

Fertigungstechnik – aus den Grundlagen für die Anwendung

17

Einfluss zusätzlich induzierter Temperaturfelder beim Laserstrahlschweißen dünner Bleche

Falk Nagel

Schriften aus der
ILMENAUER FERTIGUNGSTECHNIK

*Ilmenauer
Fertigungstechnik*

Falk Nagel

**Einfluss zusätzlich induzierter Temperaturfelder beim
Laserstrahlschweißen dünner Bleche**

**Fertigungstechnik –
aus den Grundlagen für die Anwendung**

Schriften aus der Ilmenauer Fertigungstechnik

Herausgegeben von

Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Jean Pierre Bergmann
(Technische Universität Ilmenau).

Band 17

**Einfluss zusätzlich induzierter
Temperaturfelder beim
Laserstrahlschweißen dünner Bleche**

Falk Nagel



Universitätsverlag Ilmenau

2023

Impressum

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Angaben sind im Internet über <http://dnb.d-nb.de> abrufbar.

Diese Arbeit hat der Fakultät für Maschinenbau der Technischen Universität Ilmenau als Dissertation vorgelegen.

- Tag der Einreichung: 19. August 2022
1. Gutachter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Jean Pierre Bergmann
(Technische Universität Ilmenau)
2. Gutachter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Matthias Kraus
(Bauhaus-Universität Weimar)
3. Gutachter: Jun.-Prof. Dr.-Ing. Peer Woizeschke
(Technische Universität Dortmund)
- Tag der Verteidigung: 27. April 2023

Technische Universität Ilmenau/Universitätsbibliothek

Universitätsverlag Ilmenau

Postfach 10 05 65

98684 Ilmenau

<https://www.tu-ilmenau.de/universitaetsverlag>

ISSN 2199-8159

DOI 10.22032/dbt.57468

URN urn:nbn:de:gbv:ilm1-2023000103



Dieses Werk - mit Ausnahme der anders gekennzeichneten Teile und des Umschlags - ist lizenziert unter einer [Creative Commons Namensnennung - Weitergabe unter gleichen Bedingungen 4.0 International Lizenz](https://creativecommons.org/licenses/by-sa/4.0/) (CC BY-SA 4.0): <https://creativecommons.org/licenses/by-sa/4.0/>

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand zum großen Teil während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter an der Technischen Universität Ilmenau - Fachgebiet Fertigungstechnik. Mein besonderer Dank gilt daher Prof. Dr.-Ing. habil. Jean Pierre Bergmann. Ihre ständige Ermutigung hat mich dazu befähigt, über meine Grenzen hinauszugehen und innovative Ansätze zu verfolgen. Prof. Dr.-Ing. Matthias Kraus und Jun.-Prof. Dr.-Ing. Peer Woizeschke danke ich für die weiteren Gutachten zur vorliegenden Arbeit.

Innerhalb des Fachgebiets gilt mein Dank allen Kollegen und Kolleginnen und im speziellen Michael Bastick, Franziska Petzoldt und Jörg Hildebrand. Karsten Günther, Michael Grätzel und Stefan Hammer danke ich für die fachliche und sportliche Auseinandersetzung im und am Boxring. Marie-Luise Solf und Leander Schmidt möchte ich meinen Dank für die wunderbare Atmosphäre im Büro aussprechen. Wir sind durch einige Täler gegangen und haben uns am Ende behauptet. Darüber hinaus gilt mein Dank den studentischen Mitarbeitern und den Absolventen Benjamin Kümmel, Philipp Henckell, Felix Harfensteller, Hannes Prause und Christian Diegel. Sie leisteten durch ihre experimentelle Arbeit einen wichtigen Beitrag zum Gelingen dieser Arbeit.

Mein Dank gilt außerdem der *Allianz für industrielle Forschung* sowie der *Forschungsvereinigung für Schweißen und verwandte Verfahren e.V. des DVS*, die das Forschungsprojekt *Optimierungsstrategien zum Schweißen hochlegierter Bleche* (IGF-Nr. 00.476 ZBR) begleitet haben. Das genannte Projekt bildete den Grundstein für diese Arbeit.

