



TECHNISCHE  
UNIVERSITÄT  
WIEN  
Vienna | Austria



Diplomarbeit

# Numerische Untersuchungen von Schweißverzug und Schweißeigenspannungen

ausgeführt zum Zwecke der Erlangung des akademischen Grades eines  
Diplom-Ingenieurs

eingereicht an der Technischen Universität Wien, Fakultät für Maschinenwesen und  
Betriebswissenschaften

von

**Michael Kofler, B.Sc.**

Matr.Nr.: 01530633

unter der Leitung von

Associate Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. **Heinz Pettermann**

Institut für Leichtbau und Struktur-Biomechanik, E317  
Technische Universität Wien

Wien, im März 2023

---

## Eidesstattliche Erklärung

Ich erkläre an Eides statt, dass 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.

Wien, im März 2023

---

---

## Danksagung

Ich möchte mich beim Institut für Leichtbau und Struktur-Biomechanik für die Ermöglichung dieser Arbeit bedanken. Dabei möchte ich mich bei Herrn Associate Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Heinz Pettermann für den fachlichen Input und die Korrektur dieser Arbeit bedanken.

Weiters möchte ich mich bei der Firma Siemens Mobility Austria GmbH, für die ich im Rahmen dieser Diplomarbeit als Werkstudent beschäftigt war und bei meinem Vorgesetzten Herrn Dipl.-Ing. Michael Weiss bedanken.

Ein besonderer Dank geht an meine Ansprechperson, Herrn Dipl.-Ing. Dr.techn. Sergio Nogales Tenorio, der es schaffte, mir zutiefst komplex erscheinende Zusammenhänge in einfachen Worten zu erklären. Sein Vertrauen in meine Fähigkeiten erlaubte es mir, die Inhalte dieser Diplomarbeit selbstständig zu erarbeiten. Außerdem verdanke ich seinem mathematisch-logischem Denken und den zahlreichen Feedback-Schleifen die endgültige Gestalt dieser Diplomarbeit.

Ein weiterer Dank geht an meine Kollegen, Herrn Dipl.-Ing. Erwin Sindhuber und Herrn Dipl.-Ing. Konrad Cwierz, die mir durch ihr Fachwissen aus ihren inhaltlich ähnlichen Diplomarbeiten wertvolle Hilfe leisten konnten.

Schließlich möchte ich mich herzlich bei meinen Eltern bedanken, die mir mein Studium ermöglichen und immer an mich glauben.

# Kurzfassung

Schweißverfahren kommen in verschiedenen Industriebereichen wie z.B. dem Schiffbau, der Automobilindustrie oder dem Schienenfahrzeugbau vor, sind aber verbunden mit dem Auftreten von Schweißverzug und -eigenstressen. Diese können sich negativ auf die Festigkeit auswirken und den Zusammenbau erschweren. Eine Möglichkeit zur Vorhersage von Schweißverzug und -eigenstress ist die Anwendung einer thermoelastoplastischen (TEP) Simulation. In dieser Arbeit werden TEP Simulationen am Beispiel zweier weit verbreiteter Schweißverfahren eingesetzt: dem Metallschutzgasschweißen und dem Widerstandspunktschweißen. Für jedes Verfahren wird jeweils ein einfaches und ein komplexes Beispiel untersucht. Dabei werden die Einflüsse verschiedener Simulationsparameter ermittelt und die Ergebnisse mit Experimenten aus der Literatur verglichen. Beim komplexen Punktschweiß-Beispiel wird außerdem der Einfluss der Schweißreihenfolge untersucht.

# Abstract

Welding is a widely used manufacturing process in industries such as railway, automotive, and ship building. However, welding assemblies are associated with the occurrence of welding distortion and residual stresses, which can impact the assembly process and their structural strength. One way to predict welding distortion and residual stresses is the deployment of a thermoelastoplastic (TEP) analysis. In this thesis two common welding methods are considered: the gas metal arc welding and the resistance spot welding. For each method, one simple and one complex example is investigated using the TEP analysis. The influence of various simulation parameters is determined and the results are compared to experiments found in literature. Finally, the TEP is used to predict the influence of different spotweld sequences.

# Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>Einleitung</b>	<b>1</b>
1.1	Motivation . . . . .	1
1.2	Stand der Technik . . . . .	1
1.2.1	Materialanalyse . . . . .	2
1.2.2	Prozessanalyse . . . . .	2
1.2.3	Strukturanalyse . . . . .	2
1.3	Zielsetzung . . . . .	4
1.4	Aufbau der Arbeit . . . . .	4
<b>2</b>	<b>Grundlagen und Theorie</b>	<b>5</b>
2.1	Grundlagen Schweißen . . . . .	5
2.1.1	Grundlagen Metallschutzgasschweißen . . . . .	6
2.1.2	Grundlagen Widerstandspunktschweißen . . . . .	7
2.2	Schweißeigenstressen und -verzug . . . . .	8
2.2.1	Eigenstressen . . . . .	8
2.2.2	Schweißverzug . . . . .	11
2.3	Physikalische Grundlagen . . . . .	12
2.3.1	Temperaturfeldanalyse . . . . .	12
2.3.2	Strukturmechanische Analyse . . . . .	13
2.3.3	Metallurgisches Verhalten . . . . .	18
2.4	Theoretische Aspekte der Modellbildung und Simulation . . . . .	19
2.4.1	Modellierung der Wärmequelle . . . . .	20
2.4.2	Kontaktmodellierung . . . . .	23
2.4.3	Modellierung des Materialverhaltens . . . . .	24
2.4.4	Modellierung der Schweißnaht . . . . .	25
2.4.5	Methoden zur Lösung der Differentialgleichungen . . . . .	26
2.4.6	Methoden zur Lösung nicht-linearer Gleichungen . . . . .	28
2.4.7	Thermomechanische Kopplung . . . . .	29
<b>3</b>	<b>T-Stoß Schweißnaht</b>	<b>31</b>
3.1	Erklärung des Beispiels . . . . .	31
3.2	Modellbildung und Simulation . . . . .	32
3.2.1	Materialdaten . . . . .	32
3.2.2	FEM Vernetzung und Randbedingungen . . . . .	35

3.2.3	Kontakt . . . . .	38
3.2.4	Wärmequellenmodell . . . . .	38
3.2.5	Prozessablauf . . . . .	42
3.2.6	Simulation . . . . .	43
3.3	Ergebnisse und Validierung . . . . .	44
3.3.1	Ergebnis der Grundsimulation . . . . .	45
3.3.2	Vergleich verschiedener Vernetzungen . . . . .	48
3.3.3	Einfluss der Materialeigenschaften . . . . .	48
3.3.4	Einfluss des Verfestigungsmodells . . . . .	49
3.3.5	Einfluss des Wärmequellenmodells . . . . .	52
3.3.6	Einfluss des Wirkungsgrads . . . . .	54
3.3.7	Einfluss der thermomechanischen Kopplung . . . . .	55
3.3.8	Einfluss der Abkühlzeiten . . . . .	55
3.3.9	Zusammenfassung der Einflüsse . . . . .	56
3.3.10	Parameterfit . . . . .	57
<b>4</b>	<b>Versteifte Platte</b>	<b>59</b>
4.1	Erklärung des Beispiels . . . . .	59
4.2	Modellbildung und Simulation . . . . .	61
4.2.1	Materialdaten . . . . .	61
4.2.2	FEM-Vernetzung und Randbedingungen . . . . .	61
4.2.3	Kontakt . . . . .	63
4.2.4	Wärmequellenmodell . . . . .	64
4.2.5	Prozessablauf . . . . .	65
4.2.6	Simulation . . . . .	65
4.3	Ergebnisse . . . . .	66
4.3.1	Verschiebung . . . . .	66
4.3.2	Temperatur . . . . .	69
4.3.3	Spannung . . . . .	70
4.3.4	Plastische Dehnungen . . . . .	72
4.3.5	Weitere Aspekte . . . . .	72
<b>5</b>	<b>Punktschweißung</b>	<b>74</b>
5.1	Erklärung des Beispiels . . . . .	74
5.2	Modellierung und Simulation . . . . .	75
5.2.1	Materialdaten . . . . .	75
5.2.2	FEM-Vernetzung und Randbedingungen . . . . .	75
5.2.3	Kontakt . . . . .	78
5.2.4	Wärmequellenmodell . . . . .	78
5.2.5	Prozessablauf . . . . .	78
5.2.6	Simulation . . . . .	79

5.3	Ergebnisse . . . . .	80
5.3.1	Ergebnis der Simulation mit der Volumenmodellierung . . . . .	80
5.3.2	Ergebnis der Simulation mit der Schalenmodellierung . . . . .	84
<b>6</b>	<b>Platte mit punktgeschweißten Profilen</b>	<b>86</b>
6.1	Erklärung des Beispiels . . . . .	86
6.2	Modellbildung und Simulation . . . . .	88
6.2.1	Materialdaten . . . . .	88
6.2.2	FEM-Vernetzung und Randbedingungen . . . . .	89
6.2.3	Kontakt . . . . .	91
6.2.4	Wärmequellenmodell . . . . .	92
6.2.5	Prozessablauf . . . . .	93
6.2.6	Simulation . . . . .	94
6.3	Ergebnisse . . . . .	95
6.3.1	Vergleich der beiden Reihenfolgen . . . . .	95
6.3.2	Verschiebung . . . . .	97
6.3.3	Verformung des Querschnitts . . . . .	98
<b>7</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>101</b>
7.1	Zusammenfassung . . . . .	101
7.2	Ausblick . . . . .	101

## Notation

Die in dieser Arbeit verwendete mathematische Notation soll hier beschrieben werden.

- skalar:  $p, T, V$
- vektor:  $\vec{x}, \vec{u}, \vec{v}$
- Tensor zweiter Stufe:  $\underline{\sigma}, \underline{\varepsilon}$
- Tensor vierter Stufe:  $\underline{\underline{E}}$

# 1 Einleitung

In diesem einleitenden Kapitel wird zu Beginn die Relevanz von Schweißsimulationen und deren aktueller Stand der Technik erklärt. Anschließend wird das Ziel sowie der Aufbau dieser Arbeit beschrieben.

## 1.1 Motivation

Schweißverfahren kommen in verschiedenen Industriebereichen wie z.B. dem Schiffbau, der Automobilindustrie oder dem Schienenfahrzeugbau, aufgrund ihrer geringen Kosten und ihrer hohen Verbindungsfestigkeit zum Einsatz. Obwohl sich die verschiedenen Arten von Schweißverfahren, wie beispielsweise Schutzgasschweißen, Widerstandspunktschweißen oder Rührreischweißen, teils stark unterscheiden, ist das zugrunde liegende Prinzip der Verbindung bei allen Verfahren das selbe. Lokales Aufschmelzen führt zu einer stofflichen Verbindung von zwei oder mehreren zu fügenden Bauteilen. Allerdings entstehen dadurch hohe Temperaturgradienten und somit unterschiedliche Abkühlgeschwindigkeiten, was wiederum zu Verformungen (Verzügen) und Eigenspannungen führt.

Verzüge sind unerwünscht, da diese die Einhaltung von Passungen und Toleranzen beim Zusammenbau erschweren und teilweise das optische Erscheinungsbild verschlechtern. Zum Ausgleich müssen oft aufwendige Nacharbeiten durchgeführt werden.

Außerdem entstehen beim Schweißen Schweißspannungen, die einen Einfluss auf die Festigkeit der Bauteile und Baugruppen haben können und unter Umständen bei der Auslegung und Konstruktion berücksichtigt werden müssen.

Durch die Vorhersage von Schweißverzügen und -eigenspannungen soll die Nacharbeit reduziert und die Festigkeitsanalyse verbessert werden.

## 1.2 Stand der Technik

Die Untersuchung von Schweißverfahren ist sehr komplex, da verschiedene physikalische Phänomene auftreten. Der Schweißvorgang kann in Anlehnung an Radaj [70] und Karlsson [44] in drei Bereiche unterteilt werden, die das physikalische Verhalten auf unterschiedlichen Größenskalen beschreiben: der Analyse des Materialverhaltens auf mikroskopischer Ebene, der Prozessanalyse auf makroskopischer, *lokaler* Bauteilebene und der Strukturanalyse auf makroskopischer, *globaler* Bauteilebene. Für jeden dieser Bereiche wurden im Laufe der Zeit verschiedene Methoden entwickelt, von denen im nächsten Abschnitt, ohne Anspruch auf Vollständigkeit, einige erklärt werden.

### 1.2.1 Materialanalyse

Die bei einem Schweißvorgang auftretenden hohen Temperaturen führen beim Schweißen von metallischen Legierungen zu wärmebedingten Materialumwandlungen in der Nähe der Schweißstelle. Thiessen [82] beschrieb diese mikroskopischen Vorgänge in Bezug auf Stahl sehr detailliert in seiner Dissertation.

Ferro et al. [32] und Deng et al. [21] verwendeten generalisiertere Gleichungen für die Phasenumwandlungen, nämlich die Gleichung nach Koistinen-Marburger [46] und das Johnson-Mehl-Avrami-Kolmogorov Modell [28]. Dadurch konnten sie zeigen, dass die Berücksichtigung von Phasenumwandlungen einen hohen Einfluss auf die Schweißspannungen hat. Außerdem zeigte Deng [18], dass Phasenumwandlungen speziell bei Stählen mit hohem Kohlenstoffgehalt einen großen Einfluss auf die Verformung haben. Neuere Veröffentlichungen nutzten die Monte Carlo Methode [3], um die Kinetik der Erstarrung und das Kornwachstum zu modellieren. Dabei wird die kristallographische Orientierung durch stochastische Methoden auf diskrete Gitterpunkte abgebildet. Die Monte Carlo Methode wurde z.B. von Wei et al. [89] genutzt, um das Kristallwachstum während eines Laser-Tiefschweißvorgangs (engl. *keyhole laser welding*) zu modellieren. Jiang et al. [43] berücksichtigten sehr detailliert den kompletten Erstarrungsprozess.

### 1.2.2 Prozessanalyse

Bei der Prozessanalyse liegt das Augenmerk auf einer makroskopischen, lokalen Beschreibung des Schweißprozesses. Die vorherrschenden physikalischen Effekte sind je nach Schweißverfahren elektromagnetische, tribologische und/oder strömungsmechanische Effekte.

Das Ziel der Prozessanalyse ist Beschreibung der Vorgänge im Schmelzbad. So untersuchten z.B. Faraji et al. [30] die Auswirkungen verschiedener Schweißparameter auf die Form des Schmelzbads im zweidimensionalen Querschnitt unter Berücksichtigung elektromagnetischer und strömungsmechanischer Effekte im Schmelzbad. Diese Überlegungen wurden in [31] auf den dreidimensionalen Raum übertragen, wobei durch die Berücksichtigung der Strömungsvorgänge auch das Verschweißen von unterschiedlichen Materialien untersucht werden kann.

### 1.2.3 Strukturanalyse

Eine weitere Möglichkeit ist die Beschreibung von Schweißvorgängen auf globaler Bauteilebene. Auf dieser Skala sind die Vorgänge im Schmelzbad von geringerem Interesse und werden in Form einer makroskopischen Wärmequelle modelliert.

Anfang des 20. Jahrhunderts wurden bereits analytische Überlegungen zur Temperaturverteilung einer Blindnahtschweißung auf einer ebenen Platte durchgeführt. Rosenthal [72, 73] untersuchte beispielsweise einen Lichtbogenschweißvorgang und nimmt dabei eine punktförmige, sich mit konstanter Geschwindigkeit bewegende Wärmequelle an. Diese Lösung ist allerdings nur für entweder sehr dünne oder sehr dicke Platten gültig [37, 76].

Außerdem ist Rosenthals Lösung nur für Blindnähte anwendbar. Deshalb entwickelten Jeong und Cho [42] sowie Nasiri und Enzinger [58] analytische Lösungen zur Berechnung von Kehlnähten.

Mit der steigenden Rechenleistung in den letzten Jahrzehnten konnten analytische Betrachtungen durch numerische ersetzt bzw. erweitert werden. Pittner et al. [66] nutzten z.B. neuronale Netze und Experimente um eine Erweiterung Rosenthals analytischer Lösung zu kalibrieren.

Durch die Entwicklung der Finite-Elemente-Methode (FEM) in den 1960er Jahren konnten außerdem die einfachen geometrischen Formen, wie Punkte und Linien, die in den analytischen Lösungen bisher zur Beschreibung der Wärmequelle verwendet wurden, durch komplexere Wärmequellenmodell ersetzt werden.

1984 stellte Goldak [36] z.B. ein Wärmequellenmodell vor, das die Vorgänge im Schmelzbad makroskopisch abbildet. In diesem Modell wird die bei einem Schweißvorgang eingebrachte Wärme durch eine Gauß-verteilte Wärmestromdichte im Bereich eines Doppel ellipsoid-förmigen Volumen beschrieben.

Zur Bestimmung der aus der ungleichmäßig eingebrachten Wärme resultierenden Schweißverzügen und -eigenspannungen, wurden in den 1970er Jahren zwei auf der FEM basierenden Methoden entwickelt: die thermoelastoplastischen (TEP) und die elastischen Methoden.

### Thermoelastoplastische Methoden

Unter einer TEP Simulationen versteht man eine Struktursimulationen, bei der eine thermische Simulation in Kombination mit einer elastoplastischen (mechanischen) Simulation durchgeführt wird. Die thermische und die mechanische Simulation können dabei entweder gekoppelt oder entkoppelt voneinander betrachtet werden.

Anfang der 1970er Jahre stellten beispielsweise Ueda und Yamakawa [86] eine zweidimensionale TEP Simulation unter Berücksichtigung von temperaturabhängigen Materialparametern vor. Anfang der 2000er Jahre wurden dreidimensionale TEP Simulationen vorgestellt, wie z.B. [29]. Schenk [76] gab einen guten Überblick über den Stand der TEP Simulationen in der Literatur. Er kam zum Schluss, dass Effekte wie Verfestigungsmechanismen und das viskoelastische Verhalten der Materialien bei hohen Temperaturen in der Literatur nur teilweise berücksichtigt werden. Es gibt zwar keine physikalische Begründung für die Vernachlässigung dieser Phänomene. Es können aber trotz der Vernachlässigung gute Ergebnisse erzielt werden, vor allem wenn Tendenzen von Interesse sind.

Eine mögliche Erweiterung der TEP Simulationen, ist die Kopplung mit metallurgischen Modellen. Thiessen [82] stellte z.B. ein Multiskalenmodell vor, das eine TEP-Simulation und eine Mikrostruktursimulation durch eine *dual-mesh strategy* koppelt.

### Elastische Methoden

Da elastoplastische Simulationen sehr rechenintensiv sein können, gibt es auch Bestrebungen, vereinfachte Methoden zur Berechnung von Schweißverzug und -eigenspannungen zu entwickeln. Es gibt eine Reihe von Methoden, die zur Gruppe der *elastischen Methoden* zusammengefasst werden können.

Der prominenteste Vertreter dieser elastischen Methoden ist die *Inherent Strain Method* (ISM) [39]. Das Prinzip der inheränten Dehnungen (engl. *inherent strains*) wurde 1975 von Ueda et al.

[85] vorgestellt und von zahlreichen Autoren zur Vorhersage von Schweißverzug verwendet. Eine sehr limitierte Auswahl an Beispielen und daher ohne Anspruch auf Vollständigkeit sind [54], [20] und [57]. Der Grundgedanke der Methode der inhärenten Dehnungen beruht darauf, dass der Schweißverzug und die Schweißelastizitäten durch plastische Dehnungen entstehen. Diese *inhärenten* plastischen Dehnungen werden aus einfachen Experimenten oder TEP Simulationen ermittelt und in einer *elastischen* Simulation auf komplexere Bauteile aufgebracht.

Eine Erweiterung der inhärenten Dehnungen sind die inhärenten *Deformationen*, die durch eine Integration der inhärenten Dehnungen über den Bauteilquerschnitt eine Mittelung ergeben und so die Anzahl der Parameter, die zur Beschreibung der Verschiebung notwendig sind, reduzieren. Mit dieser Methode ist es allerdings nur möglich den Verzug zu bestimmen, nicht die Eigenspannungen. Wang, Ma und Murakawa [88] geben einen sehr guten Überblick über die elastischen Methoden, allerdings mit Fokus auf das Phänomen des Beulens bei versteiften Platten.

### 1.3 Zielsetzung

In dieser Arbeit sollen Schweißverzug und -eigenspannungen von großen Strukturen untersucht werden. Der Fokus liegt dabei auf der Beschreibung der Schweißvorgänge auf einer makroskopischen Skala. Das heißt mikroskopische Vorgänge wie z.B. Gefügeänderungen des Materials oder Strömungsvorgänge im Schweißbad sollen vernachlässigt werden. Die in dieser Arbeit vorgestellte Methodik soll am Beispiel von Stahl untersucht werden. Allerdings sollten durch geringfügige Modifikationen auch andere Metalle wie bspw. Aluminium oder Titan betrachtet werden können.

### 1.4 Aufbau der Arbeit

Schweißverzug und -eigenspannungen werden anhand von vier Beispielen untersucht. Dabei werden zwei verschiedene Schweißarten betrachtet, das Schutzgasschweißen und das Widerstandspunktschweißen, wobei jeweils ein einfaches und ein komplexeres Bauteil betrachtet wird.

In Kapitel 2 werden relevante theoretische Grundlagen präsentiert. Darin werden die beiden verwendeten Schweißverfahren und die Hintergründe von Schweißelastizitäten und -verzug beschrieben. Außerdem werden die relevanten physikalischen Grundlagen sowie theoretische Aspekte der TEP Modellbildung und Simulation erläutert. Anschließend wird die TEP Simulation in Kapitel 3 zur Simulation eines einfachen, beidseitig geschweißten T-Stoß verwendet. Darauf aufbauend wird in Kapitel 4 ein komplexeres Bauteil mit mehreren Schweißnähten analysiert. In den Kapiteln 5 und 6 wird die TEP Simulation zur Analyse von Punktschweißvorgängen genutzt. Dabei wird, analog zu den Schutzgasschweißbeispielen, zuerst ein einfacher Punktschweißvorgang in Kapitel 5 und dann eine komplexere Baugruppe in Kapitel 6 numerisch untersucht. Alle Beispiele, bis auf die komplexe Punktschweißbaugruppe, sind Nachbildungen von experimentellen Beispielen aus der Literatur, was eine gute Validierung ermöglicht.

## 2 Grundlagen und Theorie

In diesem Kapitel wird das Fügeverfahren Schweißen und die beiden Schweißverfahren, die in dieser Arbeit vorkommen, nämlich das Schutzgasschweißen und das Widerstandspunktschweißen, kurz beschrieben. Anschließend wird die Ursache von Schweißverzug und -eigenstressungen allgemein erklärt, die zugrunde liegenden physikalischen Zusammenhänge erläutert und auf die Grundlagen der Schweißmodellierung eingegangen.

### 2.1 Grundlagen Schweißen

Das Schweißen gehört nach DIN 8580 zur Gruppe der Fügeverfahren zur stoffschlüssigen und unlösbaren Verbindung von Bauteilen [33, Seite 115]. Schweißverfahren können, wie in Abbildung 2.1 dargestellt, in drei Gruppen unterteilt werden: Schmelzschweißverfahren, Pressschweißverfahren und Kaltpressschweißen. Sie unterscheiden sich durch die Ursache der Schweißverbindung. Beim Schmelzschweißverfahren entsteht die Verbindung durch das Aufschmelzen des Werkstoffs durch direkte Wärmeeinbringung. Beispiele dafür sind das Gasschweißen, bei dem die Wärme durch eine Gasflamme aufgebracht wird oder das Lichtbogenschweißen, bei dem die Wärme durch einen Lichtbogen entsteht. Zur Gruppe der Lichtbogenschweißverfahren gehört z.B. das Metallschutzgasschweißen.

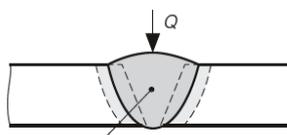
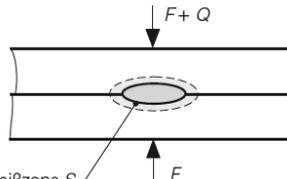
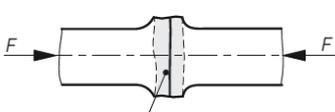
Schmelzschweißverfahren	Pressschweißverfahren	Kaltpressschweißen
z. B. Gasschweißen Lichtbogenschweißen Schutzgasschweißen 	z. B. Widerstandspunktschweißen 	z. B. Sprengschweißen (Reibschweißen, dynamische Verfahren) 
Die Schweißverbindung kommt zustande durch die Wirkung von:		
<b>Wärme Q</b> z. B. Gasflamme Lichtbogen Elektronenstrahl Lichtstrahl, z. B. Laser	<b>Wärme Q und Kraft F</b> z. B. Stromwärme Reibung	<b>Kraft F</b> z. B. Statischer oder dynamischer Druck, Reibung (oszillierende oder rotierende Relativbewegung und statischer Druck)
Die Schweißzone S ist der örtlich begrenzte Bereich, in dem der Werkstoff während des Schweißens in einen plastisch leicht verformbaren (☉) und (oder) flüssigen Zustand (☉) gebracht wird.		

Abb. 2.1: Einteilung der Schweißverfahren, aus [33, Seite 117]

Pressschweißverfahren zeichnen sich dadurch aus, dass zusätzlich zur Wärme auch eine Kraft aufgebracht wird. Das Widerstandspunktschweißen gehört beispielsweise zu den Pressschweißverfahren.

Beim Kaltpressschweißen hingegen entsteht die Wärme indirekt durch das Einwirken einer Kraft und einer entsprechenden Relativbewegung. Dazu gehört beispielsweise das Rührreibschweißen (engl. *friction stir welding*), bei dem die Wärme durch ein rotierendes, verschleißfestes Werkzeug eingebracht wird.

Die Verfahren Metallschutzgasschweißen und Widerstandspunktschweißen werden folglich näher erklärt, da diese in den in dieser Arbeit untersuchten Beispielen verwendet werden. Die meisten Informationen bezüglich Metallschutzgasschweißen stammen aus [33, Seite 165 - Seite 169] bzw. bezüglich Widerstandspunktschweißen aus [33, Seite 190 - Seite 197]. Zusätzliche ergänzende Quellen werden gesondert angegeben.

### 2.1.1 Grundlagen Metallschutzgasschweißen

Das Metallschutzgasschweißen (MSG-Schweißen) gehört zur Gruppe der Lichtbogenhandschweißverfahren, die eine Untergruppe der Schmelzschweißverfahren darstellt. Abbildung 2.2 zeigt das Verfahrensprinzip des MSG-Schweißens. Wesentlich für das Lichtbogenschweißen ist, dass die Wärme durch einen Lichtbogen (Abbildung 2.2, 5), der sich zwischen der Elektrode (1) und den Fügeteilen (6) bildet, entsteht.

Während dem Schweißprozess entsteht ein Schmelzbad (engl. *weld pool*, 7), das aus dem Grundmaterial (engl. *base material*) und einem Schweißzusatzwerkstoff (engl. *filler material*) besteht. Der Schweißzusatzwerkstoff ist notwendig, um die Desoxidationsfähigkeit der Grundmaterials zu verbessern und so die Entstehung von Poren zu reduzieren. Bei den MSG-Schweißverfahren

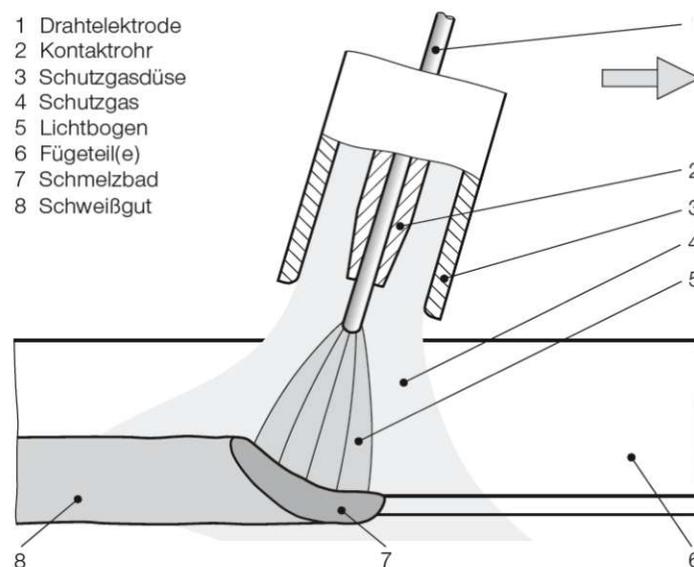


Abb. 2.2: Verfahrensprinzip des Metallschutzgasschweißens, aus [33, Seite 165]

übernimmt die Drahtelektrode die Funktion des Schweißzusatzwerkstoffs, indem sie verbraucht und aufgetragen wird [23, Seite 61]. Durch das Erstarren dieses Schmelzbads entsteht eine stoffliche Verbindung zwischen den zu fügenden Teilen.

Kennzeichnend für Schutzgasverfahren ist das Schutzgas, das dazu verwendet wird, chemische Reaktionen mit der Umgebungsluft zu vermeiden. Dabei soll vor allem die Aufnahme von Stickstoff und anderen Gasen vermieden werden, das die Eigenschaften des Werkstoffs, insbesondere die Zähigkeit, vermindert.

Je nach verwendetem Schutzgas unterscheidet man zwischen Metall-Inertgasschweißen (MIG-Schweißen) und Metall-Aktivgasschweißen (MAG-Schweißen). Als Inertgas wird häufig Argon oder Helium verwendet, während als Aktivgas häufig Kohlendioxid verwendet wird.

Die Wahl des Schutzgases hängt vom Material des zu schweißenden Werkstücks ab und hat einen Einfluss auf den Lichtbogen sowie auf das Abschmelzen der Elektrode. MAG-Schweißen wird tendenziell für niedriglegierten Stahl verwendet, während MIG Schweißen eher bei Nichteisenmetallen wie Aluminium, Kupfer, Magnesium oder Titan verwendet wird.

### 2.1.2 Grundlagen Widerstandspunktschweißen

Das Widerstandspunktschweißen gehört zur Gruppe der Pressschweißverfahren und wird typischerweise zum Verschweißen von Blechen verwendet. Während des Schweißvorgangs werden zwei oder mehrere Bleche übereinander gelegt und durch zwei Elektroden aneinandergedrückt, wie in Abbildung 2.3 gezeigt. Anschließend wird eine Spannung zwischen den Elektroden angelegt,

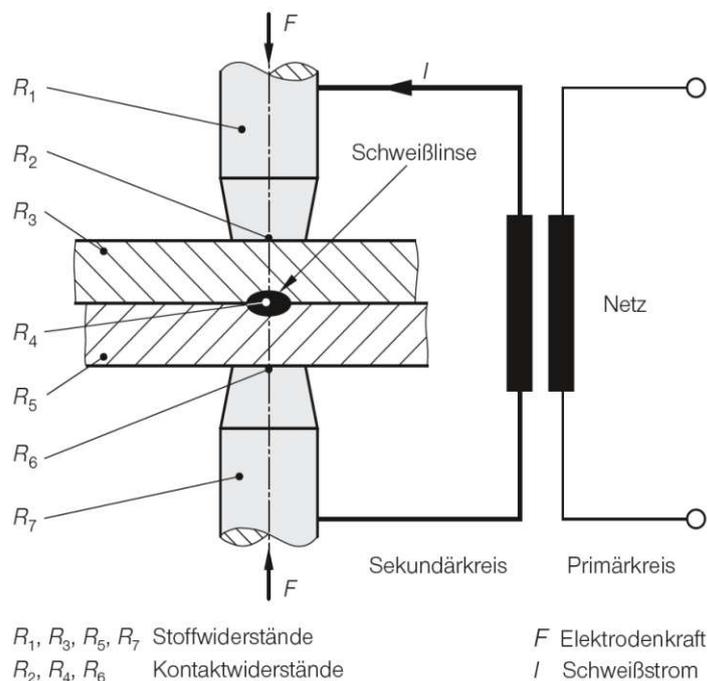


Abb. 2.3: Verfahrensprinzip des Widerstandspunktschweißens, aus [33, Seite 191]

wodurch ein Strom fließt, was wiederum zur Folge hat, dass sich die Bauteile gemäß dem ersten Jouleschen Gesetz,

$$Q = I^2 R t \quad , \quad (2.1)$$

erwärmen. Die eingebrachte Wärme  $Q$  ist somit proportional zum Quadrat des Stroms  $I$ , dem Gesamtwiderstand  $R$  und der Zeit  $t$ . Die entstehende Joulesche Wärme bringt das Material in der Schweißlinse (engl. *weld nugget*) zum Schmelzen und führt somit zu einer stofflichen Verbindung. Der Gesamtwiderstand,

$$R = \sum_i R_i \quad , \quad (2.2)$$

besteht aus einer Summe von Einzelwiderständen.

Abbildung 2.3 zeigt beispielhaft die Stoffwiderstände  $R_1, R_3, R_5$  und  $R_7$  sowie die Kontaktwiderstände  $R_2, R_4$  und  $R_6$ . Es können auch mehrere Bleche miteinander verschweißt werden, was die Anzahl an Widerständen erhöht.

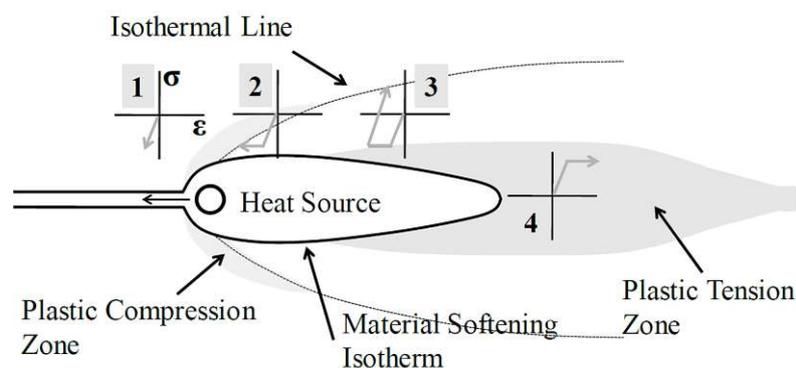
## 2.2 Schweißspannungen und -verzug

Schweißverfahren im Allgemeinen haben gemeinsam, dass viel Wärme auf einen kleinen Bereich aufgebracht wird und so hohe Temperaturen und Temperaturgradienten entstehen. Diese inhomogenen Verteilungen führen erstens dazu, dass das Material bereits beim Erwärmen lokal plastifiziert und zweitens dazu, dass beim Abkühlen unterschiedliche thermische Dehnungen auftreten und deshalb Eigenspannungen entstehen [48].

### 2.2.1 Eigenspannungen

Als Eigenspannungen werden dabei diejenigen Spannungen bezeichnet, die in einem Bauteil ohne das Einwirken von äußeren Kräften auftreten.

Abbildung 2.4 zeigt qualitativ die Temperaturverteilung, die Zonen plastischer Verformung und die dabei auftretenden Spannungen während eines beispielhaften Schweißvorgangs. Einfachheitshalber



**Abb. 2.4:** Temperaturverteilung, Spannungsverlauf und Zonen plastischer Verformung während eines beispielhaften Schweißvorgangs, aus [76] nach [69]

wird ideal plastisches Materialverhalten angenommen.

Der Bereich, der vor der Wärmequelle liegt, wird plastisch komprimiert, da sich das Material durch die erhöhte Temperatur versucht auszudehnen, aber vom umliegenden weniger erwärmten Material beschränkt wird (Stelle 1 und 2 in Abbildung 2.4). Im Bereich seitlich hinter der Wärmequelle (Stelle 3) versucht sich das Material aufgrund der Abkühlung zusammenzuziehen. Das umliegende, weniger erwärmte Material verhindert diese Schrumpfung und es entstehen Zugspannungen.

Der zunächst spannungsfreie Zustand direkt hinter der Wärmequelle (Stelle 4) resultiert daraus, dass die Druckspannungen durch den Schmelzvorgang abgebaut werden und das Material somit beim Abkühlen von einem spannungsfreien Zustand aus startet.

### Drei-Balken-Modell

Zum besseren Verständnis der entstehenden Eigenspannungen hat sich das Drei-Balken-Modell bewährt. Dabei werden drei Balken an jeweils beiden Enden starr miteinander verbunden, wie in Abbildung 2.5 rechts oben dargestellt. Danach wird der mittlere Balken zuerst erhitzt und anschließend wieder abgekühlt. Der mittlere Balken soll damit die Schweißnaht bzw. das Material in der Wärmeeinflusszone darstellen und die äußeren Balken das umliegende Material, dessen Temperatur sich während des Schweißvorgangs weniger stark ändert.

Der mittlere Balken versucht sich aufgrund der eingebrachten Wärme auszudehnen. Der mittlere Balken kann sich aufgrund der starren Verbindung mit den nicht erwärmten äußeren Balken nicht frei ausdehnen und es entstehen Spannungen. Trägt man zu jedem Zeitpunkt diese im mittleren Balken auftretende Spannung und die im mittleren Balken herrschende Temperatur gegeneinander in ein Diagramm auf, entstehen die Kurven, die in Abbildung 2.5 dargestellt sind.

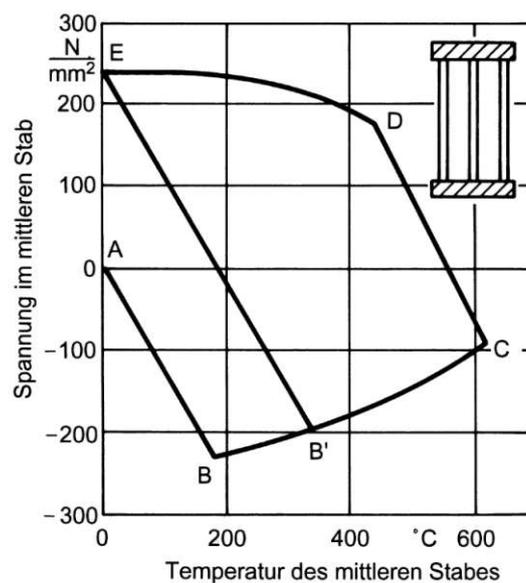


Abb. 2.5: Dreibalkenmodell mit dargestellter Spannung und Temperatur im mittleren Stab, aus [24, Seite 64]

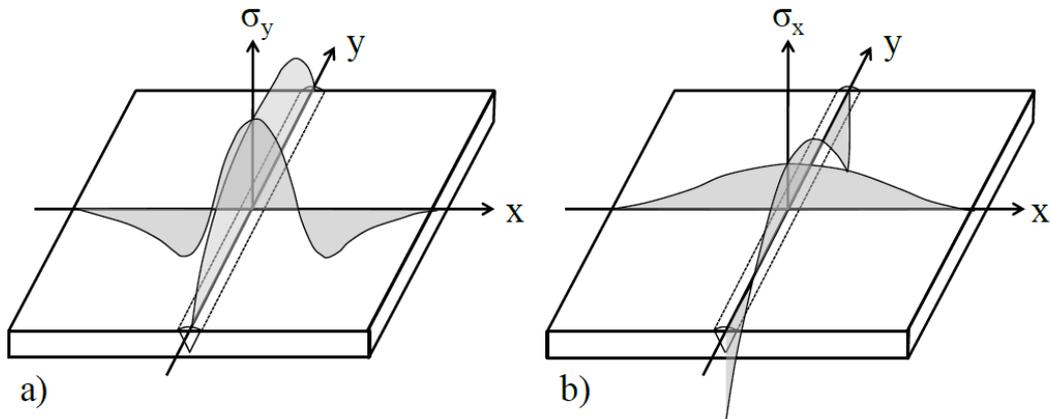
Die Gestalt dieser Kurven hängt von den Annahmen bezüglich des Materialverhaltens ab. In diesem Fall wird elastoplastisches Materialverhalten mit einer temperaturabhängigen Fließspannung angenommen. Der Zustand nach dem Abkühlen ist abhängig von der jeweils maximal erreichten Temperatur. Wird der mittlere Stab beispielsweise nur soweit erhitzt, dass die maximal auftretende Spannung unterhalb der Streckgrenze liegt, so wird das Material nicht plastisch verformt und beim Abkühlen wird wieder der Ausgangszustand erreicht. Dieser Fall entspricht in Abbildung 2.5 dem Weg von Punkt A, dem Ausgangspunkt, bis maximal Punkt B und wieder zurück nach Punkt A. Die Temperatur wird nicht weiter erhöht und somit entspricht Punkt B dem Punkt, an dem in diesem Fall die maximale Temperatur sowie die maximale Spannung erreicht wird.

Wird die Temperatur allerdings so weit erhöht, dass die Streckgrenze überschritten wird, wird das Material plastisch verformt. Diese plastischen Dehnungen bleiben nach dem Abkühlen bestehen und werden teilweise durch elastische Dehnungen und somit Eigenspannungen ausgeglichen. Teilweise deshalb, da die gesamte Dehnung des mittleren Balken nicht vollständig durch die äußeren Balken verhindert wird.

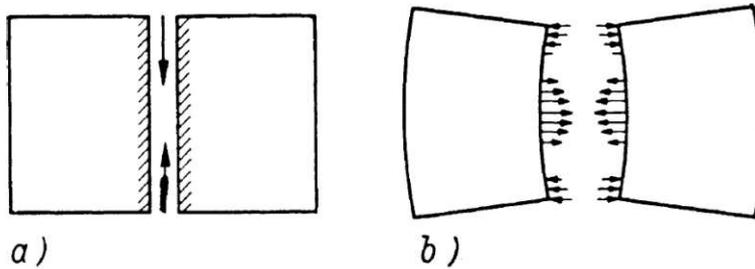
In Abbildung 2.5 ist das weitere Erhitzen, nach dem Erreichen der Streckgrenze im mittleren Balken, durch die Zustandsänderung von Punkt B nach Punkt B' dargestellt. Die Spannung zum Zeitpunkt B' ist niedriger als die zum Zeitpunkt B, da die Streckgrenze im Allgemeinen mit höherer Temperatur sinkt [2]. Beim Abkühlen von Punkt B' wird der spannungsfreie Zustand bereits bei einer höheren Temperatur als der Ausgangstemperatur erreicht. Wird weiter abgekühlt entstehen folglich Zugeigenspannungen, da sich das Material weiter zusammenzieht. Wird auf noch höhere Temperaturen erhitzt als B', beispielsweise bis zum Punkt C, wird das Material auch beim Zusammenziehen plastisch verformt. Die maximal entstehenden Eigenspannungen sind also limitiert durch die Streckgrenze.

Damit alle Balken im mechanischen Gleichgewicht sind, müssen die beiden äußeren Balken die Zugspannungen des Mittelbalkens durch Druckeigenspannungen ausgleichen.

Mithilfe des 3-Balken-Modell können die Längsspannungen einer Stumpfnah auf einer Platte, wie sie in Abbildung 2.6a dargestellt sind, gut erklärt werden. Die Schweißnaht entspricht dabei, wie bereits erwähnt, dem mittleren Balken, der erhitzt wird. Die beiden äußeren Balken entsprechen dem Material links und rechts von der Schweißnaht, die die Zugspannungen durch Druckspannungen ausgleichen. Somit entsteht ein Kräftegleichgewicht über den Plattenquerschnitt in Längsrichtung. Abbildung 2.6 zeigt neben den Längsspannungen auch die entstehenden Querspannungen, die auch eine Folge der Komprimierung des Schweißmaterials und des Materials in der Wärmeeinflusszone sind. Diese Querspannungen lassen sich erklären, indem die Platte gedanklich in der Mitte getrennt wird, wie in Abbildung 2.7a dargestellt. Durch diese Trennung kann sich das Material quer zur Schweißnaht frei bewegen. Es würde sich ein Verformungszustand wie in Abbildung 2.7b dargestellt einstellen, da die Zugeigenspannungen in der Nähe der Schweißnaht eine Komprimierung bewirken und die zum Ausgleich notwendigen Druckeigenspannungen weiter entfernt von der Schweißnaht eine Expansion bewirken. Es entsteht folglich ein Klaffen in der Mitte der Schweißnaht in Querrichtung.



**Abb. 2.6:** Längs- (links) und Quereigenspannungen (rechts) in jeweils Längs- und Querrichtung einer einfach geschweißten Stumpfnah, aus [76] nach [71]



**Abb. 2.7:** Erklärung der Entstehung der Querspannungen durch gedankliches Trennen der Platte in zwei Hälften durch die Schweißnaht, modifiziert aus [24, Seite 66]

In der Realität ist die Platte verbunden, wodurch Spannungen notwendig sind, die in Abbildung 2.7b durch die Pfeile dargestellt sind, um die beiden gedanklichen Plattenhälften in Kontakt zu halten [24, Seite 66].

### 2.2.2 Schweißverzug

Beim Schweißen treten im Allgemeinen Eigenspannungen immer in Kombination mit Verformungen auf, verhalten sich aber umgekehrt proportional zueinander [24, Seite 74]. D.h. je höher die Verformung eines Bauteils ist, desto niedriger sind tendenziell die auftretenden Eigenspannungen. Welches der beiden Phänomene überwiegt hängt primär von der Steifigkeit der Gesamtkonstruktion und der Bauteile selbst sowie dem Grad der Einspannung ab. Bei der Konstruktion von Schweißbaugruppen muss generell entschieden werden, ob auf Eigenspannungen oder Verzug optimiert werden soll.

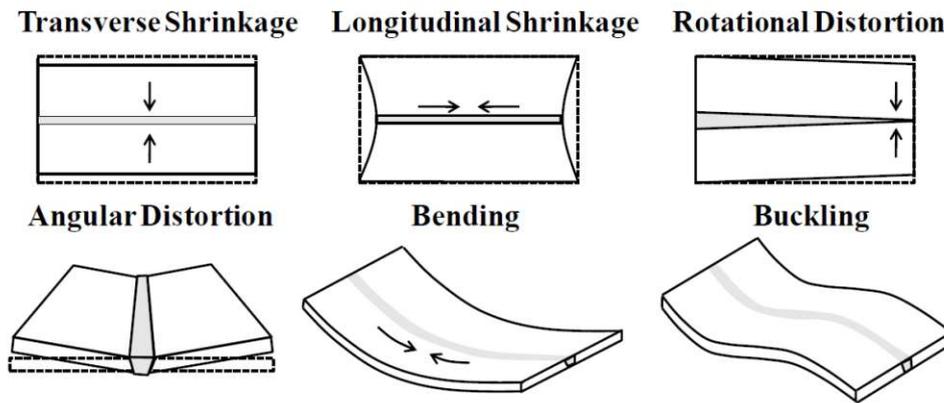


Abb. 2.8: Arten von Schweißverzug, aus [76] nach [55]

Die Verformungen, die beim Schweißen auftreten, werden auch als Schweißverzug bezeichnet und lassen sich, wie in Abbildung 2.8 dargestellt, in sechs Arten unterteilen [76]:

- transversale Schrumpfung (engl. *transverse shrinkage*)
- Längsschrumpfung (engl. *longitudinal shrinkage*)
- Drehverzug (engl. *rotational distortion*)
- Winkelverzug (engl. *angular distortion*)
- Biegung (engl. *bending*)
- Verwölben (engl. *buckling*)

Letztere Verformungsart, die in Abbildung 2.8 als *buckling* bezeichnet wird, beschreibt in diesem Zusammenhang keinen plötzlichen Verlust der Stabilität.

## 2.3 Physikalische Grundlagen

In dieser Arbeit wird eine thermoelastoplastische Simulation angewendet, um Schweißverzug und -eigenspannungen zu berechnen. Deshalb soll im folgenden Abschnitt ein kurzer Überblick über die, speziell für Metalle relevanten und gültigen, physikalischen Grundlagen gegeben werden. Es wird zuerst das thermische, dann das mechanische und schließlich das metallurgische Verhalten beschrieben.

### 2.3.1 Temperaturfeldanalyse

Das Temperaturfeld  $T$  wird durch das Lösen der thermischen Energiegleichung [4, Seite 121],

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (\lambda \nabla T) + \dot{q} \quad , \quad (2.3)$$

bestimmt. Die darin auftretenden Größen sind die Massendichte  $\rho$ , die spezifische Wärmekapazität  $c$  die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  und die Zeit  $t$ . Werden die Materialeigenschaften Dichte, spezifische Wärmekapazität und Wärmeleitfähigkeit als temperaturabhängig angenommen, wird Gleichung (2.3) zu einer nichtlinearen Differentialgleichung.

Die Wärmestromdichte  $\dot{q}$  muss für die Lösung der Differentialgleichung (2.3) bekannt sein, weshalb verschiedene Wärmequellenmodelle entwickelt wurden, um die Wärme, die durch einen Schweißvorgang in ein Bauteil eingebracht wird, zu modellieren. Näheres dazu wird in Abschnitt 2.4 beschrieben.

Als Randbedingung dienen die beiden Wärmeströme Wärmestrahlung und Konvektion [4, Seite 126], die unter Berücksichtigung des thermischen Gleichgewichts zu einer nichtlinearen Robin-Randbedingung [9],

$$-\lambda \left( \frac{\partial T}{\partial \vec{n}} \right)_O = \underbrace{\varepsilon_r \sigma_B (T_O^4 - T_U^4)}_{\text{Wärmestrahlung}} + \underbrace{h (T_O - T_U)}_{\text{Konvektion}} \quad , \quad (2.4)$$

führen, wobei  $\varepsilon_r$  für den Emissionskoeffizienten und die Indizes O und U jeweils für die Oberfläche und die Umgebung stehen. Zur Ermittlung der Richtung der Wärme, die über die Oberfläche ab bzw. zu fließt wird die Normalenrichtung  $\vec{n}$  festgelegt. Die Stefan-Boltzmann-Konstante ist eine universelle Konstante mit dem Wert  $\sigma_B = 5,6710^{-8} \frac{\text{W}}{\text{m}^2 \text{K}^4}$ . Der Wärmeübergangskoeffizient  $h$  beschreibt den Wärmefluss durch Konvektion an die Umgebung und ist abhängig vom umgebenden Medium und dessen Geschwindigkeit.

Bei Schweißprozessen entstehen außerdem Phasenumwandlungen, die einen Einfluss auf die Entwicklung des Temperaturfelds haben, da dafür eine gewisse Menge an Energie benötigt wird. Diese Energie trägt nicht zur Erhöhung der Temperatur bei und wird als latente Wärme bezeichnet.

### 2.3.2 Strukturmechanische Analyse

Wie zu Beginn dieses Abschnitts erwähnt treten beim Schweißen große Deformationen auf. Nimmt man für den thermischen Ausdehnungskoeffizienten  $\alpha = 2 \cdot 10^{-5} \text{ K}^{-1}$  für Stahl und eine Temperaturdifferenz von  $\Delta T = 1.500 \text{ K}$  an, ergibt das eine thermische Dehnung  $\varepsilon_{\text{th}}$  von ca. 3% [76]:

$$\varepsilon_{\text{th}} = \alpha \Delta T = 2 \cdot 10^{-5} \text{ K}^{-1} 1.500 \text{ K} \approx 3\% . \quad (2.5)$$

Wird diese Ausdehnung verhindert, was beim Schweißen im Allgemeinen der Fall sein kann, werden diese Dehnungen in elastische und plastische Dehnungen umgewandelt.

Da sich Stahl für diese Dehnungen deutlich im plastischen Bereich befindet, ist es physikalisch sinnvoll Plastizität zu berücksichtigen. Deshalb soll in diesem Abschnitt kurz das elastoplastische Materialverhalten erklärt werden.

