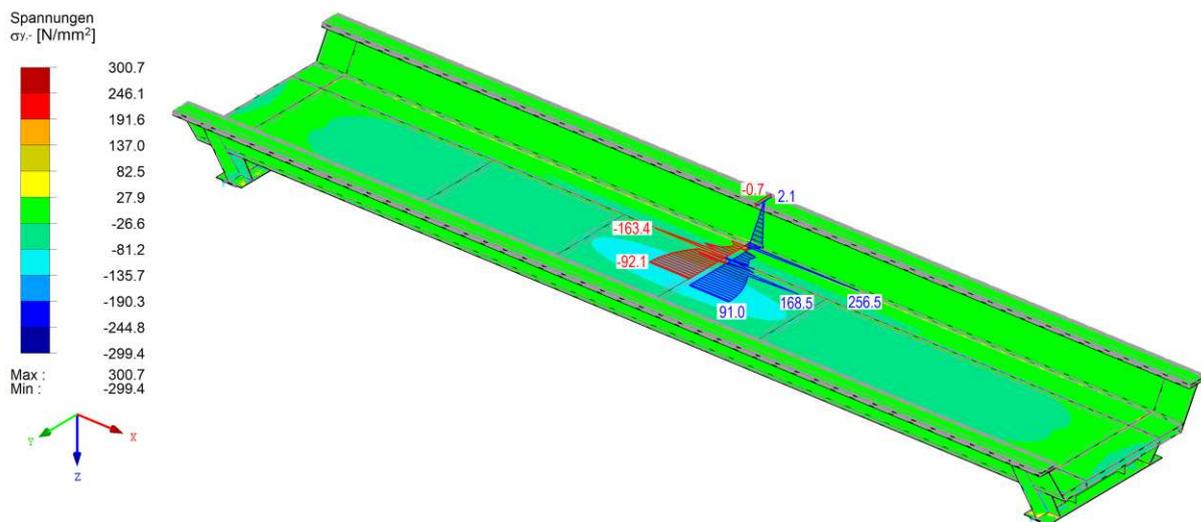
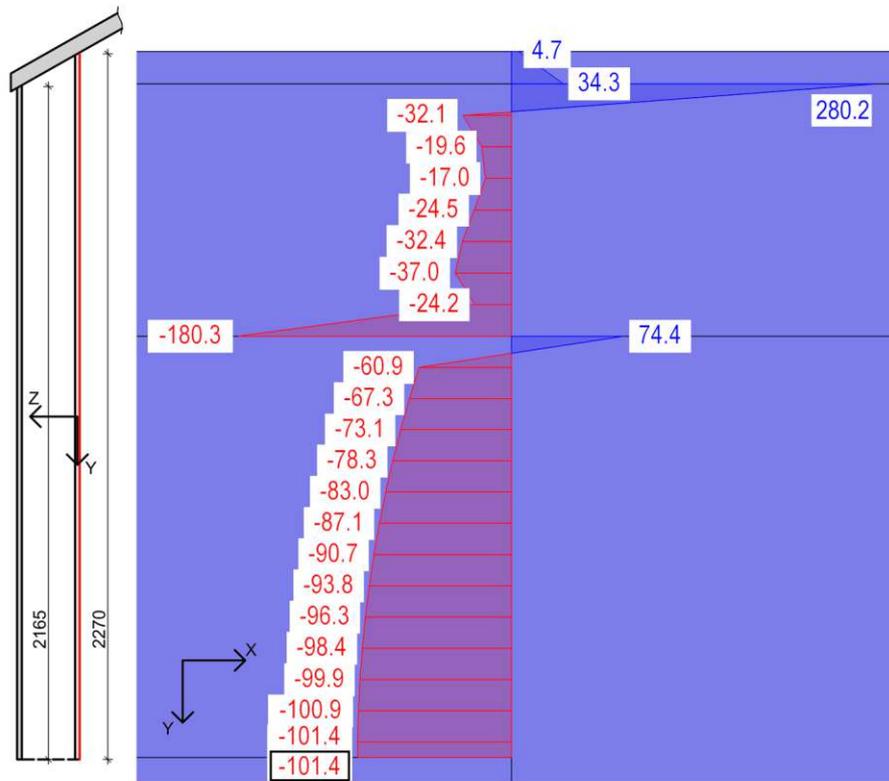
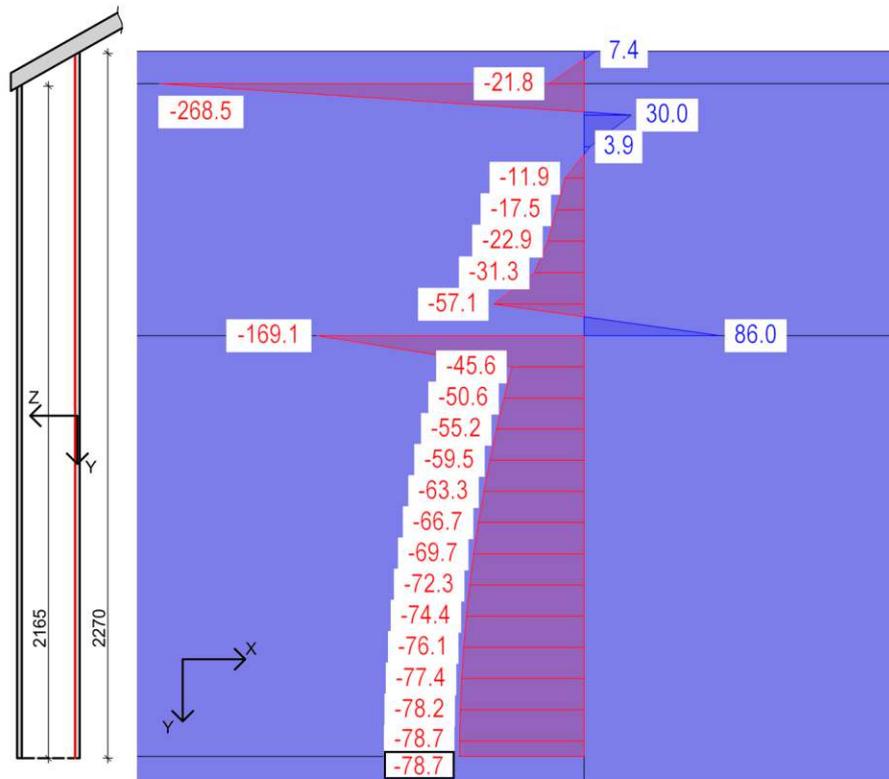


Abb. 7.66: Normalspannung σ_{y-} (1·ULS – Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte)

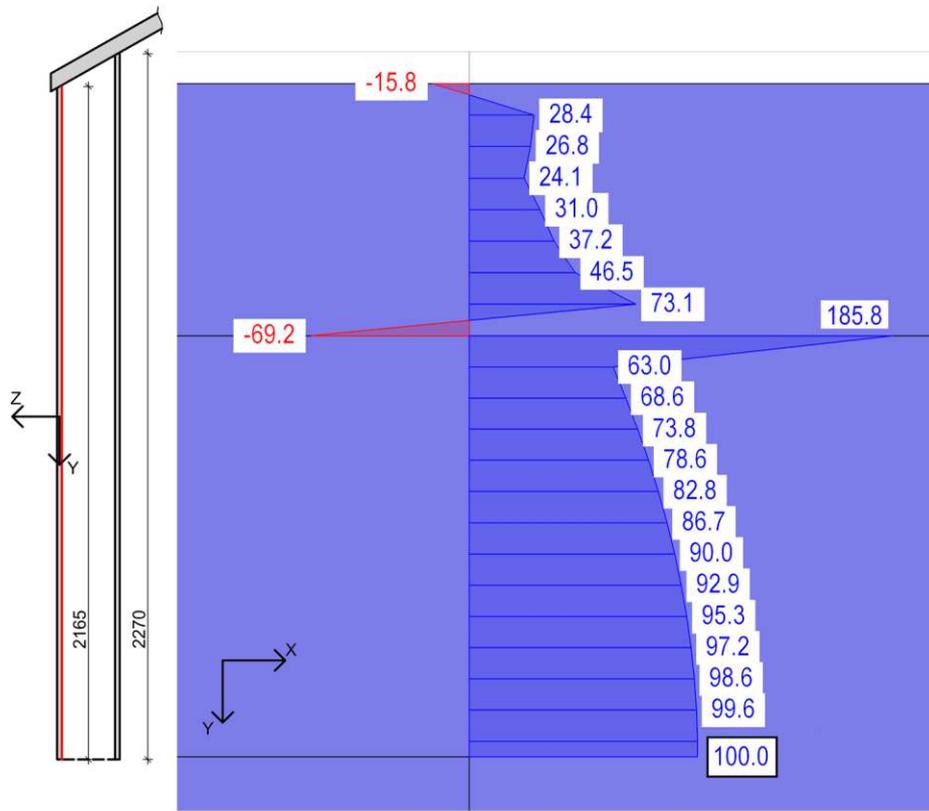


(a) Normalspannung σ_y^- , Oberkante

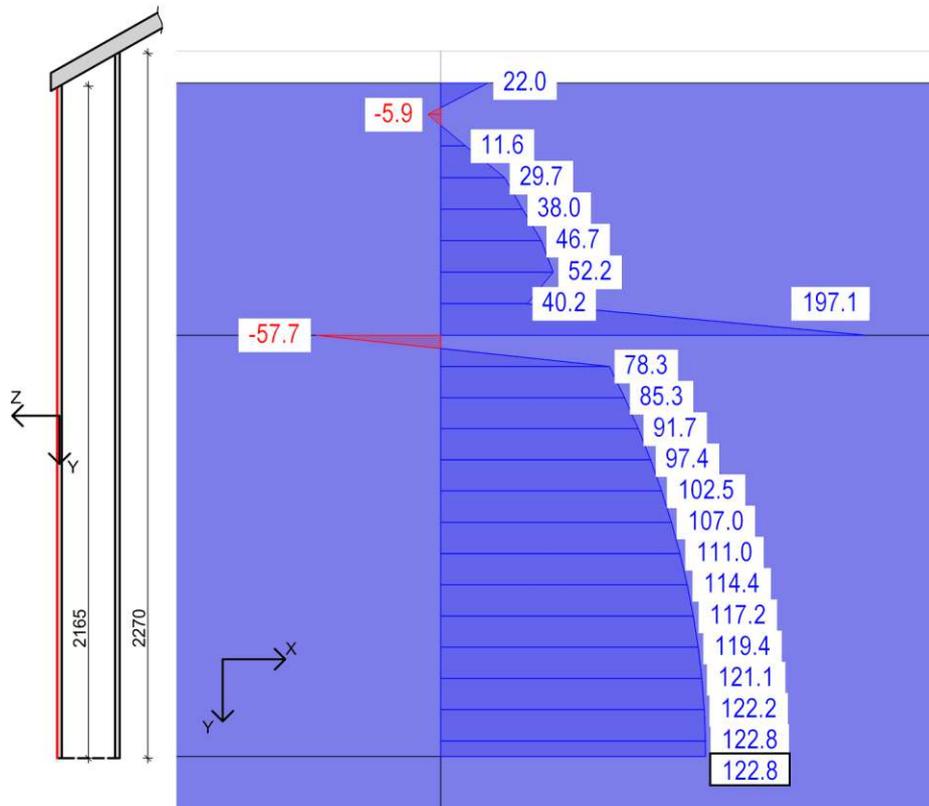


(b) Normalspannung σ_y^+ , Unterkante

Abb. 7.67: Normalspannung σ_y (1·ULS – Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte - Deckblech)



(a) Normalspannung σ_{y-} , Oberkante



(b) Normalspannung σ_{y+} , Unterkante

Abb. 7.68: Normalspannung σ_y (1·ULS – Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerkmitte - Bodenblech)

7.5.1.4 Lastkombination Platte – Vergleichsspannung $\sigma_{v,max}$

Der Nachweis der Vergleichsspannungen wird mithilfe der von RFEM berechneten Vergleichsspannungen für die Lastkombination „ULS – LK Platte – M_{max} “ geführt. In Abb. 7.69a und Abb. 7.69b sind die Vergleichsspannung $\sigma_{v,max}$ der gesamten Trogbrücke dargestellt. Bei $\sigma_{v,max}$ handelt es sich um das Maximum der auftretenden Spannungen einer betrachteten Stelle aus beiden Seiten der modellierten Fläche (siehe Abschnitt 3.4.1). In Abb. 7.69a wird nur das Deckblech und in Abb. 7.69b nur das Bodenblech der SCSC-Platte gezeigt.

Als oberer Grenzwert der Skala wird die Fließgrenze 355 N/mm^2 gewählt. Der im Modell auftretende Maximalwert von $399,9 \text{ N/mm}^2$ tritt bei den Knotenlagern auf und stellt eine Singularität in der numerischen Berechnung dar, weshalb der Wert nicht weiter berücksichtigt wird.

Auf den Nachweis der Vergleichsspannungen für die Lastkombination „ULS – LK Hauptträger – M_{max} “ wird verzichtet, da über die Lastkombination „ULS – LK Platte – M_{max} “ die auftretenden Vergleichsspannungen im Hauptträger, auf der sicheren Seite liegend, überschätzt werden. Da der Nachweis für die Lastkombination „ULS – LK Platte – M_{max} “ erfüllt ist, gilt auch der Nachweis für die Lastkombination „ULS – LK Hauptträger – M_{max} “ als erfüllt.

Die Vergleichsspannung σ_v nach Mises für den ebenen Spannungszustand wird nach Gleichung (7.17) in RFEM ermittelt [3].

$$\sigma_v = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x \cdot \sigma_y + 3 \cdot \tau_{xy}^2} \quad (7.17)$$

Aus Abb. 7.69a und Abb. 7.69b ist ersichtlich, dass die maßgebende Stelle in Tragwerksmitte im Bodenblech auftritt. Das widerspricht der Überlegung, dass die ungünstige Kombination von negativen Spannungen σ_y (Druck) aus der Quertragwirkung und positiven Normalspannungen σ_x (Zug) aus der Haupttragwirkung im Deckblech maßgebend ist, ist aber mit dem Einfluss der lokalen Plattentragwirkung in Längsrichtung begründbar (siehe Abschnitt 7.5.1.1).

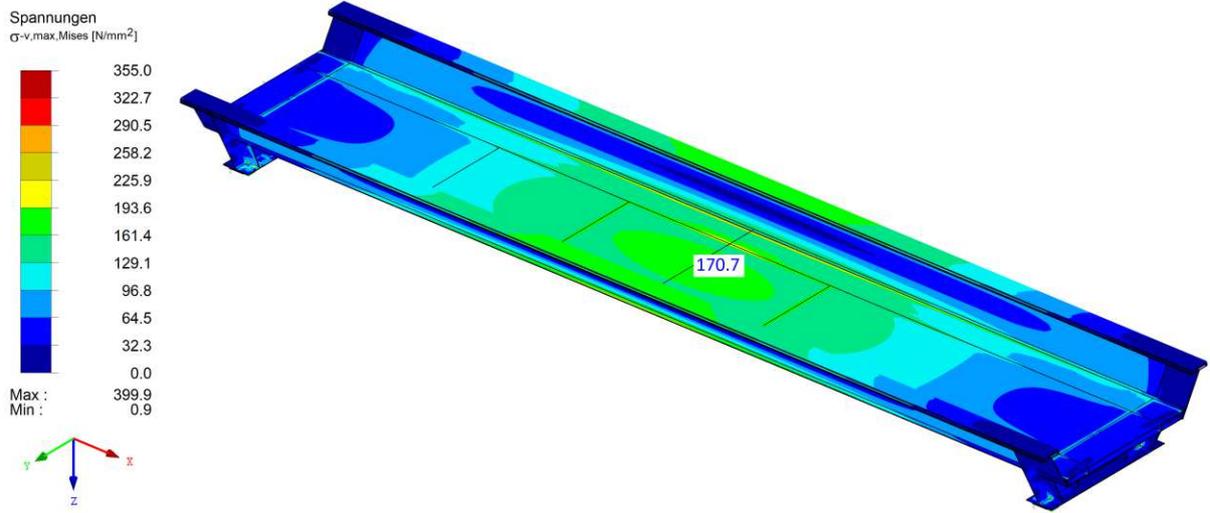
Durch die Druckspannungen im Deckblech zufolge der lokalen Plattentragwirkung ergibt sich eine Reduktion der Zugnormalspannungen im Deckblech zur Plattenmitte hin. Durch die Zugnormalspannungen im Bodenblech zufolge der lokalen Plattentragwirkung in Längsrichtung tritt der gegenteilige Effekt ein und die Zugnormalspannungen σ_x nehmen zu.

Da im Deckblech demzufolge geringere Zugspannungen und im Bodenblech größere Zugspannungen auftreten, ist der Anteil aus gleichzeitig wirkenden negativen Spannungen σ_y und positiven Spannungen σ_x bei der Ermittlung der Vergleichsspannungen ($\sigma_x \cdot \sigma_y$) nicht maßgebend.

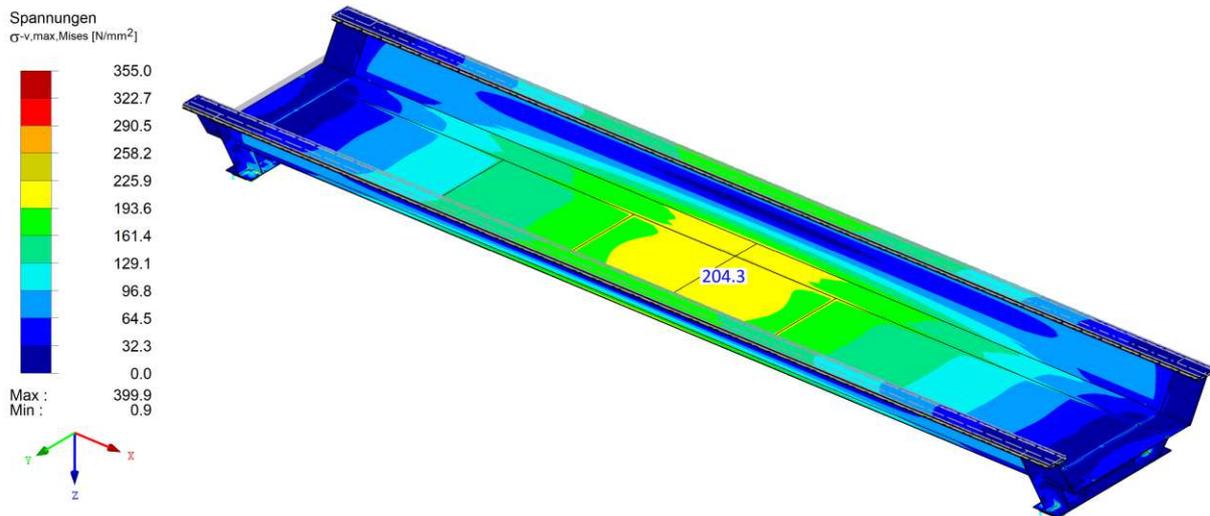
In Abb. 7.69a erfolgt eine detaillierte Auswertung der Vergleichsspannungen $\sigma_{v,max}$ am Querschnitt in Tragwerksmitte für das Deckblech. Analog dazu ist in Abb. 7.69b die Vergleichsspannung $\sigma_{v,max}$ für das Bodenblech dargestellt. Es zeigt sich, dass der Maximalwert unter der Vernachlässigung von Ausreißern in Plattenmitte auftritt. Die Ausreißer treten am Übergang von zwei modellierten Flächen auf. Die Teilung ist aufgrund der Modellierung mit den Volumenkörpern bzw. der Art der Lastaufbringung erforderlich.

Im Querschnitt in Tragwerksmitte ist der Nachweis $\sigma_{v,max} < f_{yd}$, trotz der auftretenden Ausreißer, an allen Stellen erfüllt.

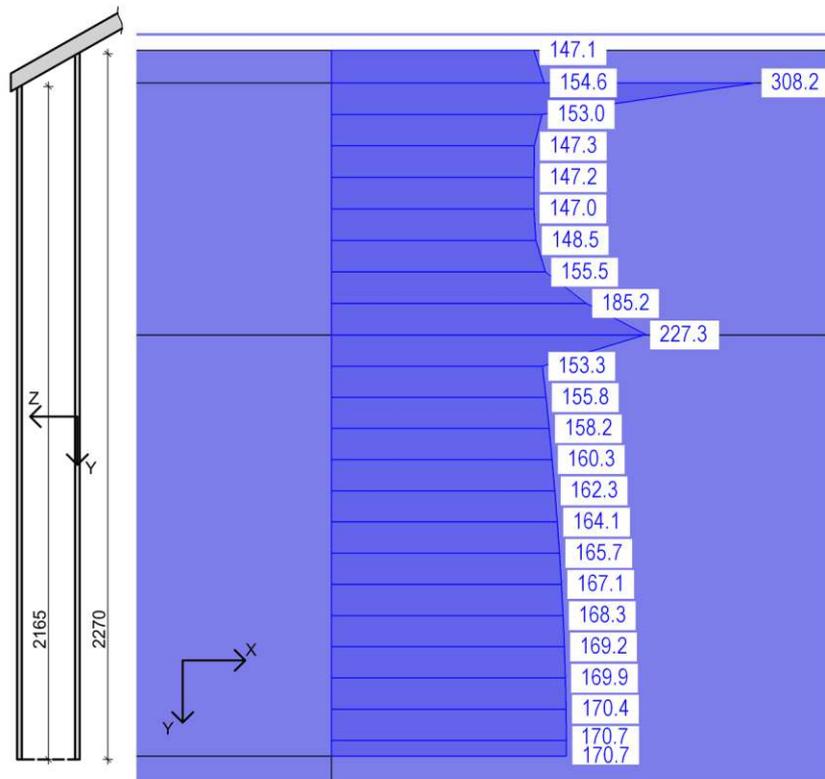
Die Normalspannungen σ_x für die Lastkombination „ULS – LK Platte – M_{max} “ in Abb. 7.71 und Abb. 7.72 werden zur besseren Nachvollziehbarkeit angeführt.



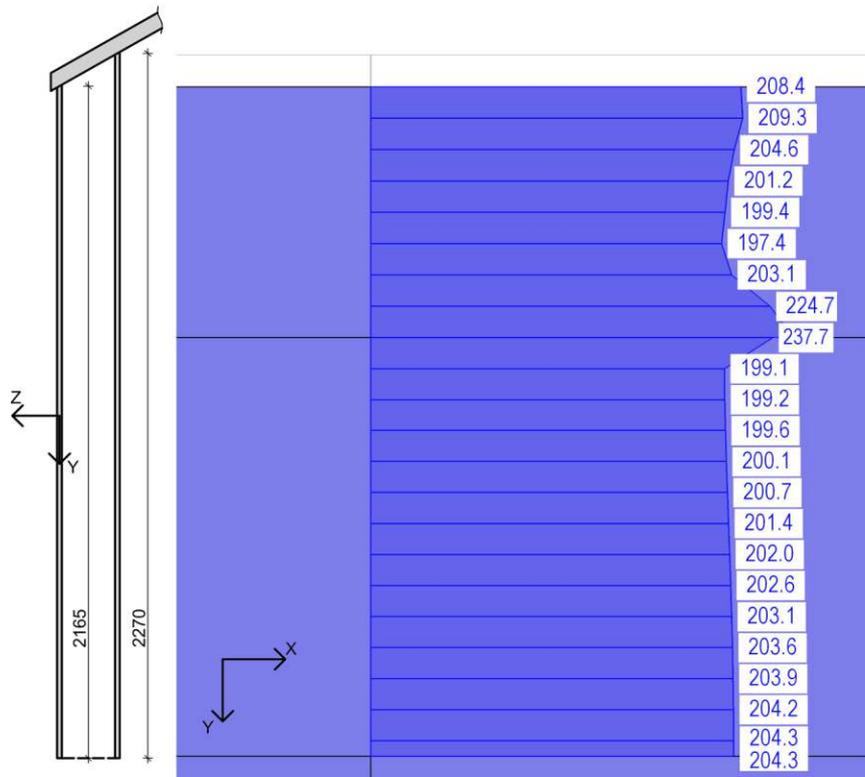
(a) Vergleichsspannung $\sigma_{v,max}$ (1·ULS – Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Trogbrücke und Deckblech)



(b) Vergleichsspannung $\sigma_{v,max}$ (1·ULS – Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Trogbrücke und Bodenblech)



(a) Vergleichsspannung $\sigma_{v,max}$, Deckblech



(b) Vergleichsspannung $\sigma_{v,max}$, Bodenblech

Abb. 7.70: Vergleichsspannung $\sigma_{v,max}$ (1·ULS – Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte)

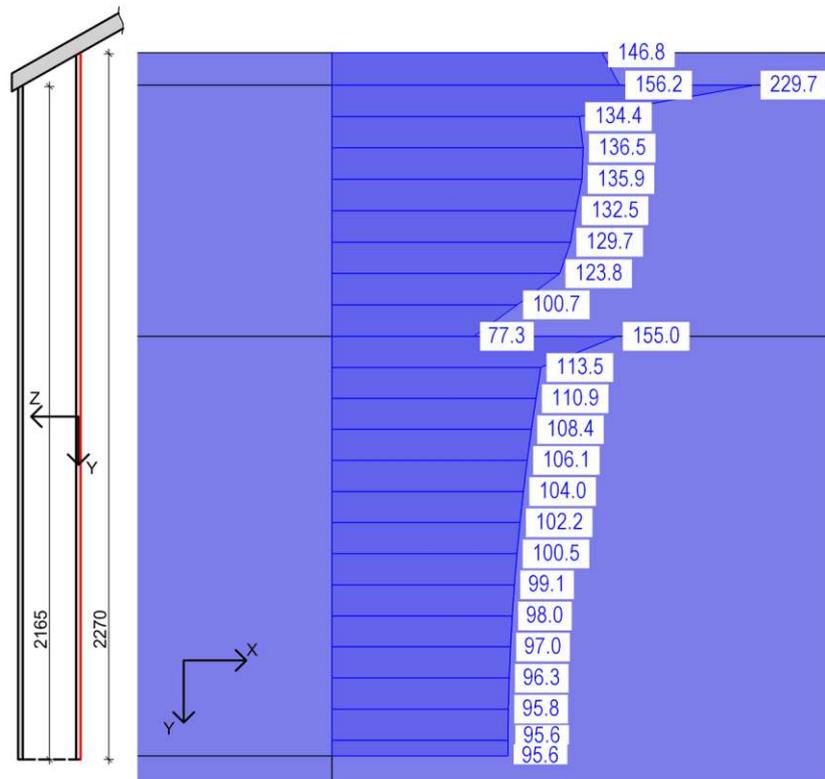
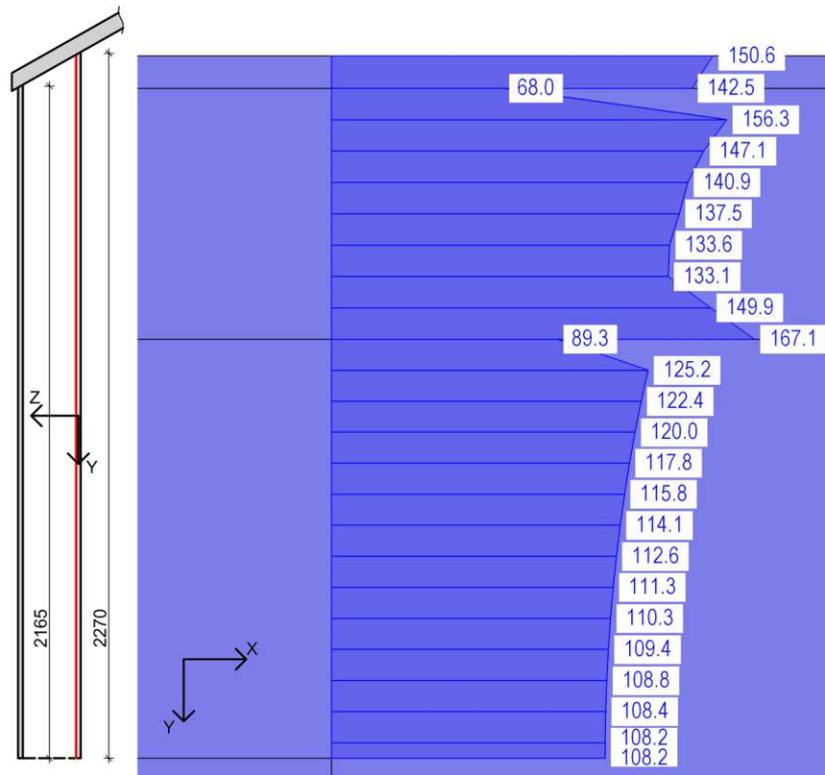
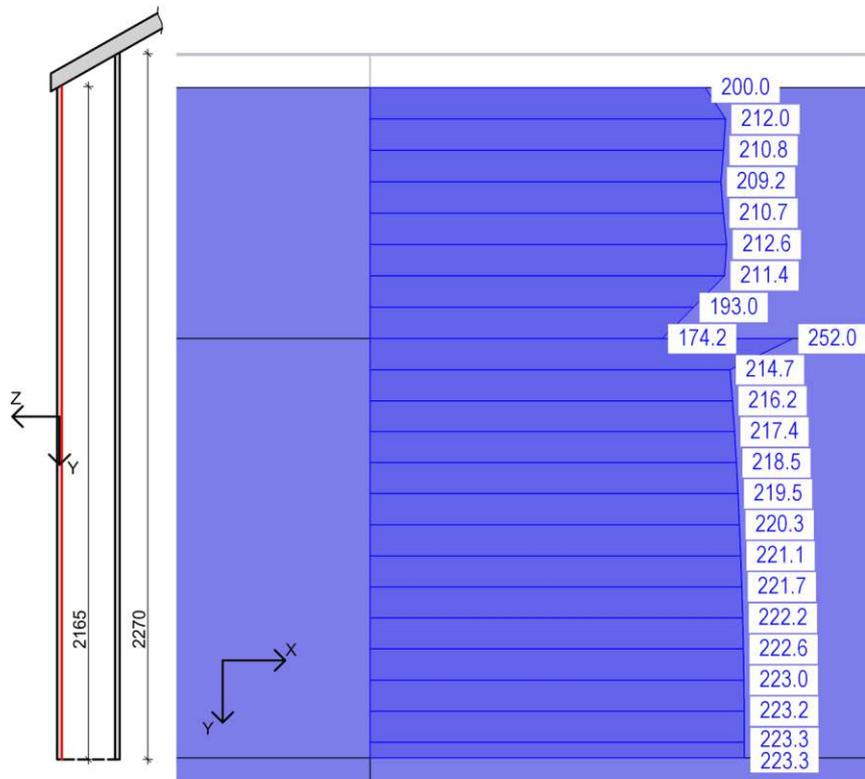
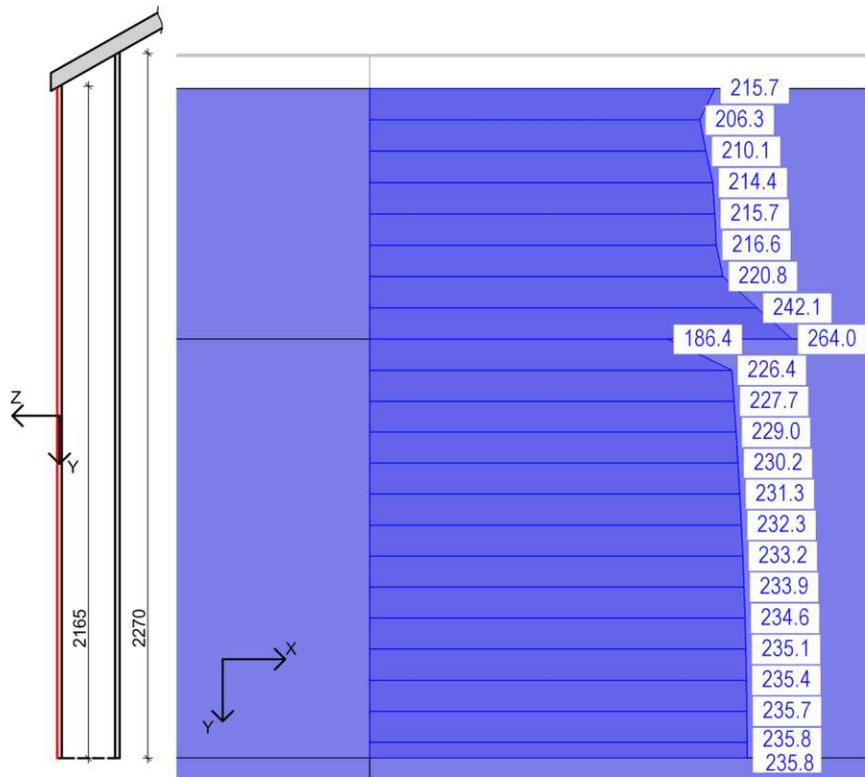
(a) Normalspannung σ_x -, Oberkante(b) Normalspannung σ_x +, Unterkante

Abb. 7.71: Normalspannung σ_x (1·ULS – Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte - Deckblech)



(a) Normalspannung σ_{x-} , Oberkante



(b) Normalspannung σ_{x+} , Unterkante

Abb. 7.72: Normalspannung σ_x (1·ULS – Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte - Bodenblech)

7.5.2 Stabilitätsnachweise

Der Nachweis für Biegedrillknicken wird über den Biegeknick - Nachweis des gedrückten Gurts geführt. Die hier angeführte Nachweisführung basiert auf einer unveröffentlichten Ausarbeitung von Palotás [19].