Meinen Eltern Nils und Angela sowie meiner liebevollen Schwester Saskia und meiner Freundin Katarina bin ich sehr dankbar. Eure Geduld, euer Verständnis und eure Ermutigung haben mir die Kraft gegeben, die Herausforderungen dieser Reise zu bewältigen.

An dieser Stelle möchte ich mich auch bei Willi Frisch, Florian Frisch, Tobias Radtke-Makareinis, Daniel Stöhr und Dirk Rosenberg bedanken. Ihr habt durch Rat und Tat auch abseits der Promotion einen wichtigen Beitrag geleistet.

Kurzfassung

Während des Laserstrahlschweißens entstehen thermisch induzierte Dehnungen und Spannungen, die zu Verschiebungen der Fügepartner im Prozess führen. Diese Verschiebungen werden durch den Einsatz von Spannsystemen in der Produktion unterbunden. Jedoch sind diese Systeme zumeist nur für eine einzelne Schweißaufgabe ausgelegt. Aufgrund der zumeist massiven Bauweise der Systeme und des anwendungsspezifischen Einsatzes dieser ergeben sich hohe Kosten. Somit ist man bestrebt, die Spannsysteme einfacher zu gestalten und damit Bewegungsfreiheiten der Fügepartner im Prozess zu akzeptieren. Um nun die auftretende Querverschiebung zu minimieren, können zusätzliche Wärmequellen oder Wärmesenken genutzt werden, um Einfluss auf das Temperaturfeld und damit auf das Dehnungsfeld zu nehmen.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde daher zunächst der Einfluss variierender Schweißparameter (Schweißgeschwindigkeit, voreingestellter Spalt) bei einer einseitig gespannten Fügekonfiguration am I-Stumpfstoß untersucht. Dazu erfolgten Untersuchungen vordergründig am hochlegierten Stahl 1.4301. Unter Verwendung eines Diodenlasers wurde der Einfluss einer zusätzlichen Wärmequelle auf die Verschiebung im Prozess und das gesamte Verzugsverhalten charakterisiert und bewertet. Der Abstand der beiden Wärmequellen zueinander, die Laserleistung und die Spotabbildung wurden dazu variiert. Die Untersuchungen wurden zunächst an einer Blechdicke von 1 mm durchgeführt und sie wurden im Anschluss an die Blechdicken 0,5 mm und 2 mm übertragen. Es ist festzuhalten, dass durch den Einsatz der zweiten Wärmequelle die Verschiebung minimiert und damit längere Schweißnahtlängen erzielt wurden. Jedoch trat ein höherer Beulverzug auf, der auf die vermehrten Längsspannungen im Bauteil zurückzuführen ist. Die Wirkungsweise der zweiten Wärmequelle wurde unter Anwendung der FE-Methoden und einer analytischen Beschreibung näher beleuchtet.

Unter Anwendung einer CO₂-Düse wurde die Wärmesenke abgebildet, um das sich ausbildende Temperaturfeld zu verkleinern. Ebenfalls wurde der Einfluss der Senke auf die Querverschiebung im Prozess und auf den globalen Verzug nach dem Schweißprozess charakterisiert und bewertet. Für die drei zuvor genannten

Blechdicken zeigt sich dabei, dass die Verschiebung im Prozess minimiert und damit eine vollständige Durchschweißung erzielt wurde. Auch nimmt der Gesamtverzug der Bauteile ab.

Darüber hinaus fanden vergleichende Untersuchungen an der Aluminiumlegierung EN AW 5754 statt. Es wurde festgestellt, dass die hier im Vergleich zum Stahl höhere Verschiebungen auftraten. Durch den Einsatz der Wärmequelle wurde keine Reduzierung der Verschiebung erzielt. Jedoch wurde unter Anwendung der Wärmesenke eine Minimierung der Verschiebung erreicht und damit längere Schweißnahtlängen realisiert.