## Kontinuumsmechanische Gleichungen

Das mechanische Verhalten eines Körpers ergibt sich aus dem Impulserhaltungssatz

$$\rho \vec{b} = \vec{k}_V + \operatorname{div}(\underline{\sigma}) \quad . \quad (2.6)$$

Dabei steht  $\rho$  wieder für die Massendichte,  $\vec{b}$  für den Beschleunigungsvektor,  $\vec{k}_V$  für den Vektor der angreifenden Volumenkraftdichte und  $\underline{\sigma}$  für den Cauchy-Spannungstensor. Die Erhaltung des Drehimpulses wird durch die Symmetrie des Cauchy-Spannungstensors,

$$\underline{\sigma}^T = \underline{\sigma} \quad , \quad (2.7)$$

gewährleistet.

Eine grundlegende physikalische Größe zur Beschreibung des mechanischen Materialverhaltens ist die Dehnung  $\underline{\epsilon}$ . Die gesamte Dehnung  $\underline{\epsilon}_{\text{ges}}$ ,

$$\underline{\epsilon}_{\text{ges}} = \underline{\epsilon}_{\text{el}} + \underline{\epsilon}_{\text{th}} + \underline{\epsilon}_{\text{p}} + \underline{\epsilon}_{\text{kr}} + \underline{\epsilon}_{\text{ph}} \quad , \quad (2.8)$$

kann in einen elastischen Anteil  $\underline{\epsilon}_{\text{el}}$ , einen plastischen Anteil  $\underline{\epsilon}_{\text{p}}$ , einen thermischen Anteil  $\underline{\epsilon}_{\text{th}}$ , einen Kriechanteil  $\underline{\epsilon}_{\text{kr}}$  und einen Anteil aufgrund von Phasenumwandlungen  $\underline{\epsilon}_{\text{ph}}$  aufgeteilt werden. Die Dehnungen aufgrund von Kriechen spielen beim Schweißen eine untergeordnete Rolle und werden deshalb vernachlässigt. Die Dehnungen aufgrund von Phasenumwandlungen hingegen dürfen nicht vernachlässigt werden. Um allerdings ein aufwendiges Phasenumwandlungsmodell zu vermeiden, werden diese Dehnungen nicht explizit in der Gesamtdehnung berücksichtigt, sondern werden indirekt über einen negativen thermischen Ausdehnungskoeffizienten berücksichtigt. Näheres dazu wird in Abschnitt 2.4 beschrieben.

Die Gesamtdehnung reduziert sich somit zu

$$\underline{\epsilon}_{\text{ges}} = \underline{\epsilon}_{\text{el}} + \underline{\epsilon}_{\text{th}} + \underline{\epsilon}_{\text{p}} \quad . \quad (2.9)$$

## Konstitutive Gleichung

Die Spannungen hängen durch das Hookesche Gesetz,

$$\underline{\sigma} = \underline{\underline{E}} : \underline{\epsilon}_{\text{el}} \quad , \quad (2.10)$$

über den Elastizitätstensor  $\underline{\underline{E}}$  linear mit den elastischen Dehnungen zusammen. Dieser ist ein Tensor vierter Stufe, der aus 81 Komponenten besteht. Aufgrund von Symmetriebedingungen reduziert sich die Zahl der unabhängigen Komponenten allerdings für ein anisotropes Material auf 21 und für ein isotropes Material auf zwei. Häufig werden zur Beschreibung eines isotropen Materials der Elastizitätsmodul und die Poissonzahl verwendet, es gibt aber auch andere Para-

meterpaare wie bspw. die Lamé-Konstanten [11, Seite 74].

Die thermischen Dehnungen hängen durch den Zusammenhang

$$\underline{\varepsilon}_{\text{th}} = \Delta T \underline{\alpha} \quad (2.11)$$

linear, über den thermischen Ausdehnungskoeffiziententensor  $\underline{\alpha}$ , von der Änderung der Temperatur ab. Für orthotrope Materialien nimmt dieser Tensor die Form

$$\underline{\alpha} = \begin{bmatrix} \alpha_{11} & 0 & 0 \\ 0 & \alpha_{22} & 0 \\ 0 & 0 & \alpha_{33} \end{bmatrix} \quad (2.12)$$

an [11, Seite 83]. Für den Spezialfall eines isotropen Materials gilt  $\alpha_{11} = \alpha_{22} = \alpha_{33} = \alpha$ .

Während die Entstehung der thermischen Dehnungen eindeutig aus Gleichung (2.11) hervorgeht, ist die Bestimmung der elastischen und plastischen Dehnungen nicht trivial. Eine Möglichkeit dafür ist der Einsatz einer Fließbedingung in Kombination mit einem Verfestigungs- und einem Fließgesetz.

### Fließbedingung

Eine Fließbedingung beschreibt die möglichen Spannungszustände eines elastoplastischen Materials und kann im Allgemeinen als

$$\Phi(\underline{\sigma}, \chi) \leq 0 \quad (2.13)$$

beschrieben werden. Spannungszustände, die diese Bedingung verletzen sind nicht zulässig.

Die Fließbedingung ist somit vom Spannungszustand  $\underline{\sigma}$  und der Materialgeschichte  $\chi$  abhängig. Die Materialgeschichte enthält dabei auch die Fließspannung  $\sigma_Y$ , die bspw. eine Funktion der Temperatur oder der plastischen Dehnungen sein kann.

Solange

$$\Phi(\underline{\sigma}, \chi) < 0 \quad (2.14)$$

gilt, werden alle aus diesem Spannungszustand resultierenden Dehnungen als elastische Dehnungen betrachtet. Sobald allerdings

$$\Phi(\underline{\sigma}, \chi) = 0 \quad (2.15)$$

gilt, entstehen plastische Dehnungen, die, im Gegensatz zu den elastischen Dehnungen, nach dem Entlasten bestehen bleiben.

Für metallische Werkstoffe wird angenommen, dass der hydrostatische Anteil des Spannungstensors zu keiner plastischen Verformung führt, weshalb in manchen Fließbedingungen nur der deviatorische Anteil der Spannungen,

$$\underline{s} = \text{dev } \underline{\sigma} = \underline{\sigma} - \frac{1}{3} \text{tr}(\underline{\sigma}) \mathbf{I} \quad , \quad (2.16)$$

berücksichtigt wird. Ein Beispiel dafür ist die Von-Mises-Fließbedingung, die von der zweiten Invarianten des deviatorischen Spannungstensors  $J_2$  abhängt:

$$\Phi(\underline{\sigma}, \chi) = \sqrt{3J_2} - \sigma_Y = \sqrt{\frac{3}{2} \text{tr}(\underline{s}^2)} - \sigma_Y \leq 0 \quad . \quad (2.17)$$

Neben der Von-Mises-Fließbedingung gibt es noch weitere Fließbedingungen wie z.B. die Tresca-, Drucker-Prager- [83] oder Hill-Fließbedingung [14].

Ersetzt man das Ungleichheitszeichen der Fließbedingung durch ein Gleichheitszeichen erhält man eine Fließfläche (engl. *yield surface*). Diese ist im Allgemeinen eine fünfdimensionale Fläche im sechsdimensionalen Raum der Spannungskomponenten des Spannungstensors. Die Veränderung der Fließfläche kann in diesem Raum nicht anschaulich dargestellt werden. Deshalb wird die Fließfläche im Raum der Hauptspannungen erklärt, indem die Eigenschaft genutzt wird, einen allgemeinen Spannungszustand eines isotropen Werkstoffs vollständig durch die Hauptspannungen  $\sigma_I, \sigma_{II}$  und  $\sigma_{III}$  beschreiben zu können [74]. Wird weiters ein ebener Spannungszustand angenommen, z.B.  $\sigma_{III} = 0$ , nimmt die Fließfläche die Gestalt einer Linie an, die in einem zweidimensionalen Diagramm dargestellt werden kann.

### Verfestigungsgesetz

Bei einer konstanten Fließfläche spricht man von einem ideal plastischen Verhalten. Diese Annahme vernachlässigt allerdings den Einfluss der Temperatur und Verfestigungsmechanismen. Beim Schweißen treten hohe Temperaturen und große Verformungen auf. Dadurch ist es physikalisch sinnvoll, den Einfluss der Temperatur sowie den Einfluss von Verfestigungsmechanismen zu berücksichtigen. Der Einfluss von viskoplastischem Verhalten wird hier vernachlässigt.

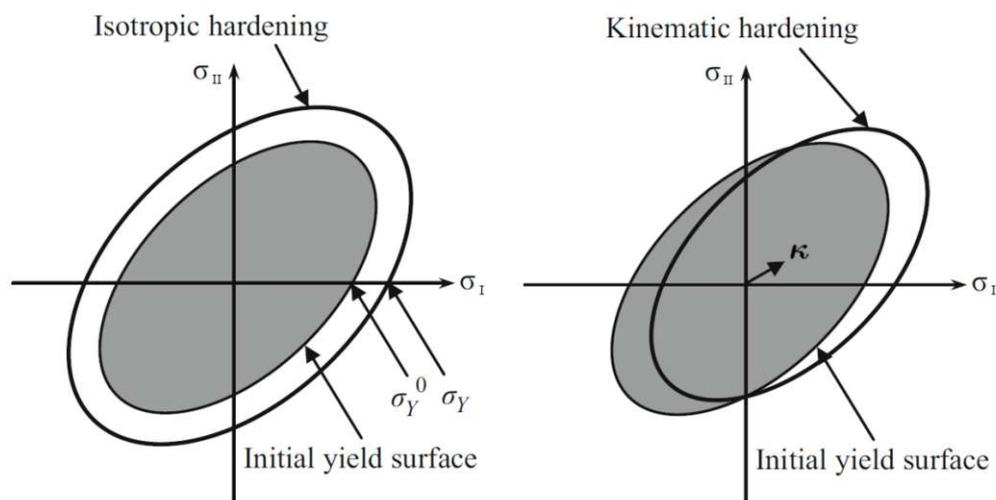
Die Fließfläche kann durch die Einführung eines Verfestigungsgesetzes verändert werden. Dabei kann zwischen isotroper und kinematischer Verfestigung unterschieden werden.

Der Unterschied dieser Verfestigungsmechanismen kann anhand eines ebenen Spannungszustands gut erklärt werden, indem die Fließfläche im zweidimensionalen Raum der ersten beiden Hauptspannungen dargestellt wird. Abbildung 2.9 zeigt den Unterschied zwischen isotroper und kinematischer Verfestigung.

Die linke Seite zeigt eine isotrope Verfestigung, bei der sich die ursprüngliche Fließfläche (engl. *initial yield surface*) in alle Richtungen gleichmäßig, *isotrop*, ausdehnt. Diese Ausdehnung hängt von der Fließspannung ab, die zur Beschreibung der Fließfläche bzw. der Fließbedingung aus Gleichung (2.17) verwendet wird. Die Fließspannung kann als

$$\sigma_Y(T, \bar{\varepsilon}_p) = \sigma_{YT}(T) + H(T)\bar{\varepsilon}_{ep} \quad (2.18)$$

beschrieben werden und setzt sich aus einem rein temperaturabhängigen Anteil  $\sigma_{YT}(T)$  und einem dehnungsabhängigen Verfestigungsanteil  $H(T)\bar{\varepsilon}_{ep}$ , der auch temperaturabhängig sein kann, zusammen. Letzterer beschreibt eine stückweise lineare Verfestigung [62], wobei der Verfestigungs-



**Abb. 2.9:** Vergleich der Fließflächen der isotropen und kinematischen Verfestigungsmodelle, modifiziert aus [45]

modul (engl. *hardening modulus*)  $H(T)$  aus der Ableitung von gegebenen, temperaturabhängigen Fließkurven berechnet wird

$$H = \frac{\Delta \bar{\sigma}_{ep}}{\Delta \bar{\varepsilon}_{ep}} \quad , \quad (2.19)$$

wobei  $\bar{\varepsilon}_{ep}$  die akkumulierte äquivalente Vergleichsdehnung und  $\bar{\sigma}_{ep}$  die daraus resultierende einachsige Spannung beschreibt. Die Änderung der plastischen Dehnungen und die der akkumulierten äquivalenten Vergleichsdehnung werden dabei aus der Kuhn-Tucker-Bedingung und aus Konsistenzbedingungen ermittelt [83].

Bei der kinematischen Verfestigung hingegen ändert sich die Größe der Fließfläche nicht. Ihr Mittelpunkt wird lediglich verschoben. Dieser Mittelpunkt der Fließfläche wird durch den Tensor  $\boldsymbol{\kappa}$  beschrieben und wird im Englischen häufig als *backstresses* bezeichnet.

Die Änderung des Mittelpunkts der Fließfläche wird durch die Gleichung

$$\dot{\boldsymbol{\kappa}} = H(T) \dot{\bar{\varepsilon}}_{ep} \frac{\boldsymbol{s} - \boldsymbol{\kappa}}{\bar{\sigma}} \quad (2.20)$$

mit der Von-Mises-Vergleichsspannung

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2} \text{tr}((\boldsymbol{s} - \boldsymbol{\kappa})^2)} \quad (2.21)$$

beschrieben, gilt aber nur für Metalle. Gleichung (2.20) entspricht der *Ziegler's Rule*, bei der die Änderung des Mittelpunkts der Fließfläche in die Richtung  $\boldsymbol{s} - \boldsymbol{\kappa}$  erfolgt. Eine weitere mögliche Richtung wäre die Richtung senkrecht zur Fließfläche, was als *Prager's Rule* bezeichnet wird [5, Seite 387].

Es ist auch möglich eine Kombination der beiden vorgestellten Verfestigungsmechanismen zu verwenden, indem der Faktor  $\beta$  verwendet wird, um den Anteil an kinematischer und isotroper

Verfestigung festzulegen. Ein Wert von 0 bedeutet rein kinematische Verfestigung, 1 bedeutet ausschließlich isotrope Verfestigung. Durch die Wahl von  $\beta$  zwischen 0 und 1 kann eine Mischung der beiden Verfestigungsmechanismen erzielt werden.

Die Gleichungen, die die Fließfläche beeinflussenden Parameter verändern (Gleichung (2.18) und Gleichung (2.20)), ändern sich dadurch zu

$$\sigma_Y(T, \varepsilon_p) = \sigma_{YT}(T) + \beta H(T) \bar{\varepsilon}_{ep} \quad (2.22)$$

und

$$\dot{\underline{\kappa}} = (1 - \beta) H(T) \dot{\varepsilon}_{ep} \frac{\underline{s} - \underline{\kappa}}{\bar{\sigma}} \quad (2.23)$$

### Fließgesetz

Die Entwicklung der plastischen Dehnungen wird schließlich durch ein Fließgesetz beschrieben, das im Allgemeinen die Form

$$\dot{\underline{\varepsilon}}_p = \dot{\varepsilon}_{ep} \underline{r}(\underline{\sigma}, \chi) \quad (2.24)$$

annimmt [83]. Der Term  $\underline{r}(\underline{\sigma}, \chi)$  ist abhängig vom Plastizitätsmodell und wird durch ein Fließpotential (engl. *flow potential*)  $g$  ausgedrückt

$$\dot{\underline{\varepsilon}}_p = \dot{\varepsilon}_{ep} \frac{\partial g(\underline{\sigma}, \chi)}{\partial \underline{\sigma}} \quad (2.25)$$

Dafür wird häufig die Fließbedingung verwendet. Wird die Von-Mises-Fließbedingung und kinematische Verfestigung als Fließpotential verwendet, ergibt sich die Entwicklung der plastischen Dehnungen zu

$$\dot{\underline{\varepsilon}}_p = \dot{\varepsilon}_{ep} \frac{3}{2} \frac{\underline{s} - \underline{\kappa}}{\bar{\sigma}} \quad (2.26)$$

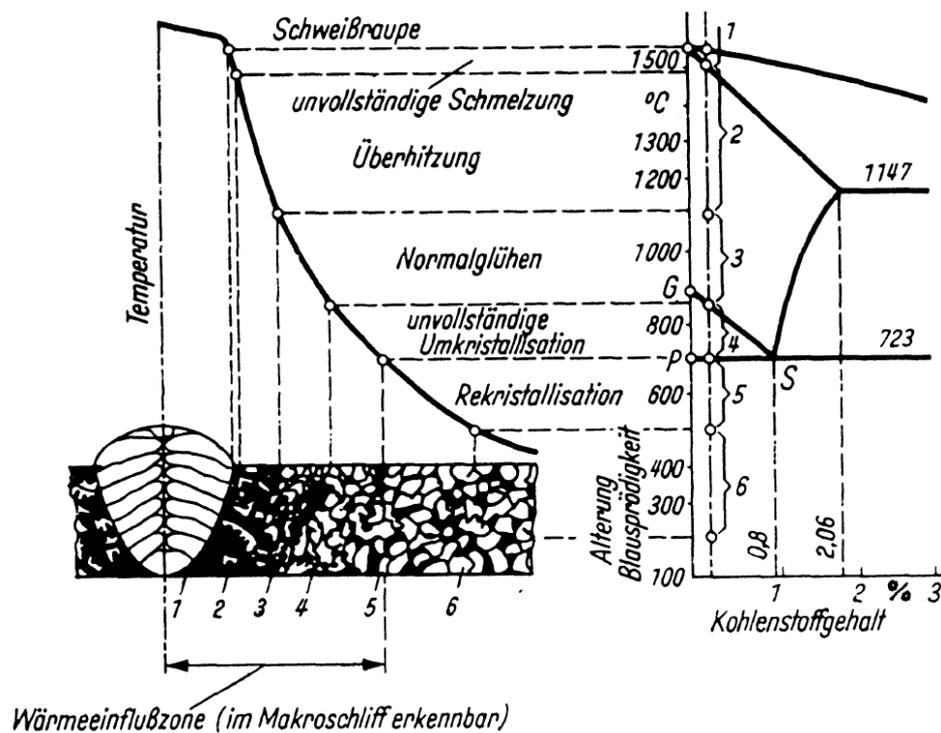
### 2.3.3 Metallurgisches Verhalten

In den beschriebenen thermischen und mechanischen Gleichungen treten verschiedene Materialeigenschaften wie bspw. der thermische Ausdehnungskoeffizient, die spezifische Wärmekapazität oder der E-Modul auf. Diese sind im Allgemeinen von der Temperatur und gegebenenfalls vom Phasenzustand, wenn Phasenumwandlungen auftreten, abhängig.

Die hohen maximal erreichten Temperaturen und Abkühlgeschwindigkeiten in der Nähe der Schweißnaht, der Wärmeeinflusszone (WEZ), führen bei Stahl zu Phasenumwandlungen. Die nach der Phasenumwandlung entstehenden Phasen unterscheiden sich teilweise in ihren physikalischen Eigenschaften im Vergleich zum Grundwerkstoff.

Abbildung 2.10 zeigt links den Querschnitt einer Schweißnaht und rechts das dazugehörige Eisen-Kohlenstoff-Diagramm. In Abhängigkeit vom Abstand zur Schweißnaht kann die Temperatur jedes Punktes im Eisen-Kohlenstoff-Diagramm aufgetragen werden und so ein Zusammenhang zwischen Abstand zur Schweißnaht und Mikrostruktur gefunden werden.

Dadurch kann beispielsweise die Größe der WEZ bestimmt werden. Der Abstand von Schweißnaht zum Punkt 5, dargestellt in Abbildung 2.10 links unten, stellt die WEZ dar und ist in einem



**Abb. 2.10:** Gefügezonen in der Wärmeinflusszone von unlegierten und von niedriglegierten Stählen und Zuordnung der einzelnen Bereiche zum Eisen-Kohlenstoff-Diagramm [24, S. 54]

Makroschliff erkennbar. Dieser Zusammenhang kann z.B. dafür genutzt werden, eine Wärmequelle zu kalibrieren, die für eine Schweißsimulation genutzt wird.

## 2.4 Theoretische Aspekte der Modellbildung und Simulation

In Gegensatz zum vorherigen Abschnitt, in dem allgemeine physikalische Phänomene erklärt werden, wird in diesem Abschnitt auf die theoretischen Aspekte der Modellbildung und Simulation von Schweißvorgängen eingegangen. Dazu gehören:

- die Modellierung der Wärmequelle,
- die Kontaktmodellierung,
- die Modellierung des Materialverhaltens,
- die Modellierung der Schweißnaht bzw. des Zusatzwerkstoffs,
- die thermomechanische Kopplung
- und ausgewählte Methoden zur Lösung der zugrundeliegenden Differentialgleichungen.

### 2.4.1 Modellierung der Wärmequelle

Wie bereits in Abschnitt 2.3 erwähnt, wird bei einer TEP Simulation eine Wärmequelle zur Bestimmung des Temperaturfelds benötigt. Diese Wärmequelle kommt in der thermischen Energiegleichung, Gleichung (2.3), als Wärmestromdichte ( $\dot{q}$ ) vor. Diese kann allerdings, ohne auf die elektromagnetischen und strömungsmechanischen Vorgängen im Schmelzbad einzugehen, nicht ohne weiteres bestimmt werden. Eine Möglichkeit zur Bestimmung der Wärmestromdichte ist die Verteilung des *gesamten* Wärmestroms  $\dot{Q}$  auf ein bestimmtes Volumen.

Der gesamte Wärmestrom,

$$\dot{Q} = \eta UI \quad , \quad (2.27)$$

wird dabei angenommen als das Produkt aus dem elektrischen Strom  $I$ , der elektrischen Spannung  $U$  und dem Wirkungsgrad  $\eta$ .

Die Verteilung dieses Wärmestroms ist bei verschiedenen Arten von Schweißmethoden teilweise sehr unterschiedlich. Beim Laserschweißen z.B. wird die Wärme sehr viel konzentrierter aufgebracht als beim Metallschutzgasschweißen [81].

Daher wurden verschiedene volumetrische Wärmequellenmodelle entwickelt, die sich primär durch die Form des Volumenbereichs unterscheiden, auf dem die Wärme aufgebracht wird. Beispiele für Formen sind Zylinder, Konus, Doppel ellipsoid oder Mischungen daraus. Die Wärme muss über dieses Volumen auch nicht konstant sein, sondern kann einer bestimmten Verteilung entsprechen. Die Doppel ellipsoid-förmige Wärmequelle mit einer Gauß-verteilter Wärmestromdichte wurde erstmals von Goldak [36] beschrieben und wird deshalb auch als *Goldak-Wärmequelle* bezeichnet. An dieser Stelle sei erwähnt, dass es neben der volumetrischen Modellierung der Wärmequelle auch Ansätze gibt, bei denen ein Teil der eingebrachte Wärme über einen Oberflächenwärmestrom eingebracht wird (siehe z.B. [19]).

In den in dieser Arbeit beschriebenen MSG-Schweiß-Simulationen wird hauptsächlich die Goldak-Wärmequelle verwendet. Diese soll deshalb näher betrachtet werden.

#### Goldak Wärmequelle

Nach Goldak [36] kann die Verteilung der Wärmestromdichte durch den Zusammenhang

$$\begin{aligned} \text{für } \tilde{x} \geq 0 \text{ und } \tilde{z} \leq 0 \quad & \dot{q}(\tilde{x}, \tilde{y}, \tilde{z}) = \dot{q}_f \exp\left(-\frac{n\tilde{x}^2}{c_f^2} - \frac{n\tilde{y}^2}{b^2} - \frac{n\tilde{z}^2}{a^2}\right) \\ \text{für } \tilde{x} < 0 \text{ und } \tilde{z} \leq 0 \quad & \dot{q}(\tilde{x}, \tilde{y}, \tilde{z}) = \dot{q}_r \exp\left(-\frac{n\tilde{x}^2}{c_r^2} - \frac{n\tilde{y}^2}{b^2} - \frac{n\tilde{z}^2}{a^2}\right) \\ \text{für } \tilde{z} > 0 \quad & \dot{q}(\tilde{x}, \tilde{y}, \tilde{z}) = 0 \end{aligned} \quad (2.28)$$

beschrieben werden und stellt somit zwei Ellipsoidviertel dar. Das lokale Koordinatensystem bestehend aus den Achsen  $\tilde{x}$ ,  $\tilde{y}$  und  $\tilde{z}$  ist dabei so gewählt, dass die  $\tilde{x}$ -Achse in die Richtung zeigt, in die sich die Wärmequelle bewegt, also in Schweißrichtung, und die  $\tilde{z}$ -Achse in die Richtung des Schweißbrenners (engl. *welding torch*) zeigt. Dieses Koordinatensystem bewegt

**Tab. 2.1:** Parameter der beispielhaft gewählten Wärmequelle

Parameter	$a$	$b$	$c_f$	$c_r$	$f_f$	$f_r$	$n$
Wert	5	4	4	8	$\frac{4}{3}$	$\frac{2}{3}$	3

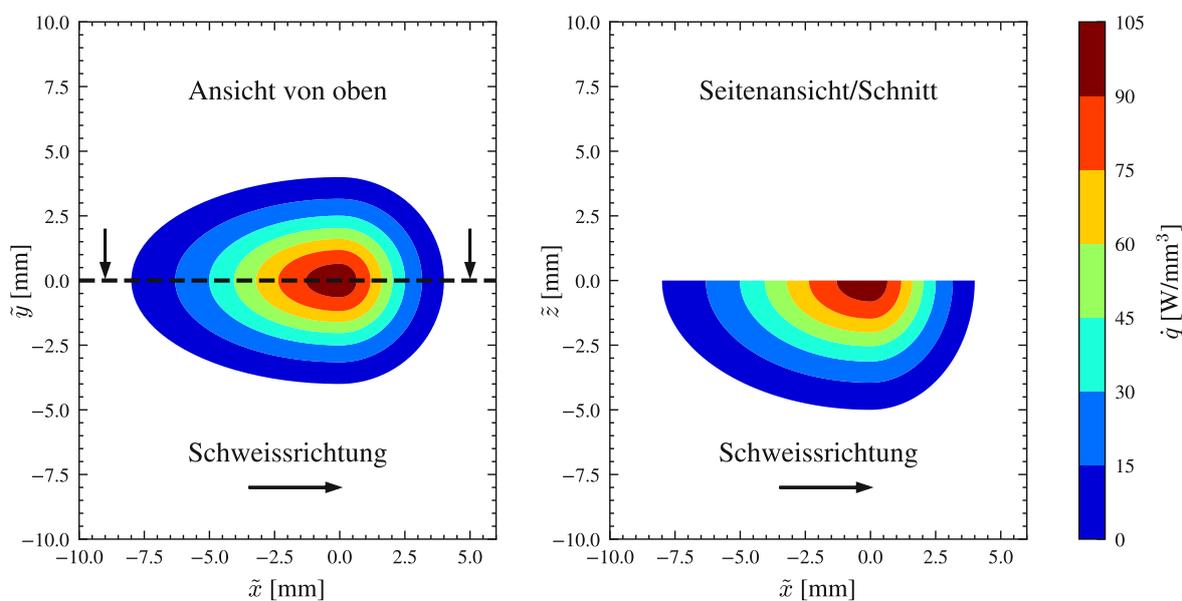
sich mit der Wärmequelle mit. Die Parameter  $a, b, c_f$  und  $c_r$  beschreiben die Geometrie der beiden Ellipsoidviertel, wobei der Index f für vorne (engl. *front*) und der Index r für hinten (engl. *rear*) steht. Die lokale Verteilung der Wärmestromdichte aus Gleichung (2.28) wird mit den koordinatenunabhängigen Faktoren

$$\begin{aligned} \dot{q}_f &= UI\eta f_f \frac{2n^{\frac{3}{2}}}{c_f b a \pi^{\frac{3}{2}}} \\ \dot{q}_r &= UI\eta f_r \frac{2n^{\frac{3}{2}}}{c_r b a \pi^{\frac{3}{2}}} \end{aligned} \quad (2.29)$$

multipliziert.

Der Zusammenhang  $f_f + f_r = 2$  muss gelten, damit das Integral über die Wärmestromdichte der Gesamtwärmemenge entspricht. Außerdem muss  $\frac{f_f}{c_f} = \frac{f_r}{c_r}$  gelten, um Kontinuität zwischen dem vorderen und dem hinteren Bereich zu gewährleisten. Letzteres wird jedoch nicht in allen Veröffentlichungen gefordert (z.B. in [49]).

Abbildung 2.11 zeigt beispielhaft den Verlauf der Wärmestromdichte über den Bereich des Doppelellipsoids für die Parameter, die in Tabelle 2.1 dargestellt sind.


**Abb. 2.11:** Verteilung der volumetrischen Wärmestromdichte nach dem Goldak Wärmequellenmodell unter Verwendung der in Tabelle 2.1 dargestellten Parameter

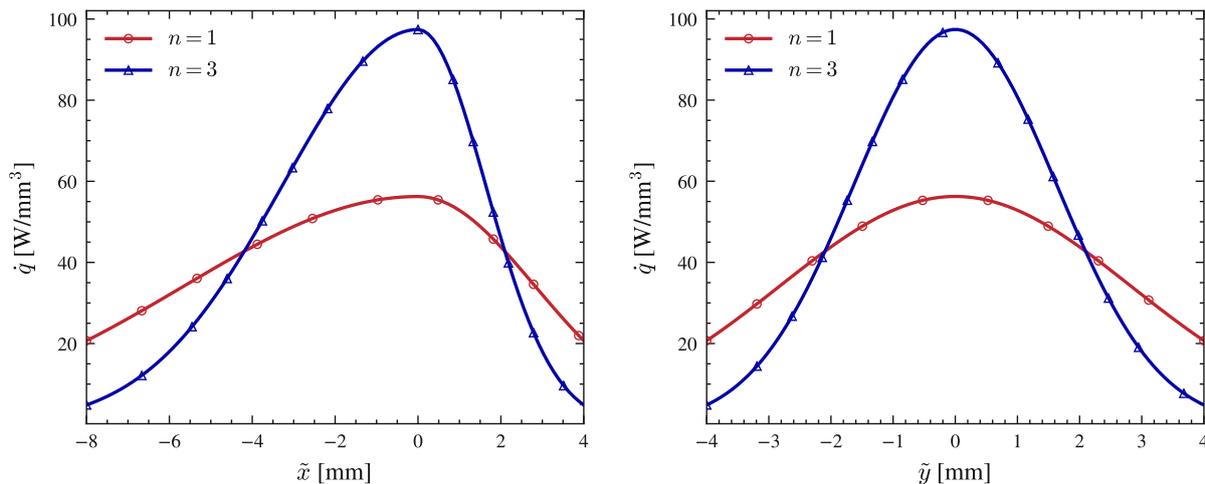
Es ist deutlich zu erkennen, dass die Wärmestromdichte ihren maximalen Wert im Ursprung annimmt und zu den Rändern des Doppel-Ellipsoids hin abnimmt.

Die Form des Volumenbereichs und die Verteilung der Wärmestromdichte sollen eine bewegte Wärmequelle abbilden. Die Wärmequelle wird somit bewusst asymmetrisch bezüglich der  $\tilde{x}$ -Achse modelliert, um die Bereiche vor und hinter der Wärmequelle, in Schweißrichtung betrachtet, getrennt zu betrachten. Mithilfe dieser Unterscheidung kann im Bereich *hinter* der Wärmequelle (*negativer*  $\tilde{x}$ -Achsenbereich) ein geringeres Temperaturgefälle als *vor* der Wärmequelle (*positiver*  $\tilde{x}$ -Achsenbereich) erreicht werden. Der Unterschied in den Temperaturgefällen resultiert aus der besseren Temperaturleitfähigkeit im Schmelzbad, das hinter der Wärmequelle liegt, im Vergleich zum noch festen Material, das vor der Wärmequelle liegt.

Bei einer Veränderung der Schweißgeschwindigkeit sollten auch die Parameter der Wärmequelle entsprechend angepasst werden. Im Extremfall bei einer Schweißgeschwindigkeit von 0 würde sich die Wärme z.B. in alle Richtungen nahezu identisch ausbreiten und der Doppelellipsoid würde zu einer Kugel.

Die Bedeutung des Exponenten  $n$  kann durch die Betrachtung des eindimensionalen Verlaufs der Wärmestromdichte über eine Koordinatenachse veranschaulicht werden. Abbildung 2.12 zeigt den Verlauf der Wärmestromdichte für  $\tilde{z} = 0$  und  $\tilde{y} = 0$  bzw.  $\tilde{z} = 0$  und  $\tilde{x} = 0$  für verschiedene Werte des Exponenten  $n$ . Dieser Exponent kann als Konzentrationskoeffizient betrachtet werden, der, wie in Abbildung 2.12 ersichtlich, eine Konzentration der Wärmestromdichte in der Mitte bewirkt.

Der Konzentrationskoeffizient ist so definiert, dass er die maximal auftretende Wärmestromdichte direkt mit der Wärmestromdichte am Rand in Zusammenhang setzt. Bei einem Wert von  $n = 3$  beträgt die Wärmestromdichte am Rand z.B. ca. 5% der maximalen Wärmestromdichte. Bei einem Wert von  $n = 1$  sind es ca. 37%.



(a) Wärmestromdichte für  $\tilde{z} = 0$  und  $\tilde{y} = 0$ , quer zur Schweißrichtung betrachtet (b) Wärmestromdichte für  $\tilde{z} = 0$  und  $\tilde{x} = 0$ , in Schweißrichtung betrachtet

**Abb. 2.12:** Vergleich der Goldak Wärmequelle für  $n = 1$  und  $n = 3$ , quer zu Schweißrichtung und in Schweißrichtung

### 2.4.2 Kontaktmodellierung

Bei der Simulation von Schweißprozessen ist es sinnvoll, den Kontakt zwischen den Bauteilen sowie den Kontakt zwischen Bauteilen und Schweißnähten zu berücksichtigen. Zur Modellierung dieser Kontakte kann der Mortar-Kontakt verwendet werden, der erstmals von Bernardi [8] beschrieben wurde und von Purso und Laursen [67, 68] auf den dreidimensionalen Raum erweitert wurde.

Der Mortar Kontakt ist ein *segment-to-segment* Kontakt. Das bedeutet, dass die in Kontakt stehenden Flächen in stückweise ebene Segmente unterteilt werden, die als *slave* oder als *master* behandelt werden. Das *master segment* wird dabei auf das *slave segment* projiziert, wie in Abbildung 2.13 dargestellt. Dadurch wird eine Kontaktfläche und eine Normalen-Richtung festgelegt, die jeweils zur Ermittlung des Kontaktdrucks und des Abstands bzw. der Eindringtiefe verwendet werden. Ein wichtiger Aspekt des Mortar-Kontakts ist die Umrechnung des Kontaktdrucks in äquivalente Knotenkräfte.

Der Mortar-Kontakt eignet sich gut in Kombination mit einem *penalty-based* Kontaktansatz, bei dem der Kontaktdruck mit steigender Eindringtiefe steigt und so ein Eindringen der Kontaktkörper bzw. -flächen ineinander verhindert.

Ein Vorteil des Mortar-Kontakts ist nicht-übereinstimmende FE-Netze in Kontakt bringen zu können. Das wäre auch durch einen *node-to-segment* Kontakt möglich, bei dem auf einer Seite des Kontakts nur die Knoten verwendet werden [90, Seite 212]. Allerdings ist dieser Ansatz weniger robust als der Mortar-Kontakt [67].

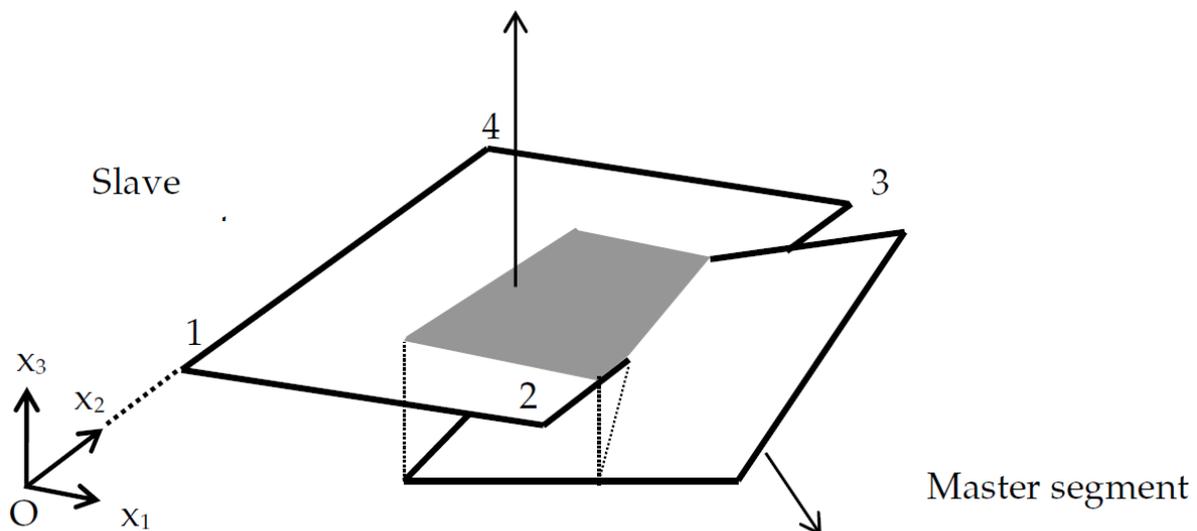


Abb. 2.13: Schematische Darstellung eines Mortar-Kontakts zwischen *slave*- und *master*-Segmenten [50, Seite 1160]

### 2.4.3 Modellierung des Materialverhaltens

Der Einsatz von komplexen Materialmodellen ermöglicht einerseits die Berücksichtigung dieser unterschiedlichen physikalischen Eigenschaften und andererseits die Umwandlung der Phasen ineinander. Phasenumwandlung werden dabei zu jedem Zeitpunkt nach bestimmten Gesetzen ausgehend von Temperatur, Abkühlgeschwindigkeit, Phasenverhältnis etc. bestimmt. Für die diffusionslose Umwandlung von Austenit nach Martensit wird z.B. häufig das Koistinen-Marburger Gesetz [46] oder für die diffusionsgetriebene Umwandlung von Ferrit nach Austenit das Johnson-Mehl-Avrami-Kolmogorov Modell [28] verwendet.

Eine vereinfachte Methode ist die indirekte Berücksichtigung der unterschiedlichen Phaseneigenschaften, indem angenommen wird, dass Phasenumwandlungen nur von der Temperatur abhängen und ohne Verzögerung geschehen. Jeder Temperatur kann somit eindeutig eine Phase und entsprechende Eigenschaften zugeordnet werden.

Bestimmte FEM-Programme ermöglichen nicht nur die Berücksichtigung bestimmter physikalischer Eigenschaften von der *aktuellen* Temperatur, sondern auch deren Abhängigkeit von der *maximal erreichten* Temperatur. Somit kann beispielsweise der Wärmeausdehnungskoeffizient beim Erhitzen und Abkühlen unterschiedlich sein. Damit wird sowohl die Modellierung der Volumenänderung während der Umwandlung von Ferrit nach Austenit bei ca. 700 °C bis 800 °C als auch die Modellierung der Volumenänderung bei der Rückumwandlung von Austenit nach Ferrit bei ca. 600 °C bis 400 °C ermöglicht. Diese Vereinfachung ermöglicht es, auf ein komplexes Materialmodell zu verzichten, das erstens die Rechenzeit erhöht und zweitens weitere, aufwendig zu beschaffende, Materialdaten benötigt.

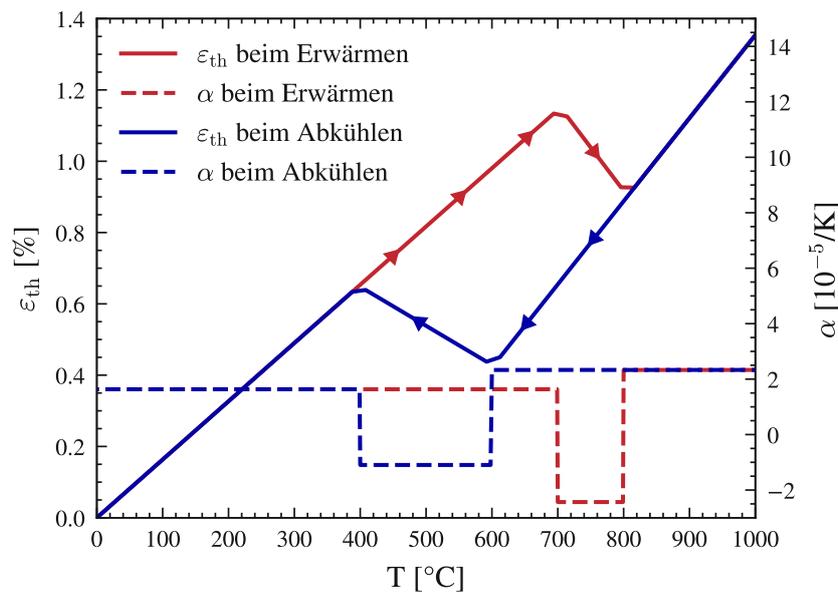
Eine wesentliche Limitierung dieser Art der Volumenänderungsmodellierung ist, dass zyklisches Erwärmungs- und Abkühlungsverhalten nicht berücksichtigt werden kann, wie es z.B. bei mehrlängigen Schweißnähten der Fall sein kann.

Abbildung 2.14 veranschaulicht diese Vereinfachung, indem die Werte für die thermische Dehnung sowie des thermischen Ausdehnungskoeffizienten jeweils in rot während des Erwärmens und in blau während des Abkühlens dargestellt sind. Die eindimensionale thermische Dehnung  $\varepsilon_{\text{th}}$  wird dabei als Integral des thermischen Ausdehnungskoeffizienten  $\alpha$  über die Temperatur berechnet

$$\varepsilon_{\text{th}} = \int_0^T \alpha(\hat{T}, T_{\text{max}}) d\hat{T} \quad . \quad (2.30)$$

Es ist zu erkennen, dass der negative Ausdehnungskoeffizient beim Erwärmen zu einer Schrumpfung und beim Abkühlen zu einer Expansion führt.

Es sei an dieser Stelle angemerkt, dass es zwei verschiedene Möglichkeiten zur Berücksichtigung eines temperaturabhängigen thermischen Ausdehnungskoeffizienten gibt. Einerseits einen Ausdehnungskoeffizienten, der durch eine Sekante bezüglich einer Referenztemperatur berechnet wird und andererseits einen Ausdehnungskoeffizienten, der in jedem Punkt als Tangente angegeben wird. In dieser Arbeit wird stets der tangentielle Ausdehnungskoeffizient verwendet.



**Abb. 2.14:** Thermische Dehnungen und thermischer Ausdehnungskoeffizient in Abhängigkeit der Temperatur beim Erwärmen und Abkühlen

#### 2.4.4 Modellierung der Schweißnaht

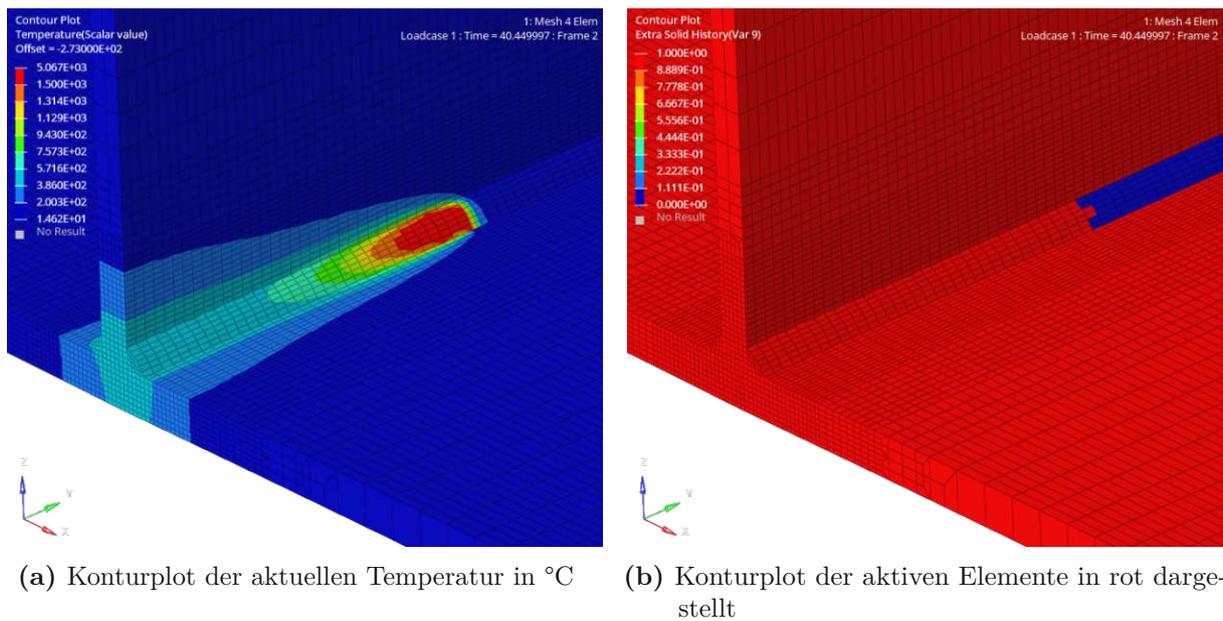
Eine Besonderheit bei der Modellierung und Simulation ist die Modellierung der Schweißnaht selbst. Das liegt daran, dass bei bestimmten Schweißverfahren während des Schweißvorgangs Material hinzugefügt wird. Beim Metallschutzgasschweißen wird z.B. Material in Form von Schweißzusatzwerkstoff über die abschmelzende Elektrode hinzugefügt.

Im Gegensatz zur Modellierung der zu schweißenden Bauteile, deren Topologie sich während des Schweißvorgangs nicht verändert, ist die Modellierung der Schweißnaht nicht trivial. Dafür haben sich zwei Modellierungsmethoden etabliert, die hier kurz beschrieben werden.

Eine Methode zur Berücksichtigung des Hinzufügens von Material ist die *element-birth-technique* [65]. Dabei befinden sich die Elemente der Schweißnaht zwar von Anfang an im Modell, sind aber anfangs komplett deaktiviert und werden erst später, während des Schweißvorgangs, wieder reaktiviert.

Eine alternative Methode zur Berücksichtigung dieser Modelländerung ist die Unterscheidung zwischen einem aktivem und einem inaktivem Element-Zustand. Im Unterschied zur *element-birth-technique* werden die Elemente dabei nicht vollständig deaktiviert und aktiviert, es werden lediglich ihre Materialparameter geändert. Allerdings bieten nur bestimmte FE-Programme die Möglichkeit der Zuweisung von unterschiedlichen Materialparametern für aktive und inaktive Elemente.

Abbildung 2.15 zeigt einen beispielhaften Schweißvorgang, bei dem auf der rechten Seite aktive Elemente in rot und inaktive Elemente in blau dargestellt sind. Auf der linken Seite ist der Konturplot der momentanen Temperatur zu sehen. Die inaktiven, bisher noch nicht geschweißten Elemente werden auch als *ghost material* bezeichnet und sollen die Simulation möglichst wenig



**Abb. 2.15:** Beispielhafte Darstellung eines Schweißvorgangs zu einem bestimmten Zeitpunkt

beeinflussen. Deshalb wird dem *ghost material* ein sehr niedriger E-Modul und eine sehr niedrige Temperaturleitfähigkeit  $a = \frac{\lambda}{\rho \cdot c}$ , zugewiesen. Letztere darf allerdings nicht gleich null sein, um numerische Probleme zu vermeiden.

Die Aktivierung der Elemente erfolgt während dem thermischen Berechnungsschritt nach der Zeit und während dem mechanischen Berechnungsschritt nach der Temperatur.

#### 2.4.5 Methoden zur Lösung der Differentialgleichungen

In Abschnitt 2.3 werden die Differentialgleichungen beschrieben, die die beim Schweißen zugrunde liegenden physikalischen Zusammenhänge beschreiben. Dazu gehören insbesondere die thermische Energiegleichung, Gleichung (2.3), und der Impulserhaltungssatz, Gleichung (2.6).

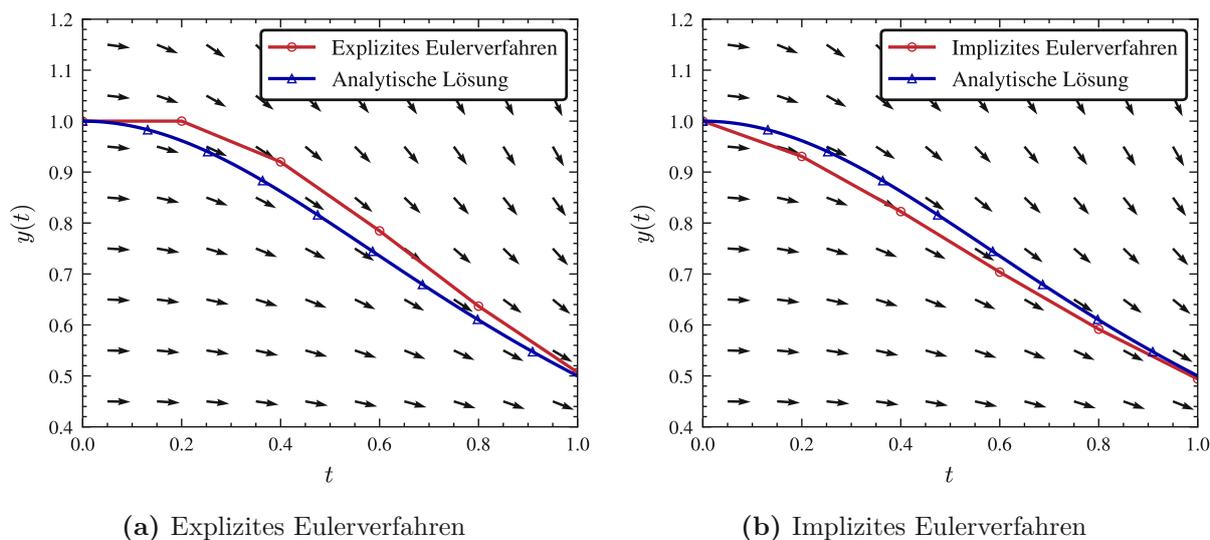
Es verschiedene Methoden zur Lösung dieser Differentialgleichungen. Da beide transient betrachtet werden ergibt sich die Notwendigkeit der numerischen Zeitintegration, die Ähnlichkeiten zur inkrementellen Integration des elastoplastischen mechanischen Materialverhaltens aufweist.

Bei der zeitlichen bzw. inkrementellen numerischen Integration gibt es die Unterscheidung zwischen einer *impliziten* und einer *expliziten* Berechnung. Der prinzipielle Unterschied zwischen den beiden Methoden kann am Beispiel des Euler-Verfahrens, das zur Lösung gewöhnlicher Differentialgleichungen verwendet wird, gut erklärt werden [83], siehe Abbildung 2.16.

#### Implizites und explizites Euler-Verfahren

Eine gewöhnliche Differentialgleichung der Art

$$\dot{y} = f(y) \quad (2.31)$$



**Abb. 2.16:** Vergleich der verschiedenen Eulerverfahren am Beispiel einer einfachen gewöhnlichen Differentialgleichung

kann durch das Eulerverfahren entweder explizit,

$$y_{n+1} = y_n + \Delta t f(y_n) \quad , \quad (2.32)$$

wie in Abbildung 2.16a dargestellt, oder implizit,

$$y_{n+1} = y_n + \Delta t f(y_{n+1}) \quad , \quad (2.33)$$

wie in Abbildung 2.16b dargestellt, numerisch gelöst werden, indem eine diskrete Zeitschrittweite  $\Delta t$  eingeführt wird. In Abbildung 2.16b ist ersichtlich, dass die angenäherte Lösung stückweise linear verläuft und die Steigung vom gewählten Verfahren abhängt. Betrachtet man z.B. den ersten Zeitschritt, fällt auf, dass beim expliziten Eulerverfahren die Steigung zum Zeitpunkt  $t = 0$  ausgewertet wird, während sie beim impliziten Eulerverfahren zum Zeitpunkt  $t = 0.2$  ausgewertet wird.