Es wird eine konstante Normalkraft im Gurt angenommen. Für die Ermittlung der Knicklänge des Druckstabs wird der Gurt als kontinuierlich elastisch gebettet angenommen. Die anzusetzende Bettungssteifigkeit c_w wird nachfolgend über das Prinzip der virtuellen Kräfte ermittelt. Es wird eine horizontale virtuelle Einheitskraft an der Oberkante des Stegs angesetzt und die zugehörige Verformung a_{11} ermittelt. Die Berechnung wird an einem 1 m-Streifen der Trogbrücke durchgeführt. Die grundsätzliche Vorgehensweise zur Ermittlung der Bettungssteifigkeit wird Abb. 7.73 dargestellt [21]. Dabei wird der Elastizitätsmodul mit $E = 210\,000\text{ N/mm}^2$ angenommen.

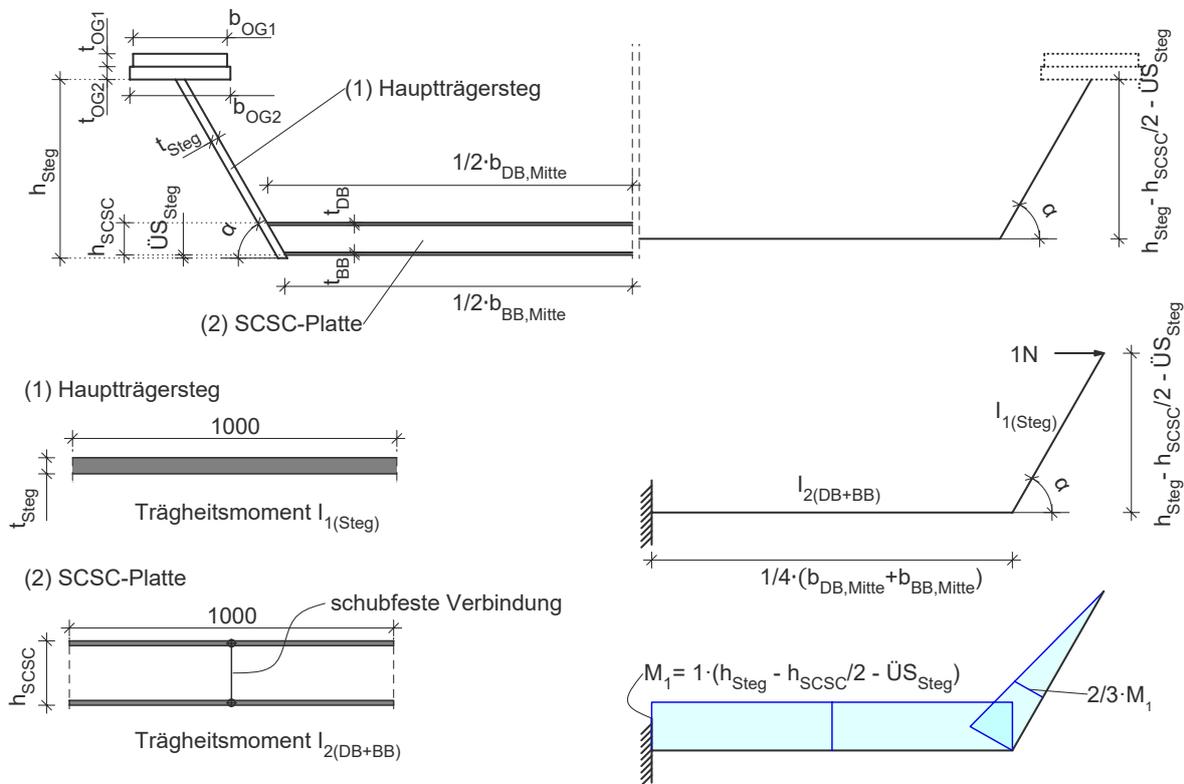


Abb. 7.73: Vorgehensweise zur Ermittlung der elastischen Bettung des Obergurts nach [19]

$$I_{1(Steg)} = \frac{1000 \cdot t_{Steg}^3}{12} = \frac{1000 \cdot 50^3}{12} = 10\,416\,667\text{ mm}^4 \quad (7.18)$$

$$\begin{aligned} I_{2(BB+DB)} &= \frac{1000 \cdot h_{SCSC}^3}{12} - \frac{1000 \cdot (h_{SCSC} - t_{DB} - t_{BB})^3}{12} = \\ &= \frac{1000 \cdot 200^3}{12} - \frac{1000 \cdot (200 - 15 - 15)^3}{12} = 257\,250\,000\text{ mm}^4 \end{aligned} \quad (7.19)$$

$$M_1 = 1 \cdot \left(h_{Steg} - \frac{h_{SCSC}}{2} - \ddot{U}S_{Steg} \right) = 1 \cdot \left(1110 - \frac{200}{2} - 20 \right) = 990\text{ Nmm} \quad (7.20)$$

$$\begin{aligned}
 a_{11} &= \frac{\frac{1}{3} \cdot M_1^2 \cdot (h_{Steg} - \frac{h_{SCSC}}{2} - \ddot{U}S_{Steg}) \cdot \frac{1}{\sin(\alpha)}}{EI_1(Steg)} + \frac{M_1^2 \cdot (\frac{b_{DB,Mitte} + b_{BB,Mitte}}{4})}{EI_2(BB+DB)} = \\
 &= \frac{\frac{1}{3} \cdot 990^2 \cdot (1110 - \frac{200}{2} - 20) \cdot \frac{1}{\sin(60,34)}}{210\,000 \cdot 10\,416\,667} + \frac{990^2 \cdot (\frac{4541+4330}{4})}{210\,000 \cdot 257\,250\,000} = 2,1 \times 10^{-4} \text{ mm}
 \end{aligned} \quad (7.21)$$

Die Federsteifigkeit ergibt sich aus dem Quotient von Kraft und resultierender Verformung nach Gleichung (7.22).

$$C = \frac{1}{a_{11}} = 4,75 \text{ kN/mm/m} \quad (7.22)$$

$$c_q = 0,004\,753\,5 \text{ kN/mm}^2 \quad (7.23)$$

$$I_{z,OG} = \frac{b_{OG1}^3 \cdot t_{OG1}}{12} + \frac{b_{OG2}^3 \cdot t_{OG2}}{12} = 2,890 \times 10^9 \text{ mm}^4 \quad (7.24)$$

Mit der ermittelten Bettung kann die maßgebende Knicklast ermittelt werden.

$$N_{cr} = 2 \cdot \sqrt{c_q \cdot E \cdot I_{z,OG}} = 107,414 \text{ kN} \quad (7.25)$$

$$l_{cr} = \sqrt{\frac{\pi^2}{2} \cdot \sqrt{\frac{E \cdot I_{z,OG}}{c_q}}} = 7467 \text{ mm} \quad (7.26)$$

Der Biegeknicknachweis des gedrückten Gurts wird unter der Annahme geführt, dass das Moment vom einem Zweipunktquerschnitt bestehend aus den Gurten und der SCSC-Platte unter Vernachlässigung der Hauptträgerstege abgetragen wird. Demzufolge wird die gesamte Druckkraft auf der sicheren Seite liegend den Gurten zugewiesen. Die Abtriebskräfte aus dem Steg müssen nicht berücksichtigt werden. Für den Vollquerschnitt des Gurts wird bei Knicken um die y-Achse die Knicklinie c mit dem Knicklinienbeiwert $\alpha = 0,49$ ausgewählt [15].

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{A \cdot f_y}{N_{cr}}} = 0,547 \quad (7.27)$$

$$\Phi = 0,5[1 + \alpha \cdot (\bar{\lambda} - 0,2) + \bar{\lambda}^2] = 0,735 \quad (7.28)$$

$$\chi = \frac{1}{\Phi + \sqrt{\Phi^2 - \bar{\lambda}^2}} = 0,816 \quad (7.29)$$

$$N_{b,Rd} = \frac{\chi \cdot A \cdot f_y}{\gamma_{M1}} = 22\,826 \text{ kN} \quad (7.30)$$

Für den angenommenen Zweipunktquerschnitt wird der Hebelsarm nach Gleichung (7.31) ermittelt.

$$h = \frac{t_{OG1} + t_{OG2}}{2} + h_{Steg} - \ddot{U}S_{Steg} - \frac{h_{SCSC}}{2} = 1070 \text{ mm} \quad (7.31)$$

Die einwirkende Normalkraft N_{Ed} wird auf Basis des maximalen Moments der Trogbrücke in Feldmitte zufolge der Lastkombination „ULS – LK Hauptträger - M_{max} “ (siehe Abb. 7.9) für einen der beiden Obergurte ermittelt.

$$N_{Ed} = \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{M_{Ed}}{h}\right) = \frac{1}{2} \cdot \frac{30341,4}{1,070} = 14\,181 \text{ kN} \quad (7.32)$$

$$N_{Ed} < N_{b,Rd} \quad (7.33)$$

$$14\,181 \text{ kN} < 22\,826 \text{ kN} \quad (7.34)$$

$$\eta = \frac{N_{Ed}}{N_{b,Rd}} = 0,62 < 1,0 \quad (7.35)$$

Tab. 7.5: Stabilitätsnachweis: Knicken des Druckgurts - Vergleich Handrechnung und Berechnung in RFEM

	N_{Ed}		$N_{b,Rd}$	Ausnutzung
Handrechnung [19]	14 407 kN	<	22 826 kN	0,63
Handrechnung mit M_{Ed} aus RFEM	14 181 kN	<	22 826 kN	0,62

Die beiden Nachweisführungen liefern Ergebnisse in der gleichen Größenordnung.

Sofern der Steg die Querschnittsklasse 3 erfüllt, kann auf einen Nachweis gegen Beulen des Stegs unter Normalspannungen nach *ÖNORM EN 1993-1-1:2020* [16] verzichtet werden. Die Querschnittsklassifizierung des Stegs erfolgt nach *ÖNORM EN 1993-1-1:2014* [15].

Die Spannungen werden in Tragwerksmitte für die Lastkombination „ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} “ ausgewertet.

$$\sigma_{o,min} = -117,7 \text{ N/mm}^2 \quad (7.36)$$

$$\sigma_{u,max} = 144,7 \text{ N/mm}^2 \quad (7.37)$$

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{335}} = 0,84 \quad (7.38)$$

$$\psi = \frac{\sigma_{u,max}}{\sigma_{o,min}} = -1,23 \quad (7.39)$$

$$\frac{42\varepsilon}{0,67 + 0,33\psi} = 121,43 \quad (7.40)$$

$$\frac{c}{t} = \frac{h_{Steg} - h_{SCSC} - \ddot{U}S_{Steg}}{t_{Steg}} = 17,80 \quad (7.41)$$

$$\frac{\frac{c}{t}}{\frac{42\varepsilon}{0,67+0,33\psi}} = \frac{17,80}{121,43} = 0,15 < 1,03 \quad (7.42)$$

Der Trogbriickenquerschnitt erfüllt die Kriterien für Querschnittsklasse 3, der Nachweis gegen Beulen des Stegs muss nicht geführt werden.

7.5.3 Vordimensionierung der Schweißnähte

Für die Lastkombination „ULS-Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$ “ werden die Schweißnähte, in dieser Arbeit unter Vernachlässigung der Spannungen σ_{\perp} und τ_{\perp} aus der Quertragwirkung, bemessen. Es wird nur die Schubspannung τ_{\parallel} aus der Haupttragwirkung berücksichtigt. Der Einfluss der Spannungen aus der Quertragwirkung muss gesondert analysiert werden.

Die Bemessung erfolgt nach dem richtungsbezogenen Verfahren nach *ÖNORM EN 1993-1-8:2012* [13], wobei aber anzumerken ist, dass bei alleiniger Berücksichtigung von τ_{\parallel} beide Verfahren der Norm das gleiche Ergebnis liefern. Es handelt sich in dieser Arbeit alleine um eine Ermittlung der mindestens erforderlichen wirksamen Nahtdicke a zufolge des Längsschubs unter Vernachlässigung von konstruktiven Kriterien und unter der Vernachlässigung der Grund-

sätze (z. B. die von *ÖNORM EN 1993-1-8:2012* [13] abweichende Ermittlung der maßgebenden Spannungen) in *ÖNORM EN 1993-1-9:2013* [14].

$$\sqrt{\sigma_{\perp}^2 + 3 \cdot (\tau_{\perp}^2 + \tau_{\parallel}^2)} \leq \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{M2}} \quad (7.43)$$

$$\sigma_{\perp} = 0 \quad (7.44)$$

$$\tau_{\perp} = 0 \quad (7.45)$$

$$\tau_{\parallel} = \frac{F_{\tau}}{a} \quad (7.46)$$

Es wird das erforderliche a -Maß zufolge der Beanspruchung aus Längsschub nach Gleichung (7.47) ermittelt, wobei $\beta_w = 0,9$ und $\gamma_{M2} = 1,25$ sind [13].

$$a_{erf} = \frac{F_{\tau} \cdot \beta_w \cdot \gamma_{M2} \cdot \sqrt{3}}{f_u} \quad (7.47)$$

7.5.3.1 Längsnaht zwischen Obergurt 1 und Obergurt 2

Die Schweißnähte zwischen Obergurt 1 und Obergurt 2 werden als Volumenkörper modelliert (siehe Abb. 7.1). Die Beanspruchung kann über die Schubspannung τ_{xz} mittels Schnittführung aus den Volumenkörpern ausgelesen werden. Der Schubspannungsverlauf in der äußeren Schweißnaht ist in Abb. 7.10, der Schubspannungsverlauf der inneren Schweißnaht in Abb. 7.11 dargestellt. Um den Schubfluss zu erhalten, wird die auftretende Schubspannung τ_{xz} mit der Breite der Volumenkörper multipliziert. Der Schubfluss F_{τ} kann Abb. 7.20 entnommen werden. Für die Bemessung wird in dieser Arbeit zwischen innerer und äußerer Schweißnaht unterschieden. In der Praxis werden diese Nähte gleich ausgeführt.

$$F_{\tau, \text{aussen}} = 4,01 \text{ kN/cm} = 401 \text{ N/mm} \quad (7.48)$$

$$a_{erf, \text{aussen}} = \frac{401 \cdot 0,9 \cdot 1,25 \cdot \sqrt{3}}{470} = 1,7 \text{ mm} \quad (7.49)$$

$$F_{\tau, \text{innen}} = 5,09 \text{ kN/cm} = 509 \text{ N/mm} \quad (7.50)$$

$$a_{erf, \text{innen}} = \frac{509 \cdot 0,9 \cdot 1,25 \cdot \sqrt{3}}{470} = 2,1 \text{ mm} \quad (7.51)$$

7.5.3.2 Längsnaht zwischen Obergurt 2 und Hauptträgersteg

Für die Schweißnaht zwischen Obergurt 2 und Hauptträgersteg wird beidseitig eine Halskehlnaht angeordnet. Der bemessungsrelevante Schubfluss F_{τ} ($=n_{xy}$ in RFEM, siehe Abschnitt 3.4.1) wird laut Abb. 7.13 an der Oberkante des Stags mittels Längsschnitt ausgelesen und kann zudem auch Abb. 7.14 entnommen werden. Auf Basis des maximal auftretenden Schubflusses F_{τ} wird die minimal erforderliche wirksame Nahtdicke a ermittelt. Die Beanspruchung wird auf beide Halskehlnähte des Stags aufgeteilt.

$$F_{\tau} = 18,1 \text{ kN/cm} = 1810 \text{ N/mm} \quad (7.52)$$

$$a_{erf} = \frac{1}{2} \cdot \frac{1810 \cdot 0,9 \cdot 1,25 \cdot \sqrt{3}}{470} = 3,8 \text{ mm} \quad (7.53)$$

7.5.3.3 Längsnaht zwischen Deckblech und Hauptträgersteg

Der maßgebende Schubfluss F_τ ($=n_{xy}$ in RFEM, siehe Abschnitt 3.4.1) wird direkt aus dem Deckblech in Abb. 7.18 ausgelesen. Für die Bemessung ist die Zugfestigkeit $f_u = 470 \text{ N/mm}^2$ ($40 \text{ mm} \leq t \leq 80 \text{ mm}$) des Hauptträgerstegs maßgebend.

$$F_\tau = 8,9 \text{ kN/cm} = 890 \text{ N/mm} \quad (7.54)$$

$$a_{erf} = \frac{890 \cdot 0,9 \cdot 1,25 \cdot \sqrt{3}}{470} = 3,7 \text{ mm} \quad (7.55)$$

7.5.3.4 Längsnaht zwischen Bodenblech und Hauptträgersteg

Der maßgebende Schubfluss F_τ (n_{xy} in RFEM, siehe Abschnitt 3.4.1) wird direkt aus dem Bodenblech in Abb. 7.19 ausgelesen. Für die Bemessung ist die Zugfestigkeit $f_u = 470 \text{ N/mm}^2$ ($40 \text{ mm} \leq t \leq 80 \text{ mm}$) des Hauptträgerstegs maßgebend.

$$F_\tau = 4,9 \text{ kN/cm} = 490 \text{ N/mm} \quad (7.56)$$

$$a_{erf} = \frac{490 \cdot 0,9 \cdot 1,25 \cdot \sqrt{3}}{470} = 2,0 \text{ mm} \quad (7.57)$$

7.5.4 Gebrauchstauglichkeitsnachweise

Für den Nachweis der Gebrauchstauglichkeit werden in dieser Arbeit zwei Kriterien nach *ÖNORM-EN-1990/A1:2013* [18] untersucht. Für beide Kriterien wird nur eine Verformung zufolge der wirkenden Verkehrslast nach Lastmodell 71 – Laststellung M_{max} berücksichtigt, da die Verformung zufolge ständiger Lasten über die Werkstattform kompensiert wird [26].

Für das Kriterium „Vertikale Verformung Überbau“ darf die maximale gesamte vertikale Verformung infolge Einwirkungen aus Schienenverkehr den Wert $\frac{L_{TW}}{600}$ nicht überschreiten, wobei L_{TW} die Spannweite des Tragwerks ist. Diese Anforderung gilt für alle Tragsysteme, deren charakteristische vertikale Lasten nach *ÖNORM EN 1991-2:2012* [12] klassifiziert sind. Die Verformung wird entlang irgendeines Gleises ermittelt [18]. Für das untersuchte Tragwerk mit einer Spannweite von 25 560 mm ergibt sich der Grenzwert für die Verformung nach Gleichung (7.58).

$$u_{z,max} = \frac{L_{TW}}{600} = \frac{25560}{600} = 42,5 \text{ mm} \quad (7.58)$$

Für das Kriterium „Vertikale Verformung Überbau“ wird die Lastkombination „SLS_q-vertikale Verformung Überbau – LK Hauptträger – M_{max} “ verwendet. Genaue Angaben zur Lastkombination sind in Tabelle 3.6 angeführt. Die Verformung u_z kann Abb. 7.74 entnommen werden. Die maximale Verformung wird in Tragwerksmitte am Deckblech ausgelesen. Der Verformungsnachweis wird in Tabelle 7.6 geführt.

Tab. 7.6: Nachweis zulässige Verformung u_z : SLS_q-vertikale Verformung Überbau – LK Hauptträger – M_{max}

	Verformung u_z		zulässige vertikale Verformung $u_{z,max}$	
Handrechnung [26]	39,3 mm	<	42,5 mm	✓
RFEM	37,7 mm	<	42,5 mm	✓

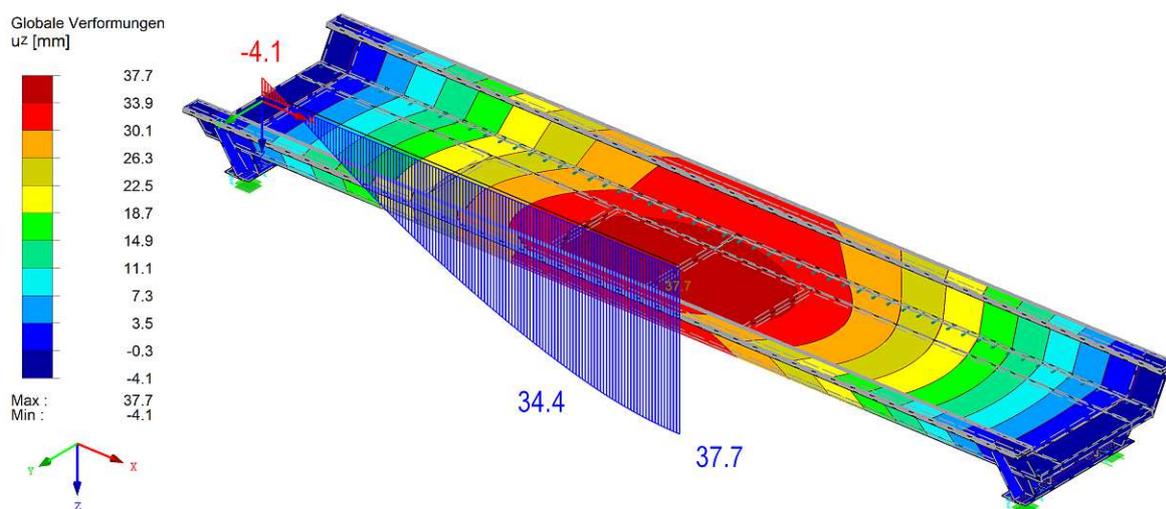


Abb. 7.74: Verformung u_z (SLS_q vertikale Verformung Überbau – LK Hauptträger – Laststellung M_{max} , nur Verkehrslast nach Lastmodell 71, Längsschnitt in Tragwerksmitte)

Zudem werden in *ÖNORM-EN-1990/A1:2013* [18] Grenzwerte für die maximale vertikale Durchbiegung für das Kriterium „Reisendenkomfort“ festgelegt. Die, der Berechnung zugrundeliegende, Lastkombination „SLS_q–Reisendenkomfort – LK Hauptträger – M_{max} “ kann Tabelle 3.6 entnommen werden. Die zulässige maximale Vertikalverformung δ entlang der Gleichachse wird von der Feldlänge L [m], der Zuggeschwindigkeit V [kN/m], der Anzahl der Felder und dem Tragwerkssystem der Brücke beeinflusst [18]. Als Grenzwert, welcher nicht überschritten werden soll, wird $\delta = \frac{L_{TW}}{600}$ angegeben [18]. Für den Nachweis der Verformung wird in dieser Arbeit analog zur Handrechnung von Takács [26] der Grenzwert mit $\frac{L_{TW}}{600}$ festgelegt. Die Verformung u_z kann Abb. 7.75 entnommen werden. Die maximale Verformung wird in Tragwerksmitte am Deckblech ausgelesen. Der Verformungsnachweis wird in Tabelle 7.7 geführt.

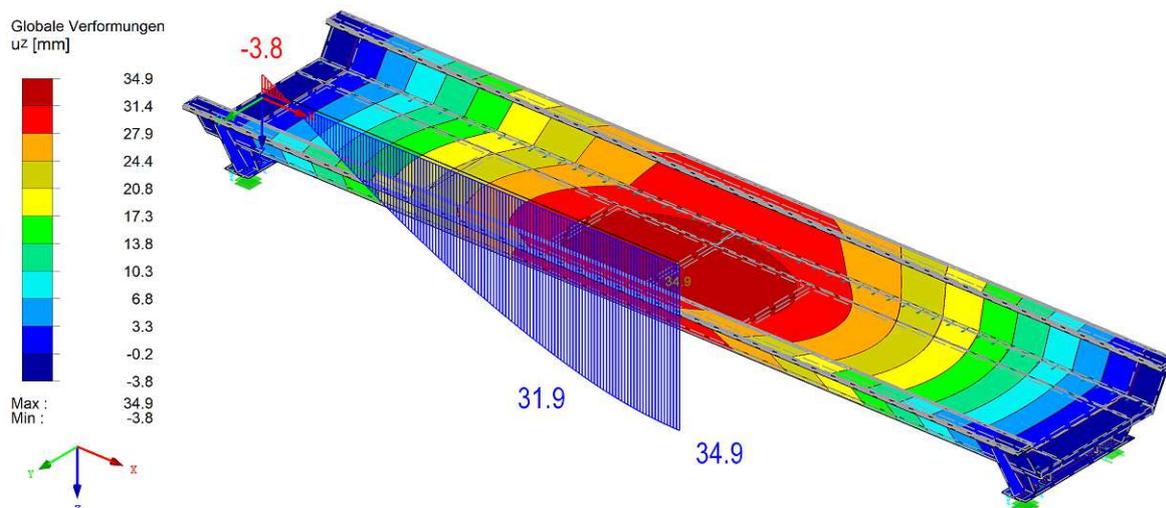


Abb. 7.75: Verformung u_z (SLS_q–Reisendenkomfort – LK Hauptträger – M_{max} , nur Verkehrslast nach Lastmodell 71, Längsschnitt in Tragwerksmitte)

Tab. 7.7: Nachweis zulässige Verformung u_z : 1·SLS_q – Lastkombination Reisendenkomfort

	Verformung u_z		zulässige vertikale Verformung $u_{z,max}$	
Handrechnung [26]	36,4 mm	<	42,5 mm	✓
RFEM	34,9 mm	<	42,5 mm	✓

7.5.5 Ermüdungsnachweise

Der Ermüdungsnachweis wird durch einen Vergleich der auftretenden Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_E$ mit der Ermüdungsfestigkeit geführt, wobei die Spannungsschwingbreite einer betrachteten Stelle nach Gleichung (7.59) ermittelt wird. Die Oberspannung σ_o stellt die maximal auftretende Spannung dar und wird für die Bemessungssituation Fatigue Limit State (FLS) zufolge ständiger Last und Verkehrslast ermittelt. Die Unterspannung σ_u stellt die minimal auftretende Spannung dar und wird nur zufolge ständiger Last ermittelt. [5][14]

$$\Delta\sigma_E = \sigma_o - \sigma_u \quad (7.59)$$

Da die Berechnung in RFEM linear elastisch erfolgt, kann die Spannungsschwingbreite direkt aus der Differenzlastkombination, in diesem Fall der alleine wirkenden Verkehrslast, ermittelt werden. Diese Bemessungssituation wird im folgenden als FLS_q bezeichnet. In Abschnitt 3.3 wird die Lastkombination und die zu berücksichtigenden Faktoren detaillierter erläutert.

