



TECHNISCHE
UNIVERSITÄT
WIEN
Vienna | Austria



DIPLOMARBEIT

Simulation von Schweißverzügen im Schienenfahrzeugbau durch Anwendung der Inherent Strain Methode und Interface-Elementen

ausgeführt zum Zwecke der Erlangung des akademischen Grades eines
Diplom-Ingenieurs (Dipl.-Ing.),
eingereicht an der TU Wien, Fakultät für Maschinenwesen und
Betriebswissenschaften,
von

Konrad CWIERZ

Matr.Nr.: 01025306

unter der Leitung von

Associate Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Heinz Pettermann
Institut für Leichtbau und Struktur-Biomechanik, E317

Wien, April 2022

*„Ich weiß, dass ich nicht(s) weiß.“
Sokrates*

Ich nehme zur Kenntnis, dass ich zur Drucklegung dieser Arbeit nur mit Bewilligung der Prüfungskommission berechtigt bin.

Eidesstattliche Erklärung

Ich erkläre an Eides statt, dass ich die vorliegende Arbeit nach den anerkannten Grundsätzen für wissenschaftliche Abhandlungen von mir selbstständig erstellt wurde. Alle verwendeten Hilfsmittel, insbesondere die zugrunde gelegte Literatur, sind in dieser Arbeit genannt und aufgelistet. Die aus den Quellen wörtlich entnommenen Stellen, sind als solche kenntlich gemacht.

Das Thema dieser Arbeit wurde von mir bisher weder im In- noch Ausland einer Beurteilerin/einem Beurteiler zur Begutachtung in irgendeiner Form als Prüfungsarbeit vorgelegt. Diese Arbeit stimmt mit der von den Begutachterinnen/Begutachtern beurteilten Arbeit überein.

Ich nehme zur Kenntnis, dass die vorgelegte Arbeit mit geeigneten und dem derzeitigen Stand der Technik entsprechenden Mitteln (Plagiat-Erkennungssoftware) elektronisch-technisch überprüft wird. Dies stellt einerseits sicher, dass bei der Erstellung der vorgelegten Arbeit die hohen Qualitätsvorgaben im Rahmen der geltenden Regeln zur Sicherung guter wissenschaftlicher Praxis „Code of Conduct“ an der TU Wien eingehalten wurden. Zum anderen werden durch einen Abgleich mit anderen studentischen Abschlussarbeiten Verletzungen meines persönlichen Urheberrechts vermieden.

Stadt und Datum

Unterschrift

Danksagungen

Diese Arbeit wurde im Rahmen meiner Anstellung als Werkstudent bei der Firma Siemens Mobility Austria GmbH geschrieben und in Kooperation mit dem Institut für Leichtbau und Struktur-Biomechanik der Technischen Universität Wien durchgeführt.

An erster Stelle danke ich der Firma Siemens Mobility Austria GmbH für die Bereitstellung des Themas und für die Möglichkeit meine Fähigkeiten zu erweitern und mein Wissen zu vertiefen.

Ich möchte mich zudem bei Herrn Associate Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Heinz Pettermann für seine fachliche Unterstützung bedanken. Für seine gewissenhafte Betreuung, sowie für seine wertvollen Ratschläge zur Gestaltung dieser Diplomarbeit bin ich ebenfalls sehr dankbar.

Mein größter Dank gebührt der ausgezeichneten Betreuung von Herrn Dipl.-Ing. Dr.techn. Sergio Nogales Tenorio. Ich danke ihm für seine umfangreiche Unterstützung, für seine Diskussionsbereitschaft, sowie für seine Geduld im Zuge des gesamten Entstehungsprozesses dieser Arbeit. Mein Dank gilt zudem seinen nützlichen Anregungen und seinem wertvollen Feedback, die mich gelehrt haben meine Arbeit kritisch zu bewerten und meine Ergebnisse stets zu hinterfragen.

Einen besonderen Dank richte ich an meinen Kollegen Herrn Dipl.-Ing. Erwin Sindhuber. Ich bedanke mich für die Berechnung der äquivalenten Kräfte und Momente, für seine Erklärungen zur Theorie dünner Platten und für sein grundsätzliches Interesse an dieser Diplomarbeit.

Mein spezieller Dank gilt meinem Kollegen Herrn Dipl.-Ing. Dr.techn. Jakob Gager. Ihm danke ich für seine Unterstützung bei der Programmierung in Tcl, sowie für seine Hilfe beim Post-Processing.

Ebenfalls bedanken möchte ich mich bei meinen Kollegen Frau Dipl.-Ing. Dr.techn. Elisabeth Hansy-Staudigl und Herrn Dipl.-Ing. Sebastian Trummer. Ihre Fachkenntnisse im Pre-Processing und ihre Unterstützung haben mir bei der Lösung bestimmter Modellierungsaufgaben verholfen.

Meinen Dank richte ich zusätzlich an einen guten Freund, der namentlich nicht genannt werden möchte. Ich möchte ihm für seine Begleitung und Unterstützung während meines Studiums danken.

Ein großer Dank gilt meiner Verlobten Martha Kormosz. Durch ihre unermüdliche Bereitschaft mir bei meinen Problemen zuzuhören, durch ihren guten Zuspruch und durch ihre Unterstützung bei Formulierungen und formalen Aspekten, hat sie entschieden zur Fertigstellung dieser Arbeit beigetragen.

Abschließend möchte ich nicht darauf vergessen meiner verstorbenen Mutter zu danken.

Ich danke ihr dafür, dass sie mir dieses Studium bedingungslos ermöglichte, sowie für ihren unerschütterlichen Glauben an mich, als auch für ihre kontinuierliche Unterstützung während meiner Studienzeit. Ohne ihr wäre ich heute nicht da, wo ich heute bin. Vielen Dank.

Abstract

Welding is one of the most common manufacturing processes in railway vehicle manufacturing today and it has become indispensable due to numerous advantages, such as weight reduction with simultaneous increase in performance. An increased demand for lightweight design and increasing quality requirements therefore require a higher level of welding distortion control. Welding distortions arise due to the effects of heat during welding and subsequently cause quality losses in the product and increased costs for their elimination.

The aim of this master's thesis is an application of the inherent strain method for simulating welding distortions in rail vehicle manufacturing. With the help of interface elements, geometric errors in the form of impermissibly large welding gaps are captured and subsequently corrected.

An application of the inherent strain method and an investigation of interface elements is carried out in this master's thesis using two examples. The first example to be simulated is an I-beam that is welded together from three sheet metals. The aim of this example is to investigate the influence of different welding sequences on the formation of welding distortions. A variation of interface parameters and their impact on a weld gap correction are also examined. The second example to be simulated consists of a horizontal plate with longitudinal and transverse stiffeners. The example includes an examination of initial weld gaps on the formation of weld distortions. In addition, the results of the simulation are compared with experimentally determined data from literature.

The results of this work validate using SPRING2 elements and BUSHING connectors as interface elements in ABAQUS. Interface parameters that eliminate weld gaps completely are recommended for both element types. The weld distortions predicted by an application of the inherent strain method largely correspond to data obtained from experiments. A combination with interface elements also matches with experimentally determined values, but over- or underestimation of welding distortions have to be expected in some cases.

Kurzfassung

Das Schweißen zählt heutzutage im Schienenfahrzeugbau zu den gängigsten Fertigungsverfahren und ist aufgrund von zahlreichen Vorteilen, wie z.B. einer Gewichtsreduktion bei gleichzeitiger Steigerung der Performance, nicht mehr wegzudenken. Eine verstärkte Forderung nach Leichtbaukonstruktionen und steigende Qualitätsanforderungen bedingen ein erhöhtes Ausmaß bei der Kontrolle von Schweißverzügen. Schweißverzüge entstehen aufgrund der Wärmeeinwirkung während des Schweißens und verursachen nachträglich Qualitätseinbußen im Produkt und erhöhte Kosten durch deren Beseitigung.

Das Ziel dieser Diplomarbeit ist eine Anwendung der Inherent Strain Methode zur Simulation von Schweißverzügen im Schienenfahrzeugbau. Mithilfe von Interface-Elementen werden geometrische Fehler in Form von unzulässig großen Schweißspalten erfasst und in weiterer Folge korrigiert.

Eine Anwendung der Inherent Strain Methode und eine Untersuchung von Interface-Elementen erfolgt in dieser Diplomarbeit anhand von zwei Beispielen. Das erste Simulationsbeispiel ist ein aus drei Blechen zusammengeschweißter I-Träger. Das Ziel in diesem Beispiel ist eine Untersuchung von Einflüssen unterschiedlicher Schweißreihenfolgen auf die Ausbildung von Schweißverzügen. Eine Variation von Interface-Parametern und ihre Auswirkungen auf eine Schweißspaltkorrektur werden ebenfalls untersucht. Das zweite Simulationsbeispiel behandelt eine horizontale Platte mit longitudinalen und transversalen Versteifungen. Das Beispiel umfasst eine Untersuchung von anfänglichen Schweißspalten auf die Ausbildung von Schweißverzügen. Darüber hinaus erfolgt ein Vergleich der Simulationsergebnisse mit experimentell ermittelten Daten aus der Literatur.

Die Ergebnisse in dieser Arbeit bestätigen in ABAQUS eine Verwendung von SPRING2-Elementen und BUSHING-Konnektoren als Interface-Elemente. Für beide Elementtypen werden Interface-Parameter empfohlen, die zu einer vollständigen Schweißspaltkorrektur führen. Die durch eine Anwendung der Inherent Strain Methode vorhergesagten Schweißverzüge entsprechen größtenteils jenen Daten, welche aus Experimenten entnommen wurden. Eine Kombination mit Interface-Elementen führt ebenfalls zu einer Übereinstimmung mit experimentell ermittelten Werten, jedoch ist fallweise mit einer Über- bzw. Unterschätzung von Schweißverzügen zu rechnen.

Inhaltsverzeichnis

Notation	vii
1 Einleitung	1
1.1 Schweißen im Schienenfahrzeugbau	1
1.2 Vorgaben und Zielsetzung	2
2 Schweißelgenschaften und Schweißverzüge	3
2.1 Physikalische Grundlagen der Schweißschrumpfung	3
2.1.1 Einfluss der Temperatur	4
2.2 Schweißelgenschaften	5
2.2.1 Entstehung von Schweißelgenschaften	6
2.2.2 Arten von Schweißelgenschaften	8
2.2.3 Der Einfluss von Schweißelgenschaften auf die Konstruktion	9
2.3 Schweißverzüge	10
2.3.1 Längsschrumpfung	11
2.3.2 Querschrumpfung	13
2.3.2.1 Querschrumpfung bei Kehlnähten	13
2.3.3 Winkelschrumpfung	14
2.3.3.1 Winkelschrumpfung bei Kehlnähten	14
3 Grundlagen der Simulation von Schweißverzügen	17
3.1 Thermo-Elasto-Plastische Simulation	19
3.2 Elastische Simulationsmethoden	20
3.2.1 Das Konzept der inhärenten Verzerrungen	21
3.2.1.1 Entstehung von inhärenten Verzerrungen am Drei-Balken-Modell	21
3.2.2 Inherent Strain Methode	26
3.2.2.1 Anwendung der Inherent Strain Methode im Schienenfahrzeugbau	28
3.2.3 Interface-Elemente	30
3.2.3.1 Eigenschaften von Interface-Elementen	31
3.2.3.2 Spannungs-Verschiebungsbeziehungen nach Deng et al. (2001)	33
3.2.3.3 Spannungs-Verschiebungsbeziehungen nach Deng et al. (2007)	38

3.2.3.4	Kraft-Verschiebungsbeziehungen nach Murakawa et al. (2009)	41
4	Modellierung von Schweißverzügen	43
4.1	Modellierung von Leichtbaustrukturen im Schienenfahrzeugbau	43
4.2	Simulationsbeispiele	44
4.2.1	I-Träger	45
4.2.2	Horizontale Platte mit Versteifungen	49
4.3	Inherent Strain Methode	55
4.3.1	I-Träger	55
4.3.2	Horizontale Platte mit Versteifungen	58
4.4	Interface-Elemente	59
4.4.1	SPRING2-Elemente	60
4.4.2	Konnektoren	61
4.4.2.1	BUSHING-Konnektoren	62
4.5	Multi-Point-Constraints (MPCs)	64
4.5.1	Subroutine MPC	64
4.6	Automatisierte Modellierung von Interface-Elementen mit TCL/TK Scripting	66
5	Ergebnisse und Diskussion	70
5.1	I-Träger	70
5.1.1	Vergleich der erzielten Simulationsergebnisse	73
5.2	Horizontale Platte mit Versteifungen	75
5.2.1	Modell A – Simultanes Schweißen	76
5.2.2	Modell B – Sequenzielles Schweißen	78
6	Zusammenfassung	83
6.1	Zusammenfassung der Ergebnisse	83
6.2	Kritische Würdigung	86
6.3	Ausblick	86
7	Literaturverzeichnis	88
	Anhang	91
A.1	Analytische Berechnung von inhärenten Verzerrungen	91
A.1.1	I-Träger	91
A.1.2	Horizontale Platte mit Versteifungen	97
A.2	Subroutine MPC am I-Träger	102

Notation

In dieser Arbeit erfolgt eine Verwendung von Variablen mit mehreren Indizes. Eine allgemeine Variable C sei in der vorliegenden Arbeit wie folgt beschrieben:

$${}^c C_a^b$$

- $a...$ Koordinatenrichtungen (1, 2, 3 oder x, y, z)
- $b...$ Operatoren (z.B. transponiert $\underline{\underline{C}}^T$, invertiert $\underline{\underline{C}}^{-1}$)
- $c...$ weitere Notationen wie z.B. Knoten k und Elementnummer $\langle e \rangle$

Eine Einteilung von Variablen ist in physikalische und mathematische Größen möglich. Die Notation physikalischer und mathematischer Größen wird wie folgt beschrieben:

Physikalische Größen

- Skalar: p, T, V
- Vektor: $\vec{x}, \vec{u}, \vec{v}$
- Tensor 2. Ordnung: $\underline{\underline{G}}, \underline{\underline{S}}$

Mathematische Größen

- Skalar: a, b
- Vektor: \mathbf{u}
- Matrix: $\underline{\underline{K}}, \underline{\underline{D}}$

Die Komponenten physikalischer Tensoren beziehen sich im Rahmen dieser Arbeit auf ein kartesisches Koordinatensystem. Für das kartesische Koordinatensystem erfolgt die Verwendung der Basisvektoren \vec{e}_1, \vec{e}_2 und \vec{e}_3 und es gilt

$$\left. \begin{aligned} \vec{e}_1 \times \vec{e}_2 &= \vec{e}_3 \\ \vec{e}_2 \times \vec{e}_3 &= \vec{e}_1 \\ \vec{e}_3 \times \vec{e}_1 &= \vec{e}_2 \end{aligned} \right\} .$$

1 Einleitung

1.1 Schweißen im Schienenfahrzeugbau

Der Einzug der Schweißtechnik in den Schienenfahrzeugbau reicht bis an den Anfang des 20. Jahrhunderts (1920er Jahre) zurück. Mit dem Schweißen als Fertigungsverfahren ließen sich im Schienenfahrzeugbau gegenüber herkömmlichen Fertigungsmethoden maßgebliche Werkstoffeinsparungen erzielen. Gewichtsreduktionen bei gleichzeitiger Steigerung der Performanz wurden realisiert. Heutzutage hat sich das Schweißen im Schienenfahrzeugsektor etabliert und ist als Verbindungstechnik nicht mehr wegzudenken. Verglichen mit mechanischen Verbindungen ergeben sich viele Vorteile, u.a. Flexibilität im Design, Vorteile erhöhter Struktur-Performance, Kostenreduktionen, usw. (Deng & Murakawa, 2008, S. 591; Büttemeier, Kaßner & Strohmann, 2010, S. 9).

Der Einsatz von Schweißverfahren bringt bei der Schienenfahrzeugfertigung nicht nur Vorteile mit sich. Fertigungsbedingt kommt es zur Ausbildung von Schweißeigenstressungen und in weiterer Folge zu Schweißverzügen. Gründe für das Entstehen von Schweißverzügen lassen sich in lokalen Schrumpfungen in der Schweißnaht finden, aber auch geometrische Fehler können zur Entstehung von Schweißverzügen beitragen. Die lokalen Schrumpfungen in der Schweißnaht sind durch die Wärmeeinwirkung während des Schweißens bedingt und nicht (vollständig) vermeidbar. Währenddessen können geometrische Fehler durch eine Fehlausrichtung der Bauteile vor oder während des Schweißvorgangs aufkommen. Unabhängig davon führen Schweißverzüge im Produkt letztendlich zu Qualitätseinbußen und zu erhöhten Kosten durch deren Beseitigung (sog. *Non Conformance Costs*). Eine Minimierung von Verzügen ist bei schweißtechnisch gefertigten Bauteilen daher ratsam (Deng, Murakawa & Liang, 2007, S. 4613).

Um Schweißverzüge zu minimieren gibt es verschiedene, zum Teil sehr aufwändige Möglichkeiten. Zu nennen sind konstruktive Maßnahmen und praktische Vorbeugungsmaßnahmen. Diese Methoden werden durch den Einsatz der numerischen Schweißsimulation unterstützt. Die numerische Simulation von Schweißprozessen gehört zu den jüngeren Errungenschaften in der Wissenschaft. Sie ermöglicht die Lösung komplexer Problemstellungen durch den Einsatz computergestützter numerischer Methoden, wie z.B. der Methode der Finiten Elemente (Rethmeier, Schwenk & Heinze, 2011, S. 9). Im Bereich der computergestützten Schweißmechanik (engl. *Computational Welding Mechanics*) wird hauptsächlich die Methode der Finiten Elemente (FE) eingesetzt, da sich mit ihr folgende Vorteile bei der Simulation von Schweißprozessen realisieren lassen (Lindgren, 2007, S. 4):

- Durchführung von Schweißsimulationen bei gleichzeitiger Kontrolle aller Parameter.
- Visualisierung von Schweißprozessen.

- Möglichkeit der Optimierung des Schweißprozesses, von Einspannungen, usw.
- Verwendung der Ergebnisse von Schweißsimulationen für nachfolgende Analysen, z.B. Bewertung der Rissgefahr geschweißter Nähte.

Der Einsatz der computergestützten Schweißmechanik verfolgt nicht das Ziel experimentelle Methoden zu ersetzen. Vielmehr wird durch ihren Einsatz die Rolle experimenteller Methoden umdefiniert. Ihnen wird nun die Aufgabe zugeschrieben, die Ergebnisse von Computersimulationen praktisch zu validieren. Das ist insofern notwendig, da aus den Ergebnissen einer Simulation oftmals unklar ist, ob das zugrundeliegende Modell die Wirklichkeit (ausreichend genau) widerspiegelt. Nichtsdestotrotz wird mit dem Einsatz numerischer Simulationsmethoden insgesamt eine Reduktion kostenintensiver Werkstatt- bzw. Labor-Experimente erreicht. Aus diesen Gründen hat sich die computergestützte Schweißmechanik zu einem unverzichtbaren Tool bei der Auslegung von Schweißerzeugnissen entwickelt (Lindgren, 2007, S. 4-5).

1.2 Vorgaben und Zielsetzung

Ziel der vorliegenden Arbeit ist die Modellierung und Simulation von Schweißverzügen. Für die Bearbeitung der Aufgabenstellung sind folgende Vorgaben gegeben:

- Die Simulation von Schweißverzügen ist in Bezug auf die Fertigung von Schienenfahrzeugen zu untersuchen. Im Speziellen wird eine Untersuchung großer Baugruppenstrukturen gefordert.
- Schweißverzüge sind durch die Anwendung der Inherent Strain Methode zu simulieren.
- Geometrische Fehler, wie z.B. unzulässig große Schweißspalten, sind mithilfe von sog. „Interface-Elementen“ zu erfassen. Interface-Elemente sind in Kombination mit der Inherent Strain Methode anzuwenden.
- Die Modellierung von Interface-Elementen beinhaltet eine Verwendung bereits vorhandener Finite Elemente. Eine Programmierung benutzerdefinierter Elementtypen ist nicht das Ziel dieser Arbeit.

2 Schweißeigenspannungen und Schweißverzüge

Diese Diplomarbeit beschäftigt sich mit der Simulation von Schweißverzügen metallischer Werkstoffe. Um die praktische Umsetzung dieser Arbeit besser zu verstehen, werden in diesem Kapitel ausgewählte Inhalte zur Theorie der Schweißeigenspannungen und Schweißverzüge beschrieben. Eine detaillierte Abhandlung würde über den Rahmen dieser Arbeit hinausgehen und daher werden nur die wichtigsten Merkmale von Schweißverzügen erwähnt. Weitere Informationen sind beispielsweise in Radaaj (1988), Ruge (1993), Messler (2004) und Kou (2021) zu finden.

2.1 Physikalische Grundlagen der Schweißschrumpfung

Wird ein Stück Metall erwärmt, dann dehnt es sich entsprechend der Gesetze der Wärmedehnung gleichmäßig aus. Wird das gleiche Metallstück wieder abgekühlt, dann wird es sich zusammenziehen. Dieser Vorgang ist abgeschlossen, sobald sich die Temperatur im Metallstück wieder an jene der ursprünglichen Temperatur angeglichen hat und das Metallstück seine anfänglichen Maße aufweist. Es kann festgestellt werden, dass sich die Geometrie des Metallstücks nicht verändert hat.

Werden zwei Metallstücke miteinander verschweißt, dann werden andere Vorgänge beobachtet. Die Wärme kann beim Schweißen in Form einer Flamme, eines energiereichen Strahls, eines Lichtbogens oder durch andere physikalische Vorgänge, wie z.B. Reibwärme oder Widerstandserwärmung, auf das Bauteil einwirken. Die Erwärmung erfolgt stets lokal, d.h. aus thermischer Sicht auf einem beschränkten Raum. Als Folge dieser lokalen Erwärmung entstehen an der Stelle der Schweißnaht und in ihrer unmittelbaren Umgebung bestimmte Erwärmungs- und Abkühlungszyklen im Werkstoff. An weit entfernten Stellen im Bauteil kann es durchaus vorkommen, dass noch Umgebungstemperatur vorherrscht und keine Temperaturerhöhung messbar ist.

Wie zuvor beschrieben, möchten sich die erwärmten Zonen ausdehnen. Diese Ausdehnung wird von der kalt gebliebenen Umgebung behindert und folglich kommt es zu einer Stauchung des Werkstoffs. Diese Stauchung führt bei ausreichender Größe zum Entstehen von bleibenden Verformungen, den sog. Schrumpfungen. Unabhängig davon, ob es zum Auftreten einer bleibenden Verformung kommt, bleiben stets Spannungen im Inneren der geschweißten Bauteile zurück (Malisius, 2002, S. 3; Dilthey, 2005, S. 43).

An dieser Stelle sei danach gefragt, welche physikalischen Eigenschaften eines Werkstoffs einen Einfluss auf die Schweißschrumpfung ausüben. Ohne eines Anspruchs auf Vollständigkeit lässt sich festhalten (Malisius, 2002, S. 3-5; Phillips, 2016, S. 145-146):

- Steigt die spezifische Wärmekapazität eines Werkstoffs, dann wird beim Schweißen eine größere Wärmemenge zur Temperaturerhöhung eines Werkstoffs benötigt. Die Zufuhr größerer Wärmemengen bedingt eine stärkere Ausbildung von Schrumpfungen und Spannungen im Werkstoff.
- Die Wärmeleitfähigkeit eines Werkstoffs beeinflusst mehrere Aspekte zugleich. Einerseits führen hohe Wärmeleitfähigkeiten zu einem verstärkten Abfluss der Schweißwärme. Um diesen Umstand zu kompensieren, wird mit erhöhter Wärmezufuhr gearbeitet. Bei einigen Metallen, wie z.B. Kupfer, wird deshalb das Werkstück vor dem Schweißen vorgewärmt. Dadurch ändert sich das Temperaturfeld und mitunter entsteht eine größere Zone, in der die Materialteilchen von der höheren Temperatur beeinflusst werden. Andererseits führt eine hohe Ausprägung dieser physikalischen Größe zu niedrigeren Temperaturgradienten. Der Übergang zwischen Schmelzbad und unbeeinflusstem Werkstoff bildet sich allmählich aus.
- Von entscheidendem Einfluss auf die Größe der Schweißschrumpfung ist der thermische Ausdehnungskoeffizient. Metalle mit höheren Ausdehnungskoeffizienten, z.B. austenitische Stähle, tendieren zu stärkeren Schweißschrumpfungen.

In der Literatur werden noch weitere physikalische Eigenschaften und ihre Auswirkungen auf die Schweißschrumpfung beschrieben. Weitere Informationen sind beispielsweise in Phillips (2016) nachzulesen.

2.1.1 Einfluss der Temperatur

Zu Beginn des Schweißvorgangs bildet sich augenblicklich an der Stelle der Schweißnaht – genauer gesagt an der Stelle der Wärmequelle –, und in ihrer unmittelbaren Umgebung eine Wärmezone aus. Innerhalb dieser Zone steigt die Temperatur rapide an und es kommt zur Änderung des Temperaturfeldes. Die Ausbreitung der Wärmezonen ist abgeschlossen sobald sich ein Gleichgewicht zwischen Wärmezufuhr und Wärmeabfuhr eingestellt hat.

Werden Punkte des Temperaturfeldes mit der gleichen Temperatur miteinander verbunden, dann ergeben sich die in Bild 1 dargestellten Isothermen. Sie haben aufgrund der sich bewegenden Schweißquelle eine elliptische Form und je nach verwendetem Schweißverfahren unterscheidet sich die Größe ihrer Ausdehnung. Beim Gasschweißen wird zum Aufschmelzen der Werkstücke eine z.B. wesentlich größere Wärmemenge in den Werkstoff eingebracht als beim Lichtbogenhandschweißen. Dieser Umstand ist auf die höhere Energiedichte des Lichtbogens zurückzuführen (siehe Bild 1).

Unabhängig vom verwendeten Schweißverfahren lässt sich allgemein festhalten (Malisius, 2002, S. 7-8; Kaplan & Murry, 2008, S. 92; Dilthey, 2005, S. 43-45):

- Mit abnehmender Distanz zur Schweißquelle steigt die Temperatur.

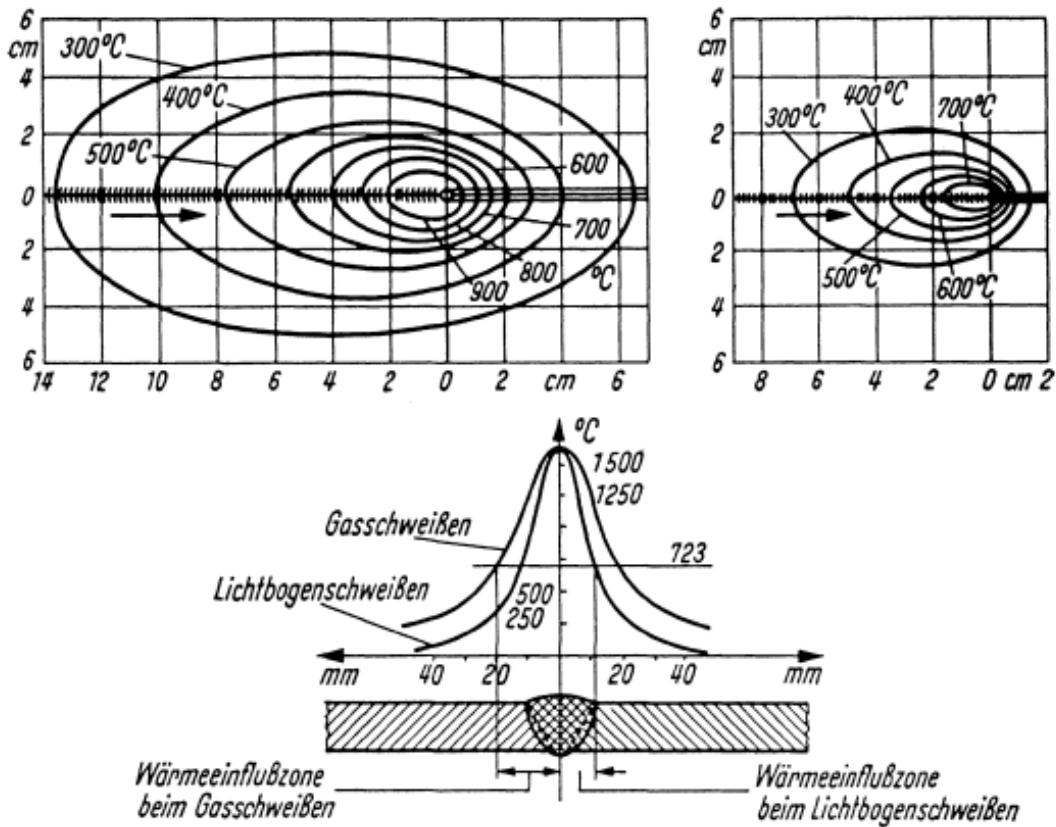


Bild 1: Links oben: Isothermen beim Gasschweißen, Rechts oben: Isothermen beim Lichtbogenhandschweißen. Unten: Gauß'sche Temperaturverteilung quer zur Schweißnaht (Boese, Werner & Wirtz, 1984, zit. nach Dilthey, 2005, S. 44).

- Vor der Schweißnaht (in Schweißnahtrichtung) sind die Isothermen dichter konzentriert als hinter der Schweißnaht (gegen die Schweißnahtrichtung). Demnach erfolgt die Erwärmung des Werkstoffs stets schneller als seine Abkühlung.
- Mit steigender Schweißgeschwindigkeit wird der Isothermenabstand kleiner.

Insofern ist zu beachten, dass es beim Schweißen unter Umständen zur Ausbildung einer unerwünscht großen Wärmeeinflusszone (WEZ) kommen kann. Als WEZ sei jener Bereich definiert, dessen Mikrostruktur und Eigenschaften durch den Schweißprozess beeinflusst werden. Daher wird jeder Materialpunkt innerhalb der WEZ einer gewissen Temperaturänderung unterworfen: Beim Erwärmen kommt es üblicherweise zu einer Volumenvergrößerung und beim Abkühlen zu einer Volumenverkleinerung. Eigenspannungen mit Zug- und Druckbereichen sind die Folge, woraus der Anspruch einer Minimierung der Wärmeeinbringung beim Schweißen entsteht (Neumann & Kluge, 1992, S. 124).

2.2 Schweiß eigenspannungen

Werden Spannungen hinsichtlich ihrer Entstehung eingeteilt, dann ist eine Unterscheidung zwischen Lastspannungen und Eigenspannungen möglich. Lastspannungen sind jene Span-

nungen, die aus der Einwirkung äußerer Kräfte resultieren. Hingegen werden Spannungen infolge eines Herstellungs- oder Bearbeitungsprozesses als Eigenspannungen bezeichnet. Eigenspannungen existieren ohne den Einfluss äußerer Kräfte im Inneren eines Bauteils und bilden mit sich selbst ein Gleichgewichtssystem. In vielen Fällen sind Eigenspannungen vernachlässigbar, jedoch führen sie bei ausreichender Größe zum merkbaren Verziehen des Werkstücks oder in einigen Fällen sogar zur Zerstörung des Bauteils. Letzteres geschieht vor allem bei gleichzeitigem Vorhandensein von Last- und Eigenspannungen, z.B. im Betrieb des Bauteils. Es kommt zur Überlagerung der Spannungen und schließlich zum Überschreiten der Tragfähigkeit bzw. zur gegenseitigen Aufhebung (Dilthey, 2005, S. 59; Rethmeier et al., 2011, S. 18).

2.2.1 Entstehung von Schweißeigenspannungen

Schweißen ist ein Fertigungsverfahren bei dem die lokale Wärmeeinwirkung der Schweißquelle stets zur Ausbildung von Schweißeigenspannungen führt. Um den Prozess der Entstehung von Schweißeigenspannungen anschaulich zu beschreiben, wird das Drei-Balken-Modell herangezogen (siehe Bild 2). Das Verständnis wird mithilfe von Bild 3 vertieft.

Das Drei-Balken-Modell besteht aus drei gleich langen, nebeneinander positionierten Balken. Alle Balken sind an beiden Enden mit starren, horizontalen Platten (= Querhäuptern) eingespannt. Der mittlere Balken symbolisiert die Schweißnaht und die äußeren Balken symbolisieren den kalt gebliebenen Restquerschnitt. Im Ausgangszustand ist das Modell mit der Raumtemperatur (RT) im Gleichgewicht (Bild 2a). Wird der mittlere Balken erwärmt, dann dehnt er sich aus und die Außenbalken widerfahren ebenfalls eine (elastische) Dehnung. Die Dehnung in den Außenbalken wird durch die Verbindung in den Querhäuptern erzwungen und führt daher in den Außenbalken zur Ausbildung von Zugspannungen. Die Außenbalken bieten der aus elastischen und thermischen Anteilen

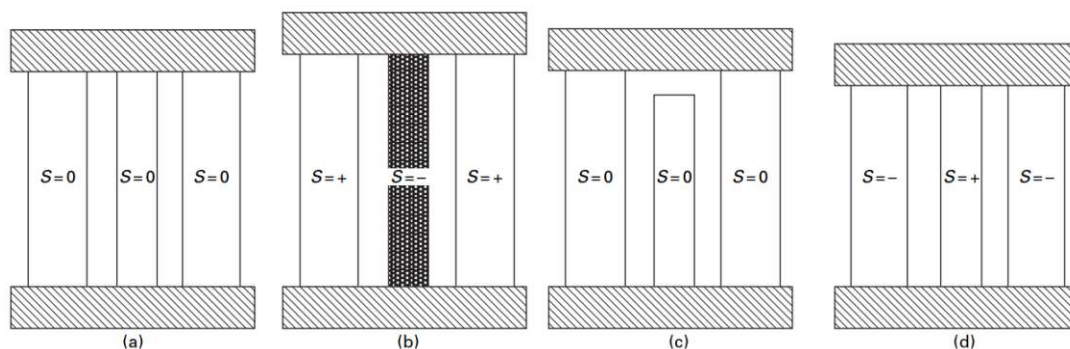


Bild 2: Entstehung von Schweißeigenspannungen am Drei-Balken-Modell (Michaleris, 2011, S. 6): (a) Raumtemperatur (RT); (b) Mittlerer Balken erwärmt; (c) Abkühlung auf RT, mittlerer Balken nicht eingespannt; (d) Abkühlung auf RT, mittlerer Balken eingespannt.

bestehenden Dehnung des Mittelbalkens einen Widerstand, sodass im mittleren Balken Druckspannungen folgen (Bild 2b; Bild 3, Linie A-B).

Durch die erhöhte Temperatur sinkt die Streckgrenze im mittleren Balken. Bei fortlaufender Erwärmung wird im Punkt B die Warmstreckgrenze überschritten und der Balken beginnt sich elasto-plastisch zu verformen (Bild 3, Linie B-C). Dieser Vorgang wird bis zum Erreichen der Maximaltemperatur im Punkt C fortgesetzt. Nachdem die Maximaltemperatur erreicht wurde, beginnt der Abkühlvorgang und damit die Kontraktion des mittleren Balkens. Wäre der Balken an einem Ende nicht mehr eingespannt, so wäre er nach erfolgter Abkühlung kürzer als während seines Ausgangszustands.

Diese Überlegung ist insofern wichtig, als dass sie die Konsequenzen der zuvor erfolgten, plastischen Verformung veranschaulicht (Bild 2c). Durch die vorherrschende Einspannung wird das (vorerst elastische) Zusammenziehen des mittleren Balkens behindert, bis in weiterer Folge ein Vorzeichenwechsel auftritt, d.h. es entstehen Zugspannungen (Bild 3, Linie C-D). Ein weiteres Abkühlen führt im Punkt D erneut zum Überschreiten der Warmstreckgrenze und der Mittelbalken wird entlang der Kurve D-E plastisch verformt. Ist das System auf Ausgangstemperatur abgekühlt (Punkt E), dann verbleiben im mittleren Balken Zugspannungen. Druckspannungen in den äußeren Balken halten das System im Gleichgewicht (Bild 2d).

Wird der mittlere Balken bereits vor dem Erreichen der Spitztemperatur auf RT abgekühlt, dann erfolgt der Spannungsaufbau entlang der Linie B'-E. Es kann festgestellt werden, dass sich der gleiche Eigenspannungszustand einstellt, wie zuvor beschrieben. Eine Erwärmung auf Spitztemperatur ist somit nicht notwendig (Dilthey, 2005, S. 64).

Das Drei-Balken-Modell berücksichtigt nur die Verformungen der starr verbundenen Stäbe während des Wärmezyklus. Demnach ist die Annahme eines umwandlungsfreien Werkstoffs naheliegend. Für das Schweißen unlegierter Baustähle muss das Modell um folgende Überlegungen erweitert werden (Dilthey, 2005, S. 66-68):

- Die Geschwindigkeit mit der der Grundwerkstoff bis zur Schmelztemperatur erwärmt wird, und jene mit der er im Anschluss an den Schweißprozess abkühlt, ist abhängig vom verwendeten Verfahren. Aufwärm- und Abkühlverhalten lassen sich maßgeblich

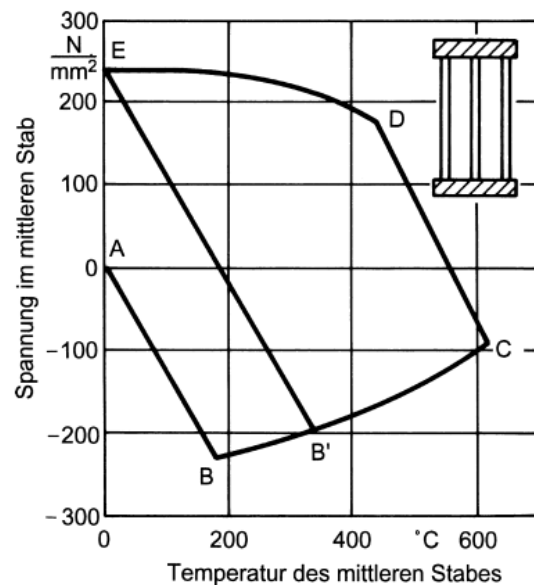


Bild 3: Eigenspannungen am mittleren Stab beim Drei-Balken-Modell (Dilthey, 2005, S. 64).

durch einen Vorwärmprozess und/oder einen Nachwärmprozess beeinflussen.

- Bei den meisten Schweißverfahren wird während des Schweißens ein Zusatzwerkstoff zugeführt. Die Menge des Zusatzwerkstoffs wird von der Schweißnahtanarbeitung bestimmt.
- Der Zusatzwerkstoff wird beim Schweißen ebenfalls aufgeschmolzen. Während des Abkühlvorgangs durchläuft er eine oder mehrere Umwandlungen, die typisch für den verwendeten Werkstoff ist bzw. sind. Zusätzlich unterliegt er einer starken thermischen Kontraktion.
- Die in der WEZ erreichte Temperatur führt zu einer Austenitisierung des Werkstoffs. Folglich kommt es auch in diesen Bereichen während des Abkühlvorgangs zu Umwandlungen im Gefüge. Die durch Umwandlungsvorgänge verursachten Dehnungen sind zu berücksichtigen und mit den thermischen Dehnungen zu überlagern.

Eine detaillierte Beschreibung der aufgezählten Punkte würde über den Rahmen dieser Arbeit hinausgehen. Es sei jedoch erwähnt, dass für umwandlungsfähige Stähle folgende Arten von Eigenspannungen zu berücksichtigen sind (Dilthey, 2005, S. 68-69):

- Schrumpfspannungen,
- Abschreckspannungen und
- Umwandlungsspannungen.

2.2.2 Arten von Schweißeigenspannungen

Schweißeigenspannungen werden in der Schweißtechnik in Längs- und Querspannungen unterteilt. Längsspannungen sind als jene Eigenspannungen definiert, die sich in Schweißnahtichtung ausbilden. Sie werden in der Literatur auch als longitudinale Spannungen bezeichnet. Folglich wirken Querspannungen senkrecht zur Schweißnahtichtung und werden auch transversale Spannungen genannt. Beispiele für Längs- und Querspannungen in Stumpfnähten sind in Bild 4 zu sehen. Für die abgebildeten Verteilungen und allgemein für innere Spannungen gilt ein Kräfte- und Momentengleichgewicht, d.h. die Summe der inneren Kräfte und Momente ist Null ($\sum F = 0$ und $\sum M = 0$; Dilthey, 2005, S. 65).

Aus Kapitel 2.2.1 ist bereits bekannt, dass sich nach einer „umwandlungsfreien“ (nicht-martensitischen) Abkühlung Zugspannungen entlang der Schweißnaht ausbilden. Diese Zugspannungen werden von den benachbarten, kälteren Regionen durch Druckspannungen ins Gleichgewicht gebracht. Des Weiteren bedingen Längsspannungen die Entstehung von Querspannungen in der Schweißnaht. Die Bedeutung dieser Querspannungen lässt sich an der Verformung eines Blechs veranschaulichen, das sich durch alleiniges Vorhandensein von Zugspannungen wie in Bild 5 verformen würde.

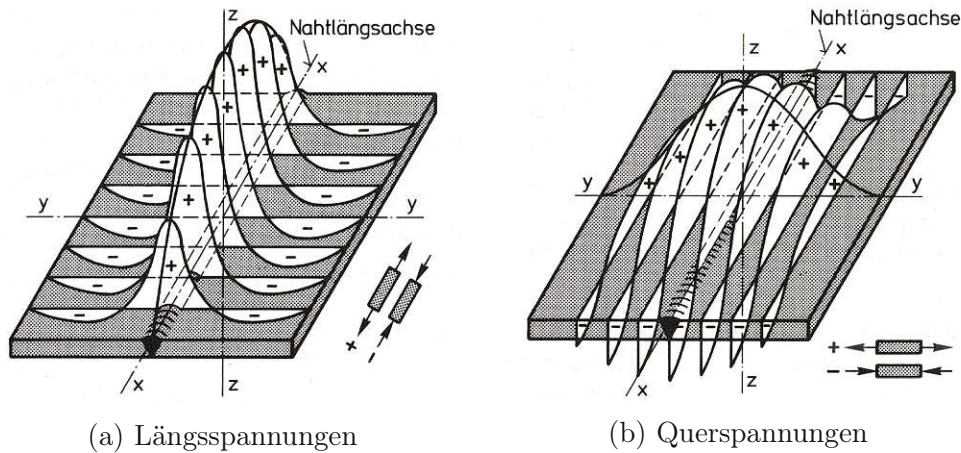


Bild 4: Schweißeligenstressen in einer Stumpfnah (Neumann & Kluge, 1992, S. 128).

Die durch Zugspannungen verursachte Verformung führt zur Ausbildung eines Volumen-defizits in der Schweißnahtmitte. Es entstehen Zugspannungen quer zur Schweißnaht, die mit Druckspannungen an den Schweißnahtenden ein Gleichgewichtssystem bilden (Dilthey, 2005, S. 66).

Der Einfluss der Blechdicke auf den Eigenstressenzustand wurde bisher nicht behandelt. Wird die Blechdicke gesteigert, dann erhöht sich der Einfluss der Schrumpfwirkung auf den Eigenstressenzustand. Infolgedessen führen größere Blechstärken zu einer Zunahme der schrumpfungsbedingten Zugspannungen (Wohlfahrt & Macherauch, 1977, zit. nach Rethmeier et al., 2011, S. 20).

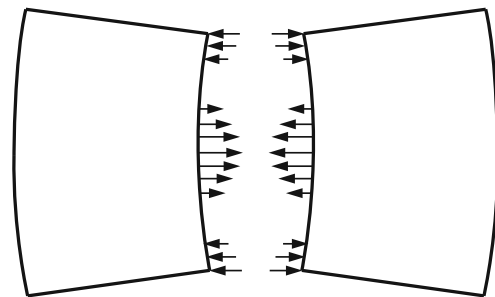


Bild 5: Durch Längsspannungen hervorgerufene Verformung einer stumpfgeschweißten Verbindung. Die zur Aufhebung der Verformung der Bleche notwendigen Kräfte sind eingezeichnet (Dilthey, 2005, S. 66).