Abstract

During laser beam welding, thermally induced strains and stresses occur, which lead to displacements of joining partners. These displacements are prevented by the use of clamping systems in production. However, these systems are designed only for one welding task. Due to the mostly massive construction of the systems and their application-specific use, the costs are high. For that reason, efforts are being made to simplify the clamping systems and thus to accept freedom of movement of the joining partners in the process. If there was a possibility to influence the temperature profile and consequently the strain profile by using an additional heat sink or a heat source in a way that the displacements during welding were minimized, the clamping systems could be made less massive and thus more cost-effective.

Within the scope of this work, firstly the influence of varying welding parameters (welding speed, preset gap) on a one-sided free clamping situation at the butt joint configuration was investigated. For this purpose the investigations were carried out primarily on a high-alloy steel (1.4301). The influence of the heat source on a displacement in the process and the overall distortion behavior was characterized and evaluated using a diode laser. The mutual distance of two heat sources, the laser power and the spot size were varied for this purpose. The investigations were first performed on a sheet thickness of 1 mm and they were subsequently transferred to sheet thicknesses of 0,5 mm und 2 mm. It should be noted that by using the second heat source the displacement was minimized and thus longer weld lengths were achieved. However, a higher buckling distortion occurred which can be attributed to the increased longitudinal stresses in the component. By using the FE methods and the analytical calculation models, the influence of the heat source was further explained.

With the help of a CO₂-nozzle, the heat sink was represented in order to reduce the developing temperature profile. Moreover, the influence of the heat sink on the displacement in the process and after the test was characterized and evaluated. It was found that the use of the heat sink leads to reduced displacement in the process and an overall reduced distortion of the components.

In addition, comparative investigations were carried out on aluminum alloy EN AW 5754. It was found that the displacements were higher compared to steel. No reduction in the displacement was achieved by using the heat source. However, a minimization was achieved with the use of the heat sink and thus longer weld lengths were obtained.

Inhaltsverzeichnis

1	Motivation	1
2	Stand der Technik	5
2.1	Verzugs- und Eigenspannungsausbildung beim Schweißen	5
2.2	Analytische Methoden	13
2.3	Numerische Methoden	16
2.4	Energieeinbringung und Laserstrahlschweißen	18
2.5	Methoden zur Reduzierung von Querverschiebungen	20
2.5.1	Konstruktive Methoden	20
2.5.2	Nachgelagerte Methoden	22
2.5.3	Prozessbegleitende Methoden	22
2.6	Fazit zum Stand der Technik	28
3	Zielsetzung	31
4	Strategisches Vorgehen	33
4.1	Werkstoffe	33
4.2	Anlagentechnik	34
4.2.1	Handlingsysteme	34
4.2.2	Laserquellen	34
4.2.3	Wärmesenke	37
4.2.4	Spannvorrichtung	38
4.2.5	Probenanordnung	40
4.2.6	Methoden zur prozesstechnischen Auswertung	40
4.2.6.1	Verschiebung	40
4.2.6.2	Temperatur	41
4.2.7	Bewertungskriterien des Fügeprozesses	41
4.2.7.1	Schweißnahtlänge	41
4.2.7.2	Querverschiebung	42
4.2.7.3	Beulverzug	43
4.2.7.4	Optischer 3D-Scanner	44
4.2.8	Metallografische Untersuchungen	45