Der Unterschied liegt darin, dass die Differentialgleichung beim expliziten Eulerverfahren zum Zeitpunkt bzw. Inkrement  $t$  ausgewertet wird. Dadurch kann die rechte Seite der Gleichung (2.32) *explizit* berechnet werden. Im Gegensatz dazu wird die Differentialgleichung beim impliziten Eulerverfahren, Gleichung (2.33), zum Zeitpunkt bzw. Inkrement  $t + \Delta t$  ausgewertet, was die Lösung einer algebraischen Gleichung erfordert und somit den Rechenaufwand erhöht.

Ein wichtiger Unterschied der beiden Verfahren stellt das Konvergenzverhalten dar. Das implizite Eulerverfahren ist nämlich für eine beliebige Zeitschrittweite stabil. Der Vorteil des expliziten Eulerverfahren ist hingegen der geringe Rechenaufwand pro Zeitschritt. Allerdings werden bei expliziten Verfahren üblicherweise viel kleinere Zeitschrittweiten benötigt [61].

## 2.4.6 Methoden zur Lösung nicht-linearer Gleichungen

Eine weitere Herausforderung bei der Simulation von Schweißprozessen ist die hohe Anzahl an nicht-linearen Effekten [83], wie

- nicht-lineares Materialverhalten (temperaturabhängige Materialparameter, Plastizität),
- Kontakte zwischen Bauteilen untereinander sowie zwischen Schweißnähten und Bauteilen
- und große Deformationen.

Diese Effekte und/oder implizite Zeitintegration führen dazu, dass spezielle Verfahren, wie beispielsweise das Newton-Raphson-Verfahren, das modifizierte Newton-Raphson-Verfahren oder das BFGS-Verfahren [45, Seite 91-109], zur Lösung der mechanischen und thermischen Gleichungen notwendig sind.

### Newton-Verfahren

Die Anwendung des Newton-Verfahrens soll hier sehr kurz präsentiert werden, indem auf die mechanischen und thermischen Gleichungen eingegangen wird. Für eine ausführlichere Betrachtung siehe z.B. [83].

Die hier vorgestellten Gleichungen und Größen sind dabei in einem FEM-Kontext zu betrachten. Das heißt Vektoren und Matrizen beziehen sich dabei auf mathematische Größen, die diskret an den FEM-Knoten definiert sind.

Zunächst soll beispielhaft die Lösung der mechanischen Gleichungen erklärt werden, indem das statische Gleichgewicht zwischen den Vektoren der internen und externen Kräfte,  $\vec{F}_{\text{int}}$  und  $\vec{F}_{\text{ext}}$ ,

$$\vec{F}_{\text{int}}(\vec{u}) = \vec{F}_{\text{ext}} \quad , \quad (2.34)$$

betrachtet wird. Die internen Kräfte hängen dabei in einem nichtlinearen Fall vom Verschiebungsvektor  $\vec{u}$  ab, der vom Iterationsschritt  $i$  auf den Iterationsschritt  $i + 1$  aufgeteilt werden kann

$$\vec{u}^{(i+1)} = \vec{u}^{(i)} + \Delta\vec{u} \quad . \quad (2.35)$$

Anwendung des Newton-Verfahrens liefert die Form

$$K_{\text{u}}^{(i)} \left( \vec{u}^{(i+1)} - \vec{u}^{(i)} \right) = K_{\text{u}}^{(i)} \Delta\vec{u} = \vec{F}_{\text{ext}} - \vec{F}_{\text{int}}^{(i)} = \vec{R}_{\text{u}}^{(i)} \quad . \quad (2.36)$$

Zu jedem Iterationsschritt  $i$  sind die Steifigkeitsmatrix  $K_{\text{u}}^{(i)}$ , die internen und externen Kräfte bzw. das Residuum  $\vec{R}_{\text{u}}^{(i)}$  bekannt und Gleichung (2.36) stellt ein lineares Gleichungssystem der Form

$$A\vec{x} = \vec{b} \quad , \quad (2.37)$$

dar, wobei die Matrix  $A$  und der Vektor  $\vec{b}$  bekannt sind und somit Gleichung (2.37) nach  $\vec{x}$  gelöst werden kann. Gleiches gilt für Gleichung (2.36) in der die Steifigkeitsmatrix und der Vektor der

Residuen bekannt sind und nach  $\Delta\vec{u}$  gelöst wird.

Analog dazu kann die thermische Energiegleichung durch die Aufteilung des Vektors der Temperatur  $T$  an den FEM-Knoten zu

$$\vec{T}^{(i+1)} = \vec{T}^{(i)} + \Delta\vec{T} \quad , \quad (2.38)$$

iterativ gelöst werden, was zu

$$K_T^{(i)} \Delta\vec{T} = \vec{R}_T^{(i)} \quad , \quad (2.39)$$

mit der thermischen *Steifigkeits*-Matrix  $K_T$  und dem Vektor der thermischen Residuen  $\vec{R}_T^{(i)}$  führt.

### 2.4.7 Thermomechanische Kopplung

Ein wesentlicher Aspekt einer TEP-Simulation, wie in Abschnitt 1.2 bereits angedeutet, ist die Berücksichtigung sowohl thermischer als auch mechanischer Einflüsse bzw. Gleichungen. Die Gleichungen müssen allerdings nicht gekoppelt betrachtet werden, sondern können auch entkoppelt voneinander betrachtet werden. Dieser Unterabschnitt soll lediglich einen grober Überblick über die Kopplungsmethoden und die damit verbundenen Lösungsmethoden geben. Für eine detailliertere Betrachtung siehe z.B. [87].

#### Kopplung der thermischen und mechanischen Gleichungen

Bei der Kopplung der thermischen und mechanischen Gleichungen gibt es verschiedene Methoden [87]:

- monolithische (engl. *monolithic*),
- iterative (engl. *iterative*)
- und sequenzielle (engl. *staggered*) Kopplungsmethoden.

Bei den monolithischen und iterativen Methoden werden in jedem Simulationszeitschritt die thermischen und mechanischen Gleichungen unter Berücksichtigung ihrer gegenseitiger Abhängigkeit gelöst. Somit entsteht ein gekoppeltes Gleichungssystem, das durch ein iteratives Verfahren gelöst werden kann. Bei der Kopplung der thermischen und mechanischen Gleichungen und anschließendem Anwenden eines iterativen Verfahrens ergibt sich ein Gleichungssystem der Form [79]

$$\begin{bmatrix} K_u & K_{uT} \\ K_{Tu} & K_T \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Delta\vec{u} \\ \Delta\vec{T} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \vec{R}_u \\ \vec{R}_T \end{Bmatrix} \quad (2.40)$$

und es entstehen zusätzlich zu den bereits bekannten Matrizen  $K_u$  und  $K_T$  noch die Kopplungsmatrizen  $K_{uT}$  und  $K_{Tu}$ . Es sei an dieser Stelle daran erinnert, dass alle in Gleichung (2.40) vorkommenden Matrizen im Allgemeinen sowohl von der Verschiebung als auch von der Temperatur abhängen können, z.B.  $K_u = K_u(\vec{u}, \vec{T})$ .

Bei den monolithischen Methoden wird Gleichung (2.40) in einem gemeinsamen Berechnungsschritt, während bei den iterativen Kopplungsmethoden die beiden Gleichungen getrennt voneinander berechnet werden, indem angenommen wird, dass die Einträge der Matrizen der Nebendiagonalen,  $K_{uT}$  und  $K_{Tu}$ , vernachlässigbar klein sind.

Gleichung (2.40) wird somit zu

$$\begin{bmatrix} K_u & 0 \\ 0 & K_T \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Delta \vec{u} \\ \Delta \vec{T} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \vec{R}_u \\ \vec{R}_T \end{Bmatrix} \quad (2.41)$$

und entspricht einer schwachen Kopplung. Nichtsdestotrotz entsteht am Ende jedes Simulationsschritts ein Zustand, bei dem sowohl thermische als auch mechanische Gleichungen erfüllt sind. Das heißt beide normierten Residuen  $\|\vec{R}_u\|$  und  $\|\vec{R}_T\|$  sind kleiner als ein bestimmter vorgegebener Wert.

Der Einfluss der Temperatur auf die mechanischen Gleichungen ist beim Schweißen allerdings um vier Zehnerpotenzen höher, als der Einfluss der Wärmegenerierung durch plastische Dissipation auf das Temperaturfeld [64, 76]. Deshalb wird bei der Simulation von Schweißnähten häufig auf diesen konvergierten Zustand verzichtet und eine sequenzielle Kopplungsmethode verwendet.

Bei dieser Methode wird zuerst das Temperaturfeld für einen Zeitschritt berechnet und dieses anschließend zur Berechnung des Verschiebungsfelds verwendet. Es folgt *keine* Rückkopplung des Verschiebungsfelds auf das Temperaturfeld im *selben* Zeitschritt.

Diese Art der Kopplung ermöglicht jedoch die Berücksichtigung des Einflusses des Verschiebungsfelds auf das Temperaturfeld im *nächsten* Zeitschritt. Die Veränderung der Geometrie und die Wärmegenerierung durch plastische Dissipation können z.B. als Input für den nächsten Berechnungsschritt der thermischen Analyse verwendet werden.

### Entkoppelte Betrachtung der thermischen und mechanischen Gleichungen

Andererseits ist es auch möglich, die thermischen und die mechanischen Gleichungen komplett zu entkoppeln, indem zuerst der gesamte zeitliche Verlauf des Temperaturfelds berechnet wird und dieses anschließend in der mechanischen Simulation zu jedem Zeitpunkt als Randbedingung aufgebracht wird. Ein Nachteil dieser Methode ist, dass sich die Geometrie während der thermischen Simulation nicht verändert und plastische Dissipation nicht berücksichtigt werden kann. Außerdem muss im Gegensatz zu einer gekoppelten Simulation jeder Zeitschritt der thermischen Simulation geschrieben und gespeichert werden, was in der Praxis berücksichtigt werden muss.

## 3 T-Stoß Schweißnaht

Im folgenden Kapitel werden die Eigenspannungen und der Verzug eines einfachen beidseitig geschweißten T-Stoßes mithilfe einer TEP-Simulation untersucht. Dieses Kapitel soll die Grundlage der Untersuchung einer komplexeren Baugruppe in Kapitel 4 bilden.

Der Fokus liegt darauf, den Einfluss verschiedener Input-Parameter, wie bspw. FE-Netz-Feinheit, Wärmequellen- oder Materialmodell, zu bestimmen. Dafür wird zuerst, in Anlehnung an ein Beispiel aus der Literatur, ein Grunds simulationsmodell vorgestellt. Ausgehend von dieser Grunds imulation werden verschiedene Parameter verändert und deren Einfluss analysiert.

Abschließend werden diese Erkenntnisse genutzt, um ein möglichst ähnliches Modell mit dem Beispiel aus der Literatur zu erstellen und die Ergebnisse dieser Arbeit mit den Ergebnissen aus der Literatur zu vergleichen.

### 3.1 Erklärung des Beispiels

Das gewählte Beispiel basiert auf einem Artikel von Dean Deng, Wei Liang und Hidekazu Murakawa [19], da es sich aufgrund der geringen Komplexität gut zur Untersuchung und Validierung einer einfachen TEP Simulation eignet.

In diesem Artikel wird ein beidseitig geschweißter T-Stoß mit einfacher Geometrie betrachtet und es wird sowohl ein Experiment als auch eine numerische Simulation durchgeführt. Der experimentelle Aufbau, der Schweißvorgang sowie die gemessenen physikalischen Größen sind, bis auf einige Lücken, nachvollziehbar beschrieben.

Bei dem im genannten Artikel durchgeführten Experiment wird ein Steg (engl. *web*) mit den Abmessungen 500x300x9 mm auf eine Platte (engl. *flange*) mit den Abmessungen 500x500x12 mm durch zwei Kehlnähte geschweißt. Sowohl die Platte als auch der Steg bestehen aus dem Stahl SM400A, einem unlegierten Baustahl mit der äquivalenten Bezeichnung S235JR [26]. Der Aufbau ist in Abbildung 3.1a dargestellt.

Als Schweißverfahren kommt CO<sub>2</sub>-Schutzgasschweißen zum Einsatz, dessen Parameter in Tabelle 3.1 zusammengefasst sind.

Im Experiment wurde die Verschiebung senkrecht zur Ebene (engl. *out-of-plane deformation*)

**Tab. 3.1:** Schweißmethode und -parameter

Schutzgas	Draht	z-Maß	Stromstärke	Spannung	Geschwindigkeit
CO <sub>2</sub>	DW100V	6 mm	270 A	29 V	400 mm/min

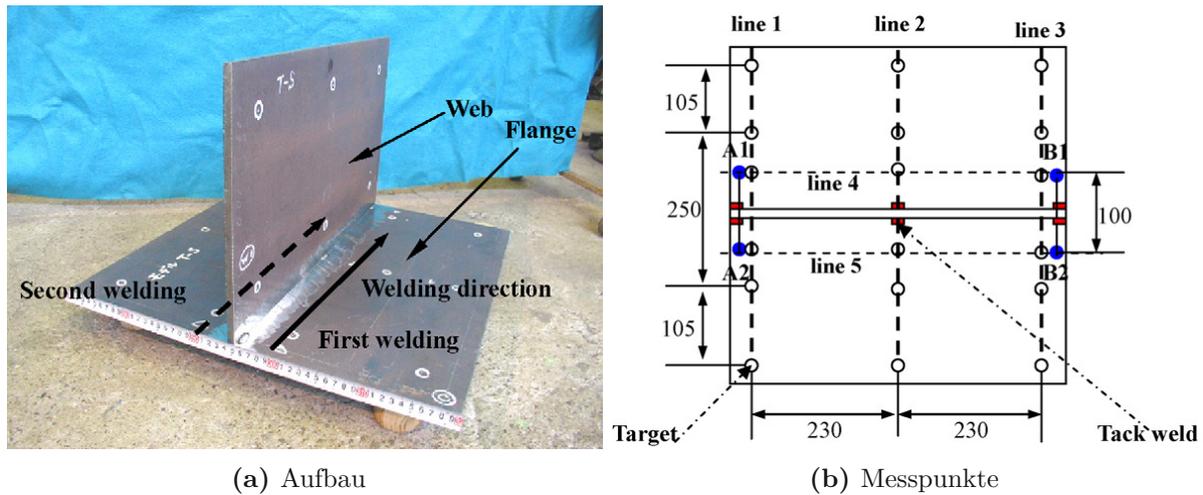


Abb. 3.1: Aufbau und Messpunkte des T-Stoß-Schweiß-Versuchs [19]

gemessen, die in  $z$ -Richtung liegt. Die Stellen, an denen diese Verschiebung gemessen worden ist, sind in Abbildung 3.1b dargestellt.

Die Messpunkte sind in 3 Linien angeordnet (Linie 1, Linie 2 und Linie 3), die, in Schweißrichtung betrachtet, am Start, in der Mitte und am Ende der Schweißnaht liegen. Senkrecht zur Schweißnaht werden jeweils pro Linie und pro Seite 3 Messungen im Abstand von 50 mm, 125 mm und 230 mm zur Schweißnaht durchgeführt.

Abbildung 3.1b zeigt außerdem die Positionen der Heftnähte (engl. *tack welds*). Für jede Schweißnaht werden vor dem Schweißen der Hauptnaht drei Heftnähte, jeweils am Anfang, in der Mitte und am Ende der Schweißnaht, mit einer Länge von ca. 10 mm geschweißt.

## 3.2 Modellbildung und Simulation

In diesem Abschnitt wird die Modellbildung und Simulation beschrieben, indem ein Grundmodell und verschiedene Variationen davon erklärt werden. Es wird auf die Materialdaten, die FEM-Vernetzung, die Randbedingungen, die Kontaktmodellierung, das Wärmequellenmodell sowie bestimmte Aspekte der Simulation eingegangen.

### 3.2.1 Materialdaten

In der Arbeit von Deng et al. [19] wird der Stahl SM400A verwendet. Bestimmte Materialdaten, wie beispielsweise das temperaturabhängige Verfestigungsverhalten, sind nicht einfach zu beschaffen. Deshalb werden für die Grundsimulation die Materialdaten des Stahls S355 verwendet, die als Standard Materialdaten im Präprozessor Fabweld (Dr. Loose GmbH, Version 2022\*15.07.2022) [53] zur Verfügung stehen und aus der Dissertation von Loose [52] stammen.

Die versteifte Platte, die im nächsten Kapitel untersucht wird, besteht aus dem Material Q235. Der europäisch äquivalente Stahl dazu ist ebenfalls der Stahl S235JR [26]. Das bedeutet, die Materialien sollten eigentlich identisch sein. Die Materialdaten, die im Artikel, der im nächsten

Kapitel verwendet wird, um die geschweißte Platte zu simulieren, unterscheiden sich jedoch in der Streckgrenze und im E-Modul von den Materialdaten von SM400A aus [20]. Die unterschiedliche Streckgrenze ist möglicherweise auf eine eventuelle Wärmebehandlung zurückzuführen und der Unterschied im E-Modul möglicherweise auf unterschiedliche Messergebnisse. Es erscheint also sinnvoll, auch den Einfluss dieser Materialdaten zu untersuchen.

Es werden somit drei verschiedene Materialdatensätze verwendet: S355, SM400A und Q235. Ihre chemischen Zusammensetzungen befinden sich im Anhang und ihre mechanischen und thermischen Eigenschaften, werden folglich beschrieben.

#### **Materialeigenschaften S355**

Abbildung 3.2 zeigt die thermischen und mechanischen Eigenschaften des Stahls S355, die bei der Grundsimulation verwendet werden. Auffallend in den Materialdaten ist, dass die Verfestigung, dargestellt als temperaturabhängige Fließkurven in Abbildung 3.2d, ihr Maximum bei einer Temperatur von ca. 300 °C erreicht.

Die Daten, die Loose zur Erstellung der gewünschten Materialparameter verwendet, stammen aus Messungen von Peil und Wichers [63]. Die Autoren geben für die Erhöhung der Verfestigung mit steigender Temperatur das Phänomen der *dynamischen Rekalterung* an. Dieses Phänomen wird auch in anderen Veröffentlichungen beschrieben, wie Defrient [22, S. 21] in seiner Dissertation zeigt.

Der unstetige Verlauf des thermischen Ausdehnungskoeffizienten, der in Abbildung 3.2c dargestellt ist, ergibt sich aus den Überlegungen zur Modellierung der Volumensänderung bei Phasenumwandlungen, die in Abschnitt 2.4 beschrieben werden.

Für die latente Wärme bei der Phasenumwandlung von fest auf flüssig wird ein Wert von 270 J/g gewählt.

#### **Materialeigenschaften SM400A**

Es wird davon ausgegangen, dass die Unterschiede der Stähle SM400A/S235JR und S355 in ihren thermischen und mechanischen Eigenschaften die Simulation nicht wesentlich beeinflussen, da beides Baustähle sind und somit gewisse Ähnlichkeiten aufweisen. Diese These wird durch die in Abschnitt 3.3 präsentierten Ergebnisse gestützt. Deshalb wird weiters davon ausgegangen, dass die Tendenzen der übrigen Einflussparameter dadurch nicht wesentlich beeinflusst werden.

Deng et al. [19] beschreiben in ihrer Arbeit nicht, welche mechanischen und thermischen Eigenschaften sie für ihre Simulation verwenden. In einer Veröffentlichung von Deng et al. [20] wird jedoch der selbe Stahl verwendet und darin werden Materialeigenschaften angegeben. Diese sind, leicht modifiziert, in Abbildung 3.3 dargestellt.

Im Artikel von Deng et al. [20] weisen die spezifische Wärmekapazität und die Wärmeleitfähigkeit eine Erhöhung bei ca. 1.500 °C auf. Es wird davon ausgegangen, dass diese Erhöhung künstlicher Natur ist und dass damit die Wärmeübertragung durch Konvektion, die im Schmelzbad auftritt, nachgebildet werden soll. In dieser Arbeit wird auf diese Modellierung der Konvektion verzichtet. Von den Standardmaterialdaten aus Fabweld, die dem Stahl S355 entsprechen, werden lediglich

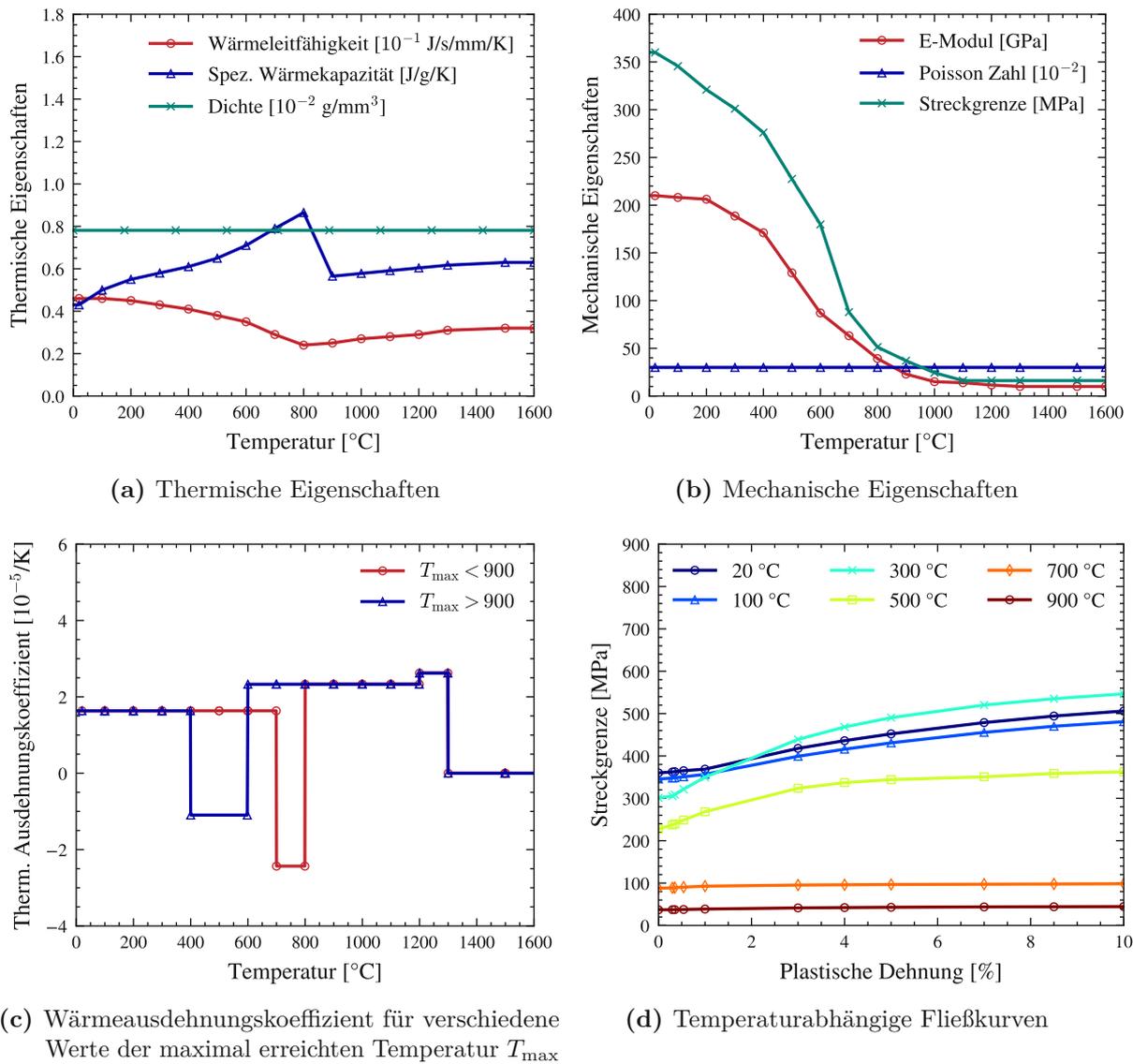


Abb. 3.2: Materialeigenschaften von S355 aus [53]

die spezifische Wärmekapazität, Wärmeleitfähigkeit, der E-Modul und die Streckgrenze geändert. Für die Dichte, die Poisson Zahl, den thermischen Ausdehnungskoeffizienten, die latente Wärme und die temperaturabhängigen Fließkurven werden die Werte von S355 gewählt.

### Materialeigenschaften Q235

Bei den Materialdaten von Q235 werden im Vergleich zu den Materialdaten, die für den Stahl SM400A verwendet werden, werden die Streckgrenze und der E-Modul geändert. Diese werden aus [49] entnommen und sind in Abbildung 3.4 dargestellt.

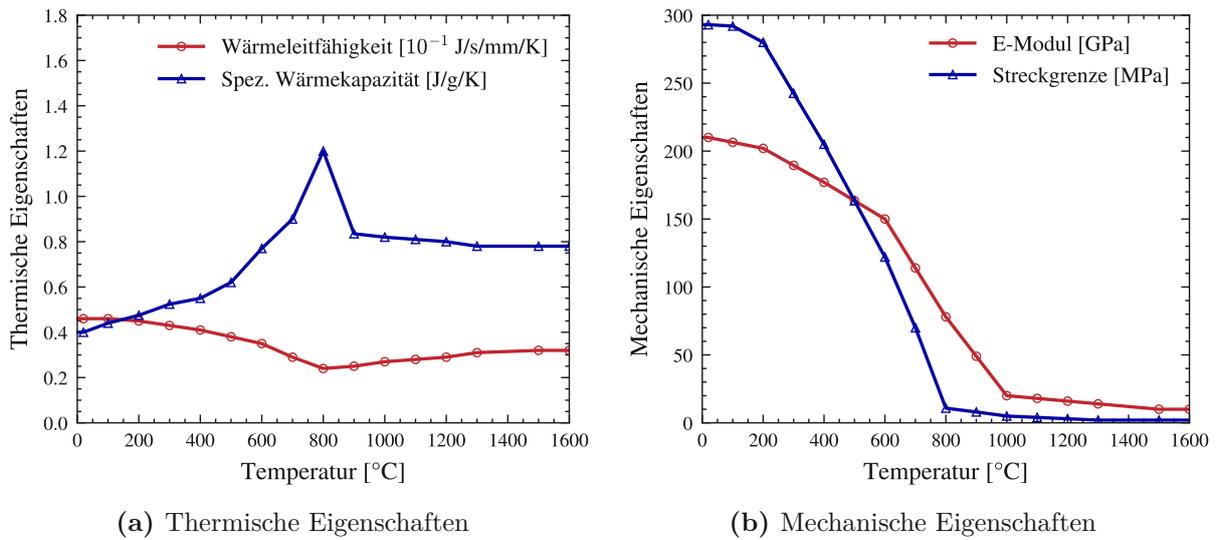


Abb. 3.3: Adaptierte Materialeigenschaften von SM400a aus [20]

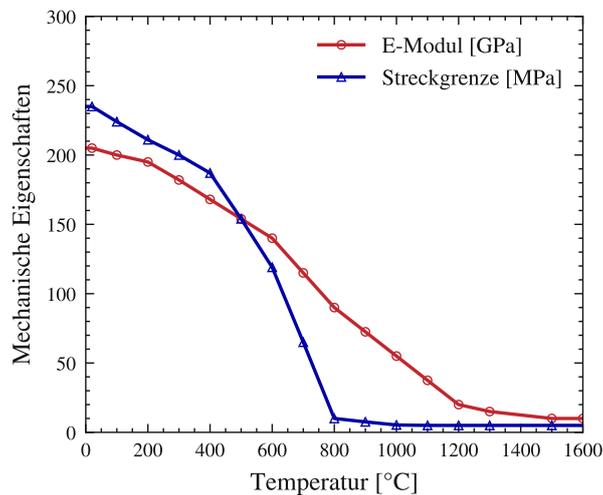
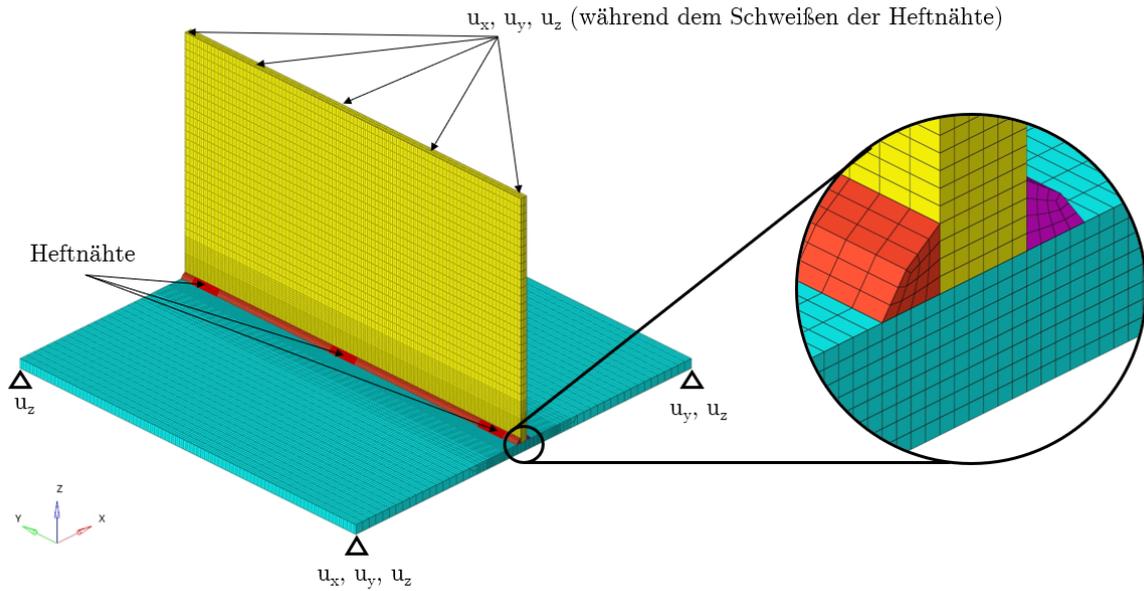


Abb. 3.4: Mechanische Eigenschaften von Q235 aus [49]

### 3.2.2 FEM Vernetzung und Randbedingungen

Wie bereits in Abschnitt 1.2 erwähnt werden bei einer TEP-Simulation eine thermische Simulation und eine mechanischen Simulation entweder gekoppelt oder ungekoppelt durchgeführt. Das FE-Netz, das für beide Simulationsschritte verwendet wird, wird hier beschrieben.

Zur Modellierung des Stegs, der Platte und den Schweißnähten werden hexaederförmige Solid-Elemente mit linearen Interpolationsfunktionen verwendet. Die Elementformulierung wird in LSDyna durch die Variable `ELFORM` im Keyword `*SECTION_SOLID` festgelegt. Dafür wird der Wert -1 gewählt, der sich laut dem LSDyna Manual [51, S. 3391] gut für stark deformierte Elemente eignet und einer selektiven Integration (engl. *selective integration* oder auch *B-Bar method*) entspricht. Eine selektive Integration bedeutet in diesem Zusammenhang die Aufteilung der Steifigkeitsmatrix in einen deviatorischen und einen volumetrischen Anteil, für die

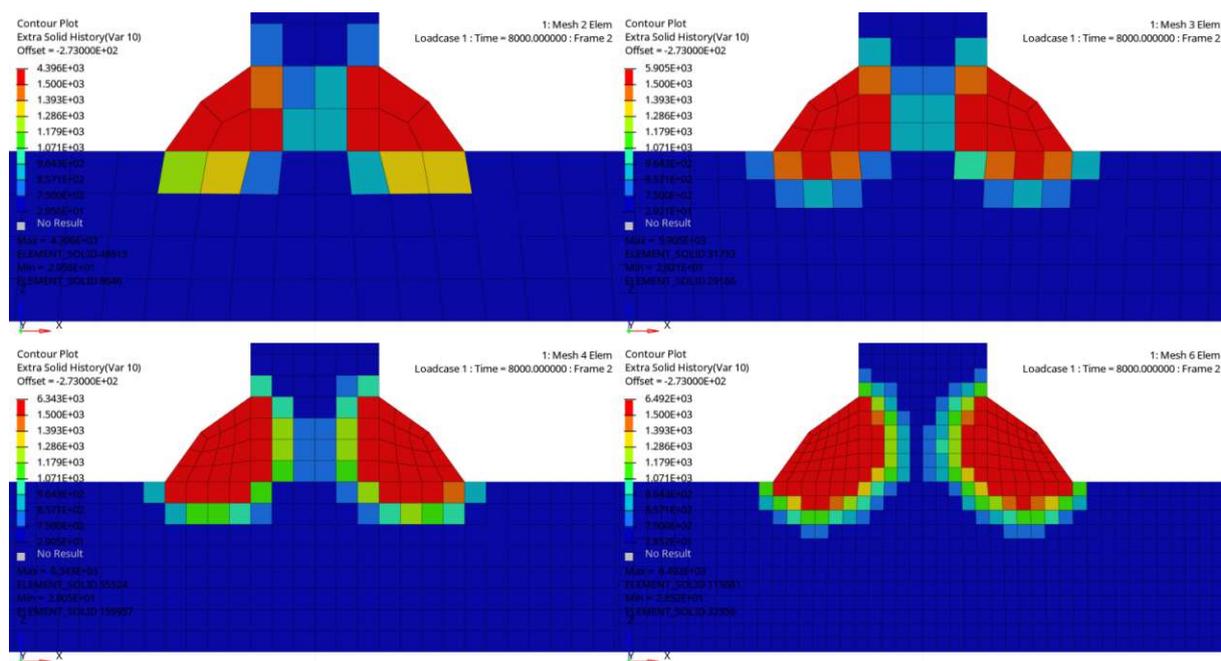


**Abb. 3.5:** Randbedingungen und Vernetzung des FE-Modells des T-Stoßes das bei der Grundsimulation verwendet wird

jeweils unterschiedliche Integrationsmethoden verwendet werden. Dabei wird der volumetrische Anteil reduziert und der deviatorische Anteil voll integriert. Der Grundgedanke ist, dass die Forderung von inkompressiblem Werkstoffverhalten bei Verschiebungs-basierten FEM-Methode und stark verformten Elementen zu inkorrekten Ergebnissen führt. Inkompressibilität wird z.B. bei Elastomeren, aber auch bei isochorem plastischen Materialverhalten, wie es bei dem in dieser Arbeit verwendeten Materialmodell, dem MAT270, der Fall ist. Für weitere Details zur Elementformulierung -1 siehe [10] und für weitere Details zur selektiven Integration siehe z.B. [40, Seite 232] und [17].

Abbildung 3.5 zeigt das FE-Modell des T-Stoßes, das aus 122.240 Solid-Elementen und 151.340 Knoten besteht. Die Feinheit des FE-Netzes spielt insbesondere bei der Wahl der Wärmequelle eine Rolle, da das Netz fein genug sein muss, um Unterschiede in der Temperaturverteilung zu erkennen.

Abbildung 3.6 zeigt beispielhaft die Konturplots der simulierten maximal erreichten Temperatur im Querschnitt des T-Stoßes für unterschiedlich feine Netze. Man erkennt gut, dass die Beurteilung der Schmelz- und Wärmeeinflusszone bei zu grobem Netz, wie in Abbildung 3.6 links oben dargestellt, nicht möglich ist. Es werden TEP-Simulationen mit unterschiedlichen Vernetzungseinheiten durchgeführt. Wie in Abbildung 3.6 ersichtlich werden die Simulationen mit einer Anzahl von zwei, drei, vier und sechs Elementen pro Schenkel durchgeführt. Die Anzahl der Elemente und Knoten der verschiedenen Netzfeinheiten sind in Tabelle 3.2 zusammengefasst.



**Abb. 3.6:** Verteilung der maximal erreichten Temperatur im Querschnitt des T-Stoßes für unterschiedlich feine Netze

**Tab. 3.2:** Zusammenfassung der verschiedenen Netzfeinheiten

Elemente pro Schenkel	Elemente gesamt	Knoten	Kantenlänge in der Nähe der Schweißnaht
2	48.640	68.095	3 mm
3	82.905	60.480	2 mm
4 (Grundsimulation)	122.240	151.340	1,5 mm
6	253.569	217.600	1 mm

#### Mechanische Randbedingungen

Die mechanischen Randbedingungen werden so gewählt, dass lediglich eine Festkörperverschiebung verhindert wird, siehe Abbildung 3.5.

Außerdem werden während des Erstellens der Heftnähte, die in Abbildung 3.5 dargestellt sind, alle Knoten an der Oberseite des Stegs in allen drei Koordinatenrichtungen festgehalten.

#### Thermische Randbedingung

Für die thermische Randbedingung Wärmestrahlung werden alle Bauteile als ideale schwarze Körper angenommen, was einem Emissionsgrad von  $\epsilon_r = 1$  entspricht. Für den konvektiven Wärmeübergang wird ein Wärmeübergangskoeffizient von  $h = 7 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$  angenommen [1]. Die Ausgangstemperatur aller Bauteile und die Umgebungstemperatur wird auf  $20 \text{ °C}$  festgelegt.

### 3.2.3 Kontakt

Zur Modellierung der Kontakte zwischen den Bauteilen selbst und zwischen Bauteil und Schweißnaht wird der in Abschnitt 2.4 beschriebene Mortar Kontakt verwendet. Dieser wird in LSDyna durch das Keyword `*CONTACT_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE_MORTAR_TIED_WELD` erstellt.

Der Zusatz `TIED_WELD` ermöglicht eine Unterscheidung zwischen einem freien Kontakt (engl. *free contact*) und einer Verbindung (engl. *tied contact*). Wenn eine bestimmte Temperatur im Kontakt überschritten wird und ein bestimmter maximaler Abstand unterschritten wird, werden die Bauteile im Modell verbunden. In der Realität entspricht der freie Kontakt also dem ungeschweißten Zustand und der verbundene Kontakt dem geschweißten Zustand.

Für die hier vorgestellten Simulationen wird die Temperatur, ab der zwei Kontaktpartner fest verbunden werden, auf 1.300 °C und der maximale Abstand der dafür eingehalten werden muss auf 1 mm festgelegt.

Dieser Abstand spielt bei einer entkoppelten Simulation keine Rolle, da sich die Geometrie während des Schweißvorgangs nicht ändert. Wird hingegen eine gekoppelte Simulation durchgeführt, kann sich der Abstand zwischen den Kontaktpartnern ändern, da die Veränderung der Geometrie durch den Einfluss von thermischen Dehnungen in jedem Zeitschritt berücksichtigt wird.

Es ist sinnvoll, eine Seite jeder Schweißnaht bereits bei einer Temperatur von 0 °C mit einem Bauteil, in diesem Fall dem Steg, zu verbinden, um die Position der Schweißnähte zu fixieren. Es stellt sich jedoch heraus, dass dadurch, speziell bei einer geringen Anzahl an Elementen, eine leicht asymmetrische Temperaturverteilung einstellen kann, da die eingebrachte Wärme bereits über die bei 0°C verbundene Seite abfließen kann. Die Reduzierung der minimal notwendigen Kontakttemperatur zwischen Schweißnaht und Platte kann diesem Phänomen entgegenwirken. Des Weiteren wird in diesem Keyword die Wärmeübertragung im freien sowie verbundenen Kontaktzustand festgelegt, indem jeweils ein Wärmeübergangskoeffizient festgelegt wird. Für den freien Kontaktzustand wird ein Wärmeübergangskoeffizient von 1.000 W/(m<sup>2</sup>K) angenommen, während für den verbundenen Kontaktzustand ein Wert von 10<sup>6</sup> W/(m<sup>2</sup>K) angenommen wird. Wärmeübertragung durch Wärmestrahlung beim freien Kontaktzustand kann berücksichtigt werden, wird aber in allen hier beschriebenen Simulationen vernachlässigt.

Neben dem thermischen wird auch das mechanische Kontaktverhalten gesteuert. Für den Reibkontakt wird dabei ein Reibwert von  $\mu = 0,3$  angenommen.

### 3.2.4 Wärmequellenmodell

Die Beschreibung der Wärmequelle erfolgt in LSDyna durch das Keyword `*BOUNDARY_THERMAL_WELD_TRAJECTORY`. Dabei werden

- die Wärmeleistung,
- die Geometrie des Volumens, auf dem die Wärme aufgebracht wird,
- die Art der Verteilung der Wärme

- und der zeitliche Verlauf der Position der Wärmequelle festgelegt.

### Wahl des Wärmequellenmodells

Die Wahl des Wärmequellenmodells hängt, wie bereits in Abschnitt 2.3 erwähnt, stark von der Schweißart ab. Da im Experiment ein CO<sub>2</sub>-Schutzgas-Schweißverfahren verwendet wird, wird die Goldak-Wärmequelle als Wärmequelle verwendet. Für die Wahl dessen Parameter empfiehlt Sun [81] einen Vergleich der Schmelz- und Wärmeeinflusszone eines experimentell-erhaltenen Schliffbilds mit der simulierten Temperaturverteilung. Eine gängige Methode ist die Anpassung der Parameter der Wärmequelle durch *trial and error*, um eine qualitative Übereinstimmung der Temperaturverteilung mit dem Schliffbild zu erhalten.

Eine weitere Möglichkeit der Validierung der Wärmequelle ist der Abgleich des zeitlichen Temperaturverlaufs von Simulation und Experiment durch das Anbringen von Temperatursensoren in der Nähe der Schweißnaht, siehe z.B. [35].

Es gibt auch Ansätze, die die Schmelz- und Wärmeeinflusszone quantitativ beurteilen. Dazu gehören z.B. die Verwendung künstlicher neuronaler Netze wie es Moslemi et al. [56] vorschlagen oder die Verwendung von Bildverarbeitungstools und Optimierungsalgorithmen nach Belitzki et al. [7].

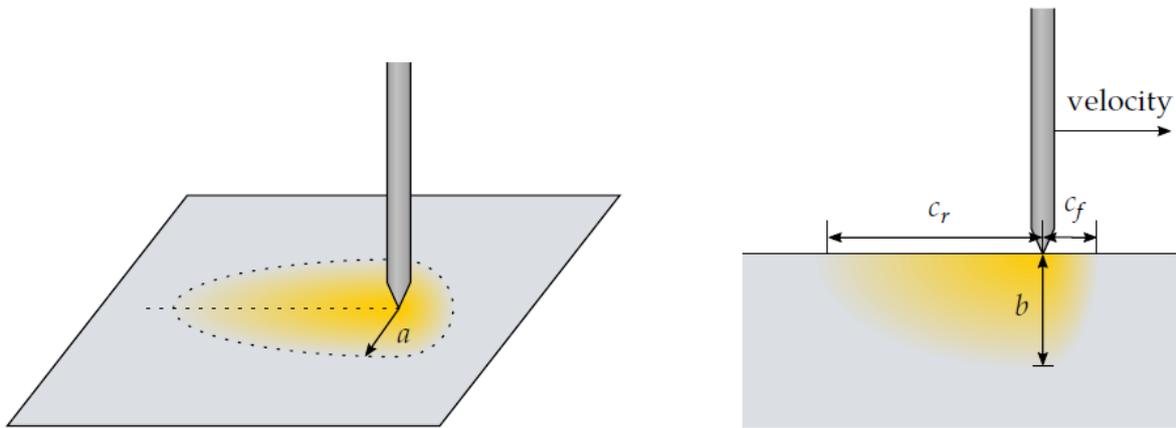
Im Zuge des zu vergleichenden Experiments wurde kein Schliffbild erstellt. Daher kann die Wärmequelle nur mit einem *zu erwartenden* Schmelzbad qualitativ parametrisiert werden. Auch wenn das Wärmequellenmodell durch das Experiment nicht validiert werden kann, ist es trotzdem sinnvoll, dessen Einfluss zu analysieren, da, wie noch gezeigt wird, es einen beträchtlichen Einfluss auf den Schweißverzug hat.

Neben der Goldak-Wärmequelle gibt es, wie in Abschnitt 2.3 kurz erklärt wird, noch weitere Möglichkeiten zur Modellierung der Wärmequelle. Eine Reihe verschiedener Wärmequellen, deren Parameter in Tabelle 3.3 zusammengefasst sind, soll daher untersucht werden. Die Goldak-Wärmequelle mit dem Exponenten  $n = 3$  wird in der Grundsimulation verwendet. Außerdem wird in der Grundsimulation ein Wirkungsgrad von 1 angenommen.

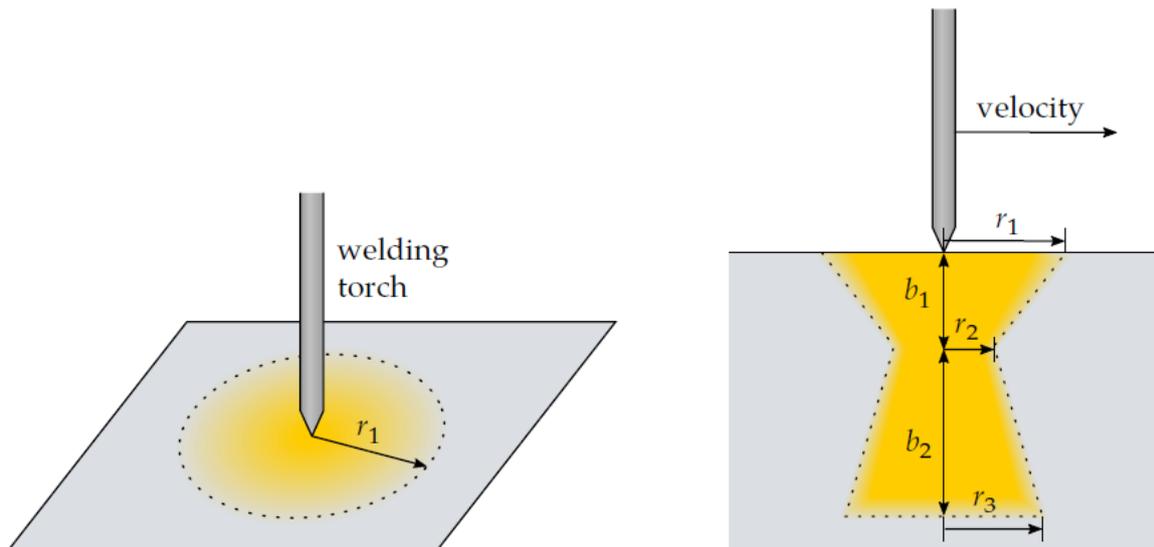
Die wesentlichen Unterschiede der verschiedenen Wärmequellen sind die Geometrie und die Verteilung der Wärme über das Volumen, auf dem die Wärme aufgebracht wird. Die Art der Geometrie wird dabei im LS-Dyna Keyword \*BOUNDARY\_THERMAL\_WELD\_TRAJECTORY durch den Parameter IFORM festgelegt, während die Geometrieparameter und die Verteilung der Wärme

**Tab. 3.3:** Parameter der unterschiedlichen Wärmequellen des LS-Dyna Keywords BOUNDARY\_THERMAL\_WELD\_TRAJECTORY

	IFORM	P1	P2	P3	P4	P5	P6	P7
Goldak $n = 3$	1	$a = 4$	$b = 5$	$c_f = 4$	$c_r = 8$	$f_f = 1, 2$	$f_r = 0, 8$	$n = 3$
Goldak $n = 1$	1	$a = 4$	$b = 5$	$c_f = 4$	$c_r = 8$	$f_f = 1, 2$	$f_r = 0, 8$	$n = 1$
Doppelellipsoid	2	$a = 4$	$b = 5$	$c_f = 4$	$c_r = 8$	$f_f = 1, 2$	$f_r = 0, 8$	
Konus	3	$r_1 = 6$	$r_2 = 4$	$r_3 = 4$	$b_1 = 2, 5$	$b_2 = 2, 5$	$F_1 = 1$	$F_2 = 1$



**Abb. 3.7:** Doppelellipsoid-Geometrie der Parameter IFORM=1 und IFORM=2 mit in gelb dargestellter Gauß-verteilter Wärmeleistung, aus [50]



**Abb. 3.8:** Konus-Geometrie des Parameter IFORM=3, aus [50]

durch die Parameter P1 bis P7 spezifiziert werden, siehe Tabelle 3.3.

Es werden zwei verschiedene Geometrien untersucht: der Doppelellipsoid und der Konus.

Die Geometrie des Doppelellipsoids, der durch die Parameter IFORM=1 und IFORM=2 gewählt wird ist in Abbildung 3.7 dargestellt. Bei dieser Geometrie kann außerdem zwischen einer konstanten Verteilung der Wärmeleistung und einer Gauß-verteilter Wärmeleistung unterschieden werden. Letztere ist die aus Abschnitt 2.3 bekannte Goldak-Wärmequelle. Da diese zur Simulation des T-Stoßes verwendet wird, die mit dem Ergebnissen aus dem Experiment verglichen wird, wird hier weiters der Konzentrationskoeffizient  $n$  variiert, der auch in Abschnitt 2.3 erklärt wird. Abbildung 3.8 zeigt die Geometrie für den Parameter IFORM=3. Diese Wärmequelle kann zu einer zylindrischen Wärmequelle vereinfacht werden, indem der selbe Wert für die Parameter  $r_1, r_2, r_3$  verwendet wird. Diese Form eignet sich gut zur Modellierung von Laserschweißen, da bei

diesem Verfahren die Wärme konzentrierter aufgebracht wird. Bei dieser Form kann die Wärme nur konstant verteilt aufgebracht werden.

Außerdem wird durch das Setzen des Parameter ENFOR im Keyword \*BOUNDARY\_THERMAL\_WELD\_TRAJECTORY auf 1 festgelegt, dass die gesamte Wärmeleistung, die angegeben wird, auch tatsächlich in das Bauteil oder die Schweißnaht eingebracht wird, auch wenn sich das Volumen der Wärmequelle nicht vollständig im Bauteil oder der Schweißnaht befindet. Das wird erreicht, indem in jedem Zeitschritt die im Bauteil eingebrachte Wärme mit der einzubringenden Wärme verglichen wird.

Die Einbringung der Wärme erfolgt, nach einem Austausch mit dem LSDyna Support, indem das Volumen, über das die Wärme eingebracht wird, in kleine Würfel geschnitten wird, die unabhängig vom FE-Netz sind. Die genaue Berechnung der Entwicklung der Temperaturverteilung ist nicht bekannt. Nach dem Berechnen der Temperatur wird der Temperaturgradient über die Integrationspunkte und entsprechend den Ansatzfunktionen der Finiten Elemente verteilt.

#### Bewegung der Wärmequelle

Im Keyword \*BOUNDARY\_THERMAL\_WELD\_TRAJECTORY wird außerdem, wie das Wort TRAJECTORY andeutet, eine Schweißtrajektorie für die Wärmequelle vorgegeben, die durch ein Knotenset festgelegt wird. Die Wärmequelle folgt dieser Trajektorie mit einer festgelegten Geschwindigkeit, die von der Zeit abhängig sein kann.

Diese Trajektorie bildet außerdem die Grundlage des Koordinatensystems zur Beschreibung der Wärmequelle, wie beispielsweise für die Goldak-Wärmequelle in Abbildung 3.9 dargestellt, indem dadurch die  $\tilde{x}$ -Achse definiert wird. Die Festlegung der  $\tilde{z}$ -Achse der Wärmequelle erfolgt entweder durch ein zweites Knotenset oder durch die Normalen eines Segmentsets. Liegt ein Knoten auf mehreren Segmenten wird die Richtung durch Mittelung der Normalen definiert.