Anm.: Die Grafik wurde bearbeitet.

2.2.3 Der Einfluss von Schweißeligenstressen auf die Konstruktion

Schweißeligenstressen führen teilweise zu erheblichen Mehrbelastungen in der Konstruktion. Diese Mehrbelastungen sind vor allem dann problematisch, wenn sie durch eine Spannungsüberlagerung die Streckgrenze oder sogar die Zugfestigkeit des Werkstoffs erreichen bzw. überschreiten. Es sei daran erinnert, dass die Höhe der im Bauteil vorhandenen Eigenstressen höchstens jener der Streckgrenze entsprechen kann. Überschreiten die Eigenstressen in einem Bauteil die Streckgrenze des Werkstoffs, dann tritt eine plastische Deformation ein und die Fließfläche verschiebt sich.

Plastische Deformationen in der Schweißnaht bzw. in der WEZ bewirken ab einer gewissen Größe ein Verziehen der Schweißkonstruktion. Ein bestimmter Verzug ist jedoch durch die lokale Wärmeeinwirkung stets gegeben und nicht immer vermeidbar. Allgemein

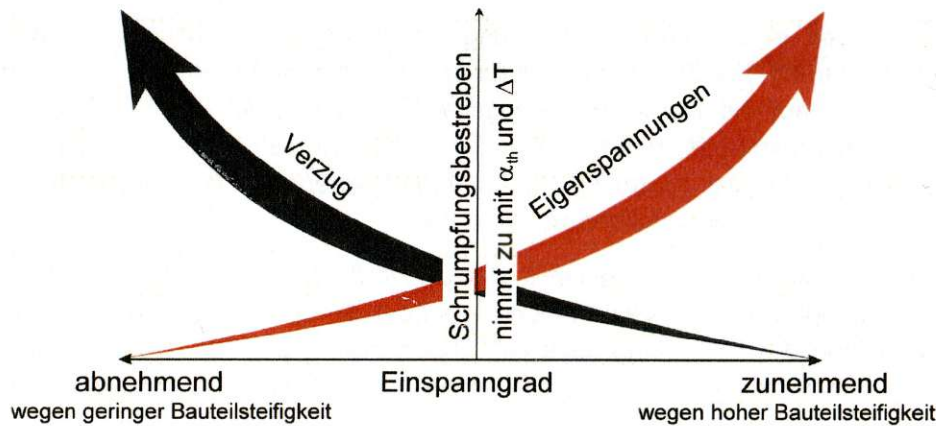


Bild 6: Wechselwirkung zwischen Eigenspannungen und Verzug in Bezug auf den Einspanngrad (Nitschke-Pagel, 2001, zit. nach Rethmeier et al., 2011, S. 24).

gilt: Je geringer die Schrumpfungsbehinderung (\rightarrow Steifigkeit und Randbedingungen) in der Konstruktion, desto größer fällt der Schweißverzug aus.

Ein besonders kritischer Fall liegt dann vor, wenn Schweißeigenspannungen die Zugfestigkeit des Werkstoffs überschreiten. Rissbildung ist die Folge. In den meisten Fällen geschieht das bei extremer Schrumpfungsbehinderung und in Kombination mit dem Auftreten von Lastspannungen. In solchen Fällen kann eine Verlagerung der Schweißnähte in weniger beanspruchte Bereiche Abhilfe schaffen. Eine weitere Möglichkeit ließe sich durch eine Erhöhung der freien Einspannlänge erreichen. Andere Maßnahmen werden in zahlreichen Büchern angeführt, die sich mit der Konstruktion von Schweißverbindungen beschäftigen (Dilthey, 2005, S. 72-73).

Eigenspannungen und Schweißverzug stehen in Bezug auf den Einspanngrad in Wechselwirkung zueinander (siehe Bild 6). Eine steife Konstruktion (= hoher Einspanngrad) verhindert die Ausbildung von Schweißverzügen, bedingt jedoch hohe Eigenspannungen im Bauteil. Umgekehrt lassen sich hohe Eigenspannungen beim Schweißen verhindern, indem eine gewisse Verformung des Bauteils zugelassen wird. Aus diesen Zusammenhängen lässt sich schlussfolgern, dass das Hauptaugenmerk in einer Konstruktion entweder auf geringen Eigenspannungen, oder auf einer Minimierung des Verzugs liegen wird (Dilthey, 2005, S. 74; Rethmeier et al., 2011, S. 23).

2.3 Schweißverzüge

Das Schweißen metallischer Werkstoffe führt zur Ausbildung gewisser Schweißformänderungen, den sogenannten Schweißverzügen. Schweißverzüge werden durch verschiedene Parameter beeinflusst: Das verwendete Schweißverfahren, die Geometrie der Bauteile, die Einspannbedingungen und die chemische Zusammensetzung der Werkstoffe (Rethmeier et al., 2011, S. 23).

Malisius (2002, S. 24) definiert den Begriff des (Schweiß-)Verzugs wie folgt: „Verzug: die durch die Schrumpfung hervorgerufene Änderung des Achsenverlaufes (Krümmung, Knickung, Biegung) von Werkstücken, insbesondere von Trägern, Rohren, Profilen.“ Ein weiterer, nicht zu vernachlässigender Faktor auf die Ausbildung von Schweißverzügen ist nach Deng, Serizawa und Murakawa (2001, S. 89) die Schweißreihenfolge.

Im Allgemeinen werden Schweißverzüge in sechs verschiedene Arten eingeteilt: Längsschrumpfungen, transversale Schrumpfungen (Querschrumpfungen), Winkelverzüge, rotatorische Verzüge in der Ebene (engl. *in-plane*), Ausbeulen und Biegeverzug in Längsrichtung (siehe Bild 7).

Durch Betrachtung der Bewegungsrichtungen der Schrumpfung an der Schweißnaht, ist eine Reduktion in drei Schrumpfungsarten möglich: Längsschrumpfung, Querschrumpfung und Winkelschrumpfung. Mithilfe der bereits in Kapitel 2.2 beschriebenen Theorie lässt sich schlussfolgern, dass alle drei Schrumpfungsarten beim Schweißen gleichzeitig wirken. In den meisten Fällen ist jedoch nur eine Schrumpfungsart dominant und daher ist eine gesonderte Betrachtung der Schrumpfungsarten sinnvoll (Malisius, 2002, S. 25).

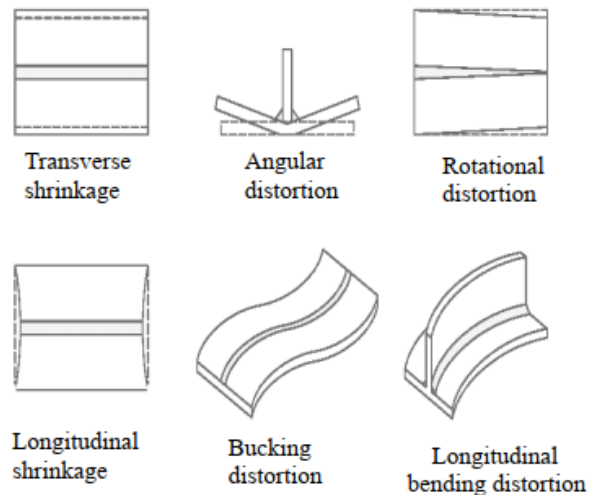


Bild 7: Arten von Schweißverzügen (Liang et al., 2005, S. 30).

Der praktische Teil dieser Arbeit beschäftigt sich mit der Simulation von Schweißverzügen. In den durchgeführten Simulationsbeispielen werden ausschließlich Konstruktionen mit T-Stößen und Kreuzstößen analysiert (siehe Bild 8). Für die Beschreibung von Schweißverzügen werden daher hauptsächlich T-Stöße und Kreuzstöße behandelt.

2.3.1 Längsschrumpfung

Schweißen verursacht in Längsrichtung besonders starke Stauchvorgänge. Abhängig vom Widerstand des nicht erhitzten Werkstoffs werden innere Spannungen und/oder Verformungen des Bauteils nach dem Schweißvorgang hinterlassen. Als Ursache für die Entstehung von Längsschrumpfungen ist die wandernde Schweißquelle zu nennen. Unabhängig von der gefertigten Schweißnahtart ist eine vollständige Durchwärmung des gesamten Querschnitts selten der Fall und damit sind Längsschrumpfungen nicht bzw. kaum vermeidbar.

Längsschrumpfungen führen zu einer Vielzahl an möglichen Verformungen. Werden diese Verformungen grob eingeteilt, dann ergeben sich folgende Gruppen: Längsschrumpfungen bei mittig durchgeführten Schweißungen (Bild 8b), Winkelverzug von Trägern mit außermittigen Schweißungen (Bild 9a) und Beulenbildung an Blechen (Bild 9b).

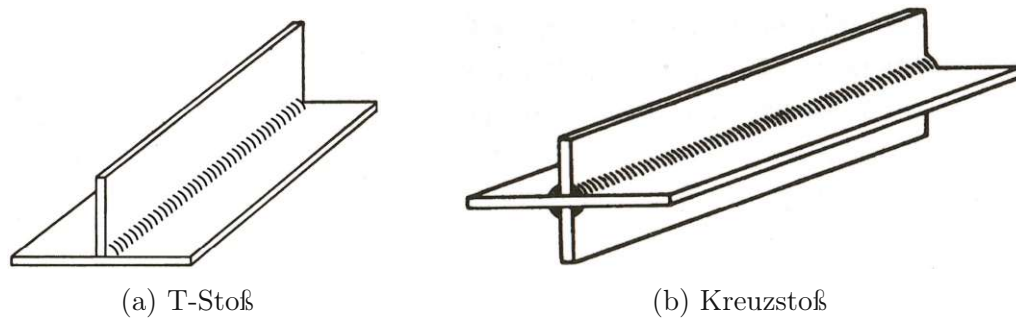


Bild 8: Stoßarten die in dieser Arbeit betrachtet werden (Malisius, 2002, S. 43-44). Anm.: Die Grafiken wurden bearbeitet.

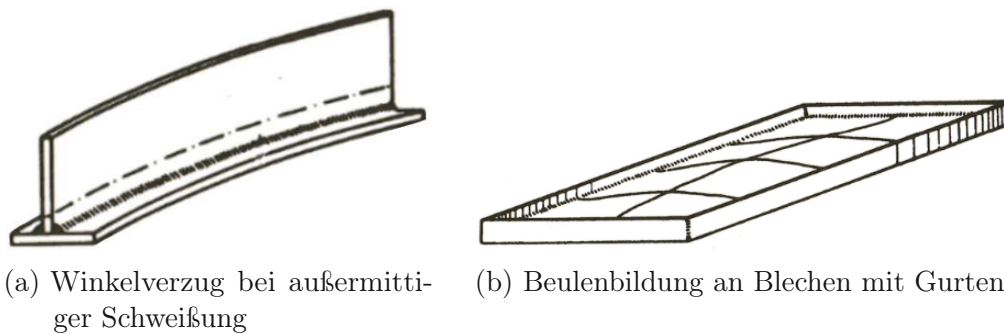
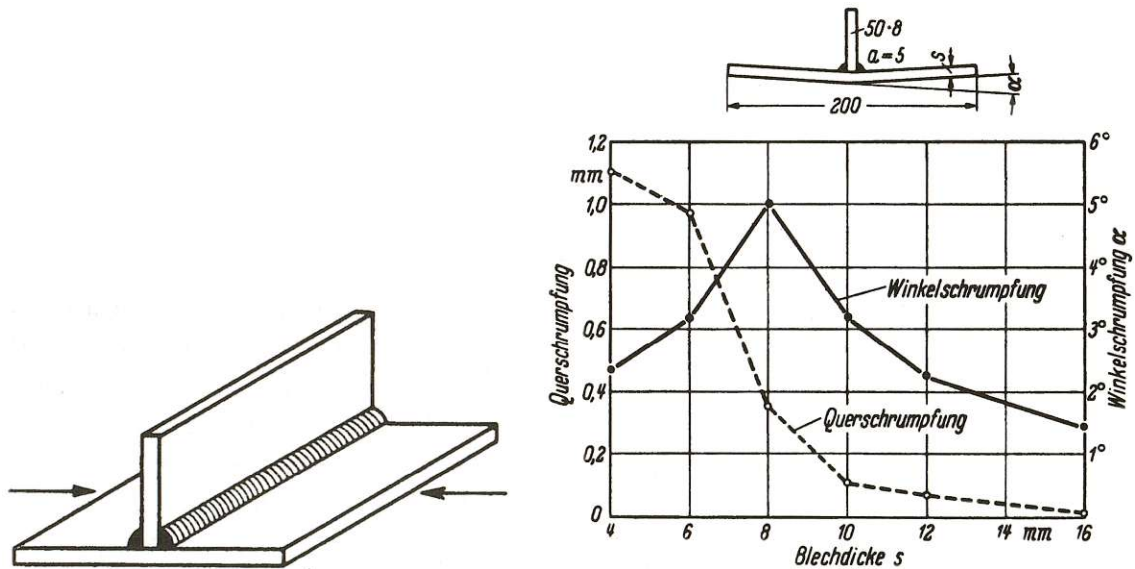


Bild 9: Zwei Gruppen von Längsschrumpfungen (Malisius, 2002, S. 44).
Anm.: Die Grafiken wurden bearbeitet.

Die Ausbildung von Längsschrumpfungen spielt nur in seltenen Fällen eine Rolle. Es sind nicht die Kürzungen im Bauteil, die Probleme verursachen – diese werden meistens von vorhandenen Längentoleranzen kompensiert –, es sind vielmehr die dadurch verursachten inneren Spannungen, die sehr hohe Werte annehmen können. Bezogen auf die entstehenden Eigenspannungen infolge des Schweißtemperaturzyklus haben Längsschrumpfungen einen dominanten Einfluss. In Anlehnung an Kapitel 2.2.3 sei daran erinnert, dass Eigenspannungen in einer Konstruktion sich umso stärker ausbilden, je geringer sichtbare Verformungen beobachtet werden. Welche katastrophalen Folgen kleine Längsschrumpfungen verursachen können, zeigt beispielsweise das überraschende Zerbrechen von vielen Liberty-Schiffen, die im zweiten Weltkrieg durch Schweißverbindungen hergestellt wurden (Malisius, 2002, S. 42-43; Rethmeier et al., 2011, S. 25).

Deutlich sichtbarer sind hingegen Verformungen bei außermittiger Längsschweißung. Durch den wandernden Wärmepunkt wird eine lokale Ausdehnung erzielt, die jedoch von den kaltgebliebenen Teilen des Trägerquerschnitts behindert wird. Es kommt zur Stauchung der neutralen Faser und damit zur Ausbildung eines Biegemoments. Der Hebelarm des Biegemoments ist äquivalent zum Abstand zwischen dem Mittelpunkt der Schrumpfkraft und jenem der neutralen Faser des Trägers. Der Träger krümmt sich dadurch zu einem flachen Kreisbogen. Bei schmälere Trägerquerschnitten ist das nicht bzw. nur in einem sehr geringen Ausmaß der Fall, sofern die Schweißwärme den Querschnitt vollständig durchdringt (Malisius, 2002, S. 46).



(a) Schematische Darstellung (Malisius, 2002, S. 36)

(b) Gemessene Quer- und Winkelschrumpfungen an lichtbogengeschweißten T-Stößen. Variation der Blechdicke bei gleichbleibenden Kehlnahtdicken (Malisius, 2002, S. 42).

Bild 10: Querschrumpfungen bei T-Stößen.

2.3.2 Querschrumpfung

Kühlt eine Schweißnaht ab, dann wird sie sich nicht nur in ihrer Längsrichtung, sondern auch in ihrer Querrichtung zusammenziehen. Das Maß, das sich nach dem Abkühlen durch das Zusammenziehen einstellt, wird als Querschrumpfung bezeichnet. Als Ausgangsmaß wird hierfür die ungeschweißte Verbindung herangezogen, entweder in geheftetem oder in ungeheftetem Zustand.

Aus Versuchen geht hervor, dass sich die Anzahl der Schweißlagen nicht signifikant auf die Querschrumpfung auswirkt. Wesentlich wichtiger ist die eingebrachte Wärme im Verhältnis zur Schweißnahtdicke. Durch eine Steigerung der Wärmemenge – hervorgerufen durch z.B. eine Erhöhung der Nahtbreite –, ergeben sich höhere Querschrumpfungen. In weiterer Folge ist eine Minimierung der Querschrumpfung möglich, indem eine möglichst schmale Schweißfuge in Betracht gezogen wird. Die Schweißfuge kann jedoch nicht beliebig klein gewählt werden. Sie ist an die Grenzen des verwendeten Schweißverfahrens anzupassen. Allgemein gilt: An Blechenden treten geringere Schrumpfungen auf und in der Blechmitte sind sie stärker ausgeprägt (Malisius, 2002, S. 25-26; Rethmeier et al., 2011, S. 25).

2.3.2.1 Querschrumpfung bei Kehlnähten

Die Querschrumpfung bei Kehlnähten (vgl. Bild 10a) wird wesentlich durch zwei bestimmte Faktoren beeinflusst: Durch die Kehlnahtdicke und durch die Werkstoffdicke des überschweißten Teils (\cong Flansch; vgl. Blechdicke s in Bild 10b).

Bild 10b zeigt die Entwicklung der Querschrumpfung Q bei steigender Blechdicke s am

Beispiel einer Doppelkehlnaht. Werden beide Kehlnähte in einer einzigen Lage geschweißt, dann kann ab einer bestimmten Blechdicke keine Querschrumpfung mehr festgestellt werden. Die Erwärmung durch die Wärmequelle verliert ihre Tiefenwirkung, sodass lediglich an der Oberfläche Schrumpfungen auftreten. Diese Oberflächenschrumpfung führt zu einer gewissen Winkeländerung des überschweißten Blechs (Malisius, 2002, S. 35-36).

Einen weiteren Einfluss auf die Größe der Querschrumpfung beim T-Stoß hat die Bewegungsfreiheit des erhitzten Flansches. Wird die Wärmeausdehnung des Flansches behindert – das ist z.B. bei einem Kreuzstoß der Fall –, dann kann die Querschrumpfung beträchtliche Werte annehmen (siehe Bild 11).

Für die Beschreibung der Querschrumpfung an einer Doppelkehlnaht in einem T-Stoß ist die Betrachtung des zugrundeliegenden Temperaturfeldes hilfreich. Im durchgehenden Blech (vgl. horizontales Blech in Bild 10a) wird die örtliche Wärmeausdehnung an der Stelle der Kehlnähte durch die kaltgebliebene Umgebung verhindert. Die Umgebung des betrachteten Flansches bildet daher eine feste Einspannung. Es kommt zur Stauchung an der erhitzten Stelle. Nach erfolgter Schweißung kühlt das Blech als Ganzes ab (Malisius, 2002, S. 36-37).

2.3.3 Winkelschrumpfung

Winkelschrumpfungen wirken wie Querschrumpfungen ebenfalls quer zur Schweißnaht-richtung. Es kommt nach Malisius (2002, S. 24) „zur Verkleinerung des Winkels, den die beiderseits einer Schweißnaht angrenzenden Bauteile zueinander bilden.“

Die Größe der Winkelschrumpfung wird mitunter vom Lagenaufbau einer Schweißnaht beeinflusst. Jede zusätzliche Schweißraupe und jede zusätzliche Lage führen zu einer weiteren lokalen Querschrumpfung, sodass bei einseitigen Mehrlagenschweißungen die höchsten Winkelverzüge festgestellt werden. Eine Verminderung der Winkelschrumpfung wird hingegen durch eine tiefere Durchwärmung des Werkstoffs erzielt. Dazu wird beispielsweise mit höheren Strömen geschweißt, oder es werden z.B. dickere Stabelektroden beim Schweißen verwendet (Malisius, 2002, S. 39-40; Rethmeier et al., 2011, S. 25).

2.3.3.1 Winkelschrumpfung bei Kehlnähten

Winkelschrumpfungen bei Kehlnähten werden durch die Dicke der Kehlnaht und durch die Blechdicke maßgeblich beeinflusst (siehe Bild 10). Verhältnismäßig dicke Kehlnähte führen auf dünnen Blechen zu einer gleichmäßigen Erwärmung. Zwischen der Blechoberseite und der -unterseite sind nur sehr geringe Differenzen in der Erwärmung feststellbar und die Winkelschrumpfung fällt daher gering aus. Werden dünne Kehlnähte auf (verhältnismäßig) dicken Blechen geschweißt, dann entstehen ebenfalls geringe Winkelschrumpfungen. Der Widerstand, den das massive Blech gegen eine Winkelschrumpfung leistet, ist sehr groß. Der stärkste Knick im Blech erfolgt bei einem mittleren Verhältnis zwischen Kehlnahtdicke und Blechdicke.

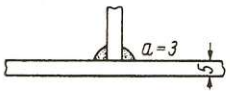
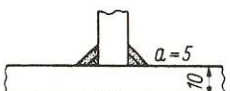
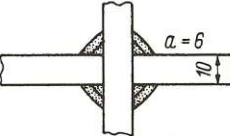
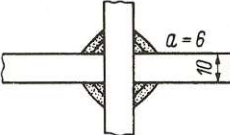
Querschnitt	Schweißart	Schrumpfmaß mm
		0,5
	je 2 Lagen waagerecht	0,1
	Wannen- lage	1,0
	senkrechte Schweiß- lagen, Steignah Fallnaht	1,3 1,0

Bild 11: Querschrumpfung von Kehlnähten beim Lichtbogenschweißen (umhüllte Stabelektroden). Die Schrumpfmaße beziehen sich beim T-Stoß auf das durchgehende Blech und beim Kreuzstoß zeigen sie in Richtung der aufgesetzten Stege (Malisius, 2002, S. 36). Anm.: Die Grafik wurde bearbeitet.

Um Winkelschrumpfungen in T-Stößen zu vermeiden, eignet sich die Ausführung der Schweißverbindung durch eine Dreiblechnaht (sog. *Steiflankennaht*). Zusätzlich soll die Dreiblechnaht in einer einzigen Lage gefüllt werden.

Einen weiteren Einfluss auf die Ausbildung der entstehenden Winkelschrumpfung hat der erzielte Einbrand. Werden Schweißnähte in einer steigenden Lage geschweißt, dann fällt die Schrumpfung geringer aus als bei Schweißnähten in fallender Lage. Steigende Schweißnähte erwärmen den Untergrund stärker, sodass eine tiefere Durchwärmung erzielt wird (vgl. Kapitel 2.3.3). Eine Zusammenfassung der beschriebenen Inhalte über Winkelschrumpfungen ist in Bild 12 zu sehen.

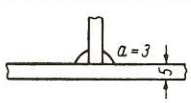
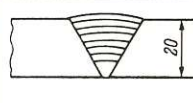
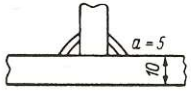
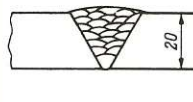
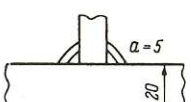
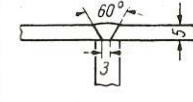
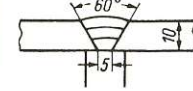
Querschnitt	Schweißart	Schrumpfwinkel α	Querschnitt	Schweißart	Schrumpfwinkel α
	Lichtbogenschiweißen, umhüllte Stabelektroden	3°		Lichtbogenschiweißen, umhüllte Stabelektroden, 8 breite Lagen	7°
	Lichtbogenschiweißen, umhüllte Stabelektroden, je 2 Lagen waagerecht	3°		Lichtbogenschiweißen, umhüllte Stabelektroden, 22 schmale Raupen	13°
	Lichtbogenschiweißen, umhüllte Stabelektroden, je 2 Lagen waagerecht	1°		Lichtbogenschiweißen, umhüllte Stabelektroden, 1 Lage	0°
				Lichtbogenschiweißen, umhüllte Stabelektroden, 3 Lagen	1°

Bild 12: Winkelschrumpfung von Stumpf- und Kehlnähten (Malisius, 2002, S. 40-41). Anm.: Die Grafik wurde bearbeitet.

3 Grundlagen der Simulation von Schweißverzügen

Die Simulation von Schweißverzügen erfährt in der Wissenschaft in den letzten Jahrzehnten ein verstärktes Interesse. Gründe dafür liegen im Einsatz vollmechanisierter Schweißverfahren und im Einsatz von Schweißrobotern. Einen weiteren Grund liefert die immer stärker werdende Forderung nach Leichtbaukonstruktionen. Gleichzeitig führt die steigende Komplexität von Bauteilen zu einer Unüberschaubarkeit der wirksamen Einflüsse und der ablaufenden Prozesse bei der Ausbildung von Schweißverzügen. Auch der erhöhte Kostendruck am Markt und die zunehmenden Qualitätsanforderungen der Kunden tragen dazu bei, dass ein gesteigerter Bedarf an verbesserten Kenntnissen im Bereich der Schweißverzüge verzeichnet wird.

Durch den Einsatz der numerische Schweißsimulation steht dem Anwender eine Möglichkeit zur Verfügung die physikalische Komplexität eines Schweißprozesses in Form eines mathematischen Modells abzubilden und zu lösen. Um diese Abbildung zu realisieren, bedient sich das mathematische Modell diverser Annahmen und Vereinfachungen, ohne die eine Simulation kaum möglich wäre. Das Ziel der vorliegenden Arbeit ist die Modellerstellung und die Verwendung der Simulationsergebnisse zur Deutung und Minimierung von Schweißverzügen für die Bauteilentwicklung, -fertigung und -auslegung im Schienenfahrzeugbau (Rethmeier et al., 2011, S. 26-27).

Abgesehen von der Simulation von Schweißverzügen können numerische Schweißsimulationen weitere Ergebnisse liefern, z.B.: Auswertungen und Parameteranalysen zur Entstehung von Eigenspannungen, Bestimmung kritischer Stellen am Bauteil, Optimierung vorhandener Prozesse u.v.a.

Eine Einteilung der numerischen Schweißsimulation erfolgt nach Radaj (1988) in die drei Teilbereiche Prozess-, Werkstoff- und Struktursimulation. In Bild 13 ist diese Einteilung abgebildet und die wichtigsten Ziel- und Koppelgrößen sind angeführt. Im Folgenden werden die drei Teilbereiche skizziert.

- **Prozesssimulation**

Das Ziel einer Prozesssimulation ist die Modellierung physikalisch miteinander verbundener Phänomene. Prozesssimulationen von Schweißvorgängen beinhalten u.a. die Modellierung des Temperatur- und Geschwindigkeitsfeldes im Schmelzbad, die Wechselwirkung der Wärmequelle mit der Schweißverbindung, sowie die Stabilität des Schweißprozesses. Weitere Schwerpunkte liegen in einer Modellierung des Wärme- und Materialflusses im Schmelzbad und in der Lichtbogenphysik (Neubert, 2018, S. 15).

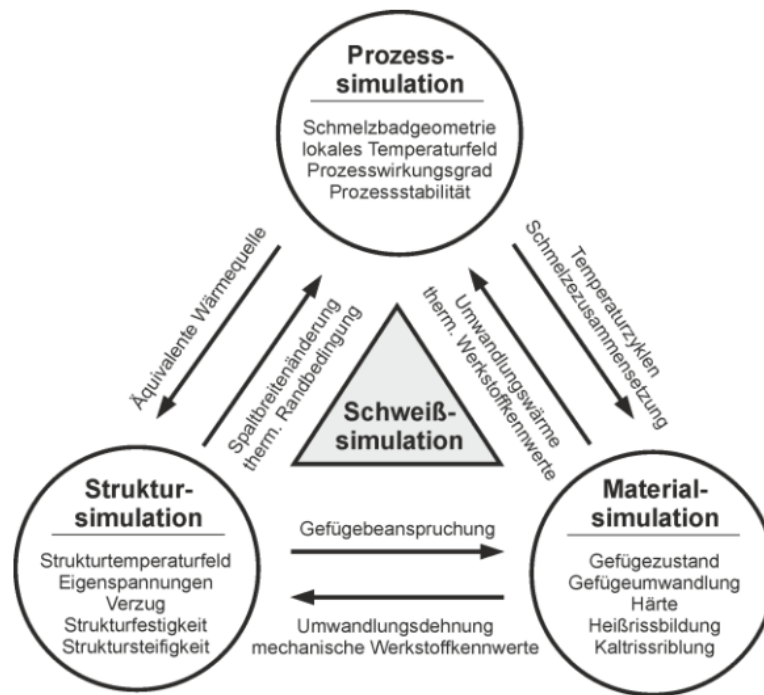


Bild 13: Teilbereiche der Schweißsimulation mit Ziel- und Koppelgrößen (Radaaj, 2002, S. 4).

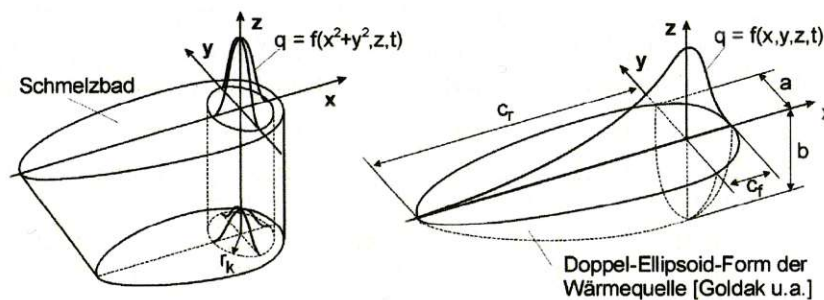


Bild 14: Volumenverteilte Wärmequellen: konische Gaußquelle (links), doppel-ellipsoide Wärmequelle (rechts) (Rethmeier et al., 2011, S. 29).

In der Praxis werden Schweißprozesse vorwiegend anhand von „reinen“ Wärmeleitungsmodellen approximiert. Um eine Approximation zu erreichen, werden sowohl die Erzeugung der Schweißwärme, als auch die Schmelzbadausbildung, auf abstrahierte Größen der Wärmequelle reduziert. Aus diesen Ansätzen ergeben sich äquivalente Wärmequellen mit einer volumetrischen Energieverteilung. Für Lichtbogenverfahren werden doppel-ellipsoide Wärmequellenmodelle verwendet und für Laserstrahlverfahren eignen sich Modelle mit einer Gaußverteilung (siehe Bild 14; Neubert, 2018, S. 15).

• Werkstoffsimulation

Das Ziel einer Werkstoffsimulation ist die Ermittlung des Gefügezustandes bzw. von Phasenumwandlungen. Überdies ist eine Bestimmung der Härte, sowie der Heiß-

bzw. Kaltrissneigung des entstandenen Gefüges möglich.

Bei der Gefügevorschau von Schweißprozessen kommen effektive, umwandlungskinetische Modelle zum Einsatz. Sie ermöglichen bei Baustählen die Berücksichtigung von diffusionsgesteuerten Umwandlungen ($\alpha \leftrightarrow \gamma$) und von diffusionslosen, martensitischen Umwandlungen (Rethmeier et al., 2011, S. 27; Neubert, 2018, S. 15).

- **Struktursimulation**

Struktursimulationen befassen sich mit der Berechnung des Strukturtemperaturfeldes und den thermomechanischen Wärmewirkungen des Schweißens. Darüber hinaus werden Schweißspannungen und Schweißverzüge, sowie die Strukturfestigkeit und Struktursteifigkeit berechnet.

Das Vorhersagen von Schweißspannungen und -verzügen ist für die Industrie ein zentrales Anliegen. Als nicht vollständig vermeidbare Folgen eines Schweißprozesses führen sie zu Qualitätsmängeln im Produkt und in weiterer Folge zu hohen Kosten bei ihrer Beseitigung bzw. als Ausschuss des Produktes. Somit verbessern numerische Struktursimulationen das Verständnis über ablaufende Prozesse bei der Ausbildung von Schweißspannungen und Verzügen (Rethmeier et al., 2011, S. 27; Neubert, 2018, S. 15).

In der vorliegenden Arbeit wird eine Struktursimulation durchgeführt. Zur Anwendung kommen elastische Simulationsmethoden, mit denen Schweißverzüge durch den Einsatz der Inherent Strain Methode (ISM) vorhergesagt werden.

3.1 Thermo-Elasto-Plastische Simulation

Die physikalischen Vorgänge beim Schweißen sind hochkomplex. Aussagen über den Schweißprozess, über die zu verbindenden Bauteile, sowie über die Auswirkungen auf den Werkstoff erfordern eine Vielzahl an Parametern. Diese Parameter müssen u.U. in kostspieligen und zeitaufwändigen Parameterstudien ermittelt werden und dienen als Eingangsgrößen für die anstehende Simulation. Um die Komplexität der Schweißvorgänge zu reduzieren ist eine Anwendung von Vereinfachungen und Annahmen unerlässlich. Vereinfachungen und Annahmen in numerischen Simulationen sind durch vorhandene Rechenkapazitäten begründet und führen gleichzeitig zu einer Gewährleistung der Praktikabilität numerischer Schweißsimulationen. Nichtsdestotrotz wird durch den Einsatz von Thermo-Elasto-Plastischen (TEP) Simulationen das Ziel einer möglichst genauen Ermittlung des transienten Temperaturfeldes verfolgt. Das Temperaturfeld wird während des (virtuellen) Schweißvorgangs und nach erfolgter Schweißung berechnet. Auf der Grundlage der berechneten Temperaturverläufe werden Verformungen und Spannungen ermittelt, sowie Abschätzungen über Gefügestände und Optimierungen von Schweißprozessen erreicht (Rethmeier et al., 2011, S. 27; Peil & Wichers, 2005, S. 843-844).

Die Annahmen und Vereinfachungen betreffen u.a. die Werkstoffkennwerte der zu verschweißenden Bauteile, die als ideal homogen und isotrop betrachtet werden. Einflüsse aus der Vorgeschichte des Werkstoffs, z.B. vorausgegangene Wärmebehandlungen, Umformprozesse, etc. werden üblicherweise nicht berücksichtigt. Zu guter Letzt wird der Spannungszustand der Bauteile als eigenspannungsfrei angenommen und Vorverfestigungen werden gleichermaßen außer Acht gelassen (Rethmeier et al., 2011, S. 28).

Aus diesen Überlegungen ergibt sich schlussendlich eine sog. *vorwärtsgekoppelte* Simulation. Zunächst wird das transiente Temperaturfeld berechnet und im Anschluss als Grundlage für eine strukturmechanische Berechnung weiterverwendet. Diese einsinnige Kopplung ist nur unter der Voraussetzung kleiner Beanspruchungsgeschwindigkeiten gerechtfertigt. Kleine Beanspruchungsgeschwindigkeiten ergeben Verformungen mit geringen Wärmefreisetzungen, die wiederum im Hinblick auf die eingebrachte Wärme des Schweißlichtbogens vernachlässigbar sind. Somit wirkt der Einfluss der mechanischen Wärmefreisetzungen in nicht signifikantem Ausmaß auf das transiente Temperaturfeld (Peil & Wichers, 2005, S. 844).

Voll gekoppelte TEP-Simulationen ermöglichen eine simultane Berechnung des thermischen und mechanischen Feldes. In nur einem Modell werden Temperaturen und mechanische Verschiebungen gleichzeitig berechnet. Durch solche Analysen ergibt sich u.a. eine detaillierte Auflösung von Schweißvorgängen. Als Nachteil ist hingegen die gestiegene Komplexität bei der Modellierung von gekoppelten Simulationsmodellen anzumerken, was mit längeren Rechenzeiten einhergeht, die entsprechend eingeplant werden müssen (Cummings, 2016, S. 3).

Eine Untersuchung von TEP-Simulationen wurde bei Siemens Mobility bereits von Sindhuber (2021) durchgeführt. Da sich der praktische Teil dieser Diplomarbeit mit elastischen Simulationsmethoden beschäftigt, ist ein detaillierter Einblick in die Berechnung von TEP-Simulationen außerhalb des Rahmens dieser Arbeit.

3.2 Elastische Simulationsmethoden

Die in Kapitel 3.1 vorgestellte Thermo-Elasto-Plastische Methode eignet sich zur Simulation von Schweißeigenspannungen und Schweißverzügen in kleinen bzw. mittelgroßen Strukturen. Eine effektive Anwendung in großen Baugruppen ist nicht möglich, u.a. wegen des hohen Rechenaufwands und der damit verbundenen Rechenzeit. Um den Umstand langer Rechenzeiten zu umgehen wurden elastische Simulationsmethoden entwickelt, die eine Berechnung von Schweißverzügen innerhalb einer vertretbaren Simulationszeit erlauben. Die vorliegende Arbeit befasst sich mit einer dieser Methoden, der sog. Methode der inhärenten Verzerrungen (engl. *Inherent Strain Method*). Im Folgenden wird der Ausdruck *Inherent Strain Methode* verwendet. Durch die kombinierte Anwendung mit Interface-Elementen ist eine Erfassung bestimmter geometrischer Fehler, z.B. unzuläs-

sig großer Schweißspalten, ebenfalls möglich. Fehler dieser Art entstehen beispielsweise durch vorausgegangene Fertigungsprozesse, oder sie ergeben sich als Auswirkungen einer sequenziellen Schweißfolge (Deng et al., 2007, S. 4613-4614).

3.2.1 Das Konzept der inhärenten Verzerrungen

Das Konzept der inhärenten Verzerrungen beruht auf der Elastizitätstheorie und eignet sich zur Berechnung von Schweißeigenstressen und Schweißverzügen in großen Strukturen. Inhärente Verzerrungen (engl. *inherent strains*) die während eines Schweißvorgangs entstehen, werden als Ursache von Schweißeigenstressen und Schweißverzügen betrachtet (Ueda, Murakawa & Ma, 2012, S. 8 und S. 35).

Die Gesamtverzerrung während des Aufheiz- und Abkühlungsprozesses beim Schweißen ist das Ergebnis mehrerer Verzerrungskomponenten. Zu nennen sind elastische Verzerrungen ε^e , plastische Verzerrungen ε^p , thermische Verzerrungen ε^{th} , Verzerrungen durch Kriechprozesse ε^c und Verzerrungen durch Phasentransformationen ε^{tr} . Die aufgezählten Verzerrungsanteile werden aufsummiert und die Gesamtverzerrung

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^p + \varepsilon^{th} + \varepsilon^c + \varepsilon^{tr} \quad (1)$$

wird gebildet. Die Gesamtverzerrung und die elastischen Verzerrungen bilden die Ursache für Schweißeigenstressen und Verzüge, sodass sie auf einer Seite der Gleichung zusammengefasst werden. Eine Umformung ergibt

$$\varepsilon^* \equiv \varepsilon^p + \varepsilon^{th} + \varepsilon^c + \varepsilon^{tr} = \varepsilon - \varepsilon^e \quad (2)$$

und damit eine Gleichung zur Berechnung von inhärenten Verzerrungen ε^* . Demzufolge werden inhärente Verzerrungen aus einer Summe von allen nichtelastischen Verzerrungsanteilen gebildet (Murakawa, Deng & Ma, 2010, S. 103).

Für Kohlenstoffstähle sind gewisse Vereinfachungen möglich. Kriechverzerrungen und Verzerrungen durch Phasentransformationen sind vernachlässigbar klein. Thermische Verzerrungen werden nach dem Abkühlen des Werkstoffs wieder abgebaut und schlussendlich lassen sich inhärente Verzerrungen auf plastische Verzerrungen während des Schweißvorgangs reduzieren ($\varepsilon^* \approx \varepsilon^p$; Wang, Ma und Murakawa, 2015, S. 25).

Im nächsten Kapitel wird anhand des Drei-Balken-Modells beschrieben, unter welchen Bedingungen inhärente Verzerrungen beim Schweißen entstehen und von welchen physikalischen Größen sie beeinflusst werden.

3.2.1.1 Entstehung von inhärenten Verzerrungen am Drei-Balken-Modell

Schweißeigenstressen und Schweißverzüge entstehen beim Schweißen aufgrund eines plastischen Verformungsprozesses. Die zugrundeliegenden Vorgänge wurden bereits in Kapitel 2.2.1 anhand des Drei-Balken-Modells qualitativ beschrieben. Quantitative Betrachtungen über Spannungs- und Verzerrungszustände blieben bisher ausständig und

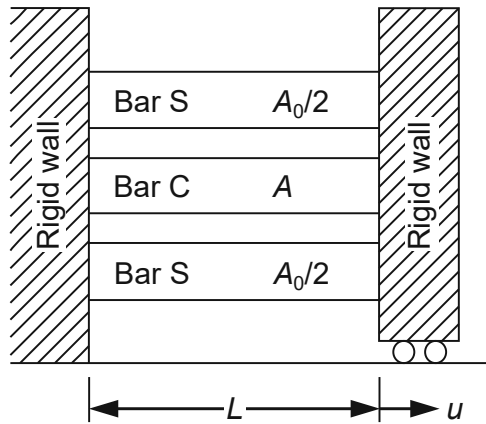


Bild 15: Drei-Balken-Modell nach Ueda et al. (2012, S. 22).

werden in diesem Kapitel ergänzt.

Für die nachfolgenden Ausführungen wird eine horizontale Darstellung des Drei-Balken-Modells betrachtet (siehe Bild 15) und nach Ueda et al. (2012, S. 9-10) werden zu diesem Modell folgende Annahmen getroffen:

- Der Mittelbalken C symbolisiert die Schweißnaht und die Außenbalken S repräsentieren den verbliebenen Bereich des Bauteils.
- Die Querschnittsflächen des Mittelbalkens und der Außenbalken werden mit A bzw. $A_0/2$ notiert.
- Es wird ein elastisch-ideal-plastisches Materialverhalten vorausgesetzt.
- Der thermische Ausdehnungskoeffizient der Balken zeigt keine Temperaturabhängigkeit ($\alpha = \text{const.}$).