Die für den Ermüdungsnachweis zu berücksichtigenden Stellen für Normal- und Schubspannungsschwingbreiten wurden bereits von Takács [26] im Zuge der Handrechnung identifiziert und den Kerbfällen nach *ÖNORM EN 1993-1-9:2013* zugeordnet. Im Zuge dieser Arbeit werden die Spannungen an den maßgebenden Stellen aus dem RFEM-Modell ermittelt. Der Nachweis wird für die Haupttragwirkung und die Quertragwirkung getrennt geführt. Es werden die zugehörigen Lastkombinationen zur Ermittlung der Spannungsschwingbreiten verwendet.

Aus den Kerbfällen $\Delta\sigma_c$ wird die Ermüdungsfestigkeit nach Gleichung (7.60) ermittelt.

$$\frac{\Delta\sigma_c}{\gamma_{Mf}} \quad (7.60)$$

Der Teilsicherheitsbeiwert γ_{Mf} wird in Abhängigkeit von Bemessungskonzept und den zu erwartenden Schadensfolgen festgelegt. Für die untersuchte Brücke werden hohe Schadensfolgen angenommen. Der maßgebende Faktor für die Wahl von γ_{Mf} ist das Bemessungskonzept [14]. Für das Konzept der Schadenstoleranz beträgt $\gamma_{Mf} = 1,15$. Es müssen die nachfolgenden Bedingungen nach *ÖNORM EN 1993-1-9:2013* [14] erfüllt sein.

- *Wahl des konstruktiven Details, des Werkstoffs und des Beanspruchungsniveaus, so dass im unwahrscheinlichen Fall von Rissen ein langsames Risswachstum und große kritische Risslängen erreicht werden können;*
- *Konstruktionen mit Umlagerungsvermögen;*
- *Konstruktionen, die in der Lage sind, Rissentwicklungen zu hemmen;*
- *leichte Zugänglichkeit für regelmäßige Inspektionen.*

Für das Konzept der ausreichenden Sicherheit gegen Ermüdungsversagen ohne Vorankündigung beträgt $\gamma_{Mf} = 1,35$. Es ist die nachfolgende Bedingung nach *ÖNORM EN 1993-1-9:2013* [14] zu erfüllen.

- *Wahl der Konstruktion und des Beanspruchungsniveaus, so dass am Ende der rechnerischen Nutzungsdauer Zuverlässigkeitswerte (β -Werte) mindestens so hoch wie bei Tragsicherheitsnachweisen gefordert erreicht werden können.*

Demnach wird für nicht, bei Inspektionen zugängliche Stellen (z. B. Unterkante Deckblech und Oberkante Bodenblech) $\gamma_{Mf} = 1,35$ gewählt. Für alle weiteren untersuchten Stellen, die die Kriterien des Bemessungskonzepts Schadenstoleranz erfüllen, wird $\gamma_{Mf} = 1,15$ gewählt.

Die Abminderungsfaktoren k_s zur Berücksichtigung der Blechdickenabhängigkeit in Tabellen 7.8 bis 7.11 werden nach Gleichung (7.61) für die jeweilige Blechdicke ermittelt [14].

$$k_s = \left(\frac{25}{t_{Blech}}\right)^{0,2} \quad (7.61)$$

Einige Nachweise können aufgrund der Komplexität der betrachteten Details nicht geführt werden, darunter befindet sich auch die Dübelleiste welche im Zuge der Dissertation von Takács [25] detailliert untersucht werden. Diese betrachteten Stellen werden der Vollständigkeit halber angeführt, können aber nicht eindeutig den Kerbdetails in *ÖNORM EN 1993-1-9:2013* [14] zugeordnet werden. Der Nachweis wird in dieser Arbeit nicht geführt und muss gesondert betrachtet werden.

7.5.5.1 Haupttragwirkung

Die Lastkombination „FLS_q – LK Hauptträger – Laststellung M_{max} “ wird für die Ermittlung der Normalspannungsschwingbreiten herangezogen. In Abb. 7.76 und 7.77 sind die Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_x+$ und $\Delta\sigma_x-$ zufolge der Lastkombination „FLS_q – LK Hauptträger – Laststellung M_{max} “ dargestellt. Die maximalen Normalspannungsschwingbreiten treten in Tragwerksmitte auf. Die detaillierte Auswertung des Querschnitts in Tragwerksmitte ist in Abb. 7.78 bis 7.82 dargestellt. Die jeweils maßgebende Normalspannungsschwingbreite wird unter Vernachlässigung von Ausreißern in den Abbildungen gekennzeichnet. Die Ausreißer treten überwiegend am Übergang von zwei modellierten Flächen auf. Die Unterteilung der modellierten Bleche in Teilfläche lässt sich auf die Kopplung mit den Volumenkörpern und die Belastungsflächen zufolge der Verkehrslast zurückführen.

Für die Ermittlung der maximalen Schubspannungsschwingbreiten wird die Lastkombination „FLS_q – LK Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$ “ verwendet. Da die genaue Lage der maximalen Schubspannungsschwingbreite im Gegensatz zu den Normalspannungsschwingbreiten nicht bekannt ist, werden Längsschnitte an den untersuchten Stellen geführt und der Maximalwert identifiziert.

Für die Schubspannungsschwingbreite in den Schweißnähten zwischen Obergurt 1 und Obergurt 2 wird die Volumenkörperschubspannung $\Delta\tau_{xz}$ ausgelesen und der Maximalwert von innerer und äußerer Schweißnaht für den Ermüdungsnachweis in Tabelle 7.9 verwendet. Die Schubspannungsverläufe in den Schweißnähten sind in Abb. 7.83 und Abb. 7.84 dargestellt.

Die Schubspannungsschwingbreite $\Delta\tau_{xy}$ an der Oberkante der Hauptträgerstege ist in Abb. 7.85 für die Innenseite der Hauptträgerstege und in Abb. 7.86 für die Außenseite der Hauptträgerstege dargestellt. Die Schubspannung $\Delta\tau_{xy}$ bezieht sich auf das lokale Koordinatensystem, dargestellt in Abb. 7.85 und Abb. 7.86. Es wird der Maximalwert der Schubspannung $\Delta\tau_{xy}$ aus Innen- und Außenseite ermittelt und im Ermüdungsnachweis in Tabelle 7.9 verwendet.

Für die Ermittlung der maximalen Schubspannungsschwingbreite im Steg wird ein Längsschnitt auf Höhe des Schwerpunkts der Trogbücke geführt. In Abb. 7.87 und 7.88 sind die beiden Schubspannungsschwingbreiten an der Innen- und Außenseite der Hauptträgerstege dargestellt.

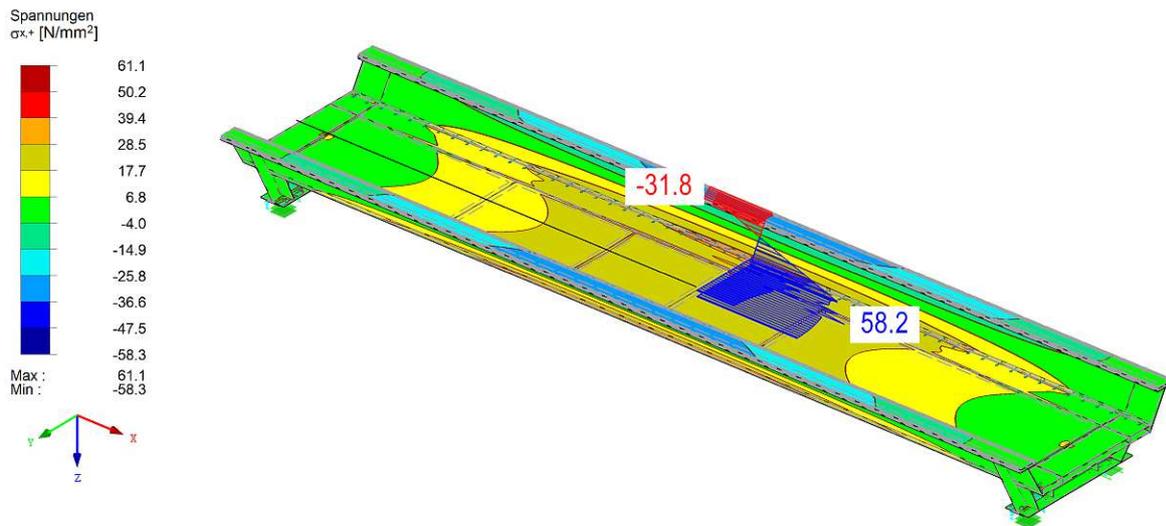


Abb. 7.76: Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{x+}$ (1·FLS_q – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte)

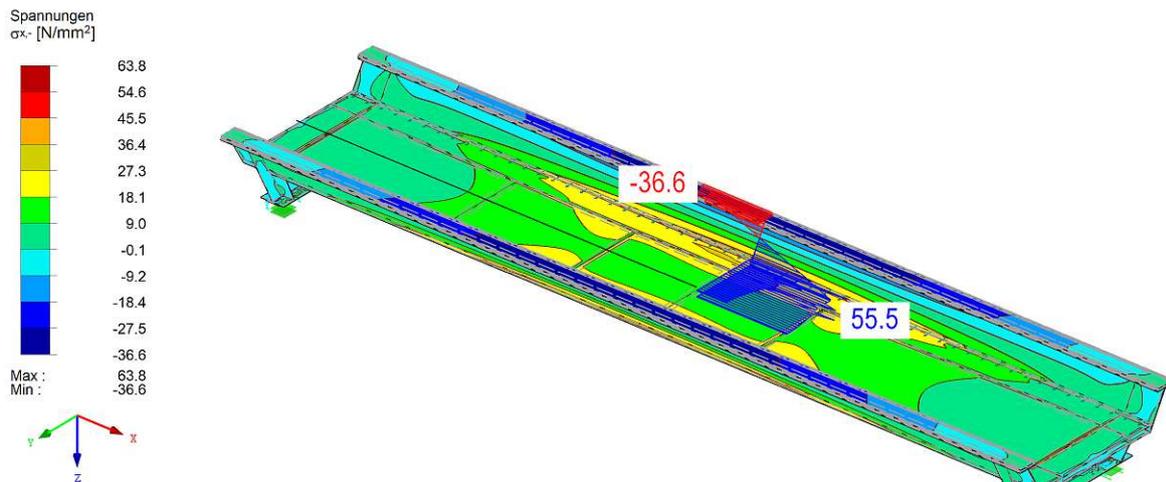


Abb. 7.77: Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{x-}$ (1·FLS_q – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte)

Die Schubspannungsschwingbreite $\Delta\tau_{xy}$ bezieht sich auf das lokale Koordinatensystem dargestellt in Abb. 7.87 und 7.88. In Tabelle 7.9 wird der Maximalwert aus beiden Abbildungen verwendet.

Die Schubspannungsschwingbreiten $\Delta\tau_{xy}$ in Deck- und Bodenblech werden durch einen Längsschnitt im Deck- bzw. Bodenblech ausgelesen. Die Schubspannungsschwingbreite $\Delta\tau_{xy-}$ in Abb. 7.89 entspricht der Spannung an der Oberkante des Deckblechs. Die Schubspannungsschwingbreite $\Delta\tau_{xy+}$ in Abb. 7.90 stellt die Spannung an der Unterkante des Bodenblechs dar. Hier wird auf eine Darstellung des lokalen Koordinatensystems der Flächen verzichtet, da dieses identisch zum globalen Koordinatensystem ist.

In Tabelle 7.8 und in Tabelle 7.9 wird der Ermüdungsnachweis für ausgewählte, von Takács [26] ermittelte, bemessungsrelevante Stellen geführt. So wird zum Beispiel auf den Ermüdungsnach-

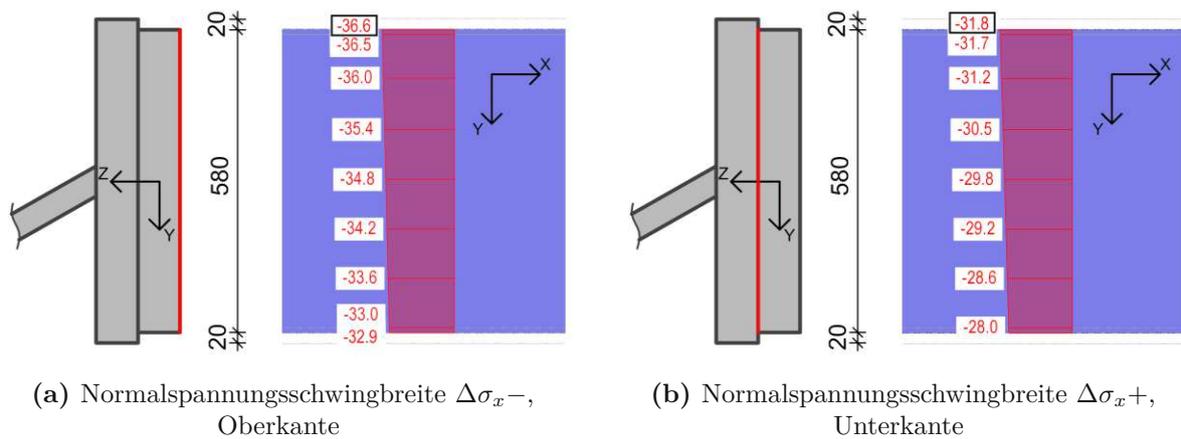


Abb. 7.78: Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_x$ (1·FLS_q – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte - Obergurt 1)

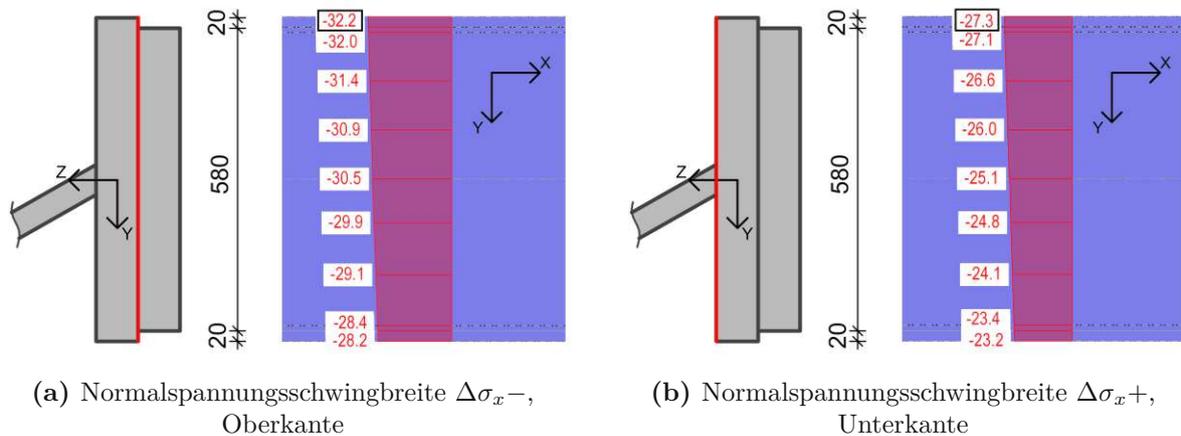
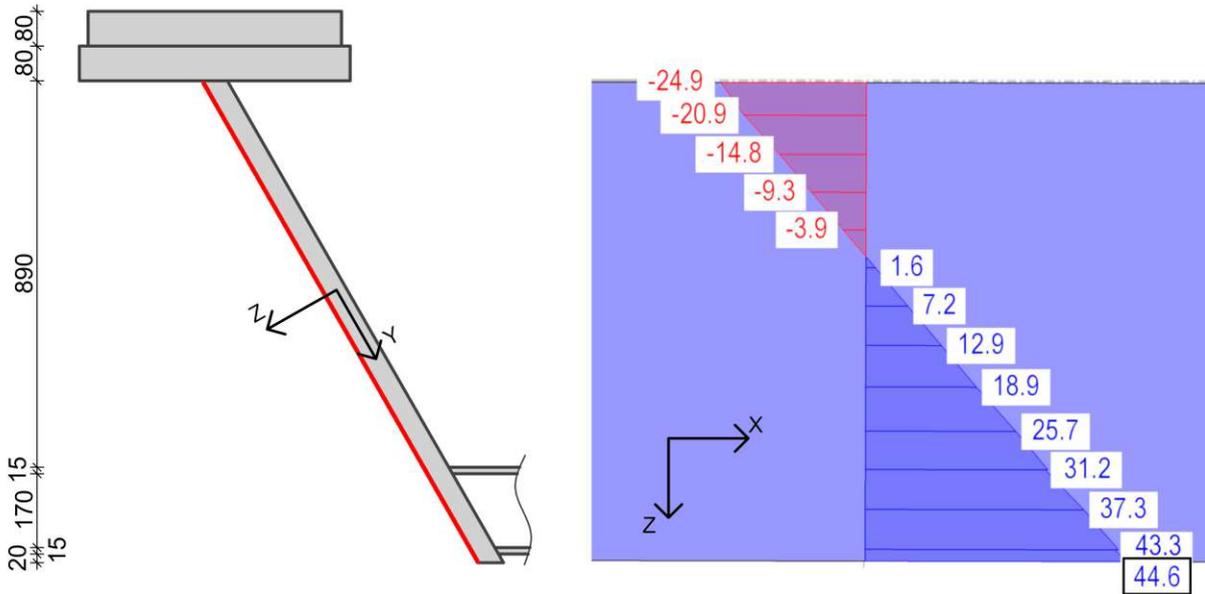


Abb. 7.79: Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_x$ (1·FLS_q – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte - Obergurt 2)

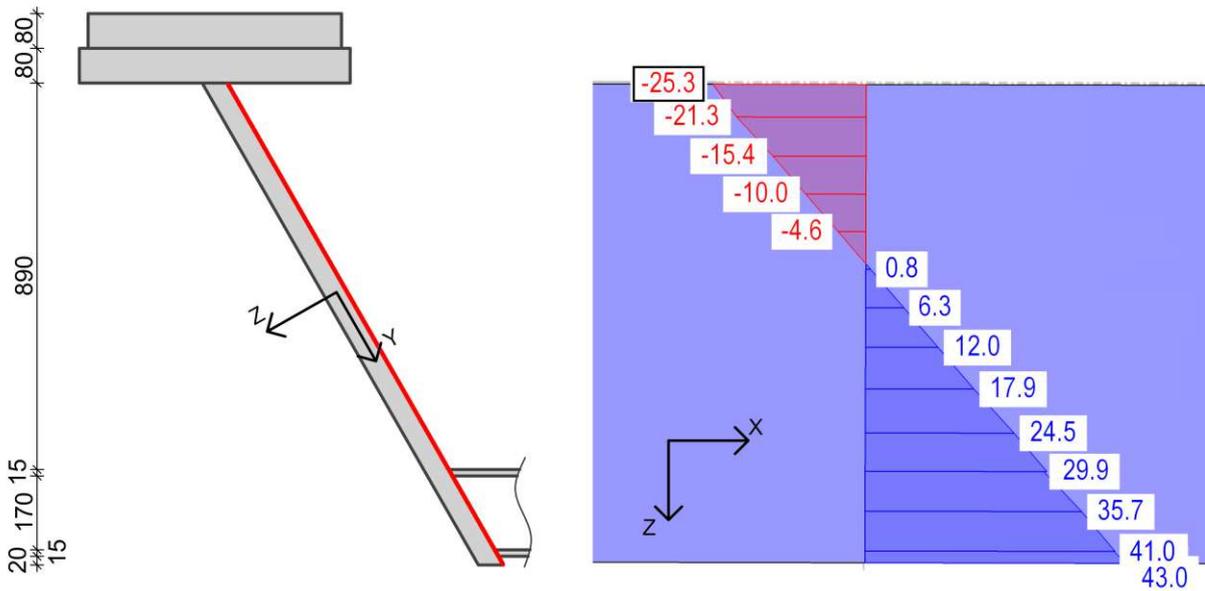
weis der Schweißnähte in dieser Arbeit verzichtet. Es wird die betrachtete Stelle am Tragwerk angeführt und die Bemessungsspannungsschwingbreite mit der Ermüdungsfestigkeit verglichen und in weiterer Folge der Ausnutzungsgrad η ermittelt. Zusätzlich werden der maßgebende Kerbfall, der Faktor k_s zur Berücksichtigung der Blechdicke und der Teilsicherheitsbeiwert γ_{Mf} nach *ÖNORM EN 1993-1-9:2013* [14] je Bemessungsdetail angeführt. In Tabelle 7.8 ist der Ermüdungsnachweis für die Handrechnung angeführt. Der Ermüdungsnachweis mit den, in RFEM ermittelten, Spannungsschwingbreiten ist in Tabelle 7.9 zusammengefasst. In Tabelle 7.8 wird zusätzlich die Abweichung p der ermittelten Spannungsschwingbreite aus RFEM zur Handrechnung angeführt. Die Abweichung p wird nach Gleichung (7.62) ermittelt, dafür müssen die Beträge der Spannungsschwingbreiten für die Ermittlung herangezogen werden.

$$p = \frac{\Delta\sigma_{RFEM} - \Delta\sigma_{Handrechnung}}{\Delta\sigma_{Handrechnung}} \quad (7.62)$$

Zudem wird zur besseren Nachvollziehbarkeit die jeweilige Abbildung angeführt, aus der die bemessungsrelevante Spannungsschwingbreite entnommen wird.

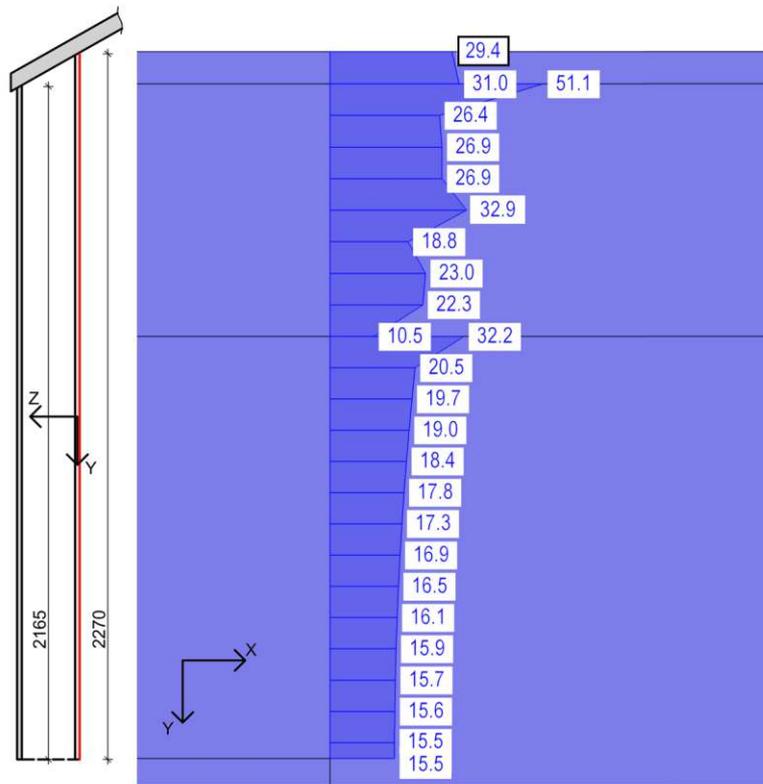


(a) Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{x+}$, außen

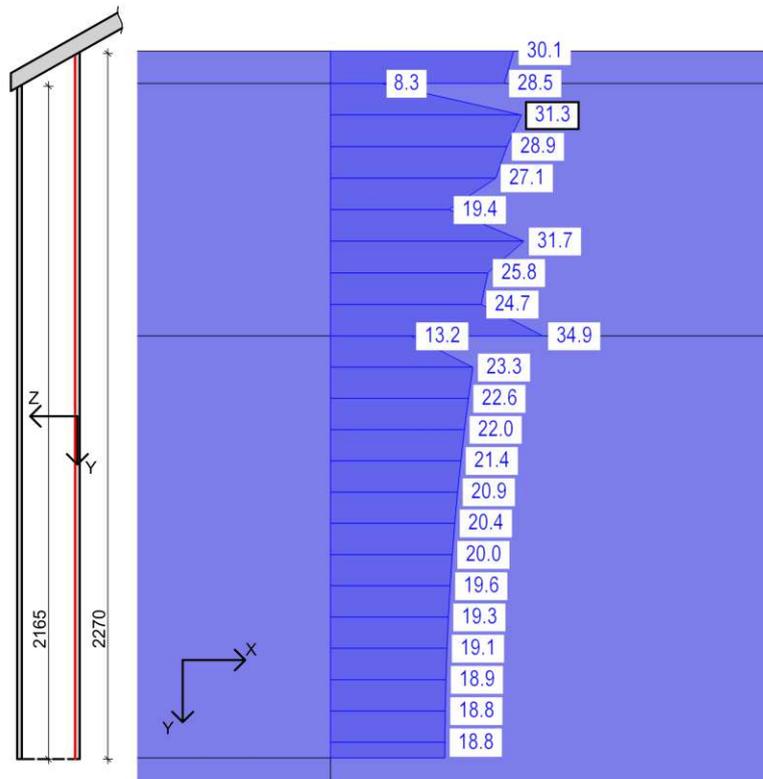


(b) Normalspannungsschwingbreite σ_{x-} , innen

Abb. 7.80: Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_x$ (1·FLS_q – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte - Steg)

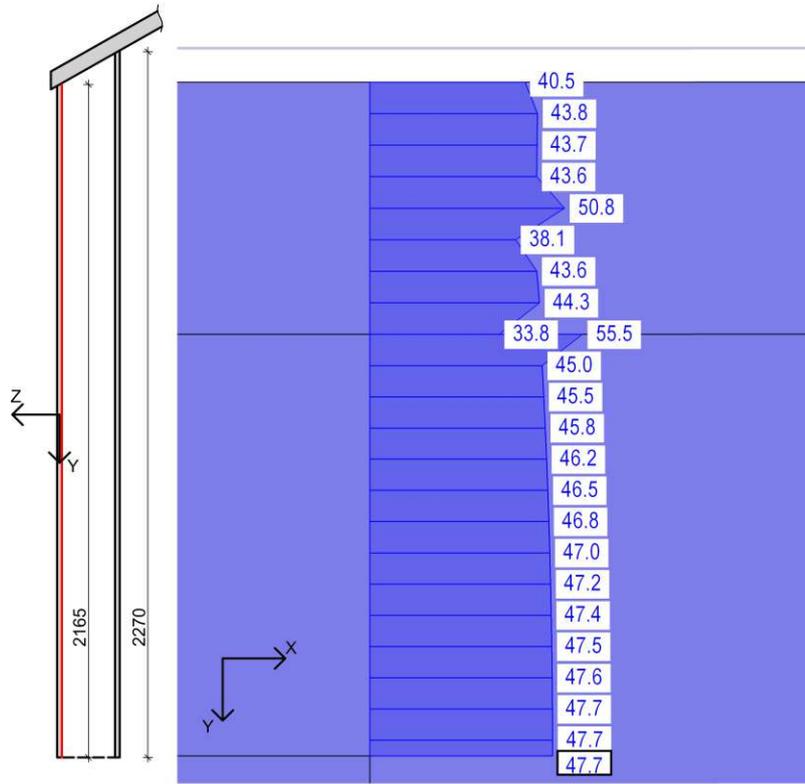


(a) Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{x-}$, Oberkante

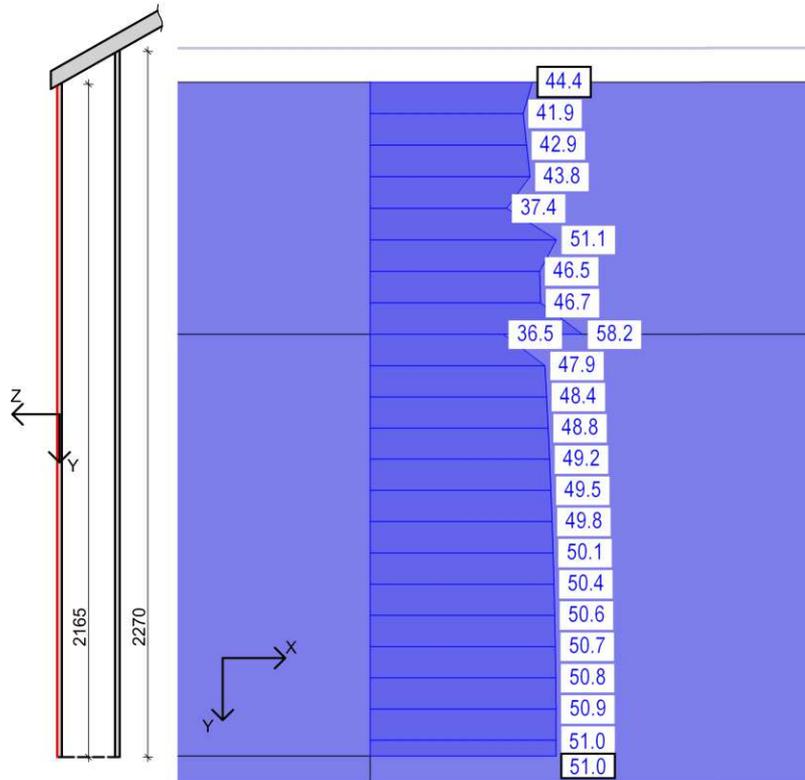


(b) Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{x+}$, Unterkante

Abb. 7.81: Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_x$ (1-FLS_q – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte - Deckblech)



(a) Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{x-}$, Oberkante



(b) Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{x+}$, Unterkante

Abb. 7.82: Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_x$ (1-FLS_q – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerkmitte - Bodenblech)