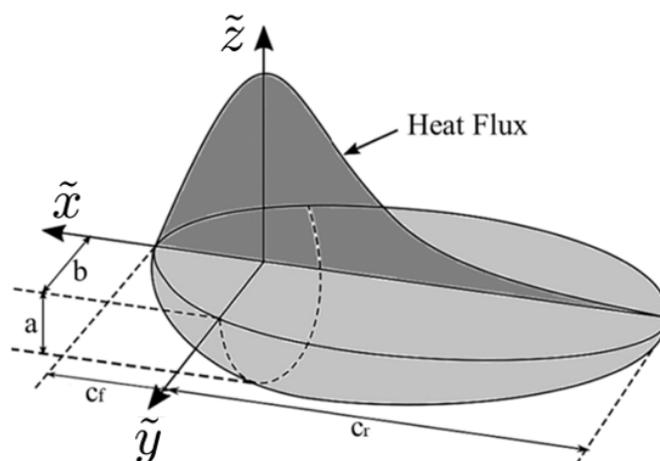


Abb. 3.9: Goldak-Wärmequelle mit eingezeichnetem Koordinatensystem, modifiziert aus [75]

### 3.2.5 Prozessablauf

Wie bereits zu Beginn dieses Kapitels erwähnt, geht der zeitliche Verlauf der Schweißnähte nicht aus dem Artikel von Deng et al. hervor. Deshalb ist es sinnvoll, den Einfluss dieser Unsicherheit zu ermitteln, indem zwei Varianten des Prozessablaufs betrachtet werden.

Bei der ersten wird angenommen, dass mit dem Schweißen der ersten Schweißnaht direkt nach dem Schweißen der Heftnähte begonnen wird, aber zwischen der ersten und zweiten Schweißnaht eine Pause von 15 Minuten liegt.

Bei der zweiten Variante wird davon ausgegangen, dass sowohl zwischen dem Schweißen der Heftnähte und der ersten Schweißnaht als auch dem Schweißen der ersten und zweiten Schweißnaht eine Pause von zwei Stunden liegt. Bei dieser Variante kühlen alle Bauteile annähernd auf ihre Ausgangstemperatur ab.

Tabelle 3.4 gibt einen Überblick über den zeitlichen Verlauf der beiden Prozessvarianten. Abhängig von den Start- und Endzeiten der Schweißvorgänge, wie sie in Tabelle 3.4 zusammengefasst sind, werden, wie in Abschnitt 2.4 beschrieben, bestimmte Elemente *aktiviert*. Bei dieser Aktivierung werden ihre Materialeigenschaften abhängig von der Zeit bzw. von der Temperatur verändert werden.

LSDyna bietet dafür ein Materialmodell an, das die Zuweisung von unterschiedlichen Materialpa-

**Tab. 3.4:** Mögliche Varianten des Schweißprozesses

<b>15 Min. Pause zwischen den Schweißnähten:</b>					
Schweiß-ID	Schweißnahtlänge [mm]	Dauer [s]	Start [s]	Ende [s]	Pause [s]
1	12,5	1,875	0	1,875	1
2	12,5	1,875	2,875	4,750	1
3	12,5	1,875	5,750	7,625	5
4	12,5	1,875	12,625	14,500	1
5	12,5	1,875	15,500	17,375	1
6	12,5	1,875	18,375	20,250	5
7	500	75	25,250	100,250	925
8	500	75	1.025,250	1.100,250	7.200
<b>2h Pause zwischen den Schweißnähten:</b>					
Schweiß-ID	Schweißnahtlänge [mm]	Dauer [s]	Start [s]	Ende [s]	Pause [s]
1	12,5	1,875	0,000	1,875	1
2	12,5	1,875	2,875	4,750	1
3	12,5	1,875	5,750	7,625	5
4	12,5	1,875	12,625	14,500	1
5	12,5	1,875	15,500	17,375	1
6	12,5	1,875	18,375	20,250	<b>7.200</b>
7	500	75	<b>7.220,250</b>	<b>7.295,250</b>	<b>7.200</b>
8	500	75	<b>14.495,250</b>	<b>14.570,250</b>	<b>7.200</b>

parametern für aktive und inaktive Elemente erlaubt, nämlich das Materialmodell MAT270 [51]. In Abschnitt 2.4 wird außerdem erwähnt, dass ein kleiner Wert für die Temperaturleitfähigkeit  $a_{ghost}$  im inaktiven Zustand gewählt werden sollte, dieser aber ungleich null sein sollte, um numerische Probleme zu vermeiden. In diesem Fall wird für die Temperaturleitfähigkeit der Wert

$$a_{ghost} = \frac{\lambda_{ghost}}{\rho_{ghost} \cdot c_{ghost}} = \frac{7,815 \cdot 10^{-9}}{4,3 \cdot 10^8 \cdot 1 \cdot 10^{-3}} = 1,81 \cdot 10^{-14} \text{ mm}^2/\text{s} \quad (3.1)$$

gewählt. Für den E-Modul wird ein Wert von  $E_{ghost} = 1.000 \text{ N/mm}^2$  gewählt.

### 3.2.6 Simulation

Wie bereits im Abschnitt 2.4 erwähnt, gibt es verschiedene Methoden zur Lösung der transienten thermischen und mechanischen Gleichungen.

In LSDyna wird die Kopplung der thermischen und mechanischen Simulation durch die Variable SOLN im Keyword \*CONTROL\_SOLUTION aktiviert oder deaktiviert. Als Kopplungsmethode bietet LSDyna nur die Möglichkeit einer sequenziellen Methode, bei der, wie in Abschnitt 2.4 kurz beschrieben, in jedem Zeitschritt zuerst eine thermische und dann eine mechanische Analyse durchgeführt wird. Im thermischen Zeitschritt kann dabei auch die Wärme, die aus plastischer Dissipation resultiert, berücksichtigt werden. Diese Wärme wird hier allerdings vernachlässigt. Alternativ kann die Kopplung deaktiviert werden, indem die mechanische und thermische Simulation getrennt betrachtet werden. Die thermische Simulation muss dann als Input Parameter an die mechanische Simulation übergeben werden. Die Grundsimulation wird gekoppelt berechnet.

#### Mechanischer Simulationsschritt

Bei der Lösung der mechanischen Gleichungen wird einerseits ein Solver zum Lösen der elastoplastischen Gleichungen und andererseits ein Solver zum Lösen der zeitlichen Integration verwendet. Zur Lösung der nichtlinearen elastoplastischen Gleichungen wird das Newton-Verfahren im Keyword \*CONTROL\_IMPLICIT\_SOLUTION festgelegt.

Die Parameter bezüglich der zeitlichen Integration der mechanischen Gleichungen werden im Keyword \*CONTROL\_IMPLICIT\_DYNAMICS festgelegt. Dazu wird ein implizites Verfahren, nämlich das Newmark-beta-Verfahren, verwendet [59]. Trägheitseffekte werden dadurch zwar berücksichtigt, Gravitation wird allerdings vernachlässigt, um komplexe Abstützrandbedingungen zu vermeiden. Die resultierenden Randbedingungen aus der Werkbank, auf der geschweißt wird, und aus den Klemmen, die zum Einspannen verwendet werden, werden nicht berücksichtigt.

#### Thermischer Simulationsschritt

Da bei einer Schweißsimulation ein transientes Temperaturfeld berechnet wird ist es sinnvoll, den thermischen Simulationsschritt transient zu berechnen. Außerdem muss beim thermischen Simulationsschritt die Nichtlinearität der thermischen Energiegleichung (Gleichung (2.3)) berücksichtigt werden, da die Materialparameter von der Temperatur abhängen.

Diese Einstellungen werden durch die Variablen `ATYPE` (*analysis type*: transient oder stationär) und `PTYPE` (*problem type*: linear oder nichtlinear) im Keyword `*CONTROL_THERMAL_SOLVER` spezifiziert. Die Simulationen, die in dieser Arbeit vorgestellt werden, werden immer transient und nicht-linear berechnet.

Bei einer transienten Analyse kann dabei, analog zum mechanischen Simulationsschritt, spezifiziert werden, ob ein implizites oder explizites Verfahren zur Zeitintegration verwendet wird. In dieser Arbeit wird der thermische Simulationsschritt voll implizit berechnet. Eine Alternative dazu ist das teilimplizite Crank-Nicolson-Verfahren [15]. Dieses Verfahren ist zwar genauer, kann aber zu ungewünschten numerischen Oszillationen führen [47, S. 155].

Bei der Wahl des Solvers zur Lösung der linearen Gleichungssysteme gibt es die Unterscheidung zwischen direkten und iterativen Solvern. Direkte Solver sind in der Regel weniger effizient, zeigen aber besseres Konvergenzverhalten als iterative Solver. LSDyna empfiehlt für transiente Simulationen den iterativen *diagonal scaling conjugate gradient solver*, der auch, sofern nichts anderes angegeben ist, verwendet wird. Allerdings kommt es mit diesem Solver teilweise zu Konvergenzproblemen, weshalb dann auf einen direkten Solver gewechselt wird [50].

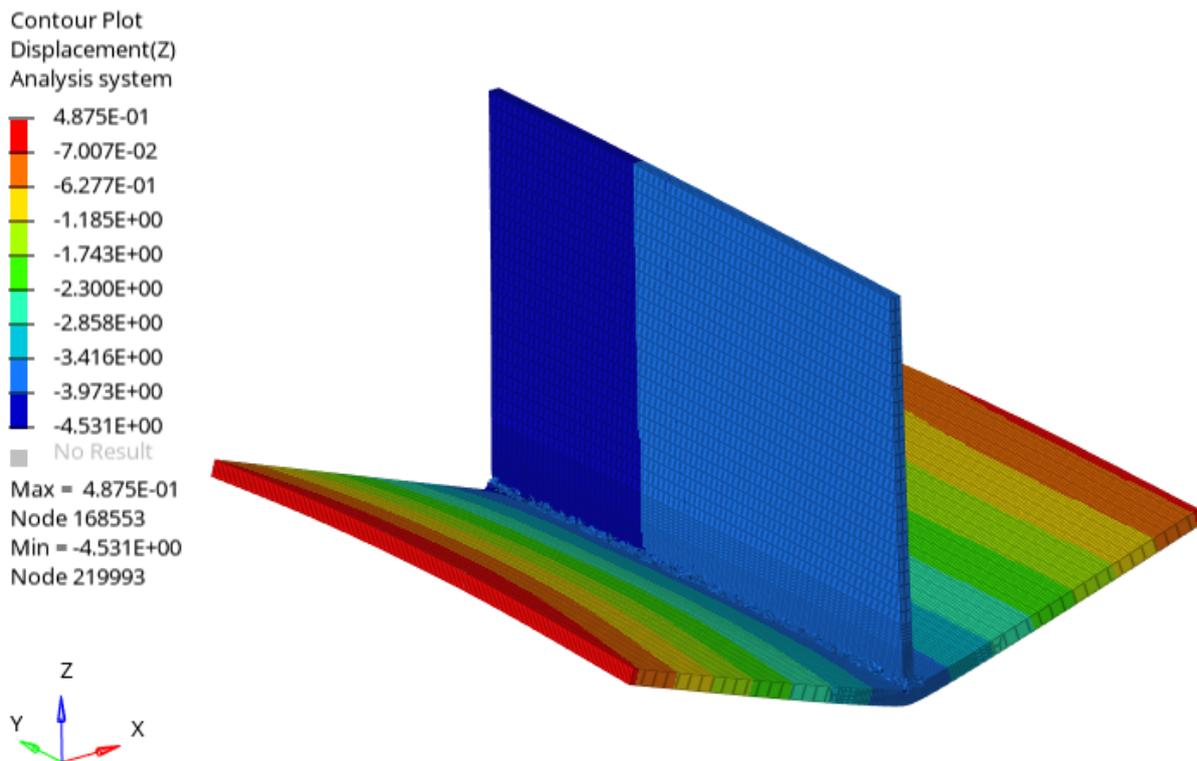
Die Zeitschrittweite wird sowohl bei der mechanischen als auch bei der thermischen Simulation automatisch gewählt. Während des Schweißvorgangs wird für beide Simulationen ein Maximum von 0.2 Sekunden für die Heftnähte und 0.4 Sekunden für die Hauptschweißnähte festgelegt. Der Unterschied in den maximalen Zeitschrittweiten ist bedingt durch die kürzere Schweißzeit der Heftnähte.

### 3.3 Ergebnisse und Validierung

In diesem Abschnitt werden die Ergebnisse der TEP-Simulation am Beispiel des beschriebenen T-Stoßes vorgestellt. Das Hauptaugenmerk der Untersuchung liegt auf der Verschiebung in  $z$ -Richtung, also senkrecht zur Plattenebene (engl. *out-of-plane deformation*), da diese im von Deng et al. [19] durchgeführten Experiment gemessen wurde. Dabei wird zuerst das Ergebnis der Grundsimulation präsentiert, dann die Einflüsse der verschiedenen Parameter.

Die Parameter, die untersucht werden, sind:

- die Feinheit der Vernetzung,
- verschiedene Wärmequellenmodelle,
- verschiedene Materialparameter,
- verschiedene Verfestigungsmodelle,
- der Wirkungsgrad der Wärmequelle
- die Art der Kopplung
- und verschiedene Abkühlzeiten.



**Abb. 3.10:** Konturplot der Verschiebung in  $z$ -Richtung (in mm) der Grundsimulation nach vollständigem Abkühlen, Verformung skaliert um den Faktor 20

Die ermittelten Verschiebungen aus der TEP-Simulationen werden dann mit denen aus dem Experiment aus [19] verglichen, um die TEP-Simulation zumindest teilweise zu validieren.

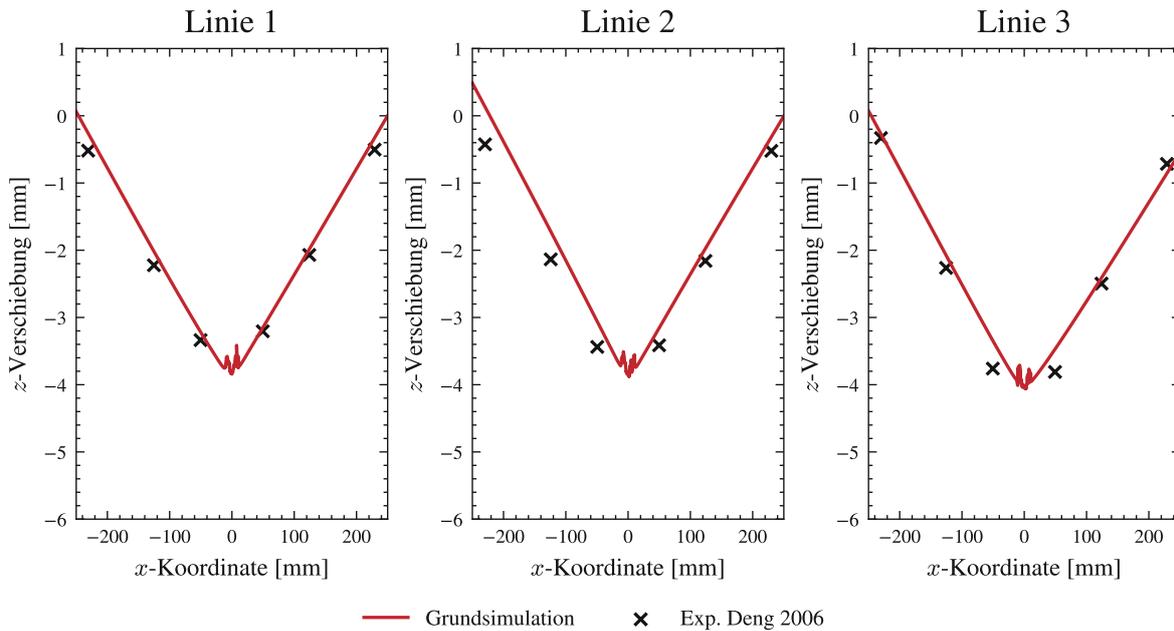
### 3.3.1 Ergebnis der Grundsimulation

Abbildung 3.10 zeigt einen Konturplot der Verschiebung in  $z$ -Richtung an der verformten Geometrie, skaliert um den Faktor 20, am Ende der Grundsimulation, nach vollständigem Abkühlen. Der prominente Winkelverzug ist bei einem beidseitig geschweißten T-Stoß mit den gewählten Plattendicken zu erwarten.

Zur Verdeutlichung der Verschiebungsergebnisse wird die Verschiebung an den gleichen Stellen wie im Experiment, die in Abschnitt 3.1 in Abbildung 3.1b eingezeichnet sind, ausgewertet. Jede Linie, an der die Verschiebung ausgewertet wird, ist in einem eigenen Graphen in Abbildung 3.11 dargestellt, der jeweils die gemessene und simulierte Verschiebung in  $z$ -Richtung zeigt. Die Auswertelinien, Linie 1, 2 und 3, verlaufen dabei senkrecht zur Schweißnaht und sind in einem Abstand von jeweils 230 mm angeordnet.

Die simulierten Verschiebungen sind mit Linien-Plots dargestellt, während die gemessenen Verschiebungen mit dem Symbol  $x$  gekennzeichnet sind. Die Ergebnisse stimmen bereits sehr gut mit den gemessenen Ergebnisse überein.

Die starken Schwankungen im Bereich der Schweißnähte, d.h. bei  $x$ -Koordinate = 0, sind



**Abb. 3.11:** Vergleich der Verschiebung in  $z$ -Richtung der Grundsimulation mit den Ergebnissen aus dem Experiment

auf numerische Instabilitäten zurückzuführen. Eine feinere Vernetzung und/oder eine feinere Zeitschrittweite könnten dieses Phänomen möglicherweise verringern.

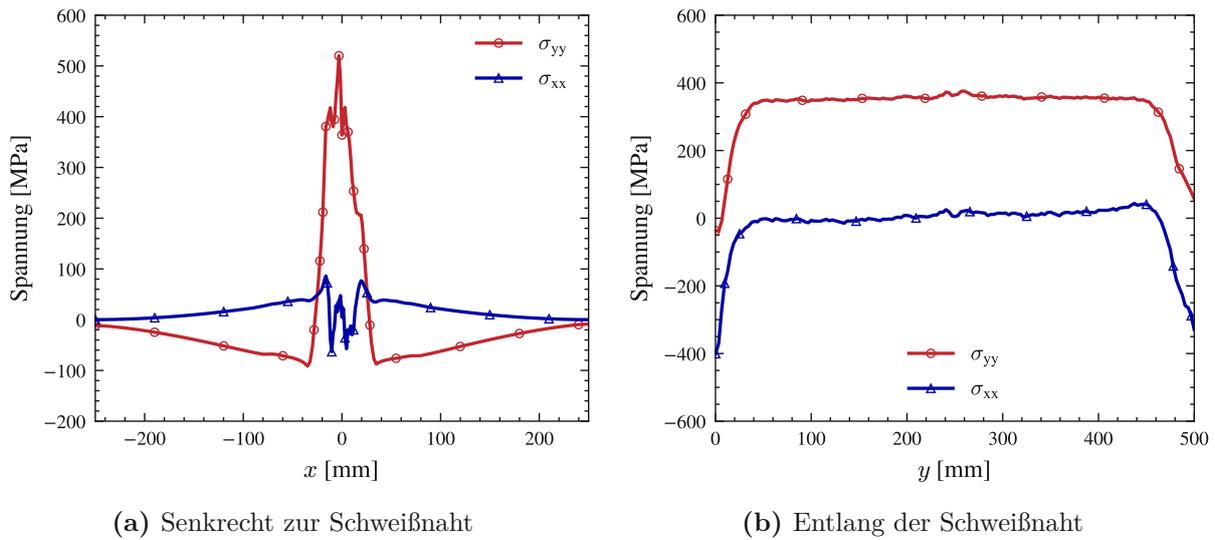
Ein Artikel der *International LS-DYNA Users Conference* [77] verweist außerdem auf die Möglichkeit des *subcyclings*, bei dem die Verteilung der Wärmestromdichte in jedem Zeitschritt lokal zeitlich feiner berechnet wird. Die Änderung des Parameters `ncycle`, der das subcycling kontrolliert, von 0 auf 3 hat aber wenig bis gar keinen Einfluss auf die in dieser Arbeit betrachteten Simulationen.

Eine weitere Ursache könnte die Element-Formulierung sein, da eine effiziente Integrationsmethode verwendet wird, die speziell auf Elemente mit schlechtem Seitenverhältnis optimiert ist, bei der aber ein *hourglass*-ähnlicher Effekt auftreten kann [50].

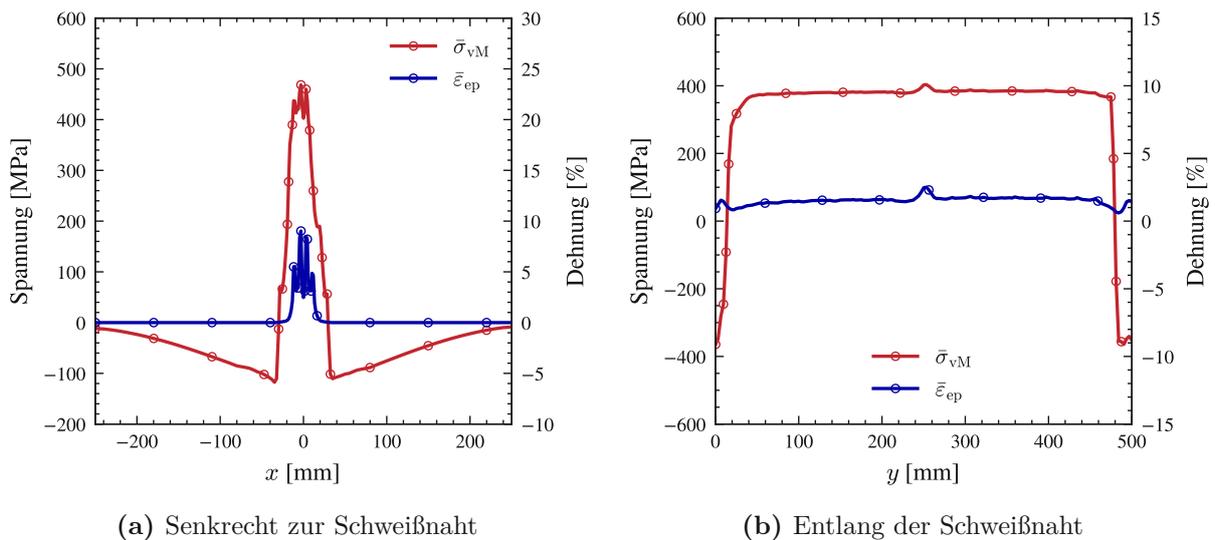
Im Artikel von Deng et al. werden keine Spannungen gemessen. Es ist jedoch trotzdem sinnvoll, die entstehenden Spannung auf Plausibilität zu überprüfen.

Abbildung 3.12a zeigt die transversalen und longitudinalen Spannungen über den Verlauf senkrecht zur Platte in  $x$ -Richtung. Diese werden dabei an der Stelle  $y = 250$  und  $z = 0$ , also in der Mitte der Schweißnaht an der Oberfläche, ausgewertet. Auf der anderen Seite zeigt Abbildung 3.12b den Verlauf der Längs- und Querspannungen über den Verlauf der Schweißnaht, also in  $y$ -Richtung. Die Auswertepunkte in  $y$ -Richtung liegen wieder auf der Oberfläche bei  $z = 0$ , aber an der Stelle  $x = 0$ , was der Mitte der Platte entspricht. Die Auswertelinie verläuft somit genau zwischen den beiden Schweißnähten und parallel dazu.

Die Verläufe entsprechen qualitativ den Erwartungen aus den theoretischen Überlegungen aus dem 3-Balkenmodell sowie den Ergebnissen aus der Literatur wie bspw. [84].

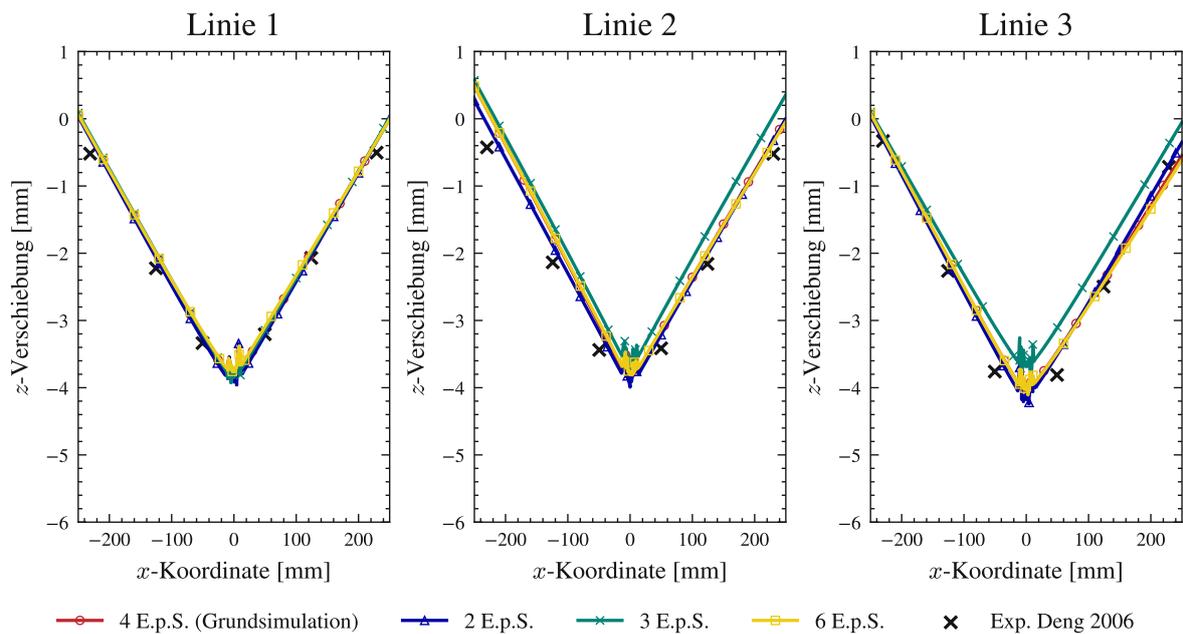


**Abb. 3.12:** Transversale und longitudinale Spannungsverläufe entlang der Schweißnaht und senkrecht dazu



**Abb. 3.13:** Transversale und longitudinale Verläufe der von-Mises Spannung und äquivalente plastische Vergleichsdehnung entlang der Schweißnaht und senkrecht dazu

Die Spannungsspitzen in Mitte der Platte deuten auf eine sehr hohe Plastizierung hin, da eine Spannung von ca. 500 MPa, bei den gewählten Materialdaten im einachsigen Spannungszustand einer plastischen Dehnung von ca. 10% entsprechen würde. In diesem Fall tritt ein mehrachsiger Spannungszustand auf. Um eine Aussage über die plastischen Dehnungen treffen zu können ist es sinnvoll, die äquivalente plastische Dehnung und die von-Mises Spannung zu betrachten. Diese sind in Abbildung 3.13 dargestellt und werden an den selben Stellen ermittelt, an denen auch die longitudinalen und transversalen Spannungen aus Abbildung 3.12 ermittelt werden. Im Bereich der Schweißnähte, in der Mitte der Platte, tritt eine hohe plastische Dehnung in der Größenordnung von ca. 10% auf, allerdings nur auf einem sehr kleinen Bereich.



**Abb. 3.14:** Vergleich der Verschiebung in  $z$ -Richtung für eine unterschiedliche Anzahl von Elementen pro Schenkel (E.p.S.)

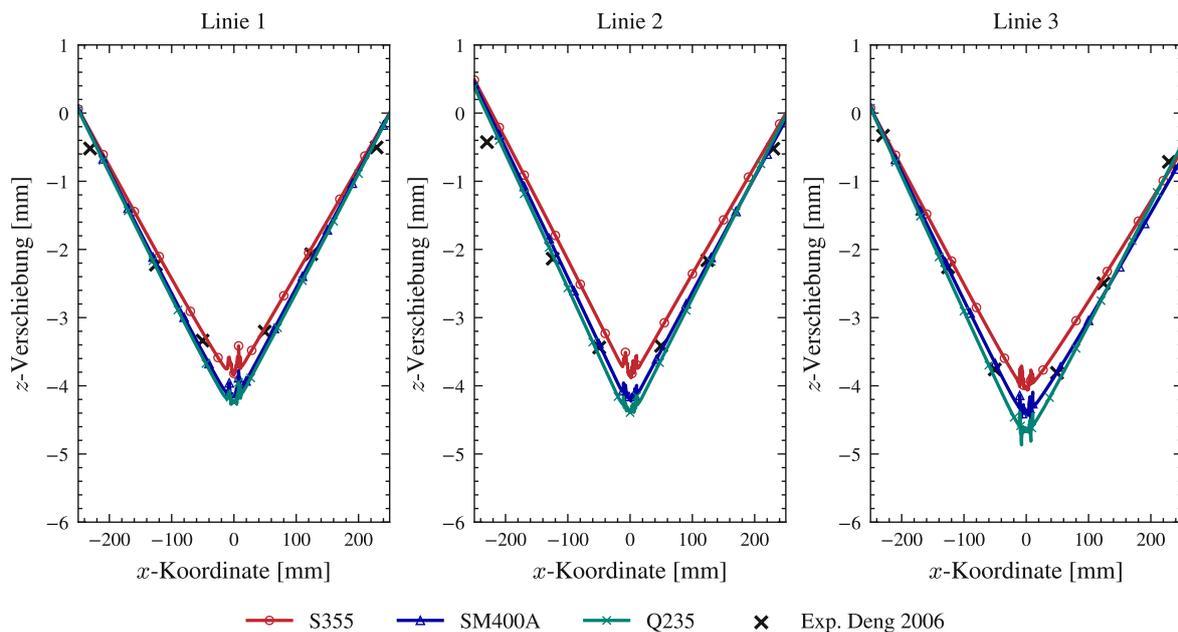
### 3.3.2 Vergleich verschiedener Vernetzungen

Als erstes sollte analysiert werden, wie fein vernetzt werden soll, indem die Simulationsergebnisse der verschiedenen Netzfeinheiten betrachtet werden, siehe Abbildung 3.14. Die durchgezogenen Linien entsprechen den verschiedenen Simulationen. Die Verschiebung in  $z$ -Richtung aus dem Experiment ist mit x-Markierungen dargestellt.

Es fällt auf, dass die Unterschiede der verschiedenen Vernetzungen minimal sind und sich die Verschiebung ab einer Anzahl von vier Elementen pro Schenkel, was hier einer Kantenlänge von  $l = 1.5$  mm entspricht, nicht mehr wesentlich ändert. Einzig die Feinheit mit drei Elementen pro Schenkel weicht stärker von den übrigen Vernetzungsfeinheiten ab. Möglicherweise stimmt die Simulation mit der Feinheit von zwei Elementen pro Schenkel nur durch Zufall gut mit den Ergebnissen überein. Möglicherweise gibt es bei der Simulation mit drei Elementen pro Schenkel einen Fehler in der Simulation. Nichtsdestotrotz bestätigt diese Erkenntnis, dass die Feinheit der Grundsimulation ausreichend ist, um eine Sensitivitätsanalyse durchzuführen.

### 3.3.3 Einfluss der Materialeigenschaften

Die Materialeigenschaften sind, wie bereits in Abschnitt 3.2 kurz angedeutet, nicht immer einfach zu beschaffen, was die Wahl der Materialeigenschaften oft mit Unsicherheiten verbindet. Die Materialdaten, die betrachtet werden sind die Materialien S355, SM400A und Q235. Letztere sind beides äquivalente Stähle zum Stahl S235JR. Wie in Abschnitt 3.2 erklärt, findet man in der Literatur jedoch unterschiedliche Daten bezüglich ihrer mechanischen Eigenschaften. Es ist deshalb interessant, den Einfluss der Materialeigenschaften zu bestimmen.



**Abb. 3.15:** Vergleich der Verschiebung in  $z$ -Richtung für die verschiedenen Materialien S355 und SM400A

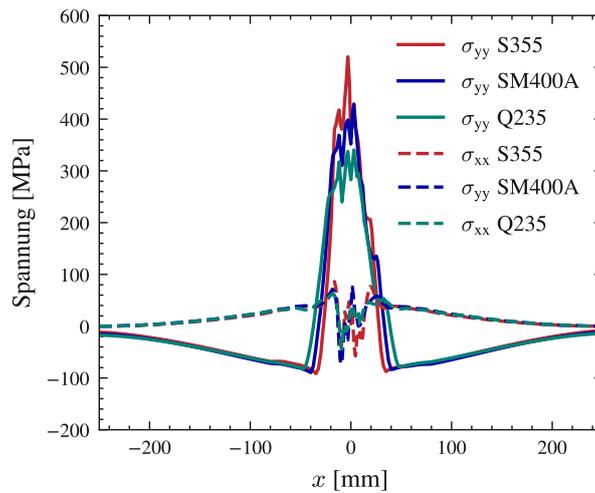
Abbildung 3.15 zeigt den Einfluss der verschiedenen Materialdaten auf die Verschiebung in  $z$ -Richtung. Es fällt tendenziell auf, dass die resultierende Verschiebung mit steigender Streckgrenze sinkt. Durch die höhere Streckgrenze können sich die Elemente in Schweißnahtnähe stärker einer Deformation entgegensetzen. Es wird angenommen, dass ein ähnlicher Effekt auch bei den im nächsten Unterabschnitt untersuchten Verfestigungsverhalten auftritt.

Zur Stützung dieser These ist es sinnvoll, einen Blick auf die entstehenden (Eigen-)Spannungen zu werfen. Abbildung 3.16 zeigt den Vergleich der Längs- und Querspannungen, die nach dem vollständigen Abkühlen in der Platte vorhanden sind, für die drei erwähnten Materialdaten.

Je höher die Streckgrenze des Materials, desto höher ist auch die simulierte Längsspannung  $\sigma_{yy}$ , wie in Abbildung 3.16 ersichtlich. Auffallend ist, dass sich die auftretenden Eigenspannungen nur in der Nähe der Schweißnaht stark unterscheiden. Wie zu erwarten, sind sowohl Längs- als auch Quereigenspannungen aller Materialdatensätze in einer Entfernung von knapp 100 mm nahezu identisch.

#### 3.3.4 Einfluss des Verfestigungsmodells

Wie bereits bei der Untersuchung des Einfluss der Materialeigenschaften beschrieben, ist es nicht immer einfach, bestimmte Materialdaten zu beschaffen. Dazu gehören unter anderem die Parameter zur Beschreibung des Verfestigungsverhaltens. Daher ist es sinnvoll dessen Einfluss auf die Simulationsergebnisse zu untersuchen. Neben der Grundsimulation, bei der ein isotropes Verfestigungsmodell verwendet wird, werden auch ein kinematisches und ein gemischtes Verfestigungsmodell betrachtet. Außerdem werden die Ergebnisse einer Simulation beschrieben, bei

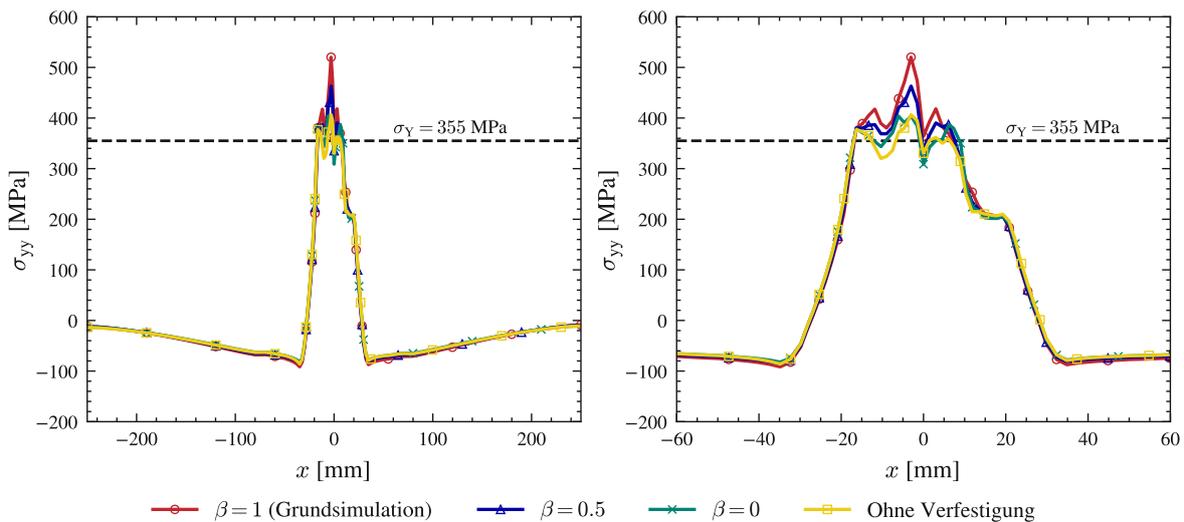


**Abb. 3.16:** Vergleich der Längs- und Querspannungen im Querschnitt senkrecht zur Schweißnaht für die verschiedenen Materialien S355, SM400A und Q235

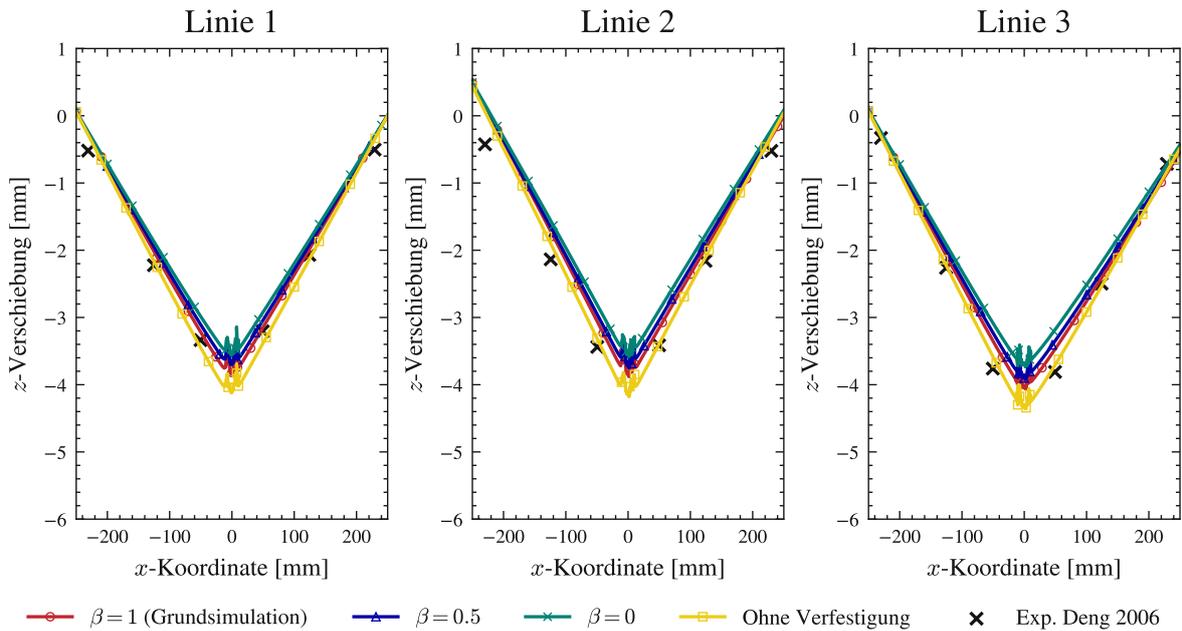
der keine Verfestigung durch plastische Verformung berücksichtigt wird. Die Streckgrenze hängt trotzdem bei allen beschriebenen Verfestigungsmodellen von der Temperatur ab.

### Einfluss der Verfestigung auf die Spannung

Um den Einfluss des Verfestigungsmodells zu untersuchen, ist es naheliegend, die resultierenden Spannungen zu betrachten. Abbildung 3.17 zeigt die Längsspannungen  $\sigma_{yy}$  an der Oberfläche der Platte über die  $x$ -Achse. Die  $y$ -Richtung liegt dabei, wie bereits erwähnt, in Schweißrichtung und die  $x$ -Achse steht senkrecht dazu.



**Abb. 3.17:** Vergleich der Spannung in Schweißrichtung für die verschiedenen Verfestigungsmodelle, wobei  $\beta = 1$  isotroper Verfestigung und  $\beta = 0$  kinematischer Verfestigung entspricht



**Abb. 3.18:** Vergleich der Verschiebung in  $z$ -Richtung für die verschiedenen Verfestigungsmodelle, wobei  $\beta = 1$  isotroper Verfestigung und  $\beta = 0$  kinematischer Verfestigung entspricht

Die Streckgrenze von S355 bei Raumtemperatur ist in strichliert eingezeichnet, um die Verfestigung zu verdeutlichen. Dadurch fällt auf, dass, auch unter Vernachlässigung der Verfestigung, eine maximale Spannung erreicht wird, die über der angegebenen Streckgrenze liegt bzw. um diese schwankt. Im hier verwendeten Plastizitätsmodell wird die von-Mises Spannung als Vergleichsspannung zur Beschreibung der Fließbedingung gewählt. Diese Annahme erlaubt das Überschreiten der Streckgrenze der einzelnen Spannungskomponenten.

Außerdem fällt auf, dass die maximale Spannung der Simulationen mit kinematischer Verfestigung und ohne Verfestigung in etwa gleich sind. Hier sei angemerkt, dass die kinematische Verfestigung nicht durch eine eindimensionale Spannung (in diesem Fall  $\sigma_{yy}$ ) vollständig repräsentierbar ist. Für eine genauere Untersuchung müssten alle Spannungskomponenten verglichen werden.

### Einfluss der Verfestigung auf die Verschiebung

Weiters kann auch, wie bereits in den vorherigen Unterabschnitten, die resultierende Verschiebung in  $z$ -Richtung untersucht werden, siehe Abbildung 3.18. Wie zu erwarten verformt sich die Platte bei Vernachlässigung der Verfestigung mehr. Es ist anzunehmen, dass die Ursache die gleiche ist, wie auch beim Einfluss der Materialeigenschaften: die erhöhte Streckgrenze wirkt der Verformung entgegen. Der Unterschied ist, dass die Erhöhung der Streckgrenze in diesem Fall aus der Verfestigung resultiert und nicht aus den unterschiedlichen Materialeigenschaften.

Abbildungen 3.17 und 3.18 sehen auf den ersten Blick widersprüchlich aus, da die maximale Spannung der Simulationen mit kinematischer Verfestigung und ohne Verfestigung in etwa gleich

sind, ihre Verschiebungen jedoch deutlich unterschiedlich sind. Das liegt daran, wie bereits bei der Betrachtung der resultierenden Längsspannungen erklärt, dass die kinematische Verfestigung nicht durch eine eindimensionale Spannung vollständig repräsentierbar ist.

### 3.3.5 Einfluss des Wärmequellenmodells

In Abschnitt 3.2 werden verschiedene Möglichkeiten zur Modellierung der Wärmequelle vorgestellt. Deren Einfluss wird hier erstens auf das entstehende Temperaturprofil im Schweißquerschnitt und zweitens auf die Verschiebung in  $z$ -Richtung untersucht.

Wie allerdings in Abschnitt 3.2 bei der Wahl der Vernetzung gezeigt wird, eignet sich ein etwas feineres Netz besser, um den Einfluss der Wärmequelle zu beschreiben. Deshalb wird zur Analyse des Einflusses der Wärmequelle das Netz mit sechs Elementen pro Schenkel verwendet.

#### Vergleich des Temperaturprofils

Abbildung 3.19 zeigt die Konturplots der Temperaturverteilung zu einem bestimmten Zeitpunkt für die verschiedenen Wärmequellenmodelle. Die verschiedenen Wärmequellenmodelle führen, wie

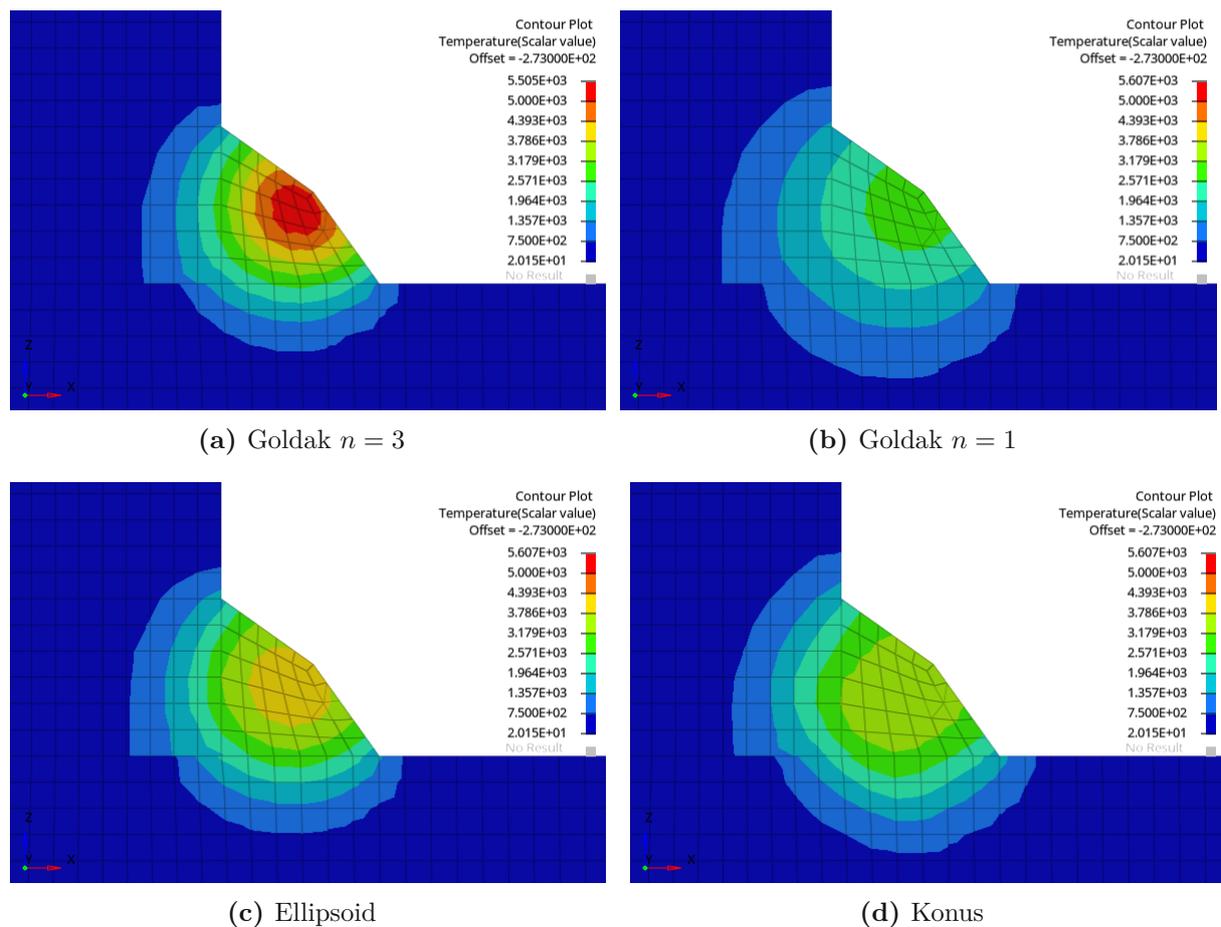


Abb. 3.19: Vergleich der Temperaturverteilungen der unterschiedlichen Wärmequellen während des Schweißvorgangs

erwartet, zu unterschiedlichen Temperaturprofilen. Die höchste Temperatur tritt in Abbildung 3.19a bei der Goldak-Wärmequelle mit einem Exponenten von  $n = 3$  auf. Im Gegensatz dazu deckt das Temperaturfeld bei den übrigen Wärmequellen einen breiteren Bereich ab. Die Konusform ist nur sehr leicht in Abbildung 3.19d erkennbar. Das liegt vermutlich an der rascheren Abkühlung an der Oberfläche der Schweißnaht. Es sei hier angemerkt, dass über die gesamte Bauteiloberfläche die selben thermischen Randbedingungen angenommen werden. Korrekterweise dürfte an der Stelle des Schweißbrenners keine Wärme abfließen.

Außerdem sei an dieser Stelle erinnert, dass die in das Bauteil einfließende gesamte Wärmeleistung bei allen Wärmequellen-Modellen identisch ist.

Die Diskontinuität zwischen Platte und Steg kommt daher, dass die Bauteile hier nicht verbunden sind.

#### Einfluss des Wärmequellenmodells auf die Verschiebung

Der Einfluss der vorgestellten Wärmequellenmodelle auf die Verschiebung in  $z$ -Richtung wird in Abbildung 3.20 dargestellt.

Es fällt auf, dass sich die Wärmequellen Goldak  $n = 1$  und Konus nur geringfügig unterscheiden. Diese Ähnlichkeit ist nachvollziehbar, da die Temperaturverteilung der beiden Wärmequellen, jeweils dargestellt in Abbildung 3.19b und 3.19d, sehr ähnlich sind.

Der Unterschied, zwischen der maximalen Verschiebung der Wärmequellen Goldak  $n = 1$  und Goldak  $n = 3$ , liegt bei knapp einem Millimeter bzw. ca. 20%.

Der Winkerverzug hängt, wie Deng et al. bereits in ihrem Artikel beschreiben [19], stark von der Temperaturdifferenz zwischen der Unterseite und der Oberseite der Platte ab. Betrachtet man Abbildung 3.19 erkennt man, dass bei den Wärmequellen Goldak  $n = 1$  und der konusförmigen

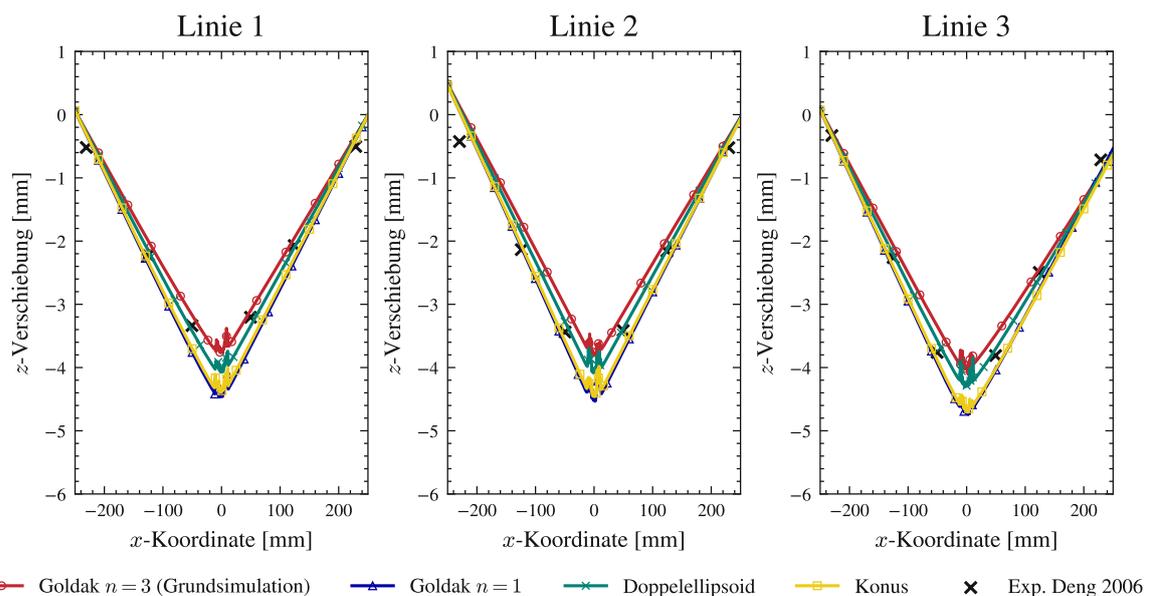


Abb. 3.20: Vergleich der Verschiebung in  $z$ -Richtung der verschiedenen Wärmequellen-Modelle

Wärmequelle mehr Wärme in die Platte eingebracht wird. Auch beim Ellipsoid, bei dem die Wärme konstant aufgebracht wird fällt auf, dass mehr Wärme in die Platte eingebracht wird, als bei der Wärmequelle Goldak  $n = 3$ .