Das mechanische Verhalten des Drei-Balken-Modells und die Ausbildung von inhärenten Verzerrungen werden anhand einer Erwärmung des Mittelbalkens C untersucht. Es sei T_Y jene Temperatur, bei der der Mittelbalken C aufgrund der vorherrschenden Temperatur zu fließen beginnt. Ist σ_Y die Fließspannung und E der Elastizitätsmodul des Balkens, dann lässt sich (ohne Beweis) der Zusammenhang

$$T_Y = \frac{A + A_0}{A_0} \frac{\sigma_Y}{E\alpha} \quad (3)$$

anschreiben (Ueda et al., 2012, S. 13). Um die Analyse in diesem Kapitel zu vereinfachen, wird eine Temperatur bei 0°C als Bezugstemperatur definiert. Anschließend werden drei Temperaturzyklen (TZ) mit unterschiedlichen Maximaltemperaturen T_{\max} untersucht (siehe Bild 16):

- ① TZ mit einer niedrigen Maximaltemperatur: $0^\circ\text{C} \rightarrow T_{\max} \leq T_Y \rightarrow$ Abkühlen
- ② TZ mit einer mittleren Maximaltemperatur: $0^\circ\text{C} \rightarrow T_Y \leq T_{\max} \leq 2T_Y \rightarrow$ Abkühlen
- ③ TZ mit einer hohen Maximaltemperatur: $0^\circ\text{C} \rightarrow 2T_Y \leq T_{\max} \rightarrow$ Abkühlen

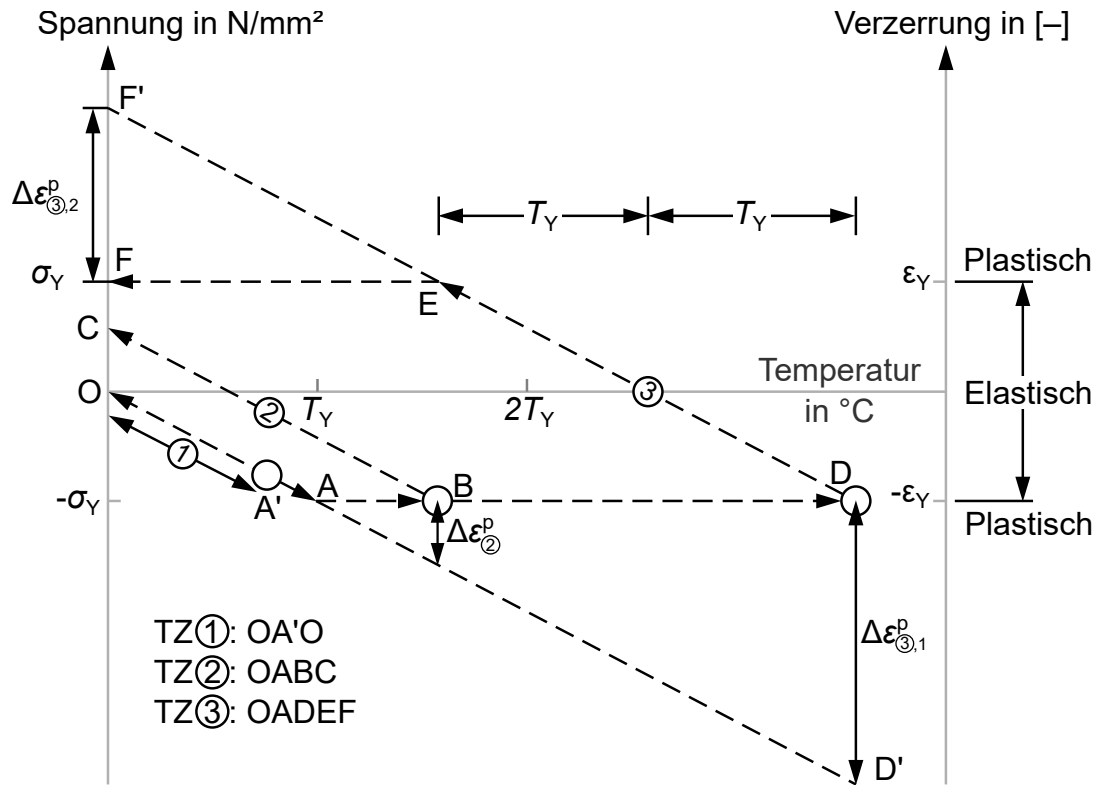


Bild 16: Spannungs-Temperatur-Diagramm für den Mittelbalken C (Ueda et al., 2012, S. 20). Anm.: Die Grafik wurde bearbeitet.
TZ... Temperaturzyklus, T_Y ... Fließtemperatur
 σ_Y ... Fließspannung, ε_Y ... Fließverformung

In den nächsten Seiten wird gezeigt, dass die in den Temperaturzyklen erreichte Maximaltemperatur einen großen Einfluss auf die Ausbildung von inhärenten Verzerrungen ausübt. An dieser Stelle sei zusätzlich erwähnt, dass eine detaillierte Beschreibung der Spannungs- und Verzerrungszustände über den Rahmen dieser Arbeit hinausgehen würde. Es werden daher nur die wichtigsten Ergebnisse und Zusammenhänge beschrieben. Eine detaillierte Beschreibung ist in Ueda et al. (2012, S. 21-27) zu finden.

① **TZ mit einer niedrigen Maximaltemperatur:** $0^\circ\text{C} \rightarrow T_{\max} \leq T_Y \rightarrow$ Abkühlen
Eine Erwärmung des Mittelbalkens C auf eine Temperatur kleiner gleich der Fließtemperatur T_Y , führt zu Spannungszuständen mit elastischen Verformungen am Modell. Im Mittelbalken C werden Druckspannungen gebildet und in den Außenbalken S entstehen Zugspannungen. Wird das System nach erfolgter Erwärmung wieder abgekühlt, dann stellt sich der geometrische Ausgangszustand ein. Es kann festgestellt werden, dass am Modell keine Restspannungen verbleiben (Ueda et al., 2012, S. 23-24).

② **TZ mit einer mittleren Maximaltemperatur:** $0^\circ\text{C} \rightarrow T_Y \leq T_{\max} \leq 2T_Y \rightarrow$ Abkühlen

Der zweite Temperaturzyklus ist durch das begrenzte Überschreiten der Fließtemperatur

gekennzeichnet ($T_Y \leq T_{\max} \leq 2T_Y$). Wird die Fließtemperatur um einen Betrag $\Delta T = (T_{\max} - T_Y)$ überschritten, dann entstehen im Mittelbalken die zusätzlichen thermischen Verzerrungen $\alpha\Delta T$.

Durch die erhöhte Temperatur und die zusätzlichen thermischen Verzerrungen beginnt der mittlere Balken zu fließen. Eine Betrachtung des gesamten Verzerrungsinkrements $\Delta\varepsilon$ am Mittelbalken ergibt beim Überschreiten der Fließtemperatur die Beziehungen

$$\begin{aligned}\Delta\varepsilon &= \Delta\varepsilon^P + \Delta\varepsilon^{\text{th}}, \\ 0 = \Delta\varepsilon &= \Delta\varepsilon^P + \Delta\varepsilon^{\text{th}} = \Delta\varepsilon^P + \alpha(T_{\max} - T_Y) \text{ und} \\ \Delta\varepsilon^P &= -\alpha(T_{\max} - T_Y).\end{aligned}\tag{4}$$

Das gesamte Verzerrungsinkrement $\Delta\varepsilon$ in Gleichung (4) besteht aus einem plastischen Anteil $\Delta\varepsilon^P$ und einem thermischen Anteil $\Delta\varepsilon^{\text{th}}$. Da sich die Gesamtverzerrung am Mittelbalken nicht ändert (Fließen), wird das Inkrement der Gesamtverzerrung in der zweiten Zeile Null gesetzt. Durch Umformen der Gleichung ergibt sich in der dritten Zeile eine Definition zur Berechnung des plastischen Verzerrungsinkrements (Ueda et al., 2012, S. 24). Für Kohlenstoffstähle entsprechen die plastischen Verzerrungen in Gleichung (4) den inhärenten Verzerrungen ($\varepsilon^* \approx \varepsilon^P$) und es folgt

$$\varepsilon^* = -\alpha(T_{\max} - T_Y).\tag{5}$$

Die Restspannungen im System werden nach erfolgter Abkühlung durch Anschreiben des Kräftegleichgewichts an der horizontal verschiebbaren Verbindung berechnet. Durch Einsetzen der Randbedingungen ergeben sich für die Spannungen (ohne Beweis) die Gleichungen

$$\left. \begin{aligned}\text{Außenbalken S: } \sigma &= -EA/(A + A_0) \cdot \alpha(T_{\max} - T_Y) \\ \text{Mittelbalken C: } \sigma &= E\{-A/(A + A_0) \cdot \alpha(T_{\max} - T_Y) + \alpha(T_{\max} - T_Y)\} \\ &= EA_0/(A + A_0) \cdot \alpha(T_{\max} - T_Y)\end{aligned}\right\}.\tag{6}$$

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass ein Temperaturzyklus mit einer Maximaltemperatur $T_Y \leq T_{\max} \leq 2T_Y$ zu plastischen Verzerrungen im Querschnitt des Mittelbalkens führt. Die inhärenten Verzerrungen erreichen eine maximale Größe $-\alpha T_Y$ und werden vom Abkühlprozess nicht beeinflusst. Wird hingegen beim Erwärmen des mittleren Balkens die Temperatur $2T_Y$ überschritten, dann wird sich zeigen, dass der Abkühlvorgang bei der Entstehung von plastischen Verzerrungen ebenfalls eine Rolle spielt.

③ **TZ mit einer hohen Maximaltemperatur:** $0^\circ\text{C} \rightarrow 2T_Y \leq T_{\max} \rightarrow$ Abkühlen
Der dritte Temperaturzyklus betrachtet eine Überschreitung der doppelten Fließtemperatur, d.h. $T_{\max} \geq 2T_Y$. Die bei der Erwärmung des Mittelbalkens ablaufenden Vorgänge

gelten analog zu jenen des zweiten Temperaturzyklus und erfordern daher keine gesonderte Beschreibung. Für die Maximaltemperatur T_{\max} sind die aktuellen Grenzen zu berücksichtigen.

Wird der Mittelbalken C nach erfolgter Erwärmung abgekühlt, dann werden die thermisch induzierten Spannungen wieder abgebaut. Dieser Vorgang bewirkt eine allmähliche Umwandlung der Druckspannungen im Mittelbalken und schließlich die Ausbildung von Zugspannungen. Bei fortgesetzter Abkühlung erreichen die Zugspannungen die Fließgrenze und es werden erneut plastische Verzerrungen gebildet (Ueda et al., 2012, S. 27) – genauer gesagt, erreichen die Schrumpfverzerrungen die Größe

$$\Delta\varepsilon^P = \alpha(T_{\max} - 2T_Y). \quad (7)$$

Aus der Betrachtung des gesamten Temperaturzyklus lässt sich schließen, dass plastische Verzerrungen im Mittelbalken sowohl in der Aufheiz- als auch in der Abkühlphase gebildet werden. In der Aufheizphase entstehen Druckverzerrungen und beim Abkühlen werden Zugverzerrungen gebildet. Eine Summation der beiden Verzerrungsanteile ergibt die Restverzerrung im Querschnitt des Mittelbalkens

$$\Delta\varepsilon^P = -\alpha(T_{\max} - T_Y) + \alpha(T_{\max} - 2T_Y) = -\alpha T_Y. \quad (8)$$

Diese Restverzerrung im Querschnitt (Gleichung (8)) entspricht den inhärenten Verzerrungen ε^* und daher wird die Gleichung

$$\Delta\varepsilon^* = \Delta\varepsilon^P = -\alpha T_Y \quad (9)$$

angeschrieben (Ueda et al., 2012, S. 27).

Wie bereits erwähnt wurde, erreichen die Spannungen beim Abkühlen des Mittelbalkens die Fließgrenze und eine nunmehr fortgesetzte Abkühlung hat keinen weiteren Einfluss auf die Restspannungen. Durch Anschreiben und Lösen des Kräftegleichgewichts an der Verbindungsstelle der Balken, werden die Gleichungen

$$\left. \begin{array}{l} \text{Außenbalken S: } \sigma = -(A/A_0)\sigma_Y \\ \text{Mittelbalken C: } \sigma = \sigma_Y \end{array} \right\} \quad (10)$$

für die Restspannungen am Modell angeschrieben.

Eine Analyse von drei verschiedenen Temperaturzyklen hat ergeben, dass die Spannungs- und Verzerrungszustände nach der Abkühlung des Systems von der erreichten Maximaltemperatur beim Erwärmen abhängen. Die beschriebenen Ergebnisse werden in Tabelle 1 zusammengefasst.

In diesem Kapitel wurde verdeutlicht, dass die hohen Temperaturen beim Schweißen zur Ausbildung von inhärenten Verzerrungen beitragen. Im nächsten Kapitel wird die

Tabelle 1: Inhärente Verzerrungen und Spannungen im Querschnitt des Mittelbalkens in Abhängigkeit von der Maximaltemperatur beim Erwärmen.

Temperatur- zyklus	T_{\max}	ε^*	$\sigma_{\text{Balken C}}$
①	$T_{\max} \leq T_Y$	0	0
②	$T_Y \leq T_{\max} \leq 2T_Y$	$-\alpha(T_{\max} - T_Y)$	$E \frac{A_0}{A + A_0} \cdot \alpha(T_{\max} - T_Y)$
③	$2T_Y \leq T_{\max}$	$-\alpha T_Y$	σ_Y

Inherent Strain Methode vorgestellt, mit der inhärente Verzerrungen zur Berechnung von Schweißeigenstressungen und Schweißverzügen verwendet werden.

3.2.2 Inherent Strain Methode

Eine Untersuchung der Temperaturzyklen am Drei-Balken-Modell hat ergeben, dass plastische Verzerrungen unter gewissen Bedingungen in Schweißeigenstressungen und Schweißverzügen resultieren. Dieser Erkenntnis zufolge ließe sich der Spannungszustand nach dem Schweißen bei bekannter Verteilung der inhärenten Verzerrungen reproduzieren. Um eine Reproduktion des Spannungszustandes zu erreichen, wird aus dem visko-elastoplastischen Originalmodell ein elastisches Ersatzmodell gebildet. Am Ersatzmodell werden die inhärenten Verzerrungen in Form von Kräften und Momenten im Gleichgewicht aufgebracht.

Um die Gültigkeit dieser Überlegungen zu validieren, wird ein Ersatzmodell des Drei-Balken-Modells herangezogen (siehe Bild 17). Für das Ersatzmodell wurden die inhärenten Verzerrungen zuvor ermittelt und sie werden anschließend in Form von elastischen Beanspruchungen (Kräfte F^*) am Mittelbalken aufgetragen (Sindhuber, 2021, S. 22). Die Randbedingung auf der linken Seite des Mittelbalkens erfordert – zur Bewahrung des Gleichgewichts –, ebenfalls eine Kraft F^* (Ueda et al., 2012, S. 27-28).

Die Verbindungsstelle an der rechten Seite des Ersatzmodells ist weiterhin starr und verschiebbar. Für den Mittelbalken C und die Außenbalken S ergeben sich die Gesamtverzerrungen ε_i zu

$$\varepsilon_i = \frac{u}{L}, \quad i = C, S. \quad (11)$$

In weiterer Folge wird das Kräftegleichgewicht an der starren Verbindung des Ersatzmodells aufgestellt und damit die Gleichung

$$F_C + F_S + F^* = 0 \quad (12)$$

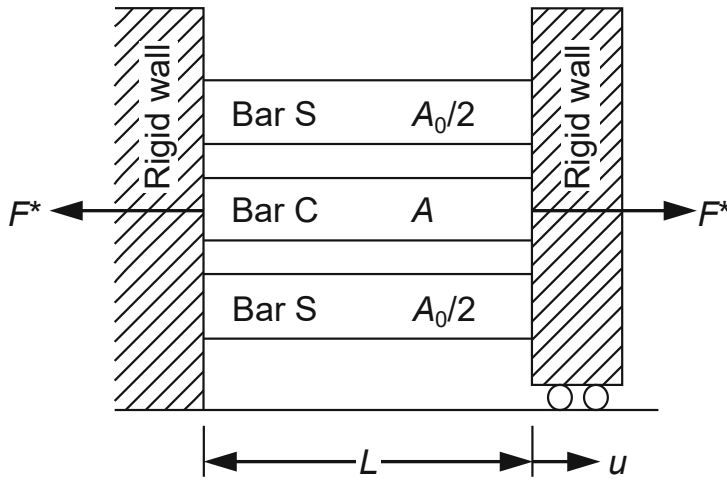


Bild 17: Drei-Balken-Modell, das mit Ersatzkräften aus den inhärenten Verzerrungen beansprucht wird (Ueda et al., 2012, S. 22). Anm.: Die Grafik wurde bearbeitet.

angeschrieben. Die Kräfte in Gleichung (12) entsprechen einer Multiplikation der Balkenspannungen mit den jeweiligen Balkenquerschnitten (A bzw. A_0) und es folgt

$$\left. \begin{array}{l} \text{Außenbalken S: } F_S = EA_0\varepsilon_S = EA_0\frac{u}{L} \\ \text{Mittelbalken C: } F_C = EA\varepsilon_C = EA\frac{u}{L} \\ \text{Inhärente Kraft: } F^* = EA\varepsilon^* \end{array} \right\} \quad (13)$$

Durch Einsetzen der Kräfte aus Gleichung (13) in Gleichung (12) folgt für die Verschiebung

$$u = \frac{A}{A + A_0} \varepsilon^* L. \quad (14)$$

Die Verschiebung u ist aufgrund der starren Verbindung für alle Balken gleich groß. Durch Substitution in Gleichung (11) und durch eine anschließende Multiplikation mit dem E-Modul, folgt die Spannung

$$\sigma = \sigma_S = E \frac{A}{A + A_0} \varepsilon^*. \quad (15)$$

Die berechnete Spannung ist nur in den Außenbalken S wirksam. Für den Mittelbalken C werden die eingebrachten inhärenten Verzerrungen ε^* von der Gesamtverzerrung ε_C subtrahiert und es wird die korrigierte (tatsächliche) Verzerrung

$$\varepsilon_C^t = \varepsilon - \varepsilon^* = -\frac{A_0}{A + A_0} \varepsilon^* \quad (16)$$

angeschrieben. In weiterer Folge ergibt sich die korrigierte (tatsächliche) Spannung des

Mittelbalkens C zu

$$\sigma_C^t = -E \frac{A_0}{A + A_0} \varepsilon^*. \quad (17)$$

Die inhärenten Verzerrungen des Mittelbalkens C wurden bereits im vorigen Kapitel ermittelt. Um das Beispiel abzuschließen, werden sie aus Tabelle 1 für den dritten Temperaturzyklus entnommen und in Gleichung (17) eingesetzt. Zugleich wird die Fließtemperatur mit jener Beziehung aus Gleichung (3) substituiert (Ueda et al., 2012, S. 27-28) und es folgt schlussendlich die Spannung des Mittelbalkens

$$\sigma_C^t = -E \frac{A_0}{A + A_0} \varepsilon^* = -E \frac{A_0}{A + A_0} (-\alpha T_Y) = E \frac{A_0}{A + A_0} \alpha \frac{A + A_0}{A_0} \frac{\sigma_Y}{E\alpha} = \sigma_Y. \quad (18)$$

Die hergeleitete Spannung im Mittelbalken C entspricht jener Spannung, die für den dritten Temperaturzyklus berechnet wurde. Somit liefert das Ergebnis in Gleichung (18) einen Beweis für die Validität der Inherent Strain Methode.

Die Inherent Strain Methode ist gleichermaßen an zwei- und dreidimensionalen Strukturen anwendbar. Durch das Erstellen einer Datenbank mit Informationen über Größe und Verteilung von inhärenten Verzerrungen verschiedener Schweißnahttypen, ist der großflächige Einsatz von elastischen Analysen zur Ermittlung von Schweißeigenstressungen und Schweißverzügen möglich. Komplexe TEP-Simulationen werden auf ein Minimum reduziert und dadurch eine Einsparung wertvoller Ressourcen erreicht (Ueda et al., 2012, S. 28).

Zum Abschluss dieses Kapitels werden neben der TEP-Simulation weitere Methoden aufgezählt, mit denen eine Bestimmung inhärenter Verzerrungen möglich ist. Ohne eines Anspruchs auf Vollständigkeit sind zu nennen (Ueda et al., 2012, S. 35):

- Röntgen
- γ -Strahlen
- Bohrlochmethode
- Relaxationsmethode
- Analytische Formeln
- usw.

3.2.2.1 Anwendung der Inherent Strain Methode im Schienenfahrzeugbau

Bei der Schienenfahrzeugfertigung sind aufgrund einer Leichtbauweise große und zugleich dünnwandige Strukturen im Einsatz. Diese Strukturen werden vorwiegend mit Schalenelementen modelliert und daher ist die Annahme eines ebenen Spannungszustands für diese Elemente zulässig.

Schweißverzüge in Schalenelementen werden hauptsächlich durch longitudinale inhärente Verzerrungen ε_{xx}^* und transversale Verzerrungen ε_{yy}^* verursacht. Unter longitudinalen inhärenten Verzerrungen sind jene inhärenten Verzerrungen definiert, die in Längsrichtung der Schweißnaht wirken. Hingegen liegt die Wirkrichtung von transversalen inhärenten Verzerrungen in der Ebene quer zur Schweißnaht.

Zur Berechnung von Schweißeigenstressen und Schweißverzügen in Modellen aus Schalenelementen werden Informationen über ihre inhärenten Verzerrungen benötigt. Im Detail bedeutet das, dass die Verteilung der inhärenten Verzerrungen in den Schweißnähten der Konstruktion von Interesse ist. TEP-Simulationen bieten eine Möglichkeit zur Ermittlung von inhärenten Verzerrungen und sie werden üblicherweise an Modellen mit Volumenelementen durchgeführt. Eine Übertragung der Ergebnisse auf Ersatzmodelle aus Schalenelementen, ist ohne gewisse Annahmen und Vereinfachungen nicht möglich.

TEP-Untersuchungen an Schweißstößen mit Doppelkehlnähten haben gezeigt, dass lange und zugleich dünnwandige Platten im mittleren Bereich einer Schweißnaht eine gewissermaßen gleichmäßige Verteilung der inhärenten Deformationen aufzeigen. Insofern ist bei einer ausreichend großen Schweißnahtlänge eine Vernachlässigung der Randeinflüsse zulässig. Die Verteilung der inhärenten Deformationen wird in weiterer Folge als konstant approximiert, ohne dass daraus ein signifikanter Genauigkeitsverlust bei der Berechnung der Schweißverzüge resultiert. Informationen über die Verteilung von Schweißeigenstressen gehen jedoch verloren. Aus der konstanten Verteilung von inhärenten Deformationen entlang der Schweißnaht werden in weiterer Folge Kräfte und Momente berechnet und im Gleichgewicht am Modell aufgebracht (Wang, Yin & Murakawa, 2013, S. 1449; Wang et al., 2015, S. 25; Deng et al., 2007, S. 4619-4620).

Inhärente Deformationen werden durch Integration der inhärenten Verzerrungen berechnet. Als Integrationsgrenzen sind die Abmessungen der Querschnittsfläche normal zur Schweißnahttrichtung zu verwenden. Demzufolge ist in vielen Fällen eine Einteilung der inhärenten Deformationen in mehrere Komponenten sinnvoll: inhärente Deformationen in longitudinaler Richtung δ_x^* , inhärente Deformationen in transversaler Richtung δ_y^* , inhärente Biegedeformationen in longitudinaler Richtung θ_x^* und inhärente Biegedeformationen in transversaler Richtung θ_y^* . Nach Wang et al. (2015, S. 25) werden die Gleichungen

$$\begin{aligned}
 \delta_x^* &= \frac{1}{h} \iint \varepsilon_x^* dydz \\
 \delta_y^* &= \frac{1}{h} \iint \varepsilon_y^* dydz \\
 \theta_x^* &= \frac{12}{h^3} \iint \left(z - \frac{h}{2} \right) \varepsilon_x^* dydz \\
 \theta_y^* &= \frac{12}{h^3} \iint \left(z - \frac{h}{2} \right) \varepsilon_y^* dydz
 \end{aligned} \tag{19}$$

für diese Komponenten der inhärenten Deformationen angeschrieben. Die Variable h beschreibt die Plattendicke der Schweißverbindung und für die Koordinatenrichtungen x , y , z gelten folgende Festlegungen:

- x : Richtung entlang der Schweißnaht bzw. longitudinale Richtung.
- y : Richtung normal zur Schweißnaht (in der Ebene) bzw. transversale Richtung.
- z : Richtung normal zur Schweißnaht und in Richtung der Plattendicke (nicht in der Ebene).

Eine Angabe der Integrationsgrenzen ist in der Literatur ausständig. Nach Sindhuber (2021, S. 27) wird den Unterseiten der Bleche die Grenze $z = 0$ zugeschrieben. Die Oberseiten der Bleche folgen zu $z = h$.

3.2.3 Interface-Elemente

Bei der Montage von Schienenfahrzeugen werden viele, teilweise sehr große Baugruppen miteinander verbunden. Größere Baugruppen, die durch Schweißverfahren hergestellt wurden, bestehen mitunter wiederum aus kleineren, ebenfalls geschweißten Baugruppen. Dabei bedingt der Einsatz von Schweißverfahren das Entstehen von Schweißverzügen, die gewisse Toleranzen nicht überschreiten dürfen. Werden Fertigungstoleranzen durch entstandene Schweißverzüge überschritten, dann führt das zu einer Beeinträchtigung in der Fertigungsgenauigkeit oder im ungünstigsten Fall zu Ausschuss.

Aus der Gesamtheit aller geometrischen Fehler in einer Schweißbaugruppe kann der Großteil den lokalen Schrumpfungen während des Schweißvorgangs zugeschrieben werden. Bisher unerwähnt blieben jedoch andere Faktoren, die ebenfalls einen signifikanten Einfluss ausüben. Es ist kein Zufall, dass die Theorie von Schweißverzügen bestimmte Bedingungen als „ideal“ voraussetzt. Idealisierungen beziehen oftmals eine fehlerfreie Schweißnahtanarbeitung miteinander, aber auch fehlerfreie Positionierungen (Schweißspalt) und/oder Fixierungen der zu verschweißenden Werkstücke werden als gegeben betrachtet. Diese Annahmen ermöglichen die Reduktion der Komplexität eines Schweißprozesses und zugleich die gezielte Betrachtung bestimmter Aspekte beim Schweißen.

Ein Simulationsmodell, das die Ausbildung von Schweißverzügen möglichst realitätsnah vorhersagen möchte, darf diese Idealisierungen keinesfalls in allen Fällen annehmen. Ein mögliches Beispiel ist in Baugruppen mit mehreren Schweißnähten und einer sequenziellen Schweißfolge zu finden. Die Reihenfolge der Schweißnahterstellung bestimmt den Verzug maßgeblich und in weiterer Folge die damit verbundene Fehlauseinrichtung zwischen den zu verschweißenden Werkstücken (Deng et al., 2001, S. 89).

Eine Anwendung der Inherent Strain Methode würde bei Werkstücken mit geometri-

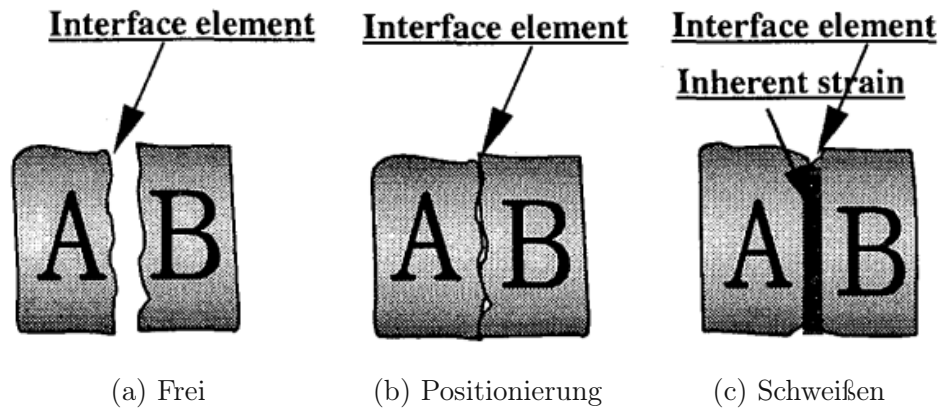


Bild 18: Herstellung einer Schweißverbindung mithilfe von Interface-Elementen und inhärenten Verzerrungen (schematisch; Deng et al., 2001, S. 90).

schen Fehlern zu fehlerbehafteten Simulationsergebnissen führen. Um geometrische Fehler bei der Durchführung von FE-Simulationen zu berücksichtigen und sie ggf. zu eliminieren, schlagen Deng et al. (2001) eine Erweiterung der Inherent Strain Methode vor. Durch die Einführung sog. *Interface-Elemente* wird eine benutzerdefinierte Korrektur unzulässig großer Schweißspalten ermöglicht. Die Beseitigung geometrischer Fertigungsungenauigkeiten, sowie die Erfassung einer sequenziellen Schweißfolge wird während einer Simulation ebenfalls erreicht. In den nächsten Kapiteln erfolgt eine detaillierte Beschreibung von Interface-Elementen.

3.2.3.1 Eigenschaften von Interface-Elementen

Nach Deng et al. (2007, S. 4622) wird ein Schweißprozess als „das Positionieren neuer Teile auf einem Referenzteil und ihr anschließendes Fügen“ beschrieben. Eine genauere Erklärung dieser Definition wird mithilfe der schematischen Darstellung eines Schweißprozesses in Bild 18 angeführt. Durch die Verwendung von Interface-Elementen wird ein Schweißprozess nach Deng et al. (2001) in drei Abschnitte eingeteilt. Jeder Abschnitt symbolisiert einen Zustand, in denen die Interface-Elemente unterschiedliche physikalische Eigenschaften annehmen.

Zu Beginn der Schweißnahterstellung befinden sich die zu verschweißenden Teile A und B in einem freien Zustand (Bild 18a). Dadurch besteht zwischen ihnen kein Kontakt. Im zweiten Abschnitt wird eine Positionierung beider Teile durchgeführt. Dazu werden die Teile so weit zusammengezogen, bis sich eine gewünschte Schweißspaltgröße zwischen ihnen eingestellt hat (Bild 18b). Der benötigte Schweißspalt ist von mehreren Faktoren abhängig (verwendetes Schweißverfahren, Geometrie der Schweißverbindung, etc.) und ist für die anschließende Schweißnahterstellung von entscheidender Bedeutung. Der Positionierungsabschnitt wird ggf. durch das Schweißen von Heftnähten (engl. *tack welds*) beendet. Im dritten und letzten Abschnitt wird die Schweißnaht gefertigt, wodurch eine vollständige Verbindung zwischen den Teilen A und B (Bild 18c) entsteht.

Aus dieser Einteilung ist eine Ableitung erster Eigenschaften von Interface-Elementen möglich. Es ist ersichtlich, dass sich die Eigenschaften abschnittsweise ändern und in ihren Parametern den gewünschten Anforderungen anpassen. Im ersten Abschnitt spielt die Interaktion zwischen Interface-Elementen und den zu verbindenden Teilen eine vernachlässigbare Rolle. Die Verschiebung der Teile A und B bleibt unbeeinträchtigt und die Steifigkeiten der Interface-Elemente sind vernachlässigbar klein. Es ist durchaus denkbar, dass sich die Teile im Zuge ihrer Verschiebungen annähern oder ein Kontakt zwischen ihnen entsteht. Auch eine Durchdringung der Teile ist im ersten Abschnitt möglich. Dieser Umstand ist jedoch im Positionierungsabschnitt unbedingt zu korrigieren (Deng et al., 2001, S. 89-90; Deng et al., 2007, S. 4621-4622).

Im zweiten Abschnitt ziehen sich die Interface-Elemente zusammen, sodass zugleich mehrere Funktionen erfüllt werden. Neben der bereits erwähnten Einstellung des erforderlichen Schweißspalts werden sonstige Positionierungsungenauigkeiten zwischen den Teilen beseitigt. Unzulässig große Abstände entstehen beispielsweise durch den Verzug während einer sequenziellen Schweißfolge. Die in Bild 18 betrachtete Stelle muss somit keineswegs die erste Schweißnaht in einem Bauteil abbilden. Ein weiteres Beispiel für die Entstehung unzulässiger Abstände ist in vorausgegangenen Fertigungsprozessen zu finden. Es reicht die Vorstellung eines 10m langen Blechs und der damit verbundenen Maß- und Formtoleranzen.

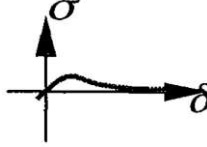
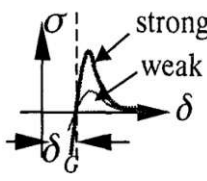
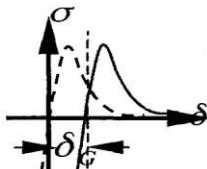
Durch die Kontraktion der Interface-Elemente entstehen in Abhängigkeit der zu korrigierenden Spaltgröße gewisse Relativbewegungen und Deformationen zwischen den Teilen. Die Relativbewegungen führen zu einer verhältnismäßig engen Kontaktbeziehung der Teile zueinander. Eine Durchdringungen der betrachteten Bauteile ist in einer praktischen Anwendung nicht zulässig und daher stets zu vermeiden.

Die beschriebenen Funktionen im Positionierungsabschnitt lassen darauf schließen, dass Interface-Elemente ein federähnliches Verhalten aufzeigen. Ausgehend von einem spannungsfreien Element in seiner (modellierten) Ausgangslage, übt ein Interface-Element bei erzwungener Deformation Kräfte bzw. Momente auf seine verbundenen Teile aus. Die Steifigkeiten von Interface-Elementen sind derart zu wählen, dass ausreichend große Kräfte bzw. Momente zum Schließen unzulässiger Schweißspalten zur Verfügung stehen.

Im dritten Abschnitt (Schweißen) zeigen Interface-Elemente ein starres Verhalten. Demzufolge werden nach dem Positionieren der Teile die Steifigkeiten der Elemente stark erhöht. Die Notwendigkeit einer starren Verbindung wird durch eine Vermeidung möglicher Relativbewegungen zwischen den Teilen begründet (Deng et al., 2001, S. 89-90; Deng et al., 2007, S. 4621-4622).

Die Überlegungen in diesem Kapitel zeigen eindrücklich, dass dem Positionierungsabschnitt eine besondere Rolle bei der Verwendung von Interface-Elementen zugeschrieben wird. In der Literatur sind verschiedene Ansätze zur Beschreibung von Interface-Elementen

Tabelle 2: Interface-Element-Parameter für verschiedene Abschnitte des Schweißprozesses (Deng et al., 2001, S. 93). Die in eckigen Klammern angeführten Werte wurden im Rahmen dieser Diplomarbeit verwendet.

Abschnitt	r_0 in mm	γ in N/mm	$\sigma - \delta$
Frei	10^3	10^{-4} [10^{-5}]	
Positionierung	10^{-2} [3×10^{-1}]	10^{-4} [10^{-5}] (schwach) ----- 10^0 [10^{-3}] (stark)	
Schweißen	10^3	10^{10}	

auffindbar, von denen drei Ansätze ausführlich beschrieben werden (siehe Kapitel 3.2.3.2 bis 3.2.3.4).

3.2.3.2 Spannungs-Verschiebungsbeziehungen nach Deng et al. (2001)

Die Interaktion zwischen zwei Oberflächen wird nach Deng et al. (2001) mithilfe der Lennard-Jones-Potenzialfunktion ϕ beschrieben. Aus dieser Potenzialfunktion wird das Interface-Potenzial pro Flächeneinheit hergeleitet. Es genügt der Beziehung

$$\phi(\delta) = 2\gamma \left\{ \left(\frac{r_0}{r_0 - \delta_G + \delta} \right)^{2n} - 2 \left(\frac{r_0}{r_0 - \delta_G + \delta} \right)^n \right\}. \quad (20)$$

Der Abstand zwischen den zu verschweißenden Teilen A und B wird mit δ angegeben. δ_G ist jener Schweißspalt, der sich nach dem Positionierungsabschnitt ergibt. Weitere Einflussgrößen sind die Flächenenergie γ , der Skalierungsparameter r_0 und der Formparameter n . Von ihnen bestimmt die Flächenenergie γ die Bindungsstärke des Interface-Elements und der Skalierungsparameter r_0 beschreibt die erreichte Genauigkeit in der Positionierungsphase. Letztlich bewirkt die Variable n eine Änderung der Potenzialform. Die nach Deng et al. (2001, S. 93) vorgeschlagenen Interface-Parameter und die in dieser Arbeit verwendeten Werte sind in Tabelle 2 abgebildet. Eine detaillierte Beschreibung der in dieser Diplomarbeit ermittelten Parameter erfolgt in einem späteren Kapitel.

Die Verwendung der Lennard-Jones-Potenzialfunktion bietet einen entscheidenden

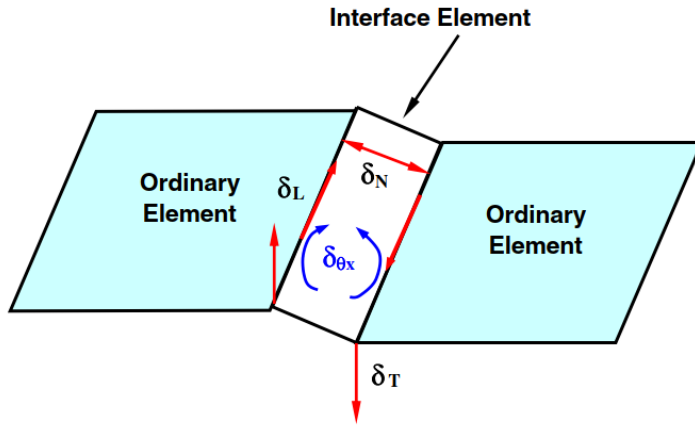


Bild 19: Vier Arten von Abständen in Interface-Elementen nach Deng und Murakawa (2008, S. 595):
N... Normal, L... Longitudinal, T... Transversal, θx ... relative Rotation bezüglich longitudinaler Richtung.

Vorteil. Für elastische Problemstellungen wird durch eine Minimierung der potenziellen Energie eine Steifigkeitsmatrix K für Interface-Elemente im Rahmen der Finite-Elemente-Methoden hergeleitet. Diese Steifigkeitsmatrix genügt der Gleichgewichtsbedingung $K\Delta u_0 = f$. Δu_0 notiert die relativen Knotenverschiebungen und f bezeichnet einen Kraftvektor. Weitere Details zur Herleitung der Steifigkeitsmatrix K sind in Deng et al. (2001, S. 91) zu finden.

Wird das Potenzial in Gleichung (20) nach dem Abstand δ abgeleitet, dann folgt daraus die Bindungskraft pro Flächeneinheit σ . Für den Abstand in transversaler Richtung – dieser Abstand wird von Deng et al. (2001) auch als Normalabstand δ_N bezeichnet –, wird der Zusammenhang

$$\sigma_N = \frac{\partial \phi}{\partial \delta_N} = \frac{4\gamma n}{r_0} \left\{ \left(\frac{r_0}{r_0 - \delta_G + \delta_N} \right)^{n+1} - \left(\frac{r_0}{r_0 - \delta_G + \delta_N} \right)^{2n+1} \right\} \quad (21)$$

angeführt. In dreidimensionalen Problemstellungen werden weitere Abstände bzw. Verschiebungen betrachtet. Deng et al. (2001) empfehlen für Interface-Elemente die Verwendung von insgesamt vier Abständen (siehe Bild 19):

- Normalabstand δ_N : in Richtung des Schweißspalts bzw. normal zur Schweißnahtichtung in der Ebene.
- Longitudinaler Abstand δ_L : in Richtung der Schweißnaht.
- Transversaler Abstand δ_T : in transversaler Richtung bzw. normal zur Schweißnahtichtung und normal auf die Ebene.
- Relative Rotation $\delta_{\theta x}$: bezogen auf die Achse in Schweißnahtichtung.

Die verbliebenen relativen Rotationen ($\delta_{\theta y}$ und $\delta_{\theta z}$) werden vernachlässigt. Es sei erwähnt, dass Bild 19 aufgrund einer besseren Darstellung aus Deng und Murakawa (2008) entnommen wurde. Der Inhalt des ausgewählten Bildes unterscheidet sich nicht zur Darstellung in Deng et al. (2001).

Das Potenzial in Gleichung (20) genügt nur der Normalenrichtung. Für die anderen drei Richtungen ist eine Anpassung dieser Gleichung notwendig. In Bild 19 ist zu sehen, dass die Verschiebungen (bzw. Abstände) der anderen Richtungen eine Symmetrie aufweisen. Demzufolge wird die Potenzialfunktion für alle symmetrischen Richtungen (longitudinal, transversal, relative Rotation) durch die Gleichung (Deng et al., 2001, S. 90)

$$\phi_i(\delta_i) = 2\gamma \left\{ \left(\frac{r_0}{r_0 - \delta_{Gi} + |\delta_i|} \right)^{2n} - 2 \left(\frac{r_0}{r_0 - \delta_{Gi} + |\delta_i|} \right)^n \right\}, \quad i = L, T, \theta x \quad (22)$$

gebildet. Die Bindungsspannungen werden wie in Gleichung (21) durch die erste Ableitung nach den jeweiligen Abständen berechnet, d.h.

$$\sigma_i = \frac{\partial \phi_i}{\partial \delta_i} = \frac{4\gamma n \operatorname{sgn}(\delta_i)}{r_0} \left\{ \left(\frac{r_0}{r_0 - \delta_{Gi} + |\delta_i|} \right)^{n+1} - \left(\frac{r_0}{r_0 - \delta_{Gi} + |\delta_i|} \right)^{2n+1} \right\}. \quad (23)$$

$i = L, T, \theta x$

Durch die Einführung mehrerer Potenzialfunktionen ϕ_i wird in weiterer Folge ein Gesamtpotenzial ϕ für Interface-Elemente angegeben (Deng et al., 2001, S. 90). Das Gesamtpotenzial wird durch eine Addition der einzelnen Komponenten berechnet und ergibt sich zu

$$\phi(\delta_L, \delta_N, \delta_T, \theta x) = \phi_L(\delta_L) + \phi_N(\delta_N) + \phi_T(\delta_T) + \phi_{\theta x}(\theta x). \quad (24)$$

Eine schematische Darstellung der Spannungs-Verschiebungs-Beziehungen ist in Bild 20 zu sehen. Erwähnenswert ist, dass sich die schematische Darstellung lediglich auf die Form der Kurven bezieht. Die unterschiedliche Kurvenhöhe ist aus Gründen einer besseren Darstellung gewählt und soll keine Rückschlüsse auf die Größe der Spannungen zulassen. Grundsätzlich werden bei der Anwendung von Interface-Elementen idente Interface-Parameter für alle Richtungen gewählt.

Eine nähere Betrachtung von Bild 20 erlaubt gewisse Rückschlüsse zu den Eigenschaften von Interface-Elementen. Werden die Bindungsspannungen in Normalenrichtung σ_N betrachtet, dann ist ein asymmetrischer Verlauf zu erkennen.

Dieser Verlauf entspricht den Beschreibungen in Kapitel 3.2.3.1. Auf der negativen Achse im dritten Quadranten werden bereits für kleine Verschiebungen sehr hohe Spannungen aufgebaut. Dadurch lässt sich ein mögliches Durchdringen der benachbarten Teile A und B verhindern. Auf der positiven Achse hingegen wird die Bindungsspannung mit steigender Verschiebung allmählich größer. Das Maximum der Spannung, im folgenden mit σ_{\max} bezeichnet, wird bei einer Verschiebung δ_{\max} erreicht. Über diesen Punkt hinaus sinkt die Bindungsspannung wieder, bis sie in weiter Entfernung Null wird.

Die zweite Kurve in Bild 20 zeigt eine schematische Darstellung der Bindungsspannungen

für Schubdeformationen und für Rotationen. Die Kurve verläuft punktsymmetrisch um den Nullpunkt und für sie gelten analoge Erläuterungen wie für den positiven Achsenbereich der Normalspannungskurve.

Einfluss der Parameter

Bisher wurden die Verläufe der Bindungsspannungen qualitativ beschrieben. Um das Verständnis über Bindungsspannungen in Interface-Elementen zu vertiefen, erfolgt in diesem Kapitel eine quantitative Betrachtung der zugrundeliegenden Parameter. Werden die Gleichungen zur Berechnung der Bindungsspannungen miteinander verglichen, dann lassen sich in ihnen vier Variablen feststellen: γ , r_0 , n und δ_G . Eine Variation dieser Variablen führt zu den in Bild 21 abgebildeten Diagrammen.

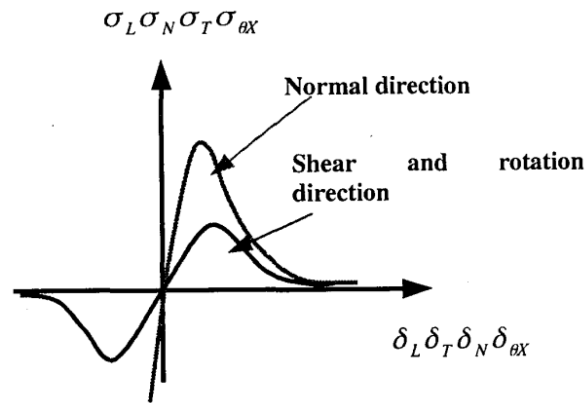


Bild 20: Spannungs-Verschiebungs-Beziehungen (schematisch) für Interface-Elemente nach Deng et al. (2001, S. 90).

Die Diagramme in Bild 21 zeigen allesamt eine Parametervariation der Bindungsspannung in Normalenrichtung. Eine Eingrenzung der Untersuchung auf die Normalenrichtung ist insofern ausreichend, da die Bindungsspannungen der anderen Richtungen einen punktsymmetrischen Verlauf aufzeigen. Die Überlegungen für den positiven Bereich der Normalenrichtung sind daher auf die anderen Kurven übertragbar.