4.2.9	Zugversuch	45
4.3	Numerische Methoden	45
4.3.1	Modellierung und Vernetzung	46
4.3.2	Werkstoffmodell	48
4.3.3	Berechnung des Temperaturfelds	52
4.3.4	Berechnung des Dehnungs- und Spannungszustands	54
5	Ergebnisse und Diskussion	55
5.1	Modellvalidierung	55
5.2	Charakterisierung der Verschiebungen	59
5.2.1	Experimentelle und numerische Ergebnisse	59
5.2.2	Analytische Berechnung	69
5.2.3	Mechanische Festigkeit	73
5.2.4	Einfluss des Spotdurchmessers	76
5.2.5	Einfluss eines Spalts	77
5.2.6	Untersuchungen an 3D-Bauteilen	80
5.2.7	Einfluss der Eigenspannung	84
5.2.8	Untersuchungen am Aluminiumwerkstoff	86
5.3	Einfluss einer zusätzlichen Wärmequelle	90
5.3.1	Einfluss des Abstands zwischen den Wärmequellen	96
5.3.2	Einfluss der bestrahlten Fläche und der Diodenlaserleistung	103
5.3.2.1	Elliptischer Spot	103
5.3.2.2	Linienförmiger Spot	109
5.3.3	Untersuchungen am L-Profil	113
5.3.4	Untersuchungen an der Aluminiumlegierung	113
5.3.5	Analytische Beschreibung der Mechanik	116
5.4	Einfluss der zusätzlichen Wärmesenke	125
5.4.1	Experimentelle Untersuchungen	125
5.4.2	Numerische Untersuchungen	127
5.4.3	Untersuchungen an der Aluminiumlegierung	131
6	Zusammenfassung und Ausblick	133
	Anhang	139
A	Halbunendlicher Körper	139
B	Temperaturfeldberechnung nach Burger	140
	Tabellenverzeichnis	143
	Abbildungsverzeichnis	150

Abkürzungsverzeichnis	151
Literaturverzeichnis	155
Eigene Veröffentlichungen	167

1 Motivation

In der industriellen Praxis haben sich in den letzten 20 Jahren laserbasierte Verfahren weiter etabliert und mittlerweile ist der Laserstrahl eines von vielen Werkzeugen, das in der Produktion eingesetzt wird. Beispielhaft ist dazu die weltweite Umsatzsteigerung von Lasern von ungefähr 6 Mrd. EUR im Jahr 2006 auf 16 Mrd. EUR im Jahr 2021 zu nennen [NN21]. Aufgrund der verfügbaren Leistungen eignen sich Laserstrahlen im Besonderen für Schweißprozesse, da im Vergleich zu anderen Verfahren kleinere Schmelzbäder mit minimalen Wärmeeinflusszonen auftreten. Des Weiteren werden zum Teil deutlich höhere Schweißgeschwindigkeiten erzielt, was zur Erhöhung der Wirtschaftlichkeit des Produktionsprozesses führen kann.

Beim Laserstrahlschweißen sind grundsätzlich alle Stoßanordnungen und Nahtformen anwendbar. Vorwiegend werden jedoch die I-Naht am Stumpfstoß, die Kehlnaht am Überlappstoß und die I-Naht am Überlappstoß in der Praxis eingesetzt. Gerade die Überlappanordnung zeichnet sich durch ihre geringe Positionieranforderung bezüglich der Fügepartner zueinander und zwischen dem Stoß und dem Fokuspunkt des Laserstrahls aus (siehe Abbildung 1.1). Um Unregelmäßigkeiten in der Schweißnaht zu unterbinden und eine möglichst gute Anbindung im Fügebereich zu erzielen, ist lediglich ein technischer Nullspalt zwischen dem Ober- und Unterblech anzustreben. Die Anwendung der Überlappverbindung bedingt jedoch Herausforderungen in der mechanischen Auslegung der Schweißverbindung, da eine Kraftumlenkung vom Oberblech zum Unterblech stattfindet. Diese Umlenkung mündet bei dynamischer Lasteinwirkung zur Ausbildung von lokalen Spannungsspitzen in der Schweißnaht, die zu einem frühzeitigen Versagen der Verbindung führen kann. Des Weiteren besitzt das überlappende Material keine strukturell relevante Funktion, wodurch die Masse der Konstruktion und die Materialkosten unnötig gesteigert werden. In den kantigen Übergängen zwischen den Bauteilen können sich bei einer Fluidumströmung Ablagerungen ausbilden, die nicht entfernt oder gereinigt werden können. Dies ist im Bereich der Lebensmittel- und chemischen Industrie nicht zulässig [NN93; Eur18]. Daher sind in diesem Bereich die Übergänge einzuebnen oder es sind Stumpfstoße anzuwenden. Daher lässt sich zusammenfassen, dass unter den genannten Gesichtspunkten Stumpfstoße den Überlappstoßen vorzuziehen sind.