Unklar ist, warum die maximal erreichte Temperatur beim Ellipsoid mit konstanter Wärmestromdichte höher ist, als die bei der Wärmequelle Goldak  $n = 1$ . Eine mögliche Erklärung wäre, dass bei der konstanten Verteilung der Temperaturgradient in der Schweißnaht geringer ist und sich so Wärme in der Schweißnaht leicht anstaut, während der Temperaturgradient am Rand des Schmelzbads durch den sprunghaften Übergang sehr hoch ist und dort Wärme schneller abfließen kann.

### 3.3.6 Einfluss des Wirkungsgrads

In Zusammenhang mit dem Wärmequellenmodell steht auch der Wirkungsgrad, der für die Gesamtwärmeleistung angenommen wird. Da ein Wirkungsgrad von  $\eta = 1$  eine starke Vereinfachung darstellt, ist es sinnvoll, auch diesen Einfluss zu untersuchen.

Nachdem die Wahl des Wärmequellenmodell einen so hohen Einfluss auf den Schweißverzug hat, ist zu erwarten, dass auch der Wirkungsgrad diesen maßgebend beeinflusst. Der Unterschied zwischen der Verschiebung der Grundsimulation und der Simulation, bei der ein Wirkungsgrad von 80% angenommen wird liegt mit gut einem Millimeter bei ca. 25%, siehe Abbildung 3.21.

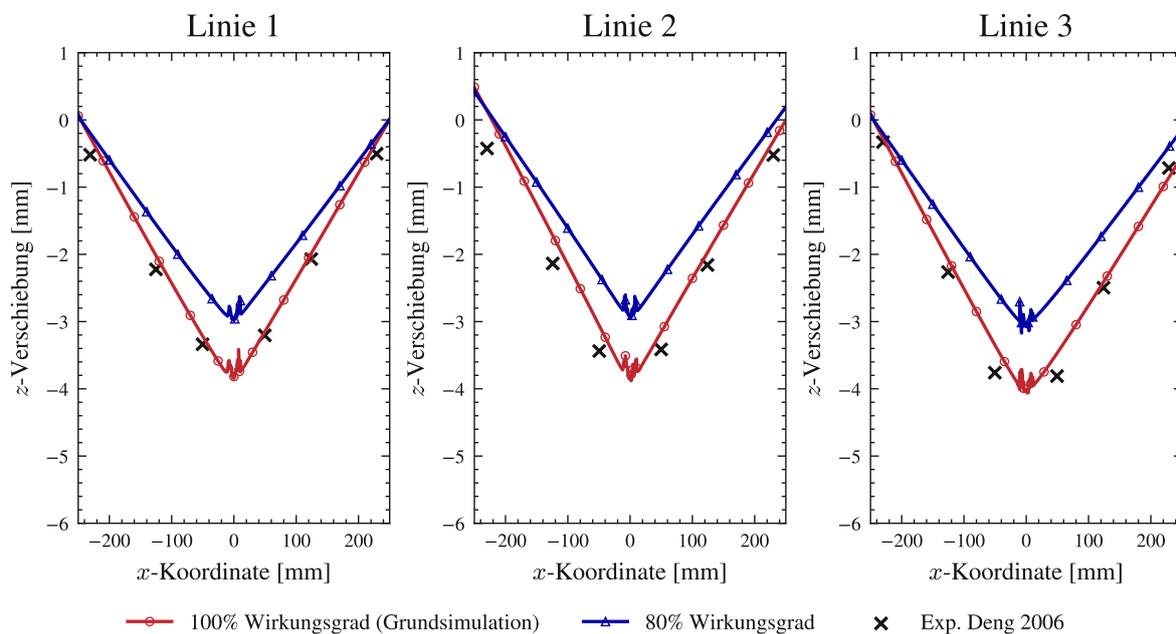
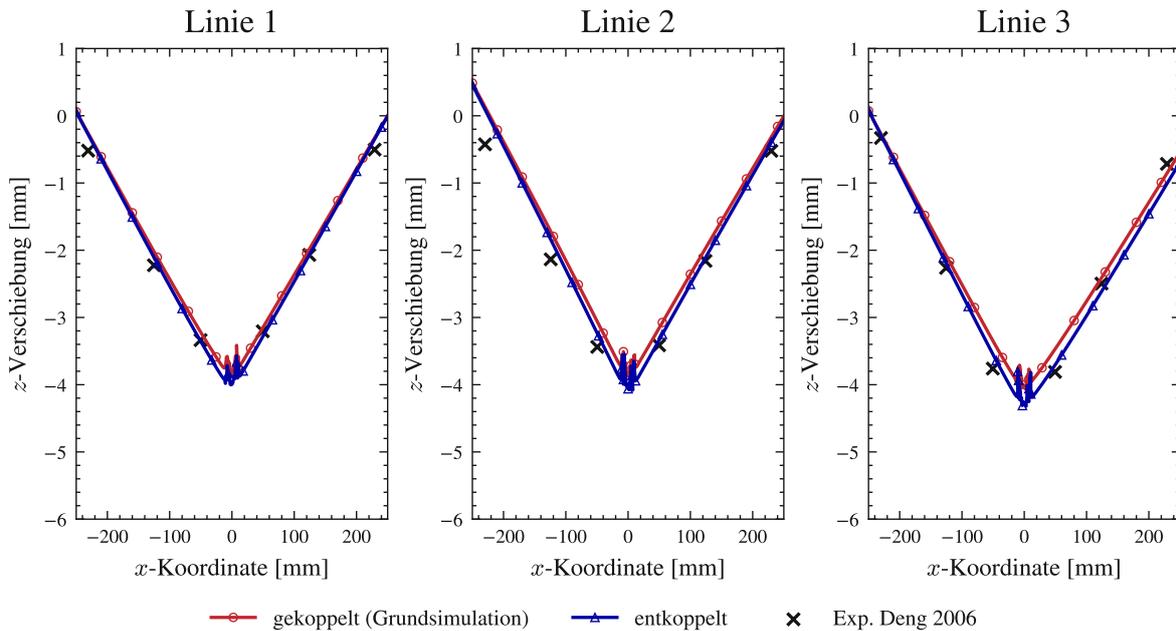


Abb. 3.21: Vergleich der Verschiebung in  $z$ -Richtung für verschiedene Wirkungsgrade



**Abb. 3.22:** Vergleich der Verschiebung in  $z$ -Richtung für eine gekoppelte und eine entkoppelte Simulation

### 3.3.7 Einfluss der thermomechanischen Kopplung

Wie in Abschnitt 2.4 und Abschnitt 3.2 gezeigt, ist es möglich, die thermische und die mechanische Analyse einer TEP Simulation entweder gekoppelt oder entkoppelt zu betrachten.

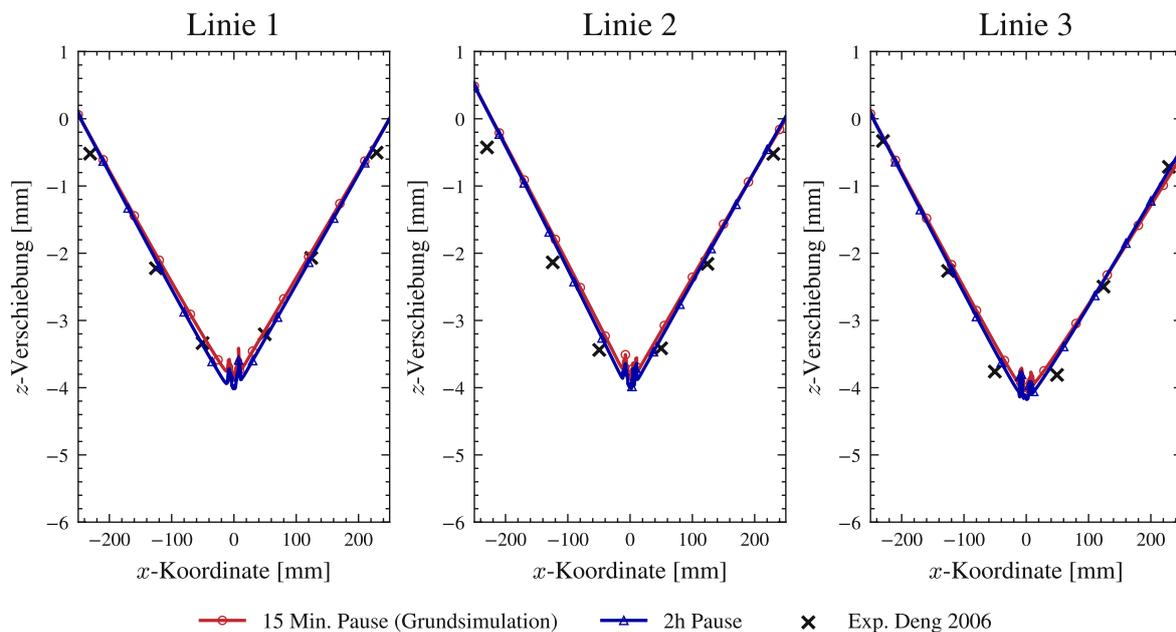
Die Grundsimulation wird gekoppelt berechnet. Das heißt in jedem Zeitschritt wird zuerst der thermische Berechnungsschritt durchgeführt und anschließend der mechanische. Eine Alternative dazu ist die Durchführung zweier getrennter Simulationen, einer thermischen und einer mechanischen Simulation. Der Output der thermischen Simulation wird dabei als Input der mechanischen Simulation verwendet. Der größte Unterschied ist, dass die thermische Simulation auf der unverformten Geometrie durchgeführt wird. Die Schweißnähte und Bauteile sind zu jedem Zeitpunkt in perfektem Kontakt. Andererseits kann sich die Geometrie während der gekoppelten Simulation verändern. Der Kontakt der Bauteile kann dadurch leicht gestört werden.

Abbildung 3.22 zeigt den Einfluss der thermomechanischen Kopplung. Wie zu erwarten, ist die Verformung bei der entkoppelten Simulation höher, da mehr Wärme durch den optimalen Kontakt in die Platte einfließen kann. Der Unterschied ist allerdings gering, da der Kontakt der Bauteile durch die Heftnähte weitgehend gewährleistet wird.

### 3.3.8 Einfluss der Abkühlzeiten

Im Artikel von Deng et al. ist nicht beschrieben wann genau die Schweißnähte geschweißt werden bzw. wie viel Zeit zwischen den Schweißvorgängen liegt. Wie in Abschnitt 3.2 beschrieben, werden zwei mögliche Szenarien untersucht, die in Tabelle 3.4 dargestellt sind.

Abbildung 3.23 zeigt den Einfluss der Abkühlzeiten auf die Verschiebung in  $z$ -Richtung. Der



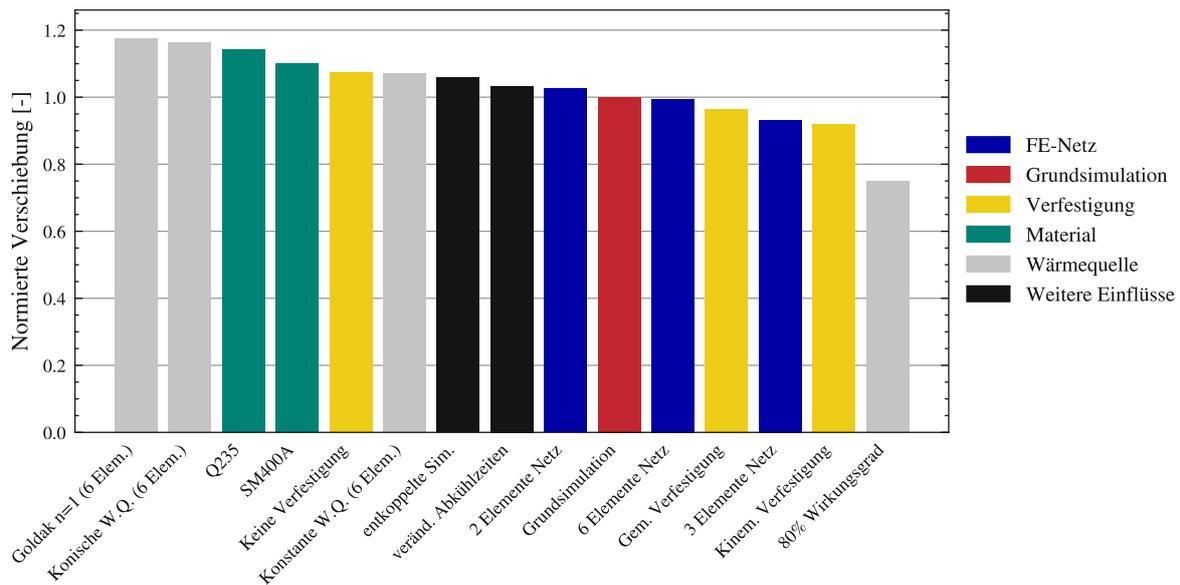
**Abb. 3.23:** Vergleich der Verschiebung in  $z$ -Richtung für verschiedene Abkühlzeiten

zwar vernachlässigbar geringe Unterschied in der Verschiebung kann dadurch erklärt werden, dass der örtliche Temperaturgradient nach jeweils vollständigem Abkühlen etwas größer ist. In zwei Stunden kann sich das Bauteil annähernd vollständig abkühlen, während 15 Minuten nicht ausreichen.

### 3.3.9 Zusammenfassung der Einflüsse

Die Ergebnisse aus den bisher erklärten Untersuchungen werden in einer Sensitivitätsanalyse, die in Abbildung 3.24 dargestellt ist, zusammengefasst. Ähnliche Einflüsse sind jeweils in der gleichen Farbe dargestellt. Dabei sind die Änderungen der Wärmequelle in grau, die Materialparameteränderungen in grün, die verschiedenen Verfestigungsmodelle in gelb, der Einfluss der Netzfeinheit in blau, die Grundsimulation in rot und die übrigen Einflüsse in schwarz dargestellt. Die Verschiebung wird dabei an den Messstellen aus dem Experiment ausgewertet, gemittelt und auf die Grundsimulation normiert. Man erkennt, dass die Wärmemenge und die Art der Wärmeaufbringung den größten Einfluss auf die Verschiebung haben (in Abbildung 3.24 in grau dargestellt). Die konische Wärmequelle sowie die Goldak-Wärmequelle mit Exponentem  $n = 1$  erhöhen die Verschiebung um ca. 15%, während eine um 20% verringerte Wärmezufuhr die Verschiebung um ca. 25% reduziert. Die Materialparameter (grün) haben einen nicht zu unterschätzenden Einfluss von ca. 15%. Diese werden dabei allerdings nur geringfügig geändert, da es ähnliche Stähle sind. Würden die Materialdaten stärker verändert werden, wie z.B. auf einen höherfesten Stahl, wäre ein noch größerer Unterschied zu erwarten.

Die untersuchte FE-Netz-Feinheit (blau), die Wahl des Verfestigungsmodells (gelb) sowie die



**Abb. 3.24:** Sensitivitätsanalyse der verschiedenen Einflussgrößen auf die Verschiebung in  $z$ -Richtung

übrigen Einflussgrößen Entkopplung und Veränderung der Abkühlzeiten (schwarz) haben mit maximal 7% nur wenig Einfluss auf die Verschiebung.

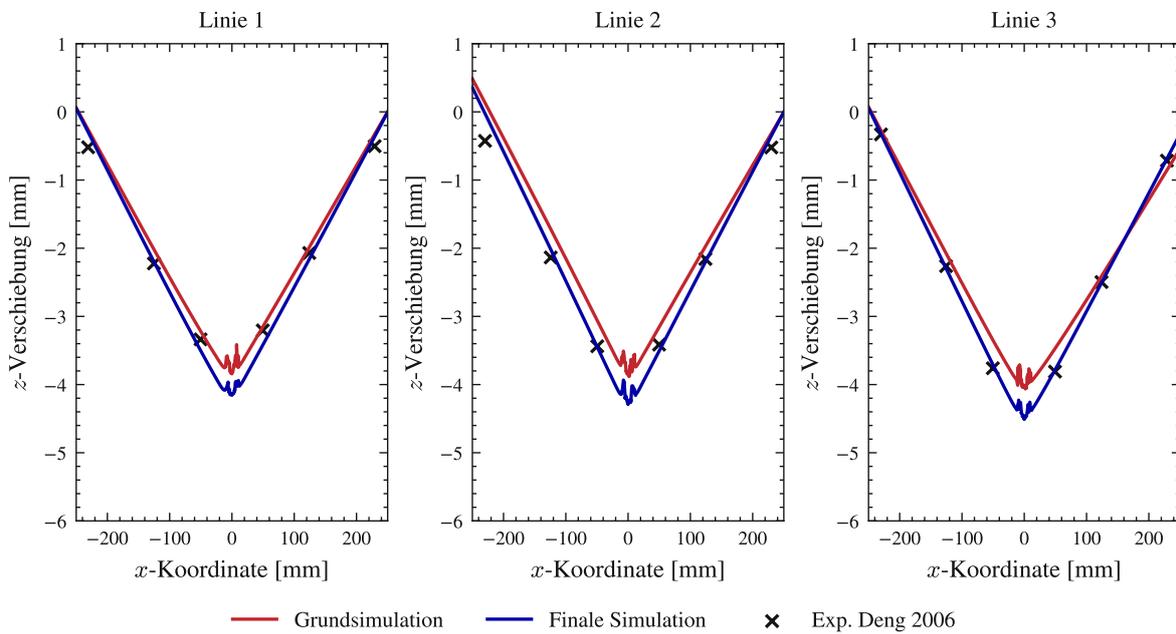
#### 3.3.10 Parameterfit

Schließlich ist es interessant eine mit dem Experiment möglichst vergleichbare Simulation zu betrachten. Die verwendeten Parameter, die in dieser Simulation betrachtet werden, sind in folgender Tabelle zusammengefasst.

**Tab. 3.5:** Verwendete Parameter für die finale Simulation zum Vergleich mit dem Artikel von Deng et al.

FE-Netz	Wärmequelle	Wirkungsgrad	Material	Verfestigung	Kopplung	Prozess
4 E.p.S.	Goldak $n = 1$	80%	SM400A	Isotrop	entkoppelt	2h Pause

Abbildung 3.25 zeigt den Vergleich der Verschiebung in  $z$ -Richtung mit dem Experiment, das von Deng et al. durchgeführt worden ist. Die simulierte Verschiebung wird mit einer roten Linie dargestellt, während die Verschiebung aus dem Experiment mit dem Symbol  $x$  markiert ist. Die Ergebnisse stimmen nahezu perfekt überein. Es sei allerdings angemerkt, dass die Wahl des Wärmequellenmodells nicht a priori erfolgt, sondern im Nachhinein eine Wärmequelle aus den analysierten Wärmequellen ausgewählt wird. Außerdem ist nicht klar, ob die Abkühlzeiten sowie die Kopplung korrekt gewählt werden.



**Abb. 3.25:** Vergleich der simulierten Verschiebung in  $z$ -Richtung mit Experiment aus dem Artikel von Deng et al.[19]



**Tab. 4.1:** Abmessungen der Einzelteile der Versuchsschweißbaugruppe [49]

	$l$ [mm]	$b$ [mm]	$t$ [mm]
Platte	600	450	3,5
Längsversteifung	600	100	3,5
Querversteifung	450	70	3,5

**Tab. 4.2:** Schweißmethode und -parameter [49]

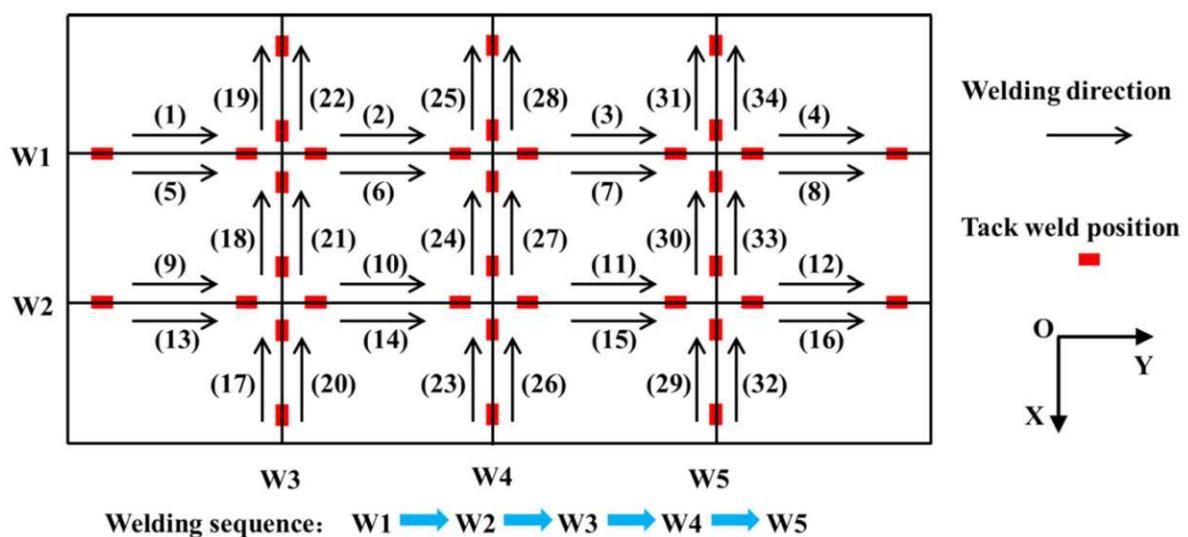
Schutzgas	Draht	Stromstärke	Spannung	Geschwindigkeit
CO <sub>2</sub>	ER50-6 (1,2 mm)	159 A	19,5 V	600 mm/min

Ergebnisse hat.

Als Schweißverfahren wird CO<sub>2</sub>-Schutzgasschweißen verwendet, dessen Parameter in Tabelle 4.2 dargestellt sind.

Im Vergleich zum T-Stoß aus Kapitel 3 sind deutlich mehr Schweißnähte vorhanden, was die Bedeutung der Schweißreihenfolge erhöht. Im Experiment werden zuerst die Längsversteifungen und dann die Querversteifungen an die Platte angeschweißt.

Die Reihenfolge der 34 Schweißnähte sowie deren Heftnähte sind in Abbildung 4.2 dargestellt. Wie im Artikel beschrieben, werden zuerst alle Heftnähte und dann alle Schweißnähte geschweißt. Die Reihenfolge der einzelnen Heftnähte ist nicht angegeben. In dieser Arbeit werden die Heftnähte in der selben Reihenfolge wie die Hauptnähte geschweißt. Außerdem ist die Zeit zwischen den einzelnen Schweißnähten nicht angegeben. Es wird angenommen, dass sie in einem Abstand von einer Sekunde geschweißt werden.

**Abb. 4.2:** Reihenfolge der Schweißnähte des Experiments aus Li et al. 2021 [49]

## 4.2 Modellbildung und Simulation

Die in diesem Abschnitt beschriebenen Annahmen zur Modellierung bezüglich Wärmequellenmodell, Kontakt und Randbedingungen, sind weitgehend identisch mit denen aus dem in Kapitel 3 beschriebenen T-Stoß. Im Unterschied zum Modell des T-Stoßes werden jedoch nicht nur Volumenelemente, sondern auch Schalenelemente verwendet. Deshalb wird in diesem Abschnitt speziell auf den Einfluss der Geometriemodellierung mit Schalenelementen eingegangen.

### 4.2.1 Materialdaten

Das verwendete Material ist der Stahl Q235, was dem europäischen S235JR Stahl entspricht. Die Materialdaten entsprechen, wie bereits in Abschnitt 3.2 beschrieben, weitgehend denen, die im Artikel von Li et al. verwendet werden. Der Unterschied liegt lediglich im Verzicht auf die künstliche Erhöhung der Wärmeleitfähigkeit und der spezifischen Wärmekapazität.

Die mechanischen Eigenschaften sind in Abbildung 3.4 und die thermischen in 3.3a dargestellt. Der thermische Ausdehnungskoeffizient und das temperaturabhängige Verfestigungsverhalten stammen aus den in Fabweld (Version 2022\*15.07.2022) [53] verfügbaren Standardmaterialdaten, die dem Stahl S355 entsprechen. Für das Verfestigungsverhalten wird isotrope Verfestigung angenommen.

### 4.2.2 FEM-Vernetzung und Randbedingungen

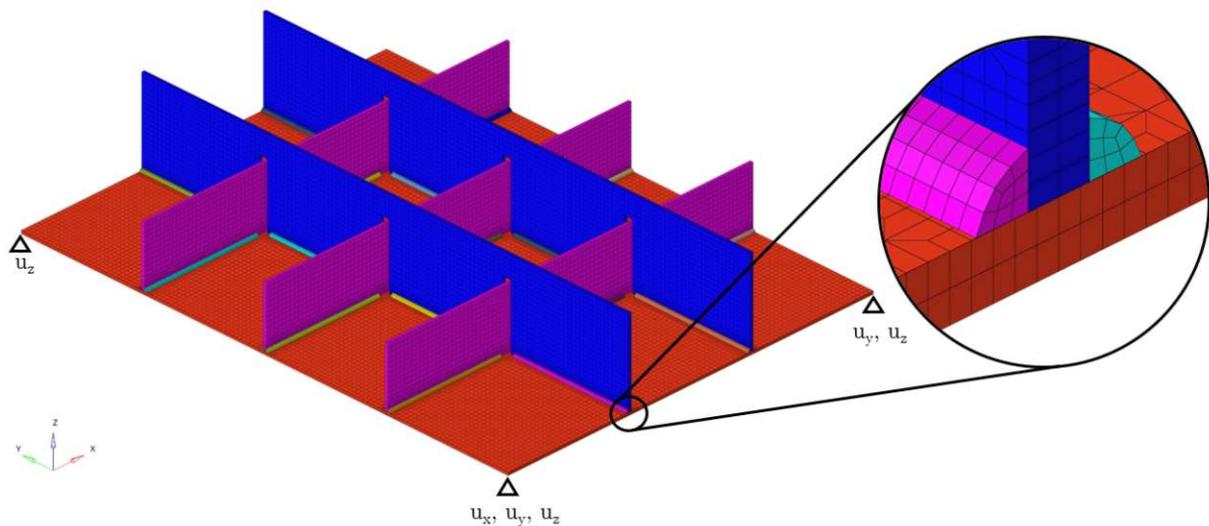
Wie bereits erwähnt werden zur Modellierung der Geometrie nicht nur Volumenelemente, sondern auch Schalenelemente verwendet. Beide Modellierungsvarianten sowie die thermischen und mechanischen Randbedingungen werden hier erklärt. In beiden Fällen wird, wie bei der Modellierung des T-Stoßes, das selbe Netz sowohl für den thermischen als auch den mechanischen Zeitschritt verwendet.

#### Modellierung mit Volumenelementen

Für die Elementformulierung bei der Modellierung mit Volumenelementen wird die selbe Formulierung, wie in Kapitel 3, nämlich eine selektive Integration (engl. *selective integration*) [40, Seite 232] mit linearen Interpolationsfunktionen gewählt.

Um eine akzeptable Simulationszeit zu erzielen, wird ein grobes Netz mit einer Elementkantenlänge von ca. 5 mm in Entfernung der Schweißnähte und ein feineres Mesh mit Kantenlänge von 1-2 mm in der Nähe der Schweißnähte verwendet. Das Netz besteht somit aus 143.152 linearen hexaederförmigen und 128 linearen fünfseitigen Volumenelementen (insgesamt 143.280) und 229.779 Knoten. Abbildung 4.3 zeigt das verwendete FE-Modell, bestehend aus Volumenelementen, mit den mechanischen Randbedingungen.

An dieser Stelle sei erwähnt, dass im Zuge dieser Arbeit ein Skript entwickelt worden ist, das die Erstellung der Schweißnähte, sowohl Elemente als auch Knoten-Sets für die Trajektorien, weitgehend automatisiert.



**Abb. 4.3:** Randbedingungen und Vernetzung des FE-Modells der versteiften Platte

Bei der Modellierung mit Volumenelementen werden über die Dicke der Platte und Versteifungen jeweils nur zwei Elemente verwendet, was zu wenig sein könnte. Allerdings kommt es beim Präprozessor zu Problemen, wenn mehr als 200.000 Elemente verwendet werden. Außerdem beträgt die Dauer einer Simulation mit dem vorgestellten 143.712 Volumenelementen bereits fünf Tage, unter Verwendung von einem CPU (Intel(R) Xeon(R) Gold 6246 CPU @ 3.30GHz). Im Vergleich dazu dauert die Grundsimulation aus Kapitel 3 nur einige Stunden.

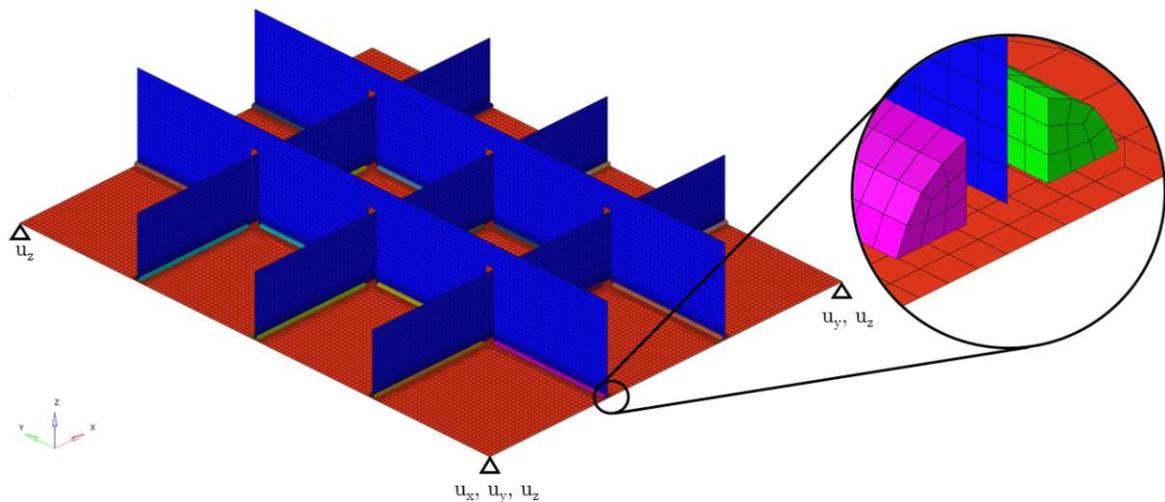
Es erscheint also sinnvoll, eine Simulation mit Schalenelementen durchzuführen, zumal alle Bauteile dünnwandig sind und sich somit gut zur Modellierung mit Schalenelementen eignen.

### Modellierung mit Schalenelementen

Bei der Modellierung mit Schalenelementen werden lineare Ansatzfunktionen mit drei bzw. vier Knoten verwendet. Es wird die Elementformulierung  $ELFORM = 16$  gewählt, was einer vollständigen Integration mit  $2 \times 2$  Integrationspunkten und einer Reisser-Mindlin-Kinematik-Annahme entspricht [38]. Die Anzahl der mechanischen Integrationspunkte in Dickenrichtung wird auf 8 festgelegt.

Bei der thermischen Elementformulierung wird zwischen einer *thermal thin* und einer *thermal thick shell* Option unterschieden. Der Unterschied liegt darin, dass bei der *thermal thin shell* Option kein Gradient über die Dickenrichtung, sondern lediglich eine Membrandehnung in Schalenebene berücksichtigt wird.

Bei der Option *thermal thick shell* hingegen wird ein Temperaturgradient in Dickenrichtung zugelassen. Aus dem LSDyna Manual geht jedoch nicht hervor, wie genau dieser Temperaturgradient berücksichtigt wird. Nach Angaben des LSDyna Supports werden virtuelle thermische Integrationspunkte an der Unterseite und Oberseite der Schalen eingefügt. Dadurch wird ein quadratischer Verlauf der Temperatur und somit ein linearer Temperaturgradient über die Scha-



**Abb. 4.4:** Randbedingungen und Vernetzung des FE-Modells der versteiften Platte mit Schalenelementen

lendicke ermöglicht.

Die Schweißnähte werden nach wie vor mit Volumenelementen modelliert. Abbildung 4.4 zeigt das FE-Modell bestehend aus 53.064 Schalenelementen, 36.672 Volumenelementen und 119.445 Knoten. Von den 53.064 Schalenelementen sind 53.000 viereckig und 64 dreieckig.

### Mechanische Randbedingungen

Die mechanischen Randbedingungen werden so gewählt, dass lediglich eine Festkörperverschiebung verhindert wird, siehe Abbildung 4.3 und Abbildung 4.4.

Außerdem werden während des Erstellens der Heftnähte, die in Abbildung 3.5 dargestellt sind, alle Knoten auf der Höhe von 70 mm in allen drei Koordinatenrichtungen festgehalten.

Bei den Schalenelementen werden keine rotatorischen Freiheitsgrade eingeschränkt.

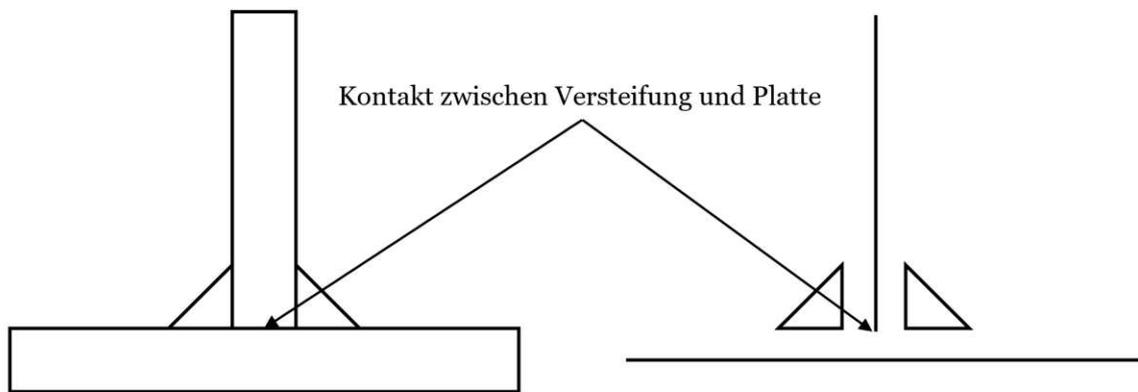
### Thermische Randbedingung

Für die thermische Randbedingung Wärmestrahlung werden alle Bauteile als ideale schwarze Körper angenommen, was einem Emissionsgrad von  $\varepsilon_r = 1$  entspricht. Für den konvektiven Wärmeübergang wird ein Wärmeübergangskoeffizient von  $h = 7 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$  angenommen [1]. Der Wärmeübergang durch Konvektion und Strahlung wird bei den Schalenelementen sowohl an der Oberseite als auch an der Unterseite berücksichtigt.

Die Ausgangstemperatur aller Bauteile und die Umgebungstemperatur wird auf  $20 \text{ °C}$  festgelegt.

### 4.2.3 Kontakt

Der Kontakt bei der Modellierung mit Volumenelementen zwischen den Schweißnähten und Bauteilen sowie zwischen den Versteifungen und der Platte wird, ebenfalls wie in Kapitel 3, mit



**Abb. 4.5:** Vergleich des Kontakts zwischen zwei Solid-Modellen und zwei Schalenmodellen

Mortar-Schweiß-Kontakten modelliert.

Bei den Schalenelementen gibt es bei der Kontaktmodellierung eine Besonderheit. Der Mortar-Kontakt zwischen einer Kante und einer Fläche, wie in Abbildung 4.5 dargestellt, ist nicht definiert und wird in der in dieser Arbeit verwendeten LSDyna Version (R11) nicht berücksichtigt. Es gibt zwar verschiedene Möglichkeiten diesen Kontakt zu berücksichtigen, indem beispielsweise eine Elementreihe in der Kontaktnähe mit Volumenelementen modelliert wird. Dadurch wird die Modellierung jedoch etwas komplexer und übersteigt den Umfang dieser Arbeit. Somit wird der Kontakt zwischen den Versteifungen und der Platte in der Simulation vernachlässigt.

Die Kontakte zwischen den Platten und den Versteifungen mit den Schweißnähten werden analog zu den Kontakten aus Kapitel 3 modelliert, nämlich mit Mortar-Kontakten.

Die Schweißnahtvolumenelemente werden dabei, analog zum T-Stoß, von Beginn der Simulation an fest mit den Versteifungen verbunden. Dafür wird ein Mortar-Kontakt verwendet, der bereits ab einer Temperatur von 0 °C auf einen fest verbundenen Zustand umschaltet.

Die feste Verbindung der Schweißnahtelemente mit der Platte erfolgt hingegen erst ab dem Erreichen einer Temperatur von 1300 °C und unter Einhaltung eines maximalen Abstands von 1 mm.

#### 4.2.4 Wärmequellenmodell

Zur Modellierung der Wärmequelle wird das Goldak-Wärmequellenmodell verwendet. Die Parameter dafür werden aus dem Artikel entnommen. Diese sind in Tabelle 4.3 aufgelistet.

Die Wärmeleistung wird aus dem Produkt aus der Stromstärke und elektrischen Spannung, die

**Tab. 4.3:** Parameter der verwendeten Wärmequelle [49]

	IFORM	P1	P2	P3	P4	P5	P6	P7
Goldak n=3	1	$a = 3$	$b = 3$	$c_f = 6$	$c_r = 6$	$F_f = 1,33$	$F_r = 0,67$	$n = 3$

in Tabelle 4.2 angegeben sind. Unter der Annahme eines Wirkungsgrads von  $\eta = 0,85$  ergibt das eine Gesamtwärmeleistung von

$$\dot{Q} = \eta UI = 0,85 \cdot 159V \cdot 19,5A = 2635,429W \quad . \quad (4.1)$$

### 4.2.5 Prozessablauf

Der Prozess verläuft ebenfalls ähnlich wie der Prozess des T-Stoßes. Es werden zuerst die Heftnähte geschweißt, wie sie in Abbildung 4.2 dargestellt sind. Es werden für jede Schweißnaht jeweils zwei Heftnähte geschweißt, von denen angenommen wird, dass sie ca. 4 mm lang sind. Insgesamt werden 34 Schweißnähte und 68 Heftnähte geschweißt. Ein Ausschnitt der Schweißreihenfolge ist in Tabelle 4.4 dargestellt. Die in der ersten Spalte aufgelistete Schweiß-ID ergibt sich aus einer Klassifizierung, nach der die Heftnähte mit dem Präfix 10 und alle Hauptnähte mit dem Präfix 15 beginnen.

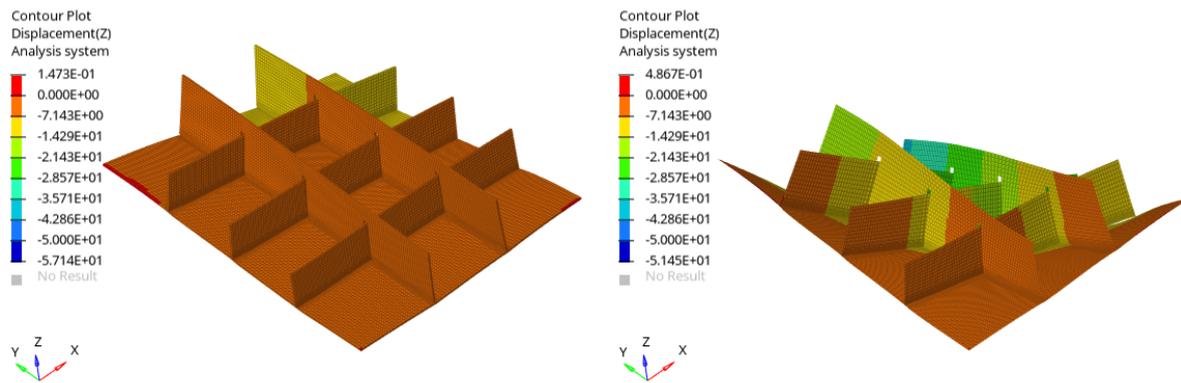
**Tab. 4.4:** Reihenfolge der Schweißnähte

Schweiß-ID	Schweißnahtlänge [mm]	Dauer [s]	Start [s]	Ende [s]	Pause [s]
1001	4	0,4	0	0,4	1
1002	4	0,4	1,4	1,8	1
1003	4	0,4	2,8	3,2	1
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
1068	4	0,4	93,8	94,2	1
1501	140	14	95,2	109,2	1
1502	130	13	110,2	123,2	1
1503	130	13	124,2	137,2	1
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
1534	138,2	13,8	573,3	587,1	7200

Die unterschiedlichen Schweißnahtlängen ergeben sich daraus, dass angenommen wird, dass bei einem freien Ende bis zum Ende der Platte geschweißt wird, während zwischen zwei Versteifungen nicht vollständig bis zur jeweiligen Versteifung geschweißt werden kann. Außerdem gibt es Abweichungen der Schweißnahtlänge im Millimeterbereich, da die Schweißnahtlänge durch die vorhandenen FE-Knoten definiert werden und diese nicht immer äquidistant verteilt sind. Zwischen jeder Schweißnaht wird eine Sekunde lang pausiert. Nach dem Schweißen wird die gesamte Baugruppe zwei Stunden lang an der Umgebungsluft abgekühlt.

### 4.2.6 Simulation

Die Simulationsparameter bezüglich der Lösung der thermischen und mechanischen Gleichungen werden weitgehend identisch mit denen aus Kapitel 3 gewählt. Sowohl die Simulation mit Volumenelementen als auch die Simulation mit Schalenelementen wird sequenziell gekoppelt



**Abb. 4.6:** Vergleich der Konturplots der Verschiebung in  $z$ -Richtung vom Vollvolumenmodell (links) und Schalenmodell (rechts) nach dem vollständigen Abkühlen, Verformung skaliert um den Faktor 10

durchgeführt. Für den mechanischen sowie den thermischen Zeitschritt wird eine maximale Zeitschrittweite von 0.2 Sekunden während dem Schweißen der Hauptnähte und 0.075 Sekunden während dem Schweißen der Heftnähte gewählt. Die Zeitschrittweitensteuerung während der restlichen Simulationszeit erfolgt automatisch.

## 4.3 Ergebnisse

In diesem Abschnitt werden die Ergebnisse der beiden Simulationen präsentiert. Dabei wird zuerst der Verzug analysiert und mit den Ergebnissen aus dem von Li et al. [49] durchgeführten Experiment verglichen. Anschließend werden das Temperaturprofil, die Eigenspannungen und die verbleibenden Dehnungen analysiert. Der Fokus liegt dabei auf der Untersuchung der Unterschiede zwischen dem Volumen- und dem Schalenmodell.

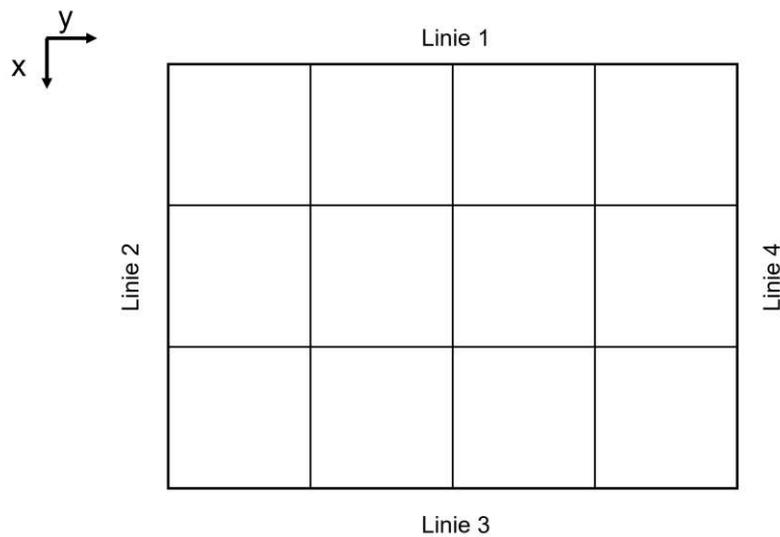
### 4.3.1 Verschiebung

Abbildung 4.6 zeigt den Vergleich der verschiedenen Modellierungsvarianten mit Volumen- und Schalenelementen. Darin dargestellt ist die Verschiebung in  $z$ -Richtung. Es fällt auf, dass die Verschiebungen zwar qualitativ übereinstimmen, sich aber im Betrag deutlich unterscheiden. Beim Schalenmodell beträgt die maximale Verschiebung ca. 51 mm, während beim Volumenmodell die maximale Verschiebung nur ca. 13 mm beträgt.

Im Experiment, das im Artikel von Li et al. [49] beschrieben wird, wird lediglich die Verschiebung der Platte, aber weder die Temperatur noch die Spannung gemessen. Deshalb können die vorgestellten Simulationsergebnisse nur anhand der Verschiebung validiert werden. Diese wird im Experiment an vier Linien, die in Abbildung 4.7 dargestellt sind, gemessen.

Die vertikale Verschiebung, senkrecht zur Platte, in  $z$ -Richtung, wird an den Linien 1 und 2 gemessen.

Die transversale und longitudinale Schrumpfung wird im Artikel von Li et al. mithilfe eines Messschiebers gemessen. Deshalb wird zur Bestimmung der transversalen und longitudinalen

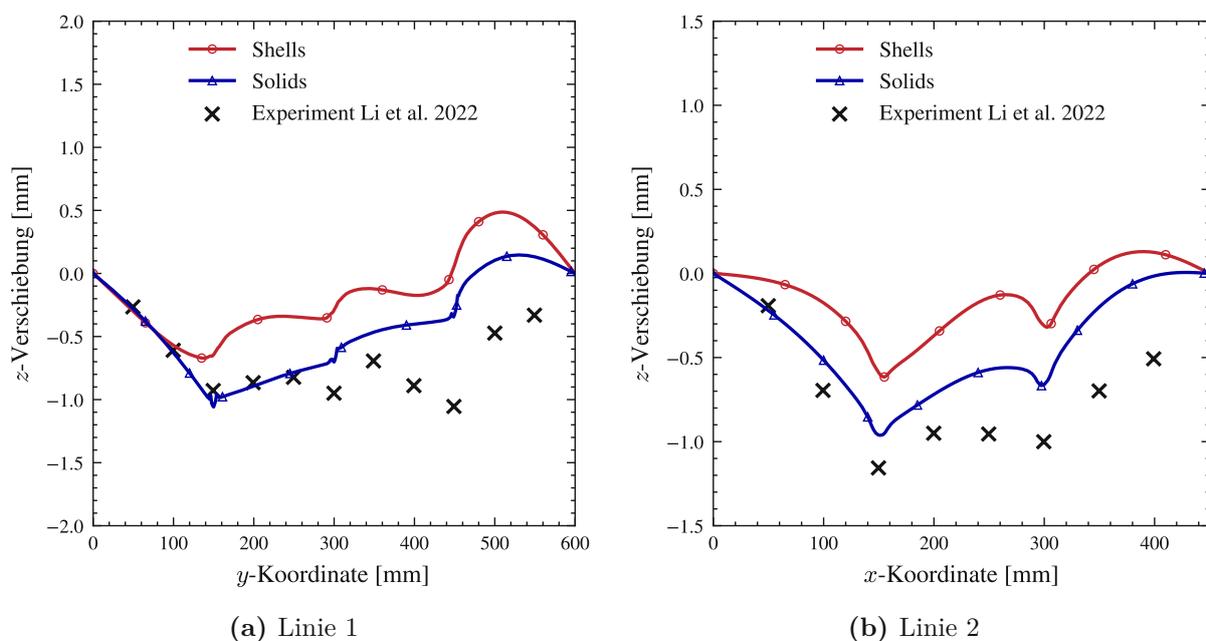


**Abb. 4.7:** Linien, mithilfe derer die Verschiebung der Platte gemessen wird

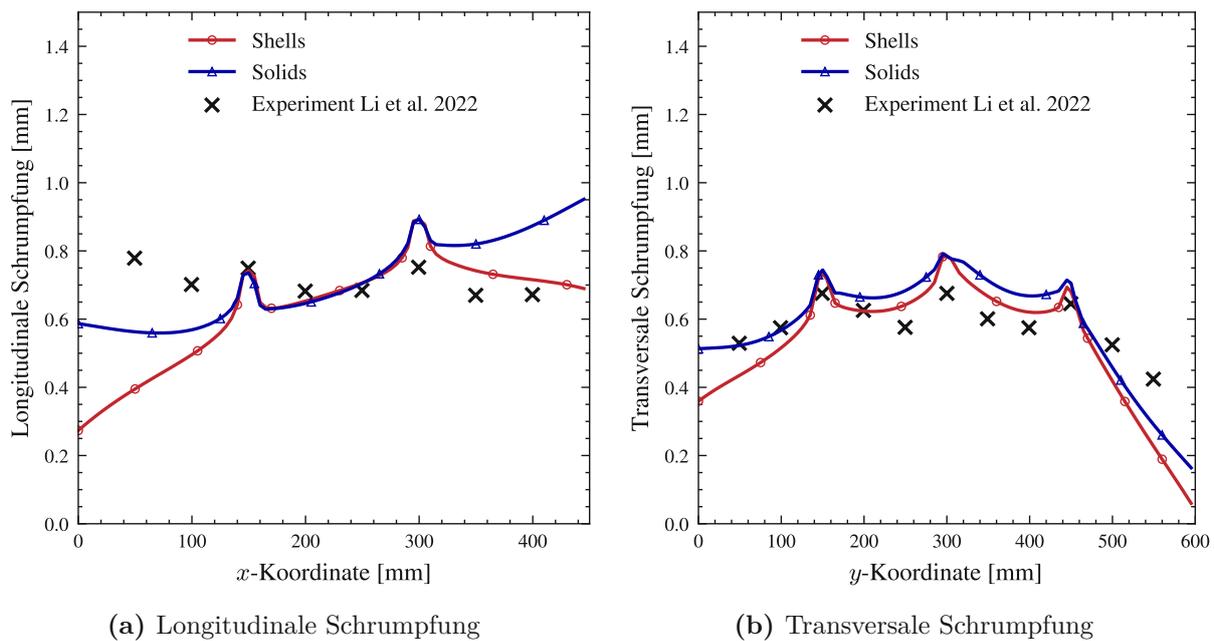
Schrumpfung jeweils der euklidische Abstand zwischen den Linien 1 und 3 sowie 2 und 4 gemessen. Der Schnittpunkt der Linien 1 und 2 bildet den Ursprung des Koordinatensystems.

Abbildung 4.8 zeigt den Vergleich der vertikalen Verschiebung, ausgewertet und gemessen entlang der Linie 1 und Linie 2 mit dem Experiment. Die simulierte vertikale Verschiebung stimmt nur beim Volumenmodell einigermaßen mit den Ergebnissen aus dem Experiment überein.

Die simulierte longitudinale und transversale Schrumpfung stimmen, wie in Abbildung 4.9 ersichtlich, besser mit den Ergebnissen aus dem Experiment überein. Möglicherweise ist dieser



**Abb. 4.8:** Vergleich der simulierten vertikalen Verschiebungen in  $z$ -Richtung entlang der Linien 1 und 2 mit dem Experiment aus [49]



**Abb. 4.9:** Vergleich der simulierten longitudinalen und transversalen Schrumpfungen mit dem Experiment aus [49]

Umstand darauf zurückzuführen, dass die longitudinale und transversale Schrumpfung weniger sensitiv gegenüber Gradienten in Dickenrichtung sind. Gradienten in Dickenrichtung sind nämlich sowohl bei der Modellierung mit Schalenelementen als auch bei der Modellierung mit nur zwei Volumenelementen in Dickenrichtung schlecht abbildbar.