In den Gleichungen (21) und (23) ist zu sehen, dass die Flächenenergie γ einen direkten Einfluss auf die Bindungsstärke in Interface-Elementen ausübt. Wird γ variiert, dann wirkt sich die Variation proportional auf die Größe der Spannung aus (siehe Bild 21a).

Der Einfluss des Skalierungsparameters r_0 ist nicht trivial zu deuten. In Bild 21b ist erkennbar, dass eine Erhöhung von r_0 zu einer horizontalen Streckung der Kurve führt. Gleichzeitig wird die Kurve in vertikaler Richtung gestaucht, sodass die Fläche unterhalb der Kurve konstant bleibt. Desweiteren bewirkt eine horizontale Verschiebung der Kurve eine Änderung in der Steigung.

Der Formparameter n (engl. *shape parameter*) bewirkt vergleichsweise weniger markante Veränderungen im Kurvenverlauf. In Bild 21c ist zu sehen, dass eine Erhöhung des Faktors hauptsächlich zu einer vertikalen Verschiebung beiträgt. Geringe Änderungen im horizontalen Verlauf lassen sich ebenfalls feststellen.

Die Auswirkungen einer Variation des Schweißspalts δ_G erscheinen zunächst trivial. In Bild 21d ist eine horizontale Verschiebung der abgebildeten Kurve zu sehen. Um die Funktion des Parameters δ_G besser zu verstehen, ist eine erneute Betrachtung von Bild 18

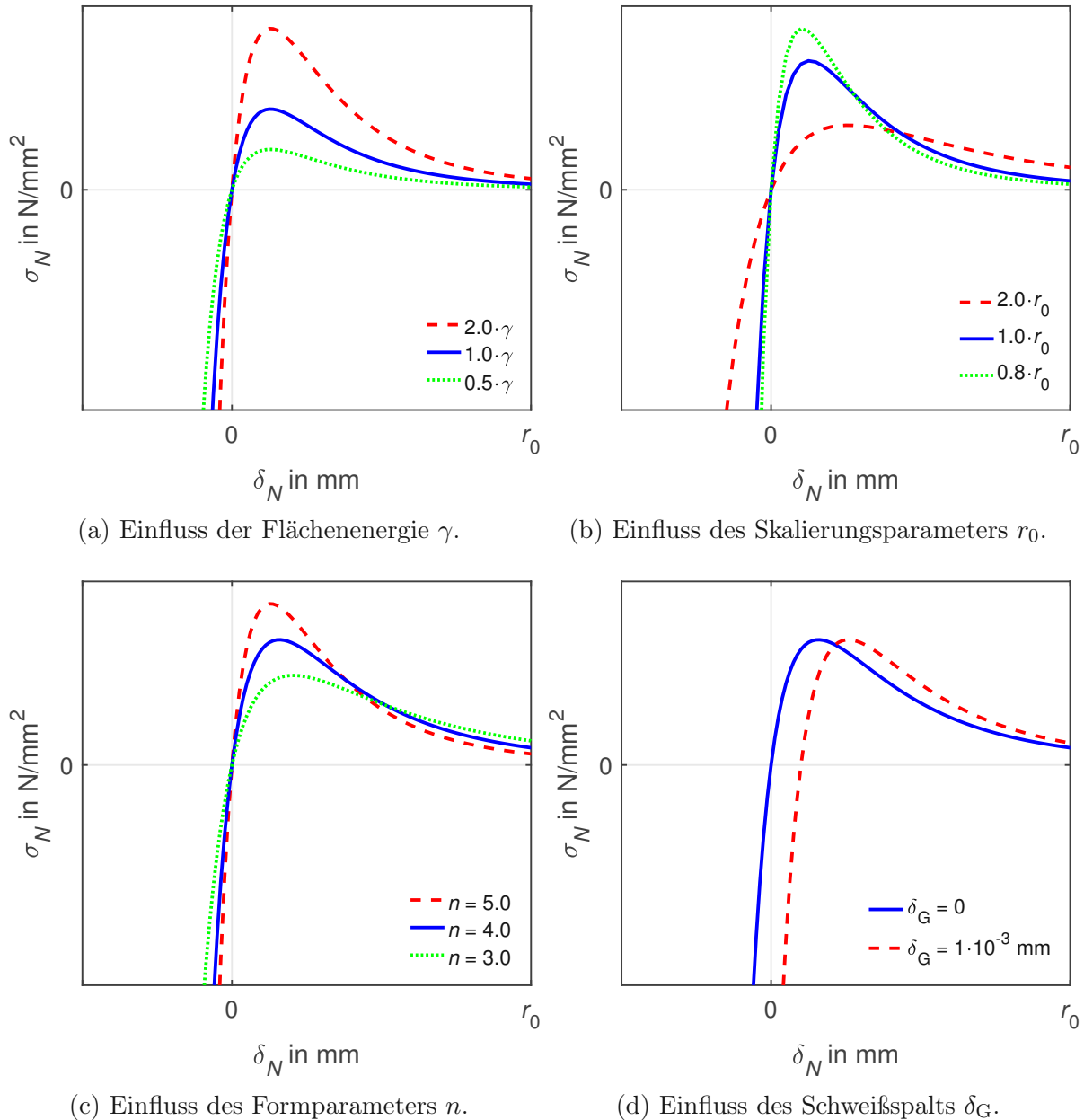


Bild 21: Variation der Interface-Element-Parameter – Spannungs-Verschiebungs-Diagramme. Basisvariablen: $\gamma = 1.0 \text{ N/mm}$, $r_0 = 0.01 \text{ mm}$, $n = 4.0$ und $\delta_G = 0$.

(S. 31) notwendig. Es sei daran erinnert, dass beim Positionieren der Teile A und B der Schweißspalt so weit geschlossen wird, bis er eine ausreichende Größe erreicht hat. In Abhängigkeit des Schweißprozesses und des Schweißstoßes kann es durchaus vorkommen, dass ein Schweißspalt in der Größenordnung einiger Millimeter benötigt wird. Die in Bild 18b gewählte Darstellung ist somit nicht für alle Fälle anwendbar.

Die Wahl eines bestimmten Schweißspalts δ_G ist allenfalls beim dritten Schritt (Schweißen) zu berücksichtigen. Eine Erhöhung der Interface-Steifigkeiten und der damit verbundenen Bindungsspannungen würde andernfalls zu einem kompletten Zusammenziehen der Teile A und B führen (vgl. Bild 18b). Durch die Definition der Variable δ_G wird dieser Umstand vermieden und der Schweißspalt verbleibt in seiner Größe unverändert. Lediglich

die Steifigkeiten der Interface-Elemente werden stark erhöht, sodass eine quasi-starre Verbindung zwischen den Teilen entsteht.

3.2.3.3 Spannungs-Verschiebungsbeziehungen nach Deng et al. (2007)

In der Publikation von Deng et al. (2007) wurden gewisse Eigenschaften von Interface-Elementen angepasst. Anstelle der Lennard-Jones-Potenzialfunktion ϕ werden nunmehr Spannungsfunktionen angeführt. Die Verwendung dieser Funktionen ist u.a. in einem günstigen Spannungsverlauf begründet. Nachdem die Maximalspannung erreicht wurde, bleibt sie für steigende Verschiebungen konstant. Die Möglichkeit eine Steifigkeitsmatrix herzuleiten ist ein weiterer Grund für die Verwendung der vorgeschlagenen Spannungsfunktionen. Ungeachtet dieser Anpassungen verbleibt die Definition der Interface-Abstände unverändert und es sind folgende Abstände wirksam: normal, longitudinal, transversal, relative Rotation.

Die Bindungsspannung in Normalenrichtung wird anhand der neuen Funktion

$$\sigma_N = \begin{cases} \xi & (\delta_N > r_0 + \delta_{NG}) \\ \xi - \xi \left(1 - \frac{\delta_N - \delta_{NG}}{r_0}\right)^n & (\delta_N \leq r_0 + \delta_{NG}) \end{cases} \quad (25)$$

angeführt. Die verwendeten Variablen sind äquivalent zu jenen aus Deng et al. (2001). Lediglich der Parameter ξ ist neu und tritt an die Stelle des Parameters γ . ξ wird von Deng et al. (2007) als maximale Bindungskraft pro Einheitsfläche beschrieben und in N/mm² angegeben. Die Bindungsspannungen in Richtung der Schubdeformation (longitudinal, transversal) und die Kraft pro Länge in Richtung der relativen Rotation lassen sich mit den Beziehungen

$$\sigma_i = \begin{cases} \xi & (\delta_i \geq r_0 + \delta_{iG}) \\ \xi - \xi \left(1 - \frac{\delta_i - \delta_{iG}}{r_0}\right)^n & (0 + \delta_{iG} < \delta_i < r_0 + \delta_{iG}) \\ -\xi + \xi \left(1 + \frac{\delta_i - \delta_{iG}}{r_0}\right)^n & (-r_0 + \delta_{iG} \leq \delta_i \leq 0 + \delta_{iG}) \\ -\xi & (\delta_i < -r_0 + \delta_{iG}) \end{cases}, \quad i = L, T, \theta X \quad (26)$$

angeben.

Eine schematische Darstellung der Bindungsspannungen ist in Bild 22 abgebildet. Diese Darstellung zeigt den schematischen Verlauf der Kurven und soll keine weiteren Rückschlüsse zulassen. Werden die Bilder 20 (S. 36) und 22 miteinander verglichen, dann ist eine gewisse Ähnlichkeit feststellbar. Bis zum Erreichen der maximalen Spannung

auf der positiven Achse zeigen die Kurven in beiden Bildern einen qualitativ identen Verlauf. Die Bindungsspannung in Deng et al. (2007) (Bild 22) verbleibt nach dem Erreichen des Maximums konstant, während sie bei Deng et al. (2001) (Bild 20) wieder kleiner wird. Durch diese Vereinfachung ergibt sich für die praktische Anwendung von Interface-Elementen ein entscheidender Vorteil. Die Auswahl der Interface-Parameter wird vereinfacht, da ein Abfall der Interface-Spannungen bei höheren Verschiebungen nicht mehr eintritt. Es reicht eine Betrachtung des Abschnitts vom Nullpunkt bis zur Maximalspannung. Die Maximalspannung bleibt bei weiter ansteigenden Verschiebungen konstant.

Einfluss der Parameter

Um das Verständnis über die Spannungsfunktionen in Deng et al. (2007) zu vertiefen, werden in diesem Abschnitt die Parameter der Gleichungen (25) und (26) diskutiert. In Bild 23 ist eine Zusammenstellung der wichtigsten Änderungen zu sehen.

Der Parameter ξ steht in proportionalem Zusammenhang zur Bindungsspannung. Eine Variation führt zu einer Skalierung der Spannungskurve in vertikaler Richtung. Da die Variable in der Dimension einer Spannung (Kraft/Länge²) angegeben wird, kann sie im Spannungs-Verschiebungs-Diagramm direkt als Maximalspannung abgebildet werden (siehe Bild 23a). Des Weiteren ist es theoretisch durchaus möglich für jede der vier Interface-Richtungen einen eigenen ξ -Wert zu verwenden (siehe Bilder 23a und 23b). Die Verwendung eines Wertes oder mehrerer Werte ist abhängig vom Anwendungsfall.

In der Publikation von Deng et al. (2001) wurde die Funktion des Parameters r_0 erstmals beschrieben. Demnach ist r_0 ein Skalierungsparameter, der die Genauigkeit in der Positionierungsphase bestimmt. Es ist jedoch weiterhin unklar, was darunter zu verstehen ist. Ein Blick in Bild 21b (S. 37) ließ bisher keine eindeutige Interpretation zu. Indes bieten die Spannungsfunktionen in Deng et al. (2007) und eine Variation des Parameters r_0 in Bild 23c die Voraussetzungen für eine treffende Erklärung. In den Bildern ist erkennbar, dass r_0 dem Abstand zwischen dem Nullpunkt und dem Spannungsmaximum entspricht. Wird der Parameter variiert, dann führt diese Variation zu einer Verschiebung des Span-

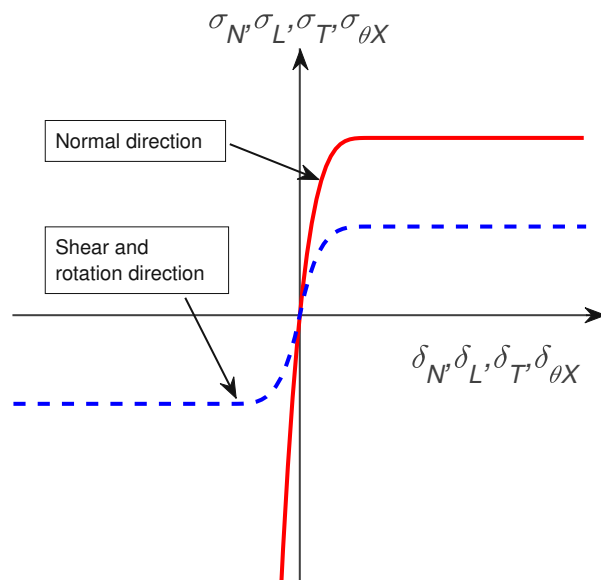
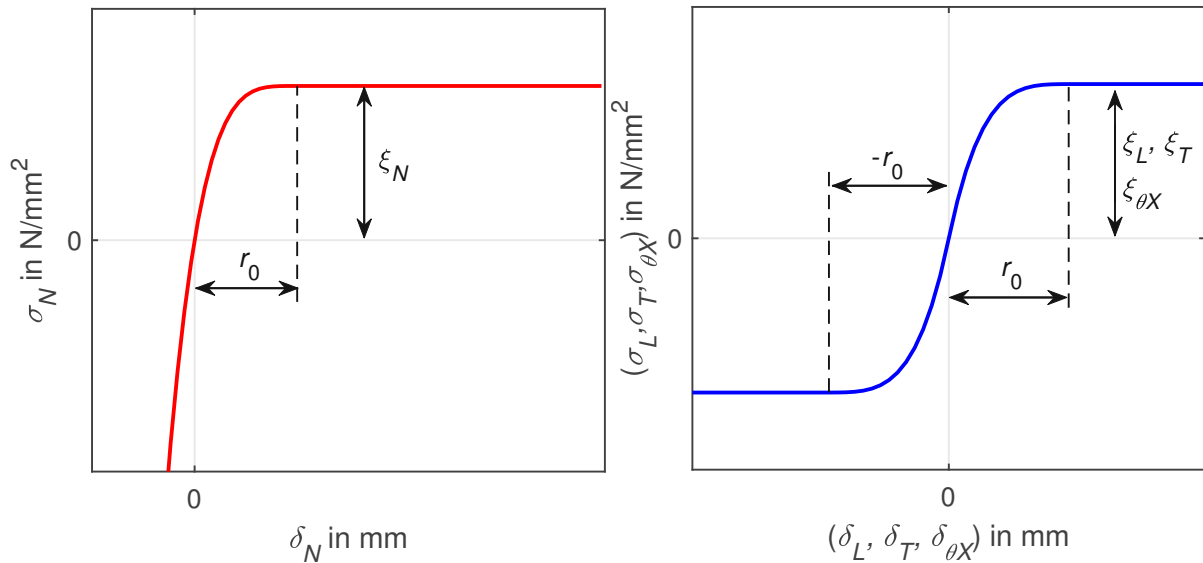
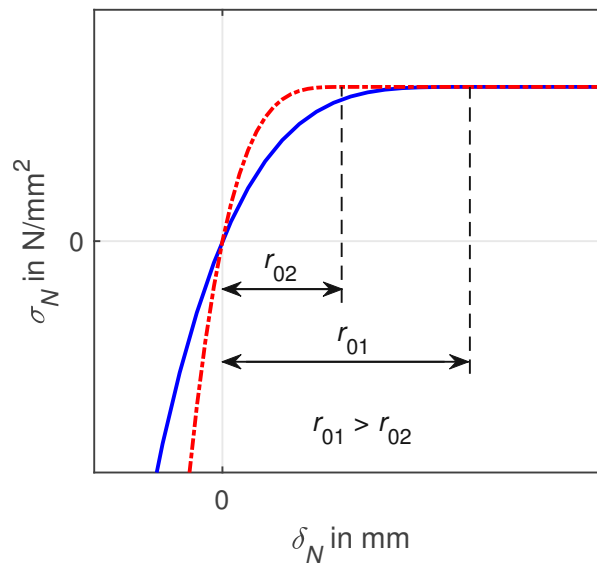


Bild 22: Spannungs-Verschiebungs-Beziehungen (schematisch) für Interface-Elemente nach Deng et al. (2007).



(a) Einfluss der maximalen Bindungskraft pro Einheitsfläche ξ und des Skalierungsparameters r_0 in Normalenrichtung.

(b) Einfluss der maximalen Bindungskraft pro Einheitsfläche ξ und des Skalierungsparameters r_0 in symmetrischen Richtungen.



(c) Variation des Skalierungsparameters r_0 .

Bild 23: Spannungs-Verschiebungs-Beziehungen für Interface-Elemente nach Deng et al. (2007).

nungsmaximums in Richtung größerer bzw. kleinerer Verschiebungen. In weiterer Folge ergeben kleinere Werten von r_0 bereits bei kleinen Verschiebungen hohe Spannungen in den Interface-Elementen. Demzufolge entfalten die Interface-Elemente bei kleinen Verschiebungen ihr volles Potenzial und führen schlussendlich zum Schließen von Schweißspalten. Dieser Fall wird als „genaue Positionierung“ bezeichnet. Umgekehrt ergeben hohe Werte des Parameters r_0 kleine Interface-Spannungen bei kleinen Verschiebungen. Diese Spannungen sind u.U. nicht groß genug, um den Schweißspalt (vollständig) zu schließen. Es verbleibt eine Positionierungsungenauigkeit und in weiterer Folge ist von einer „ungenauen

Positionierung“ der zu verschweißenden Teile die Rede (Deng et al., 2007, S. 4622).

3.2.3.4 Kraft-Verschiebungsbeziehungen nach Murakawa et al. (2009)

In Kapitel 3.2.3.1 wurde anhand der schematischen Darstellung eines Schweißprozesses bereits ein federähnliches Verhalten von Interface-Elementen hergeleitet. Murakawa, Deng, Rashed und Sato (2009) kommen zur gleichen Überlegung, indem sie Interface-Elemente konkret als nichtlineare Federn zwischen den zu verschweißenden Teilen beschreiben (siehe Bild 24).

Das mechanische Verhalten von Federn wird üblicherweise mit Kraft-Verschiebungs-Kennlinien beschrieben. Demzufolge haben Murakawa et al. (2009) die bisher angeführten Diagramme der Interface-Elemente angepasst und weiter vereinfacht. Auf der Ordinate wird anstelle der Interface-Spannung nunmehr die Interface-Kraft angegeben (siehe Bild 25).

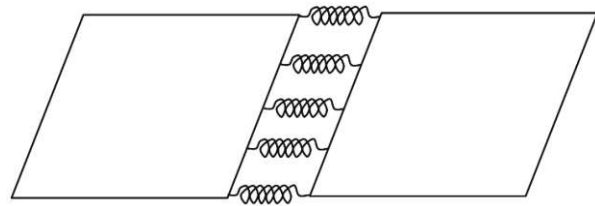


Bild 24: Interface-Elemente als nichtlineare Federn (Murakawa et al., 2009).

Weitere Änderungen betreffen den Verlauf der verwendeten Kurven. Die Kraft-Verschiebungsbeziehungen werden in Murakawa et al. (2009) mit Geraden beschrieben. Die Angabe mathematischer Funktionen entfällt dadurch. Für die Beschreibung der Geraden genügen zwei Parameter: F_{\max} und r_0 . F_{\max} beschreibt die Maximalkraft der nichtlinearen Feder und tritt an Stelle der Maximalspannung. Die Variable r_0 definiert weiterhin die Genauigkeit in der Positionierungsphase.

Die Maximalkraft des Interface-Elements wird an der Stelle r_0 erreicht, d.h. $F_{\max} = F(r_0)$. Die Steigung der Gerade, die den Nullpunkt mit der Maximalkraft verbindet, ergibt die (Feder-)Steifigkeit des Interface-Elements. Grundsätzlich wäre pro Interface-Richtung eine eigene Federsteifigkeit denkbar. Angedeutet wird das in Bild 25a und Bild 25b durch die Variablen K_0 bzw. K .

In Bild 25a ist zusätzlich die sog. *Kompressionssteifigkeit* K_c zu sehen. Sie gibt den Widerstand an, den das Interface-Element einer Kompression in Normalenrichtung entgegensetzt. Die Kompressionssteifigkeit ist ausreichend groß zu wählen, sodass eine Durchdringung der zu verschweißenden Teile verhindert wird (Murakawa et al., 2009, S. 65).

Zum Abschluss dieses Kapitels erfolgt eine Auflistung weiterer Literatur, die sich mit der Anwendung der Inherent Strain Methode und Interface-Elementen beschäftigt. Zu nennen sind u.a. Murakawa, Deng, Ma und Wang (2011), Murakawa und Ma (2014), Ma et al. (2016), Wang et al. (2017), Ma und Huang (2017), Woo, Kitamura und Takezawa (2019) und Woo und Kitamura (2020).

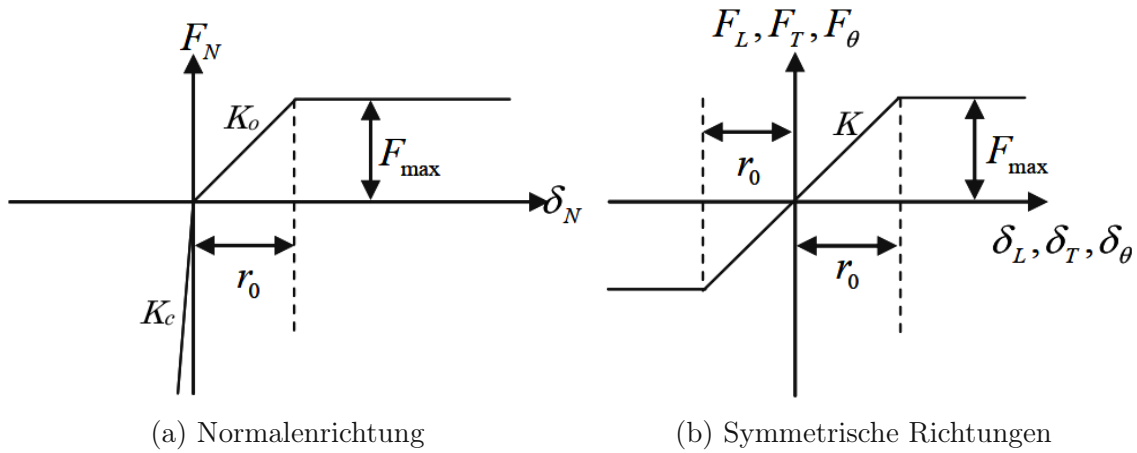


Bild 25: Kraft-Verschiebungsbeziehungen in Interface-Elementen nach Murakawa et al. (2009, S. 65).

4 Modellierung von Schweißverzügen

Das Kapitel „Modellierung von Schweißverzügen“ umfasst eine Anwendung der bisher beschriebenen Theorie. Dazu zählen ein Überblick über die für den praktischen Teil dieser Arbeit relevanten Programme und eine detaillierte Beschreibung der Modelldefinition.

Für die numerische Simulation von FE-Modellen sind bei Siemens Mobility Austria GmbH mehrere Applikationen bzw. Programme im Einsatz. Die Modellierung der FE-Modelle wird in der Software Hypermesh 2019 (Altair Engineering, Troy, MI, USA) durchgeführt. Darunter fallen die geometrische Aufbereitung des Modells, die Vernetzung des Modells und die Definition von Materialeigenschaften, Elementen, Randbedingungen und Lasten. Nach erfolgter Modellierung wird das FE-Modell über eine Schnittstelle als Input-Datei exportiert.

Die aus Hypermesh 2019 exportierte Input-Datei wird im Gleichungslöser (engl. *solver*) ABAQUS/Standard 2019 (Dassault Systemes Simulia Corp., Cleveland, OH, USA) eingelesen und durch eine Anwendung von numerischen Methoden gelöst. Die Lösung der numerischen Simulation wird meistens in Form einer .odb-Datei ausgegeben und eine Anforderung weiterer Ergebnisse ist ebenfalls möglich. Weitere Ergebnisse werden in anderen Dateiformaten gespeichert und in der Regel als Tabellen ausgegeben.

Den Abschluss einer Finite-Elemente-Analyse bildet eine Visualisierung und anschließende Interpretation der Ergebnisse (engl. *post-processing*) in Hyperview 2019 (Altair Engineering, Troy, MI, USA).

An dieser Stelle sei erwähnt, dass im Rahmen der vorliegenden Arbeit das Einheitensystem N/mm/s verwendet wird. Das nächste Kapitel enthält eine Beschreibung von finiten Elementtypen, mit denen Leichtbaustrukturen im Schienenfahrzeugbau modelliert werden.

4.1 Modellierung von Leichtbaustrukturen im Schienenfahrzeugbau

Die Modellierung von großflächigen und zugleich dünnwandigen Strukturen erfolgt im Schienenfahrzeugbau in vielen Fällen durch die Anwendung von vierknotigen Schalenelementen. Dazu zählen vierknotige Schalenelemente mit vollständiger Integrationsordnung (S4) und vierknotige Schalenelemente mit reduzierter Integrationsordnung (S4R). Basierend auf den Angaben in Deng et al. (2001, S. 91) und Deng et al. (2007, S. 4620) beschränkt sich die Modellierung der zu verschweißenden Bleche im Rahmen dieser Arbeit ausschließlich auf S4-Elemente. Es erfolgt daher eine Beschreibung der wichtigsten Eigenschaften von vierknotigen Schalenelementen S4.

In der ABAQUS-Elementbibliothek ist der Elementtyp S4 als „voll integrierte, vierknotige Allzweckschale mit endlichen Membrandehnungen“ angeführt (Dassault Systèmes,

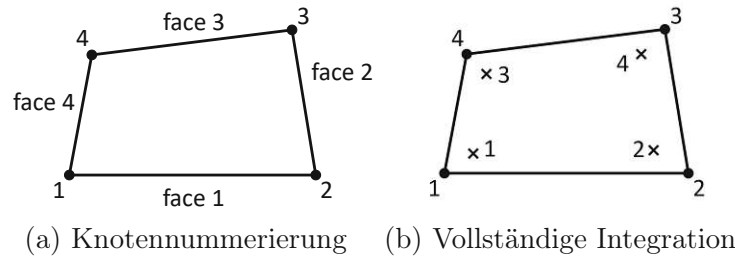


Bild 26: Vierknotige Schalenelemente (S4) (Dassault Systèmes, 2019).

2019). Diese Allzweckschalen sind Elemente, die eine Berücksichtigung von transversalen Schubverformungen gestatten. Die transversalen Schubverformungen verlieren jedoch bei kleinen Schalendicken ihre Bedeutung, da sie sehr klein werden. In Bezug auf den Membranzustand in einem S4-Schalenelement werden gewisse Annahmen für die Formulierung der dazugehörigen Dehnungen getroffen. Diesen Annahmen zufolge ergeben sich gewisse Auswirkungen:

- Eine hohe Genauigkeit bei der numerischen Berechnung von Problemstellungen mit Biegung in der Schalenebene (engl. *in-plane bending*) und
- Eine Unempfindlichkeit gegenüber Elementverformungen und parasitären Versteifungseffekten (engl. *shear locking*).

S4-Schalenelemente verfügen über insgesamt sechs aktive Freiheitsgrade. Darunter fallen drei translatorische Freiheitsgrade und drei rotatorische Freiheitsgrade. Die vollständige Integration wird mit Hilfe von vier Integrationspunkten pro Element durchgeführt (siehe Bild 26).

Bezogen auf die Dickenrichtung der Schalenelemente sieht das ABAQUS-Benutzerhandbuch standardmäßig eine Verwendung von fünf Integrationspunkten vor. In den Publikationen von Deng et al. (2001) und Deng et al. (2007) werden keine Informationen zur Anzahl der Integrationspunkte in Schalenelementen vorgefunden. Daher wurde im Rahmen dieser Diplomarbeit ein Wert von fünf Integrationspunkten bei Schalenelementen festgelegt.

Das nächste Kapitel enthält die Beschreibung zweier Simulationsmodelle, die im Rahmen der vorliegenden Arbeit behandelt wurden.

4.2 Simulationsbeispiele

Der praktische Teil dieser Diplomarbeit umfasst die Simulation von Schweißverzügen anhand von zwei Beispielen. Im Speziellen wurde sowohl der Einfluss einer sequenziellen Schweißreihenfolge untersucht, als auch die Anwendung von Interface-Elementen zur Korrektur und Elimination unzulässiger Schweißspalten bzw. geometrisch bedingter Fehler.

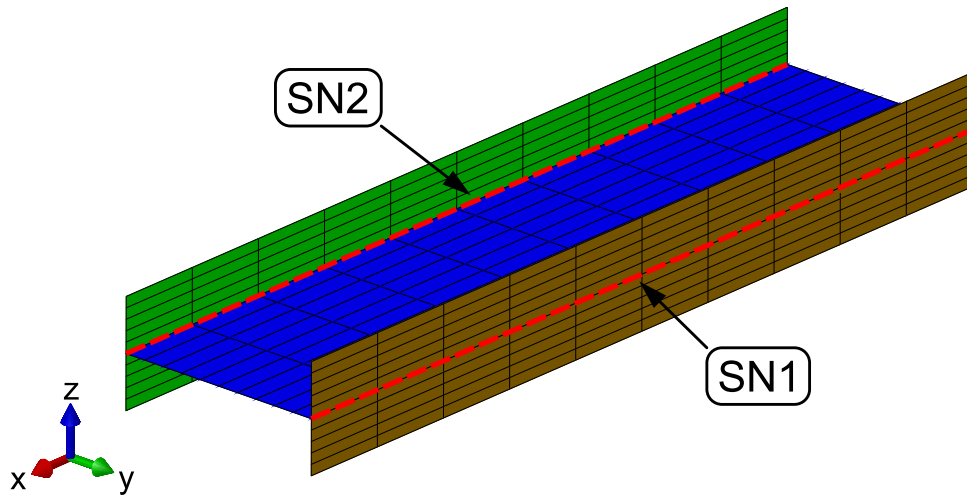


Bild 27: Finite-Elemente-Modell des I-Trägers. Der I-Träger besteht aus zwei T-Stößen mit Doppelkehlnähten.
SN1... erste Schweißnaht, SN2... zweite Schweißnaht

4.2.1 I-Träger

Das erste Simulationsbeispiel wurde aus der Publikation von Deng et al. (2001, S. 92) entnommen und behandelt einen aus drei Blechen verschweißten I-Träger (siehe Bild 27). Der Geometrie des I-Trägers zufolge werden zwei T-Stöße mit Doppelkehlnähten ausgeführt. Die Abmaße der Bleche entsprechen den Angaben

Flansche: Länge = 8000 mm, Breite = 1000 mm, Dicke = 16 mm und

Steg: Länge = 8000 mm, Breite = 2000 mm, Dicke = 16 mm.

Die Blechstruktur in Bild 27 besteht laut Deng et al. (2001) aus vierknotigen Schalenelementen, weswegen in der vorliegenden Arbeit S4-Elemente in ABAQUS modelliert wurden. Aus einer für die Größe des I-Trägers relativ groben Netzstruktur ergeben sich für Einzelemente folgende Längenmaße: 800 mm × 100 mm bei Flanschelementen und 800 mm × 200 mm bei Stegelementen.

Entlang der in Bild 27 eingezeichneten Schweißnähte sind der Steg und die Flansche durch Interface-Elemente miteinander verbunden. Das bedeutet, dass die Interface-Elemente als Verbindungsglied zwischen zwei in unmittelbarer Nähe liegenden Knoten im Einsatz sind. Der Abstand zwischen dem Steg und den Flanschen ist infinitesimal klein gewählt, daher ist eine Abbildung der Interface-Elemente in Bild 27 nicht möglich. Ersatzweise wird auf eine schematische Darstellung in Bild 28 verwiesen. Interface-Elemente werden hinsichtlich ihrer Eigenschaften und Funktionen als Federelemente abgebildet.

Die modellierten Interface-Parameter in der vorliegenden Diplomarbeit unterscheiden sich von jenen Parametern in Deng et al. (2001, S. 93). Da die Verwendung der in der Publikation vorgeschlagenen Werte zu anderen Simulationsergebnissen führt, wurden eigene Parameter ermittelt. Simulationsversuche im Sinne einer Parameterstudie haben

Tabelle 3: Schweißsequenzen am I-Träger (Deng et al., 2001, S. 92).

Fall	Schweißsequenz	Spaltkorrektur
A	Simultanes Schweißen	Ohne Spalt Ohne Gleitung
B	Sequenzielles Schweißen	Schwache Spaltkorrektur Mit Spalt und mit Gleitung
C	Sequenzielles Schweißen	Starke Spaltkorrektur Ohne Spalt und mit Gleitung

die in Tabelle 2 (S. 33) in eckigen Klammern angeführten Werte ergeben.

Mit Hilfe des I-Trägers werden die Einflüsse unterschiedlicher Schweißreihenfolgen auf die Ausbildung von Schweißverzügen untersucht. Ein weiterer Bestandteil der Untersuchung ist eine Variation von Interface-Parametern und eine Auswertung möglicher Auswirkungen.

Für die Untersuchung am I-Träger sind nach Deng et al. (2001, S. 92) drei unterschiedliche Schweißsequenzen definiert (siehe Tabelle 3). Fall A behandelt ein simultanes Schweißen ohne Spaltkorrektur und ohne Gleitung. Unter Spaltkorrektur wird fortan das Schließen von Schweißspalten in Normalenrichtung der Schweißnaht verstanden (vgl. Bild 19, S. 34). Eine Gleitung ist in diesem Kontext als longitudinale Relativbewegung der durch Interface-Elemente

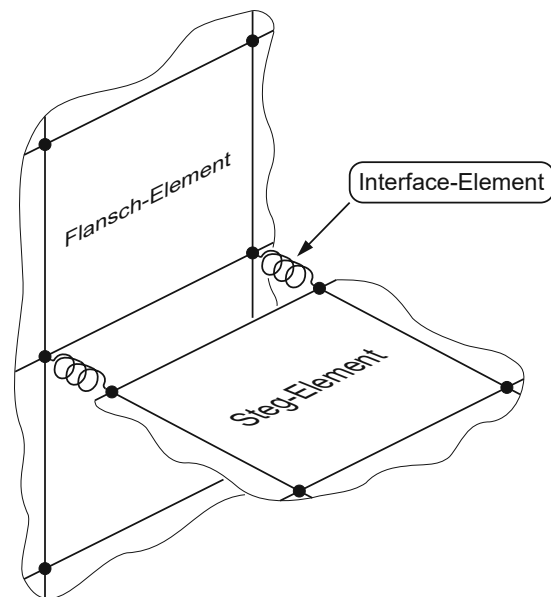


Bild 28: Schematische Darstellung eines T-Stoßes mit Interface-Elementen. Interface-Elemente werden als Federn abgebildet.

paarweise verbundenen Knoten definiert. Korrekturen von Schweißspalten in transversaler Richtung und von Winkelverzügen wären mit Interface-Elementen ebenfalls möglich. Aufgrund der vorliegenden Geometrie des I-Trägers ist eine Betrachtung von Schweißspalten in Normalenrichtung und von Gleitungen in longitudinaler Richtung ausreichend.

Durch ein gleichzeitiges Aufbringen von inhärenten Deformationen an beiden Schweißnähten wird eine Ausbildung von Schweißspalten unterbunden. Insofern ist eine Spaltkorrektur nicht notwendig und Interface-Elemente übernehmen lediglich die Funktion „quasi-starrer“ Verbindungen zwischen dem Steg und den Flanschen. Letztlich wird eine Simulation von

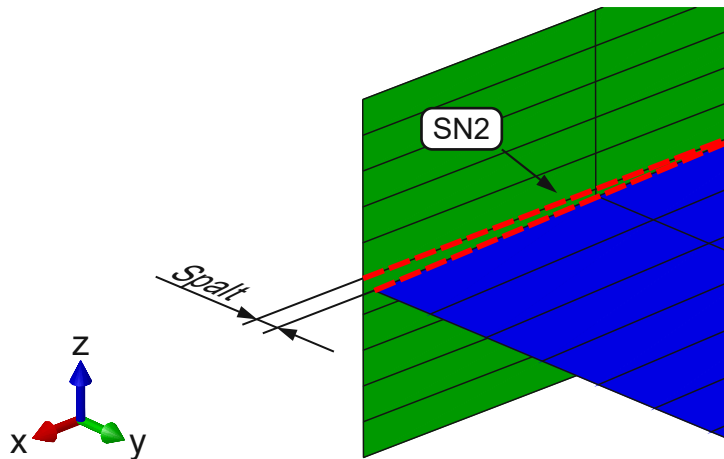


Bild 29: Auswirkungen des Schweißverzugs beim sequenziellen Schweißen:
Ausbildung eines Schweißspalts entlang der zweiten Schweißnaht; SN2... zweite Schweißnaht; Skalierung der Deformation um den Faktor 100.

Fall A damit begründet, dass sie eine Basis für Vergleiche mit anderen Schweißsequenzen bildet.

Im Fall des sequenziellen Schweißens (Fall B und Fall C) werden die Schweißnähte nacheinander erstellt. Insofern ist eine Betrachtung von Schweißverzügen vor der Erstellung der ersten Schweißnaht nicht erforderlich. Erst nach dem Schweißen der ersten Naht wird im Modell ein Verzug betrachtet. Dieser Schweißverzug bewirkt unter anderem die Ausbildung eines Schweißspalts entlang der zweiten Schweißnaht (siehe Bild 29). Dieser Schweißspalt bedarf einer Korrektur und nach Deng et al. (2001) werden dazu zwei unterschiedliche Prozeduren vorgeschlagen (vgl. Tabelle 3). Eine schwache Spaltkorrektur sieht ein marginales (unvollständiges) Schließen der entstandenen Schweißspalten vor. Währenddessen ist eine starke Spaltkorrektur durch einen in Normalenrichtung vollständig geschlossenen Schweißspalt gekennzeichnet.

Eine Untersuchung der beschriebenen Schweißsequenzen erfordert die Durchführung elastischer Simulationen mit mehreren Simulationsschritten (engl. *steps*). Aufgrund der Größe des vorliegenden Modells wäre eine Berücksichtigung geometrischer Nichtlinearitäten sinnvoll. In der Publikation von Deng et al. (2001) sind jedoch keine Informationen vorhanden und daher werden geometrische Nichtlinearitäten vernachlässigt. Demzufolge beschränkt sich die Untersuchung auf lineare und elastische Simulationen.

Eine Simulation von Fall A (simultanes Schweißen) erfordert die Definition von zwei Simulationsschritten. Im ersten Schritt werden die Steifigkeiten der Interface-Elemente stark erhöht. Es entstehen dadurch quasi-starre Verbindungen zwischen dem Steg und den Flanschen und ein möglicher Einfluss der Interface-Elemente auf die Ausbildung von Schweißverzügen wird ausgeschlossen. Eine Aktivierung von sog. *Multi-Point-Constraints* (MPCs) wäre ebenfalls möglich, jedoch mit einem höheren Modellierungsaufwand verbunden. Der Zustand einer hohen Steifigkeit in Interface-Elementen entspricht dem „Schweißen“ in Bild 18c (S. 31). Im zweiten Schritt der Simulation werden inhärente Verzerrungen in Form von Kräften und Momenten an beiden Schweißnähten zeitgleich aufgebracht. Im Folgenden sei am Modell das Aufbringen von inhärenten Verzerrungen stets mit einer

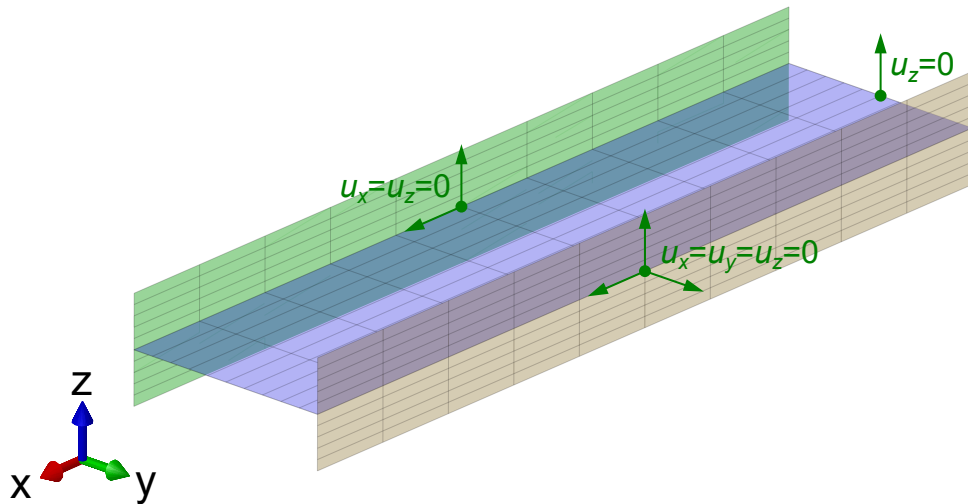


Bild 30: Randbedingungen an der horizontalen Platte des I-Trägers:
 $u_i \dots$ gesperrte Verschiebungen ($i = x, y, z$).

Beanspruchung äquivalenter Kräfte und Momente gleichzusetzen. Die Berechnung der äquivalenten Kräfte und Momente wird in der vorliegenden Arbeit an einer späteren Stelle beschrieben.

Die Simulation der Fälle B und C (sequenzielles Schweißen) umfasst jeweils fünf Simulationsschritte. Der grundsätzliche Simulationsablauf ist für beide Fälle ident und unterscheidet sich nur hinsichtlich der in Interface-Elementen definierten Parameter. Die Simulationsschritte werden daher nur einmal beschrieben.

Im ersten Schritt erfolgt eine Erhöhung der Interface-Steifigkeiten. Im Unterschied zu Fall A werden nur die Steifigkeiten an der Stelle der ersten Schweißnaht erhöht. Die Interface-Elemente entlang der zweiten Schweißnaht verbleiben im freien Zustand (vgl. Bild 18a, S. 31). Der zweite Simulationsschritt definiert das Aufbringen von inhärenten Deformationen an der Stelle der ersten Schweißnaht. Es entstehen am Modell Schweißverzüge und es kommt zur Ausbildung eines Schweißspalts entlang der zweiten Schweißnaht. Eine Korrektur des ausgebildeten Schweißspalts ist ein Bestandteil des nächsten (dritten) Schrittes in der Simulation. Es werden dazu die Steifigkeiten der Interface-Elemente an der Stelle der zweiten Schweißnaht erhöht, sodass ein Zustand der Positionierung erreicht wird (vgl. Bild 18b, S. 31). Im vierten Simulationsschritt erfolgt eine Fixierung der Interface-Elemente entlang der zweiten Schweißnaht. Dazu ist eine Aktivierung von MPCs vonnöten. MPCs ermöglichen die Definition bestimmter Zwangsbedingungen zwischen Knotenpaaren bzw. Knotensätzen (engl. *nodesets*). Unter anderem ist eine Elimination bestimmter Relativbewegungen möglich, sodass ein weiterer Einfluss von Interface-Elementen durch starre Verbindungen unterbunden wird. Beim fünften und zugleich letzten Schritt werden inhärente Deformationen an der Stelle der zweiten Schweißnaht aufgebracht. Eine Zusammenfassung der beschriebenen Simulationsschritte ist in Tabelle 4 abgebildet.

Eine Beschreibung der am I-Träger definierten Randbedingungen ist bisher ausgeblie-

Tabelle 4: Zusammenfassung der Simulationsschritte am I-Träger.