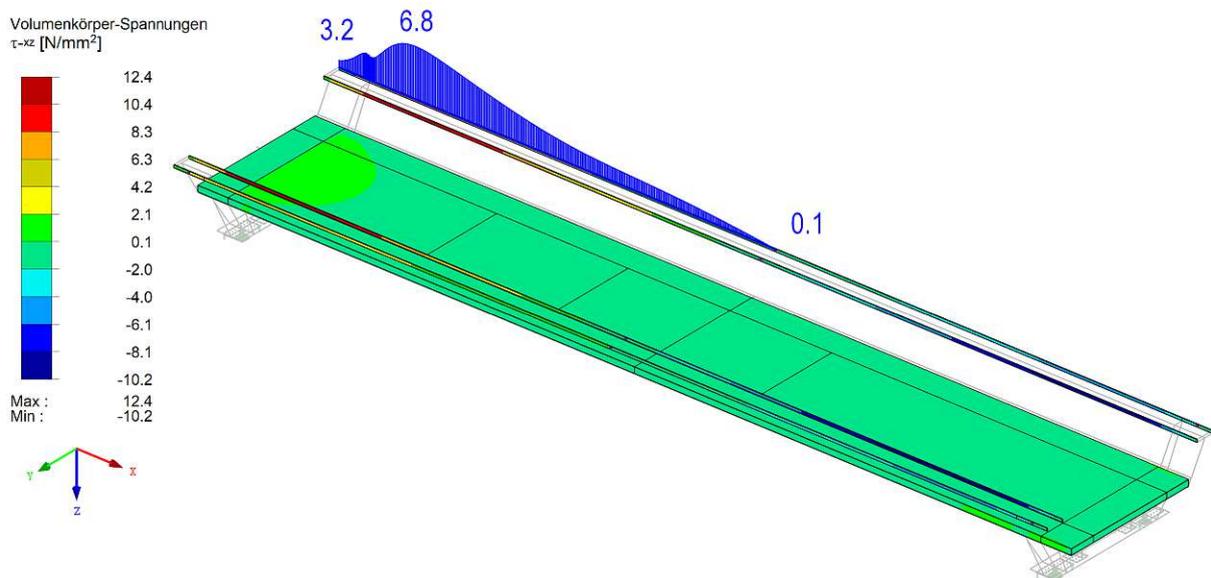


Abb. 7.83: Schubspannungsschwingbreite $\Delta\tau_{xz}$ im Volumenkörper (1-FLS_q – Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt Schweißnaht zwischen Obergurt 1 und 2 – außen)

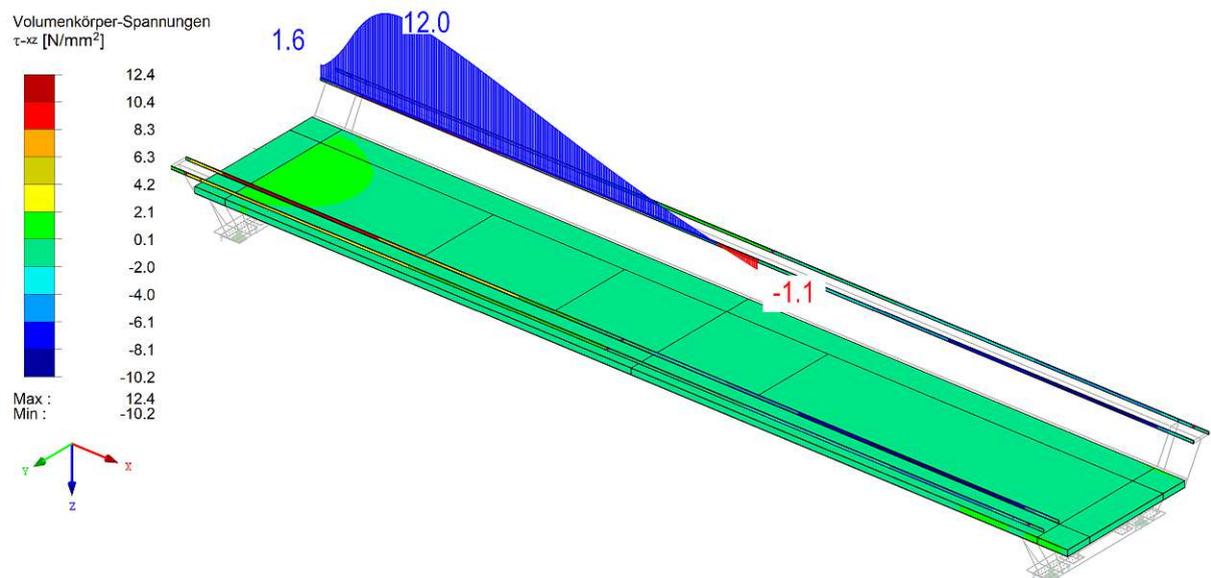


Abb. 7.84: Schubspannungsschwingbreite $\Delta\tau_{xz}$ im Volumenkörper (1-FLS_q – Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt Schweißnaht zwischen Obergurt 1 und 2 – innen)

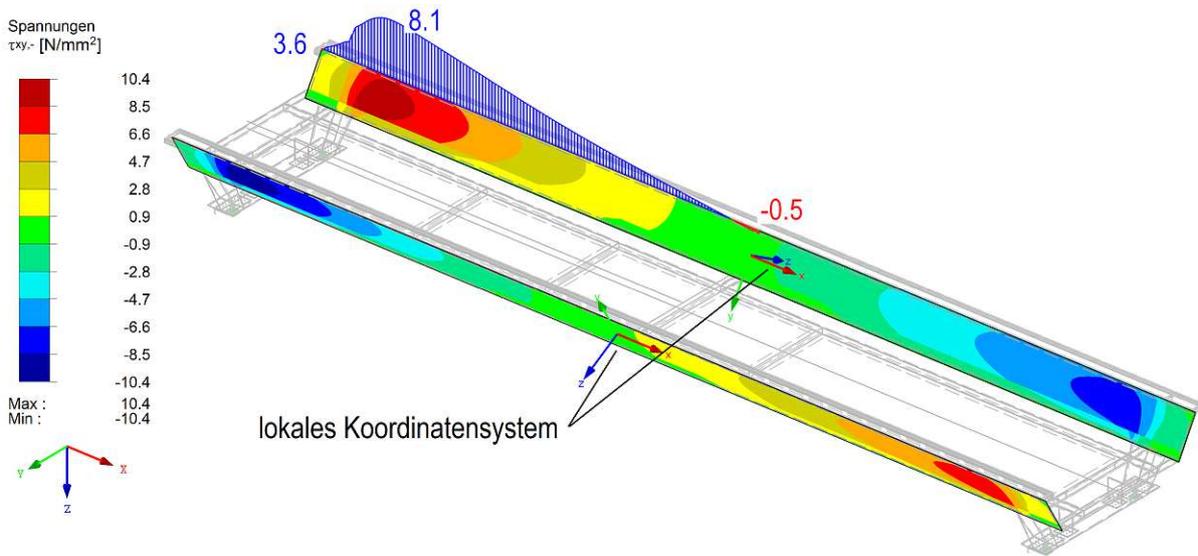


Abb. 7.85: Schubspannungsschwingbreite $\Delta\tau_{xy}$ – (1·FLS_q – Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt Schweißnaht zwischen Obergurt 2 und Steg – Oberkante Steg, Innenseite)

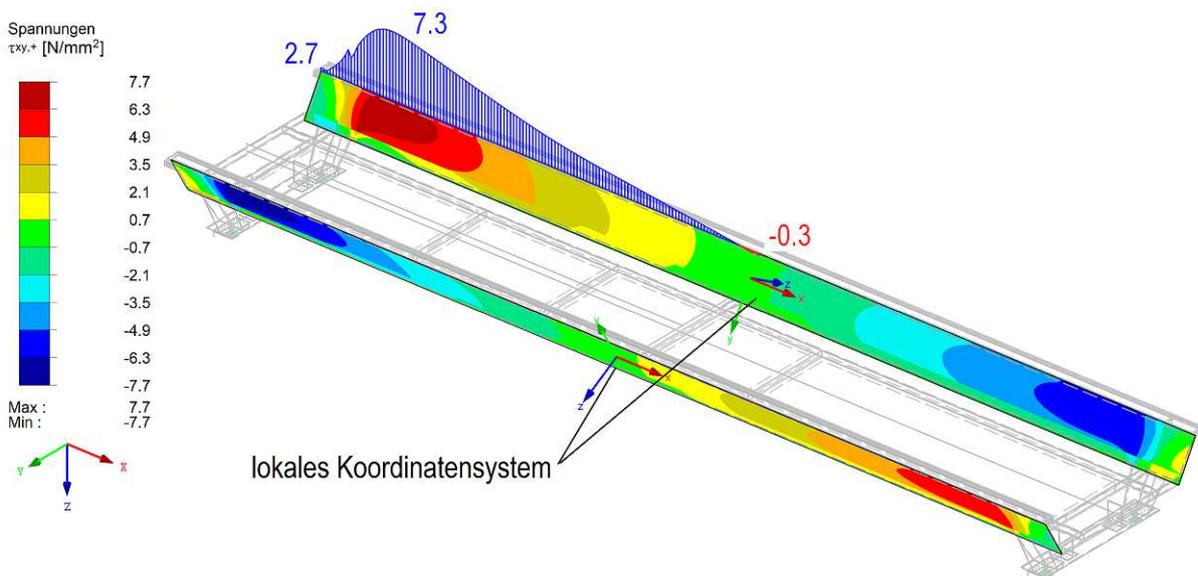


Abb. 7.86: Schubspannungsschwingbreite $\Delta\tau_{xy}$ + (1·FLS_q – Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt Schweißnaht zwischen Obergurt 2 und Steg – Oberkante Steg, Außenseite)

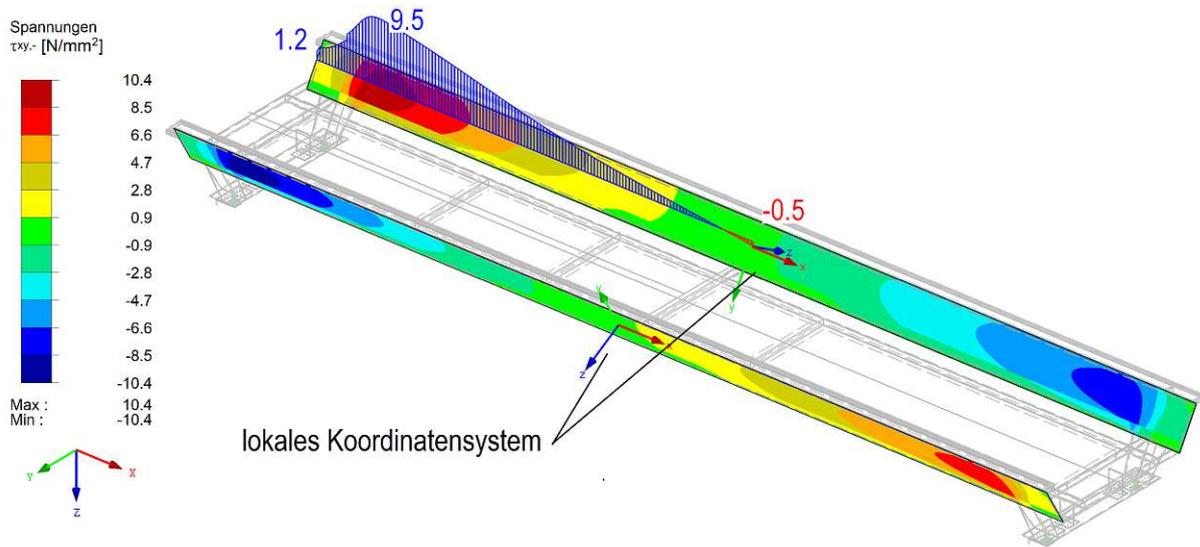


Abb. 7.87: Schubspannungsschwingbreite $\Delta\tau_{xy-}$ (1·FLS_q – Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt Steg – Höhe Schwerpunkt Trogbrücke, Innenseite)

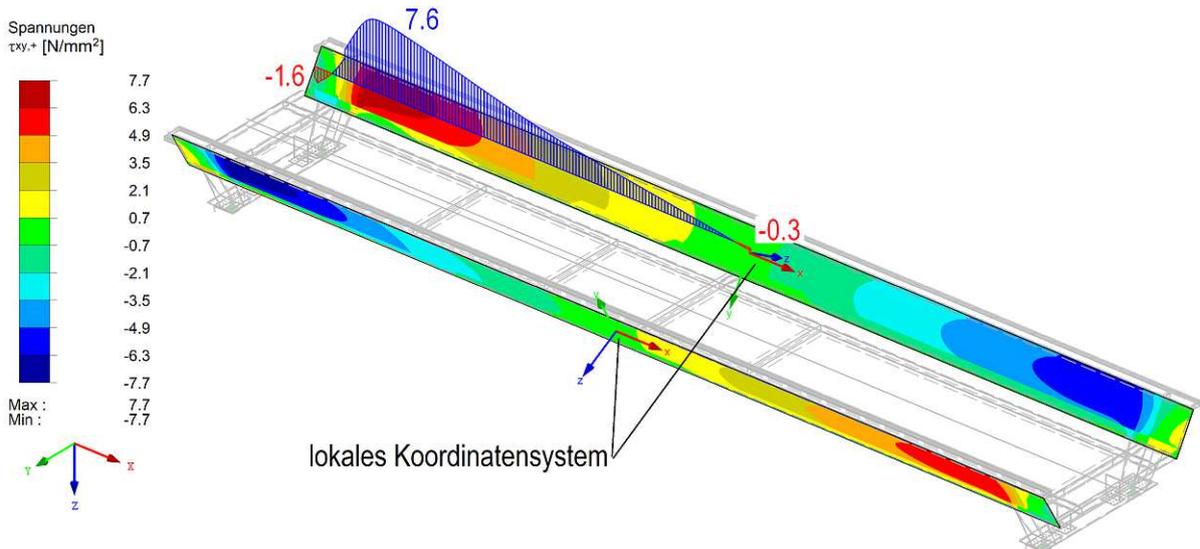


Abb. 7.88: Schubspannungsschwingbreite $\Delta\tau_{xy+}$ (1·FLS_q – Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt Steg – Höhe Schwerpunkt Trogbrücke, Außenseite)

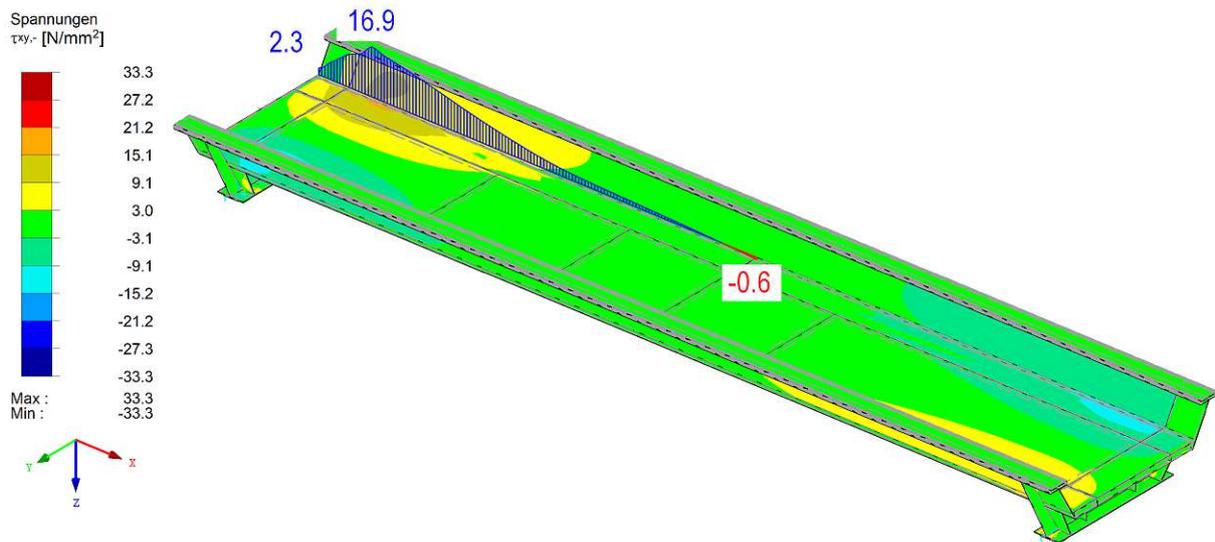


Abb. 7.89: Schubspannungsschwingbreite $\Delta\tau_{xy}$ – (1·FLS_q – Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt Schweißnaht zwischen Deckblech und Steg – Oberkante Deckblech)

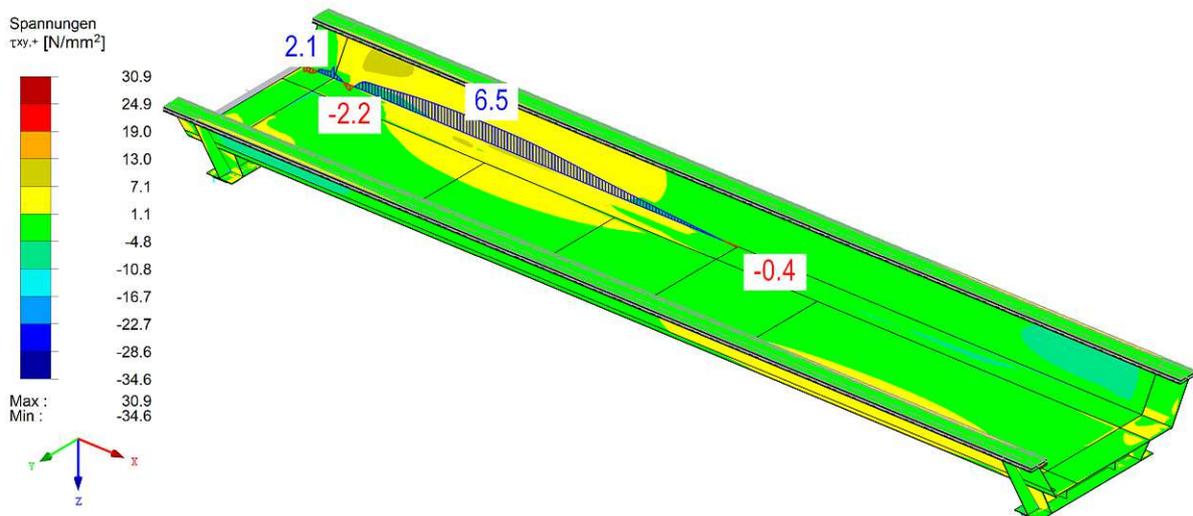


Abb. 7.90: Schubspannungsschwingbreite $\Delta\tau_{xy}$ + (1·FLS_q – Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt Schweißnaht zwischen Bodenblech und Steg – Unterkante Bodenblech)

Tab. 7.8: FLS-Nachweise – Längstragwirkung: Normalspannungsschwingbreiten $\Delta\sigma_x$ und Schubspannungsschwingbreite $\Delta\tau$ zufolge Handrechnung [26]

Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_x$									
Betrachtete Stelle ^a		$\Delta\sigma_x$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_c \cdot \frac{k_s}{\gamma_{Mf}}$ [N/mm ²]	η [-]	Kerbfall $\Delta\sigma_c$ [N/mm ²]	k_s [-]	γ_{Mf} [-]	ON EN 1993-1-9	
OK-OG1	TW-Mitte	36	122	0,30	140	-	1,15	Tab. 8.1-4	
OG-OG1	TW-Mitte	36	55	0,65	80	0,79	1,15	Tab. 8.3-9	
UK-OG1	TW-Mitte	31	87	0,36	100	-	1,15	Tab. 8.2-5	
OK-OG2	TW-Mitte	31	55	0,56	80	0,79	1,15	Tab. 8.2-5	
UK-OG2	TW-Mitte	26	87	0,30	100	-	1,15	Tab. 8.2-5	
OK-Steg	TW-Mitte	26	62	0,42	71	-	1,15	Tab. 8.2-9	
OK-DB	TW-Mitte	30	87	0,34	100	-	1,15	Tab. 8.2-5	
UK-DB	TW-Mitte	31	59	0,52	80	1,0	1,35	Tab. 8.3-11	
UK-DB	Dübelreihe – Nähe TW-Mitte	31	52	0,59	71	-	1,35	Tab. 8.4-8	
UK-DB	Anschlussblech – ges. TW-Länge	31	59	0,52	80	-	1,35	Tab. 8.2-8	
OK-BB	Dübelreihe – Nähe TW-Mitte	41	52	0,79	71	-	1,35	Tab. 8.4-8	
UK-BB	TW-Mitte	42	87	0,49	100	-	1,15	Tab. 8.2-5	
UK-BB	TW-Mitte	42	70	0,61	80	1,0	1,15	Tab. 8.3-11	
UK-BB	Anschlussblech – ges. TW-Länge	42	59	0,72	80	-	1,35	Tab. 8.2-8	
UK-Steg	TW-Mitte	44	61	0,72	80	1,0	1,15	Tab. 8.3-11	
UK-Steg	TW-Mitte	44	122	0,36	140	-	1,15	Tab. 8.1-4	
Schubspannungsschwingbreite $\Delta\tau$									
Betrachtete Stelle		$\Delta\tau$ [N/mm ²]	$\Delta\tau_c \cdot \frac{k_s}{\gamma_{Mf}}$ [N/mm ²]	η [-]	Kerbfall $\Delta\tau_c$ [N/mm ²]	k_s [-]	γ_{Mf} [-]	ON EN 1993-1-9	
UK-OG1	Auflagnähe	-	70	-	80	-	1,15	Tab. 8.5-8	
OK-Steg	Auflagnähe	-	70	-	80	-	1,15	Tab. 8.5-8	
Steg-SP	Auflagnähe	9,0	87	0,10	100	-	1,15	Tab. 8.1-6	
OK-DB	Auflagnähe	-	70	-	80	-	1,15	Tab. 8.5-8	
UK-BB	Auflagnähe	-	70	-	80	-	1,15	Tab. 8.5-8	

^aTW=Tragwerk, OK=Oberkante, UK=Unterkante, GM=Grundmaterial, SN=Schweißnaht, SP=Schwerpunkt, OG=Obergurt, DB=Deckblech, BB=Bodenblech

Tab. 7.9: FLS-Nachweise – Längstragwirkung: Normalspannungsschwingbreiten $\Delta\sigma_x$ und Schubspannungsschwingbreite $\Delta\tau$ aus RfEM

Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_x$												
Betrachtete Stelle ^a	$\Delta\sigma_x$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_c \cdot \frac{k_s}{\gamma_{MF}}$ [N/mm ²]	η [-]	[%]	Kerbfall $\Delta\sigma_c$ [N/mm ²]	k_s [-]	γ_{MF} [-]	ON EN 1993-1-9	Abb.			
OK-OG1	TW-Mitte	GM Brenngeschrittene Kante	36,6	<	122	0,30	1,87	140	-	1,15	Tab. 8.1-4	7.78a
OK-OG1	TW-Mitte	GM Querstoß	36,6	<	55	0,65	1,87	80	0,79	1,15	Tab. 8.3-9	7.78a
UK-OG1	TW-Mitte	GM neben Längsnaht	31,8	<	87	0,37	2,86	100	-	1,15	Tab. 8.2-5	7.78b
OK-OG2	TW-Mitte	GM Querstoß	32,2	<	55	0,58	4,15	80	0,79	1,15	Tab. 8.2-5	7.79a
UK-OG2	TW-Mitte	GM neben Längsnaht	27,3	<	87	0,31	5,39	100	-	1,15	Tab. 8.2-5	7.79b
OK-Steg	TW-Mitte	GM Querstoß mit Freischnitt ($h_{Freischnitt} < 60$ mm)	25,3	<	62	0,41	-2,33	71	-	1,15	Tab. 8.2-9	7.80b
OK-DB	TW-Mitte	GM neben Längsnaht	29,4	<	87	0,34	-1,52	100	-	1,15	Tab. 8.2-5	7.81a
UK-DB	TW-Mitte	GM Querstoß	31,3	<	59	0,53	1,65	80	1,0	1,35	Tab. 8.3-11	7.81b
UK-DB	Dübelreihe – Nähe TW-Mitte	GM neben Querstreife	31,3	<	52	0,60	1,65	71	-	1,35	Tab. 8.4-8	7.81b
UK-DB	Anschlussblech – ges. TW-Länge	GM neben Anschlussblech, unterbrochene Längsnaht	31,3	<	59	0,53	1,65	80	-	1,35	Tab. 8.2-8	7.81b
OK-BB	Dübelreihe – Nähe TW-Mitte	GM neben Querstreife	47,7	<	52	0,91	15,10	71	-	1,35	Tab. 8.4-8	7.82a
UK-BB	TW-Mitte	GM neben Längsnaht	44,4	<	87	0,51	4,75	100	-	1,15	Tab. 8.2-5	7.82b
UK-BB	TW-Mitte	GM Querstoß	51,0	<	70	0,73	20,33	80	1,0	1,15	Tab. 8.3-11	7.82b
UK-BB	Anschlussblech – ges. TW-Länge	GM neben Anschlussblech, unterbrochene Längsnaht	44,4	<	59	0,75	4,76	80	-	1,35	Tab. 8.2-8	7.82b
UK-Steg	TW-Mitte	GM Brenngeschrittene Kante	44,6	<	61	0,74	2,21	80	1,0	1,15	Tab. 8.3-11	7.80a
UK-Steg	TW-Mitte	GM Querstoß	44,6	<	122	0,37	2,21	140	-	1,15	Tab. 8.1-4	7.80a
Schubspannungsschwingbreite $\Delta\tau$												
Betrachtete Stelle	$\Delta\tau$ [N/mm ²]	$\Delta\tau_c \cdot \frac{k_s}{\gamma_{MF}}$ [N/mm ²]	η [-]	[%]	Kerbfall $\Delta\tau_c$ [N/mm ²]	k_s [-]	γ_{MF} [-]	ON EN 1993-1-9				
UK-OG1	Auflagernähe	SN Längsnaht zw. OG1 & OG	12,0	<	70	0,17	-	80	-	1,15	Tab. 8.5-8	7.84
OK-Steg	Auflagernähe	SN Längsnaht zw. OG2 & Steg	8,1	<	70	0,12	-	80	-	1,15	Tab. 8.5-8	7.85
Steg-SP	Auflagernähe	GM Schub im Steg	9,5	<	87	0,11	5,56	100	-	1,15	Tab. 8.1-6	7.87
OK-DB	Auflagernähe	SN Längsnaht zw. DB & Steg	16,9	<	70	0,24	-	80	-	1,15	Tab. 8.5-8	7.89
UK-BB	Auflagernähe	SN Längsnaht zw. BB & Steg	6,5	<	70	0,09	-	80	-	1,15	Tab. 8.5-8	7.90

^aTW=Tragwerk, OK=Oberkante, UK=Unterkante, GM=Grundmaterial, SN=Schweißnaht, SP=Schwerpunkt, OG=Obergurt, DB=Deckblech, BB=Bodenblech

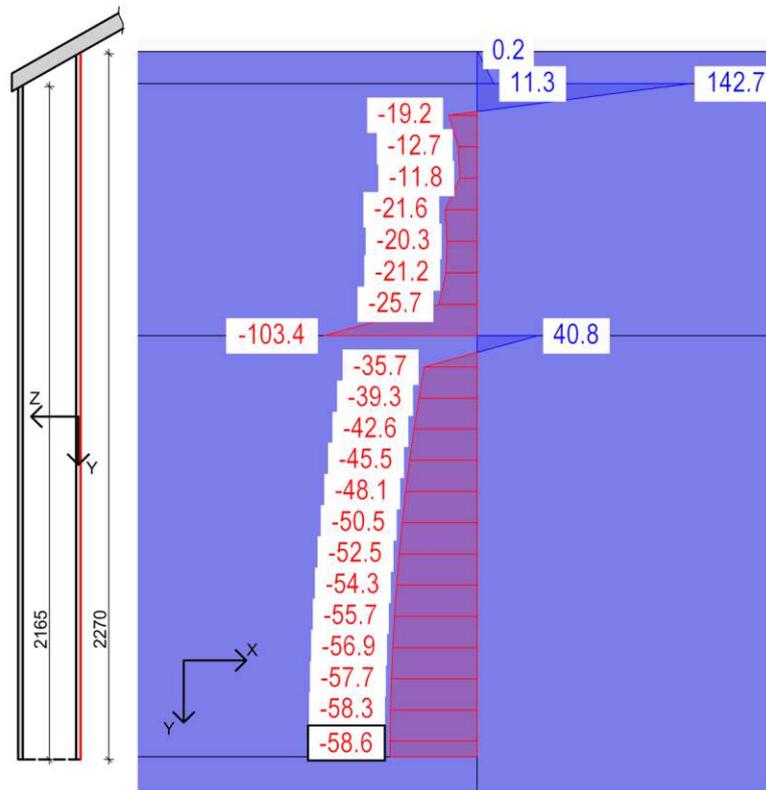
7.5.5.2 Quertragwirkung

Die Ermittlung der Normalspannungsschwingbreiten $\Delta\sigma_y$ erfolgt für die Lastkombination „FLS_q – LK Platte – M_{max} “ am Querschnitt in Tragwerksmitte. Auf der sicheren Seite liegend, werden die maximalen Spannungsschwingbreiten in Plattenmitte für die Bemessung herangezogen. Die Normalspannungsschwingbreite im Deckblech kann Abb. 7.91, die Normalspannungsschwingbreite im Bodenblech Abb. 7.92 entnommen werden. Die Ausreißer an den Übergängen der modellierten Flächen werden vernachlässigt, die für die Nachweise berücksichtigten Spannungen sind in den jeweiligen Abbildungen gekennzeichnet. Die Ausreißer treten überwiegend am Übergang von zwei modellierten Flächen auf. Die Unterteilung der modellierten Bleche in Teilfläche lässt sich auf die Kopplung mit den Volumenkörpern und die Belastungsflächen zufolge der Verkehrslast zurückführen.