Die Unterschiede zwischen den Ergebnissen aus der Simulation und denen aus dem Experiment sind zum Teil auf Unsicherheiten wie z.B. den mechanischen und thermischen Randbedingungen während dem Schweißen zurückzuführen.

Außerdem ist es möglich, dass aufgrund der Unterschiede in den Modellierungsstrategien zwischen denen, die im Artikel von Li et al. angewendet und denen, die in dieser Arbeit angewendet werden, das Wärmequellenmodell unterschiedlich parametrisiert werden muss. Eine direkte Übernahme der Wärmequellenparameter könnte dadurch zu einem Fehler führen. Eine bessere Wahl der Wärmequellenparameter könnte durch ein feineres Netz und durch *trial and error* bestimmt werden. Im Zuge des Experiments wird jedoch kein Schliffbild erzeugt, was die Kalibrierung erschwert.

Unklar ist noch, warum die simulierte longitudinale Schrumpfung tendenziell mit steigender  $x$ -Koordinate zunimmt und nicht sinkt, wie im Experiment.

Auffällig ist weiters die enorme Diskrepanz zwischen dem Volumen- und dem Schalenmodell. Diese ist möglicherweise auf die in den vorherigen Abschnitten erklärten Unterschiede zwischen dem Volumen- und Schalenmodell zurückzuführen. Die wichtigsten Unterschiede sind dabei

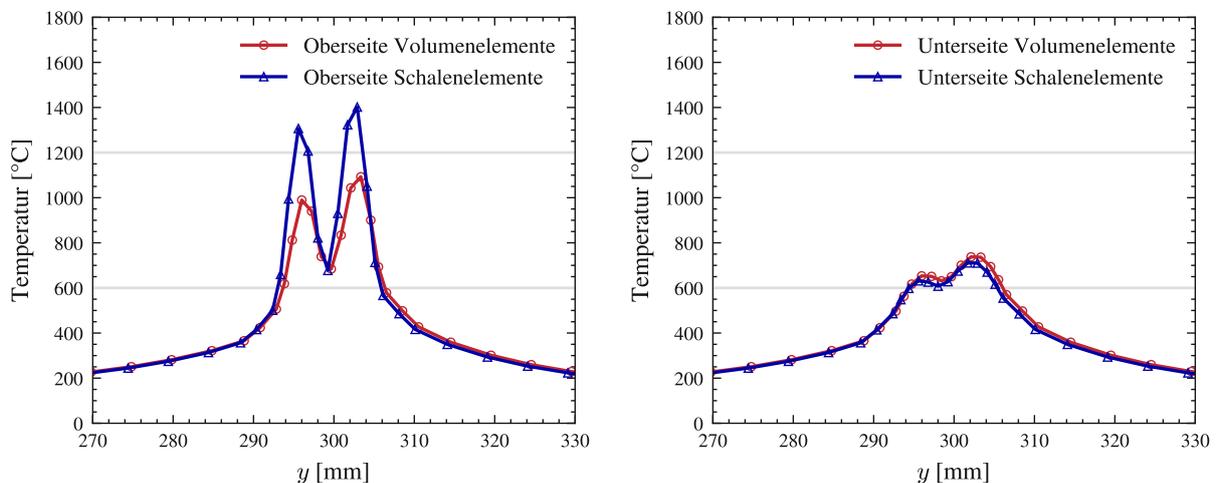
- die Anzahl an thermischen Integrationspunkte, nämlich drei beim Schalenmodell über die Dickenrichtung und insgesamt vier beim Volumenmodell (zwei Elemente in Dickenrichtung)

- die Anzahl der mechanischen Integrationspunkte in Dickenrichtung, nämlich acht beim Schalenmodell und vier bzw. zwei beim Volumenmodell
- der Kontakt zwischen Verstärkungen und Platte wird beim Schalenmodell nicht korrekt abgebildet

### 4.3.2 Temperatur

Der treibende Faktor hinter den Verschiebungen und Spannungen ist, wie in Kapitel 2 beschrieben, die aufgebrachte Temperatur bzw. dessen Gradient. Es ist somit naheliegend, die Temperaturverteilung in der Platte zu betrachten. Abbildung 4.10 zeigt den Vergleich der simulierten maximal erreichten Temperatur, ausgewertet in  $z$ -Richtung betrachtet an der Oberseite und Unterseite der Platte, in  $x$ -Richtung betrachtet in der Mitte der Platte an der Stelle  $x = 225$ , über den Verlauf der  $y$ -Koordinate. Man erkennt, dass der Gradient in Dickenrichtung beim Schalenmodell größer ist, daher kommt es zu einem größeren Winkelverzug und somit zu einem größeren Verzug vertikal zur Platte. Diese Erkenntnis deckt sich mit Erkenntnissen aus Kapitel 3 und aus der Literatur [19].

Auffallend ist außerdem die maximal erreichte Temperatur. Diese sollte an den Schweißnähten im Bereich der Schmelztemperatur liegen. Durch die geringe Anzahl an Elementen ist es möglich, dass der Temperaturgradient nicht korrekt abgebildet wird, ähnlich wie es in Kapitel 3 in Abbildung 3.6 ersichtlich ist.



(a) Maximal erreichte Temperatur an der Oberseite (b) Maximal erreichte Temperatur an der Unterseite

**Abb. 4.10:** Vergleich der simulierten maximal erreichten Temperatur an der Unter- und Oberseite in der Mitte der Platte an der Stelle  $x = 225$  nach vollständigem Abkühlen

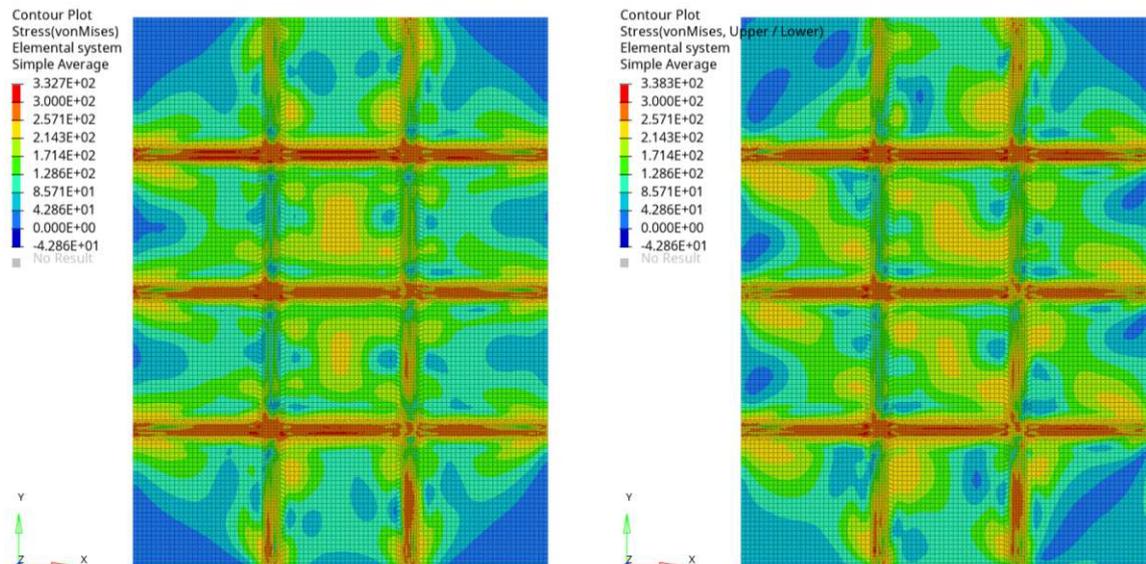
### 4.3.3 Spannung

Die verschiedenen Modellierungsvarianten mit Volumen- und Schalenelementen unterscheiden sich teilweise in den nach dem vollständigen Abkühlen verbleibenden Eigenspannungen, wie in Abbildungen 4.11 und 4.12 ersichtlich. Darin dargestellt ist die Von-Mises-Spannung an der Oberseite (Abbildung 4.11) und an der Unterseite der Platte (Abbildung 4.12). Die Von-Mises-Spannungen der beiden Modellierungsvarianten decken sich in der Mitte der Platten. Die Unterschiede steigen jedoch mit Entfernung zur Plattenmitte, in  $x$ - und  $y$ -Richtung betrachtet. Um eine genauere Aussage über den Vergleich der Von-Mises-Spannungen treffen zu können, ist es sinnvoll Linienplots anstelle von Konturplots zu verwenden. Abbildung 4.13 zeigt die verbleibende Von-Mises-Spannung nach vollständigem Abkühlen des Volumen- und des Schalenmodells.

Die Spannungsspitzen an den Stellen  $y = 150$ ,  $y = 300$  und  $y = 450$ , dargestellt in Abbildungen 4.13a und 4.13b, liegen im Bereich der Zugfestigkeit und treten an den Schweißnahtstellen auf. Diese Spannungsspitzen sind, ausgehend von den Erkenntnissen aus Kapitel 3, zu erwarten.

In Kapitel 3 klingen die Spannungen allerdings mit Entfernung zur Schweißnaht wieder ab. Dies ist hier nicht der Fall, da sich die Einflüsse mehrerer Schweißnähte überlagern. So ergeben sich Spannungserhöhungen zwischen den Schweißnähten, in den Bereichen zwischen  $y \approx 225$  und  $y \approx 375$ .

Der größte Unterschied zwischen dem Volumen- und dem Schalenmodell tritt außerhalb der Versteifungen auf.



**Abb. 4.11:** Vergleich der Konturplots der Von-Mises-Spannung vom Volumenmodell (links) und Schalenmodell (rechts) nach dem vollständigen Abkühlen an der Oberseite der Platte

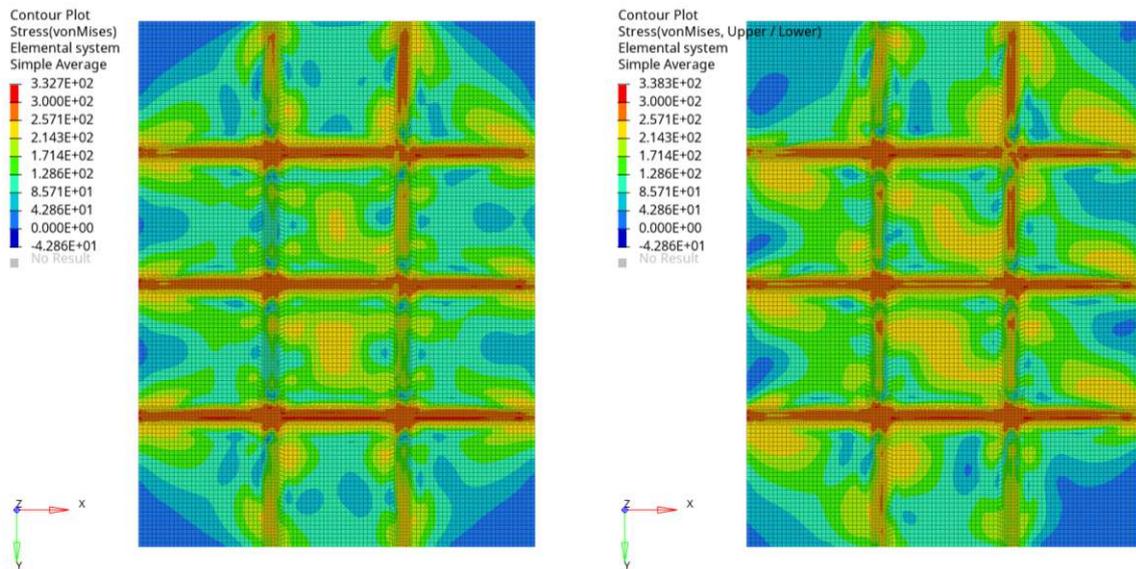
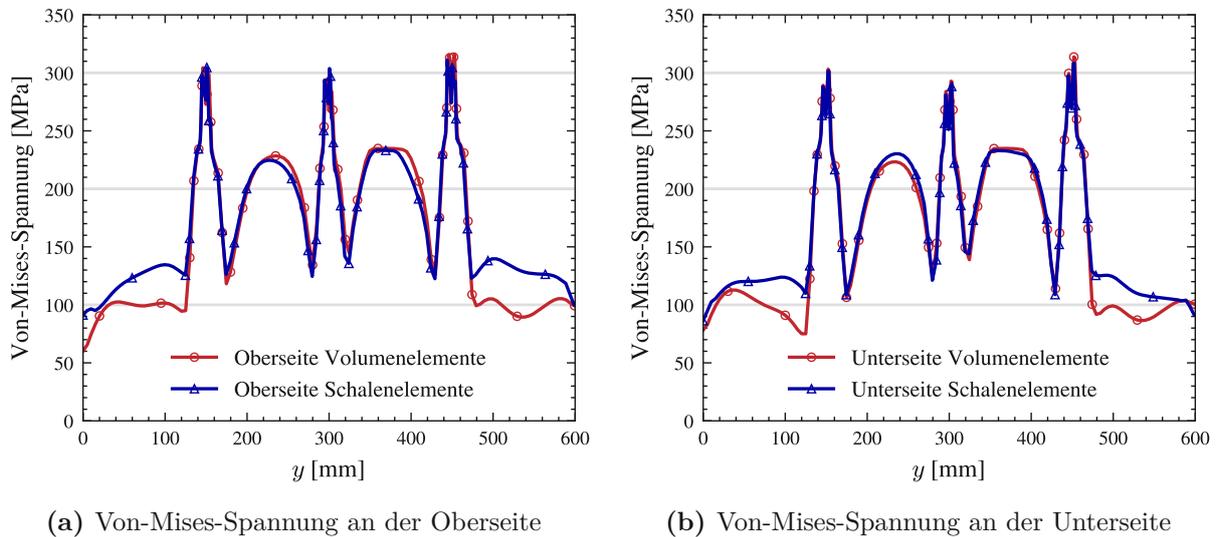


Abb. 4.12: Vergleich der Konturplots der Von-Mises-Spannung vom Volumenmodell (links) und Schalenmodell (rechts) nach dem vollständigen Abkühlen an der Unterseite der Platte



(a) Von-Mises-Spannung an der Oberseite

(b) Von-Mises-Spannung an der Unterseite

Abb. 4.13: Vergleich der simulierten verbleibenden Von-Mises-Spannung der verschiedenen Modellierungsvarianten mit Volumen und Schalen an der Unter- und Oberseite in der Mitte der Platte an der Stelle  $x = 225$  nach vollständigem Abkühlen, ausgewertet an den Knoten

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

### 4.3.4 Plastische Dehnungen

Bei einem elastoplastischen Materialverhalten ist es oftmals nicht ausreichend, nur den Spannungszustand, sondern auch die Dehnungen zu betrachten. Dabei macht es insbesondere Sinn, die Bereiche zu betrachten, in denen plastische Dehnung auftritt, da dort unter Umständen ähnliche Spannungen, aber unterschiedliche Dehnungen auftreten können.

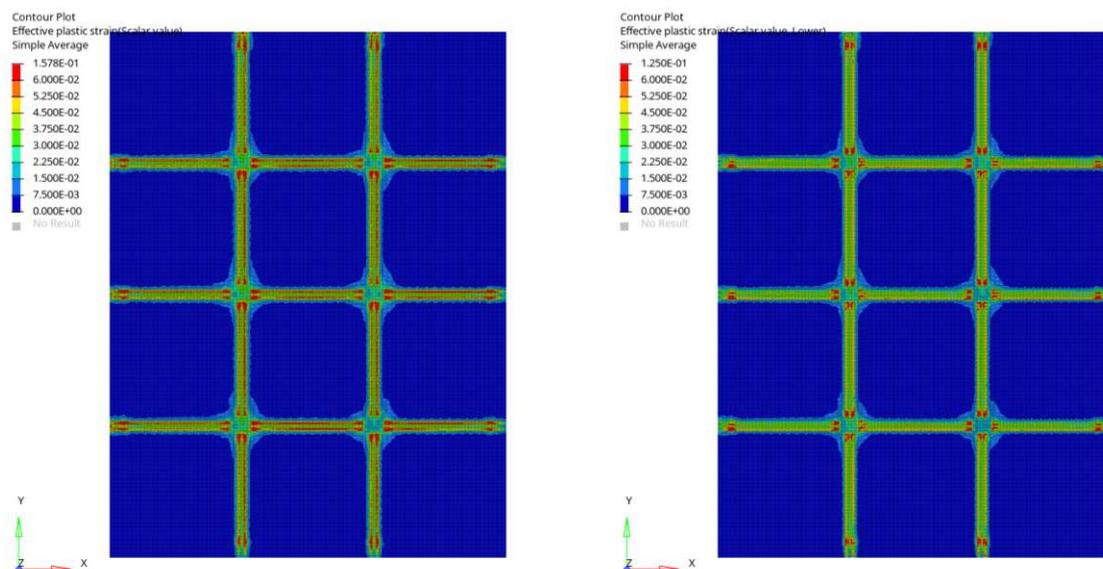
Abbildung 4.14 und Abbildung 4.15 zeigen die Konturplots der auftretenden äquivalenten plastischen Dehnung. Es ist deutlich zu erkennen, dass sich das Material nur in einem sehr schmalen Bereich in der Nähe der Schweißnaht plastisch verformt.

Betrachtet man den Bereich in der Nähe der Schweißnaht, beispielsweise in der Mitte der Platte an der Stelle  $x = 225$  mm im Bereich der  $y$ -Achse zwischen 270 und 330 mm, wie in Abbildung 4.16 dargestellt, erkennt man Unterschiede zwischen der Volumen- und der Schalenmodellierung. Die äquivalente plastische Dehnung der Schalenelemente ist etwas höher als die der Volumenelemente, was auf den höheren Temperaturgradienten zurückzuführen ist.

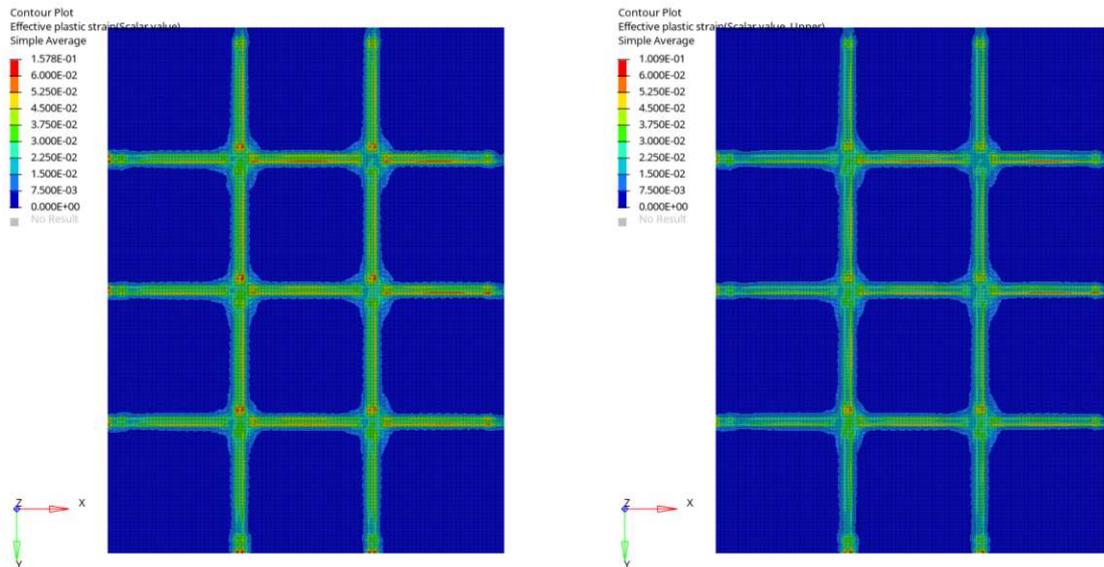
### 4.3.5 Weitere Aspekte

Es wäre selbstverständlich interessant, analog zu Kapitel 3, noch weitere Einflussgrößen zu variieren. So könnte z.B. analysiert werden, ob der Einfluss verschiedener Simulationsparameter, wie das Verfestigungsverhalten oder die temperaturabhängigen Materialwerte, bei der Platte und dem T-Stoß ähnlich ist. Im Rahmen dieser Arbeit ist dies jedoch nicht möglich.

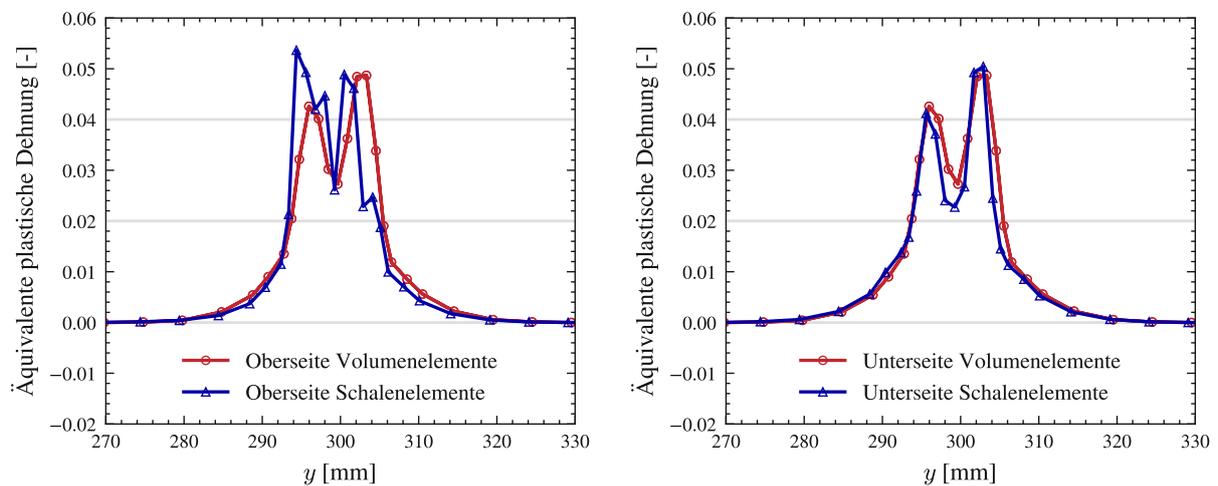
Außerdem könnte der Einfluss der Modellierung mit Schalenelementen im Bereich der Schweißnaht noch genauer untersucht werden. Bei den Schalenelementen wird z.B. eine Änderung in der Dicke mechanisch nicht behindert, was in schweißnahtnähe eine beträchtliche Rolle spielen könnte.



**Abb. 4.14:** Vergleich der Konturplots der äquivalenten plastischen Dehnung vom Volumenmodell (links) und Schalenmodell (rechts) nach dem vollständigen Abkühlen an der Oberseite der Platte



**Abb. 4.15:** Vergleich der Konturplots der äquivalenten plastischen Dehnung vom Volumenmodell (links) und Schalenmodell (rechts) nach dem vollständigen Abkühlen an der Unterseite der Platte



(a) Äquivalente plastische Dehnung an der Oberseite (b) Äquivalente plastische Dehnung an der Unterseite

**Abb. 4.16:** Vergleich der simulierten äquivalenten plastischen Dehnungen der verschiedenen Modellierungsvarianten mit Volumen und Schalen an der Unter- und Oberseite in der Mitte der Platte an der Stelle  $x = 225$  mm nach vollständigem Abkühlen, ausgewertet als gemittelt an den Knoten

# 5 Punktschweißung

Im folgenden Kapitel wird, im Unterschied zu den vorherigen Kapiteln 3 und 4, auf die TEP-Simulation eines Punktschweißvorgangs eingegangen. Die Vorgehensweise bei der Modellierung ist dabei weitgehend identisch, da sich die zugrundeliegenden physikalischen Gleichungen sowie das Materialverhalten nicht ändern. Das Kontaktverhalten und die FEM-Modellierung ändern sich bis auf das Wegfallen des Schweißnahtmaterials auch nicht. Der größte Unterschied liegt in der Modellierung der Wärmequelle, da, wie in Abschnitt 2.1 beschrieben, sich das Schutzgasschweißen und das Punktschweißen im Wirkprinzip der Entstehung der Wärme unterscheiden.

Dazu wird eine TEP-Simulation eines einfachen Punktschweißvorgangs durchgeführt, die die Grundlage für das nächste Kapitel, Kapitel 6, bildet, in dem eine komplexere punktgeschweißte Baugruppe untersucht wird. Der Fokus liegt dabei auf der Klärung der Frage, ob die angenommenen Vereinfachungen in Bezug auf die Entstehung der Wärme während des Punktschweißvorgangs zulässig sind und welchen Einfluss die Netzfeinheit sowie der Typ der Finiten Elemente auf die Ergebnisse hat.

## 5.1 Erklärung des Beispiels

Die Grundlage für das einfache Beispiel bildet der Artikel von Eftekharimilani et al. aus 2018 [25], in dem die Verschweißung von zwei Platten aus CR700Y980T-DH, einem *advanced high strength sheet steel* (AHSS) Stahl, experimentell und numerisch untersucht wird. Der Artikel eignet sich gut, da die Spannungen durch röntgenographische Spannungsmessung, dessen Versuchsaufbau in Abbildung 5.1 dargestellt ist, ermittelt wurden.

Die verschweißten Platten haben beide die Abmessungen 50x50 mm und sind 1,3 mm dick.

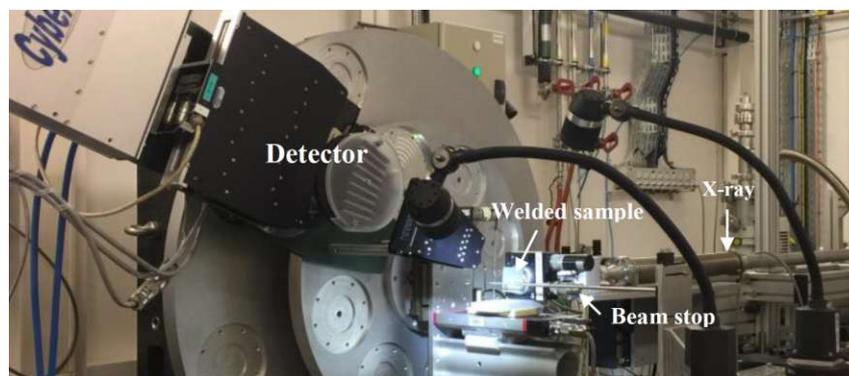


Abb. 5.1: Experimentaufbau aus Eftekharimilani et al., aus [25]

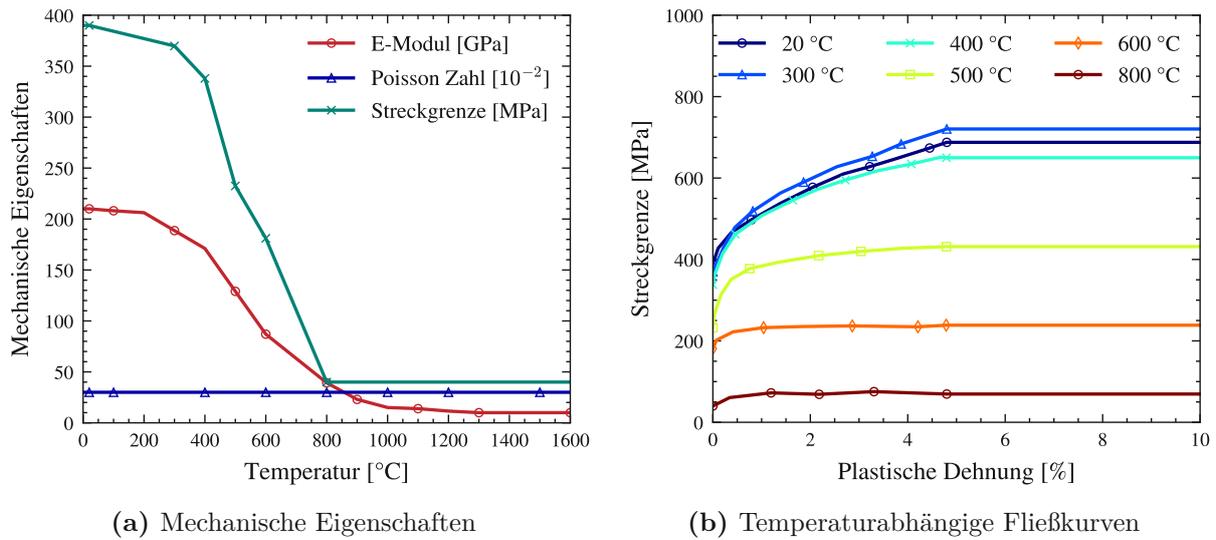


Abb. 5.2: Mechanische Eigenschaften von DP600 aus [76]

## 5.2 Modellierung und Simulation

In diesem Abschnitt wird das verwendete Modell beschrieben indem speziell auf die Materialdaten, die FEM-Vernetzung, die Randbedingungen, die Kontaktmodellierung, das Wärmequellenmodell sowie bestimmte Aspekte der Simulation eingegangen wird.

### 5.2.1 Materialdaten

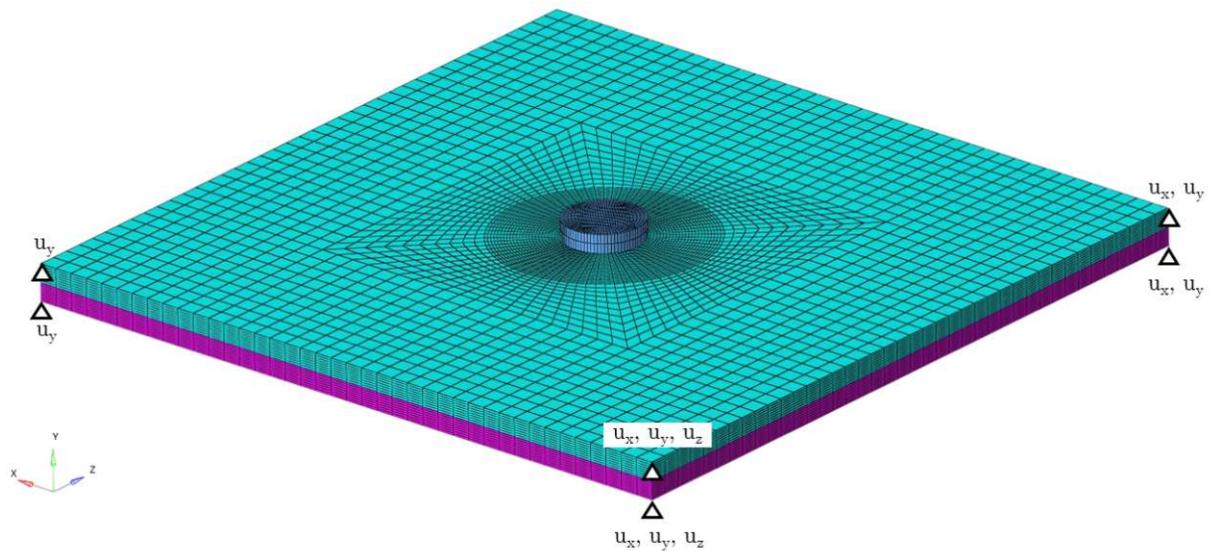
Die im beschriebenen Artikel verwendeten Materialdaten vom Stahl CR700Y980T-DH wurden mit dem Simulationsprogramm JMATPro erstellt und sind nicht im Detail verfügbar. Daher wird in dieser Arbeit auf ein ähnliches Material zurückgegriffen, den Dualphasen-Stahl DP600.

Die Eigenschaften vom Stahl DP600 sind in Abbildung 5.2 dargestellt und werden aus [76] entnommen. Die Knicke in Abbildung 5.2a bei 800°C und in Abbildung 5.2b bei 5% kommen daher, dass die temperaturabhängigen Eigenschaften nur bis 800°C und die Fließkurven nur bis 5% verfügbar sind. Es wird angenommen, dass das Verhalten ab diesen Werten konstant bleibt. Für die thermischen Materialdaten werden die Daten des Stahls S355 angenommen, die auch in Kapitel 3 für die Grundsimulation verwendet werden und in Abbildung 3.2a und 3.2c dargestellt sind. Es wird davon ausgegangen, dass sich die thermischen Eigenschaften der beiden Stähle nicht wesentlich unterscheiden.

Für das Verfestigungsverhalten wird isotrope Verfestigung angenommen.

### 5.2.2 FEM-Vernetzung und Randbedingungen

Das FE-Netz, das zur Parametrisierung der Wärmequelle verwendet wird, besteht, ohne den Elektroden, aus 76.800 hexaederförmigen Solid-Elementen mit linearen Interpolationsfunktionen mit der Formulierung ELFORM=-1 und 87.858 Knoten, siehe Abbildung 5.3. Da diese Netzfeinheit zu fein ist, um ein komplexes Bauteil mit einer hohen Anzahl an Punktschweißungen zu simulieren,



**Abb. 5.3:** Randbedingungen und Vernetzung des FE-Modells mit Volumenelementen der Punktschweißung

**Tab. 5.1:** Zusammenfassung der verschiedenen Netzfeinheiten

Feinheit	Elemente gesamt	Knoten	Kantenlänge in der Mitte	Kantenlänge am Rand
sehr fein	9.600	9.762	0,15 mm	1,25 mm
fein	2.402	2.676	0,3 mm	2,5 mm
grob	914	864	0,5 mm	4 mm
sehr grob	296	322	0,8 mm	8 mm

ist es sinnvoll, gröbere Netzfeinheiten zu betrachten. Außerdem wird Punktschweißen vor allem für dünnwandige Bauteile verwendet. Deshalb eignet sich die Modellierung mit Schalenelementen gut. Für die Schalen in diesem Kapitel wird die selbe Modellierung wie in Kapitel 4, nämlich lineare, vollständig integrierte Schalenelemente mit 8 mechanischen Integrationspunkten in Dickenrichtung gewählt. Es wird wieder die Option *thermal thick shell* gewählt, wodurch ein Temperaturgradient in Schalen-Dickenrichtung abgebildet werden kann.

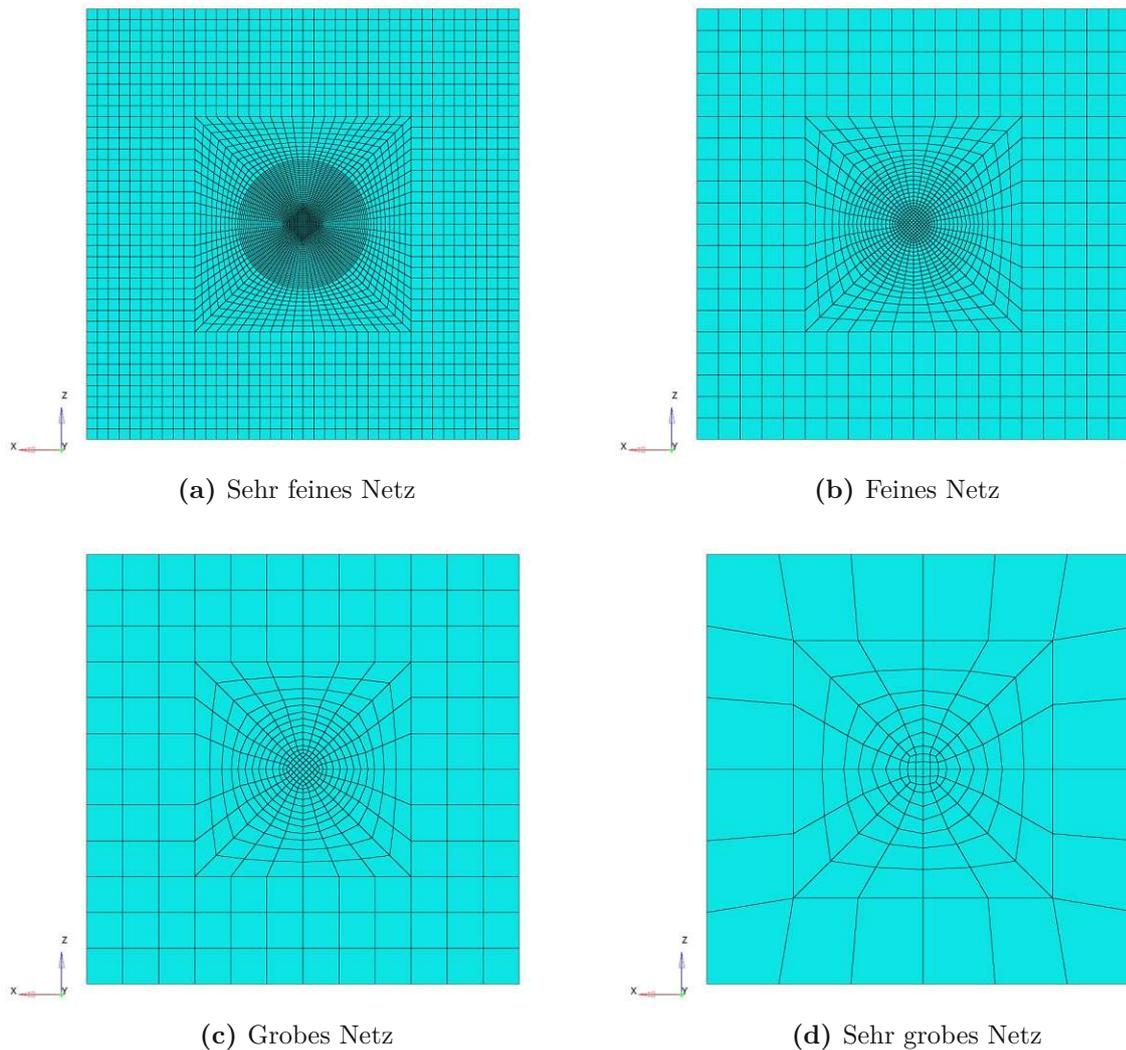
Abbildung 5.4 zeigt die verschiedenen Netzfeinheiten der Schalenmodelle, die in Tabelle 5.1 zusammengefasst sind. Die verschiedenen Netzfeinheiten werden in sehr fein, fein, grob und sehr grob unterteilt. Die sehr feine Vernetzung ist dabei identisch mit dem zweidimensionalen Querschnitt der Volumenvernetzung.

Die Elektroden werden als *rigid bodies* modelliert.

### Mechanische Randbedingungen

Die mechanischen Randbedingungen werden so gewählt, dass eine Festkörperverschiebung beider Platten verhindert wird, siehe Abbildung 5.3.

Die Elektroden sind, wie im nächsten Abschnitt beschrieben wird, vom Beginn der Simulation bis



**Abb. 5.4:** Vergleich der verschiedenen Netzfeinheiten bei der Modellierung mit Schalenelementen

zum Ende des Schweißvorgangs mit den Platten in Kontakt und müssen deshalb nicht festgehalten werden, um eine Festkörperverschiebung zu vermeiden.

Es ist jedoch sinnvoll, eine Elektrode in allen Richtungen festzuhalten und auf die andere Elektrode die benötigte Klemmkraft aufzubringen. Dabei kann die Kraft entweder auf jeden Knoten, als Volumenskraft oder als Flächenkraft aufgebracht werden. Für dieses Beispiel wird die Kraft als Flächenkraft auf die obere Elektrode aufgebracht.

### Thermische Randbedingung

Für die thermische Randbedingung Wärmestrahlung werden alle Bauteile als ideale schwarze Körper angenommen, was einem Emissionsgrad von  $\varepsilon_r = 1$  entspricht. Für den konvektiven Wärmeübergang wird ein Wärmeübergangskoeffizient von  $h = 7 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$  angenommen [1]. Die Ausgangstemperatur aller Bauteile und die Umgebungstemperatur wird auf  $20 \text{ }^\circ\text{C}$  festgelegt.

### 5.2.3 Kontakt

Zur Modellierung der Kontakte zwischen den Platten wird der Mortar-Kontakt verwendet. Die Temperatur, ab der die Platten fest verbunden werden wird auf 1.300 °C festgelegt. Beim Kontakt zwischen den Platten und den Elektroden gibt es verschiedene Möglichkeiten.

Die einfachste Möglichkeit ist, die Elektroden von Anfang an mit der jeweiligen Platte zu verbinden. Dazu wird, analog zur Verbindung der Schweißnähte mit den Versteifungen in Kapitel 3 und 4, der Mortar-Kontakt verwendet, der bereits ab einer Temperatur von 0 °C fest verbunden ist. Der Nachteil diese Methode ist, dass die Achsen der Elektroden dadurch nicht mehr zwangsläufig koaxial sind. Beim Anpressen der Elektroden kann dadurch unter Umständen ein in der Realität nicht vorhandenes Biegemoment entstehen. In der Realität sind die Elektroden nämlich immer koaxial zueinander.

Bei diesem kleinen Beispiel ist dies nicht der Fall, da sich die Platten nicht relativ zueinander bewegen. Bei einem komplexeren Bauteil kann das allerdings durchaus der Fall sein.

### 5.2.4 Wärmequellenmodell

Die Wärme entsteht beim Widerstandspunktschweißen, wie in Abschnitt 2.3 beschrieben, durch den Joule'schen Effekt. Es wäre zwar möglich, den Zusammenhang zwischen Strom, Spannung und Widerstand physikalisch genauer abzubilden, indem die Verteilung des elektrischen Potentials berechnet wird, siehe z.B. [60]. Diese Art der Modellierung ist allerdings sehr komplex und erfordert die Kenntnis weiterer Materialparameter, wie den temperatur- und spannungsabhängigen spezifischen elektrischen Widerstand. In dieser Arbeit wird eine stark vereinfachte Methode zur Modellierung der Wärmequelle angewandt, indem die aus dem Joule'schen Gesetz resultierende Wärme über eine zylindrische Wärmequelle mit konstanter Wärmestromdichte eingebracht wird. Die Abmessungen des Zylinders, auf dem diese Wärmestromdichte aufgebracht wird, werden durch *trial and error* und dem Vergleich des Temperaturprofils mit dem Schliffbild ermittelt, wie in Abbildung 5.5 dargestellt. Diese zeigt den Vergleich des simulierten Temperaturprofils mit dem Schliffbild des Experiments [25].

Der auf diese Weise ermittelte Radius des Zylinders beträgt 3 mm und dessen Höhe 1,6 mm. Die maximal erreichte Temperatur passt gut mit dem Schliffbild überein, weshalb davon ausgegangen wird, dass die Annahmen in der Wärmequellenmodellierung zulässig sind.

### 5.2.5 Prozessablauf

Wie bereits erwähnt, wird eine der beiden Elektrode festgehalten und auf die andere eine Kraft aufgebracht. Diese Kraft wird vor dem eigentlichen Schweißprozess aufgebracht und über einen Zeitraum von 0,5 Sekunden linear erhöht bis ein Wert von 4,2 kN erreicht wird. Diese Kraft wird 0,8 Sekunden lang gehalten und anschließend wieder linear abgebaut, siehe Abbildung 5.6.

Während dem Zusammenpressen der Platten durch die Elektroden wird 0,3 Sekunden lang ein Wärmestrom von 3,6 kJ/s aufgebracht.

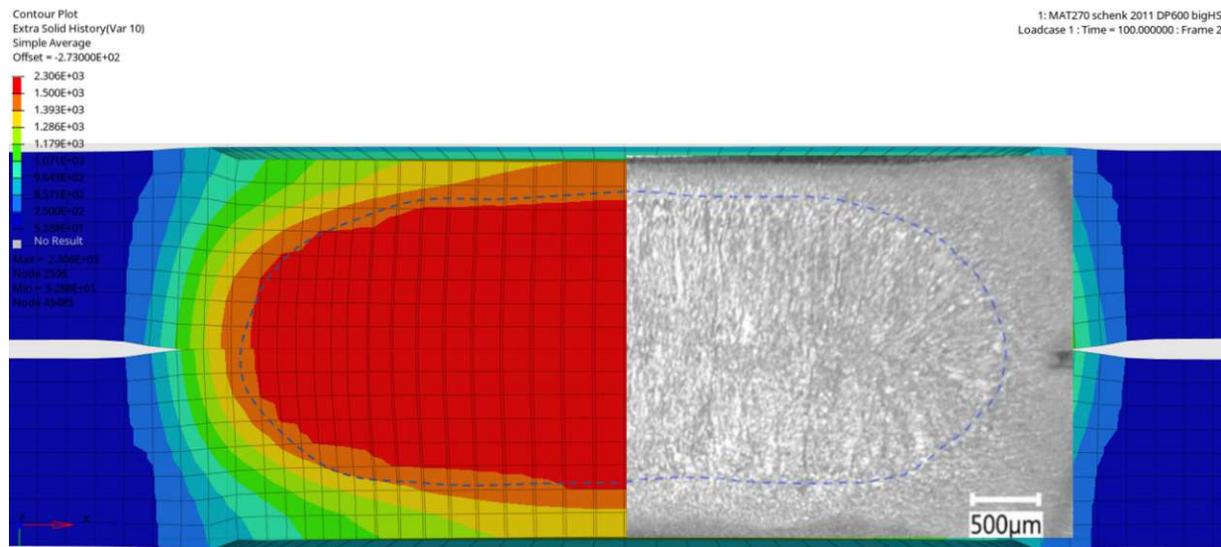


Abb. 5.5: Vergleich der simulierten maximal erreichten Temperatur mit dem Schlibbild aus dem Experiment [25]

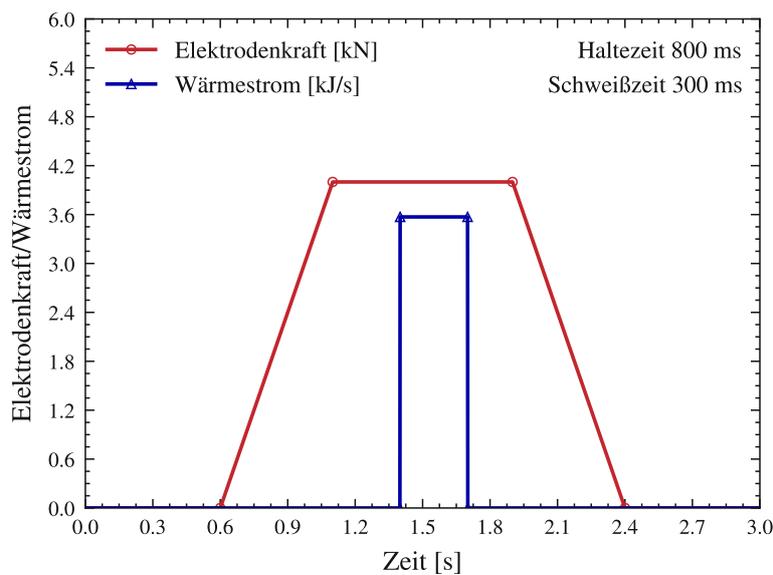


Abb. 5.6: Zeitlicher Verlauf der aufgebracht Wärme und Elektrodenkraft

### 5.2.6 Simulation

Die Punktschweißsimulation wird, wie auch die Simulationen der vorherigen Kapitel, gekoppelt durchgeführt. Dabei wird eine variable Zeitschrittweite verwendet, die während des Schweißvorgangs, zwischen 0,9 Sekunden bis 2,4 Sekunden in der Simulationszeit, auf ein Maximum von 0,05 Sekunden begrenzt wird. Während des Abkühlens zwischen 2,4 und 4 Sekunden wird die maximale Zeitschrittweite auf 0,1 Sekunde gesetzt.

## 5.3 Ergebnisse

In diesem Abschnitt werden die Ergebnisse der Punktschweiß-Simulation präsentiert. Es werden zuerst die Ergebnisse der Simulation mit den Volumenlementen und anschließend die Ergebnisse der Simulation mit den Schalenelementen untersucht. Die Ergebnisse beider Modellierungstechniken werden mit den Ergebnissen aus dem Experiment aus [25] verglichen.

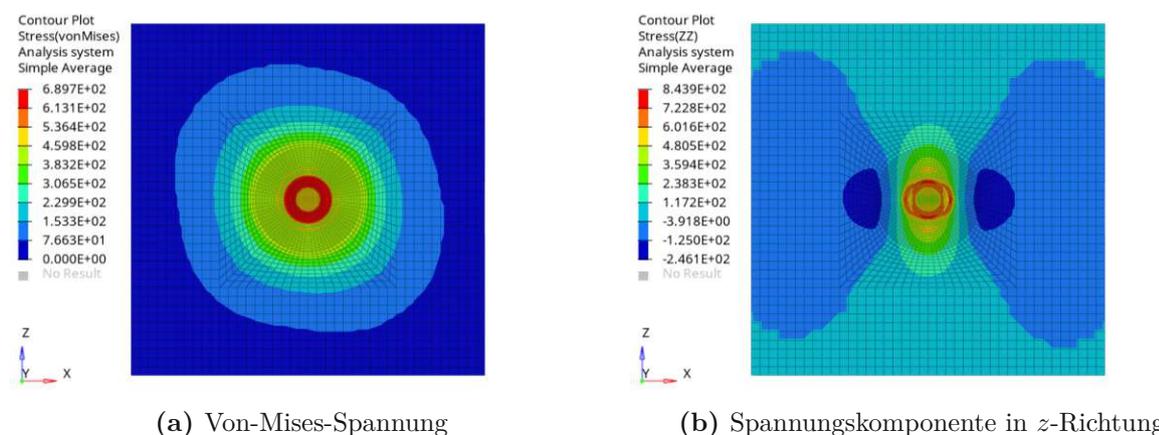
### 5.3.1 Ergebnis der Simulation mit der Volumenmodellierung

Als erstes sollten die Ergebnisse der Volumenmodellierung untersucht werden, da bei dieser Simulation die feinste Vernetzung verwendet wird und dadurch die genauesten Ergebnisse zu erwarten sind. Es werden die entstehenden Eigenspannungen mit dem Experiment und der Simulation aus [25] quantitativ verglichen. Außerdem wird die Plausibilität der verbleibenden Dehnungen mit einem ähnlichen Simulationsbeispiel aus der Literatur qualitativ überprüft.

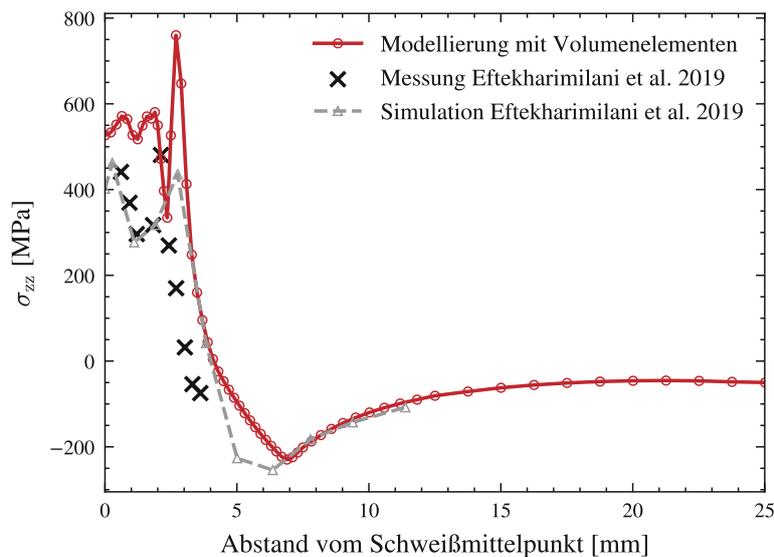
#### Eigenspannungen

Die nach dem vollständigen Abkühlen verbleibende Von-Mises-Spannung ist wie erwartet rotationssymmetrisch, siehe Abbildung 5.7a. Die leicht elliptische Form könnte aus der Art der Einspannung resultieren. Es werden nämlich, wie in Abbildung 5.3 dargestellt, jeweils drei Ecken der oberen und unteren Platte festgehalten. Im ungeschweißten Zustand entspricht dies einem statisch bestimmten Zustand. Sobald die beiden Platten allerdings verschweißt werden befindet sich der verschweißte neue Körper in einem statisch überbestimmten Zustand, wodurch zusätzliche Spannungen erwartet werden.