Simultanes Schweißen, Fall A	
1. Schritt:	Erhöhung der Interface-Steifigkeiten (Zustand Schweißen).
2. Schritt:	Aufbringen der inhärenten Deformationen in Form von Kräften und Momenten entlang beider Schweißnähte.
Sequenzielles Schweißen, Fälle B und C	
1. Schritt:	Erhöhung der Interface-Steifigkeiten entlang der ersten Schweißnaht.
2. Schritt:	Aufbringen der inhärenten Deformationen in Form von Kräften und Momenten an der ersten Schweißnaht.
3. Schritt:	Schweißspaltkorrektur an der zweiten Schweißnaht: Erhöhung der Interface-Steifigkeiten (Zustand Positionierung).
4. Schritt:	Fixierung der Interface-Elemente entlang der zweiten Schweißnaht durch Aktivierung von MPCs.
5. Schritt:	Aufbringen der inhärenten Deformationen in Form von Kräften und Momenten entlang der zweiten Schweißnaht.

ben. In Deng et al. (2001) sind dazu keine Informationen angegeben. Anhand eigener Überlegungen und Versuchen wurden die in Bild 30 abgebildeten Randbedingungen an der horizontalen (blauen) Platte ermittelt.

4.2.2 Horizontale Platte mit Versteifungen

Das zweite Simulationsbeispiel besteht aus einer horizontalen Platte mit drei longitudinalen und zwei transversalen Versteifungen (siehe Bild 31). Das Modell wurde aus der Publikation von Deng et al. (2007) entnommen und weist die in Bild 32 angeführten Abmaße auf.

Die Modellierung der horizontalen Platte und der vertikalen Versteifungen ist in Deng et al. (2007) mit vierknotigen Schalenelementen in ABAQUS angeführt. Für die vorliegende Arbeit werden daher ebenfalls S4-Elemente verwendet, wobei eine Anpassung der Netzstruktur an jene der betrachteten Publikation erfolgt. An der horizontalen Platte folgt ein Netz aus Schalenelementen in der Größe $75 \text{ mm} \times 50 \text{ mm}$. Die longitudinalen und transversalen Versteifungen wurden in Deng et al. (2007) nicht gleichmäßig vernetzt. In der Nähe jener Schweißnähte, die die Versteifungen mit der horizontalen Platte verbinden, sind kleinere Schalenelemente zu sehen (siehe Bild 27 in Deng et al., 2007, S. 4624). Informationen zur Elementgröße stammen aus zuvor durchgeführten TEP-Simulationen und beziehen sich auf jenen Bereich, dem eine Beanspruchung mit inhärenten Verzerrungen widerfährt. Mit größer werdendem Abstand zur Schweißnaht steigt die Elementgröße ebenfalls. Weitere Informationen in der Publikation fehlen, daher werden S4-Elemente

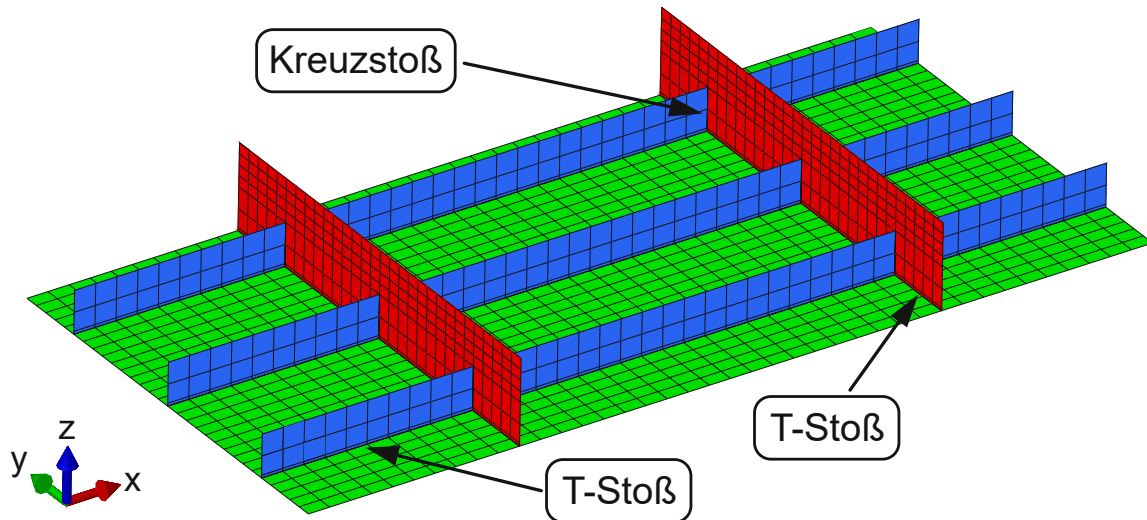


Bild 31: Finite-Elemente-Modell der horizontalen Platte mit longitudinalen und transversalen Versteifungen. Das Modell besteht aus T-Stößen und Kreuzstößen.

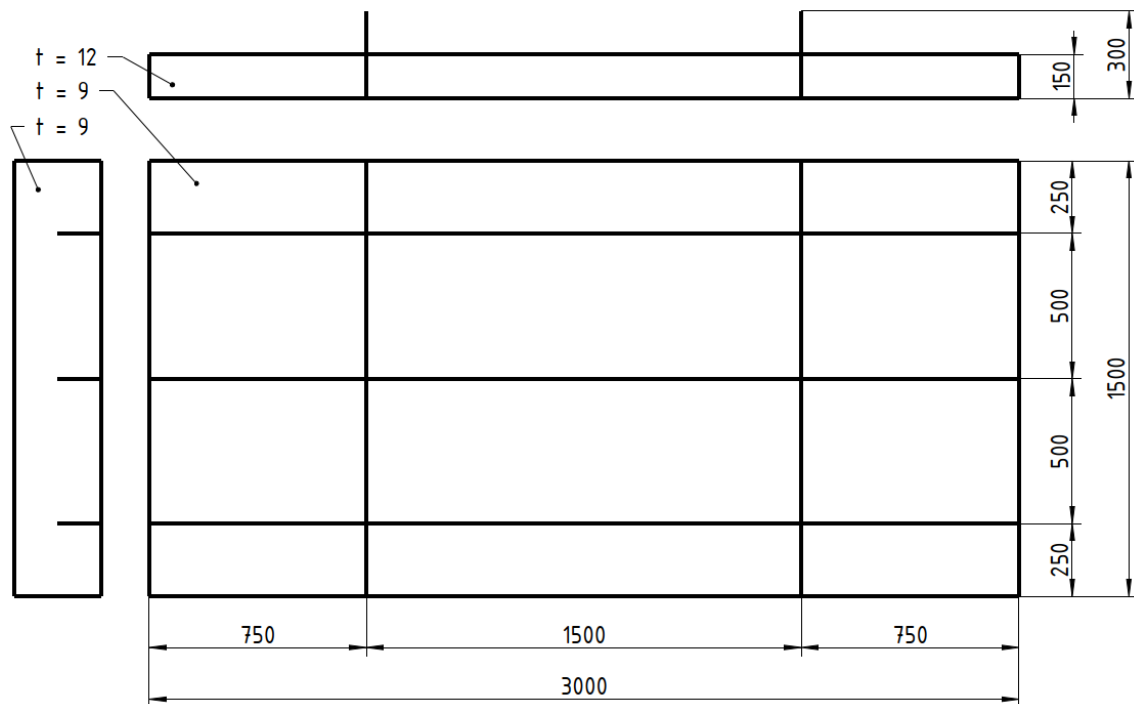


Bild 32: Abmaße der horizontalen Platte mit Versteifungen.

der Größe $75 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}$, $75 \text{ mm} \times 65 \text{ mm}$ und $75 \text{ mm} \times 75 \text{ mm}$ modelliert. Die Vernetzung der transversalen Versteifungen entspricht bis zu einer Höhe von 150 mm jener der longitudinalen Versteifungen. Für die verbliebene Höhe werden vier Reihen mit Elementen der Größe $50 \text{ mm} \times 37.5 \text{ mm}$ vernetzt. Informationen bezüglich der Integrationsordnung und der Anzahl von Integrationspunkten in Richtung der Schalendicke wurden bereits beschrieben und sind aus Kapitel 4.1 zu entnehmen.

Für die Modellierung der longitudinalen Versteifungen fehlen bestimmte Informationen. Es wäre denkbar, dass alle drei Versteifungen aus einem durchgängigen Blech bestehen

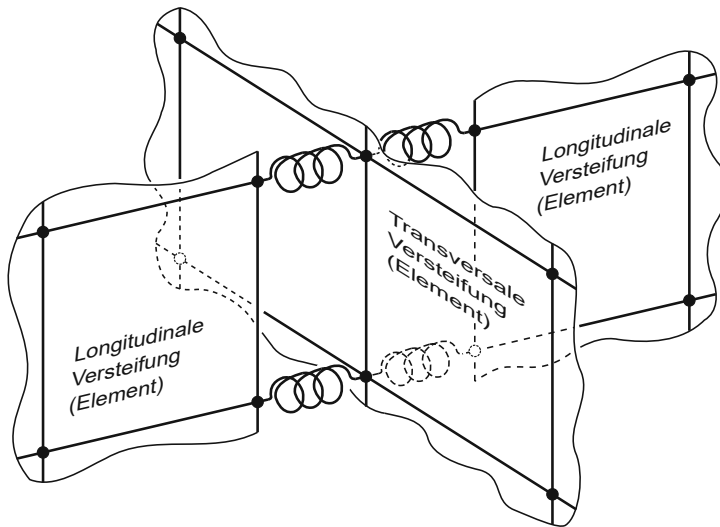


Bild 33: Schematische Darstellung eines Kreuzstoßes mit Interface-Elementen. Die longitudinale Versteifung ist in mehrere Abschnitte unterteilt. Interface-Elemente werden als Federn abgebildet.

(siehe z.B. Bild 32). Eine weitere Möglichkeit bestünde in der Unterteilung dieser Versteifungen in drei Abschnitte und daher in insgesamt neun Bauteile. Hinweise, die die letztgenannte Ausführung unterstützen, ergeben beispielsweise aus Bild 1 in Deng et al. (2007, S. 4615). Die Modellierung von longitudinalen Versteifungen umfasst in dieser Arbeit daher eine Unterteilung der Versteifungen in drei Abschnitte und eine nachträgliche Verbindung der Abschnitte mit MPCs. Aus einer Unterteilung der Versteifungen folgen Bauteile mit den Längenabmaßen 2×750 mm und 1×1500 mm (vgl. Bild 32).

Die Schweißnahtfertigung an der horizontal versteiften Platte erfolgt an jenen Stellen, an denen unterschiedliche Teile einander berühren. Es resultieren daraus folgende Schweißstöße mit zu verschweißenden Bauteilen:

- T-Stoß: Horizontale Platte – Longitudinale Versteifung,
- T-Stoß: Horizontale Platte – Transversale Versteifung und
- Kreuzstoß: Longitudinale Versteifung – Transversale Versteifung.

Die Beschreibung der Anordnung von Interface-Elementen ist vergleichbar mit jener Beschreibung des I-Trägers in Kapitel 4.2.1. Interface-Elemente werden in gleicher Weise entlang der Schweißnähte mit Knotenpaaren der angrenzenden Teile verbunden. Aufgrund eines infinitesimal kleinen Abstands zwischen den verbundenen Bauteilen, ist für T-Stöße die schematische Darstellung in Bild 28 (S. 46) maßgeblich. Für Kreuzstöße wird das Verständnis mit Hilfe der Darstellung in Bild 33 vertieft. Durch einen Vergleich der erwähnten Darstellungen ist ein Zusammenhang zwischen Kreuzstößen und T-Stößen erkennbar. Demnach sind Kreuzstöße in gewissem Maße als eine Erweiterung von T-Stößen zu betrachten. In der horizontalen Ebene wird das Modell durch eine weitere Verbindung mit Interface-Elementen ergänzt.

Am Modell der horizontalen Platte mit Versteifungen wird der Einfluss anfänglicher Schweißspalten auf die Ausbildung von Schweißverzügen untersucht. Es wurde bereits erwähnt, dass anfängliche Schweißspalten in Baugruppen aus unterschiedlichen Gründen

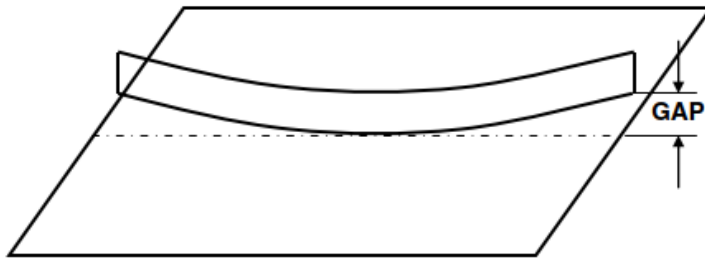


Bild 34: Schematische Darstellung eines anfänglichen Schweißspalts zwischen der horizontalen Platte und einer longitudinalen Versteifung (Deng et al., 2007, S. 4614).

resultieren. Fertigungsungenauigkeiten, großzügige Formtoleranzen, sowie eine ungenaue Positionierung der Bauteile vor dem Verschweißen tragen zur Entstehung von Schweißspalten bei.

Im Rahmen dieses Beispiels erfolgt eine Untersuchung der horizontalen Platte mit Versteifungen anhand von zwei unterschiedlichen Ausführungen. Die geometrischen Abmaße beider Ausführungen entsprechen jenen in Bild 32 (S. 50).

Die erste Ausführung der horizontalen Platte mit Versteifungen – im Folgenden auch als „Modell A“ bezeichnet –, ist geometrisch ident zur Darstellung in Bild 31 (S. 50). Anhand der Darstellung ist erkennbar, dass Modell A keine anfänglichen Schweißspalten aufweist und die Bleche spaltfrei aneinander grenzen. Eine anschließende Schweißfertigung ist ohne einer Aktivierung von Interface-Elementen möglich und das Modell bildet eine Referenz für Vergleiche mit anderen, nicht spaltfreien Modellen. Im zweiten Modell („Modell B“) werden gewisse Änderungen an der Geometrie der longitudinalen Versteifungen durchgeführt. Eine Untersuchung der Einflüsse anfänglicher Schweißspalten erfolgt anhand einer Krümmung der longitudinalen Bleche in ihrer Ebene. Aus dieser Krümmung resultiert die Form eines flachen Kreisbogens. Die gekrümmten Versteifungen und die horizontale Platte bilden daraufhin nach erfolgter Assemblierung einen Spalt (siehe Bild 34). Der Schweißspalt ist in der Mitte der Versteifungen nicht existent und wächst mit steigendem Abstand zur Mitte an. An den Rändern der Versteifungen erreicht der Spalt eine maximale Größe von 10 mm (Deng et al., 2007, S. 4614).

Eine Schweißfertigung des Modells B ist aufgrund der anfänglichen Schweißspalte nicht möglich. Es ist daher eine Korrektur des Modells in Form einer Schließung von Schweißspalten notwendig. Die Elimination dieser geometrischen Fehler erfolgt zu Beginn der Simulation und wird mit Hilfe von Interface-Elementen erreicht.

In Modell A werden nach Deng et al. (2007, S. 4614-4615) alle Bleche in ihrem Ausgangszustand durch mehrere 15 mm lange Heftnähte miteinander verbunden. Diese Fixierung der Bauteile führt vor der eigentlichen Schweißfertigung zu einer Erhöhung der Steifigkeit in der Konstruktion und nach Deng et al. (2007) liegt die Annahme zugrunde, dass die Schweißreihenfolge einen vernachlässigbaren Einfluss auf die Ausbildung von Schweißverzügen ausübt. Demnach ist am Modell ein gleichzeitiges Aufbringen aller inhärenten Deformationen, in Form von Kräften und Momenten, zulässig. Diese Vorgangsweise entspricht einem simultanen Schweißen, d.h. einer zeitgleichen Erstellung aller Schweißnähte.

In Modell B ist der Ausgangszustand durch vorhandene Schweißspalten bestimmt und daher ist eine Erstellung von Heftnähten vorerst nicht möglich. Die unzulässig großen Spalten werden mit Interface-Elementen korrigiert und erst im Anschluss erfolgt die Fixierung der zu verschweißenden Teile. Die weitere Vorgangsweise entspricht jener des ersten Modells (Modell A) und damit einer simultanen Aufbringung von inhärenten Deformationen.

Eine Untersuchung der Einflüsse von Schweißspalten auf die Ausbildung von Schweißverzügen erfolgt anhand der Durchführung von elastischen Simulationen. Eine Berücksichtigung geometrischer Nichtlinearitäten wäre prinzipiell möglich, jedoch sind die Beschreibungen dazu in Deng et al. (2007, S. 4620) nicht eindeutig interpretierbar. Untersuchungen im Rahmen dieser Diplomarbeit haben ergeben, dass die Vernachlässigung geometrischer Nichtlinearitäten zu Ergebnissen mit einer ausreichenden Genauigkeit führt. Das Simulationsbeispiel der horizontalen Platte mit Versteifungen beschränkt sich daher auf lineare und elastische Simulationen.

Eine Simulation des spaltfreien Modells A erfordert zwei Simulationsschritte. Im ersten Schritt werden die Steifigkeiten der Interface-Elemente stark erhöht (Zustand Schweißen). Die starke Erhöhung der Steifigkeiten entspricht einer Fixierung der Abstände zwischen den Knoten der Interface-Elemente. Ein möglicher Einfluss von Interface-Elementen auf die Ausbildung von Schweißverzügen wird damit verhindert. Im zweiten Schritt erfolgt die simultane Erstellung aller Schweißnähte. Infolgedessen werden inhärente Deformationen entlang aller Schweißnähte aufgebracht.

Die Simulation des Modells B umfasst die Durchführung von sechs Simulationsschritten. Als Ausgangszustand wird nach Deng et al. (2007, S. 4624) das spaltfreie Modell betrachtet, das jenem Ausgangszustand in Modell A entspricht (vgl. Bild 31, S. 50). Alle Verschiebungen, die sich im Rahmen der Simulation ausbilden, werden auf diesen Zustand bezogen (Modellierungstrick). Zudem erfolgt im Ausgangszustand eine Fixierung der Knotenpaare, die die longitudinalen Versteifungen mit den transversalen Versteifungen verbinden. Die Fixierung wird mit Hilfe einer Aktivierung von MPCs erreicht.

Im ersten Simulationsschritt werden die longitudinalen Versteifungen in der Ebene verformt. Das Ergebnis sind gekrümmte Versteifungen mit einem maximalen Schweißspalt in der Größe von 10 mm (vgl. Bild 34). Darüber hinaus führt die Verformung in den gekrümmten Versteifungen zu nicht vernachlässigbaren Spannungen, die das Simulationsergebnis verfälschen würden. Daher wird im zweiten Schritt ein *MODEL CHANGE ausgeführt und es werden alle Versteifungen aus der Simulation (temporär) entfernt. Im nächsten (dritten) Simulationsschritt erfolgt eine erneute Ausführung des *MODEL CHANGE. Die gekrümmten Versteifungen werden im virtuellen Raum der Simulation verzerrungsfrei reaktiviert (*MODEL CHANGE, ADD=STRAIN FREE). Der vierte Schritt enthält eine Positionierung der longitudinalen Versteifungen. Durch eine Erhöhung

Tabelle 5: Zusammenfassung der Simulationsschritte an der horizontalen Platte mit Versteifungen.

Modell A ohne Schweißspalt	
1. Schritt:	Erhöhung der Interface-Steifigkeiten (Zustand Schweißen).
2. Schritt:	Aufbringen der inhärenten Deformationen in Form von Kräften und Momenten entlang aller Schweißnähte.
Modell B mit Schweißspalt	
Ausgangszustand:	Spaltfreies Modell analog zu Bild 31 (S. 50). Fixierung der Knotenpaare, die die longitudinalen Versteifungen mit den transversalen Versteifungen verbinden.
1. Schritt:	Krümmung der longitudinalen Versteifungen zur Herstellung eines anfänglichen Schweißspalts.
2. Schritt:	Temporäres Entfernen aller Versteifungen.
3. Schritt:	Reaktivierung aller Versteifungen im verzerrungsfreien Zustand.
4. Schritt:	Positionierung der longitudinalen Versteifungen mit Interface-Elementen. Elimination des Schweißspalts.
5. Schritt:	Fixierung der Knotenpaare, die die longitudinalen Versteifungen mit der horizontalen Platte verbinden und Fixierung jener Knotenpaare, die die transversalen Versteifungen mit der horizontalen Platte verbinden.
6. Schritt:	Aufbringen der inhärenten Deformationen in Form von Kräften und Momenten entlang aller Schweißnähte.

der Interface-Steifigkeiten wird eine Schließung der anfänglichen Schweißspalten erzielt. Im fünften Schritt erfolgt mit MPCs eine Fixierung aller verbliebenen, mit Interface-Elementen verbundenen, Knotenpaare. Es entstehen an diesen Stellen starre Verbindungen und ein Einfluss der Interface-Elemente auf die weitere Simulation wird verhindert. Der sechste Simulationsschritt bildet den Abschluss der Simulation. Es werden inhärente Deformationen entlang aller Schweißnähte aufgebracht.

Eine Zusammenfassung aller beschriebenen Simulationsschritte ist für beide Modelle in Tabelle 5 zu sehen.

In Deng et al. (2007) sind keine Informationen zu den Randbedingungen der horizontalen Platte mit Versteifungen beschrieben. Auf Grundlage eigener Überlegungen und mit Hilfe von Versuchen wurden die in Bild 35 dargestellten Randbedingungen gefunden.

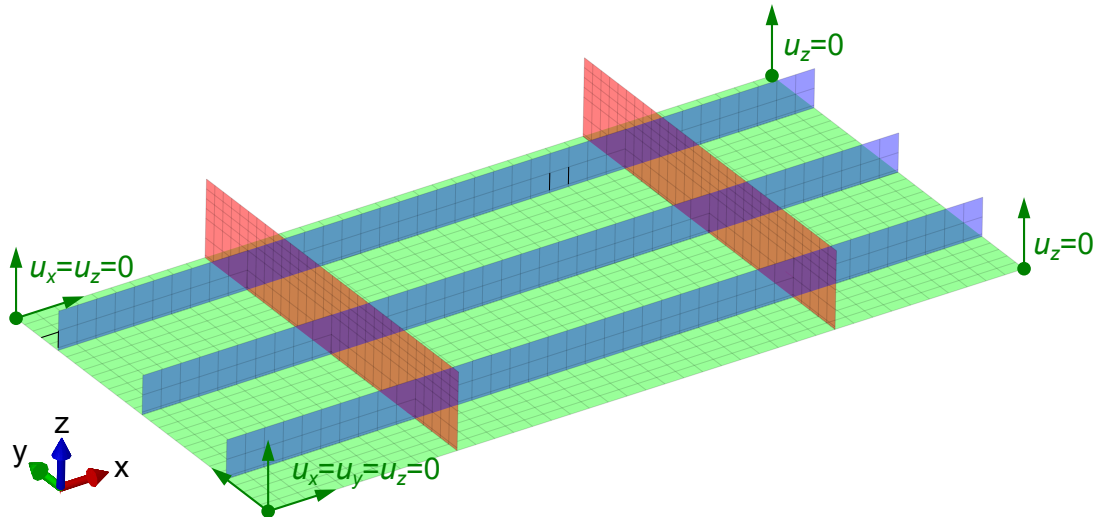


Bild 35: Randbedingungen an der horizontalen Platte mit Versteifungen:
 $u_i \dots$ gesperrte Verschiebungen ($i = x, y, z$).

4.3 Inherent Strain Methode

Das Prinzip einer Anwendung der Inherent Strain Methode im Schienenfahrzeugbau wurde bereits in Kapitel 3.2.2.1 beschrieben. Demnach erfolgt im ersten Schritt die Durchführung einer TEP-Simulation und die Bestimmung der Verteilungen von inhärenten Verzerrungen. Durch Integration dieser Verzerrungen werden inhärente Deformationen ermittelt. Für lange Schweißnähte hat sich gezeigt, dass inhärente Deformationen innerhalb eines gewissen Bereichs einen ungefähr gleichmäßigen Verlauf aufzeigen. Am Anfang und am Ende einer Schweißnaht sind Abweichungen als Folge von Randeinflüssen feststellbar. Eine Anwendung der aus dreidimensionalen Modellen bestimmten inhärenten Deformationen erfordert im Schienenfahrzeugbau eine Übertragung der Verzerrungen auf zweidimensionale Schalenmodelle. Aus dieser Übertragung von (gemittelten) inhärenten Deformationen ergibt sich ein bestimmter Informationsverlust. Dieser Informationsverlust betrifft die Verteilung von Schweißeigenspannungen. Nichtsdestotrotz verbleibt eine ausreichend genaue Berechnung von Schweißverzügen am Schalenmodell.

Die nächsten zwei Subkapitel beschreiben analytische Formeln zur Berechnung von inhärenten Verzerrungen. Diese Formeln beziehen sich zum Teil auf Schalenmodelle und bieten den Vorteil eines vergleichsweise geringen Aufwands bei der Bestimmung von inhärenten Verzerrungen. Überdies erfolgt in plattenartigen Strukturen fortan eine Betrachtung von drei Arten von Schrumpfungen: Längsschrumpfungen, Querschrumpfungen und Winkelverzüge.

4.3.1 I-Träger

Am Modell des I-Trägers werden zwei Schweißnähte mit Doppelkehlnähten erstellt (vgl. Bild 27, S. 45). Angaben zum verwendeten Schweißverfahren fehlen in Deng et al. (2001),

jedoch wird für beide Schweißnähte ein Wärmeeintrag Q_{net} von 2400 J/mm angegeben.

Bei der analytischen Berechnung von longitudinalen inhärenten Verzerrungen hat sich in der Literatur die Verwendung der sog. *tendon force* durchgesetzt. Die tendon force F_{Tendon} ist jene Kraft, die eine äquivalente Druckverzerrung in Längsrichtung der Schweißnaht bewirkt. Ein Zusammenhang zwischen der tendon force und dem Wärmeeintrag ergibt die Gleichung (Terasaki, Nakatani & Ishimura, 2000, S. 479)

$$F_{\text{Tendon}} = 0.2Q_{\text{net}}. \quad (27)$$

Für die tendon force existiert wiederum eine Beziehung zur Verteilung der longitudinalen inhärenten Verzerrungen. Es folgt die Gleichung (Luo, Ishiyama & Murakawa, 1991, S. 58)

$$F_{\text{Tendon}} = - \iint E \varepsilon_x^* dy dz, \quad (28)$$

in der sich die Variable E auf den Elastizitätsmodul bezieht und ε_x^* die longitudinalen inhärenten Verzerrungen bezeichnet. Überdies fehlt eine Angabe der Integrationsgrenzen in der Literatur. Die Auswertung des Integrals ergibt die Querschnittsfläche jener mit inhärenten Verzerrungen beanspruchten Elemente entlang der betrachteten Schweißnaht. Im Fall des I-Trägers erfolgt eine Betrachtung von T-Stößen mit (Doppel-)Kehlnähten. Hinsichtlich des Querschnitts ist bei der Schweißfertigung an T-Stößen eine Wärmeeinwirkung im Steg und im Flansch zu erwarten. Dieser Umstand gewährt eine Aufteilung des Gesamtquerschnitts in einen Anteil des Stegs A_w und in einen Anteil des Flansches A_f . Es folgen nach Cottrell (1953, zit. nach Deng et al., 2001, S. 92) die Beziehungen

$$\left. \begin{aligned} A_w &= \frac{h_w}{2h_f + h_w} A \\ A_f &= \frac{2h_f}{2h_f + h_w} A \end{aligned} \right\}. \quad (29)$$

In Gleichung (29) bezeichnen h_w die Dicke des Stegs und h_f die Dicke des Flansches an der betrachteten Schweißnaht.

Die Querschnitte in Gleichung (29) ermöglichen eine Aufteilung der longitudinalen inhärenten Verzerrungen. Aus einer Annahme konstant verteilter inhärenter Verzerrungen resultiert eine Substitution des Integrals in Gleichung (28) mit der neuen Beziehung

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_{xf}^* &= - \frac{F_{\text{Tendon}}}{EA_f} \\ \varepsilon_{xw}^* &= - \frac{F_{\text{Tendon}}}{EA_w} \end{aligned} \right\}. \quad (30)$$

Der Index f bezeichnet fortan den Flansch an einem T-Stoß und der Index w beschreibt den Steg (engl. *web*) des T-Stoßes.

Werte für transversale Schrumpfungen und für Winkelverzüge werden in Deng et al. (2001) aus den Experimenten von Satoh und Terasaki (1976, S. 45) entnommen. Zum Ablesen der benötigten Größen sind Informationen zum verwendeten Schweißverfahren notwendig. Aufgrund fehlender Angaben in Deng et al. (2001) wurde eine Literaturrecherche durchgeführt, welche ergeben hat, dass sich der überwiegende Anteil von Publikationen zu den Themen Inherent Strain Methode und Interface-Elemente auf das Gasschmelzschweißen bezieht. Daher ist die Betrachtung eines durch Gasschmelzschweißen gefertigten I-Trägers naheliegend.

Für die transversale Schrumpfung des Flansches S_f wurde der Wert $S_f = 0.224$ mm abgelesen. Die Winkelverzüge δ_x folgen zu $\delta_x = 11.6 \times 10^{-3}$ rad und werden aufgrund von Hinweisen in Deng et al. (2007, S. 4620) ausschließlich in den Flanschen der T-Stöße betrachtet.

In Deng et al. (2001) fehlen überdies Informationen zur Berechnung der transversalen inhärenten Verzerrungen ε_y^* . Eine Berechnung der inhärenten Krümmungen κ_y^* ist ebenfalls ausständig. Die benötigten Informationen werden daher erneut aus Deng et al. (2007, S. 4621) entnommen. Für die Berechnung der transversalen inhärenten Verzerrungen des Flansches folgt die Beziehung

$$\varepsilon'_{yf} = -\frac{S_f}{2b_f}. \quad (31)$$

Die Variable b_f beschreibt die halbe Breite jener Zone des Flansches, in der eine Beanspruchung des Modells mit inhärenten Verzerrungen erfolgt. Eine schematische Darstellung dieser Zone ist in Bild 36 zu sehen. Die Verzerrungen in Gleichung (31) enthalten elastische und nichtelastische Verzerrungsanteile, die in Summe zu einer Verfälschung der Ergebnisse führen. Eine Korrektur des von der tendon force verursachten Verzerrungsanteils führt zur Gleichung

$$\varepsilon^*_{yf} = \varepsilon'_{yf} - \nu\varepsilon^*_{xf}. \quad (32)$$

Neben den in Gleichung (32) bereits bekannten Größen bezeichnet ν die Querkontraktionszahl. Die aus Satoh und Terasaki (1976) ermittelten Winkelverzüge δ_x ergeben im Flansch eine Krümmung

$$\kappa^*_{yf} = -\frac{\delta_x}{b_f}. \quad (33)$$

Mit Gleichung (33) ist die Berechnung der inhärenten Größen am Beispiel des I-Trägers abgeschlossen.

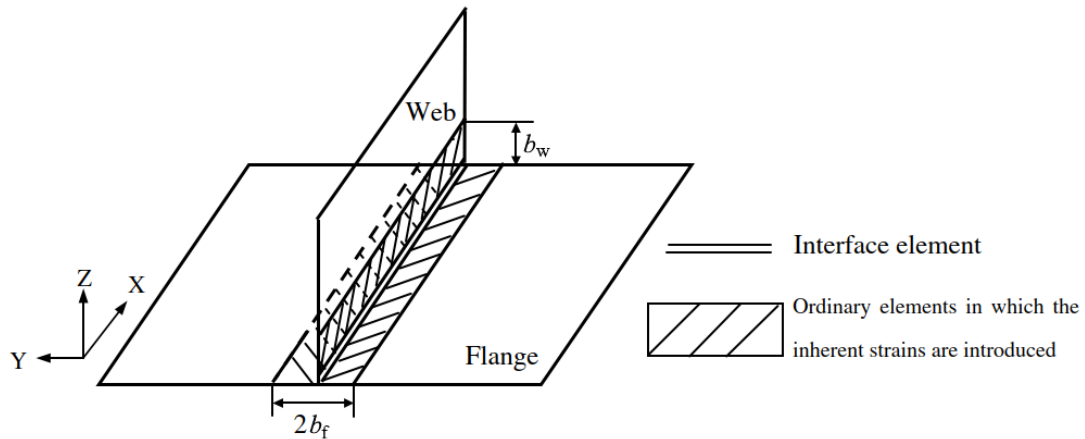


Bild 36: Anordnung der Elemente entlang eines T-Stoßes, an denen inhärente Verzerrungen aufgebracht werden (Deng et al., 2007, S. 4621).
Anm.: Die Grafik wurde bearbeitet.

Inhärente Verzerrungen eignen sich in ABAQUS nicht als Eingangsgrößen für eine elastische Simulation. Ein möglicher Lösungsansatz zu dieser Problemstellung ist die Berechnung von äquivalenten Kräften und Momenten. Die äquivalenten Kräfte und Momente werden aus inhärenten Verzerrungen gebildet und in weiterer Folge am I-Träger aufgebracht.

Eine Anwendung der Finite-Elemente-Methode zur Berechnung der äquivalenten Kräfte und Momente verlangt Kenntnisse über den Aufbau der Steifigkeitsmatrix von vierknotigen Schalenelementen in ABAQUS. Diese Informationen sind nicht bekannt, daher wird ersatzweise die in Murakawa et al. (2010, S. 103) angeführte Plattentheorie verwendet. Die Gleichungen der Plattentheorie werden durch ein Python-Skript von Sindhuber (2021) erweitert und es erfolgt die automatisierte Berechnung einer Ersatz-Steifigkeitsmatrix. Diese Steifigkeitsmatrix gestattet die Berechnung der gesuchten Kräfte und Momente. Eine ausführliche Beschreibung ist im Anhang in Kapitel A.1.1 (S. 91) angeführt.

4.3.2 Horizontale Platte mit Versteifungen

Das Simulationsbeispiel der horizontalen Platte mit Versteifungen enthält mehrere, sich wiederholende Schweißstöße. Die Schweißstöße werden hinsichtlich einer einfacheren Unterscheidung in drei Modelle eingeteilt (Deng et al., 2007, S. 4616):

- Modell 1: T-Stoß, Verbindung zwischen horizontaler Platte und longitudinaler Versteifung.
- Modell 2: T-Stoß, Verbindung zwischen horizontaler Platte und transversaler Versteifung und
- Modell 3: Kreuzstoß, Verbindung zwischen longitudinalen Versteifungen und transversaler Versteifung.

Der Ablauf der Berechnung ist in den ersten beiden Modellen ident, weswegen lediglich eine Betrachtung des ersten Modells (Modell 1) erfolgt. Auf eine Beschreibung identer Berechnungsschritte wird fortan verzichtet, stattdessen folgen Querverweise zu bereits beschriebenen Gleichungen (vgl. Kapitel 4.3.1).

Die in longitudinaler Richtung wirkenden Verzerrungen werden analog zu jenen des I-Trägers in einen am Flansch wirkenden Anteil und in einen Anteil des Stegs aufgeteilt. Nach Deng et al. (2007, S. 4621) wird die Berechnung dieser Verzerrungen mit Hilfe der Gleichungen

$$\varepsilon_{xf}^* = -\frac{F_{\text{Tendon}}}{b_f(2h_f + h_w)E} \quad \text{und} \quad (34)$$

$$\varepsilon_{xw}^* = -\frac{F_{\text{Tendon}}}{b_w(2h_f + h_w)E} \quad (35)$$

durchgeführt. Die für die Gleichungen (34) und (35) benötigten tendon forces sind für alle drei Modelle in Deng et al. (2007, S. 4618) angegeben. Die Variablen b_f und b_w beschreiben die Ausdehnung der durch inhärente Verzerrungen beanspruchten Zone und werden aus dem vernetzten FE-Modell ermittelt. Eine schematische Darstellung der durch inhärente Verzerrungen beanspruchten Zone ist in Bild 36 zu sehen.

Eine Berechnung von transversalen inhärenten Verzerrungen ε_{yf}^* wird mit Hilfe von transversalen Schrumpfungen S_f durchgeführt (vgl. Gleichungen (31) und (32)). Inhärente Krümmungen κ_{yf}^* werden hingegen mit Hilfe von Winkelverzügen δ_x berechnet (vgl. Gleichung (33)). Die benötigten Schrumpfungen und Winkelverzüge sind allesamt in Deng et al. (2007, S. 4619-4620) angeführt.

Im Unterschied zum I-Träger erfolgt in den Stegen der Modelle 1 und 2 eine Vernachlässigung der transversalen Schrumpfungen und Winkelverzüge. In Kreuzstößen hingegen ist nach Deng et al. (2007) eine solche Vernachlässigung der Größen nicht zulässig. Weitere Unterschiede sind im Vergleich zur Berechnung des I-Trägers nicht vorhanden.

Das Modell der horizontalen Platte mit Versteifungen besteht aus vierknotigen Schalenelementen, zu denen keine Informationen über die Steifigkeitsmatrix bekannt sind. Die gesuchten äquivalenten Kräfte und Momente erfordern auch in diesem Beispiel eine Anwendung der Gleichungen aus Murakawa et al. (2010, S. 103). Das von Sindhuber (2021) programmierte Python-Skript wird ebenfalls verwendet. Detaillierte Angaben und Ergebnisse sind im Anhang in Kapitel A.1.2 (S. 97) nachzulesen.

4.4 Interface-Elemente

Die Modellierung von Interface-Elementen sieht im ersten Schritt eine Auswahl geeigneter Elemente vor. Im Rahmen dieser Arbeit werden ausschließlich Finite Elemente aus der

ABAQUS-Elementbibliothek ausgewählt. Auf eine Programmierung benutzerdefinierter Elemente wird verzichtet. Als Voraussetzung für eine Auswahl von Elementtypen werden die für Interface-Elemente beschriebenen Eigenschaften und Funktionen aus Deng et al. (2001), Deng et al. (2007) und Murakawa et al. (2009) herangezogen. Demzufolge sind all jene Elemente von Interesse, die die Modellierung eines federähnlichen Elementverhaltens gestatten.

Eine Recherche im ABAQUS-Benutzerhandbuch hat ergeben, dass zwei Elementtypen den Anforderungen von Interface-Elementen genügen:

- SPRING2-Elemente und
- BUSHING-Konnektoren.

In den nächsten zwei Kapiteln erfolgt eine detaillierte Beschreibung der angeführten Elemente.

4.4.1 SPRING2-Elemente

SPRING2-Elemente werden zur Modellierung von physikalischen Federn verwendet. Sie ermöglichen eine definierte Verbindung zwischen zwei Knoten mit einer fixierten Wirkrichtung. Eine Zuordnung von translatorischen Freiheitsgraden (Freiheitsgrade 1, 2, 3) führt in einer Feder zu einer Kopplung zwischen Kräften und relativen Verschiebungen. Im Fall der Zuordnung von rotatorischen Freiheitsgraden (Freiheitsgrade 4, 5, 6) ist eine Kopplung zwischen Momenten und relativen Rotationen vorhanden. Das SPRING2-Element zeigt im letztgenannten Fall das Verhalten einer Drehfeder.

Die relative Verschiebung eines SPRING2-Elements wird mit Hilfe der schematischen Darstellung in Bild 37 beschrieben. In der schematischen Darstellung ist ein Federelement $\langle e \rangle$ mit zwei Knoten (1, 2) abgebildet. Beiden Knoten widerfährt eine unterschiedlich große Verschiebung. Es sei i jene Komponente der Verschiebung des ersten Knotens, die in Richtung der Geraden $\overline{12}$ zeigt. j sei demnach jene Komponente der Verschiebung des zweiten Knotens in Richtung $\overline{12}$. Aus den Knotenverschiebungen i und j folgt für das Federelement $\langle e \rangle$ eine relative Verschiebung Δu zu (Dassault Systèmes, 2019)

$$\langle e \rangle \Delta u = \langle e \rangle^1 u_i - \langle e \rangle^2 u_j. \quad (36)$$

SPRING2-Elemente werden aufgrund der relativen Knotenverschiebung in Zugfedern und in Druckfedern eingeteilt. Um das von Interface-Elementen gewünschte Verhalten zu modellieren, erfolgt im Rahmen dieser Arbeit eine Definition von Druckfedern (vgl. Bild 37).

Aus der schematischen Darstellung in Bild 37 ist für SPRING2-Elemente eine weitere Eigenschaft ableitbar. Relative Verschiebungen bei axialen Federn bzw. relative Rotationen bei Drehfedern gestatten lediglich die Definition einer einzigen Wirkrichtung pro Feder-

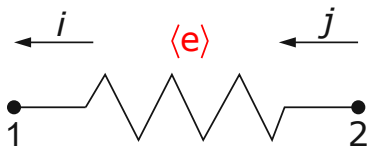


Bild 37: Knotenverschiebungen in einem SPRING2-Element (schematisch). $\langle e \rangle$... Element e ; 1, 2... Knotennummern; i, j ... Knotenverschiebungen
Anm.: Das Bild wurde bearbeitet (Dassault Systèmes, 2019).

element. Die Wirkrichtung des Federelements wird anhand des der Feder zugeordneten Freiheitsgrades bestimmt.

In den Kapiteln 3.2.3.2 und 3.2.3.3 der vorliegenden Arbeit wurde mehrmals darauf hingewiesen, dass Interface-Elemente in Deng et al. (2001) und Deng et al. (2007) über vier Freiheitsgrade verfügen. Demnach ist pro Knotenpaar die Modellierung von vier „übereinander liegenden“ SPRING2-Elementen notwendig. Aus diesem Modellierungsansatz folgt ein System entkoppelter Federelemente, d.h. die Federn beeinflussen einander nicht.

Die Definition einer bestimmten Wirkrichtung in SPRING2-Elementen erfordert die Verwendung von lokalen Koordinatensystemen. Die Ausrichtung der Koordinatenachsen entspricht der Beschreibung von Abständen bzw. Verschiebungen in Kapitel 3.2.3.2:

- 1-Achse: In Richtung der Schweißnaht bzw. in longitudinaler Richtung.
- 2-Achse: In Richtung des Schweißspalts bzw. normal zur Schweißnahtichtung in der Ebene.
- 3-Achse: Normal zur Schweißnahtichtung und normal auf die Ebene.

Der Ursprung des lokalen Koordinatensystems liegt im zweiten Knoten des Federelements, die 2-Achse ($\hat{=}$ y-Achse) sei in Richtung des ersten Federknotens (vgl. Bild 37) definiert.

Die Modellierung von nichtlinearen Federn in ABAQUS erfordert eine Definition von Kräften und relativen Verschiebungen. Wertepaare aus Kräften und relativen Verschiebungen werden ihren Größen entsprechend in einer aufsteigenden Reihenfolge definiert und über einen ausreichend großen Bereich einer relativen Verschiebung angegeben. Für relative Verschiebungen, die außerhalb des definierten Bereichs liegen, erfolgt die Annahme konstanter Federkräfte (siehe Bild 38). Die Kraft im Nullpunkt der Abszisse wird mit $F(0)$ bezeichnet und ist allenfalls zu definieren (Dassault Systèmes, 2019).

Die zur Definition von SPRING2-Elementen benötigten Kräfte werden aus Interface-Spannungen berechnet.