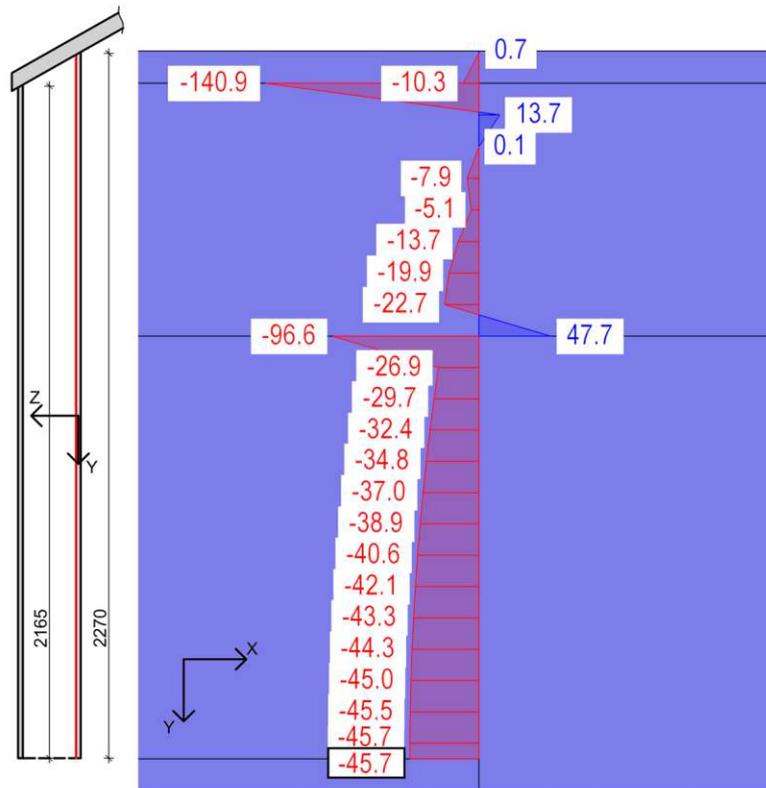
Die Ermittlung der maximalen Schubspannungsschwingbreite erfolgt auf Basis der über den Ergebnisstab ausgewerteten Querkraft $v_{y,SCSC}$. Die Berechnung der Schubspannung $\Delta\tau$ erfolgt nach Gleichung (7.63), wobei sich das Trägheitsmoment I und das statische Moment auf einen 1 m breiten Streifen der SCSC-Platte beziehen. Da die SCSC-Platte unter Vernachlässigung des Betons als Zweipunktquerschnitt betrachtet wird, ist die Schubspannung an der Unterkante des Deckblechs identisch zur Schubspannung an der Oberkante des Bodenblechs. Das statische Moment beträgt $S_y = 1387,5 \text{ cm}^3$ (nach Gleichung (5.29)) und das Trägheitsmoment $I_y = 25\,725 \text{ cm}^4$ (nach Gleichung (5.28)). Die Ermittlung der Schubspannung erfolgt für die Dicke des Deck- bzw. Bodenblechs $t = 15 \text{ mm}$.

$$\Delta\tau = \frac{v_y \cdot S_y}{I_y \cdot t} = \frac{109,3 \cdot 1387,5}{25725 \cdot 1,5} = 3,93 \text{ kN/cm}^2 = 39,3 \text{ N/mm}^2 \quad (7.63)$$

In Tabelle 7.10 und in Tabelle 7.11 wird der Ermüdungsnachweis ausgewählte, von Takács [26] ermittelte bemessungsrelevante Stellen geführt. So wird zum Beispiel auf den Ermüdungsnachweis der Schweißnähte in dieser Arbeit verzichtet. Es wird die betrachtete Stelle am Tragwerk angeführt und die Bemessungsspannungsschwingbreite mit der Ermüdungsfestigkeit verglichen und zusätzlich der Ausnutzungsgrad η ermittelt. Außerdem werden die maßgebenden Kerbfälle, der Faktor k_s zur Berücksichtigung der Blechdicke und der Teilsicherheitsbeiwert γ_{Mf} nach *ÖNORM EN 1993-1-9:2013* [14] je Bemessungsdetail angeführt. In Tabelle 7.10 ist der Ermüdungsnachweis für die Handrechnung zusammengestellt. Der Ermüdungsnachweis mit den, in RFEM ermittelten, Spannungsschwingbreiten ist in Tabelle 7.10 angegeben. In Tabelle 7.10 wird zusätzlich die Abweichung p der Spannungsschwingbreite aus RFEM zur Handrechnung ermittelt. Die Abweichung p wird nach Gleichung (7.62) berechnet.

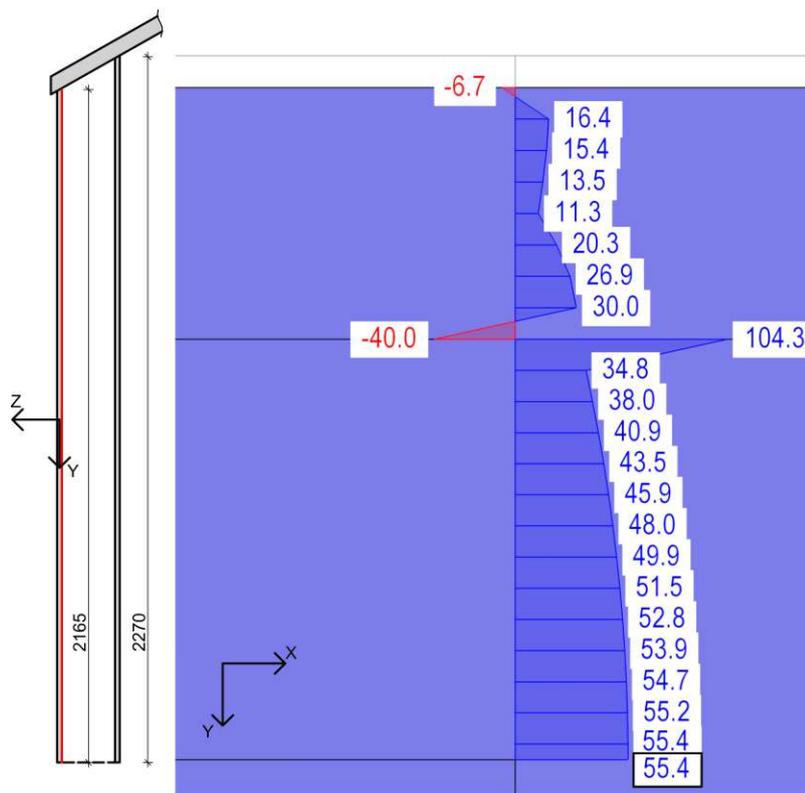


(a) Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{y-}$, Oberkante

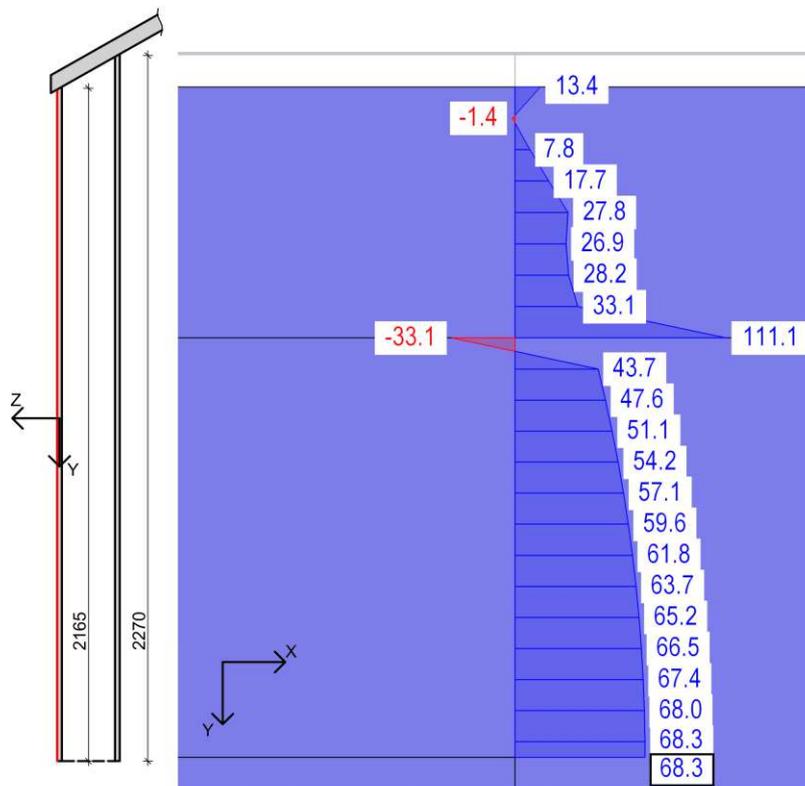


(b) Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{y+}$, Unterkante

Abb. 7.91: Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_y$ (1·FLS_q – Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte - Deckblech)



(a) Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{y-}$, Oberkante



(b) Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{y+}$, Unterkante

Abb. 7.92: Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_x$ (1·FLS_q – Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte - Bodenblech)

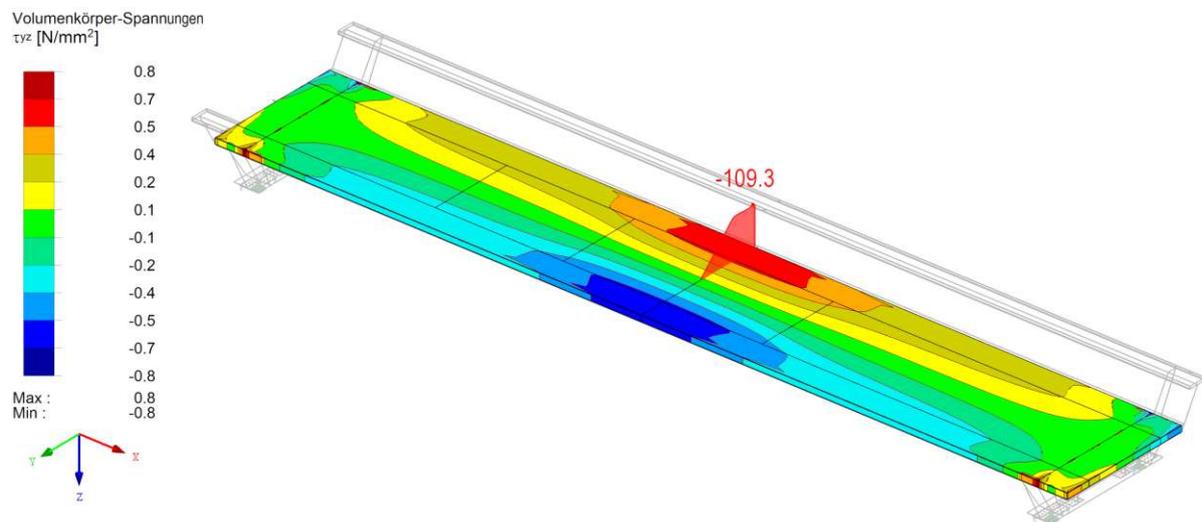


Abb. 7.93: Schubspannungsschwingbreite τ_{yz} [N/mm²] im Volumenkörper zwischen Deck- und Bodenblech und Querkraft $v_{y,SCSC}$ [kN/m] (1·FLS_q-Lastkombination SCSC-Platte– Laststellung M_{max} , Ergebnisstab in Tragwerksmitte)

Tab. 7.10: FLS-Nachweise – Quertragwirkung: Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_y$ und Schubspannungsschwingbreite $\Delta\tau$ zufolge Handrechnung [26]

Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_y$									
Betrachtete Stelle ^a	ges. TW-Länge	GM DB neben SN zw. Steg & DB	$\Delta\sigma_y$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_c \cdot \frac{k_s}{\gamma_{Mf}}$ [N/mm ²]	η [-]	Kerbfall $\Delta\sigma_c$ [N/mm ²]	k_s [-]	γ_{Mf} [-]	ON EN 1993-1-9
OK-DB	Plattenmitte	GM DB neben SN zw. Steg & DB	66	Gesonderte Betrachtung erforderlich	0,65	71	-	1,15	Tab. 8.5-1
UK-DB	Plattenmitte	GM neben SN zw. DL & DB	56	<	0,65	100	-	1,35	Tab. 8.2-5
UK-DB	Anschlussblech ges. TW-Länge	SN zw. Anschlussblech & DB, Beanspruchung infolge Betondruck	56	Gesonderte Betrachtung erforderlich	-	-	-	1,35	-
Dübel in Dübelleiste	Dübel 1-4			Gesonderte Betrachtung in Takács [25]					
OK-BB	Anschlussblech ges. TW-Länge	SN zw. Anschlussblech & BB, Beanspruchung infolge Betondruck	56	Gesonderte Betrachtung erforderlich	-	-	-	1,35	-
OK-BB	Plattenmitte	GM neben SN zw. DL & BB	56	<	0,65	100	-	1,35	Tab. 8.2-5
UK-DB	ges. TW-Länge	GM BB neben SN zw. Steg & BB	66	Gesonderte Betrachtung erforderlich	-	71	-	1,15	Tab. 8.5-1
Schubspannungsschwingbreite $\Delta\tau$									
Betrachtete Stelle	TW-Mitte	SN Längsnaht zw. DB & DL in Hauptträgerernähe	$\Delta\tau$ [N/mm ²]	$\Delta\tau_c \cdot \frac{k_s}{\gamma_{Mf}}$ [N/mm ²]	η [-]	Kerbfall $\Delta\tau_c$ [N/mm ²]	k_s [-]	γ_{Mf} [-]	ON EN 1993-1-9
UK-DB	TW-Mitte	SN Längsnaht zw. DB & DL in Hauptträgerernähe	-	<	59	71	-	1,35	Tab. 8.5-8
OK-BB	TW-Mitte	SN Längsnaht zw. BB & DL in Hauptträgerernähe	-	<	59	71	-	1,35	Tab. 8.5-8

^aTW=Tragwerk, OK=Oberkante, UK=Oberkante, GM=Grundmaterial, SN=Schweißnaht, DB=Deckblech, BB=Bodenblech, DL=Dübelleiste

Kapitel 8

Zusammenfassung und Ausblick

8.1 Zusammenfassung

Die vorliegende Arbeit befasst sich mit der Entwicklung einer Modellierung der SCSC-Platte als Fahrbahnplatte einer Trogbrücke, welche in der Ingenieurpraxis angewendet werden kann und realitätsnahe Ergebnisse für bemessungsrelevante Verformungen und Schnittgrößen liefert. Die Herausforderung dabei liegt darin, die komplexe Geometrie der SCSC-Platte mit einer kommerziellen Software wie RFEM möglichst wahrheitsgetreu abzubilden. Als Grundlage für die Modellfindung dienen Erkenntnisse zum Tragverhalten bzw. der Biegesteifigkeit der SCSC-Platte in Quer- und Längsrichtung aus vorausgehender Forschung am *Institut für Tragkonstruktionen - Forschungsbereich Stahlbau* [4, 7].

Anfangs werden die Rahmenbedingungen für die Modellfindung des ingenieurpraktikablen Modells festgelegt. Die Längsneigung des Fahrbahn decks und die veränderliche Höhe des Hauptträgerstegs finden in der Modellierung keine Berücksichtigung. Noch ungelöste Problemstellungen in der Modellierung des Hauptträgers werden behandelt und für die weitere Arbeit festgesetzt.

So werden für die Modellierung der Schweißnaht zwischen den Obergurten zwei Möglichkeiten der Modellierung (Starrstäbe und Volumenkörper) gefunden. Unter Berücksichtigung der Vor- und Nachteile beider Varianten, wird die Kopplung der Gurte über Volumenkörper im Bereich der Schweißnähte als beste Lösung identifiziert.

Für die Problemstellung zur Modellierung des Stegs in seiner tatsächlichen Höhe werden ebenso mehrere Lösungsmöglichkeiten (Starrstäbe, Reduktion der Obergurtfläche und exzentrische Flächen) entwickelt. Nach Beurteilung der gefundenen Lösungen wird die Modellierung über exzentrisch angeordnete Obergurte als die am besten geeignete Möglichkeit betrachtet und im Rahmen der weiteren Analysen verwendet.

Im Zuge der Lastaufstellung werden die Lastfälle und Lastkombinationen, die in dieser Arbeit Berücksichtigung finden, definiert. Für die später nachfolgende Auswertung der Modelle werden die Schnittgrößen und Spannungen aus RFEM erklärt und die Schnittgrößen der SCSC-Platte definiert.

Im Zuge dieser Arbeit werden zwei Modellfindungsansätze verfolgt. Zum einen eine getrennte Analyse der Tragwirkungen und die Entwicklung eines Tragmodells in Quer- und Längsrichtung. Die beiden Tragmodelle sollen in einem weiteren Schritt zusammengefügt werden. Zum anderen die Entwicklung einer Modellierung am Gesamtmodell der Trogbrücke, wo die Tragwirkung in Längs- und Querrichtung nicht explizit unterschieden wird.

Für beide Ansätze ist der Wunsch, dass Deck- und Bodenblech in ihrer tatsächlichen Lage und Geometrie modelliert werden. Der Beton, die exakte Geometrie der Dübelleisten sowie das Zusammenwirken von Schubverbinder und Beton kann in RFEM nicht modelliert werden. Ziel ist es, den komplexen Tragmechanismus möglichst exakt durch ein ingenieurpraktikables Modell abzubilden.

Für die Modellfindung auf Basis von Quer- und Längstragwirkung werden Untersuchungen an Ersatzmodellen zur Quer- und Längstragwirkung in ABAQUS herangezogen. Durch die Möglich-

keit der exakten Abbildung der komplexen Geometrie der SCSC-Platte in ABAQUS stellen diese Ergebnisse eine gute Grundlage für das ingenieurpraktikable Modell dar. In einem ersten Schritt erfolgt die Modellfindung getrennt an den Ersatzmodellen für die Quer- und Längstragwirkung. Die Randbedingungen der ABAQUS-Modelle werden im Hinblick auf Geometrie, Lagerungsbedingungen und Belastung übernommen. Das Tragverhalten wird anhand der Verformung und den Schnittgrößen des Modells beurteilt. Je Tragrichtung wird ein Parameter ausgewählt, der die Tragwirkung im jeweiligen Modell abbilden soll. Für das Quermodell wird eine ideelle Dicke der Dübelleisten t_{ideell} eingeführt, die das Zusammenwirken von Beton und Dübelleiste, sowie allfällige Vereinfachungen in der Geometrie abbildet. Beim Längsmodell werden die zuvor gewonnenen Erkenntnisse zum Quermodell übernommen und um fiktive Druckdiagonalen ergänzt. Die Druckdiagonalen dienen der Abbildung der Schubtragfähigkeit der SCSC-Platte in Längsrichtung.

Für die Quertragwirkung stellt sich die Modellierung über eine ideelle Dübelleistendicke als geeignet heraus. Im Rahmen der Analyse des Längsmodells zeigt sich, dass die berücksichtigte Last in der vorausgehenden Forschung zur Beurteilung des Tragverhaltens nicht geeignet ist. Zudem wird ersichtlich, dass die Wahl von Druckdiagonalen zur Abbildung des Schubtragverhaltens nicht zielführend ist.

Der zweite Modellierungsansatz befasst sich mit der Modellierung der SCSC-Platte als Zweipunktquerschnitt am Gesamtmodell. Erste Erkenntnisse zur Biegesteifigkeit der SCSC-Platte in Längs- und Querrichtung zeigen, dass für beide Richtungen die Biegesteifigkeit des Zweipunktquerschnitts, bestehend aus Deck- und Bodenblech der SCSC-Platte, eine akzeptable Abschätzung der Biegesteifigkeit der SCSC-Platte darstellt. Die untersuchten Modellierungsvarianten (Starrstäbe, Volumenkörper, Dübelleiste mit t_{ideell}) unterscheiden sich nur in der Verbindung von Deck- und Bodenblech. Ziel der Kopplung ist eine möglichst schubstarre Verbindung von Deck- und Bodenblech. Demzufolge soll eine Relativverschiebung der beiden Bleche zueinander verhindert werden. Die Modellierungsvarianten werden anhand der Verformung und Schnittgrößen beurteilt. In die Bewertung fließen außerdem der Modellierungsaufwand und die Methode zur Ermittlung der eben genannten Ergebnisse ein.

Variante 0 entspricht dem bisher verwendeten Modellierungsansatz der SCSC-Platte in RFEM [22]. Die Modellierung der SCSC-Platte erfolgt als Fläche, deren Steifigkeit über eine Steifigkeitsmatrix definiert wird. Diese Modellierungsvariante dient, trotz der bekannten Fehler in der Modellierung, als Ausgangslage für den Vergleich der Varianten. Für Variante 1a und 1b dienen Starrstäbe als Verbindungselemente. Variante 1a unterscheidet sich von Variante 1b durch ein zusätzliches Gelenk je Starrstab. Die Kopplung erfolgt diskret, wodurch ein weicherer System entsteht. Variante 2a basiert auf der Kopplung der Bleche mit Volumenkörpern. Die Volumenkörper dienen zur starren Verbindung von zwei parallelen Flächen. Durch die Volumenkörper wird die Dehn- und Biegesteifigkeit von Deck- und Bodenblech nicht beeinflusst. Die Modellfindung von Variante 3 beruht auf dem Ansatz auf Basis von Teilmodellen. Die ideelle Dübelleiste zur Abbildung der Quertragwirkung im Quermodell wird in das Gesamtmodell übernommen. Für die Tragwirkung in Längsrichtung wird angenommen, dass der biegesteife Anschluss der ideellen Dübelleiste an Deck- und Bodenblech eine ausreichende Schubtragfähigkeit in Längsrichtung darstellt.

Die Modellierungsansätze werden erklärt und es wird auf die konkrete Vorgehensweise zur Modellierung eingegangen. Die für die Ermittlung der Ergebnisse erforderlichen Berechnungsansätze werden je Modell eingeführt. Die Ergebnisse werden qualitativ auf Plausibilität überprüft, jedoch kann durch das Fehlen eines Gesamtmodells der Trogbrücke in ABAQUS keine Beurteilung getroffen werden, welches Modell die Realität am besten abbildet. Dennoch können die Modelle anhand des Modellierungsaufwands und dem Aufwand zur Auswertung der Ergebnisse gut miteinander verglichen und eine Wahl getroffen werden.

In dieser Arbeit wird für die Modellierung der SCSC-Platte Variante 2a, also die Kopplung der Bleche mit Volumenkörpern, als bevorzugte Variante ausgewählt. Anhand dieser Modellierung

wird eine detaillierte Analyse des Gesamtmodells durchgeführt. Die Analyse umfasst eine Auswertung der Schnittgrößen und Verformungen in Quer- und Längsrichtung für unterschiedliche Lastkombinationen an ausgewählten Schnitten.

Zudem wird eine Vordimensionierung des Regelquerschnitts in Tragwerksmitte durchgeführt. Die Vordimensionierung befasst sich mit Spannungs- und Stabilitätsnachweisen im Grenzzustand der Tragfähigkeit, Nachweisen der Verformung im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit und den Ermüdungsnachweisen für bemessungsrelevante Kerbdetails. Diese Nachweise wurden im Zuge einer Handrechnung[19, 26] bereits geführt und werden mit den, aus dem RFEM-Modell ermittelten Ergebnissen verglichen. Das FE-Modell bietet gegenüber der händischen Berechnung eine umfassendere Möglichkeit zur Ermittlung der Ergebnisse. Die Ergebnisse aus dem RFEM-Modell und der Handrechnung stimmen relativ gut überein, was als Hinweis auf die Plausibilität der Modellierung gewertet werden kann.

8.2 Fazit und Ausblick

Für offene Fragen in der Modellierung an den Hauptträgern der Trogbrücke konnte jeweils eine ingenieurpraktikable Lösung gefunden werden. Durch die Kopplung der Obergurte mit Volumenkörpern im Bereich der Schweißnaht und der Modellierung der Gurte als exzentrische Flächen kann die Geometrie der Hauptträger einfach und korrekt erfasst werden. Zudem ist durch die gefundenen Lösungen die Auswertung bemessungsrelevanter Ergebnisse an diesen Stellen einfach möglich.

Mit der Kopplung der Deckbleche über die „Volumenkörper - Typ Kontakt“ ist ein Ansatz für eine ingenieurpraktikable Modellierung der SCSC-Platte als Fahrbahnelement einer Trogbrücke in RFEM gefunden worden. Die Ergebnisse des Modells können allerdings aktuell nicht anhand eines ABAQUS-Modells verifiziert werden. Es kann daher keine Aussage getroffen werden, ob die Modellierung wahrheitsgetreue Ergebnisse liefert. Dennoch können für das Modell qualitativ plausible Resultate ausgelesen werden.

Als Verbesserung gegenüber der Modellierung der SCSC-Platte als Fläche, definiert über eine Steifigkeitsmatrix, kann die bessere Berücksichtigung der tatsächlichen Geometrie angeführt werden. Deck- und Bodenblech werden mit ihrer realen Blechdicke und in der tatsächlich auftretenden Höhe getrennt voneinander modelliert. Durch die getrennte Modellierung von Deck- und Bodenblech kann auch der Anschlussbereich an den Hauptträgersteg realistischer berücksichtigt werden. Das Schubtragverhalten der SCSC-Platte wird über die koppelnden Volumenkörper abgebildet.

Im Hinblick auf eine weitere Optimierung der gefundenen Modellierung, könnte der Einfluss des FE-Netzes auf die Ergebnisse untersucht werden. Im aktuellen Modell wird als angestrebte Länge eines finiten Elements $L_{FE} \approx 100$ mm ausgewählt. Eine weitere Verfeinerung des FE-Netzes kann eine Verbesserung der Ergebnisse bringen. Gegebenenfalls kann der Einfluss einer adaptiven Netzverdichtung untersucht werden. Dennoch ist bei einer Verfeinerung des FE-Netzes immer zu beachten ob diese „Genauigkeit“ zweckgemäß ist, da dadurch auch der Berechnungsaufwand deutlich zunimmt.

Durch den begrenzten Rahmen dieser Arbeit wurde auf eine detaillierte Analyse der anderen Kopplungsvarianten (Starrstäbe, ideale Dübelleiste) und auf eine weitere Variation der dort vorgestellten Ansätze verzichtet. Es bleibt die Frage offen welchen Einfluss eine Abänderung des Abstands der Stäbe zueinander auf die Ergebnisse dieser Modellierung hat.

Die entwickelte Modellierung soll eine Grundlage für weiterführende Forschung an der SCSC-Platte als Fahrbahnelement einer Trogbrücke darstellen. Aufgrund des fehlenden Gesamtmodells der Trogbrücke zufolge des hohen Berechnungsaufwands, wurden bisherige Untersuchungen zum

Tragverhalten an Teilmodellen durchgeführt. Für diese Modelle sind die Randbedingungen und Einwirkungen an den Grenzen der Ersatzmodelle von großer Bedeutung. Aus einer Berechnung am ingenieurpraktikablen Modell könnten diese Randbedingungen und Einwirkungen einfach abgeleitet werden.

Nach Abschluss der Forschungsarbeiten könnte der ingenieurpraktikable Modellierungsansatz für die Bemessung einer Trogbrücke mit SCSC-Platte als Fahrbahnelement in Frage kommen.

Für eine Überprüfung der Modellierung wäre ein Vergleich mit einem Gesamtmodell in ABAQUS wünschenswert. Ein ABAQUS-Modell dieser Größe ist jedoch mit einem großen Berechnungsaufwand verbunden. Aktuell steht noch nicht fest, ob ein Modell der gesamten Brücke wegen des enormen Berechnungsaufwands in ABAQUS berechnet werden kann.

Literatur

- [1] Dassault Systèmes Simulia Corporation. *Abaqus CAE 2019*. 2019.
- [2] Dlubal Software GmbH. *RFEM*. Version 5.26.02.
- [3] Dlubal Software GmbH. *RFEM 5 - Benutzerhandbuch*. Leipzig, 2020. URL: <https://www.dlubal.com/-/media/Files/website/documents/manuals/rfem-fea-software/rfem-5/rfem-5-handbuch-de.pdf>.
- [4] Egly, P. „FE-Untersuchungen zur Tragfähigkeit der SCSC-Platte unter Querbelastung und Längszug (Längsdehnung) mithilfe ABAQUS“. Diplomarbeit in Arbeit. Technische Universität Wien, 2022.
- [5] Fink, J. „Studienblätter zur Vorlesung Stahlbau I“. Skriptum. Institut für Tragkonstruktionen - Stahlbau, Technische Universität Wien, 2018.
- [6] Fruhmann, M. „Herstellung von SCSC-Platten für unterschiedliche Anwendungsgebiete“. Diplomarbeit. Technische Universität Wien, 2020.
- [7] Hasenbichler, T. und Hestmann, A. „Längstragwirkung der SCSC-Platte“. Diplomarbeit. Technische Universität Wien, 2021.
- [8] Herrmann, P. „Tragfunktionsanalyse und rechnerische Modellbildung einer neuartigen Sandwich-Verbundplatte (SCSC-Platte) als Fahrbahndeck für Eisenbahnbrücken“. Dissertation. Technische Universität Wien, 2013.
- [9] Herrmann, P., Juen, L. und Fink, J. „Neuartige Sandwichfahrbahnplatte für Eisenbahnbrücken. Ein Stabwerkmodell zur Beschreibung des Tragverhaltens“. In: *Stahlbau 80* 11 (2011), S. 859–865.
- [10] Holyevác, G. „FE-Untersuchung der Auswirkung der Haupttragwirkung auf die SCSC-Platte als Fahrbahnplatte einer Trogbücke anhand von Biaxialversuchen“. Diplomarbeit. Technische Universität Wien, 2021.
- [11] *ÖNORM EN 1990-2:2016 01 01. Grundlagen der Tragwerksplanung – Teil 2: Brückenbau*. Wien: Austrian Standards, Jan. 2016.
- [12] *ÖNORM EN 1991-2:2012 03 01. Einwirkungen auf Tragwerke – Teil 2: Verkehrslasten auf Brücken (konsolidierte Fassung)*. Wien: Austrian Standards, Aug. 2018.
- [13] *ÖNORM EN 1993-1-0:2012 03 01. Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-9: Bemessung von Anschlüssen (konsolidierte Fassung)*. Wien: Austrian Standards, März 2012.
- [14] *ÖNORM EN 1993-1-0:2013 04 01. Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-9: Ermüdung (konsolidierte Fassung)*. Wien: Austrian Standards, Apr. 2013.
- [15] *ÖNORM EN 1993-1-1:2014 10 15. Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau (konsolidierte Fassung)*. Wien: Austrian Standards, Okt. 2014.
- [16] *ÖNORM EN 1993-1-1:2020 01 15. Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-5: Plattenförmige Bauteile*. Wien: Austrian Standards, Jan. 2020.