Die Spannungen in  $z$ -Richtung, die in Abbildung 5.7b dargestellt sind, entsprechen qualitativ den Spannungen, die im Artikel von Eftekharimilani et al. [25] präsentiert werden. Für einen quantitativen Vergleich werden die Spannungen in  $z$ -Richtung in der Mittelebene der Platte verglichen, wie in Abbildung 5.8 dargestellt.



**Abb. 5.7:** Konturplots der Spannung an der Oberfläche der oberen Platte, ausgewertet als gemittelt an den Knoten



**Abb. 5.8:** Vergleich der simulierten Spannung aus der Simulation mit der Volumenmodellierung mit der simulierten und gemessenen Spannung aus dem Artikel von Eftekharimilani et al. [25]

Darin sind die gemessene Spannung in  $z$ -Richtung in Abhängigkeit des Abstands zum Schweißmittelpunkt abgebildet. Die simulierten Spannungen aus [25] sind in grau und die simulierten Spannungen aus dieser Arbeit in rot dargestellt. Das Experiment aus [25] ist mit schwarzen Kreuzen markiert.

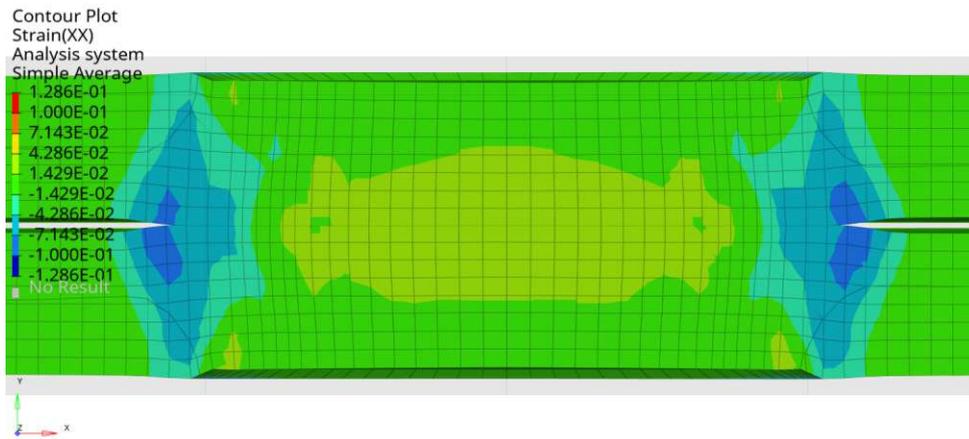
Sowohl die Ergebnisse des zu vergleichenden Artikels als auch die Ergebnisse dieser Arbeit weichen von den Messergebnissen des Experiments ab.

Die simulierten Spannungen aus dieser Arbeit stimmen zwar qualitativ mit den gemessenen Ergebnissen überein, unterscheiden sich aber stark sowohl im Betrag der maximal auftretenden Spannung als auch im Ort, an dem die maximale Spannung auftritt. Die Abweichungen in der Nähe der Elektrode, bis ca. 5 mm, sind auf die zahlreichen Vereinfachungen wie z.B. Vernachlässigung von Elektromagnetischen Effekten und Materialumwandlungen zurückzuführen. Möglicherweise könnten auch besser übereinstimmende Ergebnisse durch Verwendung eines kinematischen Verfestigungsmodells erzielt werden.

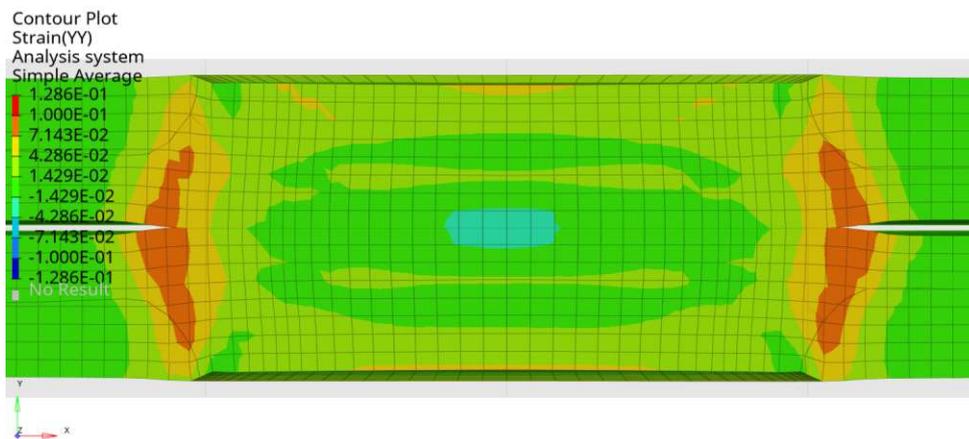
### Bleibende Dehnungen

Neben den Spannungen und den Verschiebungen ist es in diesem Abschnitt auch sinnvoll, die Dehnungen zu betrachten, da Chino et al. [13] einen ähnlichen Punktschweißvorgang betrachten. Dieser ist deshalb ähnlich, da sowohl Elektrodendurchmesser, Werkstoff als auch Blechdicken ähnlich sind.

Die Ergebnisse aus der Simulation dieser Arbeit stimmen qualitativ mit den Ergebnissen aus [13] überein, da eine deutliche Konzentration der Dehnungen im Zentrum sowie an den Rändern der Schweißlinse auftreten, wie in Abbildungen 5.9, 5.10 und 5.12 ersichtlich.

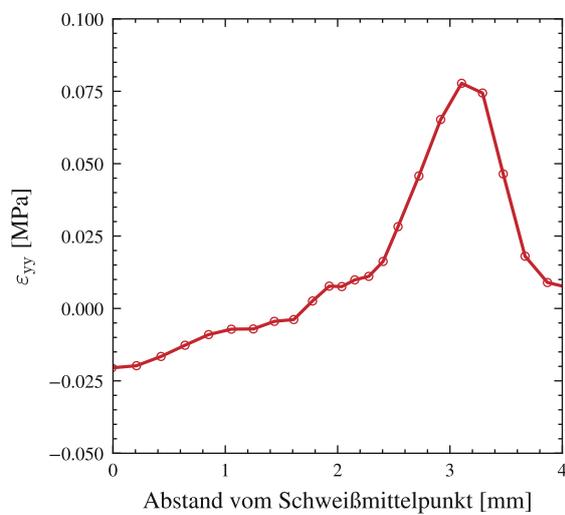


**Abb. 5.9:** Konturplot der gesamten Dehnung in  $x$ -Richtung im Querschnitt der Platten, ausgewertet als gemittelt an den Knoten, Schnitt durch die  $xy$ -Ebene, verformte Geometrie

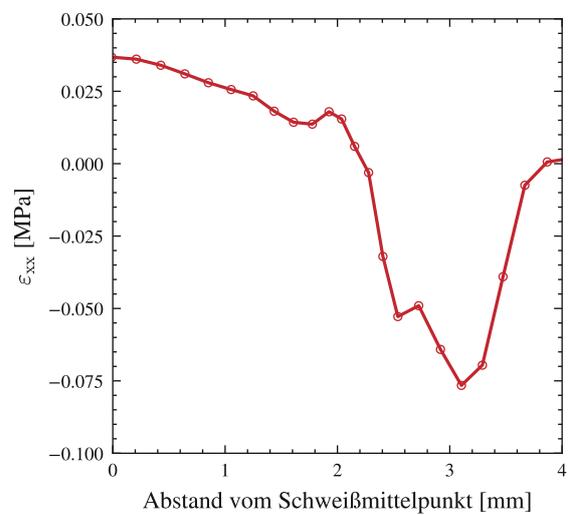


**Abb. 5.10:** Konturplot der gesamten Dehnung in  $y$ -Richtung im Querschnitt der Platten, ausgewertet als gemittelt an den Knoten, Schnitt durch die  $xy$ -Ebene, verformte Geometrie

Abbildungen 5.9 und 5.10 zeigen außerdem den Verlauf der Gesamtdehnungskomponenten in  $y$ - bzw.  $z$ -Richtung an der kontaktseitigen Oberfläche der unteren Platte in einem Linienplot. Auch dieser stimmt qualitativ sehr gut mit den Ergebnissen aus der Literatur überein.

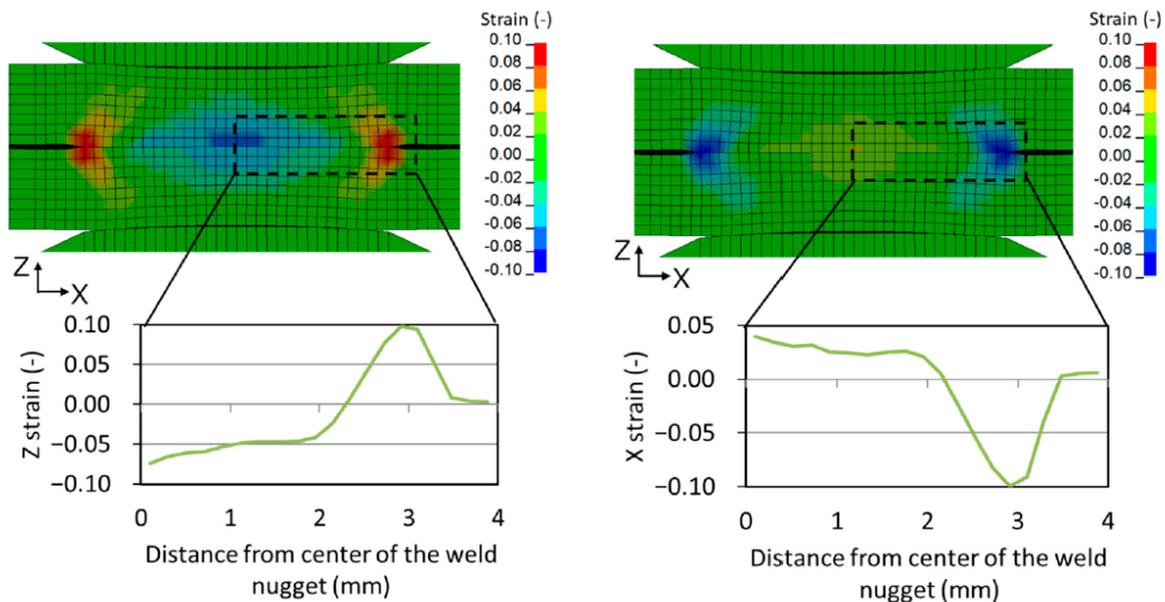


(a) Gesamte Dehnung in  $y$ -Richtung



(b) Gesamte Dehnung in  $x$ -Richtung

**Abb. 5.11:** Verlauf der  $y$ - und  $x$ -Komponente der gesamten Dehnung über den Abstand zum Schweißmittelpunkt an der kontaktseitigen Oberfläche der unteren Platte, ausgewertet als gemittelt an den Knoten



**Abb. 5.12:** Konturplots der gesamten Dehnungen im Querschnitt einer Simulation, die von Chino et al. [13] durchgeführt wurde

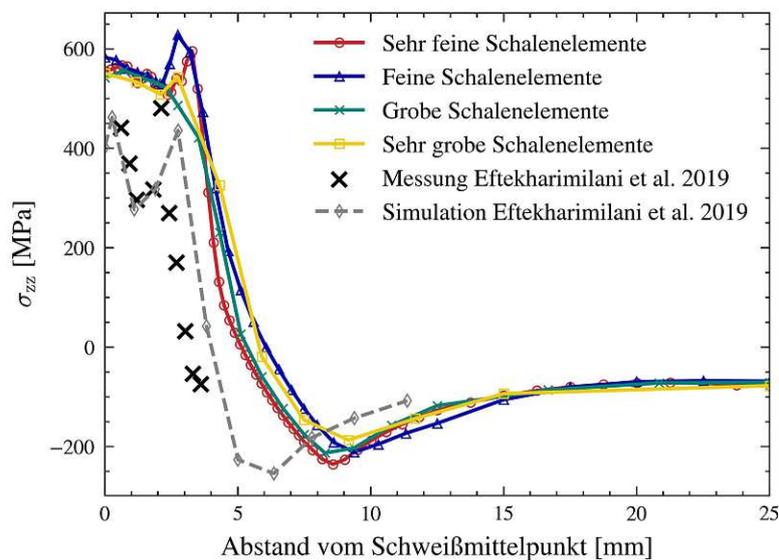
### 5.3.2 Ergebnis der Simulation mit der Schalenmodellierung

Die Ergebnisse aus der Simulation mit Schalenelementen weichen stärker von den aus dem Experiment ermittelten Daten ab, wie in Abbildung 5.13 ersichtlich ist. Darin dargestellt sind, analog zu Abbildung 5.8, die simulierte und gemessenen Spannungen aus [25] sowie die simulierten Spannungen aus dieser Arbeit.

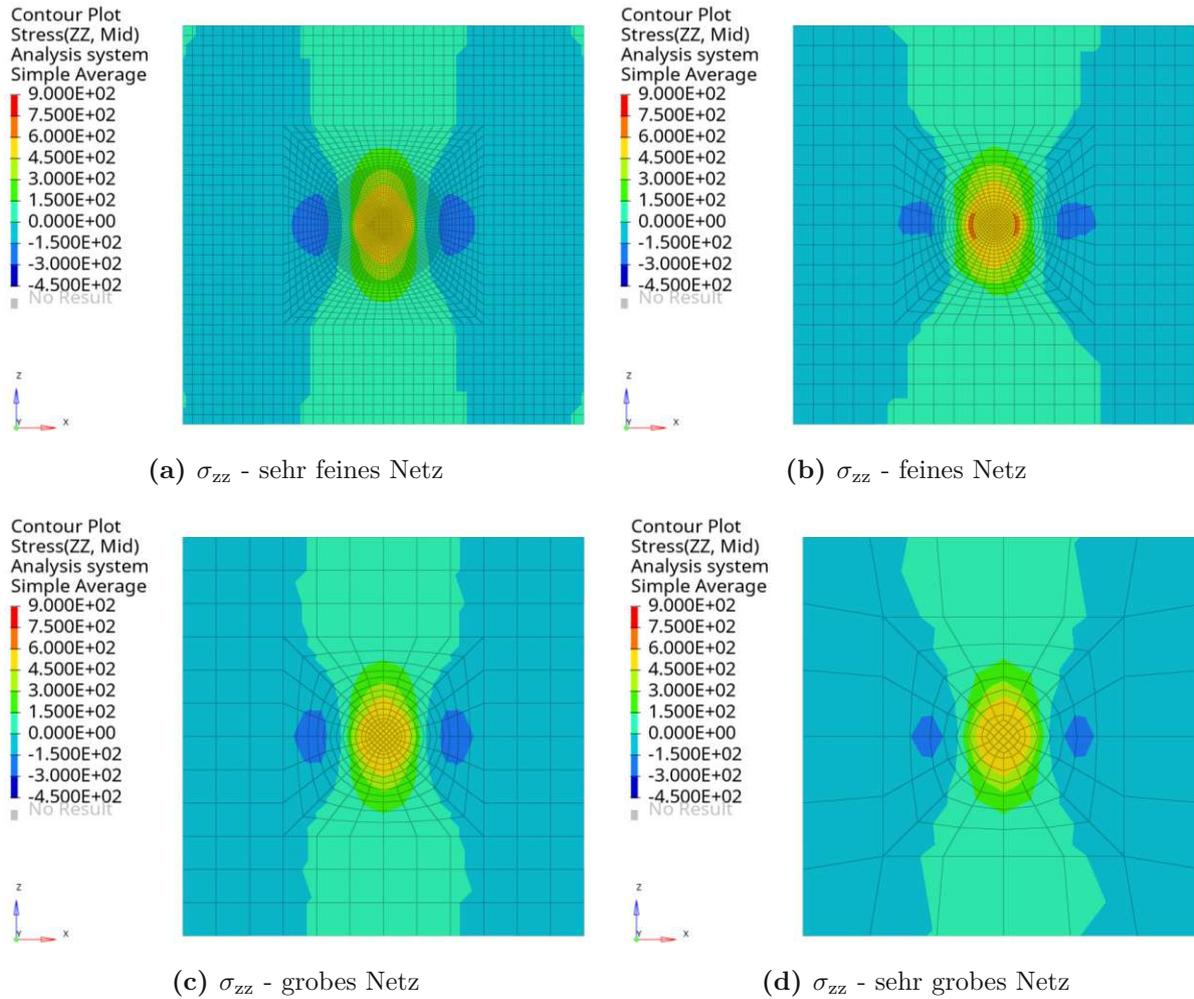
Ein möglicher Grund für die stärkere Abweichung der Modellierung mit Schalenelementen im Vergleich zur Modellierung mit Volumenelementen könnte sein, dass der dreidimensionale Spannungszustand nicht mit Schalenelementen abgebildet wird. Auf jeden Fall wird der Temperaturgradient mit den Volumenelementen besser abgebildet, da bei den Schalenelementen nur drei Integrationspunkte zur Verfügung stehen.

Die Spannungen stimmen in etwas Entfernung zum Schweißpunkt zumindest in der Größenordnung mit den simulierten Ergebnissen aus [25] überein. Diese Erkenntnisse sind hilfreich für die Beurteilung der Simulation der komplexeren Punktschweißbaugruppe, da dort Spannungstendenzen in etwas Abstand zu den Schweißpunkten von Interesse sind.

Aus dem eindimensionalen Vergleich der Netz-Feinheit aus Abbildung 5.13 geht nicht eindeutig hervor, welche Feinheit ausreicht, um die Spannung ausreichend genau abzubilden. Betrachtet man die zweidimensionale Spannungsverteilung, die in Abbildung 5.14 dargestellt ist, scheint das Netz mit einer groben Vernetzung (5.14c), die Spannung mit einer ausreichenden Genauigkeit abzubilden. Für das nächste Kapitel, in dem ähnliche Punktschweißparameter verwendet werden, wird somit eine Kantenlänge von ca. 0,5 mm in der Nähe der Schweißpunkts und ca. 5 mm in etwas Abstand zum Schweißpunkt vorgeschlagen.



**Abb. 5.13:** Vergleich der simulierten Spannung aus dieser Arbeit mit der simulierten und gemessenen Spannung aus dem Artikel von Eftekharimilani et al. [25]



**Abb. 5.14:** Vergleich der Konturplots der Spannungskomponente in  $z$ -Richtung für verschiedene Netzfeinheiten bei der Modellierung mit Schalenelementen

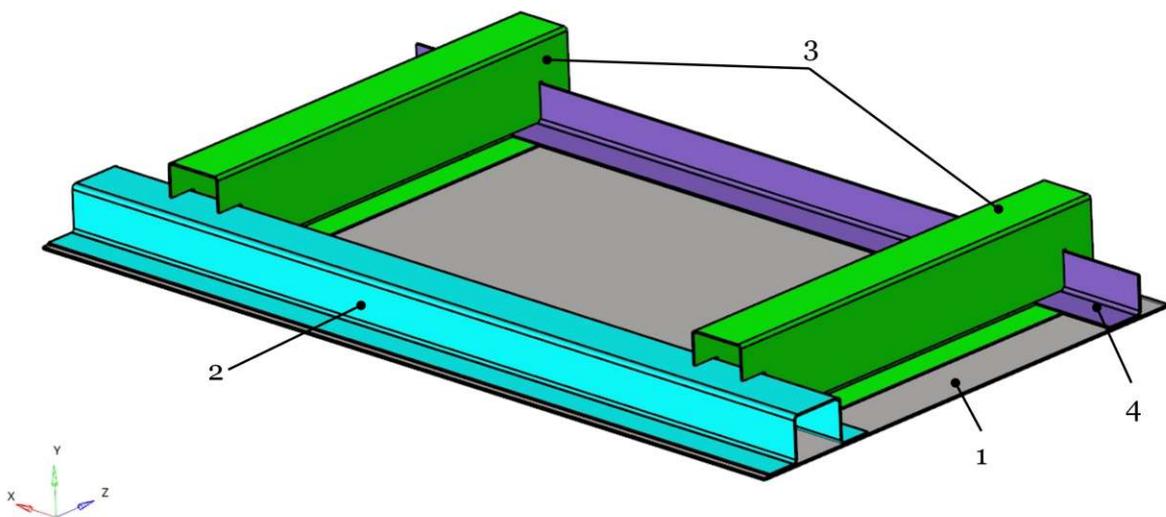
## 6 Platte mit punktgeschweißten Profilen

In diesem Kapitel wird eine Platte untersucht, die durch verschiedene Profile mit verschiedenen Stärken versteift wird. Das Beispiel ist eine Vereinfachung eines kleinen Ausschnitts einer Seitenwand eines Schienenfahrzeugs. Der Fokus der Untersuchung liegt auf dem Vergleich zweier verschiedener Reihenfolgen, nach denen geschweißt wird.

### 6.1 Erklärung des Beispiels

Es werden drei verschiedene Profile an eine Platte durch Punktschweißen geschweißt. Die Bauteile sind in Abbildung 6.1 dargestellt und in Tabelle 6.1 zusammengefasst. Die Profile werden an den senkrecht zur Platte stehenden Kanten vor dem Punktschweißen miteinander verschweißt. Dieser Vorgang ist, analog zu Kapitel 4, nicht Teil der Simulation. Die Profile werden somit vereinfacht als verbunden betrachtet.

Es werden zwei verschiedene Schweißreihenfolgen betrachtet. Für die erste Reihenfolge der 77 Punktschweißungen wird eine übliche Faustregel verwendet, nach der von einer *festen* zu einer *freien* Einspannung bzw. in diesem Fall von *innen* nach *außen* geschweißt werden soll [78]. Dadurch ergibt sich eine Reihenfolge, wie sie in Abbildung 6.2 dargestellt ist. Diese Reihenfolge wird als *Reihenfolge 1* bezeichnet. Dabei wird zuerst das Längs-Hutprofil an die Platte geschweißt (1, 2, 3 und 4 in Abbildung 6.2). Anschließend werden zuerst jeweils die Innenseiten (5 und



**Abb. 6.1:** Punktschweißbaugruppe bestehend aus der Platte (1), dem Längs-Hutprofil (2), den beiden Quer-Hutprofilen (3) und dem L-Winkel (4)

Tab. 6.1: Zusammenfassung der verschiedenen Bauteile

Position	Bauteil	Anzahl	Blechstärke [mm]	Abmessung l x b (x h) [mm]
1	Platte	1	2	750x444
2	Längs-Hutprofil	1	1,5	750x108x40
3	Quer-Hutprofile	2	1,5	384x108x70
4	L-Winkel	1	2	750x34x34

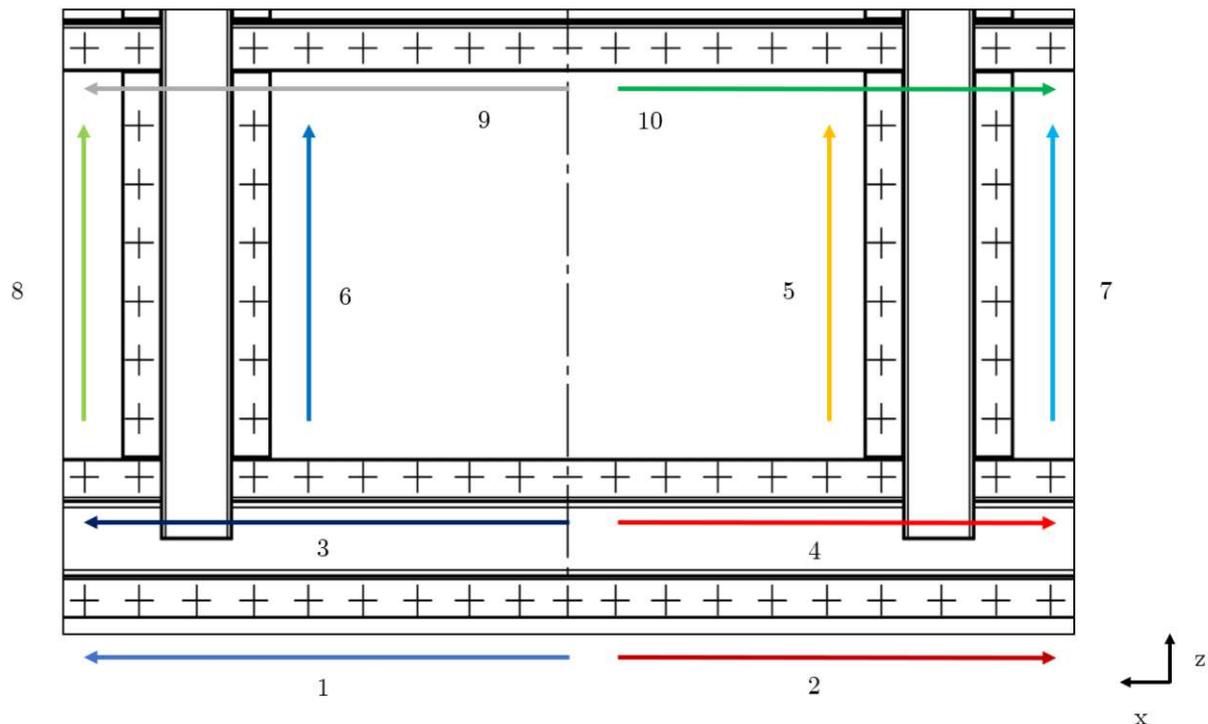


Abb. 6.2: Reihenfolge 1: nach Richtlinien ausgelegte Reihenfolge der Schweißpunkte

6) und dann die Außenseiten (7 und 8) der Quer-Hutprofile angeschweißt. Als letztes wird der L-Winkel an die Platte geschweißt (9 und 10).

Die zweite Reihenfolge soll eine möglichst gegensätzliche Reihenfolge zur ersten Reihenfolge darstellen. Dabei wird versucht von außen nach innen zu schweißen, wie in Abbildung 6.3 dargestellt. Diese Reihenfolge wird als *Reihenfolge 2* bezeichnet. Zusätzlich zu der Umkehrung der Schweißrichtung von *innen nach außen* zu *außen nach innen*, wird die Reihenfolge der Schweißpunktgruppen geändert. Im Gegensatz zur Reihenfolge 1 wird nämlich nach dem Anheften der ersten Hälfte des Längs-Hutprofils (1 und 2, in Abbildung 6.3) sofort der L-Winkel, der sich auf der gegenüberliegenden Plattenseite befindet, angepunktet (3 und 4). Außerdem werden bei den Quer-Hutprofilen zuerst die äußeren Seiten geschweißt (5 und 6) und erst danach die inneren Seiten (7 und 8). Im letzten Schritt werden die übrigen Schweißpunkte des Längs-Hutprofils geschweißt (9 und 10).

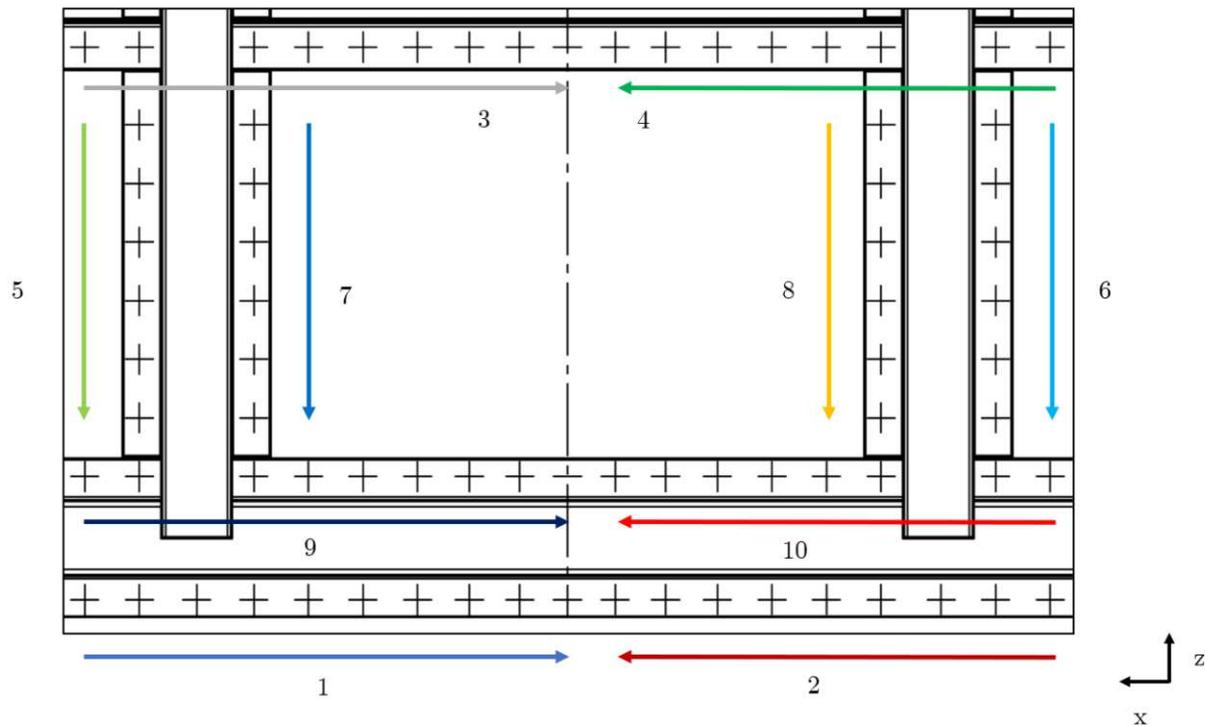


Abb. 6.3: Reihenfolge 2: entgegen den Richtlinien ausgelegte Reihenfolge der Schweißpunkte

## 6.2 Modellbildung und Simulation

In diesem Abschnitt wird, analog zu den vorherigen Kapiteln, auf die Modellbildung und Simulation eingegangen. Dabei werden die verwendeten Materialdaten, die FEM-Vernetzung, die Randbedingungen, die verschiedenen Kontakte, die Wahl des Wärmequellenmodells, der Prozessablauf und bestimmte Aspekte der Simulation erklärt.

### 6.2.1 Materialdaten

Sowohl die Platte als auch die Profile bestehen aus dem austenitischen Chrom-Nickel-Stahl EN 1.4301. Die mechanischen und thermischen Eigenschaften sind in Abbildung 6.4 dargestellt. Die Streckgrenze, die Fließkurven sowie der E-Modul werden aus [12], die thermische Leitfähigkeit aus [34] und der thermische Ausdehnungskoeffizient sowie die spezifische Wärmekapazität aus [6] entnommen. Für die Poisson Zahl und die Dichte werden die für Stahl üblichen Werte von 0,3 und  $7,85 \text{ kg/m}^3$  angenommen. Für die latente Wärme bei der Phasenumwandlung von fest auf flüssig wird ein Wert von  $270 \text{ J/g}$  angenommen.

Auffallend an den thermischen Eigenschaften ist, dass im Gegensatz zu den thermischen Eigenschaften der bisher präsentierten Materialien keine Sprünge bei  $700\text{-}800 \text{ °C}$  vorhanden sind. Das liegt daran, dass der Stahl EN 1.4301 ein austenitischer Stahl ist und somit keine Umwandlung von Ferrit zu Austenit erfolgt.

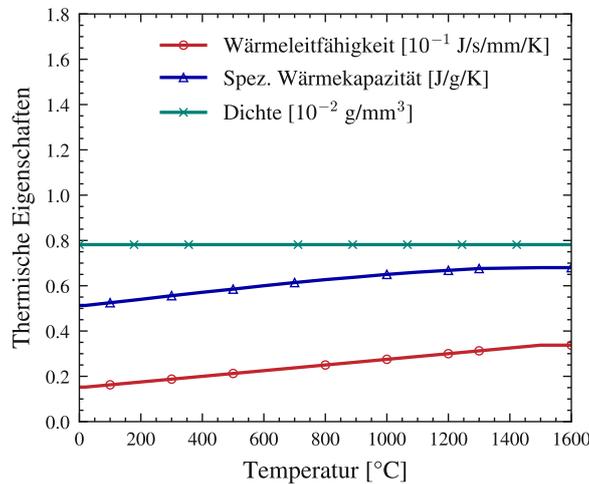
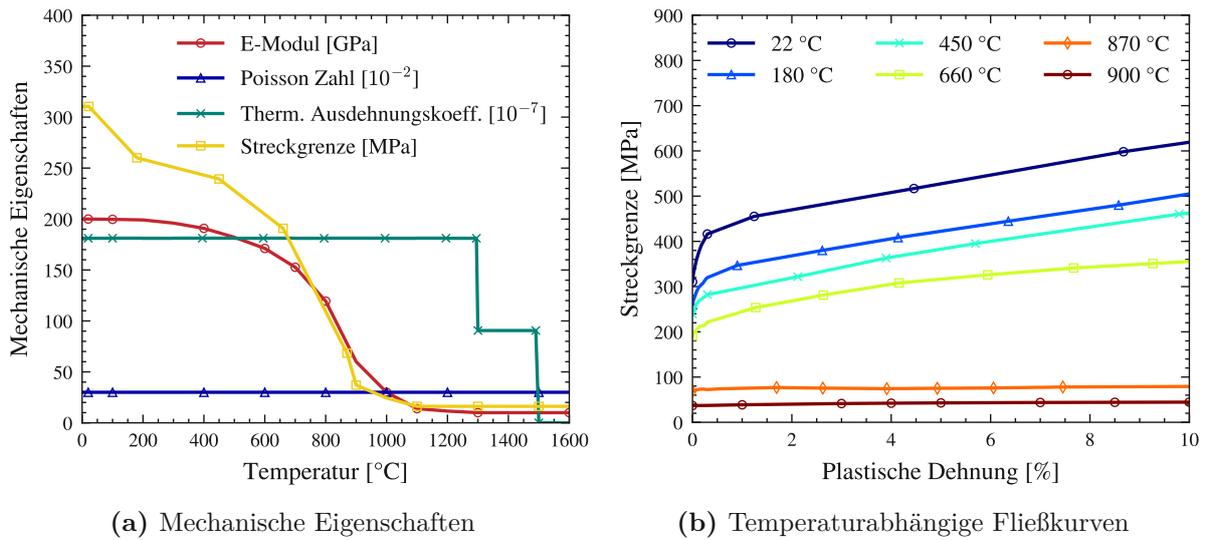


Abb. 6.4: Mechanische und thermische Eigenschaften des Stahls EN 1.4301

### 6.2.2 FEM-Vernetzung und Randbedingungen

Zur Modellierung der Geometrie werden die selben linearen, viereckigen, vollintegrierten Schalenelemente wie in Kapitel 4 und 5 verwendet. Aus Kapitel 5 geht hervor, dass das FE-Netz im Schweißpunkt mit einer Kantenlänge von etwa 0,5 mm vernetzt werden sollte und etwas weiter weg davon mit etwa 5 mm. Diese Feinheit ergibt ein Netz, das aus 83.682 Elementen und 84.591 Knoten besteht und in Abbildung 6.5 dargestellt ist. Abbildung 6.6 zeigt das FE-Netz eines beispielhaft gewählten Schweißpunkts. Das blau eingezeichnete Quadrat hat eine Kantenlänge von 20 mm und die Vernetzung innerhalb dieses Quadrats ist in jedem Schweißpunkt identisch. Die Elektroden werden als starre Körper modelliert und haben einen Durchmesser von 7 mm.

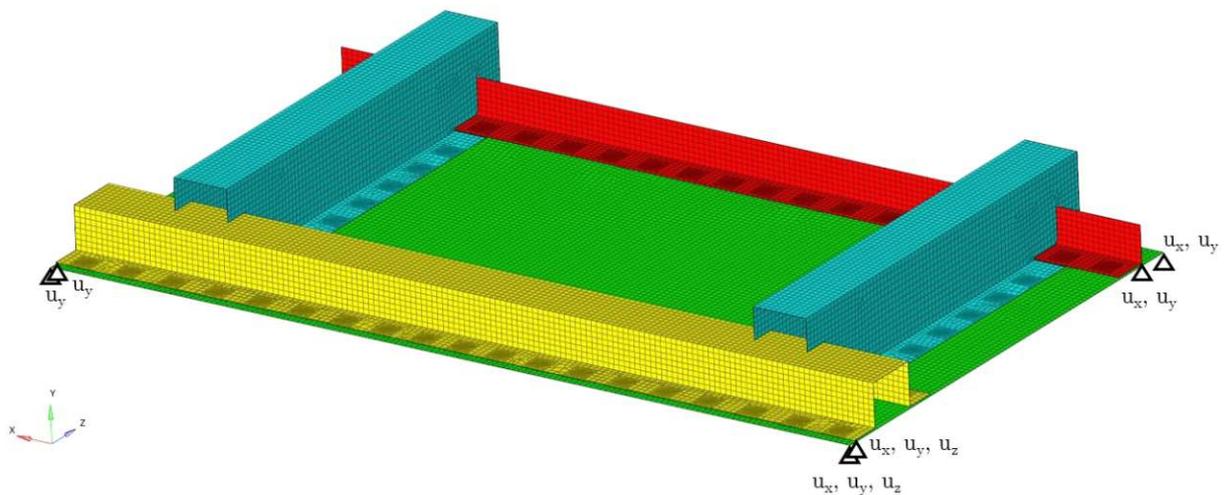


Abb. 6.5: FEM-Vernetzung und mechanische Randbedingungen der punktgeschweißten Platte

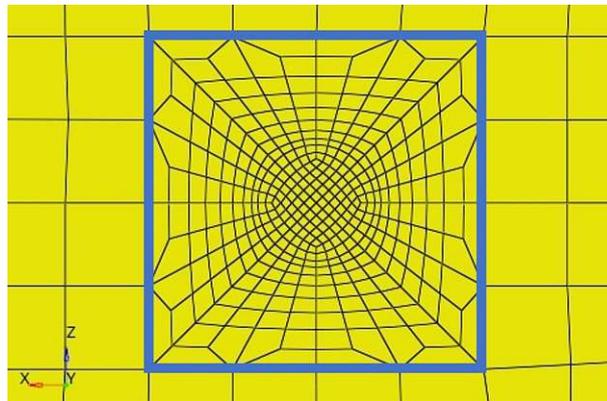


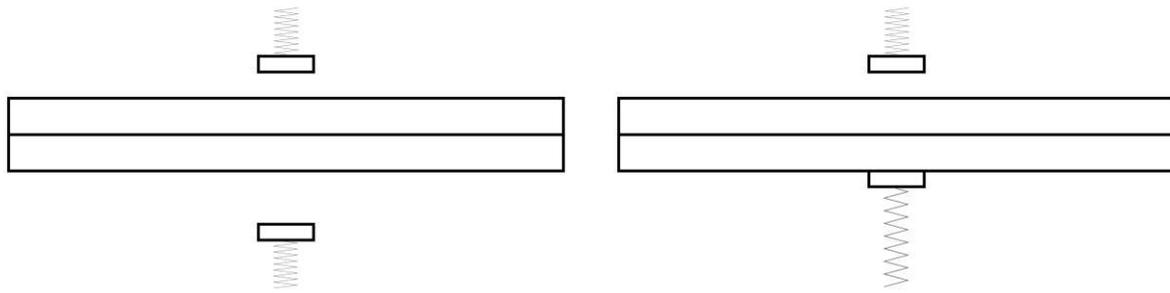
Abb. 6.6: Vernetzung in unmittelbarer Nähe eines beispielhaft gewählten Schweißpunkts

### Mechanische Randbedingungen

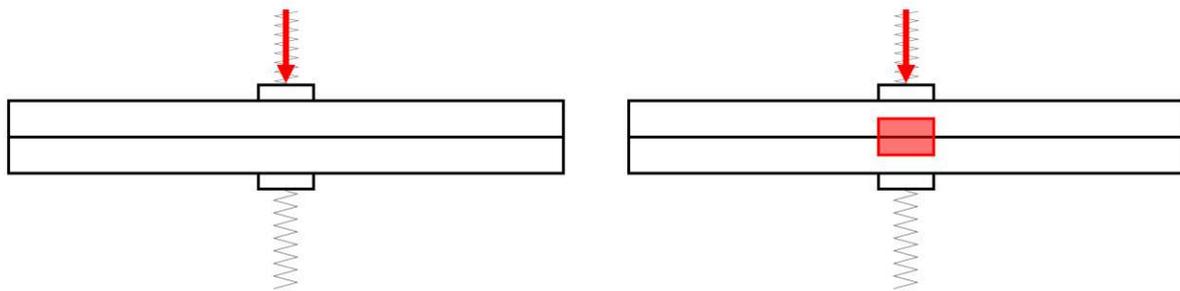
Die mechanischen Randbedingungen werden so gewählt, dass eine Festkörperverschiebung aller Bauteile verhindert wird, siehe Abbildung 6.5. Dabei wird die Platte als ein Bauteil und die Profile als ein Bauteil betrachtet. Die Profile werden deshalb als ein Bauteil betrachtet, da sie vor dem Beginn der Punktschweißungen miteinander verschweißt werden. Dies wird durch einen fest verbundenen Kontakt erreicht.

Die Elektroden sind, im Gegensatz zum vorherigen, einfachen Beispiel, zwar vom Beginn der Simulation an vorhanden, aber nicht fest mit den Platten verbunden. Stattdessen bewegen sich die Elektroden im globalen Koordinatensystem unabhängig von den zu schweißenden Bauteilen. Dadurch wird sichergestellt, dass die Elektroden zu jedem Zeitpunkt koaxial und senkrecht zueinander stehen, was notwendig ist, um unerwünschte Biegemomente zu vermeiden. Diese Methode ist auch näher an der Realität als die im vorherigen Kapitel verwendete Methode, da die Schweißroboter typischerweise in globalen Koordinaten operieren.

Es kann vorkommen, dass der rotationssymmetrische Teil des FE-Netzes, das in Abbildung 6.6



(a) Zustand vor Beginn des Punktschweißvorgangs (b) Weggesteuertes Anfahren der unteren Elektrode



(c) Aufbringen der Kraft auf die obere Elektrode und Fixierung der unteren Elektrode (d) Aufbringen der Wärme

**Abb. 6.7:** Schematische Darstellung eines simulierten Punktschweißvorgangs

dargestellt ist, nicht konzentrisch zu den Elektroden steht, sondern um einen gewissen Abstand versetzt ist. Das Netz ist jedoch fein genug, damit dieser Umstand kein Problem darstellen sollte. Abbildung 6.7 zeigt schematisch den Ablauf eines Punktschweißvorgangs. Die Elektroden werden mit Federn festgehalten, um eine mechanische Unbestimmtheit zu verhindern.

### Thermische Randbedingung

Für die thermische Randbedingung Wärmestrahlung werden alle Bauteile als ideale schwarze Körper angenommen, was einem Emissionsgrad von  $\varepsilon_r = 1$  entspricht. Für den konvektiven Wärmeübergang wird ein Wärmeübergangskoeffizient von  $h = 7 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$  angenommen [1]. Die Ausgangstemperatur aller Bauteile und die Umgebungstemperatur wird auf  $20 \text{ °C}$  festgelegt.

### 6.2.3 Kontakt

Bei der Simulation der Punktschweißvorgänge treten verschiedene Kontakte auf. Dazu gehören

- der Kontakt zwischen der Platte und den Profilen,
- der Kontakt zwischen den Elektroden und dem jeweiligen Bauteil
- und der Kontakt zwischen den Profilen selbst.

Zur Modellierung des Kontakts zwischen der Platte und den Profilen wird der Mortar-Kontakt verwendet, der, wie bei den bisherigen Simulationen, bei einer minimalen Temperatur von 1.300 °C und einem maximalen Abstand von 1 mm fest verbunden wird.

Im Unterschied zur Simulation in Kapitel 5, bei der die Elektroden von Beginn der Simulation an fest mit den zu verschweißenden Platten verbunden sind, werden die Elektroden bei der Modellierungsart, die in diesem Kapitel angewandt wird, nie fest mit den zu schweißenden Bauteilen verbunden. Es wird zwar weiterhin der Mortar-Kontakt verwendet, die Kontakttemperatur wird jedoch auf einen sehr hohen Wert, in diesem Fall 9.999 °C, festgelegt, um eine feste Verbindung zu vermeiden.

Die Profile selbst werden durch das Keyword `*CONTACT_TIED_SHELL_EDGE_TO_SURFACE` miteinander fest verbunden. Dabei werden die zur Platte senkrechten Kanten der beiden Querprofile mit den senkrecht zur Platte und in Kontakt mit den Querprofilen stehenden Oberflächen des Längsprofils und des L-Winkels verbunden.

#### 6.2.4 Wärmequellenmodell

Die Wahl des Wärmequellenmodells kann nicht anhand eines Schalenmodells ausgewählt werden. Deshalb wird ein Volumenmodell mit 10 bzw. 8 Elementen in Dickenrichtung verwendet, um das Modell zu kalibrieren.

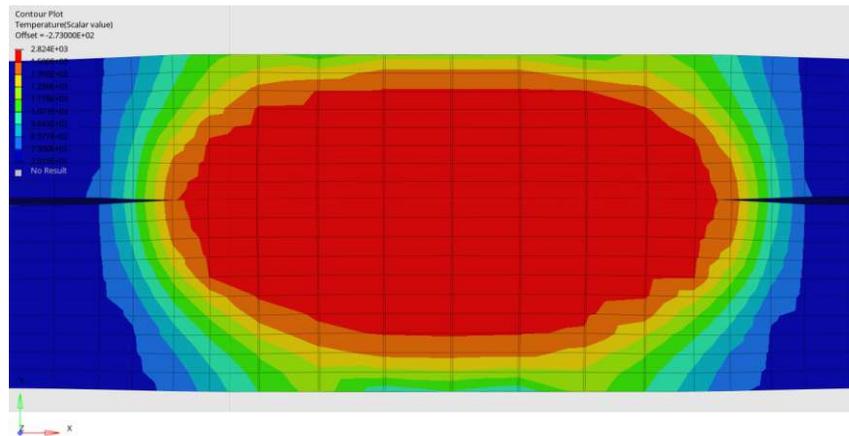
Die Wahl der Wärmeleistung erfolgt rein qualitativ und wird auf 5 kW für die Schweißung der Platte mit dem L-Winkel, die beide 2 mm dick sind, verwendet. Die Wärme wird, analog zum im Kapitel 5 verwendeten Wärmequellenmodell, auf einem Zylinder mit einem Radius von 3 mm und einer Höhe von 2 mm aufgebracht.

Bei der Schweißung der Platte mit den beiden Profilen wird ein etwas kleinerer Bereich und eine etwas geringere Wärmeleistung gewählt. Der Zylinder, auf dem die Wärme aufgebracht wird, hat in diesen Fällen zwar immer noch einen Radius von 3 mm, ist aber nur 1,5 mm hoch. Die Wärmeleistung wird so angepasst, dass die selbe spezifische Wärmeleistung entsteht. Diese ergibt sich durch das Verhältnis der Volumen zu 3,75 kW.

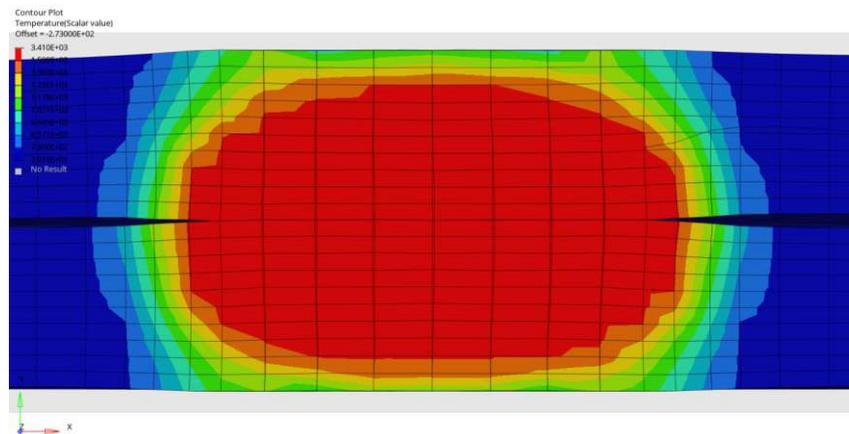
Die Position des Zylinders wird in beiden Fällen mittig in der Trennebene der Schweißpartner gewählt.

Abbildungen 6.8 und 6.9 zeigen jeweils einen Kontourplot der Temperaturverteilung kurz nach dem Aufbringen der Wärme. Die Temperaturverteilung scheint plausibel zu sein, zur Validierung müsste jedoch eine Probeschweißvorgang erfolgen, bei dem zumindest ein Schlibbild erstellt wird. Idealerweise würde auch die Temperatur in möglichst geringem Abstand zur Punktschweißung gemessen werden.

Eine alternative Methode zur Aufbringung der Wärme ist die Modellierung über einen Oberflächenwärmestrom. Dabei könnte die Wärme entweder über die Oberfläche, die jeweils in Kontakt mit der anderen Platte steht oder über die Oberfläche, an der die Elektrode angreift, eingebracht werden. Bei letzterem wird dabei eine zusätzliche Randbedingung benötigt, die die Kühlung der Elektrode nachbildet. Eine Möglichkeit dafür wäre, eine bestimmte Temperatur vorzuschreiben.



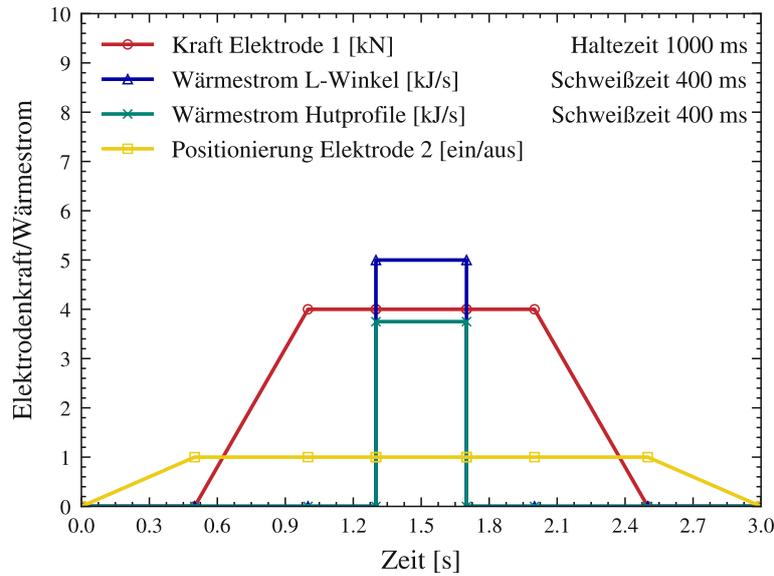
**Abb. 6.8:** Kontourplot der Temperaturverteilung direkt nach dem Aufbringen der Wärme zwischen der 2 mm dicken Platte und dem 1,5 mm dicken Quer- bzw. Längsprofil



**Abb. 6.9:** Kontourplot der Temperaturverteilung direkt nach dem Aufbringen der Wärme zwischen der 2 mm dicken Platte und dem 2 mm dicken L-Winkel

### 6.2.5 Prozessablauf

Die einzelnen Punktschweißvorgänge verlaufen alle nach dem identischen Ablauf ab, bis auf die unterschiedlichen Wärmequellenmodelle für die unterschiedlichen Blechstärkenpaarungen, siehe Abbildung 6.10. Bei der gewählten Art der Elektrodenmodellierung mit anfahrender Haltelektrode ist es wichtig, dass die Haltelektrode vor dem Aufbringen der Kraft in Position fährt, um der Kraft der anderen Elektrode entgegenwirken zu können. Ist dies nicht der Fall können möglicherweise sehr hohe Beschleunigungen und ein durchschlagartiges Verhalten auftreten. Tabelle 6.2 zeigt die Start- und Endzeiten der verschiedenen Schweißreihenfolgen. Die Werte in Klammern in der Spalte mit Reihenfolge 2 stehen für die äquivalente Position in Reihenfolge 1. In Reihenfolge 2 wird z.B. die 10. Schweißpunktgruppe an 3. Stelle geschweißt.