4.4.2 Konnektoren

Konnektor-Elemente ermöglichen eine Definition von Verbindungen mit bestimmten Eigenschaften. Diese Eigenschaften stehen in Bezug auf kinematische oder kinetische Beziehungen zwischen den zu verbindenden Komponenten. Eine weitere Eigenschaft ist in der Anzahl der durch Konnektoren verbundenen Knoten zu finden. Die Verbindung von

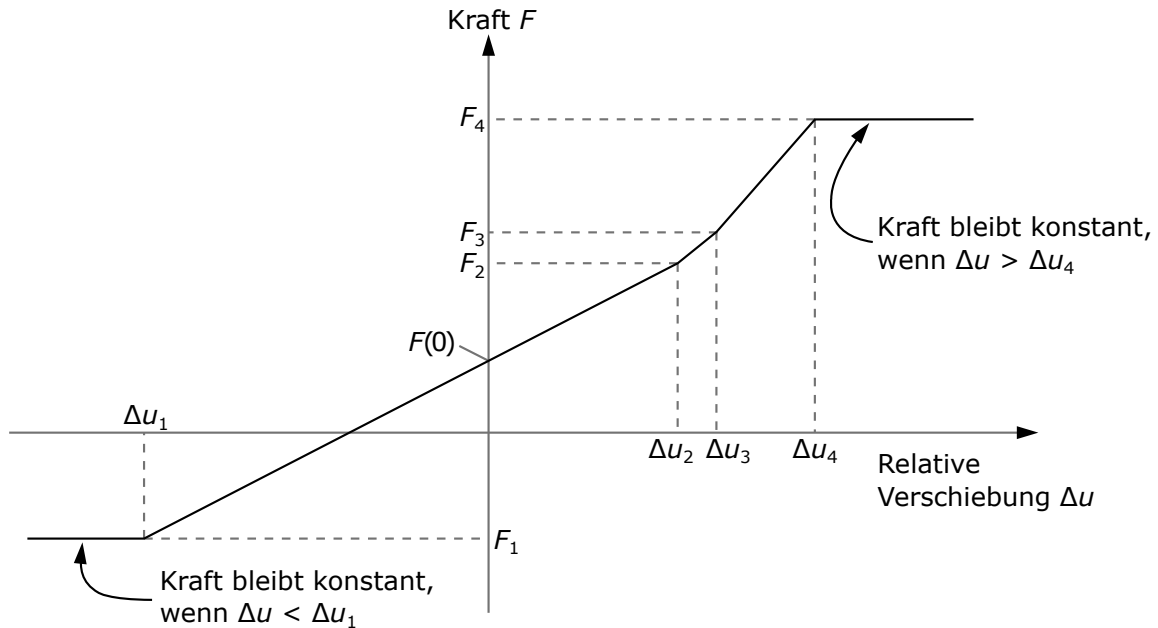


Bild 38: Modellierung von nichtlinearen SPRING2-Elementen. Beziehungen zwischen der Kraft F und der relativer Verschiebung Δu .

Konnektoren umfasst höchstens zwei Knoten und die Position und Bewegung des zweiten Konnektor-Knotens werden in Relation zum ersten Konnektor-Knoten gemessen.

Im Rahmen dieser Diplomarbeit erfolgt die Modellierung von Konnektoren in ABAQUS mit Hilfe der Elemente CONN3D2. Die Namenskonvention CONN3D bezeichnet Konnektor-Elemente für dreidimensionale Analysen, wobei die Endziffer die Anzahl der Konnektor-Knoten wiedergibt.

In der ABAQUS-Elementbibliothek ist eine Vielzahl verschiedener Konnektor-Typen verfügbar. Für die Modellierung von Interface-Elementen wurde der Konnektor-Typ „BUSHING“ als geeignet befunden und daher ausgewählt. Im nächsten Kapitel werden die Eigenschaften dieses Konnektor-Typs näher betrachtet.

4.4.2.1 BUSHING-Konnektoren

Die Verwendung von BUSHING-Konnektoren gestattet die Beschreibung von insgesamt sechs Komponenten einer relativen Bewegung. Zu den Komponenten zählen drei relative Verschiebungen und drei relative Rotationen zwischen zwei Knoten in einer Verbindung. Erwähnenswert ist zudem, dass die Bewegungskomponenten eines BUSHING-Konnektors keinen kinematischen Zwangsbedingungen unterliegen. Insofern ist die Beschreibung eines benutzerdefinierten Materialverhaltens für alle sechs Richtungen ($\hat{=}$ Freiheitsgrade) zulässig. Eine schematische Darstellung von BUSHING-Konnektoren ist in Bild 39 zu sehen.

Die Modellierung von nichtlinearen BUSHING-Konnektoren erfordert mitunter die Definition von Kräften und relativen Verschiebungen. Die Art der Definition ist ident zu jener bei SPRING2-Elementen und daher sei an dieser Stelle auf das Kapitel 4.4.1 verwiesen.

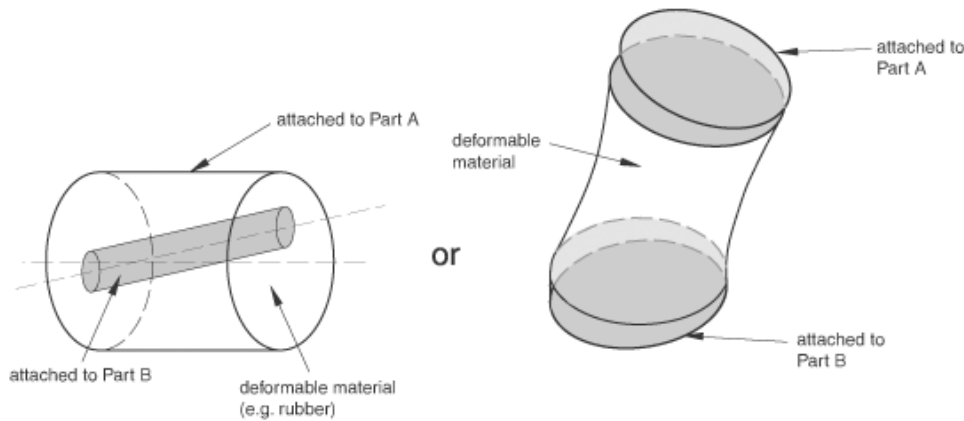


Bild 39: Schematische Darstellung von BUSHING-Konnektoren (Dassault Systèmes, 2019). Anm.: Die Grafik wurde bearbeitet.

Darüber hinaus bieten BUSHING-Konnektoren für abhängige Variablen (hier: Federkraft F) außerhalb ihres Definitionsbereichs die Möglichkeit einer linearen bzw. konstanten Extrapolation. Die vorliegende Arbeit beschränkt sich auf BUSHING-Konnektoren mit einer konstanten Extrapolation.

BUSHING-Konnektoren gestatten dem Anwender eine Definition von bis zu sechs Materialrichtungen mit unterschiedlichen Eigenschaften. Die Materialeigenschaften werden einem Konnektor-Element zugewiesen, wodurch sich gewisse Vorteile ergeben. Einerseits wird der Umstand mehrerer übereinander liegender Elemente vermieden (vgl. SPRING2-Elemente). Andererseits ist eine Reduktion der Elementanzahl erzielbar (ein Konnektor-Element anstelle von vier SPRING2-Elementen). Es folgt ein insgesamt übersichtlicheres Modell.

Der Einsatz von BUSHING-Konnektoren bietet gegenüber einer Verwendung von SPRING2-Elementen einen entscheidenden Vorteil. Konnektor-Materialien gestatten die Angabe einer Referenzposition, in der die Kräfte und Momente des Materials Null werden. Im Sinne einer allgemeinen relativen Bewegung ist die Definition von drei Referenzlängen und drei Referenzwinkeln zulässig. Ein möglicher Anwendungsfall ist in einem BUSHING-Konnektor auffindbar, dessen Ausgangslage nicht mit der definierten Referenzposition übereinstimmt. Diesem Umstand zufolge ist der Konnektor bereits in seiner Ausgangslage mit Kräften und Momenten beaufschlagt (Dassault Systèmes, 2019).

BUSHING-Konnektoren erfordern in jedem Konnektor-Element die Definition von zumindest einem lokalen Koordinatensystem. Im Rahmen dieser Arbeit erfolgt die Positionierung des Koordinatenursprungs im zweiten Konnektor-Knoten. Die Ausrichtung der Koordinatenachsen entspricht jener Ausrichtung in SPRING2-Elementen (vgl. Kapitel 4.4.1, S. 61).

Die beschriebenen Vorteile von BUSHING-Konnektoren (geringere Elementanzahl und Definition von Referenzpositionen) gestatten bei der Modellierung von Interface-Elementen

eine bevorzugte Anwendung gegenüber SPRING2-Elementen.

4.5 Multi-Point-Constraints (MPCs)

Multi-Point-Constraints ermöglichen die Definition von linearen und nichtlinearen Zwangsbedingungen zwischen mehreren Knoten. Kinematische Zwangsbedingungen werden üblicherweise durch eine Elimination von Freiheitsgraden erzwungen. Die eliminierten Freiheitsgrade der abhängigen Knoten (engl. *dependent nodes*) sind im Anschluss für eine weitere Referenzierung in anderen Randbedingungen nicht mehr verfügbar (Dassault Systèmes, 2019).

Eine Anwendung von MPCs bietet bei der Simulation von Schweißverzügen gewisse Vorteile. Die Vorteile werden mit Hilfe von Tabelle 2 (S. 33) beschrieben. Es sei daran erinnert, dass im Abschnitt der Positionierung ein Zusammenziehen von Interface-Elementen vonstattengeht. Unzulässig große Schweißspalten bzw. Positionierungsungenauigkeiten werden in weiterer Folge eliminiert. Einige Schweißprozesse erfordern jedoch die Einhaltung eines bestimmten Schweißspalts. Dieser Umstand wird im Positionierungsabschnitt des Spannungs-Verschiebungs-Diagramms mit dem Parameter δ_G berücksichtigt (vgl. Tabelle 2, Abschnitt Positionierung).

Im dritten Abschnitt (Schweißen) werden die Steifigkeiten der Interface-Elemente stark erhöht. Die geänderten Steifigkeiten führen an der betrachteten Stelle zu einer quasi-starren Verbindung und der weitere Einfluss von Interface-Elementen auf die Simulation wird unterbunden. Bisher blieb jedoch unerwähnt, dass der Abschnitt des Schweißens in Interface-Elementen ebenso eine Berücksichtigung von Schweißspalten erfordert. Wird der im Positionierungsabschnitt definierte Schweißspalt nicht berücksichtigt, dann führt eine Erhöhung der Interface-Steifigkeiten zu einem weiteren Zusammenziehen der Interface-Elemente. Die Ergebnisse der Simulation werden dadurch möglicherweise verfälscht.

Mit dem Einsatz von MPCs wird eine einfache Alternative zur Modellierung von starren Verbindungen vorgeschlagen. Die starren MPCs werden zu einem gewählten Zeitpunkt an der Stelle der Interface-Elemente positioniert und mit den Knoten der Interface-Elemente verbunden. Die durch MPCs geschaffene Verbindung ist mit einer durch quasi-starre Interface-Elemente hergestellten Verbindung vergleichbar.

Die Aktivierung von Multi-Point-Constraints erfolgt zu beliebigen Zeitpunkten durch die Programmierung einer Subroutine *MPC*. Das nächste Kapitel enthält eine ausführliche Beschreibung der MPC-Subroutine.

4.5.1 Subroutine MPC

Die Subroutine MPC ist anhand von zwei unterschiedlichen Methoden programmierbar. Die Methode des Freiheitsgrades (engl. *degree of freedom mode*) ermöglicht bei jedem Aufruf der Subroutine die Definition einer individuellen Zwangsbedingung. Eine Definition mehrerer

Zwangsbedingungen ist hingegen mit der Knoten-Methode (engl. *nodal mode*) erzielbar. In der vorliegenden Arbeit wurde die Knoten-Methode gewählt (Dassault Systèmes, 2019).

Die Knoten-Methode der Subroutine MPC gestattet die simultane Elimination mehrerer Freiheitsgrade eines Knotens. Der Satz von Zwangsbedingungen wird durch eine allgemeine und nichtlineare Funktion in der Form

$$f_i({}^1\mathbf{u}, {}^2\mathbf{u}, {}^3\mathbf{u}, \dots, {}^N\mathbf{u}, \text{Geometrie, Temperatur, Feldvariablen}) = 0 \quad (37)$$

$$i = 1, 2, \dots, N^*$$

beschrieben. Die Funktion f_i bezeichnet eine skalare Zwangsbedingung, die als Bestandteil einer Vektorfunktion \mathbf{f} verstanden wird. Der dazugehörige Index i nimmt Werte zwischen 1 und N^* ein. N^* kennzeichnet wiederum die Anzahl der abhängigen Freiheitsgrade im Gleichungssystem (37) und ist in den Grenzen zwischen 1 und M zu wählen. M sei die Menge der aktiven Freiheitsgrade pro Knoten. Weitere Variablen sind ${}^k\mathbf{u}$ ($k = 1, 2, \dots, N$), die die Sätze von Freiheitsgraden in den Knoten k beschreiben. Folglich notiert N die Anzahl der in der Zwangsbedingung involvierten Knoten.

Um die Zwangsbedingung im Modell zu realisieren, wird der erste Satz von Freiheitsgraden (${}^1\mathbf{u}$) in der skalaren Bedingung f_i eliminiert. Der Satz ${}^1\mathbf{u}$ besteht demnach im ersten Knoten der MPC-Definition aus N^* Freiheitsgraden. Die übrigen Sätze (${}^2\mathbf{u}, {}^3\mathbf{u}$, usw.) sind unabhängige Freiheitsgrade in den Knoten 2, 3, usw. (Dassault Systèmes, 2019).

Die Knoten-Methode sieht in ihrem ursprünglichen Konzept eine Anwendung von nichtlinearen Zwangsbedingungen mit großen dreidimensionalen Rotationen vor. Die inkrementelle Lösungsprozedur führt in ABAQUS zu einem linearisierten Satz von Zwangsbedingungen

$$\delta f_i = {}^1\mathbf{A}_i \cdot \delta {}^1\mathbf{u} + {}^2\mathbf{A}_i \cdot \delta {}^2\mathbf{u} + {}^3\mathbf{A}_i \cdot \delta {}^3\mathbf{u} + \dots = 0, \quad i = 1, 2, \dots, N^*. \quad (38)$$

Die Vektoren ${}^k\mathbf{A}_i$ ($k = 1, 2, \dots, N$) sind mathematische Größen mit der allgemeinen Form ${}^k\mathbf{A}_i = {}^k\mathbf{A}_i({}^1\mathbf{u}, {}^2\mathbf{u}, \dots, {}^N\mathbf{u})$. Ihre Einträge ${}^kA_{ij}$ erfordern eine Ableitung der linearisierten Zwangsbedingung nach den involvierten Freiheitsgraden. Es gilt daher die allgemeine Gleichung

$${}^kA_{ij} = \frac{\partial f_i}{\partial {}^k u_j}, \quad i \dots \text{Zeile der Submatrix, } j \dots \text{Spalte der Submatrix,} \quad (39)$$

$$k = 1, 2, \dots, N.$$

Der in Gleichung (38) linearisierte Satz von Zwangsbedingungen ist für die linearisierten Knotenverschiebungen $\delta {}^k\mathbf{u}$ angeschrieben. Für linearisierte Rotationen $\delta {}^k\boldsymbol{\theta}$ folgt die Gleichung

$$\delta f_i = {}^1\mathbf{A}_i \cdot \delta {}^1\boldsymbol{\theta} + {}^2\mathbf{A}_i \cdot \delta {}^2\boldsymbol{\theta} + {}^3\mathbf{A}_i \cdot \delta {}^3\boldsymbol{\theta} + \dots = 0, \quad i = 1, 2, \dots, N^*. \quad (40)$$

Das linearisierte Rotationsfeld $\delta\boldsymbol{\theta}$ unterscheidet sich von einer Variation des Vektors der Gesamtroation $\boldsymbol{\phi}$. Die Formulierung der linearisierten Zwangsbedingung in $\delta\boldsymbol{\theta}$ entspricht der Formulierung einer geometrisch linearen Zwangsbedingung im verformten Zustand (Dassault Systèmes, 2019).

Die Programmierung einer Subroutine MPC erfordert schlussendlich die Definition von zwei mathematischen Objekten. Die Matrix J_{MN} enthält Identifikatoren von Freiheitsgraden (engl. *degree of freedom identifiers*) jener Knoten, die in der Zwangsbedingung involviert sind. Der erste Index der Matrix beschreibt alle aktiven Freiheitsgrade in der Subroutine. Die Anzahl der aktiven Freiheitsgrade reicht von 1 bis M . Der zweite Index umfasst die Beschriftung der in der MPC-Definition betrachteten Knoten. Das ABAQUS-Benutzerhandbuch verweist zusätzlich auf eine ausschließliche Definition von Einträgen die ungleich Null sind.

Das zweite Objekt besteht aus Submatrizen der Koeffizienten aus der linearisierten Funktion ${}^k A_{ij}$. Die Indizes i und j bezeichnen die Zeile und die Spalte der betrachteten Submatrix. Der Index k beschreibt den betrachteten Knoten und die Anzahl seiner Einträge reicht von 1 bis N . Sind im Vektor ${}^1 \mathbf{J}_j$ N^* Einträge ungleich Null definiert, dann sind in der Submatrix ${}^1 A_{ij}$ $N^* \times N^*$ -Einträge zu beschreiben. Die Submatrix wird im Anschluss invertiert und darf daher nicht singular sein. Für die verbleibenden Submatrizen ${}^k A_{ij}$ folgt ein Maximum von $N^* \times M$ Einträgen. Die Menge der Einträge des Index k reicht von 2 bis N . Die Anzahl der Spalten in jeder Submatrix ${}^k A_{ij}$ muss der Anzahl an Einträgen ungleich Null, in der Spalte des dazugehörigen Vektors ${}^k \mathbf{J}_j$, entsprechen (Dassault Systèmes, 2019).

Die Theorie zur Subroutine MPC ist nicht zwingend trivial. Ein besseres Verständnis wird anhand eines praktischen Beispiels erzielt. Im Anhang ist dazu eine detaillierte Beschreibung zur MPC-Subroutine am I-Träger zu finden (siehe Anhang A.2).

4.6 Automatisierte Modellierung von Interface-Elementen mit TCL/TK Scripting

Die Modellierung von Interface-Elementen umfasst die Erstellung von vielen Elementen mit sich wiederholenden Eigenschaften. Sie ist daher für den Anwender mit einem sehr hohen Zeitaufwand und mit einer sehr hohen Fehleranfälligkeit verbunden. Faktoren wie z.B. die Modellgröße und die Anzahl der Schweißnähte beeinflussen die Dauer der Modellierung signifikant. Am Modell der horizontalen Platte mit Versteifungen wurden in lediglich 17 Schweißnähten bereits 956 SPRING2-Elemente im Modellbaum gezählt. Währenddessen sind im Schienenfahrzeugbau Baugruppen mit mehreren Tausend Schweißnähten im Einsatz. In Anbetracht dieser Modellgrößen ist dem Anwender eine benutzerdefinierte Modellierung von Interface-Elementen nicht zumutbar.

Die in Hypermesh 2019 integrierte *Tool Command Language (TCL)* ist eine Skriptspra-

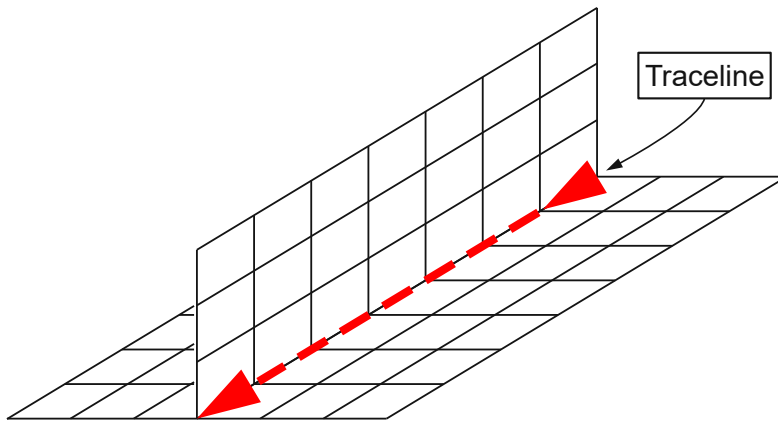


Bild 40: Schematische Darstellung eines vernetzten T-Stoßes mit einer Traceline ($\hat{=}$ strichliertem Pfeil).

che die eine Programmierung von Funktionen erlaubt. Die programmierten Funktionen ermöglichen in Hypermesh 2019 eine automatisierte Ausführung von Befehlen und führen dadurch zu einer erheblichen Zeitersparnis bei sich wiederholenden Modellierungsschritten (Altair Engineering Inc., 2019).

Im Rahmen dieser Diplomarbeit wurde ein Skript geschrieben, das eine automatisierte Modellierung von Interface-Elementen in Hypermesh 2019 gestattet. Das Skript enthält mehrere Funktionen (sog. *procs*) und wird in diesem Kapitel in groben Zügen umschrieben.

Ausgangspunkt der nachfolgenden Betrachtungen ist ein Hypermesh-Modell mit Informationen über:

- Die Position der Schweißnähte im Modell,
- Die Schweißnahtrichtung und
- Die Art der Schweißstöße an den betrachteten Schweißnähten.

Die Position und die Richtung von Schweißnähten werden bei Siemens Mobility mit der Hilfe von sog. *Tracelines* modelliert. Tracelines sind entlang von Knotenpfaden verlaufende Linienelemente mit benutzerdefinierten Eigenschaften. Ihre geometrische Form entspricht jener eines Vektorpfeils mit einem Pfeilschaft und einer Pfeilspitze (siehe Bild 40). Es folgt eine für Tracelines eindeutig definierte Richtung und damit die Angabe einer Schweißnahtrichtung.

Überdies ist eine Bestimmung der Art des Schweißstoßes möglich. Tracelines bieten dazu eine automatische Erkennung der Anzahl und Lage ihrer angrenzenden Elemente. In Kombination mit einer Datenbank werden alle in Frage kommenden Schweißstöße gefiltert und dem Anwender verbleibt die Auswahl eines passenden Schweißstoßes.

Mit der Modellierung von Tracelines und der Definition passender Schweißstöße sind alle Voraussetzungen für eine Ausführung des programmierten Skripts gegeben. Nach erfolgtem Start des Skripts in Hypermesh 2019 öffnet sich ein neues Fenster mit einem Graphical User Interface (GUI, siehe Bild 41). Das GUI wurde mit dem in Hypermesh 2019 integrierten Toolkit *TK* erstellt und besteht aus mehreren Widgets. Im Bereich *Traceline to define* wird

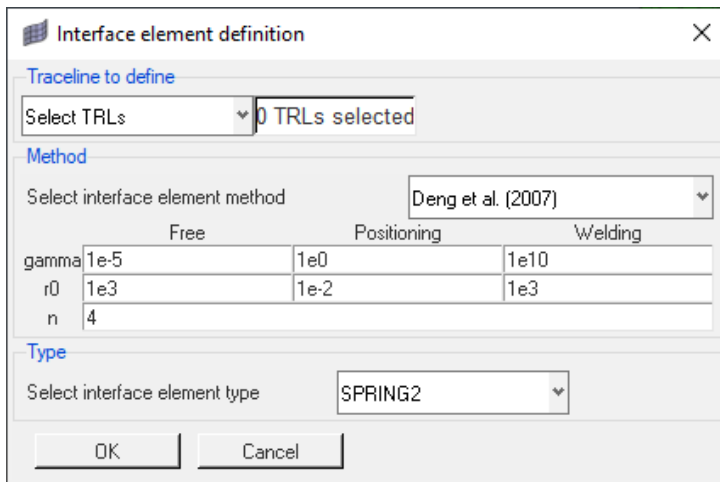


Bild 41: Definition von Interface-Elementen – GUI.

der Anwender aufgefordert, all jene Tracelines zu selektieren, die er bei der Ausführung des Skripts berücksichtigen möchte. Im zweiten Bereich *Method* stehen dem Anwender drei verschiedene Methoden für die Erstellung von Interface-Elementen zur Verfügung. Die Methode nach *Deng et al. (2007)* (siehe Kapitel 3.2.3.3) wird standardmäßig vorgeschlagen. Weitere Methoden sind jene nach *Deng et al. (2001)* (siehe Kapitel 3.2.3.2) und jene nach *Murakawa et al. (2009)* (siehe Kapitel 3.2.3.4). Für jede der drei Methoden ist eine Tabelle mit Interface-Parametern zu sehen. Die Parameter γ und r_0 erfordern die Angabe von Werten für die Interface-Zustände Frei (engl. *Free*), Positionierung (engl. *Positioning*) und Schweißen (engl. *Welding*). Die Einheiten dieser beiden Parameter entsprechen den in den Publikationen angeführten Einheiten. Für den dimensionslosen Interface-Parameter n genügt hingegen die Angabe eines einzelnen Wertes.

Der dritte Bereich *Type* umfasst eine Definition des Interface-Elementtyps. In der Dropdown-Liste werden standardmäßig SPRING2-Elemente vorgeschlagen. Desweiteren stehen dem Anwender BUSHING-Konnektoren für eine Auswahl zur Verfügung.

Nach abgeschlossener Definition aller im GUI enthaltenen Bereiche erfolgt eine Ausführung des Skripts über die Schaltfläche *OK*. Das Skript erstellt entlang aller ausgewählten Tracelines Interface-Elemente und versieht sie mit bestimmten Eigenschaften. Ein Beispiel, das die Erstellung von Interface-Elementen entlang eines T-Stoßes zeigt, ist in Bild 42 abgebildet.

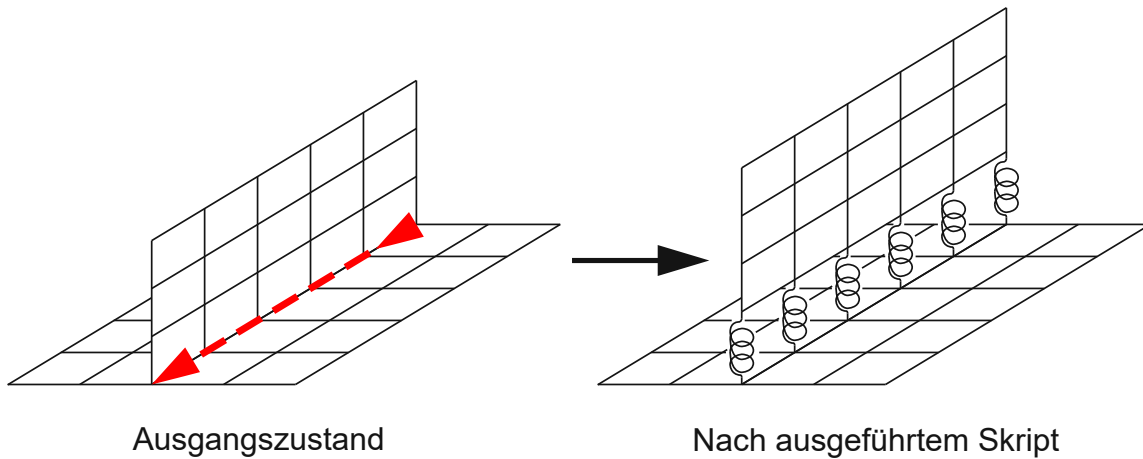


Bild 42: Schematische Darstellung eines T-Stoßes. Links: Ausgangszustand des Modells mit einer Traceline (strichlierter Pfeil) und einem definierten Schweißstoß. Rechts: Modell mit Interface-Elementen ($\hat{=}$ Federn) nach einer Ausführung des Skripts. Der Abstand zwischen den Knoten der Interface-Elemente ist infinitesimal klein.

5 Ergebnisse und Diskussion

Dieses Kapitel umfasst eine Visualisierung von Simulationsergebnissen. Die anhand des I-Trägers und der horizontalen Platte mit Versteifungen erzielten Schweißverzüge werden in Kontur-Plots dargestellt und entlang bestimmter Knotenpfade ausgewertet. Eine Auswertung der in Diagrammen dargestellten Schweißverzüge enthält überdies aus Deng et al. (2001) und Deng et al. (2007) entnommene Ergebnisse. Die betrachteten Ergebnisse werden miteinander verglichen und hinsichtlich etwaiger Unterschiede bzw. Abweichungen diskutiert. Eine Interpretation von Abweichungen umfasst zudem eine Aufzählung und Diskussion möglicher Ursachen.

5.1 I-Träger

Die am Beispiel des I-Trägers verwendeten Interface-Parameter unterscheiden sich von den in Deng et al. (2001, S. 93) angegebenen Parametern (siehe Tabelle 2, S. 33). Simulationen mit den in der Publikation vorgeschlagenen Parametern führen beim sequenziellen Schweißen (Fälle B und C) zu einer vollständigen Schweißspaltschließung. Das nach Deng et al. (2001) beschriebene Verhalten von Interface-Elementen ist nicht reproduzierbar, weswegen eine Anpassung der Parameter erfolgt.

Eine Anpassung der Interface-Parameter hat das Ziel einer Verkleinerung der in den Interface-Elementen wirksamen Kräfte. Änderungen betreffen überwiegend den Positionierungsabschnitt und umfassen den Skalierungsparameter r_0 und die Flächenenergie γ .

Um den Effekt der Schweißspaltkorrektur abzumildern, wird zunächst der Parameter r_0 geringfügig erhöht. Dies bewirkt eine „Streckung“ der Spannungskurve im positiven Bereich der Verschiebungen und eine Verringerung der Maximalspannung. Eine Änderung der Flächenenergie umfasst einen um eine Größenordnung kleineren Wert bei einer schwachen Spaltkorrektur. Die für eine starke Schweißspaltkorrektur notwendige Flächenenergie wird hingegen um drei Größenordnungen verkleinert.

Eine Anpassung der Flächenenergie im freien Zustand der Interface-Elemente wäre prinzipiell nicht notwendig. Die Flächenenergie dieses Zustands wird dennoch um eine Größenordnung verkleinert und entspricht damit dem bei der schwachen Spaltkorrektur verwendeten Wert (vgl. Deng et al., 2001, S. 93).

Eine Auswertung von Schweißverzügen am Beispiel des I-Trägers erfolgt ausschließlich an der Stelle der zweiten Schweißnaht (vgl. Bild 27, S. 45). Die ausgewerteten Ergebnisse sind bei einer Verwendung von SPRING2-Elementen und BUSHING-Konnektoren ident und werden daher nur einmal angeführt. Die Ergebnisse umfassen eine Betrachtung von Verschiebungen in Richtung des Schweißspalts (= Normalenrichtung) und in Richtung der

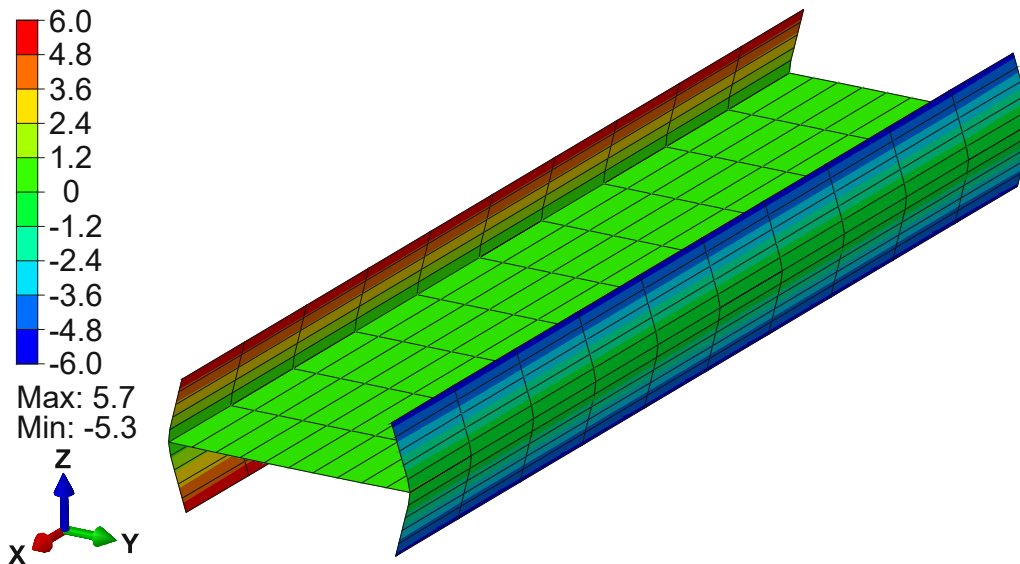


Bild 43: I-Träger nach simultaner Schweißnahterstellung (Fall A). Kontur-Plot der Verschiebungen in globaler y -Richtung. Die Deformationen wurden um einen Faktor 20 skaliert.

Schweißnaht (= longitudinale Richtung). Für beide Richtungen werden drei Fälle (A bis C) mit unterschiedlichen Schweißsequenzen und Interface-Parametern analysiert.

Das nach einer simultanen Schweißnahterstellung (Fall A) verzogene Modell wird der Vollständigkeit wegen in Bild 43 abgebildet. Die Darstellung zeigt einen Kontur-Plot mit Verschiebungen in globaler y -Richtung und um den Faktor 20 skalierte Deformationen.

Die entlang der zweiten Schweißnaht, in Schweißspalttrichtung, resultierende Verschiebungsverteilung ist in Bild 44a zu sehen. Die Fälle A (simultanes Schweißen) und C (starke Spaltkorrektur \rightarrow vollständig geschlossener Schweißspalt) zeigen qualitativ ähnliche Verteilungen. Größere Unterschiede im Kurvenverlauf sind hingegen in Fall B, bei einer schwachen Spaltkorrektur, erkennbar. Als mögliche Ursache dieser größeren Abweichung sei eine unvollständige Spaltkorrektur angeführt. Demnach ließe sich vorhandenen Schweißspalten ein signifikanter Einfluss bei der Ausbildung von Schweißverzügen zuschreiben. Der Einfluss eines vorhandenen Schweißspalts übersteigt in diesem Beispiel möglicherweise sogar jenen von der Schrumpfwirkung der Schweißnaht herrührenden Einfluss (Deng et al., 2001, S. 93). Basierend auf den bisherigen Überlegungen folgt die Annahme, dass bei sequenziellen Schweißvorgängen grundsätzlich eine vollständige Schweißspaltkorrektur zu bevorzugen ist.

Die abgebildeten Verschiebungsverläufe liefern einen weiteren Hinweis, der die Anwendung einer vollständigen Spaltkorrektur unterstützt. Ein Vergleich der Kurven zeigt unterschiedliche Differenzen zwischen den erzielten Verschiebungen u (siehe Bild 44a). Im Fall einer schwachen Spaltkorrektur folgt eine maximale Verschiebungsdifferenz Δu_{\max} zwischen den äußersten Punkten der Kurve ($x = 0$ bzw. $x = 8000$ mm) und der Schweißnahtmitte zu $\Delta u_{\max, \text{Fall B}} = 0.83$ mm. Die größtmögliche Differenz hingegen wird bei einer

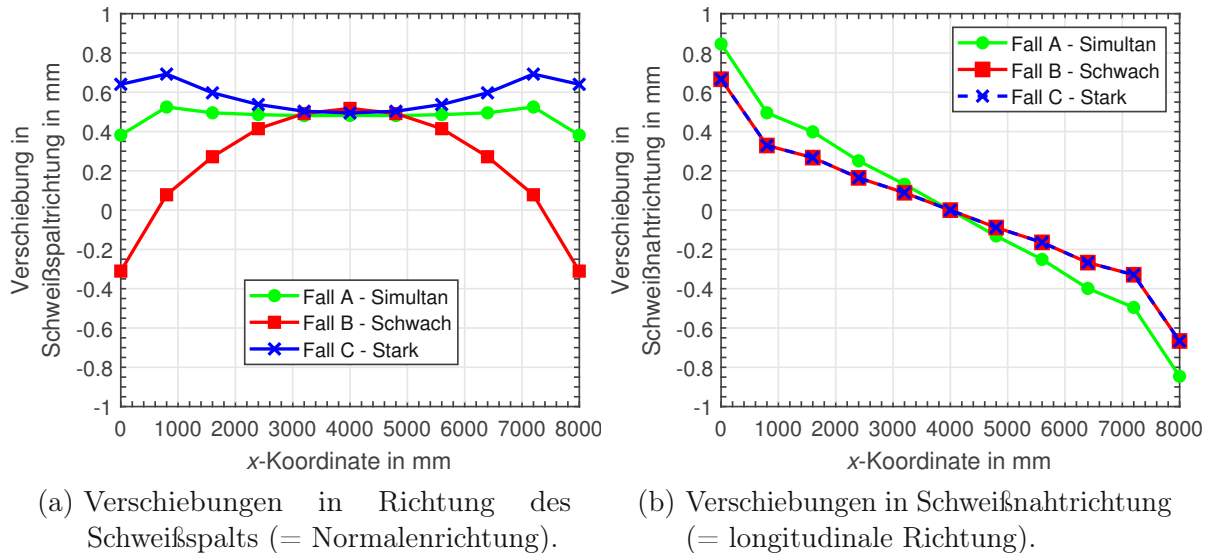


Bild 44: Nach dem Schweißen des I-Trägers entstandene Schweißverzüge entlang der zweiten Schweißnaht. Vergleich der Schweißverzüge für die Fälle A, B und C.

simultanen Schweißnahterstellung zwischen den äußersten Punkten der Kurve und jenen Verschiebungen bei $x = 800$ mm (bzw. $x = 7200$ mm) ermittelt. Es folgt eine Verschiebungsdifferenz $\Delta u_{\max, \text{Fall A}} = 0.14$ mm. Die maximale Differenz der Verschiebungen wird im Fall einer starken Spaltkorrektur zwischen der Verschiebung bei $x = 800$ mm (bzw. $x = 7200$ mm) und der Schweißnahtmitte ($x = 4000$ mm) abgelesen. Die Verschiebungsdifferenz im Fall C beträgt daher $\Delta u_{\max, \text{Fall C}} = 0.2$ mm.

Für die Fälle A und C werden demnach ähnliche Werte ermittelt. Die Verschiebungsdifferenz ist jedoch bei einer schwachen Spaltkorrektur signifikant größer. Aufgrund qualitativ ähnlicher Kurvenverläufe und ähnlichen Verschiebungsdifferenzen erschließt sich die bevorzugte Anwendung einer vollständigen Spaltkorrektur.

In der Mitte der zweiten Schweißnaht (siehe Bild 44a, $x = 4000$ mm) ist, wie aufgrund der definierten Randbedingungen erwartet, ein Zusammentreffen aller Verschiebungskurven zu sehen. Für die Verschiebungen der Fälle A und C werden beinahe idente Werte abgelesen. Währenddessen sind im Fall der schwachen Spaltkorrektur geringfügig höhere Verschiebungen an dieser Stelle bemerkbar. Eine Betrachtung der Simulationsergebnisse in Hyperview 2019 zeigt an dieser Stelle eine Durchdringung des Flansches mit dem Steg. Der Steg überragt den Flansch um 0.023 mm. Diese Durchdringung ist in erster Linie das Ergebnis eines Schweißverzugs und resultiert in weiterer Folge aus unzureichend hohen Interface-Kräften in der Positionierungsphase der zweiten Schweißnaht.

Ein Vergleich der Fälle A und C führt in Bild 44a zu weiteren Überlegungen. Im Fall des simultanen Schweißens werden beide Schweißnähte zeitgleich erstellt und eine Entstehung von Schweißspalten wird unterbunden. Durch das Ausbleiben entstehender Schweißspalten sind im Vergleich zum sequenziellen Schweißen kleinere Verschiebungen entlang der Schweißnaht zu erwarten. Die ausgewerteten Verteilungen bestätigen diese

Überlegung. Ausgehend von der Schweißnahtmitte ist mit größer werdendem Abstand ein relativer Anstieg der Verschiebungen in Normalenrichtung zu beobachten.

In Bild 44b sind Verschiebungen entlang der zweiten Schweißnaht, in Schweißnahtrichtung, abgebildet. Die Verschiebungsverläufe der Fälle B und C sind zueinander ident, unterscheiden sich jedoch in größerem Ausmaß zum Verlauf in Fall A. Die Ausbildung von longitudinalen Schrumpfungen steht demnach in keinem Zusammenhang zur Größe von vorhandenen Schweißspalten. Ein signifikanter Einfluss auf die Ausbildung longitudinaler Schweißverzüge wird hingegen einer Gleitung der beteiligten Komponenten zugeschrieben (Deng et al., 2001, S. 93).

Eine Korrektur longitudinaler Gleitungen ist nicht die Aufgabe von Interface-Elementen (vgl. Tabelle 3). Die in Interface-Elementen für alle relevanten Wirkrichtungen gewählten Parameter sind üblicherweise ident und sie werden im Hinblick auf eine benutzerdefinierte Schweißspaltkorrektur in Normalenrichtung bestimmt. Untersuchungen im praktischen Teil dieser Arbeit haben für eine vollständige Korrektur der Gleitungen ungefähr 50 Mal so hohe Interface-Kräfte, in Relation zu jenen bei einer starken Schweißspaltkorrektur in Normalenrichtung auftretenden Interface-Kräften, ergeben.

5.1.1 Vergleich der erzielten Simulationsergebnisse

Dieses Kapitel enthält einen Vergleich der bisher beschriebenen Simulationsergebnisse mit jenen Ergebnissen aus Deng et al. (2001). Der Vergleich erfolgt am Beispiel des I-Trägers und ist auf Schweißverzüge entlang der zweiten Schweißnaht beschränkt. Es werden ausschließlich Schweißverzüge in transversaler Richtung miteinander verglichen, longitudinale Schweißverzüge werden nicht weiter betrachtet. Der Ergebnisvergleich in diesem Kapitel umfasst überdies eine Diskussion aufkommender Unterschiede und eine Erörterung möglicher Ursachen.

Ein Vergleich der Ergebnisse einer simultanen Schweißnahterstellung ist in Bild 45a zu sehen. Im mittleren Bereich der zweiten Schweißnaht ($1600 \text{ mm} \leq x \leq 6400 \text{ mm}$) ist eine ungefähr konstant bleibende Differenz der betrachteten Verschiebungen erkennbar. Die Verschiebungsdifferenz zeigt in den Punkten $x = 800 \text{ mm}$ und $x = 7200 \text{ mm}$ einen leichten Anstieg, der am Anfang und am Ende der Schweißnaht wieder kleiner wird. Die Verschiebungen in Deng et al. (2001) sind in Fall A entlang der zweiten Schweißnaht durchgängig größer.

Die Simulationsergebnisse einer schwachen Spaltkorrektur werden in Bild 45b miteinander verglichen. In einem Bereich der Schweißnaht, der sich von $x = 2400 \text{ mm}$ bis $x = 5600 \text{ mm}$ erstreckt, werden in der vorliegenden Arbeit geringfügig kleinere Verschiebungen erzielt. Die Differenz der Verschiebungen erreicht bei $x = 4000 \text{ mm}$ ihr Maximum und nimmt mit zunehmender Entfernung von der Schweißnahtmitte ab. In den Schweißnahtbereichen $x = 800 \text{ mm}$ bis $x = 1600 \text{ mm}$ und $x = 6400 \text{ mm}$ bis $x = 7200 \text{ mm}$ werden

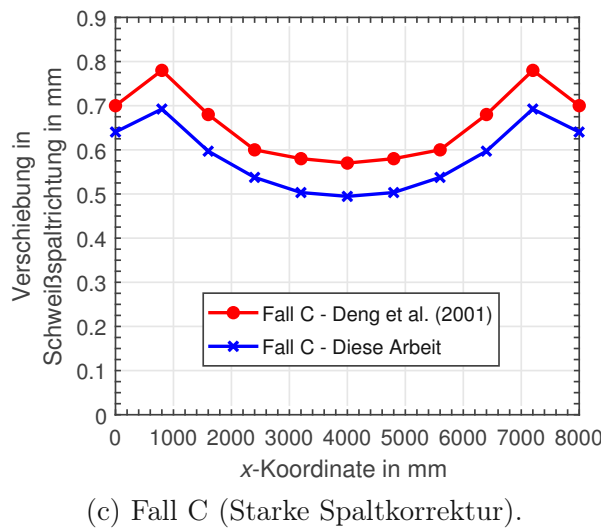
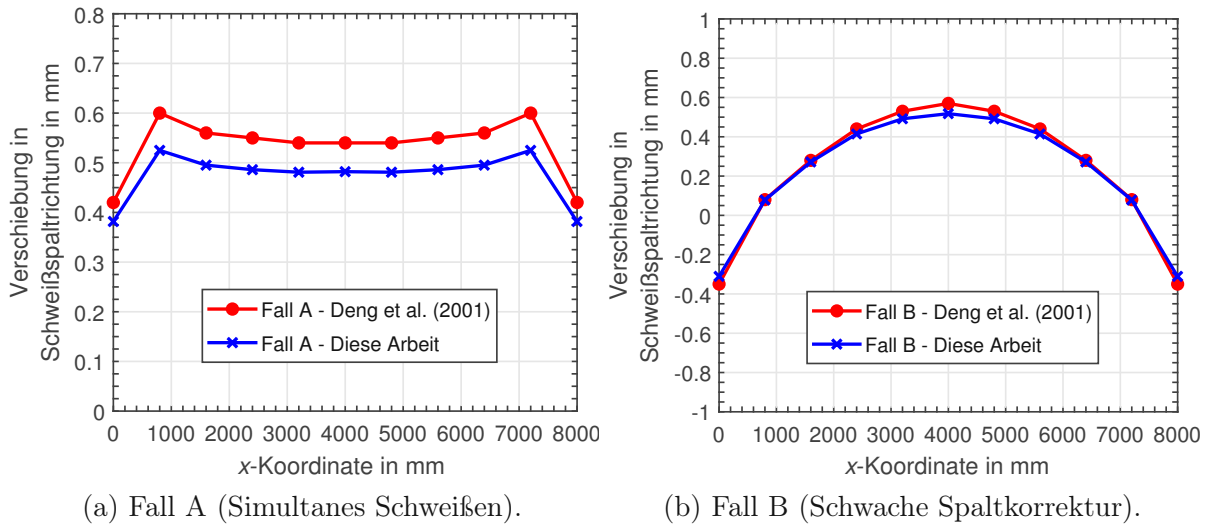


Bild 45: Vergleich von Simulationsergebnissen aus der vorliegenden Arbeit mit jenen Ergebnissen aus Deng et al. (2001, S. 93-94). Der Vergleich ist auf Verschiebungen in Richtung des Schweißspalts (= Normalenrichtung) beschränkt.

idente Verschiebungen abgelesen. Am Anfang und am Ende der Schweißnaht sind in der vorliegenden Arbeit etwas größere Verschiebungen erkennbar.