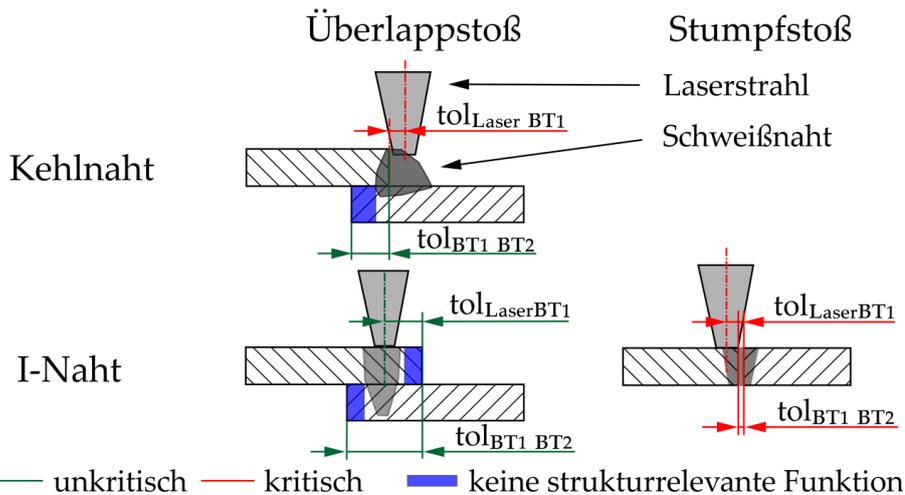


Abbildung 1.1: Ausgewählte Naht- und Stoßanordnung beim Laserstrahlschweißen in Anlehnung an [Ree00]

Bei Stumpfstößen werden höhere Anforderungen hinsichtlich der Positioniertoleranz zwischen den Bauteilen, sowie der Toleranz zwischen dem Fokuspunkt des Laserstrahls und dem Stoß gestellt. Diese Anforderungen werden in geltenden Richtlinien [NW09; DVS15b] festgehalten. Die Umsetzung und Einhaltung der darin definierten Rahmenbedingungen sowie die resultierende Qualität der Schweißnaht hängen dabei im besonderen Umfang von dem verwendeten Spannsystem ab. Als eine besondere Herausforderung können in diesem Zusammenhang die thermo-physikalischen Werkstoffeigenschaften wie bspw. der Wärmeausdehnungskoeffizient und die Wärmeleitfähigkeit betrachtet werden. Gerade nichtrostende austenitische Stähle und Aluminiumlegierungen neigen zur Ausbildung von hohen Verzügen unmittelbar während und nach dem Schweißprozess [Zha98; Inf19]. Beispielhaft sei dazu das Auftreten der Querverschiebung zu nennen, wodurch es zu einer Zu- oder Abnahme des Fügspalts kommt und/oder ein Versatz der Bleche auftritt. Bei Überschreitung einer kritischen Querverschiebung treten Prozessunstetigkeiten bzw. Nahtunregelmäßigkeiten im Schweißprozess auf. Vor dem Hintergrund industrieller Anwendungen ist somit von einer Minderung der Prozesseffizienz durch aufwendige Nacharbeiten oder im schlimmsten Fall von Bauteil Ausschuss auszugehen. Entsprechend werden in der industriellen Praxis Spannsysteme massiv ausgelegt, um die auftretenden Verschiebungen durch kraft- und/oder formschlüssige Elemente zu unterbinden. Derartige Spannsysteme sind in der Regel für eine spezifische Schweißaufgabe ausgelegt und damit für andere Schweißaufgaben ungeeignet. Jedoch nimmt die Produktvielfalt in der Produktion tendenziell zu und folglich besteht der Bedarf, Spannkonzepete für eine variantenreiche Produktion zu entwickeln. Ein Ansatz liegt darin, die Verschiebungen im Prozess zuzulassen und sie durch äußere Einflüsse zu minimieren, sodass die verfahrensabhängigen Grenz-