- [17] ÖNORM EN 1993/2013 03 15. *Grundlagen der Tragwerksplanung (konsolidierte Fassung)*. Wien: Austrian Standards, März 2013.
- [18] ÖNORM EN 1993/A1:2013 03 15. *Grundlagen der Tragwerksplanung – Änderung 1: Anwendung bei Brücken (konsolidierte Fassung)*. Wien: Austrian Standards, März 2013.
- [19] Palotás, B. „Nicht veröffentlichtes Forschungsergebnis“. Technische Universität Wien. 2022.
- [20] Palotás, B. „The load bearing behaviour of the Steel-Concrete-Steel Composite (SCSC) Plate“. Dissertation. Technische Universität Wien, 2021.
- [21] Palotás, B., Takács, P. und Fink, J. „Simulation of the SCSC plate with a spring framework model including the effects of inelastic slip“. In: *Steel Construction 14* 2 (2021), S. 83–94.
- [22] Pichler, F. „Schnittgrößenanalyse einer Trogbahnbrücke mit SCSC-Fahrbahnplatte“. Diplomarbeit in Arbeit. Technische Universität Wien, 2022.
- [23] Simandl, T. „Nutzungsdauern von Eisenbahnbrücken“. Dissertation. Technische Universität Wien, 2011.
- [24] Steurer, M., Petraschek, T. und Fink, J. „Development of an innovative sandwich plate for through-type railway bridges. Extremely slender deck slab structure in steel-concrete composite design with cellular longitudinal shear connectors“. In: *Steel Construction 9* 3 (2016), S. 184–190.
- [25] Takács, P. „Analyse des Ermüdungsverhaltens der SCSC-Platte“. Dissertation. Technische Universität Wien, 2018.
- [26] Takács, P. „Nicht veröffentlichtes Forschungsergebnis“. Technische Universität Wien. 2022.
- [27] Takács, P. und Fink, J. „Neuartige Sandwichfahrbahnplatte für Eisenbahnbrücken. Analyse des Ermüdungsverhaltens der Lochdübelreihe anhand des Kerbdehnungskonzepts“. In: *Stahlbau 5* 5 (2017), S. 441–451.
- [28] Takács, P. und Fink, J. „Neuartige Sandwichfahrbahnplatte für Eisenbahnbrücken. Experimentelle Untersuchungen zur Ermüdungsfestigkeit der Lochdübelreihe“. In: *Stahlbau 88* 6 (2019), S. 586–593.

Abbildungsverzeichnis

1.1	Optionen zur Entwicklung eines Brückenersatzbaus unter Einhaltung der Randbedingungen (SOK und KUK) des Bestandsbauwerks [8]	12
1.2	Vergleich der Trogbrückenquerschnitte: links – 120 mm Grobblech als Fahrbahn- deck, rechts – 200 mm SCSC-Platte als Fahrbahndeck [25]	13
2.1	Vorgangsweise zur Herstellung der unbewehrten SCSC-Platte [8]	16
2.2	Ermittlung der plastischen Momententragfähigkeit für die Grobblechplatte (links) und die SCSC-Platte (rechts) [8]	17
2.3	Erläuterung des Tragmechanismus der SCSC-Platte [8]	18
2.4	Normalspannungsverlauf σ_x des Querschnitts zufolge des Moments M_y in Trag- werksmitte sowie die resultierenden Normalkräfte in Deck- und Bodenblech [7] .	19
2.5	Ausführung der SCSC-Platte mit Längsbewehrung	19
2.6	Abschätzung der Biegesteifigkeit der SCSC-Platte über den Zweipunkt- und Dreipunktquerschnitt	19
a	Querschnitt des Zweipunktquerschnitts	19
b	Querschnitt des Dreipunktquerschnitts	19
3.1	Einstellungsoptionen zum FE-Netz in RFEM [3]	22
3.2	Draufsicht der untersuchten Trogbrücke [alle Maße in mm]	23
3.3	Ansicht der untersuchten Trogbrücke [alle Maße in mm]	23
3.4	Ausführung des Regelquerschnitts: Querschnitt [alle Maße in mm]	24
3.5	Detailausschnitt der Dübelleiste [alle Maße in mm]	24
3.6	Ausführung des Endquerträgers: Querschnitt [alle Maße in mm]	25
3.7	Ausführung des Endquerträgers: Längsschnitt (links) und Draufsicht (rechts) [alle Maße in mm]	25
3.8	Lagerung der Trogbrücke	26
a	Lagerung der Trogbrücke mit Elastomerlager [alle Maße in mm]	26
b	Modellierung der Lagerung in RFEM mit Steifigkeitstäben und elastischer Bettung der Lagerplatte	26
3.9	Definition der Knotenlager in RFEM [alle Maße in mm]	26
3.10	RFEM-Modell der untersuchten Brücke [alle Maße in mm]	27
3.11	Modellierung der Schweißnaht zwischen den beiden Obergurte	28
3.12	Statisches System und Querschnitt zur Modellierung der Schweißnaht der Obergurte	29
3.13	Modellierung der Schweißnähte zwischen den Obergurten: Starrstäbe im Abstand $\Delta x = 1000$ mm	30
3.14	Modellierungsvariante Starrstäbe - Lokale Stabschnittgröße V_z in [kN]	31
3.15	Definition der lokalen Stabschnittgröße V_z und Umrechnung vom lokalen Stabko- ordinatensystem x_s auf das globale Koordinatensystem x	31
3.16	Modellierung der Schweißnähte zwischen den Obergurten: Volumenkörper mit einer Breite von $b = 10$ mm	32
3.17	Modellierungsvariante Volumenkörper - Schubspannungen τ_{xz}	33

3.18	Modellierung der Schweißnähte zwischen den Obergurten: Vergleich der Verformungen $u_z(x)$	34
3.19	Modellierung der Schweißnähte zwischen den Obergurten: Vergleich der Schubflüsse $F_\tau(x)$ je Schweißnaht	35
3.20	Statisches System und Querschnitt zur Modellierung der Problematik zu hoher Steg [Maße in mm]	36
3.21	Statisches System und Querschnitt zur korrekten Modellierung des Stegs [Maße in mm]	36
3.22	Problematik zu hoher Steg: unberücksichtigt	38
3.23	Problematik zu hoher Steg: Modellierung mit Starrstäben	38
3.24	Problematik zu hoher Steg: Reduktion der inneren Gurte	39
3.25	Problematik zu hoher Steg: Reduktion der inneren Gurte - Querschnitt	39
3.26	Problematik zu hoher Steg: Modellierung mit exzentrischen Flächen	40
3.27	Problematik zu hoher Steg: Vergleich der Verformungen $u_z(x)$	41
3.28	Problematik zu hoher Steg: Vergleich des Schubflusses in der Schwerachse $F_{\tau,max}(x)$	42
3.29	Problematik zu hoher Steg: Vergleich des Schubflusses in der Schweißnaht $F_\tau(x)$	43
3.30	Problematik zu hoher Steg: Schubspannungen τ_{xy} der unterschiedlichen Modellierungsvarianten	44
	a Stabmodell	44
	b Flächenmodell: Steg zu hoch	44
	c Flächenmodell: Starrstäbe im Abstand $\Delta x = 250$ mm	44
	d Flächenmodell: Steg zu hoch, Reduktion der Gurtbreite	44
	e Flächenmodell: Gurte als exzentrische Flächen	44
	f Legende der Schubspannung τ_{xy}	44
3.31	Regelquerschnitt inkl. Schotterbett, Stahlbetonschwelle und Gleisen	45
3.32	Lastfall 1 - Eigengewicht g_{k1} in $[\text{kN}/\text{m}^2]$ – Längsansicht und Querschnitt	45
3.33	Lastfall 2 - Ausbaulast g_{k2} in $[\text{kN}/\text{m}^2]$ – Längsansicht und Querschnitt	46
3.34	Lastmodell 71 und charakteristische Werte der Vertikallasten nach [12] [alle Maße in mm]	46
3.35	Lastfall 3 - Verkehrslast LM71 q_k - Laststellung M_{max} in $[\text{kN}/\text{m}^2]$ – Längsansicht und Querschnitt	47
3.36	Einflusslinie zur Ermittlung der maximalen Auflagerkraft A	48
3.37	Lastfall 4 - Verkehrslast LM71 q_k - Laststellung $V_{max,1}$ in $[\text{kN}/\text{m}^2]$ – Längsansicht und Querschnitt	48
3.38	Einflusslinie zur Ermittlung der Querkraft $V_{A,re}$ rechts vom Auflager A	48
3.39	Lastfall 5 - Verkehrslast LM71 q_k - Laststellung $V_{max,2}$ in $[\text{kN}/\text{m}^2]$ – Längsansicht und Querschnitt	49
3.40	Definition der Flächenschnittgrößen und Spannungen in RFEM nach [3]	51
3.41	Definition der Schnittgrößen der SCSC-Platte	52
4.1	Vorgangsweise zur Ermittlung einer ingenieurpraktikablen Modellierung der SCSC-Platte auf Basis von Quer- und Längsmodell	53
4.2	Lage des ingenieurpraktikablen Quer- und Längsmodells im Gesamtmodell der Trogbrücke mit SCSC-Platte	54
4.3	Ersatzquermodell zur Analyse der Quertragwirkung nach Egly [4]	55
	a RFEM-Ersatzquermodell: SCSC-Platte als Fläche definiert über eine Steifigkeitsmatrix [4]	55
	b ABAQUS-Ersatzquermodell: Reale Geometrie mit Bewehrung und ohne zusätzliche Schweißnähte [4]	55

4.4	Ingenieurpraktikable Modellierung der Quertragwirkung mit ideellen Dübelleisten	57
4.5	Lastfall Eigengewicht g_{k1} in [kN/m ²]	58
4.6	Lastfälle Ausbaulast	59
	a Lastfall Schotterbett g_{k2} in [kN/m ²] - vertikaler Anteil	59
	b Lastfall Schotterbett g_{k2} in [kN/m ²] - horizontaler Anteil	59
	c Lastfall Gleiskörper g_{k3} [kN/m ²]	59
4.7	Lastfall Verkehrslast q_{k1} in [kN/m ²] nach Lastmodell 71	60
4.8	Lastfall Schubkraft V_z als Linienlast in [kN/m] zufolge ständiger Last und Verkehrslast	60
4.9	Lastfall eingeprägte Verformungen [in mm]	61
	a Lastfall eingeprägte Längsdehnung u_x in [mm] aus der Haupttragwirkung zufolge ständiger Last und Verkehrslast	61
	b Lastfall eingeprägte Verformung $u_{y,OG}$ in [mm] am Obergurt zufolge ständiger Last und Verkehrslast	61
4.10	Vergleich der Durchbiegungen $u_z(y)$ [mm] ($1 \cdot ULS$)	61
4.11	Globales Koordinatensystem und lokales Koordinatensystem der Dübelleisten	62
4.12	Vergleich der Querkraft $v_{y,SCSC}(y)$ [kN/m] ($1 \cdot ULS$)	63
4.13	Vergleich des Moments $m_{y,SCSC}(y)$ [kNm/m] ($1 \cdot ULS$)	63
4.14	Ersatzmodell für die Längstragwirkung in ABAQUS (hier für Variante 3) [7]	64
4.15	Längsmodell Variante 1c aus Hasenbichler und Hestmann [7]	64
4.16	Ansatz für das Längsmodell	65
	a Übernahme der Dübelleiste (t_{ideell}) mit biegesteifem Anschluss aus Abschnitt 4.1	65
	b Längsmodell mit Dübelleisten (t_{ideell}) und fiktiven Druckdiagonalen (Ausfall bei Zug)	65
4.17	Modellierung des ingenieurpraktikablen Längsmodells in RFEM	66
4.18	Ersatzstabmodell inklusive der aufgebracht Lasten zur Ermittlung der maximalen Verformung $u_{z,max}$	68
4.19	Lastfall eingeprägte Verformung u_z	69
4.20	Normalspannungen σ_x in Feldmitte als Grundlage zur Ermittlung der eingepprägten Normalkräfte in Deck- und Bodenblech	69
4.21	Statisches System des Längsmodells zur Ermittlung der Ersatzeinwirkung nach [7]	70
4.22	Lastfall Zugkräfte $n_x(x)$ in [kN/m]	71
	a Zugkraft im Deckblech $n_{x,DB,RFEM}(x)$ in [kN/m]	71
	b Zugkraft im Bodenblech $n_{x,BB,RFEM}(x)$ in [kN/m]	71
4.23	Lastabtragung in den Druckstäben zufolge unterschiedlicher Lastfälle	72
	a Lastabtragung in den Druckstäben – Lastfall eingepprägte Verformung u_z	72
	b Lastfall Zugkräfte $n_{x,DB,RFEM} + n_{x,BB,RFEM}$	72
	c Lastkombination Längsmodell ($u_z + n_{x,DB,RFEM} + n_{x,BB,RFEM}$)	72
	d Legende der Stabschnittgröße N	72
4.24	Vergleich der Normalkräfte in den Blechen $n_x(x)$ [kN/m] ($1 \cdot ULS$)	73
4.25	Vergleich des Moments in der SCSC-Platte $m_x(x)$ [kNm/m] ($1 \cdot ULS$)	73
5.1	Schweißnaht zwischen Deck- bzw. Bodenblech und Hauptträgersteg - Modellierungsvarianten	75
	a Reale Situation	75
	b Modellierung: gelenkiger Anschluss	75
	c Modellierung: starrer Anschluss	75

5.2	Variante 0: RFEM-Modell der SCSC-Platte als Fläche definiert über eine Steifigkeitsmatrix	76
5.3	Variante 0: Modellbildung der SCSC-Platte als Fläche definiert über eine Steifigkeitsmatrix	77
	a Modellbildung - Querschnitt	77
	b Modellbildung - Längsschnitt	77
5.4	Variante 0: Anschlussdetail der SCSC-Platte als Fläche definiert über eine Steifigkeitsmatrix an den Hauptträgersteg	80
	a Modellierung in RFEM	80
	b Ausgangssituation der realen Trogbrücke	80
	c Modellbildung nach Pichler [22]	80
5.5	Variante 1: RFEM-Modell der Kopplung von Deck- und Bodenblech mit Starrstäben	81
5.6	Variante 1a: Modellbildung durch Kopplung von Deck- und Bodenblech mit Starrstäben - einseitig gelenkig	82
	a Modellbildung - Querschnitt	82
	b Modellbildung - Längsschnitt	82
5.7	Definition von globalem Koordinatensystem und lokalem Stabkoordinatensystem	83
	a Globales und lokales Koordinatensystem im Querschnitt	83
	b Globales und lokales Koordinatensystem im Längsschnitt	83
5.8	Variante 1b: Modellbildung durch Kopplung von Deck- und Bodenblech mit Starrstäben - beidseitig starr	84
	a Modellbildung - Querschnitt	84
	b Modellbildung - Längsschnitt	84
5.9	Variante 1: Ermittlung der Querkräfte auf Basis der lokalen Starrstabschnittgrößen	85
	a Lokale Starrstabschnittgröße V_y zur Ermittlung der Querkraft $v_{y,SCSC}(x)$	85
	b Lokale Starrstabschnittgröße V_z zur Ermittlung der Querkraft $v_{x,SCSC}(y)$	85
5.10	Variante 2: RFEM-Modell der Kopplung der Bleche mit Volumenkörper - Typ Kontakt	87
5.11	Variante 2: Modellbildung durch Kopplung von Deck- und Bodenblech mit Volumenkörper - Typ Kontakt	88
	a Modellbildung - Querschnitt	88
	b Modellbildung - Längsschnitt	88
5.12	Ermittlung der Querkräfte $v_{x,SCSC}(x)$ und $v_{y,SCSC}(y)$ aus den Volumenkörper-schubspannungen τ_{xz} und τ_{yz}	89
5.13	Variante 2: Auslesen der Querkraftverläufe mit Ergebnisstäben	90
5.14	Variante 3: RFEM-Modell der Kopplung von Deck- und Bodenblech mit Dübelleisten der Dicke t_{ideell}	92
5.15	Variante 3: Modellbildung durch Kopplung von Deck- und Bodenblech mit Dübelleisten der Dicke t_{ideell}	93
	a Modellbildung - Querschnitt	93
	b Modellbildung - Längsschnitt	93
5.16	Variante 3: Querschnitt zur Ermittlung von I_x und S_x und Definition des lokalen- und globalen Koordinatensystems	93
6.1	Betrachtete Lastkombination, Schnittführung und ausgewertete Ergebnisse zur Beurteilung der Längs- und Quertragwirkung der Modellvarianten	94
6.2	Vergleich der Verformung $u_z(x)$ in Plattenmitte [mm] (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max})	96

6.3	Vergleich der Verformung $u_z(x)$ am Plattenrand [mm] (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max})	97
6.4	Vergleich der Verformung $u_z(y)$ am Querschnitt in Tragwerksmitte [mm] (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max})	98
6.5	Vergleich der Normalkraft $n_{x,SCSC}(x)$ [kN/m] (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max})	100
6.6	Vergleich der Querkraft $v_{x,SCSC}(x)$ [kN/m] (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max})	101
6.7	Vergleich des Moments $m_{x,SCSC}(x)$ [kNm/m] (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max})	102
6.8	Vergleich der Normalkraft $n_y(y)$ [kN/m] in Deck- und Bodenblech (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max})	104
6.9	Vergleich der Normalkraft $n_{y,SCSC}(y)$ [kN/m] (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max})	105
6.10	Vergleich der Querkraft $v_{y,SCSC}(y)$ [kN/m] (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max})	106
6.11	Vergleich des Moments $m_{y,SCSC}(y)$ [kNm/m] (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max})	107
7.1	Ingenieurpraktikables Gesamtmodell	110
7.2	Schnittführung und ausgewertete Ergebnisse je Lastkombination	113
a	Lastkombination Hauptträger (HT) – Laststellung M_{max}	113
b	Lastkombination Hauptträger (HT) – Laststellung $V_{max,2}$	113
7.2	Schnittführung und ausgewertete Ergebnisse je Lastkombination [Fortsetzung]	114
c	Lastkombination Platte (SCSC) – Laststellung M_{max}	114
d	Lastkombination Platte (SCSC) – Laststellung $V_{max,1}$	114
7.3	Verformung u_z [mm] (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte)	115
7.4	Verformung u_z [mm] (2·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte)	116
7.5	Verformung u_z [mm] (3·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte)	116
7.6	Verformung u_y [mm] (ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte)	117
a	Verformung u_y [mm] (1·ULS)	117
b	Verformung u_y [mm] (2·ULS)	117
c	Verformung u_y [mm] (3·ULS)	117
d	Verformung u_y - Skala in [mm]	117
7.7	Normalkraftverlauf $n_{x,RQS}(x)$ (N) [kN] des Regelquerschnitts (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Ergebnisstab in Tragwerksmitte)	119
7.8	Querkraftverlauf $v_{x,RQS}(x)$ (V_z) [kN] des Regelquerschnitts (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Ergebnisstab in Tragwerksmitte)	120
7.9	Momentenverlauf $m_{x,RQS}(x)$ (M_y) [kNm] des Regelquerschnitts (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Ergebnisstab in Tragwerksmitte)	120
7.10	Schubspannung τ_{xz} [N/mm ²] (1·ULS-Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt Schweißnaht zwischen OG1 und OG2, außen)	121
7.11	Schubspannung τ_{xz} [N/mm ²] (1·ULS-Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt Schweißnaht zwischen OG1 und OG2, innen)	122

7.12	Schubfluss $F_\tau(x)$ [kN/cm] (1·ULS-Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt Schweißnaht zwischen OG1 und OG2)	122
7.13	Schubfluss F_τ ($=n_{xy}$ in RFEM) [kN/cm] in den Hauptträgerstegen (1·ULS-Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt Schweißnaht Oberkante Steg)	123
7.14	Schubfluss $F_\tau(x)$ [kN/cm] (1·ULS-Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt Schweißnaht Oberkante Steg)	123
7.15	Schubspannung τ_{xy-} [N/mm ²] (1·ULS-Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt Höhe Schwerpunkt der Trogbrücke, Innenseite)	124
7.16	Schubspannung τ_{xy+} [N/mm ²] (1·ULS-Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt Höhe Schwerpunkt der Trogbrücke, Außenseite)	124
7.17	Schubspannung $\tau_{xy}(x)$ [N/mm ²] (1·ULS-Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt Höhe Schwerpunkt der Trogbrücke)	125
7.18	Schubfluss $F_\tau(x)$ ($=n_{xy}$ in RFEM) [kN/cm] (1·ULS-Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt Schweißnaht zwischen Hauptträger und Deckblech)	126
7.19	Schubfluss F_τ ($=n_{xy}$ in RFEM) [kN/cm] (1·ULS-Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt Schweißnaht zwischen Hauptträger und Bodenblech)	127
7.20	Schubfluss $F_\tau(x)$ [kN/cm] (1·ULS-Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$)	127
7.21	Verformung u_z [mm] (1·ULS-Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt in Tragwerksmitte)	128
7.22	Verformung $u_z(x)$ [mm] (1·ULS-Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt in Tragwerksmitte)	128
7.23	Verformung u_z [mm] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt in Tragwerksmitte)	129
7.24	Verformung $u_z(x)$ [mm] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt in Tragwerksmitte)	130
7.25	Normalkraft $n_{x,DB}$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt in Tragwerksmitte – Deckblech)	130
7.26	Normalkraft $n_{x,BB}$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt in Tragwerksmitte – Bodenblech)	131
7.27	Normalkraft $n_x(x)$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt in Tragwerksmitte – Deckblech, Bodenblech, SCSC-Platte)	131
7.28	Schubspannungen τ_{xz} [N/mm ²] im Volumenkörper zwischen Deck- und Bodenblech und Querkraft $v_{x,SCSC}(x)$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Ergebnisstab in Tragwerksmitte)	132
7.29	Querkraft $v_{x,SCSC}(x)$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Ergebnisstab in Tragwerksmitte)	132
7.30	Moment $m_{x,SCSC}(x)$ [kNm/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt in Tragwerksmitte)	133
7.31	Normalkraft $n_{y,DB}$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt in Tragwerksmitte – Deckblech)	133
7.32	Normalkraft $n_{y,BB}$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt in Tragwerksmitte – Bodenblech)	134
7.33	Normalkraft $n_y(x)$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt in Tragwerksmitte – Deckblech, Bodenblech, SCSC-Platte)	134

7.34	Moment $m_y(x)$ [kNm/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt in Tragwerksmitte)	135
7.35	Verformung u_z [mm] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte)	135
7.36	Verformung $u_z(y)$ [mm] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte)	136
7.37	Normalkraft $n_{y,DB}$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte – Deckblech)	136
7.38	Normalkraft $n_{y,BB}$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte – Bodenblech)	137
7.39	Normalkraft $n_y(y)$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte – Deckblech, Bodenblech, SCSC-Platte)	137
7.40	Schubspannungen τ_{yz} [N/mm ²] im Volumenkörper zwischen Deck- und Bodenblech und Querkraft $v_{y,SCSC}(y)$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Ergebnisstab in Tragwerksmitte)	138
7.41	Querkraft $v_{y,SCSC}(y)$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Ergebnisstab in Tragwerksmitte)	138
7.42	Moment $m_y(y)$ [kNm/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte)	139
7.43	Normalkraft $n_{y,DB}$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt Schweißnaht zwischen Hauptträger und Deckblech – Auswertung am Deckblech)	139
7.44	Normalkraft $n_{y,BB}$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt Schweißnaht zwischen Hauptträger und Bodenblech – Auswertung am Bodenblech)	140
7.45	Normalkraft $n_y(x)$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt Schweißnaht zwischen Hauptträger und Deck- und Bodenblech)	140
7.46	Querkraft $v_{y,DB}$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt Schweißnaht zwischen Hauptträger und Deckblech – Auswertung am Deckblech)	141
7.47	Querkraft $v_{y,BB}$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt Schweißnaht zwischen Hauptträger und Bodenblech – Auswertung am Bodenblech)	141
7.48	Querkraft $v_y(x)$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt Schweißnaht zwischen Hauptträger und Deck- und Bodenblech)	142
7.49	Moment $m_y(x)$ [kNm/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt Schweißnaht zwischen Hauptträger und Deck- und Bodenblech)	142
7.50	Verformung u_z [mm] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung $V_{max,1}$, Längsschnitt in Tragwerksmitte)	143
7.51	Verformung $u_z(x)$ [mm] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung $V_{max,1}$, Längsschnitt in Tragwerksmitte)	143
7.52	Normalkraft $n_{x,DB}$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung $V_{max,1}$, Längsschnitt in Tragwerksmitte – Deckblech)	144
7.53	Normalkraft $n_{x,BB}$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt in Tragwerksmitte – Bodenblech)	144
7.54	Normalkraft $n_x(x)$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung $V_{max,1}$, Längsschnitt in Tragwerksmitte – Deckblech, Bodenblech, SCSC-Platte)	145

7.55	Schubspannungen τ_{xz} [N/mm ²] im Volumenkörper zwischen Deck- und Bodenblech und Querkraft $v_{x,SCSC}(x)$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung $V_{max,1}$, Ergebnisstab in Tragwerksmitte)	145
7.56	Querkraft $v_{x,SCSC}(x)$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung $V_{max,1}$, Ergebnisstab in Tragwerksmitte)	145
7.57	Moment $m_{x,SCSC}(x)$ [kNm/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung $V_{max,1}$, Längsschnitt in Tragwerksmitte)	146
7.58	Normalspannung σ_{x+} (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte)	147
7.59	Normalspannung σ_{x-} (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte)	147
7.60	Normalspannung σ_x (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte - Obergurt 1)	149
a	Normalspannung σ_{x-} , Oberkante	149
b	Normalspannung σ_{x+} , Unterkante	149
7.61	Normalspannung σ_x (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte - Obergurt 2)	149
a	Normalspannung σ_{x-} , Oberkante	149
b	Normalspannung σ_{x+} , Unterkante	149
7.62	Normalspannung σ_x (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte - Steg)	150
a	Normalspannung σ_{x+} , außen	150
b	Normalspannung σ_{x-} , innen	150
7.63	Normalspannung σ_x (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte - Deckblech)	151
a	Normalspannung σ_{x-} , Oberkante	151
b	Normalspannung σ_{x+} , Unterkante	151
7.64	Normalspannung σ_x (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte - Bodenblech)	152
a	Normalspannung σ_{x-} , Oberkante	152
b	Normalspannung σ_{x+} , Unterkante	152
7.65	Normalspannung σ_{y+} (1·ULS – Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte)	154
7.66	Normalspannung σ_{y-} (1·ULS – Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte)	154
7.67	Normalspannung σ_y (1·ULS – Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte - Deckblech)	155
a	Normalspannung σ_{y-} , Oberkante	155
b	Normalspannung σ_{y+} , Unterkante	155
7.68	Normalspannung σ_y (1·ULS – Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte - Bodenblech)	156
a	Normalspannung σ_{y-} , Oberkante	156
b	Normalspannung σ_{y+} , Unterkante	156
7.70	Vergleichsspannung $\sigma_{v,max}$ (1·ULS – Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte)	159
a	Vergleichsspannung $\sigma_{v,max}$ (1·ULS – Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Trogbrücke und Deckblech)	159
b	Vergleichsspannung $\sigma_{v,max}$ (1·ULS – Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Trogbrücke und Bodenblech)	159

a	Vergleichsspannung $\sigma_{v,max}$, Deckblech	159
b	Vergleichsspannung $\sigma_{v,max}$, Bodenblech	159
7.71	Normalspannung σ_x (1·ULS – Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte - Deckblech)	160
a	Normalspannung σ_x- , Oberkante	160
b	Normalspannung σ_x+ , Unterkante	160
7.72	Normalspannung σ_x (1·ULS – Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte - Bodenblech)	161
a	Normalspannung σ_x- , Oberkante	161
b	Normalspannung σ_x+ , Unterkante	161
7.73	Vorgehensweise zur Ermittlung der elastischen Bettung des Obergurts nach [19] .	162
7.74	Verformung u_z (SLS _q vertikale Verformung Überbau – LK Hauptträger – Laststel- lung M_{max} , nur Verkehrslast nach Lastmodell 71, Längsschnitt in Tragwerksmitte)	167
7.75	Verformung u_z (SLS _q –Reisendenkomfort – LK Hauptträger – M_{max} , nur Verkehrs- last nach Lastmodell 71, Längsschnitt in Tragwerksmitte)	167
7.76	Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_x+$ (1·FLS _q – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte)	170
7.77	Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_x-$ (1·FLS _q – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte)	170
7.78	Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_x$ (1·FLS _q – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte - Obergurt 1)	171
a	Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_x-$, Oberkante	171
b	Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_x+$, Unterkante	171
7.79	Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_x$ (1·FLS _q – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte - Obergurt 2)	171
a	Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_x-$, Oberkante	171
b	Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_x+$, Unterkante	171
7.80	Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_x$ (1·FLS _q – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte - Steg)	172
a	Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_x+$, außen	172
b	Normalspannungsschwingbreite σ_x- , innen	172
7.81	Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_x$ (1·FLS _q – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte - Deckblech)	173
a	Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_x-$, Oberkante	173
b	Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_x+$, Unterkante	173
7.82	Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_x$ (1·FLS _q – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte - Bodenblech)	174
a	Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_x-$, Oberkante	174
b	Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_x+$, Unterkante	174
7.83	Schubspannungsschwingbreite $\Delta\tau_{xz}$ im Volumenkörper (1·FLS _q – Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt Schweißnaht zwischen Obergurt 1 und 2 – außen)	175
7.84	Schubspannungsschwingbreite $\Delta\tau_{xz}$ im Volumenkörper (1·FLS _q – Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt Schweißnaht zwischen Obergurt 1 und 2 – innen)	175
7.85	Schubspannungsschwingbreite $\Delta\tau_{xy}$ – (1·FLS _q – Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt Schweißnaht zwischen Obergurt 2 und Steg – Oberkante Steg, Innenseite)	176