Ein Vergleich der Ergebnisse einer starken Spaltkorrektur ist in Bild 45c dargestellt. Im Schweißnahtbereich von $x = 800$ mm bis $x = 7200$ mm wird eine gleichbleibende Differenz zwischen den abgebildeten Verschiebungen angezeigt. Am Anfang und am Ende der Schweißnaht werden hingegen kleinere Verschiebungsdifferenzen erzielt. Die Verschiebungen in dieser Arbeit sind in Fall C durchgehend kleiner als die von Deng et al. (2001) berechneten Verschiebungen.

In Bezug auf teilweise abweichende Simulationsergebnisse in Bild 45 erfolgt eine Aufzählung und Diskussion mehrerer möglicher Ursachen. Als erste mögliche Ursache sei eine Vielzahl an fehlenden Informationen in Deng et al. (2001) angeführt. Dazu zählen fehlende Informationen über die zur Erstellung des FE-Modells verwendete Software. Informationen über den verwendeten Gleichungslöser (engl. *solver*) sind ebenfalls unbe-

kannt. Ein Ausbleiben dieser grundlegenden Informationen ist problematisch und hat weitreichende Konsequenzen für einen Vergleich der Ergebnisse. Demzufolge führt eine korrekte Anwendung der in Deng et al. (2001) beschriebenen Methoden zu möglicherweise abweichenden Ergebnissen in anderen FE-Programmen.

Darüber hinaus fehlen weitere Informationen. Die Modellierung des I-Trägers wurde in Deng et al. (2001, S. 91) mit vierknotigen Schalenelementen durchgeführt. Angaben zum verwendeten Elementtyp und zur Integrationsordnung der Schalenelemente sind allerdings ausständig. Überdies sind die Randbedingungen des I-Trägers unbekannt. Die Randbedingungen in der vorliegenden Arbeit wurden am I-Träger aufgrund eigener Überlegungen und einer Vielzahl an Simulationen ermittelt. Die Verwendung anderer Randbedingungen ist in Deng et al. (2001) jedoch nicht auszuschließen. Unklar ist zudem, in welcher Form inhärente Verzerrungen am Modell aufgebracht werden.

Ein weiterer Umstand, der zu abweichenden Simulationsergebnissen führen kann, ist in einer Berechnung der transversalen inhärenten Verzerrungen ε_y^* und in einer Berechnung der inhärenten Krümmungen κ_y^* zu finden. Nach Deng et al. (2001, S. 92) werden hierfür experimentelle Werte aus Satoh und Terasaki (1976, S. 57) entnommen. Die aus Diagrammen entnommenen Werte für transversale Schrumpfung S und für Winkelverzüge δ_x sind in der Publikation nicht angegeben, weswegen eine bestimmte Ablesegenauigkeit nicht auszuschließen ist. Eine Rechenvorschrift, die eine Berechnung der transversalen inhärenten Verzerrungen und eine Berechnung von inhärenten Krümmungen gestattet, fehlt überdies. Es ist unklar, ob die in Deng et al. (2007, S. 4621) angeführten Gleichungen (19) bis (21) jenem Rechengang entsprechen, der in Deng et al. (2001) verwendet wurde.

Ungeachtet einer Vielzahl an fehlenden Informationen in Deng et al. (2001) werden in der vorliegenden Arbeit zufriedenstellende Ergebnisse erzielt. Die betrachteten Verschiebungsdifferenzen in Schweißspaltrichtung sind durchgängig klein und ergeben qualitativ ähnliche Kurvenverläufe. Diese Ergebnisse unterstützen eine Verwendung von SPRING2-Elementen und BUSHING-Konnektoren als Interface-Elemente. Eine Validierung der erzielten Ergebnisse ist aufgrund fehlender Daten aus experimentellen Versuchen nicht möglich.

5.2 Horizontale Platte mit Versteifungen

Eine Auswertung von Schweißverzügen an der horizontalen Platte mit Versteifungen erfolgt anhand von zwei unterschiedlichen Ausführungen. In Modell A grenzen die zu verbindenden Bleche geometrisch „ideal“ aneinander und eine Betrachtung von anfänglichen Schweißspalten bzw. von sonstigen geometrischen Fehlern ist nicht notwendig. Modell B umfasst hingegen geometrische Fehler in Form von gekrümmten, longitudinalen Versteifungen. Die von der Blechmitte der longitudinalen Versteifungen ausgehende Krümmung bildet mit der horizontalen Platte einen größer werdenden Schweißspalt.

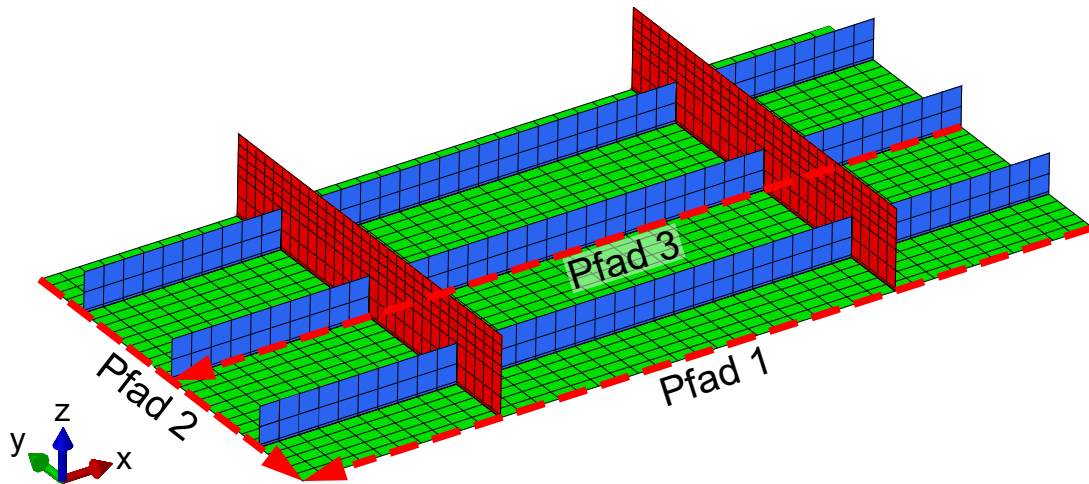


Bild 46: Auswertung von Schweißverzügen an der horizontalen Platte mit Verstärkungen. Schweißverzüge werden in beiden Modellen als Verschiebung entlang der Pfade 1 bis 3 in globaler z -Richtung ausgewertet.

Die an der horizontalen Platte mit Verstärkungen ermittelten Schweißverzüge werden für beide Modelle entlang von drei Pfaden ausgewertet (siehe Bild 46). Die ausgewerteten Ergebnisse sind bei einer Verwendung von SPRING2-Elementen, sowie bei einer Verwendung von BUSHING-Konnektoren, ident und werden daher nur einmal angeführt. Eine Verwendung von SPRING2-Elementen ist in diesem Beispiel nur deswegen zulässig, da sich der Ausgangszustand in beiden Modellausführungen auf das spaltfreie Modell bezieht. Durch die Krümmung der longitudinalen Verstärkungen entsteht in Interface-Elementen eine relative Verschiebung, die einen Einsatz von SPRING2-Elementen ermöglicht. Eine Beschreibung der Ergebnisse erfolgt in Unterkapiteln und umfasst einen Vergleich mit jenen Ergebnissen aus Deng et al. (2007). Eine Diskussion aufkommender Abweichungen und eine Erörterung möglicher Ursachen ist in den Unterkapiteln ebenfalls enthalten.

5.2.1 Modell A – Simultanes Schweißen

Das nach einer Erstellung aller Schweißnähte verzogene Modell ist in Bild 47 zu sehen. Die Darstellung zeigt einen Kontur-Plot mit Verschiebungen in globaler z -Richtung und um den Faktor 20 skalierte Deformationen. Die maximale Verschiebung in negativer z -Richtung wird an den äußeren Rändern der longitudinalen Verstärkungen erreicht (-7.9 mm). Größtmögliche Verschiebungen in positiver z -Richtung werden hingegen in den roten Bereichen der horizontalen Platte angezeigt (2.3 mm).

Die in Modell A erzielten Verschiebungen werden entlang der Pfade 1 und 2 ausgewertet und mit den Ergebnissen aus Deng et al. (2007, S. 4625) verglichen (siehe Bild 48). Die Ergebnisse in Deng et al. (2007) enthalten Daten aus elastischen Simulationen und Messergebnisse aus einer experimentellen Anordnung. Die in einem Experiment ermittelten Schweißverzüge umfassen eine Anwendung der 3D-Fototechnik (engl. *3D photograph technique*) und dienen einer nachträglichen Überprüfung der erreichten Simulationsergebnisse.

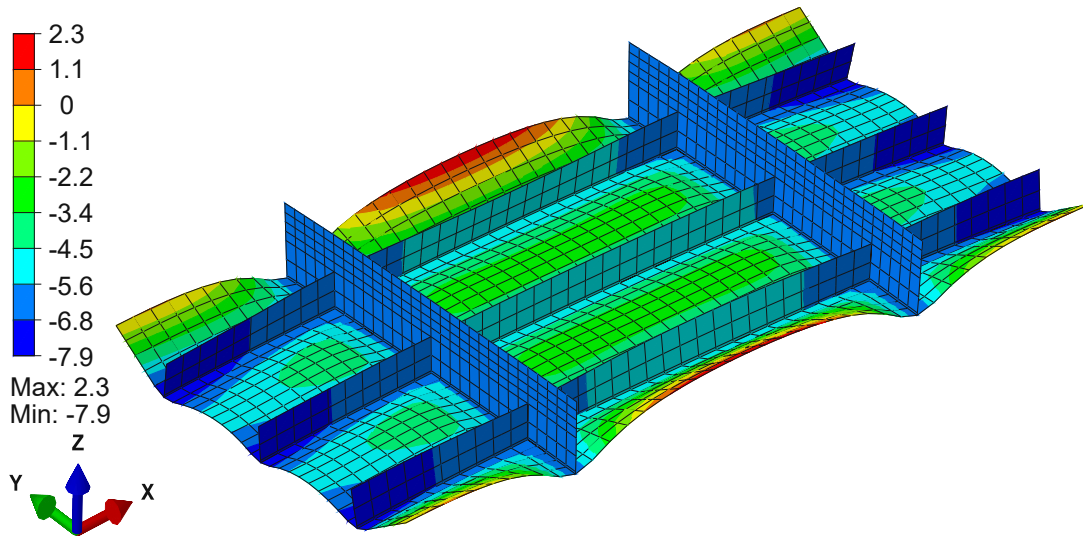


Bild 47: Modell A nach erfolgter Schweißnahtfertigung. Kontur-Plot der Verschiebungen in globaler z -Richtung. Die Deformationen wurden um einen Faktor 20 skaliert.

Eine Auswertung der Verschiebungen entlang des ersten Pfades ist in Bild 48a abgebildet. Die Verschiebungskurve der vorliegenden Arbeit zeigt einen symmetrischen Verlauf und resultiert u.a. aus einer Annahme konstanter inhärenter Deformationen. Ein symmetrischer Kurvenverlauf ist in den Simulationsergebnissen aus Deng et al. (2007) ebenfalls erkennbar. Die experimentell ermittelten Verschiebungen verlaufen hingegen asymmetrisch und sind mitunter auf zwei mögliche Ursachen zurückzuführen. Ein durch die wandernde Wärmequelle bedingter Einfluss auf die Ausbildung von Schweißverzügen ist in diesem Beispiel nicht auszuschließen. Zudem ist die Annahme einer durch Heftnähte erzeugten Bauteilfixierung zu hinterfragen. Große Abstände zwischen den Heftnähten verhindern vermutlich eine ausreichende Fixierung in der Konstruktion. Eine Vernachlässigung von Einflüssen einer sequenziellen Schweißreihenfolge wäre demnach nicht zulässig (Deng et al., 2007, S. 4625).

Die erzielten Verschiebungen zeigen in den äußeren Bereichen des Pfades ($0 \leq x \leq 750 \text{ mm}$ und $2250 \text{ mm} \leq x \leq 3000 \text{ mm}$) eine sehr gute Übereinstimmung mit den Messergebnissen des Experiments. Im mittleren Bereich des ersten Pfades ($750 \text{ mm} \leq x \leq 2250 \text{ mm}$) werden hingegen größere Unterschiede festgestellt. Demzufolge führt eine Anwendung der Inherent Strain Methode in diesem Bereich zu einer gewissen Unterschätzung der vertikalen Verschiebungen. Im Experiment wird eine maximale Verschiebung von ungefähr 6 mm erreicht. Die in der vorliegenden Arbeit vorhergesagten Verschiebungen erreichen in diesem Bereich ein Maximum von lediglich 2.28 mm.

Die Verschiebungen entlang des ersten Pfades stimmen in dieser Diplomarbeit mit den Simulationsergebnissen aus Deng et al. (2007) gut überein. Im mittleren Bereich des Pfades sind jedoch wiederum gewisse Verschiebungsdifferenzen erkennbar. Diese Unterschiede resultieren vermutlich aus der Verwendung einer anderen Methode zum Aufbringen von

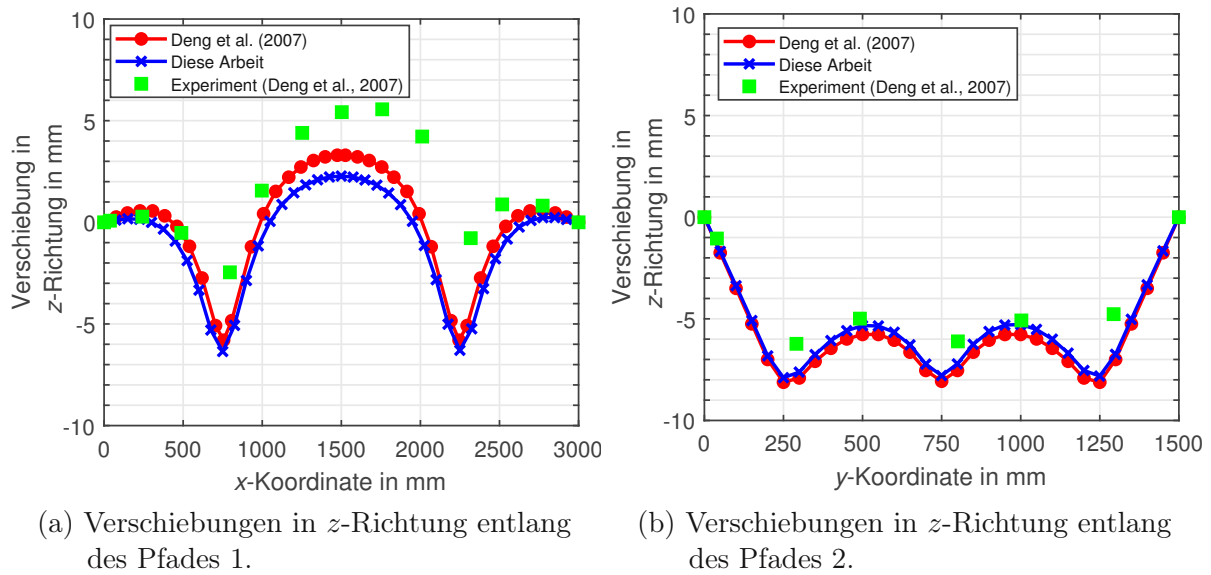


Bild 48: Vergleich der erzielten Schweißverzüge mit den Ergebnissen aus Deng et al. (2007, S. 4625).

inhärenten Verzerrungen. In der vorliegenden Arbeit werden äquivalente Kräfte und Momente berechnet. Im Anschluss an die Berechnung erfolgt am Modell das Aufbringen der berechneten Kräfte und Momente im Gleichgewicht.

Eine Auswertung der Verschiebungen entlang des zweiten Pfades führt in dieser Arbeit zu einem symmetrischen Kurvenverlauf (siehe Bild 48b). Der symmetrische Verlauf im zweiten Pfad ist ebenfalls auf eine symmetrische Anordnung des Modells in dieser Richtung zurückzuführen (vgl. Pfad 1). Ein Vergleich mit den in Deng et al. (2007) experimentell ermittelten Verschiebungen zeigt eine sehr gute Übereinstimmung. Zudem sind vernachlässigbare Unterschiede zwischen den Simulationsergebnissen aus Deng et al. (2007) und den Verschiebungen in dieser Diplomarbeit zu sehen.

Die in Modell A ausgewerteten Schweißverzüge stehen in gutem Zusammenhang mit den Ergebnissen aus einem experimentellen Versuch. Ein Ergebnisvergleich führt im Modell zu Bereichen mit identen Verschiebungen, sowie zu Bereichen mit abweichenden Ergebnissen. Abweichende Verschiebungen resultieren fallweise in einer Unterschätzung der tatsächlichen Schweißverzüge. In anderen Fällen wird eine Überschätzung des tatsächlichen Verhaltens notiert.

Eine Anwendung der Inherent Strain Methode ist somit bei der Simulation von Schweißverzügen, aufgrund der vorliegenden Ergebnisse, zu empfehlen.

5.2.2 Modell B – Sequenzielles Schweißen

Eine Auswertung des Modells B umfasst eine Begutachtung von zwei verschiedenen Zuständen. Der erste Zustand betrachtet den vierten Simulationsschritt und entspricht einer Korrektur der anfänglichen Schweißspalten. Der zweite Zustand entspricht dem Simulationsende bzw. dem Zeitpunkt nach einer erfolgten Schweißnahtfertigung.

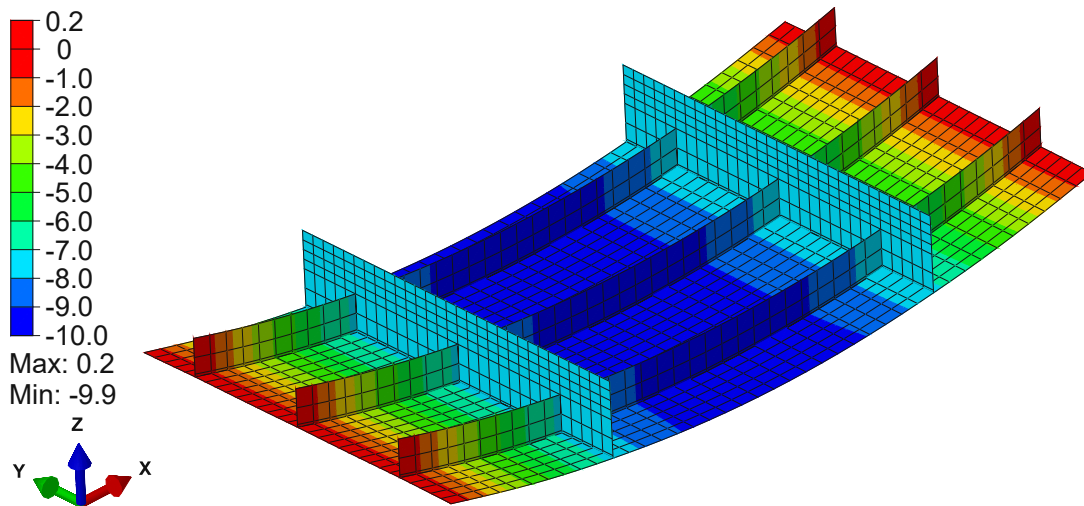


Bild 49: Modell B nach erfolgter Schweißspaltkorrektur (4. Simulationsschritt). Kontur-Plot der Verschiebungen in globaler z -Richtung. Die Deformationen wurden um einen Faktor 20 skaliert.

Das nach einer Schweißspaltkorrektur verzogene Modell ist in Bild 49 abgebildet. Durch ein Zusammenziehen von Interface-Elementen entsteht eine Verformung der horizontalen Platte. Diese Verformung resultiert in einer Durchbiegung der Platte und ist durch die höhere Steifigkeit in den longitudinalen und transversalen Versteifungen bedingt. Mit den in Bild 35 (S. 55) definierten Randbedingungen folgt in der Mitte des Modells eine vertikale Verschiebung von ungefähr -9.9 mm. An den Rändern der longitudinalen Versteifungen verbleibt in weiterer Folge ein Restspalt von ungefähr 0.2 mm.

Eine Auswertung der im ersten Zustand erzielten Verschiebungen erfolgt in Modell B entlang der Pfade 1 und 3. Die in Bild 50 dargestellten Diagramme enthalten Verschiebungen aus der vorliegenden Arbeit und Ergebnisse aus Deng et al. (2007, S. 4625). Die aus Deng et al. (2007) entnommenen Daten umfassen Ergebnisse aus elastischen Simulationen und Messergebnisse aus einer experimentellen Anordnung (vgl. Modell A).

Die Verschiebungen entlang des ersten Pfades sind in Bild 50a zu sehen. Im Diagramm ist eine gute Übereinstimmung zwischen den Simulationsergebnissen erkennbar. Ein Vergleich mit den Werten des Experiments liefert ebenfalls keine nennenswerten Abweichungen.

Die entlang des dritten Pfades abgebildeten Simulationsergebnisse zeigen zueinander einen identen Verschiebungsverlauf (siehe Bild 50b). Die experimentell ermittelten Verschiebungen ergeben gewisse Abweichungen, die in der Ausbildung größerer Schweißverzüge resultieren. Größere Schweißverzüge sind möglicherweise die Auswirkung anderer Randbedingungen im Experiment. Demnach führt eine Simulation von Schweißverzügen, entlang des Pfades 3, zu einer Unterschätzung der ausgebildeten Verschiebungen um ungefähr 2 mm.

Diese Ergebnisse gestatten eine Empfehlung bezüglich der Anwendung von Interface-Elementen zur Korrektur von vorhandenen Schweißspalten. Es sei jedoch angemerkt, dass die Ergebnisse potenziell eine bestimmte Abweichung von der Realität miteinbeziehen.

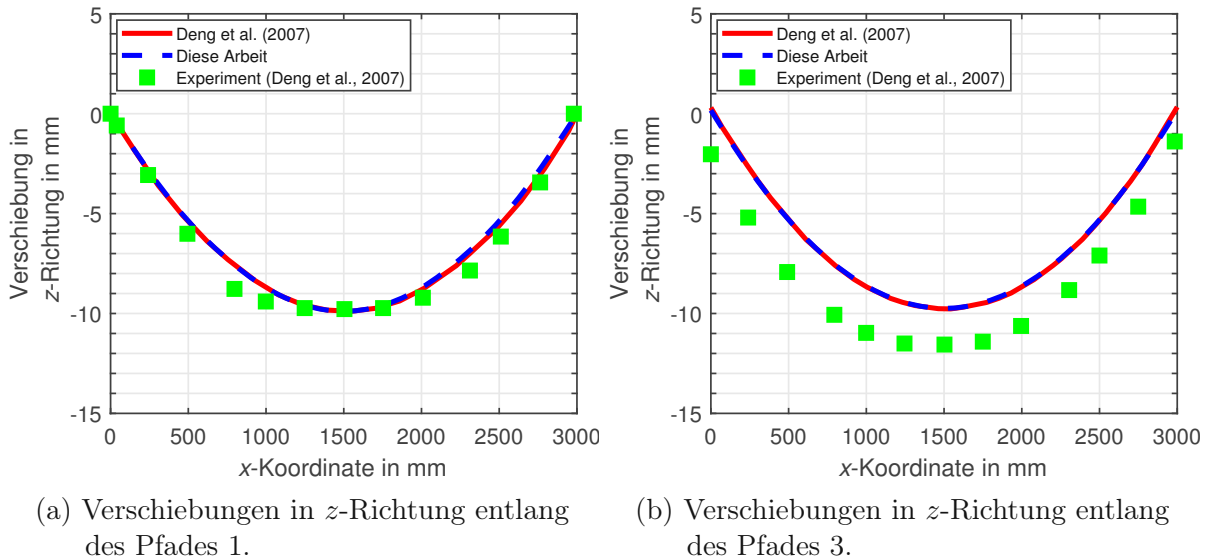


Bild 50: Auswertung der Schweißverzüge nach erfolgter Schweißspaltkorrektur durch Interface-Elemente. Vergleich mit den Ergebnissen aus Deng et al. (2007, S. 4625).

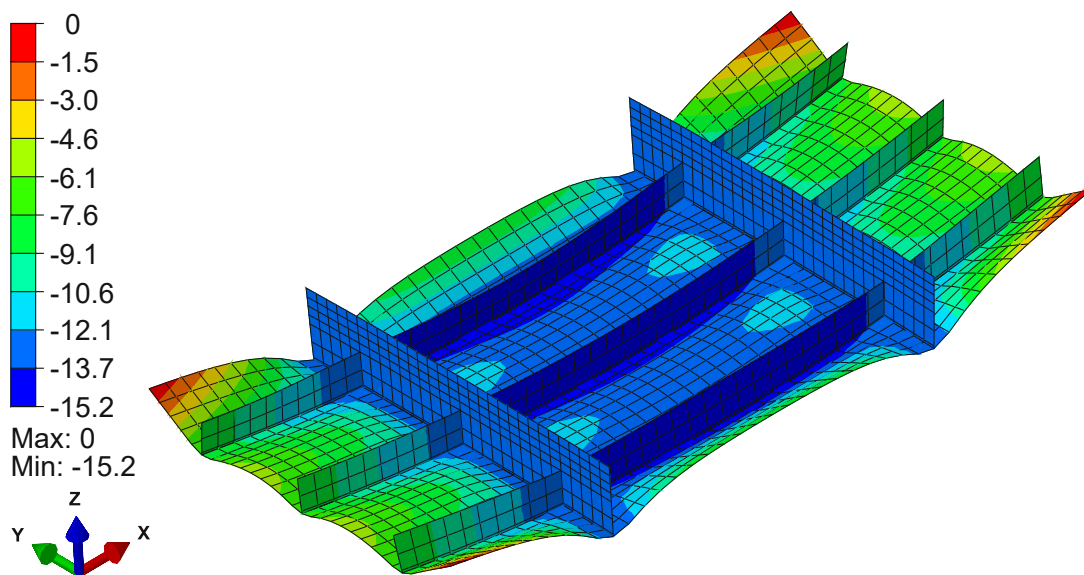


Bild 51: Modell B nach erfolgter Schweißnahtfertigung. Kontur-Plot der Verschiebungen in globaler z -Richtung. Die Deformationen wurden um einen Faktor 20 skaliert.

Das nach einer Schweißnahtfertigung verformte Modell ist in Bild 51 dargestellt. Die Darstellung enthält einen Kontur-Plot mit Verschiebungen in globaler z -Richtung und um den Faktor 20 skalierte Deformationen. Eine maximale Verschiebung in negativer z -Richtung wird im mittleren Bereich der longitudinalen Versteifungen erreicht und beträgt ungefähr -15.2 mm.

Die in Modell B erzielten Verschiebungen in z -Richtung werden entlang der Pfade 1 und 2 ausgewertet (siehe Bild 52). Darüber hinaus erfolgt ein Vergleich der Verschiebungen mit den Ergebnissen aus Deng et al. (2007, S. 4626). Die aus Deng et al. (2007) entnommenen

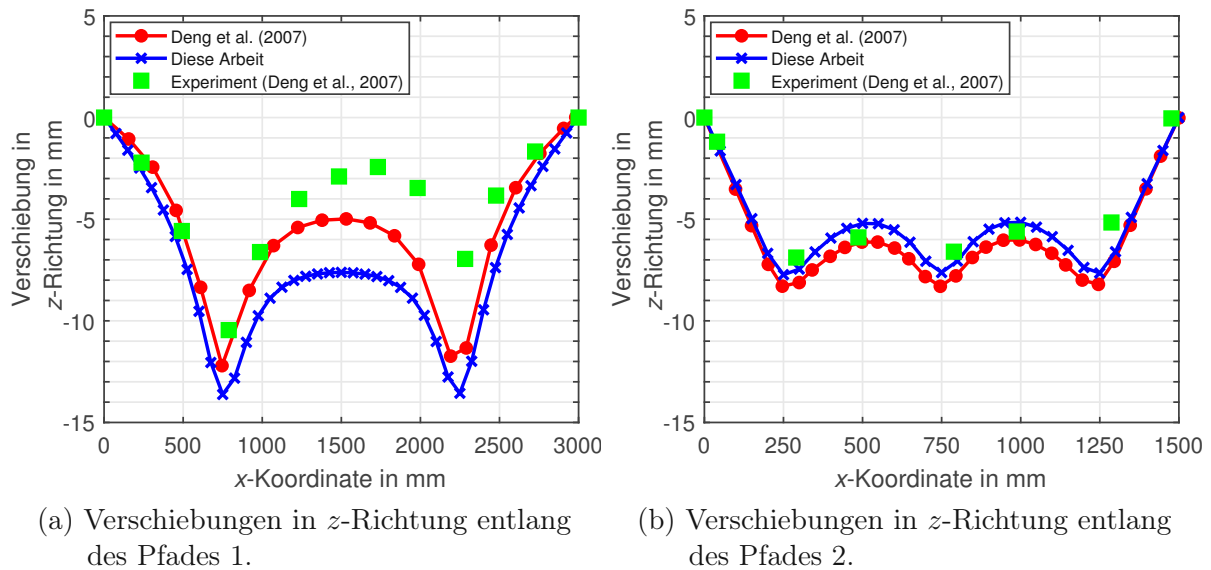


Bild 52: Schweißverzüge nach erfolgter Schweißnahterstellung. Vergleich der Verschiebungen mit den Ergebnissen aus Deng et al. (2007, S. 4625).

Daten stammen aus elastischen Simulationen und aus einer experimentellen Anordnung.

Die vertikalen Verschiebungen des ersten Pfades sind in Bild 52a zu sehen. Die Verschiebungskurve der vorliegenden Arbeit zeigt einen symmetrischen Verlauf und eine gute Übereinstimmung mit den Simulationsergebnissen aus Deng et al. (2007). In den äußeren Bereichen des Pfades ($0 \leq x \leq 750$ mm und 2250 mm $\leq x \leq 3000$ mm) werden nur geringe Verschiebungsabweichungen festgestellt. Im mittleren Bereich (750 mm $\leq x \leq 2250$ mm) sind Differenzen von bis zu 2.5 mm erkennbar. Dieser Umstand ist besonders von Interesse, da die in Modell A erzielten Ergebnisse, entlang des ersten Pfades, kleinere Abweichungen aufzeigen (vgl. Bild 48a, S. 78). Eine mögliche Ursache ließe sich in einer anderen Methode zum Aufbringen von inhärenten Verzerrungen finden. Informationen hinsichtlich des Aufbringens von inhärenten Verzerrungen sind in Deng et al. (2007) ausständig, daher ist eine weitere Eingrenzung dieser Problemstellung nicht möglich.

Der Verschiebungsverlauf des Experiments ist asymmetrisch ausgebildet und zeigt in den äußeren Bereichen des Pfades vergleichbare Werte mit den Simulationsergebnissen. Der mittlere Bereich des Pfades umfasst hingegen signifikante Abweichungen in den Verschiebungen. Ein Vergleich mit den Ergebnissen in dieser Arbeit führt zu Verschiebungsdifferenzen in einem Ausmaß von höchstens 5 mm. Die Simulationsergebnisse aus der gleichen Publikation erzielen demgegenüber geringere Abweichungen im mittleren Bereich.

Die entlang des zweiten Pfades ausgewerteten Verschiebungen ergeben einen symmetrischen Verlauf in Richtung der y -Koordinate (siehe Bild 52b). Die abgebildeten Kurvenverläufe zeigen eine Übereinstimmung der vorliegenden Ergebnisse mit den Messdaten des Experiments und unterstützen in weiterer Folge eine Anwendung der Inherent Strain Methode bei der Simulation von Schweißverzügen.

Die in Modell B ausgewerteten Ergebnisse liefern Hinweise für eine effektive Anwendung

von Interface-Elementen. Die nach einer Schweißspaltkorrektur erzielten Verschiebungen stehen in gutem Zusammenhang mit den experimentell ermittelten Ergebnissen aus Deng et al. (2007). Aus den Ergebnissen folgt zudem eine fallweise Unterschätzung der tatsächlichen Verschiebungen.

Die erzielten Ergebnisse liefern somit viele Gründe, die einen grundsätzlichen Einsatz von Interface-Elementen bei der Korrektur von geometrischen Fehlern (z.B. Schweißspalten) befürworten.

6 Zusammenfassung

Dieses Kapitel umfasst eine Zusammenfassung der wichtigsten Ergebnisse aus der vorliegenden Arbeit. Die aus den Ergebnissen abgeleiteten Erkenntnisse werden ebenfalls zusammengefasst und zum Schluss erfolgt ein Ausblick, der Vorschläge für zukünftige Untersuchungen zum Thema „Simulation von Schweißverzügen“ enthält.

6.1 Zusammenfassung der Ergebnisse

Ziel der vorliegenden Arbeit war eine Anwendung der Inherent Strain Methode zur Simulation von Schweißverzügen im Schienenfahrzeugbau. Mithilfe von Interface-Elementen wurden geometrische Fehler in Form von unzulässig großen Schweißspalten erfasst und in weiterer Folge korrigiert.

Eine Recherche im ABAQUS-Benutzerhandbuch ergab zwei Elementtypen, die den in Deng et al. (2001), Deng et al. (2007) und Murakawa et al. (2009) definierten Anforderungen von Interface-Elementen genügen. Diese Anforderungen verlangen in vier Wirkrichtungen eine Modellierung bestimmter, nichtlinearer und federähnlicher Eigenschaften und werden von SPRING2-Elementen und BUSHING-Konnektoren erfüllt. Interface-Elemente wurden entlang von Schweißnähten positioniert und mit den Knoten der beteiligten Komponenten verbunden. Die Definition von lediglich einer Wirkrichtung pro SPRING2-Element erforderte die Modellierung von vier Federn je Knotenpaar. Mit BUSHING-Konnektoren war hingegen eine Reduktion der Elementanzahl erzielbar. Die Verbindung eines Knotenpaares wurde mit nur einem Element erreicht.

Die in den Beispielen des I-Trägers und der horizontalen Platte mit Versteifungen erzielten Ergebnisse waren für SPRING2-Elemente und für BUSHING-Konnektoren ident. Ein geringerer Modellierungsaufwand und die Vermeidung „übereinanderliegender“ Interface-Elemente befürworteten jedoch den Einsatz von BUSHING-Konnektoren. Die mit einem geringeren Aufwand verbundene Definition einer Referenzposition lieferte einen weiteren Grund für eine bevorzugte Anwendung von BUSHING-Konnektoren. Für beide Elementtypen wurde im Rahmen dieser Arbeit eine vollständige Schweißspaltkorrektur empfohlen.

Die Modellierung von Interface-Elementen in großen Baugruppenstrukturen umfasste eine Erstellung von vielen Elementen mit sich wiederholenden Eigenschaften. Um den Zeitaufwand bei der Modellierung zu minimieren, war die Programmierung eines Tcl-Skripts mit mehreren Funktionen notwendig. Mit Hilfe einer von der Fa. Siemens Mobility Austria GmbH entwickelten Software erfolgte eine automatisierte Erstellung von Interface-Elementen entlang von Schweißnähten.

Im ersten Simulationsbeispiel wurde ein aus drei Blechen zusammengeschweißter I-Träger betrachtet. Das Ziel in diesem Beispiel war eine Untersuchung von Einflüssen

unterschiedlicher Schweißreihenfolgen auf die Ausbildung von Schweißverzügen. Eine Variation von Interface-Parametern und ihre Auswirkungen auf eine Schweißspaltkorrektur wurden ebenfalls untersucht.

Eine Anwendung der in Deng et al. (2001, S. 92) vorgeschlagenen Interface-Parameter führte mit SPRING2-Elementen und BUSHING-Konnektoren stets zu einer vollständigen Schweißspaltschließung. Um das in der Literatur beschriebene Verhalten von Interface-Elementen zu reproduzieren, war eine Bestimmung neuer Parameter notwendig. Eine Parameterstudie ergab im Positionierungsabschnitt einen größeren Skalierungsparameter r_0 und kleinere Flächenenergien γ .

Eine Auswertung von Verschiebungen entlang der zweiten Schweißnaht des I-Trägers führte in transversaler Richtung zu einer guten Übereinstimmung mit den Ergebnissen der Publikation. Die ausgewerteten Kurven zeigten einen qualitativ ähnlichen Verlauf, mit geringfügigen Unterschieden in den erreichten Verschiebungen.

Eine Betrachtung der erzielten Ergebnisse lieferte zudem einen Zusammenhang zwischen der verbliebenen Schweißspaltgröße und den ausgebildeten Schweißverzügen. Demnach war bei sequenziellen Schweißvorgängen grundsätzlich eine vollständige Schweißspaltkorrektur in Normalenrichtung zu bevorzugen. Die ausgewerteten Verzüge in Schweißnahtichtung zeigten hingegen keine Abhängigkeit von der Größe des verbliebenen Schweißspalts. Ein signifikanter Einfluss bei der Ausbildung longitudinaler Schweißverzüge wurde einer Gleitung der beteiligten Komponenten zugeschrieben.

Die am Beispiel des I-Trägers erreichten Schweißverzüge entsprachen mit kleinen Unterschieden den Ergebnissen aus Deng et al. (2001). Damit war eine Verwendung von SPRING2-Elementen und BUSHING-Konnektoren als Interface-Elemente gerechtfertigt.

Das zweite Simulationsbeispiel bestand aus einer horizontalen Platte mit longitudinalen und transversalen Versteifungen. Das Ziel in diesem Beispiel war eine Untersuchung des Einflusses anfänglicher Schweißspalten auf die Ausbildung von Schweißverzügen. Die Untersuchung umfasste ein spaltfreies Modell A und ein mit anfänglichen Schweißspalten aufbereitetes Modell B. Anfängliche Schweißspalten wurden durch eine Krümmung der longitudinalen Versteifungen erreicht (Modellierungstrick) und mit Interface-Elementen nachträglich korrigiert. Die Simulation einer Schweißnahtfertigung erfolgte durch ein simultanes Aufbringen aller inhärenten Verzerrungen. Die Vernachlässigung von Einflüssen einer Schweißsequenz war nach Deng et al. (2007, S. 4624) mit einer Bauteilfixierung durch Heftnähte begründet. Eine Überprüfung der in dieser Arbeit erzielten Simulationsergebnisse erfolgte anhand eines Vergleichs mit experimentell ermittelten Werten aus Deng et al. (2007).

Eine Auswertung von Schweißverzügen wurde in Modell A entlang von zwei Pfaden durchgeführt. Die in globaler z -Richtung ausgewerteten Verschiebungen ergaben für beide Pfade eine symmetrische Verteilung. Die Daten des Experiments führten hingegen

in Pfad 1 (siehe Bild 48a, S. 78) zu einer asymmetrischen Verschiebungsverteilung. Die asymmetrische Verteilung wurde nach Deng et al. (2007, S. 4625) mit einer sich bewegenden Wärmequelle bzw. aufgrund zu großer Abstände zwischen den Heftnähten begründet. Die erzielten Simulationsergebnisse waren in den äußeren Bereichen des ersten Pfades in guter Übereinstimmung mit jenen Ergebnissen des Experiments. Im mittleren Bereich des Pfades 1 resultierte eine durch die Inherent Strain Methode verursachte Unterschätzung der Verschiebungen. Die Verschiebungen entlang des Pfades 2 (siehe Bild 48b, S. 78) waren durchgängig ident mit den experimentellen Daten. Aus den in Modell A erzielten Ergebnissen folgte daher eine Empfehlung zu einer weiteren Anwendung der Inherent Strain Methode.

Eine Auswertung der Ergebnisse in Modell B wurde zu zwei unterschiedlichen Zeitpunkten durchgeführt. Die nach einer Schweißspaltkorrektur entstandenen Verschiebungen in globaler z -Richtung waren als Erstes von Interesse. Sie zeigten entlang des Pfades 1 (siehe Bild 50a, S. 80) einen symmetrischen Verlauf und eine gute Übereinstimmung mit den Ergebnissen des Experiments. Die Verschiebungen entlang des Pfades 3 (Bild 50b, S. 80) führten ebenfalls zu einer symmetrischen Verteilung, unterschieden sich jedoch von den experimentellen Werten um einen ungefähr gleichbleibenden Faktor. Aus diesen Ergebnissen erging in weiterer Folge die Empfehlung einer weiteren Anwendung von Interface-Elementen bei der Korrektur vorhandener Schweißspalten.

Eine Auswertung weiterer Ergebnisse erfolgte nach dem Aufbringen von inhärenten Verzerrungen. Die in globaler z -Richtung entstandenen Verschiebungen zeigten entlang von zwei Pfaden symmetrische Verläufe. Experimentelle Daten aus Deng et al. (2007, S. 4626) ergaben in Pfad 1 (siehe Bild 52a, S. 81) hingegen eine asymmetrische Verteilung (vgl. Modell A). In den äußeren Bereichen des ersten Pfades wurde eine gute Übereinstimmung der Ergebnisse abgelesen, während sich im mittleren Bereich ein signifikanter Unterschied feststellen ließ. Die im mittleren Bereich durch die Inherent Strain Methode erzielten Ergebnisse führten zu einer Überschätzung der tatsächlichen Verschiebungen. Die Verschiebungen entlang des Pfades 2 (siehe Bild 52b, S. 81) waren indes durchgängig ident mit den Ergebnissen des Experiments. Eine Anwendung der Inherent Strain Methode war auch aufgrund dieser Ergebnisse weiterhin zu empfehlen. Wie sich jedoch zeigte, war mit einer fallweisen Über- bzw. Unterschätzung von Schweißverzügen zu rechnen.

Die in der vorliegenden Arbeit erzielten Ergebnisse liefern damit einen wissenschaftlichen Beitrag, der eine Anwendung der Inherent Strain Methode bei der Simulation von Schweißverzügen unterstützt. Eine Anwendung von Interface-Elementen ist in diesem Kontext gleichermaßen empfehlenswert.

6.2 Kritische Würdigung

Eine kritische Betrachtung der Ergebnisse in dieser Arbeit hinterlässt einige offen gebliebene Punkte. Eine Anwendung der Inherent Strain Methode in großen Baugruppen bedingt Schweißnähte mit einer ausreichenden Schweißnahtlänge. Diese Bedingung gestattet eine Vernachlässigung von Randeinflüssen und eine Annahme konstanter inhärenter Deformationen. Eine Klassifizierung hinsichtlich langer Schweißnähte bzw. einer minimalen Schweißnahtlänge ist jedoch ausständig und in der Literatur fehlen überdies Informationen. Zudem ist eine Annahme ausschließlich langer Schweißnähte in großen Baugruppen zu hinterfragen.