werte eingehalten werden und ein kontinuierlicher, fehlerfreier Schweißprozess ermöglicht wird.

Es ist bekannt, dass durch den gezielten Einsatz von zusätzlichen Wärmesenken bzw. Wärmequellen Einfluss auf die Ausbildung von Eigenspannungen und thermischen Verzug beim Schweißen genommen werden kann. So ermöglicht der Einsatz von zusätzlichen Wärmefeldern die Verlagerung der auftretenden Eigenspannungen bzw. eine Reduzierung der Eigenspannungsmaxima beim Schweißen [GR11; Töl13]. Dieser Ansatz lässt sich bei freier Einspannung auf die Reduktion der auftretenden Querverschiebungen im Schweißprozess übertragen [Nag+14a; Nag+15; Nag+16]. Durch die Verwendung von Kühlmedien wurden ebenfalls die auftretenden Verformungen nach dem Schweißen reduziert [van07; Gua+06]. Jedoch liegen keine Erkenntnisse vor, inwieweit der Einsatz von Wärmesenken die auftretende Querverschiebung im Schweißprozess beeinflusst.

Gelingt es nun durch den gezielten Einsatz von Wärmesenken oder Wärmequellen, die Temperaturfelder so zu beeinflussen, dass die auftretenden Verschiebungen minimiert werden, dann können die Anforderungen an die Schweißvorrichtung signifikant verringert werden. Folglich reduzieren sich auch die Kosten dieser Vorrichtungen. Auch ist es vorstellbar, dass eine flexible Schweißvorrichtung für mehrere Schweißaufgaben ausgelegt werden kann, da ggf. nur ein Fügepartner vollständig gespannt werden muss. Der andere Fügepartner könnte einen höheren Freiheitsgrad besitzen.

Diese Arbeit soll einen Beitrag dazu leisten, Schweißvorrichtungen freier zu gestalten, um entweder deren Kosten zu reduzieren oder das Einsatzspektrum zu erweitern.

2 Stand der Technik

In der industriellen Fertigung ist Schweißen ein etabliertes Fügeverfahren, um unlösbare, stoffschlüssige und damit mediendichte Verbindungen zu erzielen. Das Verfahren kann in das Schmelzschweißen und das Pressschweißen unterteilt werden [DIN20; DIN03]. Beim Schmelzschweißen wird die Schmelztemperatur beider Fügepartner überschritten und ein gemeinsames Schmelzbad wird erzeugt. Dabei kann Zusatzwerkstoff eingesetzt werden, um die Metallurgie der Schweißnaht zu beeinflussen. Charakteristisch für das Verfahren ist, dass sich durch die lokal wirkende Wärmequelle ein inhomogenes Temperaturfeld ausbildet, da im Bereich der Schweißnaht Temperaturen im Bereich des Schmelzpunkts vorliegen, während an anderer Stelle Raumtemperatur vorherrschen kann. Durch die relative Bewegung der Wärmequelle zum Bauteil ist das Temperaturfeld zeitlich veränderlich und damit instationär [Rad99]. Durch die Temperaturfeldausbildung entstehen lokale Dehnungsfelder, deren Ausbildung vom umgebenden Material behindert wird. Folglich ergeben sich Spannungen, die die Dehn- bzw. Streckgrenze des Materials übersteigen [WNK97; WM77; Woh86].