7.86	Schubspannungsschwingbreite $\Delta\tau_{xy+}$ (1·FLS _q – Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt Schweißnaht zwischen Obergurt 2 und Steg – Oberkante Steg, Außenseite)	176
7.87	Schubspannungsschwingbreite $\Delta\tau_{xy-}$ (1·FLS _q – Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt Steg – Höhe Schwerpunkt Trogbrücke, Innenseite)	177
7.88	Schubspannungsschwingbreite $\Delta\tau_{xy+}$ (1·FLS _q – Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt Steg – Höhe Schwerpunkt Trogbrücke, Außenseite)	177
7.89	Schubspannungsschwingbreite $\Delta\tau_{xy-}$ (1·FLS _q – Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt Schweißnaht zwischen Deckblech und Steg – Oberkante Deckblech)	178
7.90	Schubspannungsschwingbreite $\Delta\tau_{xy+}$ (1·FLS _q – Lastkombination Hauptträger – Laststellung $V_{max,2}$, Längsschnitt Schweißnaht zwischen Bodenblech und Steg – Unterkante Bodenblech)	178
7.91	Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_y$ (1·FLS _q – Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte - Deckblech)	182
a	Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{y-}$, Oberkante	182
b	Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{y+}$, Unterkante	182
7.92	Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_x$ (1·FLS _q – Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte - Bodenblech)	183
a	Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{y-}$, Oberkante	183
b	Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{y+}$, Unterkante	183
7.93	Schubspannungsschwingbreite τ_{yz} [N/mm ²] im Volumenkörper zwischen Deck- und Bodenblech und Querkraft $v_{y,SCSC}$ [kN/m] (1·FLS _q -Lastkombination SCSC-Platte – Laststellung M_{max} , Ergebnisstab in Tragwerksmitte)	184
A.1	Vergleich der Verformung $u_z(x)$ für einen gelenkigen bzw. starren Anschluss [mm] (1·ULS-Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Längsschnitt in Tragwerksmitte)	206
A.2	Vergleich der Verformung $u_z(x)$ für einen gelenkigen bzw. starren Anschluss [mm] (1·ULS-Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte)	207
A.3	Gelenkiger Anschluss	208
a	Moment m_y (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt Schweißnaht zwischen Hauptträger und Deckblech)	208
b	Moment m_y (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt Schweißnaht zwischen Hauptträger und Bodenblech)	208
A.4	Starrer Anschluss	209
a	Abgewandelte Modellvariante mit starrem Anschluss zwischen Deck- bzw. Bodenblech und Hauptträgersteg: Moment m_y (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt Schweißnaht zwischen Hauptträger und Deckblech)	209
b	Abgewandelte Modellvariante mit starrem Anschluss zwischen Deck- bzw. Bodenblech und Hauptträgersteg: Moment m_y (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt Schweißnaht zwischen Hauptträger und Bodenblech)	209

A.5	Moment $m_y(x)$ [kNm/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt Schweißnaht zwischen Hauptträger und Deck- bzw. Bodenblech – starrer und gelenkiger Anschluss	210
B.1	Vergleich der Laststellungen anhand der Schubspannung τ_{xy} – [N/mm ²] (1·ULS-Lastkombination Hauptträger, Längsschnitt Höhe Schwerpunkt der Trogbrücke)	212
a	Laststellung $V_{max,1}$	212
b	Laststellung $V_{max,2}$	212
B.2	Vergleich der Laststellungen anhand der Schubspannung τ_{xy} – [N/mm ²] (1·ULS-Lastkombination Hauptträger, Längsschnitt Höhe Schwerpunkt der Trogbrücke, Innenseite	212
B.3	Vergleich der Laststellungen anhand der Schubspannungen τ_{xz} [N/mm ²] im Volumenkörper zwischen Deck- und Bodenblech und der Querkraft $v_{x,SCSC}(x)$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Ergebnisstab in Plattenmitte)	213
a	Laststellung $V_{max,1}$	213
b	Laststellung $V_{max,2}$	213
B.4	Vergleich der Laststellungen anhand Querkraft $v_{x,SCSC}(x)$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte, Ergebnisstab in Tragwerksmitte)	214
C.1	Möglichkeiten zur Ermittlung der Schnittgrößen der SCSC-Platte	215
a	Schnitt zur Ermittlung der lokalen Blechnormalkräfte $n_{x,DB/BB}$, $n_{y,DB/BB}$ für die nachfolgende Berechnung von $n_{x,SCSC}$, $n_{y,SCSC}$, $m_{x,SCSC}$, $m_{y,SCSC}$	215
b	Schnitt zur Ermittlung der Schubspannungen im koppelnden Volumenkörper für die nachfolgende Berechnung von $v_{x,SCSC}$, $v_{y,SCSC}$	215
c	Ergebnisstab der Breite $b = 1000$ mm zur Ermittlung von $n_{x,SCSC}$, $n_{y,SCSC}$, $m_{x,SCSC}$, $m_{y,SCSC}$, Integration über die Normalspannungen in Deck- und Bodenblech (DB, BB)	215
d	Ergebnisstab der Breite $b = 1000$ mm zur Ermittlung von $v_{x,SCSC}$, $v_{y,SCSC}$, Integration über die Schubspannungen im koppelnden Volumenkörper (VK)	215
e	Ergebnisstab der Breite $b = 10$ mm zur Ermittlung von $n_{x,SCSC}$, $n_{y,SCSC}$, $m_{x,SCSC}$, $m_{y,SCSC}$, Integration über die Normalspannungen in Deck- und Bodenblech (DB, BB)	215
f	Ergebnisstab der Breite $b = 10$ mm zur Ermittlung von $v_{x,SCSC}$, $v_{y,SCSC}$, Integration über die Schubspannungen im koppelnden Volumenkörper (VK)	215
C.2	Normalkraft $n_{x,SCSC}(x)$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Auswertung am Querschnitt in Tragwerksmitte)	217
C.3	Normalkraft $n_{y,SCSC}(y)$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Auswertung am Querschnitt in Tragwerksmitte)	217
C.4	Querkraft $v_{x,SCSC}(x)$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Auswertung am Längsschnitt in Plattenmitte)	218
C.5	Querkraft $v_{y,SCSC}(y)$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Auswertung am Querschnitt in Tragwerksmitte)	218
C.6	Moment $m_{x,SCSC}(x)$ [kNm/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Auswertung am Längsschnitt in Plattenmitte)	218
C.7	Moment $m_{y,SCSC}(y)$ [kNm/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Auswertung am Querschnitt in Tragwerksmitte)	219

Tabellenverzeichnis

2.1	Vergleich von $M_{y,pl,Rd}$ und EI_y des Grobblechs und unterschiedlicher Ausführungen der SCSC-Platte	18
3.1	Steifigkeitsstäbe zur Kopplung von Endquerträgeruntergurt und Lagerplatte bzw. Lagerplatte zum Austausch der Elastomerlager	23
3.2	Berechnung des Trägheitsmoments I_y	29
3.3	Problematik zu hoher Steg: Vergleich der Verformungen $u_z(x)$	41
3.4	Faktoren zur Bemessung des Hauptträgers [26]	49
3.5	Faktoren zur Bemessung der Platte [26]	49
3.6	Berücksichtigte Lastkombinationen	50
4.1	Lagerungsbedingungen am Ersatzmodell	57
4.2	Lagerungsbedingungen am Längsmodell	67
4.3	Geometrische Angaben, Spannungen und Normalkräfte von Deck- und Bodenblech	70
5.1	Modellierungsvarianten der SCSC-Platte	76
5.2	Definition der Stabendgelenke bezogen auf das lokale Stabkoordinatensystem nach Abb. 5.7 - Variante 1a	83
5.3	Definition der Stabendgelenke bezogen auf das lokale Koordinatensystem nach Abb. 5.7- Variante 1b	83
6.1	Vergleich der Verformungen $u_z(x)$ [mm] (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max})	96
6.2	Vergleich der Verformungen $u_z(y)$ [mm] (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max})	99
6.3	Vergleich der Normalkraft $n_{x,SCSC,max}$ [kN/m] (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max})	100
6.4	Vergleich der Querkraft $v_{x,SCSC,max}$ [kN/m] (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max})	101
6.5	Vergleich des Moments $m_{x,SCSC,max}$ [kNm/m] (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max})	102
6.6	Vergleich der Normalkraft $n_{y,SCSC,max}$ [kN/m] (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max})	103
6.7	Vergleich der Querkraft $v_{y,SCSC,max}$ [kN/m] (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max})	105
6.8	Vergleich des Moments $m_{y,SCSC,max}$ [kNm/m] (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max})	106
7.1	Verformung $u_{z,max}$ [mm] (ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte)	115
7.2	Verformung $u_{y,max}$ (ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte)	118

7.3	Normalspannungsnachweis (1·ULS – Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte)	148
7.4	Normalspannungsnachweis (1·ULS – Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte)	153
7.5	Stabilitätsnachweis: Knicken des Druckgurts - Vergleich Handrechnung und Berechnung in RFEM	164
7.6	Nachweis zulässige Verformung u_z : SLS _q -vertikale Verformung Überbau – LK Hauptträger – M_{max}	166
7.7	Nachweis zulässige Verformung u_z : 1·SLS _q – Lastkombination Reisendenkomfort	168
7.8	FLS-Nachweise – Längstragwirkung: Normalspannungsschwingbreiten $\Delta\sigma_x$ und Schubspannungsschwingbreite $\Delta\tau$ zufolge Handrechnung [26]	179
7.9	FLS-Nachweise – Längstragwirkung: Normalspannungsschwingbreiten $\Delta\sigma_x$ und Schubspannungsschwingbreite $\Delta\tau$ aus RFEM	180
7.10	FLS-Nachweise – Quertragwirkung: Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_y$ und Schubspannungsschwingbreite $\Delta\tau$ zufolge Handrechnung [26]	185
7.11	FLS-Nachweise – Quertragwirkung: Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_y$ und Schubspannungsschwingbreite $\Delta\tau$ aus RFEM	186

Anhang A

Vergleich der Modellierungsvarianten der Schweißnaht zwischen Deck- bzw. Bodenblech und Hauptträgersteg

Der Anschluss von Deck- bzw. Bodenblech an den Hauptträgersteg kann gelenkig oder starr erfolgen. Die beiden Anschlussformen sind in Abb. 5.1b und 5.1c dargestellt. Im Zuge der Untersuchungen am Gesamtmodell wird dieser Anschluss einheitlich gelenkig ausgeführt. Der Fokus liegt auf der Abbildung des Tragmechanismus der SCSC-Platte, wodurch der Anschluss von Deck- und Bodenblech von geringerer Bedeutung ist. So wird die Anzahl der untersuchten Modelle im Ergebnisvergleich reduziert.

Die gesamte Detailanalyse für Variante 2a erfolgt ebenso mit gelenkigem Anschluss. Grundsätzlich sind aber beide Anschlussformen möglich, wobei aktuell noch nicht festgelegt werden kann, welcher Anschluss die reale Schweißnaht am besten abbildet. In einer ersten Analyse eines Modells mit starrem Anschluss (nach Variante 2a) zeigt sich, dass der Einfluss auf die Verformungen und Zustandsgrößen gering ist. Eine exemplarische Auswertung wird für die Verformung u_z an einem Längsschnitt (Abb. A.1) und einem Querschnitt (Abb. A.2), jeweils in Tragwerksmitte, durchgeführt. Für die Ermittlung der Verformung wird die Lastkombination „ULS – LK Hauptträger – M_{max} “ verwendet. Es zeigt sich, dass für beide Modellierungen nahezu identische Verformungen entstehen.

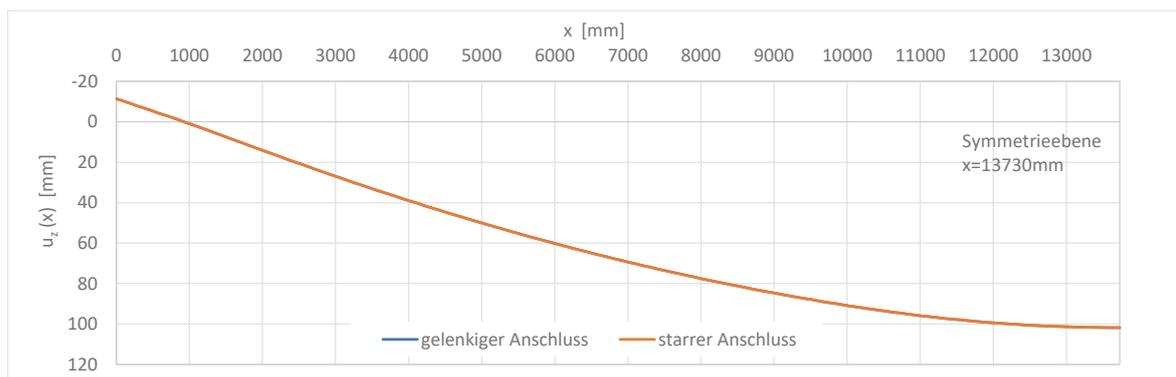


Abb. A.1: Vergleich der Verformung $u_z(x)$ für einen gelenkigen bzw. starren Anschluss [mm] (1·ULS-Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Längsschnitt in Tragwerksmitte)

Der größte Unterschied kann für das Moment $m_y(x)$ im Bereich der Schweißnaht zwischen Deck- bzw. Bodenblech und Hauptträgersteg festgestellt werden. Die Ergebnisse für das Moment m_y in Deck- und Bodenblech für beide Modellierungsformen werden in diesem Abschnitt angeführt. Auf eine detaillierte Analyse der weiteren Schnittgrößen wird in dieser Arbeit verzichtet.

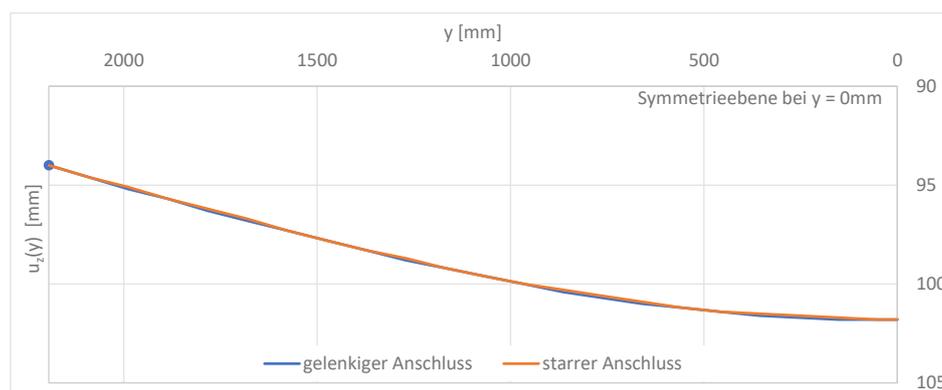
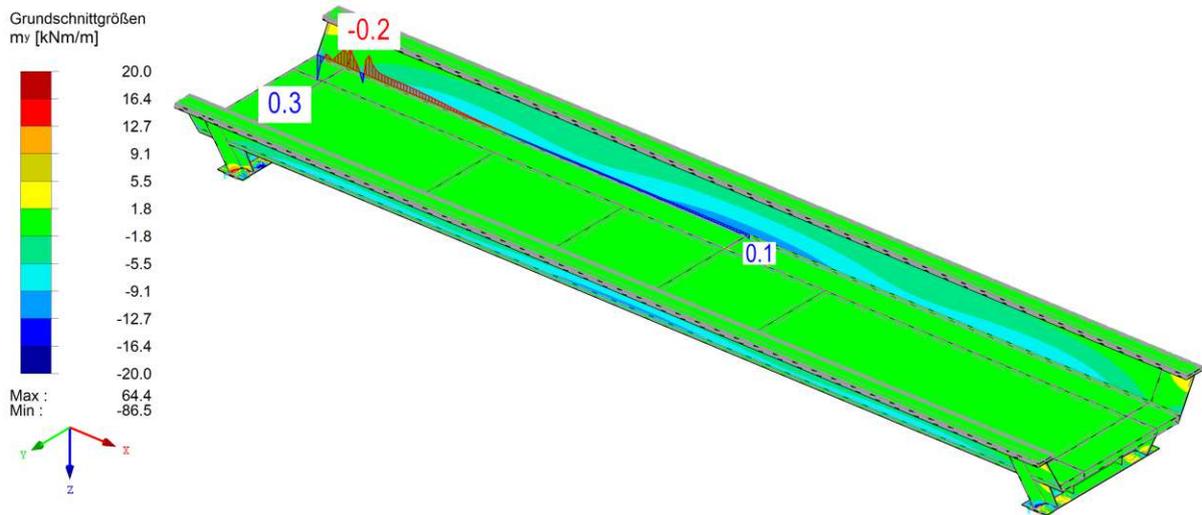


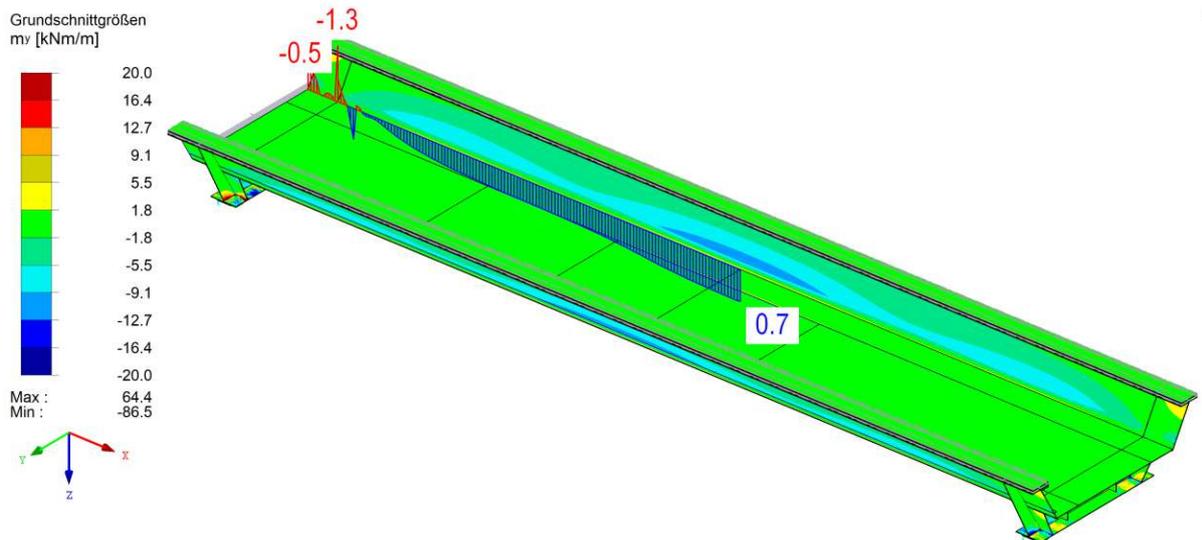
Abb. A.2: Vergleich der Verformung $u_z(x)$ für einen gelenkigen bzw. starren Anschluss [mm] (1·ULS-Lastkombination Hauptträger – Laststellung M_{max} , Querschnitt in Tragwerksmitte)

Die Auswertung des Moments $m_y(x)$ wird für die Lastkombination „ULS – LK Platte – M_{max} “ durchgeführt. Die Ergebnisse sind für den gelenkigen Anschluss in Abb. A.3 und für den starren Anschluss in Abb. A.4 dargestellt. In Abb. A.5 werden die Momentenverläufe $m_y(x)$ der beiden Modellierungsvarianten für Deck- und Bodenblech gegenübergestellt.

Verglichen mit der gelenkigen Modellierung treten beim starren Anschluss größere Momente auf. Es ist zu beachten, dass trotz der angeordneten Gelenke geringe Momente im Bereich der Schweißnaht auftreten.

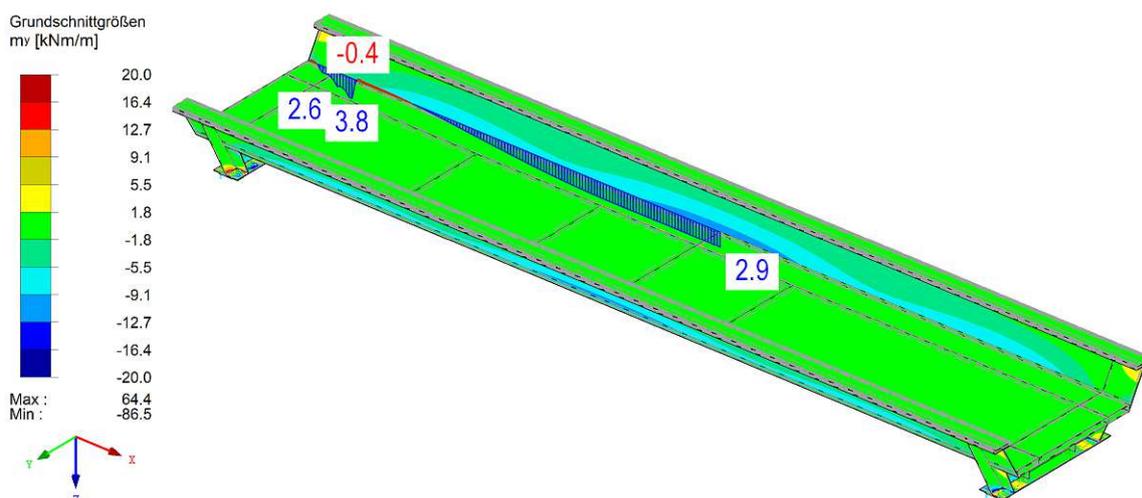


(a) Moment m_y (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt Schweißnaht zwischen Hauptträger und Deckblech)

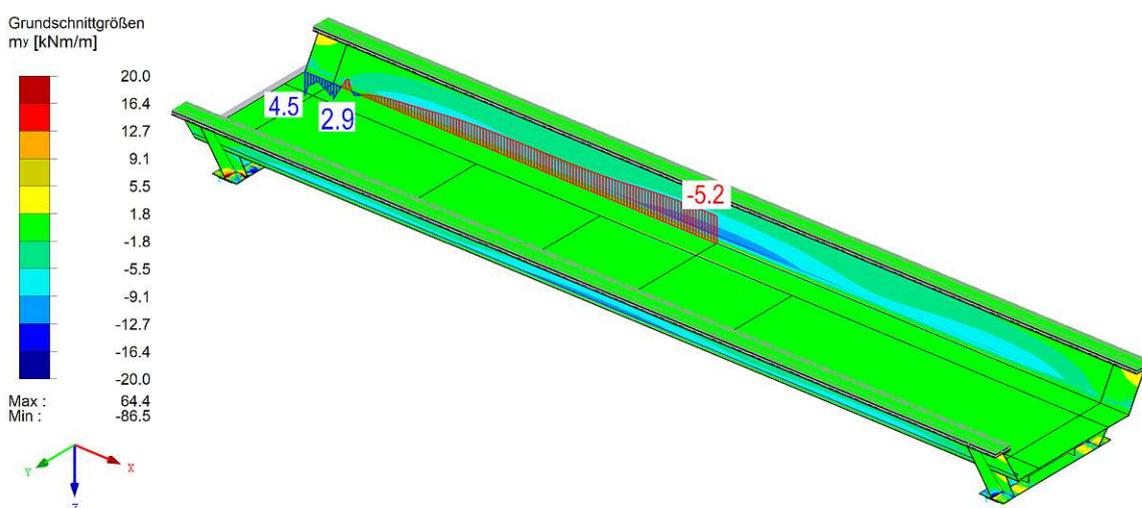


(b) Moment m_y (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt Schweißnaht zwischen Hauptträger und Bodenblech)

Abb. A.3: Gelenkiger Anschluss



(a) Abgewandelte Modellvariante mit starrem Anschluss zwischen Deck- bzw. Bodenblech und Hauptträgersteg: Moment m_y (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt Schweißnaht zwischen Hauptträger und Deckblech)



(b) Abgewandelte Modellvariante mit starrem Anschluss zwischen Deck- bzw. Bodenblech und Hauptträgersteg: Moment m_y (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt Schweißnaht zwischen Hauptträger und Bodenblech)

Abb. A.4: Starrer Anschluss

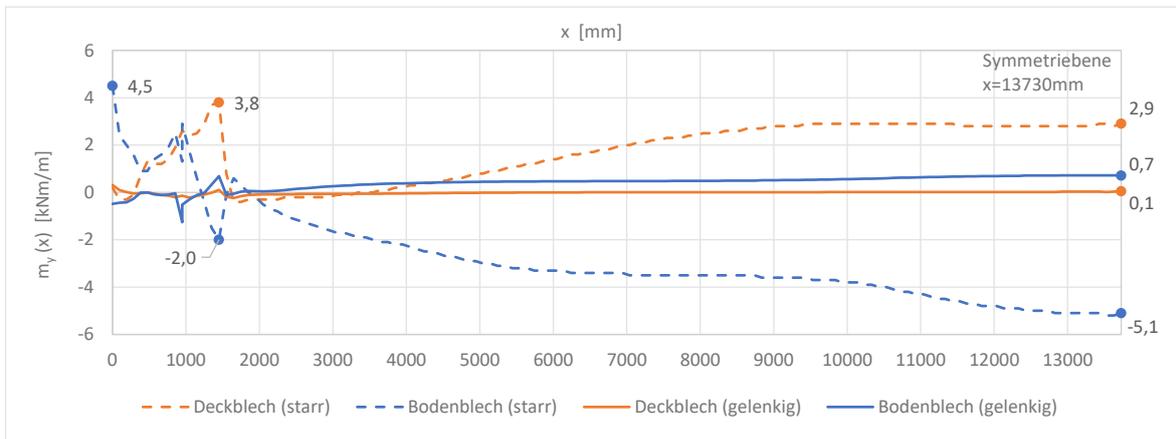


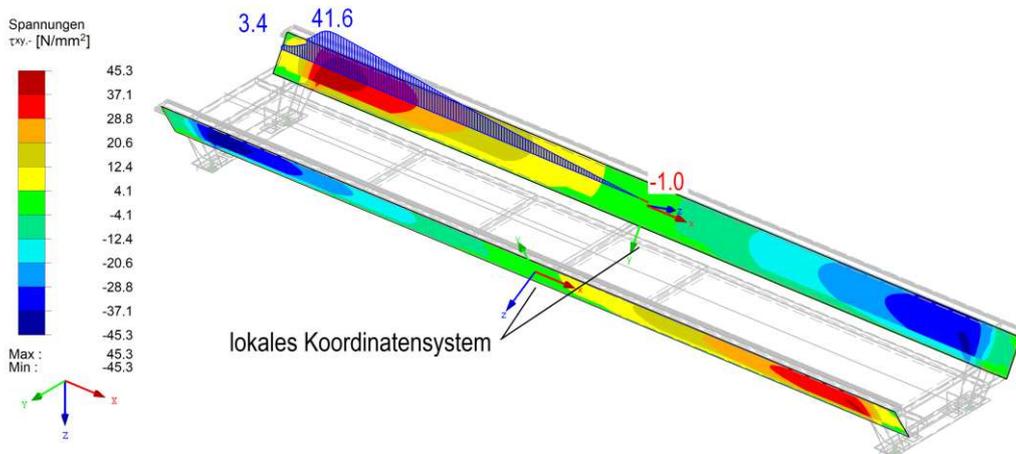
Abb. A.5: Moment $m_y(x)$ [kNm/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Längsschnitt Schweißnaht zwischen Hauptträger und Deck- bzw. Bodenblech – starrer und gelenkiger Anschluss

Anhang B

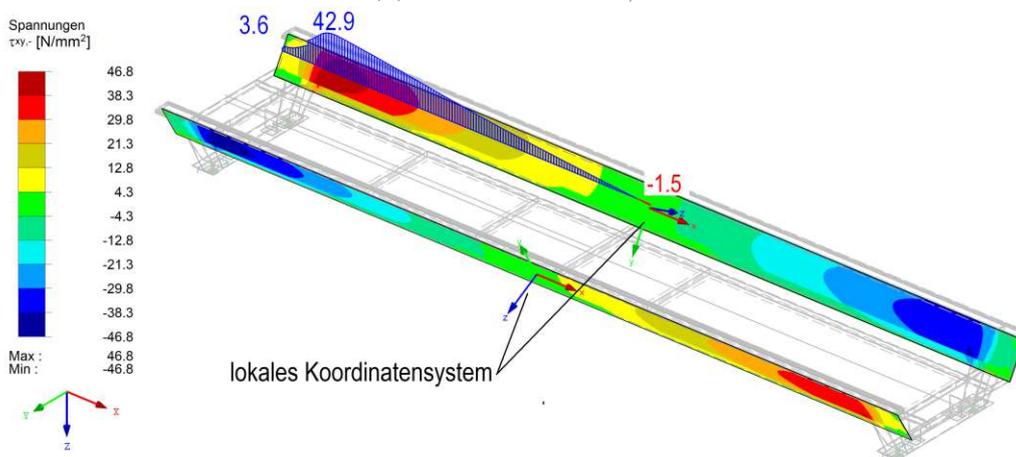
Vergleich der Laststellungen $V_{\max,1}$ und $V_{\max,2}$

B.1 Vergleich der Laststellungen $V_{\max,1}$ und $V_{\max,2}$ zur Bemessung des Hauptträgers

Exemplarisch anhand der Schubspannung τ_{xy} (bezogen auf das lokale Koordinatensystem des Stags, siehe Abb. B.1a) im Hauptträgersteg auf Höhe des Trogbrückenschwerpunkts werden die Laststellungen $V_{\max,1}$ (siehe Abb. 3.37) und $V_{\max,2}$ (siehe Abb. 3.39) für die Bemessung des Hauptträgers verglichen. In Abb. B.2 werden die beiden Schubspannungsverläufe an der Innenseite des modellierten Stegblechs ausgewertet. Es zeigt sich, dass die Laststellung $V_{\max,2}$ für die maximale Beanspruchung aus der Querkraft für den Hauptträger maßgebend ist.