Die Methode der Berechnung von äquivalenten Kräften und Momenten ermöglicht eine Ermittlung von Eingangsgrößen für die Durchführung von elastischen Simulationen in ABAQUS. Die in Deng et al. (2007, S. 4625) erzielten Simulationsergebnisse zeigen hingegen eine kleinere Abweichung zu den experimentell ermittelten Daten und daher verbleibt die Frage bezüglich anderer Methoden zum Aufbringen von inhärenten Verzerrungen. Die Berechnung der äquivalenten Kräfte und Momente erfolgte in dieser Diplomarbeit stets für den Ausgangszustand des Modells. Teilweise signifikante Abweichungen in der horizontalen Platte mit Versteifungen stellen die verwendete Methode in Frage.

Eine Validierung der am Beispiel des I-Trägers erzielten Simulationsergebnisse ist aufgrund fehlender experimenteller Daten nicht möglich. Es ist daher unklar, ob die Ergebnisse der Realität entsprechen bzw. ob sie die Realität mit einer ausreichenden Genauigkeit widerspiegeln.

Die in dieser Arbeit erzielten Simulationsergebnisse stützen sich auf Publikationen einer einzelnen Gruppe von Wissenschaftlern. Die in Deng et al. (2001) und Deng et al. (2007) vorgestellten Methoden und Ergebnisse wurden im Rahmen dieser Diplomarbeit reproduziert und verstanden; sie geben einen eingeschränkten Einblick in den Bereich der Simulation von Schweißverzügen durch Anwendung der Inherent Strain Methode und Interface-Elementen.

6.3 Ausblick

Die Ergebnisse in dieser Diplomarbeit führen zu einer Formulierung weiterer Forschungsfragen. Von Interesse wäre:

- Eine Untersuchung großer Schweißbaugruppen mit dem Ziel einer Bestimmung von sequenziellen Schweißreihenfolgen, die die Ausbildung minimaler Schweißverzüge ergeben.
- Eine Untersuchung von Methoden zur Bestimmung der Steifigkeitsmatrix von Schalenelementen in ABAQUS.
- Eine Validierung der Simulationsergebnisse am Beispiel des I-Trägers. Mit Hilfe

eines Experiments wäre zu klären, inwiefern sich kleine bzw. größere Schweißspalten auf die Ausbildung von Schweißverzügen auswirken.

- Eine Untersuchung von Faktoren, die einen Einfluss auf die Genauigkeit der Inherent Strain Methode ausüben.
- Eine Untersuchung von Grenzen in der Anwendbarkeit der Inherent Strain Methode.
- Eine Untersuchung weiterer Methoden, die das Aufbringen von inhärenten Verzerrungen in ABAQUS gestatten.
- Eine Ausweitung der Inherent Strain Methode auf Schweißbaugruppen mit Stumpfnähten.

7 Literaturverzeichnis

- Altair Engineering Inc. (2019). HyperWorks desktop reference guides. Abgerufen am 9. März 2022 von https://2019.help.altair.com/2019/hwd/topics/reference/hm/tcl_tk_r.htm
- Büttemeier, H., Kaßner, M. & Strohmam, M. (2010). *Schweißtechnisches Handbuch Schienenfahrzeugbau - Auslegung, Konstruktion, Fertigung und Qualitätssicherung*. Düsseldorf: DVS Media.
- Cummings, A. (2016). Cross code verification of a thermal stress analysis of a thin walled RAM transport package during and after a regulatory pool fire. In *Proceedings of the 18th international symposium on the packaging and transportation of radioactive materials PATRAM 2016* (S. 1–21). Japan. Abgerufen am 10. Dezember 2021 von https://resources.inmm.org/system/files/patram_proceedings/2016/F2039.pdf
- Dassault Systèmes. (2019). Simulia user assistance 2019. Abgerufen am 1. Februar 2022 von https://help.3ds.com/2019/English/DSSIMULIA_Established/SIMULIA_Established_FrontmatterMap/sim-r-DSDocAbaqus.htm?ContextScope=all&id=6e37335455a1420f9de68129400a122c#Pg0
- Deng, D. & Murakawa, H. (2008). FEM prediction of buckling distortion induced by welding in thin plate panel structures. *Computational Material Science*, 43, 591–607. doi:10.1016/j.commatsci.2008.01.003
- Deng, D., Murakawa, H. & Liang, W. (2007). Numerical simulation of welding distortion in large structures. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 196, 4613–4627. doi:10.1016/j.cma.2007.05.023
- Deng, D., Serizawa, H. & Murakawa, H. (2001). Theoretical prediction of welding distortion considering positioning and the gap between parts. *Transactions of JWRI*, 30(2), 89–96.
- Dilthey, U. (2005). *Schweißtechnische Fertigungsverfahren 2 – Verhalten der Werkstoffe beim Schweißen* (3. Aufl.). Berlin Heidelberg: Springer-Verlag.
- Hake, E. & Meskouris, K. (2007). *Statik der Flächentragwerke* (2. Aufl.). Berlin Heidelberg, Deutschland: Springer Verlag.
- Kaplan, D. & Murry, G. (2008). Thermal, metallurgical and mechanical phenomena in the heat affected zone. In B. Régis (Hrsg.), *Metallurgy and Mechanics of Welding: Processes and Industrial Applications* (S. 89–131). London, UK: ISTE.
- Kou, S. (2021). *Welding metallurgy* (3. Aufl.). Hoboken, NJ: John Wiley & Sons.
- Liang, W., Deng, D., Sone, S. & Murakawa, H. (2005). Prediction of welding distortion by elastic FE analysis using inherent deformation estimated through inverse analysis. *Welding in the World*, 49, 30–39. doi:10.1007/BF03266500

- Lindgren, L.-E. (2007). *Computational welding mechanics*. Cambridge, England: Woodhead Publishing.
- Luo, Y., Ishiyama, M. & Murakawa, H. (1991). Welding deformation of plates with longitudinal curvature. *Transactions of JWRI*, 28(2), 57–65.
- Ma, N. & Huang, H. (2017). Efficient simulation of welding distortion in large structures and its reduction by jig constraints. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 26(1), 5206–5217. doi:10.1007/s11665-017-3000-4
- Ma, N., Nakacho, K., Ohta, T., Ogawa, N., Maekawa, A., Huang, H. & Murakawa, H. (2016). Inherent strain method for residual stress measurement and welding distortion prediction. In *Proceedings of the ASME 2016 35th international conference on ocean, offshore and arctic engineering*. doi:10.1115/OMAE2016-54184
- Malisius, R. (2002). *Schrumpfungen, Spannungen und Risse beim Schweißen* (4. Aufl.). Düsseldorf, Deutschland: DVS-Verlag.
- Messler, R. W. (2004). *Principles of welding – Processes, physics, chemistry, and metallurgy*. Weinheim, Deutschland: WILEY-VCH Verlag.
- Michaleris, P. (2011). Introduction to welding residual stress and distortion. In P. Michaleris (Hrsg.), *Minimization of welding distortion and buckling – Modelling and implementation* (S. 3–21). Cambridge, UK: Woodhead Publishing.
- Murakawa, H., Deng, D. & Ma, N. (2010). Concept of inherent strain, inherent stress, inherent deformation and inherent force for prediction of welding distortion and residual stress. *Transactions of JWRI*, 39(2), 103–105.
- Murakawa, H., Deng, D., Ma, N. & Wang, J. (2011). Applications of inherent strain and interface element to simulation of welding deformation in thin plate structures. *Computational Materials Science*, 51, 43–52. doi:10.1016/j.commatsci.2011.06.040
- Murakawa, H., Deng, D., Rashed, S. & Sato, S. (2009). Prediction of distortion produced on welded structures during assembly using inherent deformation and interface element. *Transactions of JWRI*, 38(2), 63–69.
- Murakawa, H. & Ma, N. (2014). Research on welding simulation methods and software development. *China Welding*, 23(1), 19–26.
- Neubert, S. (2018). *Simulationsgestützte Einflussanalyse der Eigenspannungs- und Verzugsausbildung beim Schweißen mit artgleichen und nichtartgleichen Zusatzwerkstoffen* (Dissertation, Technische Universität Berlin). Abgerufen am 10. Dezember 2021 von <https://depositonce.tu-berlin.de//handle/11303/8651>
- Neumann, A. & Kluge, D. (1992). *Fertigungsplanung in der Schweißtechnik*. Düsseldorf, Deutschland: DVS-Verlag.
- Peil, U. & Wichers, M. (2005). Schweißen unter Betriebsbeanspruchung – Numerische und experimentelle Bestimmung des Temperaturfeldes beim Schweißen. *Stahlbau*, 74(11), 843–851. doi:10.1002/stab.200590199

- Phillips, D. H. (2016). *Welding engineering*. Chichester, United Kingdom: John Wiley & Sons.
- Radaj, D. (1988). *Wärmewirkungen des Schweißens – Temperaturfeld, Eigenspannungen, Verzug*. Berlin Heidelberg, Deutschland: Springer-Verlag.
- Radaj, D. (2002). *Eigenspannungen und Verzug beim Schweißen – Rechen- und Meßverfahren*. Düsseldorf, Deutschland: DVS-Verlag.
- Rethmeier, M., Schwenk, C. & Heinze, C. (2011). *Optimierung von Verzug und Eigenspannungen beim Schweißen dickwandiger Bauteile* (Forschungsvorhaben Nr. P 784). Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V.
- Ruge, J. (1993). *Handbuch der Schweißtechnik – Verfahren und Fertigung* (3. Aufl.). Berlin Heidelberg, Deutschland: Springer-Verlag.
- Satoh, K. & Terasaki, T. (1976). Effect of welding condition on welding deformations in welded structural materials. *Journal of the Japan Welding Society*, 45, 42–50.
- Sindhuber, E. (2021). *Simulation von Schweißverzügen bei der Schienenfahrzeug-Fertigung* (Masterarbeit, Technische Universität Wien). doi:10.34726/hss.2021.76000
- Terasaki, T., Nakatani, M. & Ishimura, T. (2000). Study of tendon force generating in welded joint. *Transactions of JWRI*, 18(3), 479–486. doi:10.2207/qjjws.18.479
- Ueda, Y., Murakawa, H. & Ma, N. (2012). *Welding deformation and residual stress prevention*. Oxford, UK: Elsevier.
- Wang, J., Ma, N. & Murakawa, H. (2015). An efficient FE computation for predicting welding induced buckling in production of ship panel structure. *Marine Structures*, 41, 20–52. doi:10.1016/j.marstruc.2014.12.007
- Wang, J., Yin, X. & Murakawa, H. (2013). Experimental and computational analysis of residual buckling distortion of bead-on-plate welded joint. *Journal of Materials Processing Technology*, 213, 1447–1458. doi:10.1016/j.jmatprotec.2013.02.009
- Wang, J., Zhao, H., Zou, J., Zhou, H., Wu, Z. & Du, S. (2017). Welding distortion prediction with elastic FE analysis and mitigation practice in fabrication of cantilever beam component of jack-up drilling rig. *Ocean Engineering*, 130, 25–39. doi:10.1016/j.oceaneng.2016.11.059
- Woo, D. & Kitamura, M. (2020). Numerical prediction of welding distortion considering gravity force on general ship grillage structure by elastic finite element method using inherent strain. *Journal of Marine Science and Engineering*, 8(6), 1–17. doi:10.3390/jmse8060454
- Woo, D., Kitamura, M. & Takezawa, A. (2019). Method to systemically order welding sequence to efficiently mitigate welding displacement of a general ship grillage structure. *Ships and Offshore Structures*, 15(7), 753–768. doi:10.1080/17445302.2019.1681865

Anhang

A.1 Analytische Berechnung von inhärenten Verzerrungen

In diesem Anhang erfolgt eine detaillierte Berechnung der inhärenten Verzerrungen für beide Simulationsbeispiele dieser Diplomarbeit. Die Berechnung wird im Einheitensystem N/mm/s durchgeführt.

A.1.1 I-Träger

In Deng et al. (2001, S. 91-92) sind mehrere Angaben zum I-Träger angeführt. Die folgende Auflistung von Variablen ist auf all jene Größen beschränkt, die für die Berechnung des I-Trägers benötigt werden.

Allgemeine Angaben:

$$Q_{\text{net}} = 2400 \frac{\text{J}}{\text{mm}}, \quad E = 210\,000 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}, \quad \nu = 0.3$$

Geometrieangaben:

Flansch:	Steg (engl. <i>web</i>):
$h_f = 16 \text{ mm}$	$h_w = 16 \text{ mm}$

Q_{net} ...	Wärmeeintrag,	E ...	Elastizitätsmodul
ν ...	Querkontraktionszahl		
h_f ...	Dicke des Flansches,	h_w ...	Dicke des Stlegs

Im ersten Schritt der Berechnung wird die tendon force F_{Tendon} mit Hilfe des Wärmeeintrags berechnet. Es folgt die Gleichung (Terasaki et al., 2000, S. 479)

$$F_{\text{Tendon}} = 0.2Q_{\text{net}} = 480\,000 \text{ N}. \quad (41)$$

Für die tendon force existiert wiederum eine Beziehung zur Verteilung der longitudinalen inhärenten Verzerrungen (Luo et al., 1991, S. 58)

$$F_{\text{Tendon}} = - \iint E \varepsilon_x^* dy dz, \quad (42)$$

in der die Variable ε_x^* die longitudinalen inhärenten Verzerrungen bezeichnet. Eine Berechnung der longitudinalen inhärenten Verzerrungen umfasst zuvor eine Bestimmung der Größe jener Zone, in der inhärente Verzerrungen aufgebracht werden. In Bild 53 ist dazu die schematische Darstellung eines T-Stoßes abgebildet. Die durch inhärente

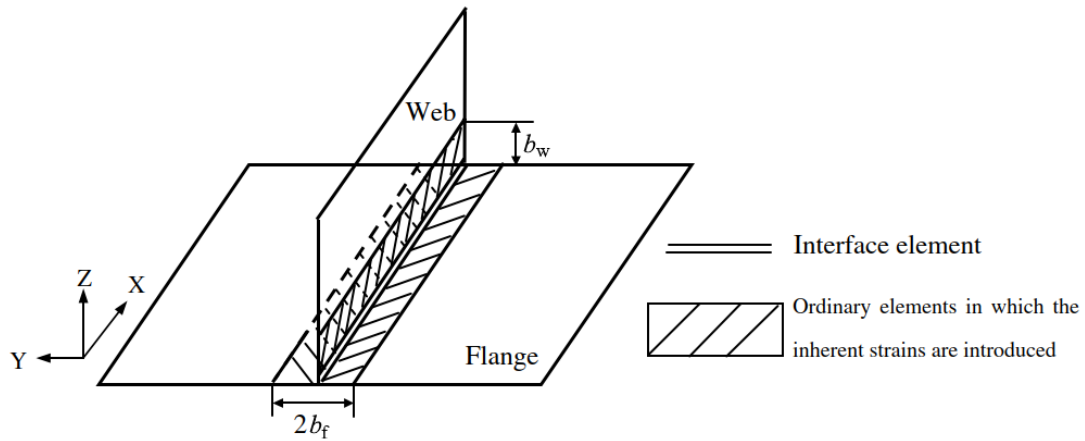


Bild 53: Anordnung der Elemente entlang eines T-Stoßes, an denen inhärente Verzerrungen aufgebracht werden (Deng et al., 2007, S. 4621).
Anm.: Die Grafik wurde bearbeitet.

Verzerrungen beanspruchte Zone ist schraffiert hervorgehoben und ihre Ausdehnung wird mit den Variablen

$$\left. \begin{aligned} 2b_f &= 200 \text{ mm} \\ b_w &= 200 \text{ mm} \end{aligned} \right\}$$

beschrieben. Die mit longitudinalen inhärenten Verzerrungen beanspruchte Querschnittsfläche A folgt zu

$$A = 2b_f h_f + b_w h_w = 6400 \text{ mm}^2. \quad (43)$$

Im Fall des I-Trägers erfolgt eine Betrachtung von T-Stößen mit (Doppel-)Kehlnähten. Hinsichtlich des Querschnitts ist bei der Schweißfertigung an T-Stößen eine Wärmeeinwirkung im Steg und im Flansch zu erwarten. Dieser Umstand gewährt eine Aufteilung des Gesamtquerschnitts A in einen Anteil des Stegs A_w und in einen Anteil des Flansches A_f . Es folgen nach Cottrell (1953, zit. nach Deng et al., 2001, S. 92) die Zusammenhänge

$$\left. \begin{aligned} A_w &= \frac{h_w}{2h_f + h_w} A = 2133.33 \text{ mm}^2 \\ A_f &= \frac{2h_f}{2h_f + h_w} A = 4266.67 \text{ mm}^2 \end{aligned} \right\}. \quad (44)$$

Eine Kontrolle der aufgeteilten Querschnittsflächen ergibt wiederum den Gesamtquerschnitt zu

$$\text{Kontrolle: } A_w + A_f = 6400 \text{ mm}^2. \quad (45)$$

Schließlich sind alle Variablen für eine Berechnung der longitudinalen inhärenten Verzerrungen bekannt. Aus einer Annahme konstant verteilter inhärenter Verzerrungen resultiert eine Substitution des Integrals in Gleichung (42) mit der neuen Beziehung

$$\varepsilon_x^* = -\frac{F_{\text{Tendon}}}{EA}. \quad (46)$$

Die aus Gleichung (44) berechneten Querschnittsflächen werden in Gleichung (46) eingesetzt und es ergeben sich schließlich die aufgeteilten inhärenten Verzerrungen in longitudinaler Richtung

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_{xf}^* &= -\frac{F_{\text{Tendon}}}{EA_f} = -5.36 \times 10^{-4} \\ \varepsilon_{xw}^* &= -\frac{F_{\text{Tendon}}}{EA_w} = -1.07 \times 10^{-3} \end{aligned} \right\}. \quad (47)$$

Der nächste Abschnitt der Berechnung enthält eine Ermittlung der transversalen inhärenten Verzerrungen und eine Ermittlung der Winkelverzüge. Basierend auf den Angaben in Deng et al. (2001) werden die gesuchten Größen aus den Experimenten von Satoh und Terasaki (1976, S. 45) entnommen. An dieser Stelle sei erwähnt, dass in der Publikation von Deng et al. (2001) keine Informationen zum betrachteten Schweißverfahren vorliegen. Der überwiegende Anteil von wissenschaftlichen Arbeiten zu den Themen Inherent Strain Methode und Interface-Elemente betrachtet eine Anwendung des Gasschmelzschweißens (engl. *Gas Metal Arc Welding*). Die experimentellen Werte in Satoh und Terasaki (1976, S. 45) werden daher für gasschmelzgeschweißte Proben entnommen. Für die transversale Schrumpfung S_f wird in weiterer Folge der Wert $S_f = 0.224$ mm ermittelt. Die Winkelverzüge ergeben $\delta_x = 11.6 \times 10^{-3}$ rad und werden am I-Träger nur in den Flanschen betrachtet. Einen Hinweis zur Vernachlässigung von Winkelverzügen in den Stegen von T-Stößen liefert Deng et al. (2007, S. 4620).

Eine Beschreibung der Vorgangsweise zur Berechnung der transversalen inhärenten Verzerrungen ist in Deng et al. (2001) ausständig. Für die Berechnung der inhärenten Krümmungen fehlt ebenfalls eine Rechenvorschrift. Es werden daher die Gleichungen (19) bis (21) aus der Publikation von Deng et al. (2007, S. 4621) entnommen. Demnach ergibt sich die transversale inhärente Verzerrung des Flansches zu

$$\varepsilon'_{yf} = -\frac{S_f}{2b_f} = -1.12 \times 10^{-3}. \quad (48)$$

Die Verzerrung in Gleichung (48) enthält elastische und nichtelastische Verzerrungsanteile. Sie wird daher um jenen von der tendon force verursachten Anteil korrigiert. Es folgt die

korrigierte transversale Verzerrung des Flansches

$$\varepsilon_{yf}^* = \varepsilon'_{yf} - \nu \varepsilon_{xf}^* = -9.59 \times 10^{-4}. \quad (49)$$

Die ermittelten Winkelverzüge δ_x werden an den Flanschen des Modells in Form einer Krümmung

$$\kappa_{yf}^* = -\frac{\delta_x}{b_f} = -1.16 \times 10^{-4} \frac{1}{\text{mm}} \quad (50)$$

aufgebracht. Die Berechnung der inhärenten Verzerrungen ist damit abgeschlossen und im Anschluss erfolgt eine Berechnung von äquivalenten Kräften und äquivalenten Momenten.

Die Verwendung von Verzerrungen als Eingangsgrößen ist in ABAQUS in einer elastischen Simulation nicht möglich. Dieses Problem wird daher durch eine Berechnung von äquivalenten Kräften und Momenten gelöst. Die berechneten Kräfte und Momente werden in weiterer Folge in jener Zone aufgetragen, in der die inhärenten Verzerrungen auftreten (vgl. schraffierte Zone in Bild 53, S. 92).

Die Anwendung der Finite-Elemente-Methode zur Berechnung der äquivalenten Kräfte und Momente erfordert Kenntnisse über den Aufbau der Steifigkeitsmatrix von vierknotigen Schalenelementen in ABAQUS. Diese Informationen sind nicht bekannt und daher wird ersatzweise die in Murakawa et al. (2010, S. 103) angeführte Plattentheorie verwendet. Die Verzerrungen in einer dünnwandigen Platte werden mit den Gleichungen (Murakawa et al., 2010, S. 103)

$$\varepsilon_{xx} = \frac{1}{E}(\sigma_{xx} - \nu\sigma_{yy}) = \frac{1}{E} \left(\frac{F_x}{A_x} - \nu \frac{F_y}{A_y} \right) \quad (51)$$

$$\varepsilon_{yy} = \frac{1}{E}(\sigma_{yy} - \nu\sigma_{xx}) = \frac{1}{E} \left(\frac{F_y}{A_y} - \nu \frac{F_x}{A_x} \right) \quad (52)$$

berechnet. Neben den bereits beschriebenen Variablen bezeichnet σ_{ii} ($i = x, y$) die Spannungen in der Platte und F_i ($i = x, y$) die dazugehörigen Kräfte. Überdies beschreibt A_i ($i = x, y$) die Querschnittsflächen der Platte. Erwähnenswert ist, dass die Indizes in den Gleichungen (51) und (52) bereits ein lokales Koordinatensystem voraussetzen. Für vierknotige Schalenelemente werden daher folgende Achsenrichtungen festgelegt (siehe Bild 54):

- Die x -Achse des Schalenelements zeigt stets in Richtung der Schweißnaht. Im Fall des I-Trägers ist für alle betrachteten Schalenelemente eine parallele Ausrichtung zwischen der lokalen x -Achse und der globalen x -Achse gegeben.

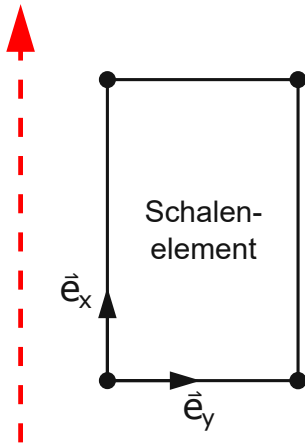


Bild 54: Schematische Darstellung eines vierknotigen Schalenelements in der Ebene. Die x -Achse des lokalen Koordinatensystems zeigt am I-Träger stets in Richtung der Schweißnaht (= strichlierter Pfeil). Die y -Achse liegt in der Schalenebene und steht normal auf die x -Achse.

- Die y -Achse liegt in der Schalenebene und steht normal auf die x -Achse. In beiden Flanschen des I-Trägers ist in allen betrachteten Schalenelementen eine Parallelität zwischen lokaler und globaler y -Achse existent.

In den Gleichungen (51) und (52) sind insgesamt zwei Unbekannte enthalten. Eine Umformung beider Gleichungen und eine gegenseitige Substitution führt zu den Beziehungen

$$F_x = \frac{EA_x}{1 - \nu^2} (\varepsilon_{xx} + \nu \varepsilon_{yy}) \quad (53)$$

$$F_y = \frac{EA_y}{1 - \nu^2} (\varepsilon_{yy} + \nu \varepsilon_{xx}) \quad (54)$$

für die gesuchten Kräfte. Den nächsten Schritt in der Berechnung bildet eine Bestimmung der Querschnittsflächen A_i ($i = x, y$). Aufgrund einer gleichmäßigen Verteilung der Schalenelemente in beiden Flanschen und am Steg ist eine Betrachtung einzelner Elemente ausreichend. Für das in Bild 55 hervorgehobene Flansch-Element ergeben sich die Querschnitte

$$\left. \begin{aligned} A_{xf} &= A_x = 100 \text{ mm} \cdot 16 \text{ mm} = 1600 \text{ mm}^2 \\ A_{yf} &= A_y = 800 \text{ mm} \cdot 16 \text{ mm} = 12\,800 \text{ mm}^2 \end{aligned} \right\}. \quad (55)$$

Für ein Steg-Element folgen die Beziehungen

$$\left. \begin{aligned} A_{xw} &= A_x = 200 \text{ mm} \cdot 16 \text{ mm} = 3200 \text{ mm}^2 \\ A_{yw} &= A_y = 800 \text{ mm} \cdot 16 \text{ mm} = 12\,800 \text{ mm}^2 \end{aligned} \right\}. \quad (56)$$

Die berechneten Querschnitte und die zum Schalenelement zugeordneten inhärenten Verzerrungen werden in die Gleichungen (53) und (54) eingesetzt. Für ein Flansch-Element

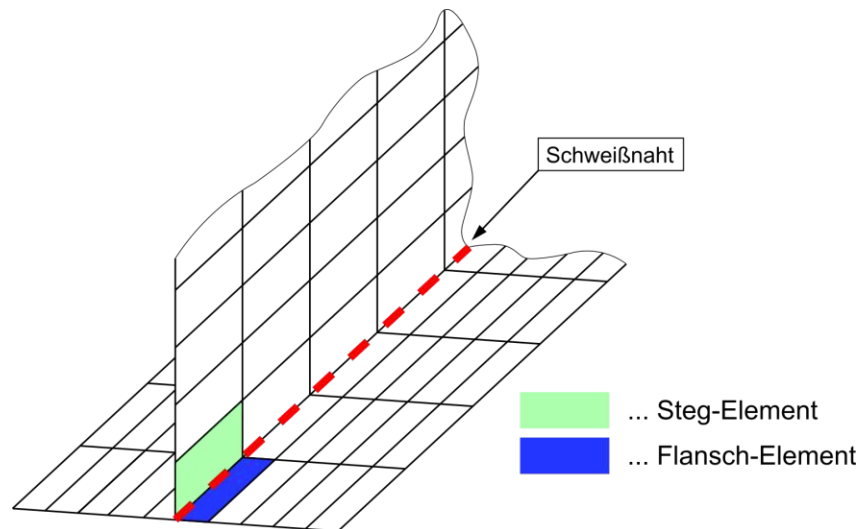


Bild 55: Schematische Darstellung eines T-Stoßes am I-Träger. Die äquivalenten Kräfte und Momente werden für je ein Flansch- und je ein Steg-Element entlang der Schweißnaht berechnet.

resultieren die Kräfte

$$F_{xf} = \frac{EA_{xf}}{1 - \nu^2} (\varepsilon_{xf}^* + \nu \varepsilon_{yf}^*) = -3.04 \times 10^5 \text{ N} \quad \text{und} \quad (57)$$

$$F_{yf} = \frac{EA_{yf}}{1 - \nu^2} (\varepsilon_{yf}^* + \nu \varepsilon_{xf}^*) = -3.31 \times 10^6 \text{ N}. \quad (58)$$

Für die Berechnung der Steg-Kräfte stehen lediglich die longitudinalen inhärenten Verzerrungen ε_{xw}^* zur Verfügung. Die transversalen inhärenten Verzerrungen ε_{yw}^* wurden bisher nicht bestimmt und auch in Deng et al. (2001) fehlen Informationen dazu. Untersuchungen im Rahmen dieser Diplomarbeit haben ergeben, dass die Berechnung in der Publikation von Deng et al. (2001) vermutlich mit der unkorrigierten, transversalen Verzerrung des Flansches durchgeführt wurde. Demnach gilt

$$\varepsilon_{yw}^* = \varepsilon'_{yf} = -1.12 \times 10^{-3}. \quad (59)$$

Die in Deng et al. (2001) vermutlich durchgeführte Annahme einer unkorrigierten, transversalen Verzerrung des Flansches sei an dieser Stelle zu hinterfragen. In Deng et al. (2007, S. 4619) wurden hingegen die transversalen, inhärenten Verzerrungen in den Stegen der T-Stöße vernachlässigt.

Die Berechnung der Kräfte in einem Steg-Element führt schlussendlich zu

$$F_{xw} = \frac{EA_{xw}}{1 - \nu^2} (\varepsilon_{xw}^* + \nu \varepsilon_{yw}^*) = -1.039 \times 10^6 \text{ N} \quad \text{und} \quad (60)$$

$$F_{yw} = \frac{EA_{yw}}{1 - \nu^2} (\varepsilon_{yw}^* + \nu \varepsilon_{xw}^*) = -4.258 \times 10^6 \text{ N}. \quad (61)$$

Eine Anwendung der Plattentheorie zur Berechnung der äquivalenten Momente ergibt die Gleichungen (Hake & Meskouris, 2007, S. 80)

$$M_x = \frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)}\kappa_y^*l_x \quad \text{und} \quad (62)$$

$$M_y = \frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)}\kappa_y^*l_y\nu. \quad (63)$$

M_x sei im Folgenden als jenes Moment definiert, dessen Richtung mit der lokalen x -Achse der Platte zusammenfällt (vgl. Bild 54, S. 95). Demzufolge zeigt das Moment M_y in paralleler Richtung zur lokalen y -Achse der Platte. Die Variable h beschreibt die Dicke der Platte und l_i ($i = x, y$) bezeichnet ihre Längenabmessungen. Die Längenabmessungen eines Flansch-Elements wurden bereits in Gleichung (55) angeschrieben. Die Elementlänge in lokaler x -Richtung ist $l_{xf} = 800$ mm und in y -Richtung wird $l_{yf} = 100$ mm ermittelt. Mit den ermittelten Größen erfolgt eine Berechnung der äquivalenten Momente in den Flanschen des I-Trägers. Die Berechnung der Momente in den Stegen der beiden T-Stöße ist aufgrund vernachlässigter Winkelverzüge nicht notwendig. Das Einsetzen der ermittelten Werte in die Gleichungen (62) und (63) führt zu

$$M_{xf} = M_x = \frac{Eh_f^3}{12(1-\nu^2)}\kappa_{yf}^*l_x = -7.31 \times 10^6 \text{ N mm} \quad \text{und} \quad (64)$$

$$M_{yf} = M_y = \frac{Eh_f^3}{12(1-\nu^2)}\kappa_{yf}^*l_y\nu = -2.74 \times 10^5 \text{ N mm}. \quad (65)$$

Mit der Berechnung der äquivalenten Kräfte und Momente ist die analytische Berechnung des I-Trägers vollständig. Eine Zusammenfassung der Ergebnisse ist in Tabelle 6 zu sehen. Abschließend sei hervorgehoben, dass sich die berechneten Kräfte und Momente auf einzelne Schalenelemente beziehen. Die Lasten sind in konsistenter Weise auf die Knoten der Schalenelemente aufzuteilen.

A.1.2 Horizontale Platte mit Versteifungen

Das Beispiel der horizontalen Platte mit Versteifungen beginnt mit einer Auflistung aller aus Deng et al. (2007) benötigten Angaben.

Allgemeine Angaben:

$$E = 210\,000 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}, \quad \nu = 0.3$$

Tabelle 6: Zusammenfassung der äquivalenten Kräfte und Momente am I-Träger. Die Kräfte und Momente beziehen sich auf einzelne Schalenelemente.

	Flansch	Steg
Kräfte	$F_{xf} = -3.04 \times 10^5 \text{ N}$	$F_{xw} = -1.039 \times 10^6 \text{ N}$
	$F_{yf} = -3.31 \times 10^6 \text{ N}$	$F_{yw} = -4.258 \times 10^6 \text{ N}$
Momente	$M_{xf} = -7.31 \times 10^6 \text{ N mm}$	Momente
	$M_{yf} = -2.74 \times 10^5 \text{ N mm}$	vernachlässigt

Geometrieangaben:

Horizontale Platte: Longitudinale Versteifung: Transversale Versteifung:
 $h_B = 9 \text{ mm}$ $h_L = 12 \text{ mm}$ $h_T = 9 \text{ mm}$

h_B ... Dicke der horizontalen Platte (engl. *base plate*)

h_L ... Dicke der longitudinalen Versteifung

h_T ... Dicke der transversalen Versteifung

Während beim I-Träger die Betrachtung eines Schweißstoßes ausreichend war, ist hingegen beim zweiten Beispiel die Betrachtung mehrerer Schweißstöße notwendig (vgl. S. 51). Die Schweißstöße werden hinsichtlich einer einfacheren Unterscheidung in drei Modelle eingeteilt. Basierend auf den Beschreibungen in Deng et al. (2007, S. 4616) gilt im Nachfolgenden die Einteilung:

- Modell 1: T-Stoß, Verbindung zwischen horizontaler Platte und longitudinaler Versteifung.
- Modell 2: T-Stoß, Verbindung zwischen horizontaler Platte und transversaler Versteifung und
- Modell 3: Kreuzstoß, Verbindung zwischen longitudinalen Versteifungen und transversaler Versteifung.

Eine Berechnung der Modelle 1 und 2 erfolgt in analoger Weise und es wird im Folgenden ausschließlich der Schweißstoß zwischen der horizontalen Platte und der longitudinalen Versteifung beschrieben. Die Berechnung der Schweißstöße in diesem Beispiel entspricht zum Teil jener Berechnung des I-Trägers in Kapitel A.1.1. Auf eine Beschreibung identischer Berechnungsschritte wird verzichtet und stattdessen folgen Querverweise zu bereits beschriebenen Gleichungen.

Eine Berechnung der longitudinalen inhärenten Verzerrungen erfolgt in allen Modellen mit Hilfe der gleichen Formeln. Nach Cottrell (1953, zit. nach Deng et al., 2001, S. 92) ist am T-Stoß eine Aufteilung der gesamten Wärmeeinwirkung möglich. Für den Flansch und für den Steg folgen die Beziehungen

$$Q_f = \frac{2h_f}{2h_f + h_w} Q_{\text{total}} \quad \text{und} \quad (66)$$

$$Q_w = \frac{h_w}{2h_f + h_w} Q_{\text{total}}. \quad (67)$$

Die Variable Q_{total} beschreibt die gesamte Wärmeeinwirkung am T-Stoß. Q_f bzw. Q_w sind hingegen die am Flansch bzw. am Steg wirksamen Anteile der Wärmeeinwirkung. h_f bezeichnet die Dicke des Flansches und h_w bezeichnet die Dicke des Stegs. Eine Auswertung der Gleichungen (66) und (67) ist an dieser Stelle nicht notwendig und in weiterer Folge werden Beziehungen für die longitudinalen inhärenten Verzerrungen angegeben. Die in longitudinaler Richtung aufgeteilten Verzerrungen sind mit Hilfe der Gleichungen (Deng et al., 2007, S. 4621)

$$\varepsilon_{xf}^* = -\frac{F_{\text{Tendon}} Q_f}{2b_f h_f E Q_{\text{total}}} = -\frac{F_{\text{Tendon}}}{b_f (2h_f + h_w) E} \quad \text{und} \quad (68)$$

$$\varepsilon_{xw}^* = -\frac{F_{\text{Tendon}} Q_w}{b_w h_w E Q_{\text{total}}} = -\frac{F_{\text{Tendon}}}{b_w (2h_f + h_w) E} \quad (69)$$

gegeben. Die benötigten tendon forces sind in Deng et al. (2007, S. 4618) angeführt und werden in weiterer Folge für alle drei Schweißstöße entnommen. Die Zonen der inhärenten Verzerrungen werden in Anlehnung an Bild 53 (S. 92) bestimmt und ergeben aufgrund der Netzstruktur die Abmaße

- Modell 1: $2b_f = 100 \text{ mm}$, $b_w = 10 \text{ mm}$,
- Modell 2: $2b_f = 150 \text{ mm}$, $b_w = 10 \text{ mm}$ und
- Modell 3: $2b_f = 100 \text{ mm}$, $b_w = 75 \text{ mm}$.

Damit sind alle Variablen in den Gleichungen (68) und (69) bestimmt und eine Auswertung dieser Gleichungen ergibt die in Tabelle 7 angeführten Ergebnisse.

Die weitere Berechnung der horizontalen Platte mit Versteifungen wurde bereits in Kapitel A.1.1 anhand der Gleichungen (48) bis (65) beschrieben. Auf eine erneute Beschreibung dieser Gleichungen wird verzichtet und es werden lediglich auftretende Unterschiede in der Berechnung angeführt.

Transversale Schrumpfungen S_i ($i = f, w$) und Winkelverzüge δ_x sind in Deng et al. (2007, S. 4619-4620) angegeben und werden für alle drei Modelle entnommen. An dieser

Tabelle 7: Longitudinale inhärente Verzerrungen am Modell der horizontalen Platte mit Versteifungen.

	Flansch	Steg
Modell 1:	$\varepsilon_{xf}^* = -7.07 \times 10^{-4}$	$\varepsilon_{xw}^* = -3.54 \times 10^{-3}$
Modell 2:	$\varepsilon_{xf}^* = -4.52 \times 10^{-4}$	$\varepsilon_{xw}^* = -3.39 \times 10^{-3}$
Modell 3:	$\varepsilon_{xf}^* = -6.01 \times 10^{-4}$	$\varepsilon_{xw}^* = -4.01 \times 10^{-4}$

Stelle sei auf die Vernachlässigung der transversalen Schrumpfungen in den Stegen der Modelle 1 und 2 hingewiesen (vgl. I-Träger). Bei Kreuzstößen ist hingegen nach Deng et al. (2007) eine Vernachlässigung von transversalen Schrumpfungen und von Winkelverzügen nicht zulässig.

Weitere Unterschiede sind im Vergleich zur Berechnung des I-Trägers nicht vorhanden. Eine Lösung der Gleichungen (53), (54), (62) und (63) führt schlussendlich zu den gesuchten Kräften und Momenten. Eine Zusammenfassung der Ergebnisse am Modell der horizontalen Platte mit Versteifungen ist in Tabelle 8 abgebildet.

Tabelle 8: Zusammenfassung der Ergebnisse am Modell der horizontalen Platte mit Versteifungen.

		Modell 1		Modell 2		Modell 3	
		Flansch	Steg	Flansch	Steg	Flansch	Steg
Transversale Schrumpfung S in mm		0.16	vern.	0.215	vern.	0.25	0.165
Winkelverzug δ_x in rad		0.027	vern.	0.026	vern.	0.004	0.003
Transversale inhärente Verzerrung ε_y^* in –		-1.39×10^{-3}	vern.	-1.3×10^{-3}	vern.	-2.68×10^{-3}	-1.22×10^{-3}
Inhärente Krümmung κ_y^* in rad/mm		-5.4×10^{-4}	vern.	-3.47×10^{-4}	vern.	-8×10^{-5}	-4×10^{-5}
Äquivalente Kräfte in N	F_{xf}	-1.17×10^5		-1.31×10^5		-1.35×10^5	
	F_{yf}	-2.49×10^5		-1.49×10^5		-5.19×10^4	
	F_{xw}		-9.79×10^4		-7.05×10^4		-1.59×10^5
	F_{yw}		-2.2×10^5		-1.06×10^5		-3.71×10^4
Äquivalente Momente in N mm	M_{xf}	-5.68×10^5		-2.43×10^5		-1.12×10^4	
	M_{yf}	-1.14×10^5		-1.09×10^5		-1.68×10^4	
	M_{xw}		vern.		vern.		-2.99×10^4
	M_{yw}		vern.		vern.		-1.33×10^4

Legende:

vern. ... vernachlässigt

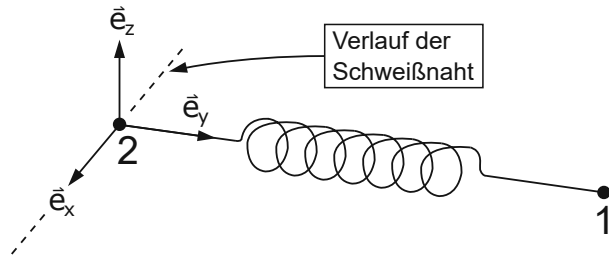


Bild 56: Schematische Darstellung eines Interface-Elements mit einem lokalen Koordinatensystem. Der Abstand zwischen den Knoten ist im Modell infinitesimal klein. Der Verlauf der Schweißnaht ist mit einer strichlierten Linie dargestellt. 1, 2... Knoten

A.2 Subroutine MPC am I-Träger

Dieser Anhang behandelt eine detaillierte Beschreibung zur Subroutine MPC am Simulationsbeispiel des I-Trägers (siehe Bild 27, S. 45). Es wurde bereits erwähnt, dass die Fallbeispiele des sequenziellen Schweißens eine Fixierung der Interface-Elemente mit MPCs erfordern. Diese Fixierung erfolgt entlang der zweiten Schweißnaht (vgl. Bild 27, S. 45) nach der Positionierung der Interface-Elemente.

In Interface-Elementen werden drei Verschiebungen und eine relative Rotation betrachtet (vgl. S. 34). Es sind daher pro Interface-Element insgesamt vier Freiheitsgrade wirksam, deren weiterer Einfluss auf die Simulation mit MPCs unterbunden wird. Aus einer Verwendung von lokalen Element-Koordinatensystemen (vgl. S. 61 bzw. siehe Bild 56) folgt in ABAQUS eine Anwendung von MPCs auf die ersten vier Freiheitsgrade von Interface-Elementen.

Die in der Subroutine MPC programmierten Freiheitsgrade beziehen sich üblicherweise auf das globale Koordinatensystem des Modells. Eine Koordinatentransformation der Interface-Knoten entlang der zweiten Schweißnaht ist aufgrund ihrer vorteilhaften Ausrichtung nicht notwendig. Dieser Umstand wird durch einen Vergleich der Bilder 27 (S. 45) und 56 verständlich. Die Achsen der lokalen Koordinatensysteme liegen parallel zu jenen des globalen Koordinatensystems.

Eine Fixierung der entlang der zweiten Schweißnaht aktiven Verschiebungen und Rotationen in Interface-Elementen führt zu den Beziehungen

$$\left. \begin{aligned} {}^1u_x = {}^2u_x &\Rightarrow f_1({}^1\mathbf{u}, {}^2\mathbf{u}) = {}^1u_x - {}^2u_x = 0 \\ {}^1u_y = {}^2u_y &\Rightarrow f_2({}^1\mathbf{u}, {}^2\mathbf{u}) = {}^1u_y - {}^2u_y = 0 \\ {}^1u_z = {}^2u_z &\Rightarrow f_3({}^1\mathbf{u}, {}^2\mathbf{u}) = {}^1u_z - {}^2u_z = 0 \\ {}^1\phi_z = {}^2\phi_z &\Rightarrow f_4({}^1\mathbf{u}, {}^2\mathbf{u}) = {}^1\phi_z - {}^2\phi_z = 0 \end{aligned} \right\}. \quad (70)$$

In Gleichung (70) enthält der Vektor \mathbf{u} die Knotenverschiebungen der betrachteten Interface-Elemente. Für den Verschiebungsvektor im ersten Knoten gilt daher ${}^1\mathbf{u} = ({}^1u_x, {}^1u_y, {}^1u_z, {}^1\phi_x)^T$ und für den Vektor des zweiten Knotens folgt ${}^2\mathbf{u} = ({}^2u_x, {}^2u_y, {}^2u_z, {}^2\phi_x)^T$.