2.1 Verzugs- und Eigenspannungsbildung beim Schweißen

Zur Veranschaulichung der Eigenspannungsbildung werden im Folgenden zwei Modelle vorgestellt. Das Modell von Murakawa [Mur97] (siehe Abbildung 2.1) zeigt den Spannungs-Temperatur-Verlauf bei einem einseitig eingespannten Stab, der mit einer Feder verbunden ist. Die Feder besitzt eine konstante Federsteifigkeit. Der Stab wird erwärmt und kühlt anschließend wieder ab. Damit dehnt sich der Stab aus und durch die Feder wird eine Spannung im Stab erzeugt. Zur Vereinfachung wird ein ideal-plastisches Materialverhalten angenommen. Anhand des Diagramms kann Folgendes festgehalten werden:

- Findet die Temperaturerhöhung nur bis zur Grenztemperatur T_1 statt ($T_{max} < T_1$), dann nimmt die Temperatur-Spannung-Kennlinie den Verlauf A-B-A an

und es findet nur eine elastische Verformung statt. Folglich liegt nach dem Temperaturzyklus keine Spannung im Stab vor.

- Wenn im Temperaturzyklus der Temperaturbereich $T_1 < T_{max} < T_2$ erreicht wird, dann ändert sich der Verlauf der Kennlinie (Punkte A-B-C-D). Da am Punkt B die Streckgrenze erreicht wird, verformt sich der Stab plastisch. Beim Abkühlvorgang (C-D) findet jedoch nur die elastische Kontraktion statt. Es fällt auf, dass Eigenspannung nach dem Temperaturzyklus vorliegt, die Streckgrenze R_e wird jedoch nicht erreicht (Punkt D).
- Im Fall, dass $T_{max} > T_2$ gilt, liegt der Kurvenverlauf A-B-G-H-F vor. Folglich findet plastische Dehnung während des Aufheiz- und Abkühlvorgangs statt (Punkt B und Punkt H). Dabei liegen nach dem Temperaturzyklus Eigenspannungen vor, die im Bereich der Streckgrenze liegen (Punkt F).

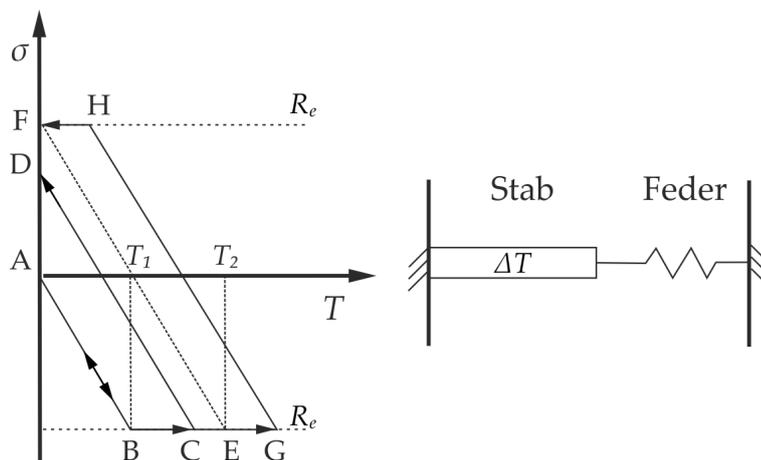


Abbildung 2.1: Ausbildung von Eigenspannungen in Folge eines Temperaturzyklus anhand des Stab-Feder-Modells in Anlehnung an [Mur97]