**Abb. 6.10:** Zeitlicher Verlauf der aufgebracht Wärme, Elektrodenkraft und Elektrodenposition

**Tab. 6.2:** Start- und Endzeiten der beiden Reihenfolgen, die Bezeichnung Punktschweißgruppe bezieht sich auf Abbildungen 6.2 und 6.3, die Werte in Klammern in der Spalte mit Reihenfolge 2 beziehen sich auf die Bezeichnungen in Abbildung 6.2

Reihenfolge 1			Reihenfolge 2		
Punktschweißgruppe	Start [s]	Ende [s]	Punktschweißgruppe	Start [s]	Ende [s]
1	0	27	1 (1)	0	27
2	27	57	2 (2)	27	57
3	57	81	3 (10)	57	84
4	81	108	4 (9)	84	108
5	108	126	5 (8)	108	126
6	126	144	6 (7)	126	144
7	144	162	7 (6)	144	162
8	162	180	8 (5)	162	180
9	180	204	9 (4)	180	207
10	204	231	10 (3)	207	231

### 6.2.6 Simulation

Die gesamte Schweißzeit beträgt bei 77 Schweißpunkten, mit drei Sekunden pro Punktschweißung, 231 Sekunden. Wie auch in den vorherigen Kapiteln wird eine variable Zeitschrittweite verwendet, bei der während des Schweißvorgangs eine maximale Zeitschrittweite vorgegeben wird. Um zu gewährleisten, dass jeder Schweißprozess für sich betrachtet die selbe Zeitschrittweitensteuerung erfährt, wird eine einheitliche maximale Zeitschrittweite für den gesamten Schweißprozess von 0,05 Sekunden festgelegt.

## 6.3 Ergebnisse

In diesem Abschnitt werden die Ergebnisse der punktgeschweißten Platte präsentiert. Dabei werden die beiden in Abschnitt 6.1 vorgestellten Schweißreihenfolgen verglichen, indem die nach dem Abkühlen verbleibenden Spannungen und Verschiebungen präsentiert werden. Um die Unterschiede zwischen den beiden Reihenfolgen besser zu verstehen, wird zudem speziell auf die Verformung des Querschnitts eingegangen.

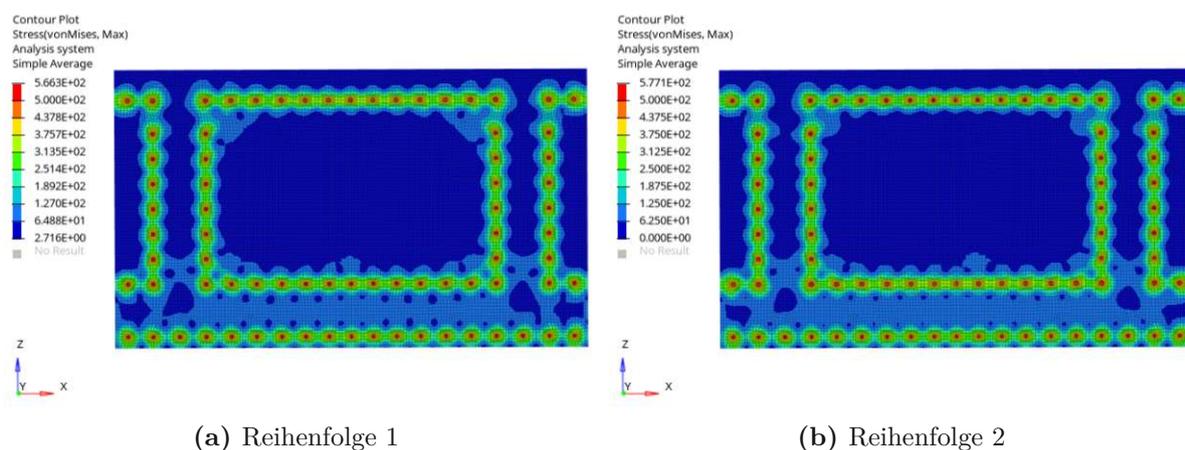
Eine Validierung in Form eines Experiments ist im Rahmen dieser Masterarbeit nicht möglich, die Ergebnisse können somit nur auf Plausibilität überprüft werden.

### 6.3.1 Vergleich der beiden Reihenfolgen

Abbildung 6.11 zeigt den Vergleich der Konturplots der Von-Mises-Spannung. Die Spannungen stimmen qualitativ mit den mit den Erwartungen aus Kapitel 5 überein, wobei Spannungsspitzen im Bereich der Schweißpunkte auftreten. Die maximal auftretende Spannung unterscheidet sich zwischen den beiden Reihenfolgen kaum.

Um einen besseren Vergleich der beiden Schweißreihenfolgen zu ermöglichen wird die Spannung zu bestimmten Zeitpunkten betrachtet, wie in Abbildung 6.12 dargestellt. Darin ersichtlich ist die Von-Mises-Spannung an der Oberseite der Platte zu verschiedenen Zeitpunkten.

Die Spannungen breiten sich entsprechend der beiden Reihenfolgen aus und man erkennt, dass der Spannungszustand zum Zeitpunkt  $t = 454$  s, das heißt ca. 4 Minuten nach der letzten Schweißung, bei beiden Reihenfolgen ähnlich ist. Die Reihenfolgen unterscheiden sich erst beim Abkühlen. Die Spannung, die sich nämlich zum Zeitpunkt  $t = 7.200$  s, nach dem vollständigen Abkühlen, einstellt, ist bei Reihenfolge 1 etwas höher als bei Reihenfolge 2.



**Abb. 6.11:** Vergleich der Konturplots der Von-Mises-Spannung in MPa in der Platte für die verschiedenen Schweißreihenfolgen nach vollständigem Abkühlen

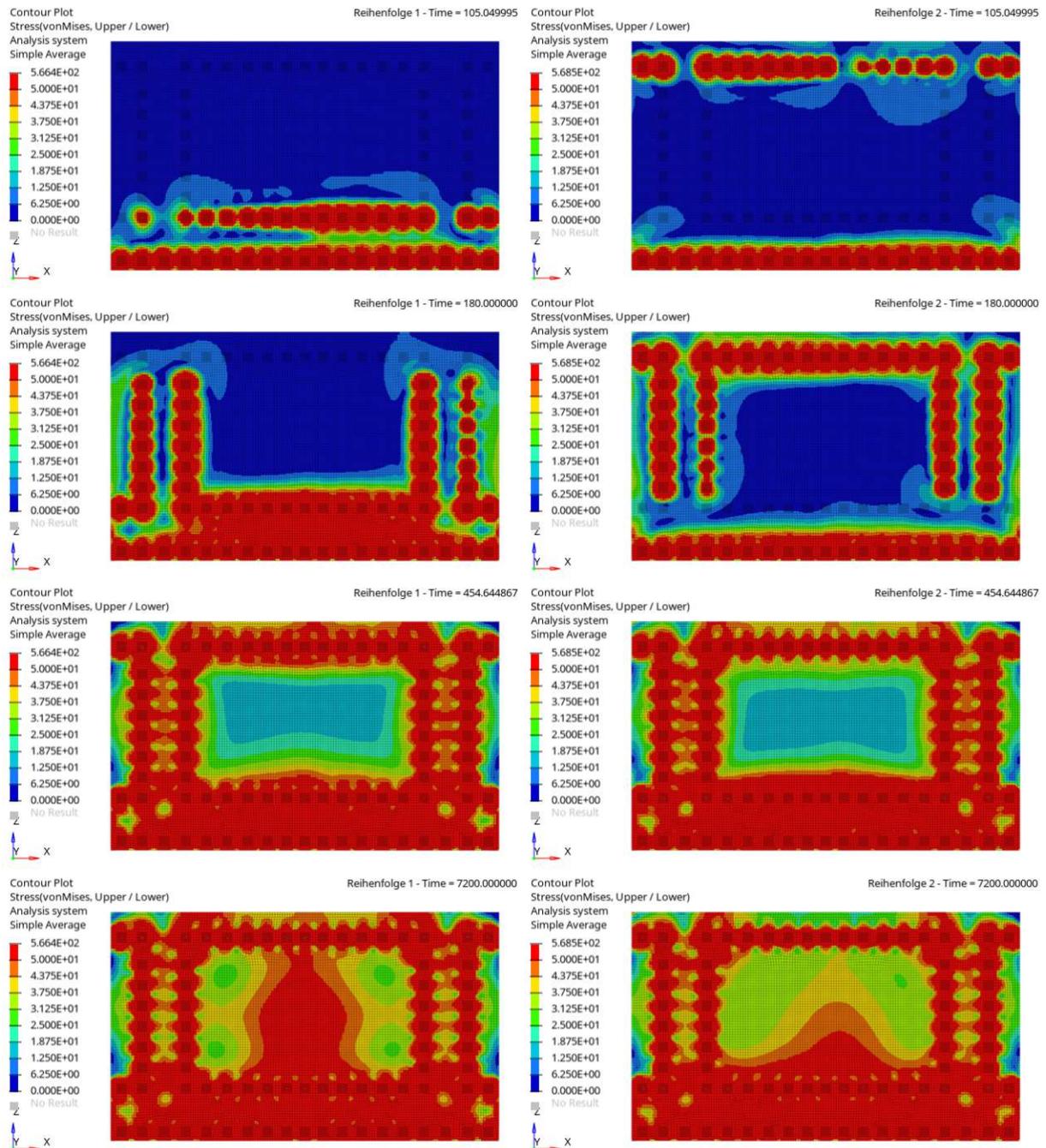
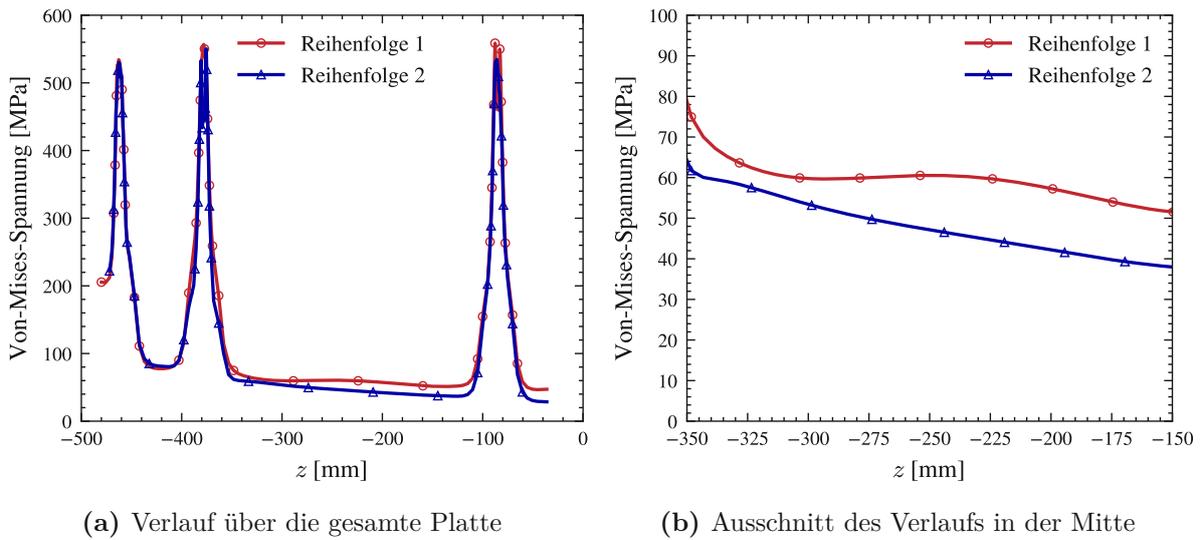


Abb. 6.12: Vergleich der beiden Schweißreihenfolgen durch Konturplots des zeitlichen Verlaufs der von-Mises Spannung an der Oberseite der Platte während dem Schweißen, limitiert auf 50 MPa

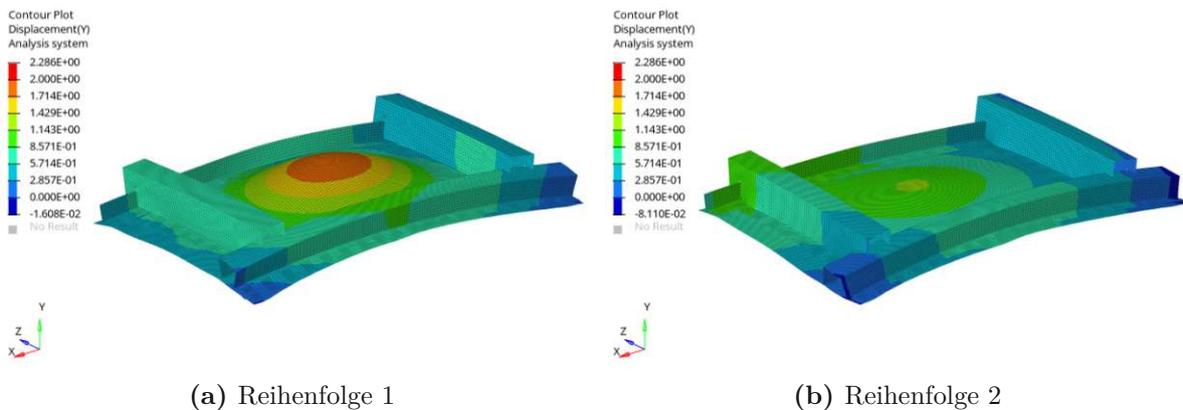


**Abb. 6.13:** Verlauf der Von-Mises-Spannung über die  $y$ -Koordinate in der Mitte der Platte an der Stelle  $x = 0$ , ausgewertet an der Schalenseite als gemittelt an den Knotenpunkten, nach vollständigem Abkühlen

Für eine genauere Aussage über die Unterschiede der Spannungen zwischen den beiden Reihenfolgen wird ein Linienplot verwendet, der in Abbildung 6.13 dargestellt ist. Dieser zeigt den Verlauf der Von-Mises-Spannung in der Mitte der Platte an der Stelle  $x = 0$  über den Verlauf der  $z$ -Koordinate. Die Spannung wird an der Oberseite der Schalenelemente ausgewertet und über die Knoten gemittelt. Der Unterschied in der Von-Mises-Spannung zwischen Reihenfolge 1 und Reihenfolge 2 ist sehr gering und beträgt, wie in Abbildung 6.13b ersichtlich, ca. 15 MPa.

### 6.3.2 Verschiebung

Analog zu den Spannungen sind auch die resultierenden Verschiebungen aus Reihenfolge 1 höher als die aus Reihenfolge 2, wie in Abbildung 6.14 ersichtlich. Darin dargestellt ist die Verschiebung



**Abb. 6.14:** Konturplot der Verschiebung in mm in  $y$ -Richtung, senkrecht zur Platte, skaliert um den Faktor 50

in  $y$ -Richtung, das heißt senkrecht zur Platte. Die Verschiebungen in  $x$ - und  $z$ -Richtung sind vernachlässigbar gering.

Die Verschiebungen, die aus Reihenfolge 1 resultieren sind mit ca. 2 mm etwas höher als die Verschiebungen, die aus Reihenfolge 2 resultieren, bei denen ein maximaler Wert von ca. 1 mm auftritt.

### 6.3.3 Verformung des Querschnitts

Um zu nachvollziehen zu können, warum sowohl die Spannungen als auch die Verschiebungen der Reihenfolge 1 höher als die der Reihenfolge 2 sind bietet es sich an, die Verformung im Querschnitt senkrecht zur  $x$ -Achse zu betrachten.

Abbildungen 6.15 und 6.16 zeigen jeweils den Konturplot der Verschiebung in  $y$ -Richtung im Querschnitt durch die Mitte der gesamten Baugruppe in  $x$ -Richtung an der Stelle  $x = 0$ , zu verschiedenen Zeitpunkten der Simulation. Dabei zeigt Abbildung 6.15 die Ergebnisse der Reihenfolge 1, während Abbildung 6.16 die Ergebnisse der Reihenfolge 2 zeigt.

Bei der Betrachtung dieser Abbildungen ist es wichtig, sich daran zu erinnern, dass die Profile bereits miteinander verschweißt sind und sich somit als ein gemeinsames *Gerippe* bewegen. Außerdem sei an die Randbedingungen erinnert, die dazu führen, dass sobald der erste Schweißkontakt in einen fixierten Kontakt umgewandelt wird, das System statisch überbestimmt ist.

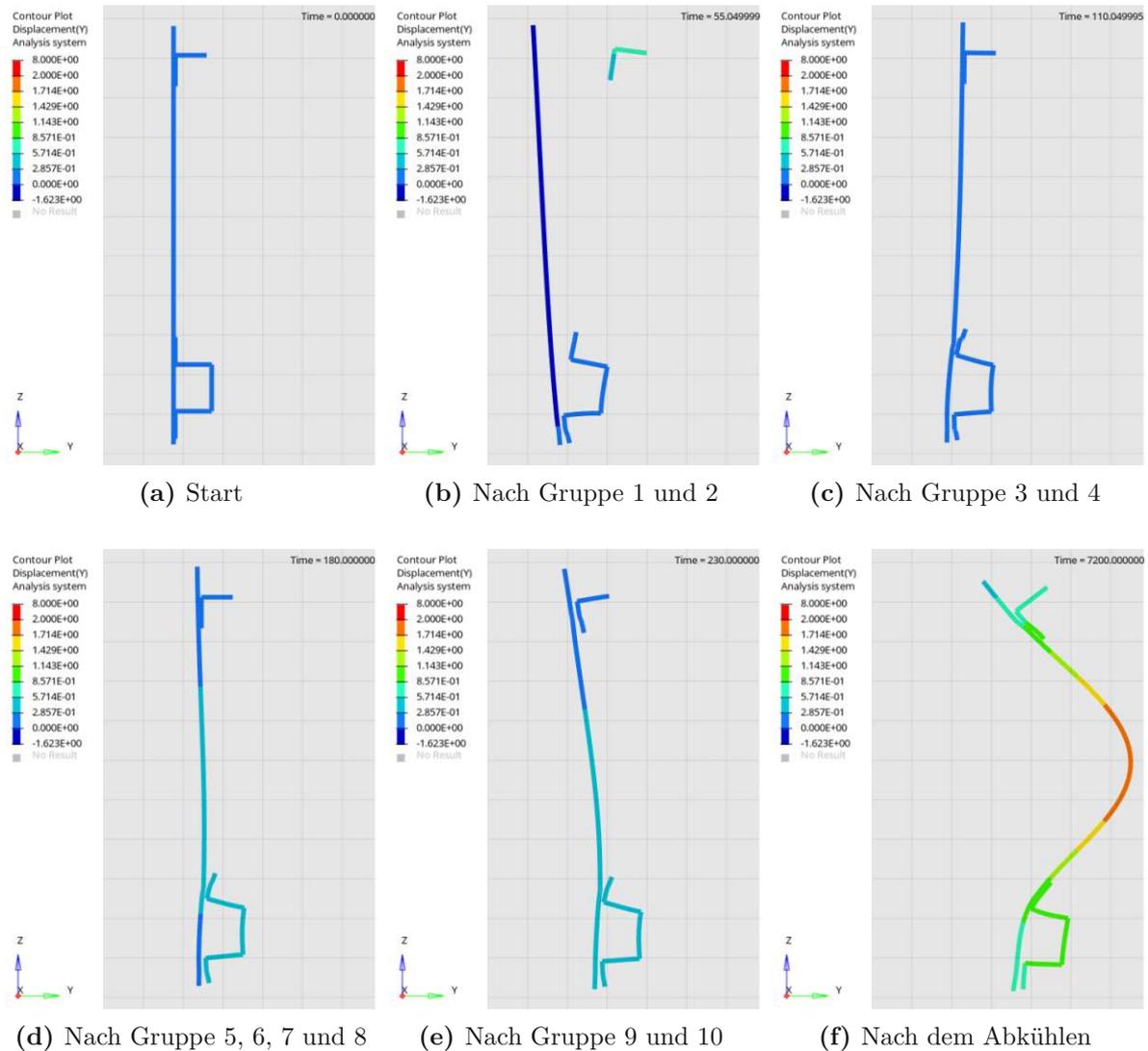
So entsteht, wie in Abbildung 6.15b ersichtlich, nach dem Schweißen der ersten beiden Schweißpunktgruppen ein Klaffen zwischen dem Gerippe und der Platte. Dadurch wird außerdem das Längs-Hutprofil verformt, das wiederum im verformten Zustand mit der Platte verbunden wird, wie in Abbildung 6.15c ersichtlich, die die Verformung nach dem Schweißen der Punktschweißgruppen 3 und 4 zeigt.

Nach dem Schweißen der übrigen Schweißpunkte entsteht ein gekrümmter Verformungszustand wie in Abbildung 6.15e dargestellt. Durch das Abkühlen der beiden Quer-Hutprofil-Schweißpunkte entsteht eine Kraft, die diesen gekrümmten Zustand verstärkt, was schließlich zur Verformung führt, die in Abbildungen 6.15f und 6.14a dargestellt ist.

Im Gegensatz dazu entsteht bei Reihenfolge 2 kein Klaffen zwischen dem Gerippe und der Platte nach dem Schweißen der Schweißpunktgruppe 1 und 2, siehe Abbildung 6.16b. Der Grund dafür ist wahrscheinlich, dass von außen nach innen geschweißt wird in Kombination mit der überbestimmten Randbedingung. Die Randbedingung hat bei Reihenfolge 2 nämlich einen geringeren Einfluss, da dort ohnehin nach kurzer Zeit ein verbundener Zustand entsteht.

Ein weiterer beträchtlicher Unterschied ergibt sich aus der Verformung, die in Abbildung 6.16e, kurz nach dem alle Schweißpunkte geschweißt sind, dargestellt ist. Diese Verformung scheint nämlich der finalen Verformung entgegengesetzt zu sein. Nach dem vollständigen Abkühlen, siehe Abbildung 6.16f und 6.14b, entsteht somit insgesamt ein geringerer Verzug verglichen zu Reihenfolge 1.

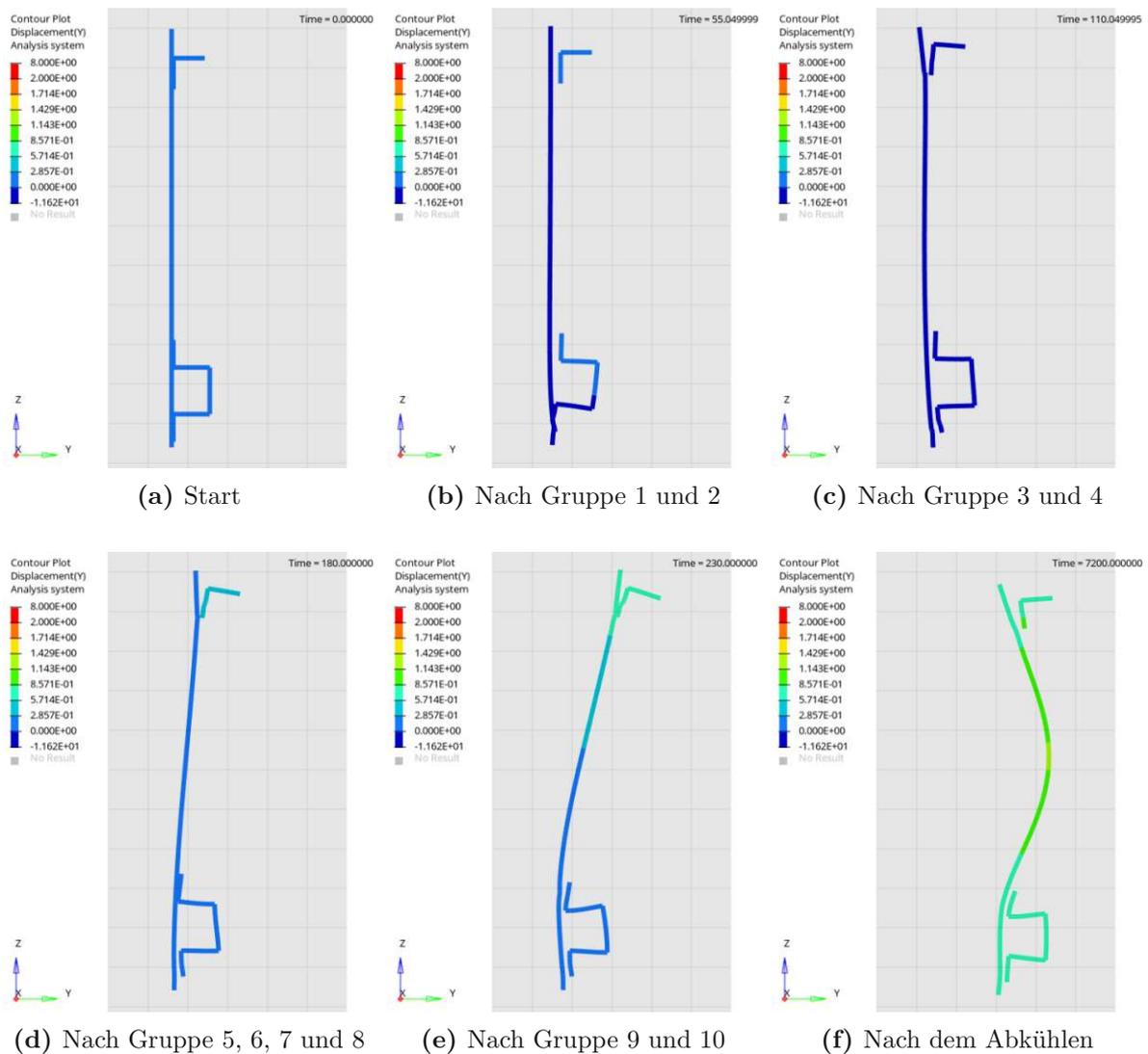
Summa summarum kann aus diesen Ergebnissen geschlussfolgert werden, dass Faustformeln nicht immer eine ideale Schweißreihenfolge ergeben bzw. schwierig zu interpretieren sein können. Die Einspannungssituation könnte nämlich in der hier betrachteten Situation möglicherweise



**Abb. 6.15:** Konturplot der Verschiebung in mm in  $y$ -Richtung dargestellt im Schnitt durch die Mitte der Platte in  $x$ -Richtung an der Stelle  $x = 0$  nach dem Schweißen verschiedener Schweißpunktgruppen nach Reihenfolge 1, skaliert um den Faktor 100

falsch beurteilt werden, da bei der Anwendung der Faustformel davon ausgegangen wird, dass die gewählten Randbedingungen lediglich eine Festkörperverschiebung verhindern. Das ist nicht der Fall und somit kann Reihenfolge 1 auch so interpretiert werden, dass von einem freien Ende (der Mitte) hin zu einer Einspannung (der Randbedingung) geschweißt wird. Diese Erkenntnis ist jedoch nicht trivial, was wiederum die Wichtigkeit von numerischen Schweißsimulationen bestätigt. Außerdem ist die genaue Modellierung der Randbedingung wichtig, da diese einen erheblichen Einfluss auf die Simulation haben können. In diesem Beispiel haben die Randbedingungen z.B. einen Einfluss auf die Verformung der Profile, was wiederum einen Einfluss auf den Spannungs- und Verschiebungszustand der Platte hat.

Des Weiteren gibt es vielleicht weitere Einflussfaktoren, die in dieser Diskussion der Ergebnisse nicht betrachtet werden, wie beispielsweise die Zeit, die zwischen dem Schweißen der einzelnen



**Abb. 6.16:** Konturplot der Verschiebung in mm in  $y$ -Richtung dargestellt im Schnitt durch die Mitte der Platte in  $x$ -Richtung an der Stelle  $x = 0$  nach dem Schweißen verschiedener Schweißpunktgruppen nach Reihenfolge 2, skaliert um den Faktor 100

Punkten vergeht.

Möglicherweise liegen die Unterschiede der beiden Reihenfolgen auch in der Toleranz der Simulation und können in der Realität nicht festgestellt werden.

# 7 Zusammenfassung und Ausblick

## 7.1 Zusammenfassung

In dieser Arbeit wurde die TEP-Simulation angewandt, um den Verzug und die Eigenspannungen von Schweißbaugruppen zu bestimmen. Dabei wurden zwei Schweißverfahren betrachtet, nämlich das Metallschutzgasschweißen und das Widerstandspunktschweißen.

Als erstes wurde ein einfacher T-Stoß betrachtet, um verschiedene Simulations- und Modellierungsparameter und deren Einfluss auf den Verzug und die Eigenspannungen zu ermitteln. Zu diesen Parametern gehören beispielsweise die Feinheit der Vernetzung, die Materialeigenschaften und das Wärmequellenmodell. Teile dieser Erkenntnisse konnten bei der Simulation einer komplexeren Metallschutzgas-Schweißbaugruppe verwendet werden. Somit konnten der Verzug und die Eigenspannungen einer Platte mit fünf Versteifungsrippen ermittelt werden.

Anschließend wurde ein einzelner Punktschweißvorgang betrachtet. Aus diesem Beispiel konnten die gewählten Vereinfachungen legitimiert und eine Netzfeinheit für das komplexere Beispiel vorgeschlagen werden. Beim komplexeren Punktschweißbeispiel wurde ein kleiner Ausschnitt einer Seitenwand eines Schienenfahrzeugs betrachtet. Es wurden zwei verschiedene Reihenfolgen untersucht, die beide ähnliche, aber unerwartete Ergebnisse lieferten. Daraus konnte geschlossen werden, dass der Verzug und die Eigenspannungen nicht immer durch Faustformeln vorhergesagt werden können und dass die Randbedingungen eine bedeutende Rolle spielen können.

Eine Erkenntnis dieser Arbeit ist der Einfluss der Modellierung der Wärmequelle und dessen Parameter. Die Wärmequelle sollte immer auf einem ausreichend feinen Netz simuliert und idealerweise mit einem Experiment validiert werden. Bei der Simulation einer komplexen Baugruppe ist es im Allgemeinen ratsam, die Simulationsparameter an einem einfachen Beispiel zu kalibrieren. Beim einfachen Beispiel sollten dabei ähnlich dicke Bauteile aus den selben Werkstoffen mit den selben Schweißparametern, wie es beim komplexen Beispiel der Fall sein wird, geschweißt werden.

## 7.2 Ausblick

Kapitel 6 ist das einzige Kapitel, in dem keine experimentellen Daten zur Verfügung stehen. Folglich ist der nächste Schritt die Durchführung eines dementsprechenden Experiments, womit diese numerischen Ergebnisse validiert werden können. Dabei könnten auch noch weitere Variationen in der Reihenfolge, den Randbedingungen oder dem Prozessablauf untersucht werden.

Letztendlich sollte das Ziel die Simulation einer kompletten Seitenwand sein. Die Rechenzeit der

TEP-Simulation ist allerdings sehr hoch. Die nächsten Schritte könnten die Reduzierung der Rechenzeit beinhalten, da diese in dieser Arbeit kaum berücksichtigt wurde. Es wäre z.B. möglich, dass die Berücksichtigung des komplexen Kontaktzustands oder des nichtlinearen thermischen Materialverhaltens die Ergebnisse nicht wesentlich ändern, aber die Rechenzeit möglicherweise deutlich reduzieren. Außerdem gibt es bei der Simulation von Punktschweißungen Ansätze, anstelle einer volumetrischen Wärmequelle, das Temperaturprofil direkt aufzubringen, wodurch das Lösen der zugrunde liegenden thermischen Gleichung vereinfacht werden würde.

Des Weiteren ist es mithilfe der in dieser Arbeit vorgestellten TEP Simulationen möglich, Inputs für elastische Methoden, wie z.B. die inherent strain method, wie sie von Sindhuber [80] und von Cwierz [16] angewandt wurde, zu generieren. In einem nächsten Schritt könnte beispielsweise eine Art Katalog erstellt werden, indem die Ergebnisse verschiedener Schweißstoßarten und verschiedener Bauteildicken zusammengefasst werden.

# Literatur

- [1] E. M. Van der Aa. „Local cooling during welding: prediction and control of residual stresses and buckling distortion“. Dissertation. Delft University of Technology, 2007.
- [2] American Iron and Steel Institute. *High-Temperature Characteristics of Stainless Steels*. Techn. Ber. Nickel Development Institute, 2011.
- [3] M. Anderson, D. Srolovitz, G. Grest und P. Sahni. „Computer simulation of grain growth - I. Kinetics“. *Acta Metallurgica* 32.5 (1984), S. 783–791.
- [4] H. D. Baehr und K. Stephan. *Wärme-und Stoffübertragung*. Bd. 7. Springer, 2010.
- [5] Y. Bai und W. Jin. *Marine Structural Design*. Second Edition. Butterworth-Heinemann, 2015, S. 367–391.
- [6] S. D. Banik, S. Kumar, P. K. Singh, S. Bhattacharya und M. M. Mahapatra. „Distortion and residual stresses in thick plate weld joint of austenitic stainless steel: Experiments and analysis“. *Journal of Materials Processing Technology* 289 (2021), S. 116944.
- [7] A. Belitzki, C. Marder, A. Huissel und M. F. Zaeh. „Automated heat source calibration for the numerical simulation of laser beam welded components“. *Production Engineering* 10.2 (2016), S. 129–136.
- [8] C. Bernardi. „A new nonconforming approach to domain decomposition: the mortar element method“. *Nonlinear Partial Differential Equations and Their Applications* (1989), S. 13–51.
- [9] M. Biegert und M. Warma. „The heat equation with nonlinear generalized Robin boundary conditions“. *Journal of Differential Equations* 247.7 (2009), S. 1949–1979.
- [10] T. Borrvall. „A heuristic attempt to reduce transverse shear locking in fully integrated hexahedra with poor aspect ratio“. In: *7th European LS-DYNA Conference, Salzburg*. 2009.
- [11] A. F. Bower. *Applied mechanics of solids*. CRC Press, 2009.
- [12] J. Chen und B. Young. „Stress–strain curves for stainless steel at elevated temperatures“. *Engineering structures* 28.2 (2006), S. 229–239.
- [13] T. Chino, A. Kunugi, T. Kawashima, G. Watanabe, C. Can und N. Ma. „Fast Prediction for Resistance Spot Welding Deformation Using Inherent Strain Method and Nugget Model“. *Materials* 14.23 (2021), S. 7180.
- [14] E. Chu. „Generalization of Hill’s 1979 anisotropic yield criteria“. *Journal of Materials Processing Technology* 50.1 (1995), S. 207–215.

- [15] J. Crank und P. Nicolson. „A practical method for numerical evaluation of solutions of partial differential equations of the heat-conduction type“. In: *Mathematical proceedings of the Cambridge philosophical society*. Bd. 43. 1. Cambridge University Press. 1947, S. 50–67.
- [16] K. Cwierz. „Simulation von Schweißverzügen im Schienenfahrzeugbau durch Anwendung der Inherent Strain Methode und Interface-Elementen“. Masterarbeit. Technische Universität Wien, 2022.
- [17] L. De Vivo und F. M. de Sciarra. „The B-bar method and the limitation principles“. *International journal of solids and structures* 36.34 (1999), S. 5177–5206.
- [18] D. Deng. „FEM prediction of welding residual stress and distortion in carbon steel considering phase transformation effects“. *Materials & Design* 30.2 (2009), S. 359–366.
- [19] D. Deng, W. Liang und H. Murakawa. „Determination of welding deformation in fillet-welded joint by means of numerical simulation and comparison with experimental measurements“. *Journal of Materials Processing Technology* 183.2-3 (2007), S. 219–225.
- [20] D. Deng, H. Murakawa und W. Liang. „Numerical simulation of welding distortion in large structures“. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 196.45-48 (2007), S. 4613–4627.
- [21] D. Deng, Y. Tong, N. Ma und H. Murakawa. „Prediction of the residual welding stress in 2.25 Cr-1Mo steel by taking into account the effect of the solid-state phase transformations“. *Acta Metallurgica Sinica (English Letters)* 26.3 (2013), S. 333–339.
- [22] B. Devrient. „Untersuchungen zum Einfluss der dynamischen Reckalterung auf die mediumgestützte Risskorrosion von niedriglegierten Stählen in sauerstoffhaltigem Hochtemperaturwasser“. Dissertation. Universität Stuttgart, 2007.
- [23] U. Dilthey. *Schweißtechnische Fertigungsverfahren 1: Schweiß- und Schneidtechnologien*. Springer-Verlag, 2006.
- [24] U. Dilthey. *Schweißtechnische Fertigungsverfahren 2: Verhalten der Werkstoffe beim Schweißen*. Springer-Verlag, 2006.
- [25] P. Eftekharimilani, H. Gao, R. Huizenga, E. van der Aa, M. Amirthalingam, I. Richardson und M. Hermans. „Residual stress measurements and model validation of single and double pulse resistance spot welded advanced high strength steel“. *Mathematical Modelling of Weld Phenomena* 12 (2018), S. 401–415.
- [26] European Steel and Alloy Grades. *Worldwide equivalents of grade SM400A (Japan: JIS)*. aufgerufen am 07.11.2022. 2022. URL: [http://www.steelnumber.com/en/equivalent\\_steel\\_iron\\_eu.php?zname\\_id=2696](http://www.steelnumber.com/en/equivalent_steel_iron_eu.php?zname_id=2696).
- [27] European Steel and Alloy Grades. *X5CrNi18-10 (1.4301)*. aufgerufen am 02.01.2023. 2023. URL: [http://www.steelnumber.com/en/steel\\_composition\\_eu.php?name\\_id=100](http://www.steelnumber.com/en/steel_composition_eu.php?name_id=100).

- [28] M. Fanfoni und M. Tomellini. „The Johnson-Mehl-Avrami-Kolmogorov model: A brief review“. *Il Nuovo Cimento D* 20.7 (1998), S. 1171–1182.
- [29] I. F. Fanous, M. Y. Younan und A. S. Wifi. „3-D finite element modeling of the welding process using element birth and element movement techniques“. *J. Pressure Vessel Technol.* 125.2 (2003), S. 144–150.
- [30] A. H. Faraji, M. Goodarzi, S. H. Seyedein und M. H. Zamani. „Experimental study and numerical modeling of arc and weld pool in stationary GTA welding of pure aluminum“. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 71.9 (2014), S. 2059–2071.
- [31] A. H. Faraji, C. Maletta, G. Barbieri, F. Cognini und L. Bruno. „Numerical modeling of fluid flow, heat, and mass transfer for similar and dissimilar laser welding of Ti-6Al-4V and Inconel 718“. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 114.3 (2021), S. 899–914.
- [32] P. Ferro, H. Porzner, A. Tiziani und F. Bonollo. „The influence of phase transformations on residual stresses induced by the welding process - 3D and 2D numerical models“. *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering* 14.2 (2006), S. 117.
- [33] A. H. Fritz und G. Schulze. *Fertigungstechnik*. Springer Berlin Heidelberg, 2008. Kap. Fügen, S. 115–244.
- [34] L. Gardner, A Insausti, K. Ng und M. Ashraf. „Elevated temperature material properties of stainless steel alloys“. *Journal of Constructional Steel Research* 66.5 (2010), S. 634–647.
- [35] M. Ghafouri, J. Ahn, J. Mourujärvi, T. Björk und J. Larkiola. „Finite element simulation of welding distortions in ultra-high strength steel S960 MC including comprehensive thermal and solid-state phase transformation models“. *Engineering Structures* 219 (2020), S. 110804.
- [36] J. Goldak, A. Chakravarti und M. Bibby. „A new finite element model for welding heat sources“. *Metallurgical transactions B* 15.2 (1984), S. 299–305.
- [37] O. Grong. „Metallurgical modeling of welding of aluminium alloys“. *Mathematical Modelling of Weld Phenomena 3. Institute of Materials, 1 Carlton House Terrace, London, SW 1 Y 5 DB, UK, 1997*. (1997), S. 313–356.
- [38] A. Haufe, K Schweizerhof und P DuBois. „Review of Shell Element Formulations in LS-DYNA: Properties, Limits, Advantages, Disadvantages“. In: *Proceedings of the LS-DYNA Developer Forum*. 2013.
- [39] M. R. Hill und D. V. Nelson. „The inherent strain method for residual stress determination and its application to a long welded joint“. *American Society of Mechanical Engineers, Pressure Vessels and Piping Division (Publication) PVP* 318 (1995), S. 343–352.
- [40] T. J. Hughes. *The finite element method: linear static and dynamic finite element analysis*. Courier Corporation, 1987.
- [41] Japanese Industrial Standard. *JIS-G-3106:1999 Rolled steels for welded structure*. Techn. Ber. Japanese Standards Association, 1999.

- [42] S. Jeong und H. Cho. „An analytical solution to predict the transient temperature distribution in fillet arc welds“. *Welding Journal-Including Welding Research Supplement* 76.6 (1997), S. 223–232.
- [43] P. Jiang, S. Gao, S. Geng, C. Han und G. Mi. „Multi-physics multi-scale simulation of the solidification process in the molten pool during laser welding of aluminum alloys“. *International Journal of Heat and Mass Transfer* 161 (2020), S. 120316.
- [44] L. Karlsson. „Thermal stresses in welding“. In: *Thermal stresses*. Mathematics and Mathematical Methods. Amsterdam: Elsevier, 1986, S. 299–389.
- [45] N. Kim. *Introduction to Nonlinear Finite Element Analysis*. Springer Science & Business Media, 2014.
- [46] D. P. Koistinen und R. E. Marburger. „A general equation prescribing the extent of the austenite-martensite transformation in pure iron-carbon alloys and plain carbon steels“. *Acta Metallurgica* 7.1 (1959), S. 59–60.
- [47] H. C. Kuhlmann. *Vorlesungsunterlagen Numerische Methoden der Strömungs- und Wärmetechnik*. Technische Universität Wien, 2019.
- [48] M. Langhorst. *Beherrschung von Schweißverzug und Schweißeigenspannungen*. Bd. 309. Herbert Utz Verlag, 2016.
- [49] Z. Li, G. Feng, D. Deng und Y. Luo. „Investigating welding distortion of thin-plate stiffened panel steel structures by means of thermal elastic plastic finite element method“. *Journal of Materials Engineering and Performance* 30.5 (2021), S. 3677–3690.
- [50] Livermore Software Technology. *LS-DYNA® Keyword User’s Manual Volume I: LS-DYNA R13*. 2021.
- [51] Livermore Software Technology. *LS-DYNA® Keyword User’s Manual Volume II Material Models: LS-DYNA R13*. 2021.
- [52] T. Loose. „Einfluß des transienten Schweißvorganges auf Verzug, Eigenspannungen und Stabilitätsverhalten axial gedrückter Kreiszyinderschalen aus Stahl“. Dissertation. Universität Fridericiana zu Karlsruhe (TH), 2007.
- [53] T. Loose. *Fab Weld*. Computer Software. Version 15.07.2022. Juli 2022.
- [54] Y. Luo, H. Murakawa und Y. Ueda. „Prediction of welding deformation and residual stress by elastic FEM based on inherent strain (report I): Mechanism of inherent strain production (mechanics, strength & structure design)“. *Transactions of JWRI* 26.2 (1997), S. 49–57.
- [55] K. Masubuchi. *Analysis of welded structures: residual stresses, distortion, and their consequences*. Bd. 33. Pergamon, 1980.
- [56] N. Moslemi, S. Gohari, B. Abdi, I. Sudin, H. Ghandvar, N. Redzuan, S. Hassan, A. Ayob und S. Rhee. „A novel systematic numerical approach on determination of heat source parameters in welding process“. *Journal of Materials Research and Technology* 18 (2022), S. 4427–4444.

- [57] H. Murakawa, D. Deng und N. Ma. „Concept of inherent strain, inherent stress, inherent deformation and inherent force for prediction of welding distortion and residual stress“. *Transactions of JWRI* 39.2 (2010), S. 103–105.
- [58] M. B. Nasiri und N. Enzinger. „An analytical solution for temperature distribution in fillet arc welding based on an adaptive function“. *Welding in the World* 63.2 (2019), S. 409–419.
- [59] N. M. Newmark. „A method of computation for structural dynamics“. *Journal of the engineering mechanics division* 85.3 (1959), S. 67–94.
- [60] C. V. Nielsen, W. Zhang, W. Perret, P. A. F. Martins und N. Bay. „Three-dimensional simulations of resistance spot welding“. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part D: Journal of Automobile Engineering* 229.7 (2015), S. 885–897.
- [61] L. Noels, L. Stainier, J.-P. Ponthot und J. Bonini. „Implicit-explicit time integration algorithms for the numerical simulation of blade/casing interactions“. *Structures under Shock and Impact* 7 (2002).
- [62] M. Ohsaki, T. Miyamura und J. Zhang. „A piecewise linear isotropic-kinematic hardening model with semi-implicit rules for cyclic loading and its parameter identification“. *CMES - Computer Modeling in Engineering and Sciences* 111 (Jan. 2016), S. 303–333.
- [63] U. Peil und M. Wichers. „Schweißen unter Betriebsbeanspruchung–Werkstoffkennwerte für einen S 355 J2G3 unter Temperaturen bis 1200 C“. *Stahlbau* 73.6 (2004), S. 400–415.
- [64] R. Pietzsch. „Simulation und Minimierung des Verzuges von Stahlprofilen bei der Abkühlung“. Dissertation. Universität Magdeburg, 2000.
- [65] A. Pilipenko. „Computer simulation of residual stress and distortion of thick plates in multielectrode submerged arc welding: Their mitigation techniques“. Dissertation. Norwegian University of Science und Technology, 2001.
- [66] A. Pittner, D. Weiss, C. Schwenk und M. Rethmeier. „Fast temperature field generation for welding simulation and reduction of experimental effort“. *Welding in the World* 55.9 (2011), S. 83–90.
- [67] M. A. Puso und T. A. Laursen. „A mortar segment-to-segment contact method for large deformation solid mechanics“. *Computer methods in applied mechanics and engineering* 193.6-8 (2004), S. 601–629.
- [68] M. A. Puso und T. A. Laursen. „A mortar segment-to-segment frictional contact method for large deformations“. *Computer methods in applied mechanics and engineering* 193.45-47 (2004), S. 4891–4913.
- [69] D. Radaaj. *Heat Effects of Welding*. Springer, 1992, S. 129–246.
- [70] D. Radaaj. „Temperaturfelder beim Schweißen“. *Wärmewirkungen des Schweißens: Temperaturfeld, Eigenspannungen, Verzug* (1988), S. 15–85.
- [71] H. Rappe. „Betrachtungen zu Schweiß eigenspannungen“. *Schweißen und Schneiden* 26 (1974), S. 45–50.

- [72] D. Rosenthal. „Etude théorique du régime thermique pendant la soudure à l'arc“. *Congrès National des Sciences, Comptes Rendus Bruxelles 2* (1935), S. 1277.
- [73] D. Rosenthal. „Mathematical theory of heat distribution during welding and cutting“. *Welding Journal* 20 (1941), S. 220–234.
- [74] J. Rösler, M. Bäker und H. Harders. *Mechanisches Verhalten der Werkstoffe*. Bd. 3. Springer, 2008.
- [75] C. Rubio-Ramirez, D. F. Giarollo, J. E. Mazzaferro und C. P. Mazzaferro. „Prediction of angular distortion due GMAW process of thin-sheets Hardox 450® steel by numerical model and artificial neural network“. *Journal of Manufacturing Processes* 68 (2021), S. 1202–1213.
- [76] T. Schenk. „Modelling of welding distortion; the influence of clamping and sequencing“. Dissertation. Delft University of Technology, 2011.
- [77] M. Schill, A. Jernberg und T. Klöppel. „Recent developments for welding simulations in LS-DYNA and LS-PrePost“. In: *14th International LS-Dyna Users Conference, Michigan, USA*. 2016.
- [78] B. W. Shiu, J. Shi und K. H. Tse. „The dimensional quality of sheet metal assembly with welding-induced internal stress“. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part D: Journal of Automobile Engineering* 214.7 (2000), S. 693–704.
- [79] Simulia. *ABAQUS 6.13 User's manual, Abschnitt 6.5.3 - Fully coupled thermal-stress analysis*. Dassault Systemes. 2013.
- [80] E. Sindhuber. „Simulation von Schweißverzügen bei der Schienenfahrzeug-Fertigung“. Diplomarbeit. Technische Universität Wien, 2021.
- [81] J. Sun, X. Liu, Y. Tong und D. Deng. „A comparative study on welding temperature fields, residual stress distributions and deformations induced by laser beam welding and CO<sub>2</sub> gas arc welding“. *Materials & Design* 63 (2014), S. 519–530.
- [82] R. G. Thiessen. „Physically-based modelling of material response to welding“. Dissertation. Delft University of Technology, 2006.
- [83] M. Todt und J. Kaul. *Lecture Notes Nonlinear Finite Element Method*. Vienna University of Technology, 2021.
- [84] C. L. Tsai, S. C. Park und W. Cheng. „Welding distortion of a thin-plate panel structure“. *Welding Journal, New York* 78 (1999), S. 156–165.
- [85] Y. Ueda, K. Fukuda, K. Nakacho und S. Endo. „A new measuring method of residual stresses with the aid of finite element method and reliability of estimated values“. *Journal of the Society of Naval Architects of Japan* 1975.138 (1975), S. 499–507.
- [86] Y. Ueda und T. Yamakawa. „Analysis of thermal elastic-plastic stress and strain during welding by finite element method“. *Japan Welding Society Transactions* 2.2 (1971).
- [87] M. Vaz und M. R. Lange. „Thermo-mechanical coupling strategies in elastic-plastic problems“. *Continuum Mechanics and Thermodynamics* 29.2 (2017), S. 373–383.

- [88] J. Wang, N. Ma und H. Murakawa. „An efficient FE computation for predicting welding induced buckling in production of ship panel structure“. *Marine structures* 41 (2015), S. 20–52.
- [89] H. Wei, J. Elmer und T. DebRoy. „Crystal growth during keyhole mode laser welding“. *Acta Materialia* 133 (2017), S. 10–20.
- [90] P. Wriggers. *Computational Contact Mechanics*. 2. Aufl. Springer, 2006.
- [91] Wuxi Jin Ming Jian De Industry & Trade Co., Ltd. *Q235 Steel*. aufgerufen am 02.01.2023. 2023. URL: <https://www.steeltd.com/product/q235-steel.html>.

# Anhang

## A: Chemische Zusammensetzungen der verschiedenen Werkstoffe

**Tab. 7.1:** Chemische Zusammensetzung von SM400A [41]

C	Si	Mn	P	S
0.23	–	0.56	< 0.035	< 0.035

**Tab. 7.2:** Chemische Zusammensetzung von Q235 in Massenprozent [91]

C	Si	Mn	P	S
≤ 0.22	≤ 0.35	≤ 1.4	≤ 0.045	≤ 0.05

**Tab. 7.3:** Chemische Zusammensetzung von S355 in Massenprozent [52]

C	Si	Mn	P	S
0.15	0.3	1.55	0.014	0.012

**Tab. 7.4:** Chemische Zusammensetzung von CR700Y980T-DH in Massenprozent [25]

C	Si	Mn	P	S	Al	Cr + Mo	Ti + Nb	B	Cu
0.23	1.8	2.9	0.05	0.01	0.015 – 1.0	1.40	0.15	0.005	0.2

**Tab. 7.5:** Chemische Zusammensetzung von DP600 in Massenprozent [76]

C	Si	Mn	Cr	Mo	V	Ni	Cu	andere
0.102	0.239	1.611	0.564	0.002	0.004	0.024	0.015	0.097

**Tab. 7.6:** Chemische Zusammensetzung des Stahls EN 1.4301 in Massenprozent [27]

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	N
≤ 0.07	≤ 2	≤ 1	≤ 0.045	≤ 0.015	≤ 8 – 10.5	17.5 – 19.5	≤ 0.11