(a) Laststellung $V_{max,1}$



(b) Laststellung $V_{max,2}$

Abb. B.1: Vergleich der Laststellungen anhand der Schubspannung τ_{xy} – [N/mm²] (1·ULS-Lastkombination Hauptträger, Längsschnitt Höhe Schwerpunkt der Trogbrücke)

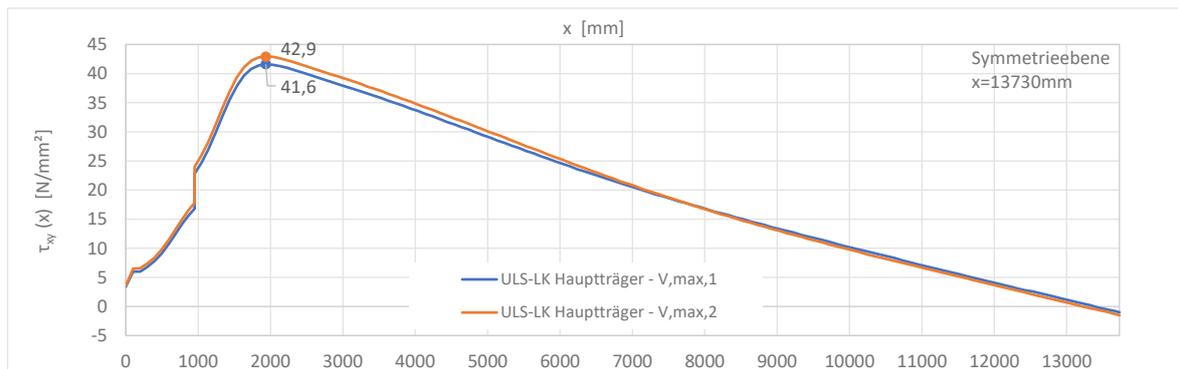


Abb. B.2: Vergleich der Laststellungen anhand der Schubspannung τ_{xy} – [N/mm²] (1·ULS-Lastkombination Hauptträger, Längsschnitt Höhe Schwerpunkt der Trogbrücke, Innenseite)

B.2 Vergleich der Laststellungen $V_{max,1}$ und $V_{max,2}$ zur Bemessung der SCSC-Platte

Anhand der Querkraft $v_{x,SCSC}(x)$ der SCSC-Platte in kN/m bezogen auf 1 m-Plattenbreite werden exemplarisch die Laststellungen $V_{max,1}$ (siehe Abb. 3.37) und $V_{max,2}$ (siehe Abb. 3.39) für die Bemessung der SCSC-Platte verglichen. In Abb. B.4 werden die beiden Querkraftverläufe ausgewertet. Es zeigt sich, dass die Laststellung $V_{max,1}$ für die maximale Beanspruchung aus der Querkraft für die SCSC-Platte maßgebend ist.

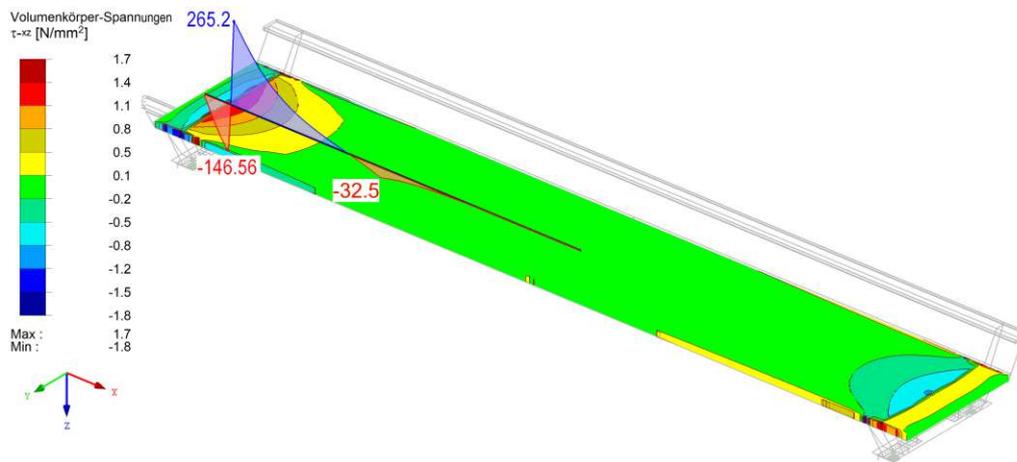
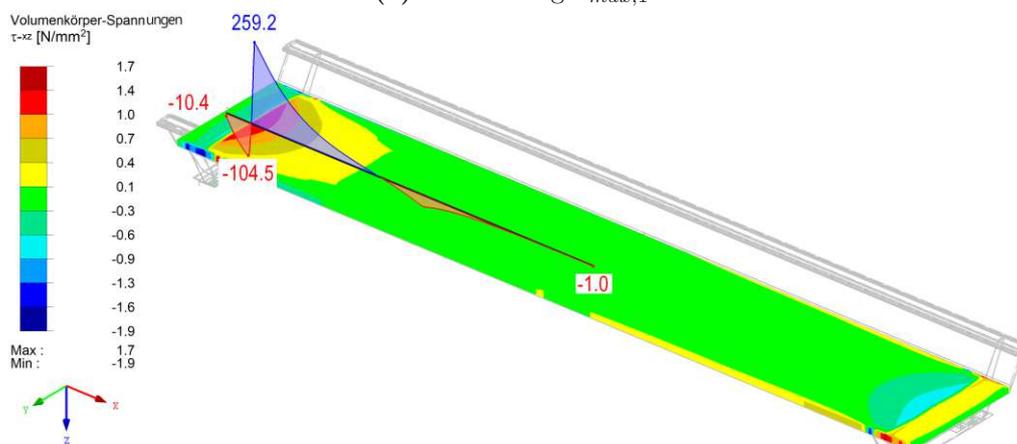
(a) Laststellung $V_{max,1}$ (b) Laststellung $V_{max,2}$

Abb. B.3: Vergleich der Laststellungen anhand der Schubspannungen τ_{xz} [N/mm²] im Volumenkörper zwischen Deck- und Bodenblech und der Querkraft $v_{x,SCSC}(x)$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Ergebnisstab in Plattenmitte)

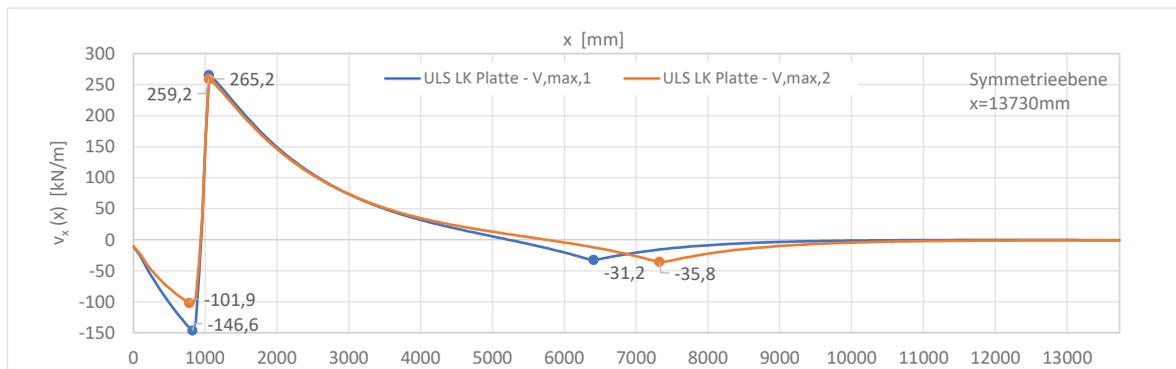


Abb. B.4: Vergleich der Laststellungen anhand Querkraft $v_{x,SCSC}(x)$ [kN/m]
(1·ULS-Lastkombination Platte, Ergebnisstab in Tragwerksmitte)

Anhang C

Methoden zur Ermittlung der Plattenschnittgrößen

Die Ermittlung der Plattenschnittgrößen der SCSC-Platte kann über unterschiedliche Ansätze erfolgen. Die Ansätze sind in Abb. C.1 zusammengefasst dargestellt, die dazugehörigen Grundlagen werden bereits im Hauptteil dieser Arbeit (siehe Abschnitt 3.4.2 und Abschnitt 5.3.2) vorgestellt. In diesem Abschnitt sollen die unterschiedlichen Möglichkeiten zur Ermittlung der Plattenschnittgrößen gegenübergestellt werden.

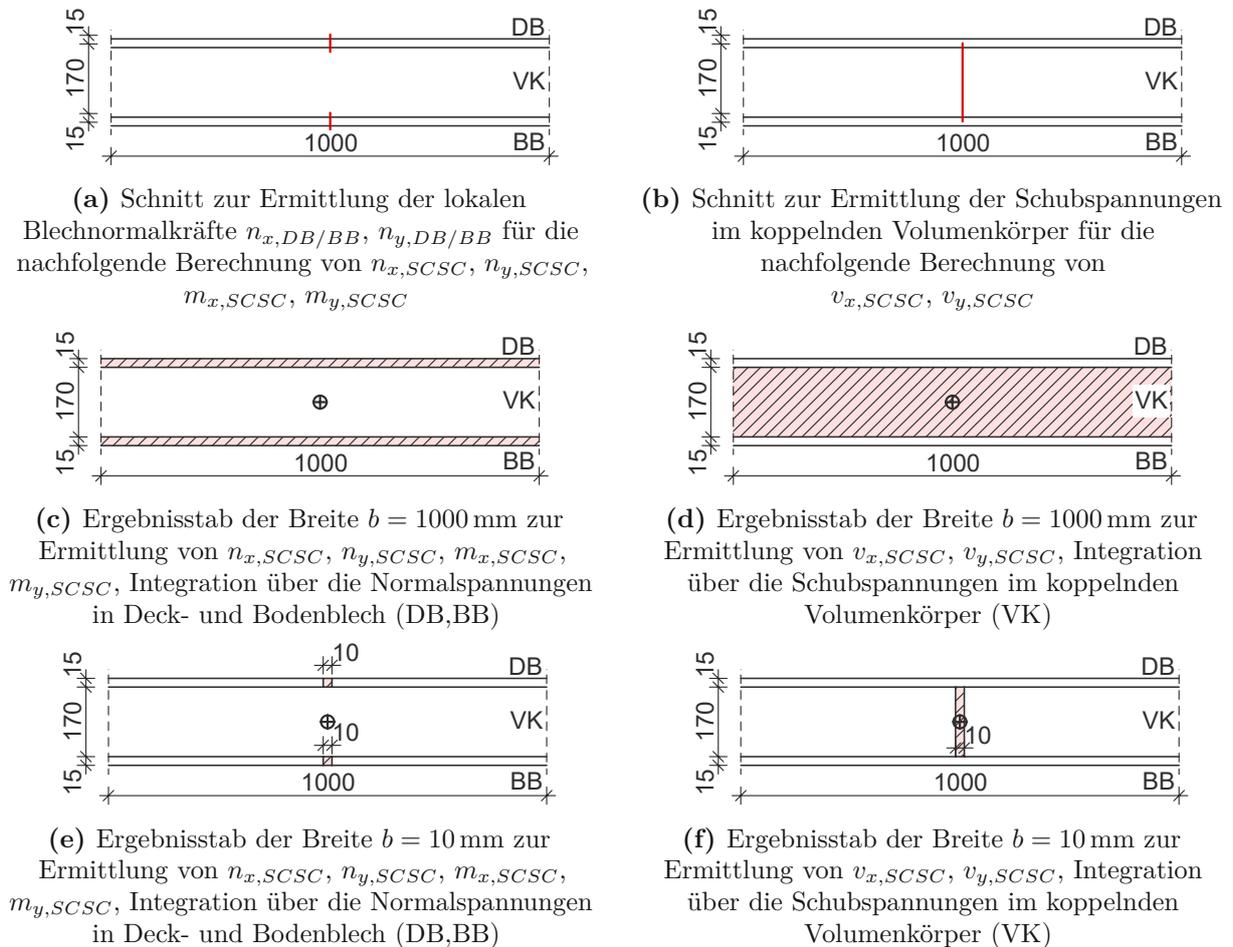


Abb. C.1: Möglichkeiten zur Ermittlung der Schnittgrößen der SCSC-Platte

Für die Ermittlung auf Basis einer Schnittführung wird die lokale Flächennormalkraft in [kN/m] im Deck- oder Bodenblech bzw. die Schubspannung in [N/mm²] an der Stelle des Schnitts ausgewertet. Die Flächennormalkräfte aus RFEM an einer betrachteten Stelle weisen die Einheit

[kN/m] auf und sind somit auf 1 m-Plattenbreite bezogen. Die nachfolgende Berechnung zu den Plattenschnittgrößen erfolgt nach Gleichungen (C.1) bis (C.4) aus Abschnitt 3.4.2. Die Plattenschnittgrößen sind daher ebenfalls auf 1 m-Plattenbreite bezogen.

$$n_{x,SCSC} = n_{x,DB} + n_{x,BB} \quad [\text{kN/m}] \quad (\text{C.1})$$

$$n_{y,SCSC} = n_{y,DB} + n_{y,BB} \quad [\text{kN/m}] \quad (\text{C.2})$$

$$m_{x,SCSC} = n_{x,DB} \cdot -z_{DB} + n_{x,BB} \cdot z_{BB} \quad [\text{kNm/m}] \quad (\text{C.3})$$

$$m_{y,SCSC} = n_{y,DB} \cdot -z_{DB} + n_{y,BB} \cdot z_{BB} \quad [\text{kNm/m}] \quad (\text{C.4})$$

Für die Querkräfte werden am Schnitt die Schubspannungen in N/mm^2 ausgewertet und nach Gleichung (C.5) und C.6 aus Abschnitt 5.3.1.2 die Plattenschnittgrößen $v_{x,SCSC}$, $v_{y,SCSC}$ ermittelt. Bei Wahl der Breite $b = 1000 \text{ mm}$ ist die Querkraft ebenfalls auf 1 m-Plattenbreite bezogen.

$$v_{x,SCSC}(x) = \tau_{xz}(x) \cdot h_{VK} \cdot b \quad [\text{kN/m}] \quad (\text{C.5})$$

$$v_{y,SCSC}(y) = \tau_{yz}(x) \cdot h_{VK} \cdot b \quad [\text{kN/m}] \quad (\text{C.6})$$

Im Gegensatz dazu werden bei Verwendung des Ergebnisstabs die auftretenden Spannungen im definierten Bereich des Ergebnisstabs zu den Schnittgrößen dieses Einzugsbereichs integriert. Es kommt somit zu einer Mittelwertbildung der Schnittgröße über die Breite des Einzugsbereichs und die gewählte Breite kann einen Einfluss auf die Größe der Schnittgröße haben.

Für die Ermittlung der Normalkräfte $n_{x,SCSC}$, $n_{y,SCSC}$ und Momente $m_{x,SCSC}$, $m_{y,SCSC}$ werden die Normalspannungen in Deck- und Bodenblech für die Integration berücksichtigt, für die Querkräfte $v_{x,SCSC}$ und $v_{y,SCSC}$ werden nur die Schubspannungen im koppelnden Volumenkörper berücksichtigt. Die Einzugsflächen sind für den Ergebnisstab der Breite $b = 1000 \text{ mm}$ in Abb. C.1c und Abb. C.1d und für den Ergebnisstab der Breite $b = 10 \text{ mm}$ in Abb. C.1e und Abb. C.1f dargestellt. Für den Ergebnisstab der Breite $b = 10 \text{ mm}$ muss das jeweilige Ergebnis noch mit dem Faktor 100 multipliziert werden, damit die Schnittgröße für den Vergleich ebenfalls auf 1 m-Plattenbreite bezogen ist.

Zusammenfassend soll betont werden, dass es sich bei der Ermittlung der Zustandsgrößen auf Basis einer Schnittführung immer um eine Stelle bezogen auf 1 m-Plattenbreite handelt. Im Gegensatz dazu wird bei der Ermittlung über den Ergebnisstab ein Bereich berücksichtigt und die gewählte Breite des Ergebnisstabs hat einen Einfluss auf die Zustandsgröße. Erst nachfolgend wird die Schnittgröße auf 1 m-Plattenbreite bezogen. Es muss daher in Abhängigkeit vom Verwendungszweck der jeweiligen Schnittgröße (z.B. Bemessungssituation ULS oder FLS) beurteilt werden, welche Art der Schnittgrößenermittlung verwendet und wie die Einzugsbreite des Ergebnisstabs gewählt wird.

Ein Vergleich der ermittelten Plattenschnittgrößen an einem Längsschnitt in Plattenmitte und einem Querschnitt in Tragwerksmitte (siehe Abb. 7.2c) für die Lastkombination „ULS – LK Platte – M_{max} “ (siehe Abschnitt 3.3) wird nachfolgend durchgeführt.

Für die Ermittlung der Normalkräfte der SCSC-Platte in Quer- und Längsrichtung hat die Wahl der Methode kaum einen Einfluss auf den Verlauf der Normalkraft (siehe Abb. C.2). Lediglich für die Normalkraft $n_{y,SCSC}(y)$ treten für die Ermittlung mit den Ergebnisstäben geringere Normalkräfte (78 % der Normalkraft nach dem Berechnungsmodell) im Anschlussbereich an den Hauptträger auf (siehe Abb. C.3).

Für die Querkraft in Längsrichtung $v_{x,SCSC}(x)$ ist der Einfluss der Einzugsbreite im Bereich des Endquerträgers zu erkennen (siehe Abb. C.4). Für die Auswertung mit dem Ergebnisstab

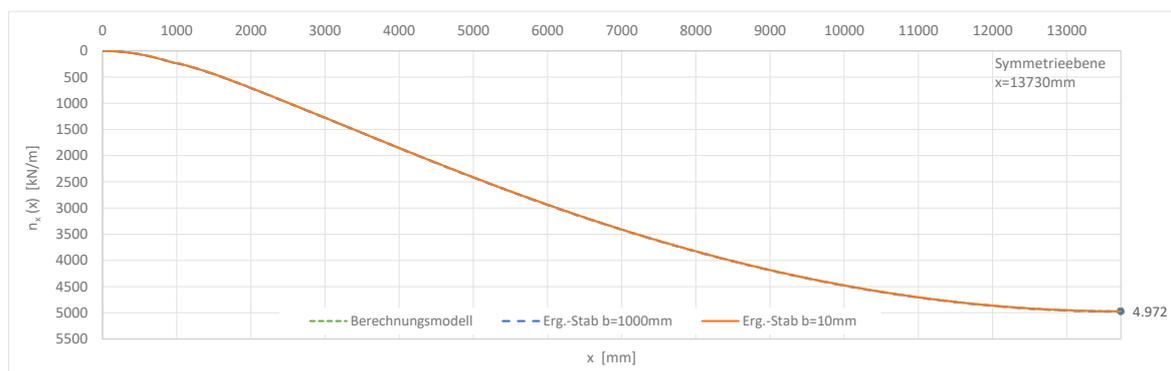


Abb. C.2: Normalkraft $n_{x,SCSC}(x)$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Auswertung am Querschnitt in Tragwerksmitte)

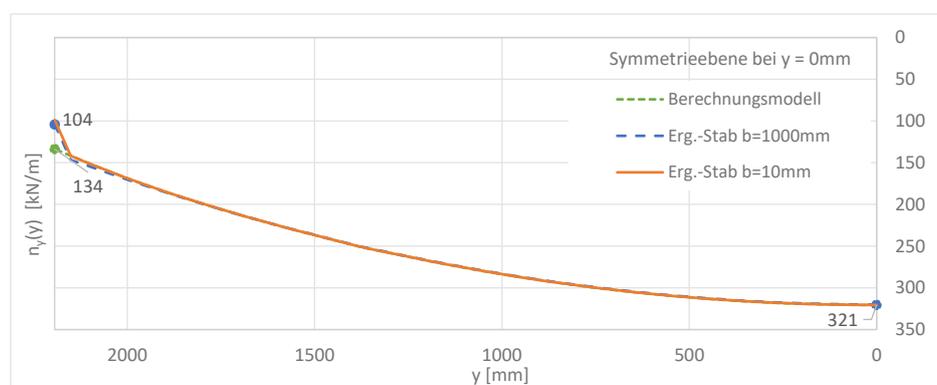


Abb. C.3: Normalkraft $n_{y,SCSC}(y)$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Auswertung am Querschnitt in Tragwerksmitte)

der Breite $b = 10$ mm bzw. mithilfe der Schnittführung und nachfolgendem Berechnungsmodell ergibt sich die maximale Querkraft zu $v_{x,SCSC} = 185$ kN/m. Die maximale Querkraft des Ergebnisstabs der Breite $b = 1000$ mm beträgt mit $v_{x,SCSC} = 164$ kN/m nur 89% des maximal auftretenden Werts. Der Einfluss der Ermittlungsmethode auf die Schnittgröße $v_{y,SCSC}(y)$ ist für den Querschnitt in Tragwerksmitte vernachlässigbar gering (siehe Abb. C.5).

Die gewählte Ermittlungsmethode hat auf den Verlauf des Moments $m_{x,SCSC}(x)$ einen geringen Einfluss (siehe Abb. C.6). Im Bereich des negativen Moments beim Endquerträger treten die maximalen Unterschiede auf. Für die Ermittlung über den Schnitt und der nachfolgenden Berechnung tritt das geringste negative Moment $m_{x,SCSC} = -76$ kNm/m (90% des maximal auftretenden Werts) auf. Der Maximalwert tritt für den Ergebnisstab der Breite $b = 10$ mm mit $m_{x,SCSC} = -84$ kNm/m auf. Der Einfluss der Ermittlungsmethode auf die Schnittgröße $m_{y,SCSC}$ ist für den Querschnitt in Tragwerksmitte im Feldbereich gering (siehe Abb. C.7). Im Anschlussbereich an den Hauptträger tritt für die Ergebnisstäbe ein größeres Einspannmoment auf ($m_{y,SCSC} = -17$ kNm/m) als für die Ermittlung mittels Schnittführung und nachfolgender Berechnung ($m_{y,SCSC} = -4$ kNm/m).

Der Einfluss der Ermittlungsmethode liegt für die betrachteten Schnitte größtenteils im vernachlässigbaren Bereich. Für die Querkraft $v_{x,SCSC}$ sind im Bereich des Endquerträgers die größten Abweichungen zu beobachten.

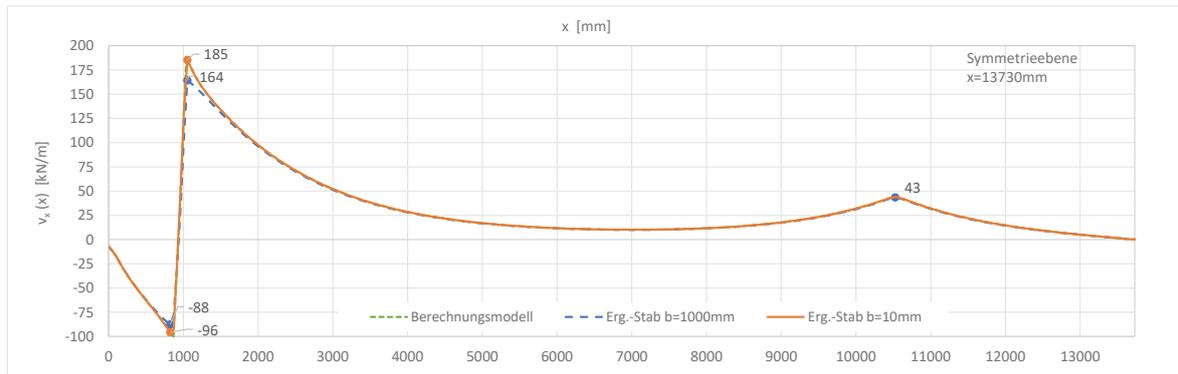


Abb. C.4: Querkraft $v_{x,SCSC}(x)$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Auswertung am Längsschnitt in Plattenmitte)

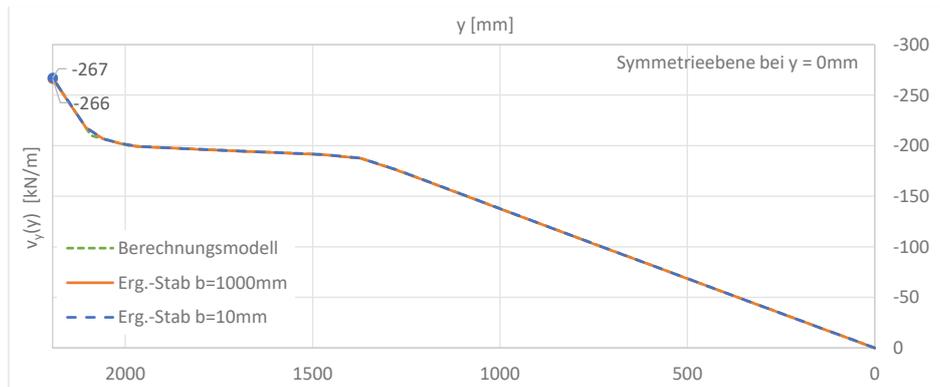


Abb. C.5: Querkraft $v_{y,SCSC}(y)$ [kN/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Auswertung am Querschnitt in Tragwerksmitte)

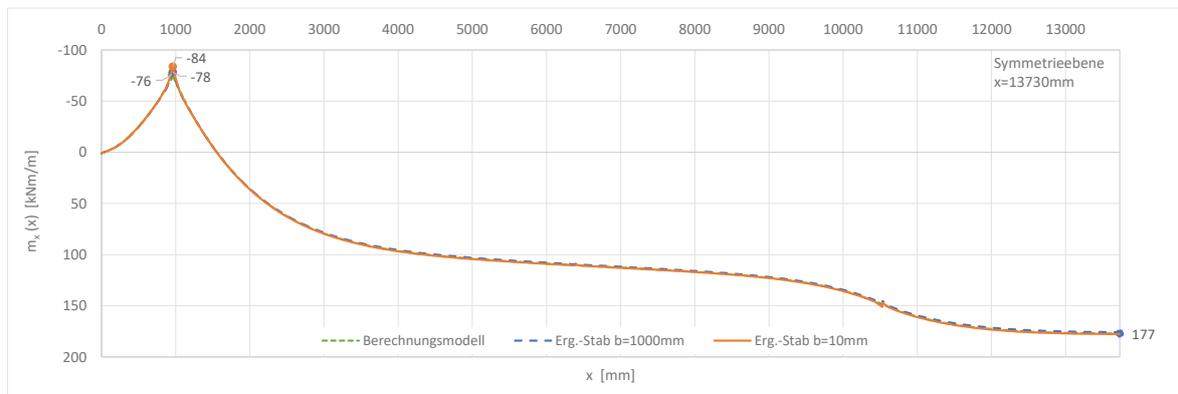


Abb. C.6: Moment $m_{x,SCSC}(x)$ [kNm/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Auswertung am Längsschnitt in Plattenmitte)

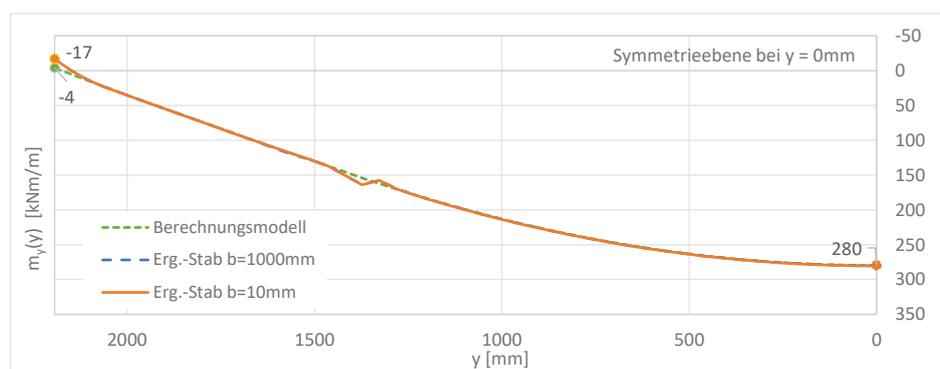


Abb. C.7: Moment $m_{y,SCSC}(y)$ [kNm/m] (1·ULS-Lastkombination Platte – Laststellung M_{max} , Auswertung am Querschnitt in Tragwerksmitte)