Das Dreistabmodell (siehe Abbildung 2.2) von Masubuchi [Mas80] zeigt die Ausbildung der Eigenspannung in der Schweißnaht und im umgebenden Material. Ausgangspunkt sind hierbei drei Balken, die über einen Querträger fest miteinander verbunden sind. Die Balken weisen den gleichen Werkstoff und die gleiche Temperatur im Ausgangszustand auf. Der mittlere Balken stellt die Schweißnaht dar. Dieser Balken wird erwärmt, wodurch sich dieser ausdehnt. Die umgebenden Stäbe werden dadurch im elastischen Bereich gedehnt. Der mittlere Stab erfährt durch die Ausdehnungsbehinderung Druckspannungen. Der zugehörige Spannung-Temperatur-Verlauf ist in Abbildung 2.2 dargestellt und der Abschnitt A-B verdeutlicht das elastische Verhalten. Bei weiterer Temperaturzunahme wird die Streckgrenze überwunden und dies führt zur plastischen Deformation des mittleren Stabs (B-C). Dabei nimmt die Spannung im mittleren Träger ab, sodass sich die Spannung in

den beiden äußeren Trägern ebenfalls reduziert. Im anschließenden Abkühlvorgang sinkt die Temperatur und der mittlere Stab schrumpft. Die Strecke C-D beschreibt zunächst den elastischen Verlauf, der bei weiterer Temperaturabnahme ab Punkt D in den plastischen Verlauf übergeht. Am Punkt E stellt die resultierende Zugspannung den Eigenspannungszustand des mittleren Balkens dar. Folglich ergeben sich Druckspannungen in den beiden benachbarten Balken.

Anhand der beiden Modelle wird deutlich, dass die resultierenden Spannungen durch den transienten Temperaturverlauf und die temperaturabhängigen Werkstoffdaten (Abnahme der Streckgrenze bei steigender Temperatur) entstehen. Die Temperaturführung und der Grad der Einspannung haben ebenfalls einen Einfluss auf die Eigenspannungsbildung. Eine Vermeidung von Eigenspannungen kann somit nur durch ein räumlich gleichmäßiges Temperaturfeld im Bauteil bei unendlich langsamer Abkühlung umgesetzt werden.

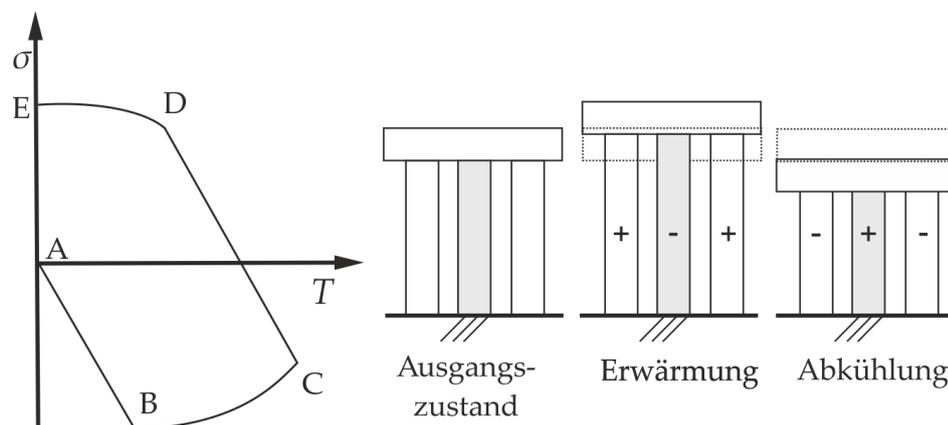


Abbildung 2.2: Ausbildung von Eigenspannungen beim Schweißen anhand des Dreistabmodells in Anlehnung an [Mas80]

Ausgehend vom Dreistabmodell können die Erkenntnisse auf die Schweißnaht übertragen werden, was in Abbildung 2.3 dargestellt ist. Hierbei sind in der oberen Hälfte des Bilds die Isothermen eines quasistationären Temperaturfelds schematisch dargestellt. Die Temperatur T_S beschreibt die Schmelztemperatur und der Bereich höher der Temperatur T_K zeigt den Bereich, der durch die reduzierte Warmfestigkeit als nahezu spannungsfrei betrachtet wird (neutrale Zone). Radaj [Rad88] gibt als Beispiel eine Temperatur von $600\text{ }^\circ\text{C}$ für unlegierten Stahl an. Ebenfalls ist die örtliche Maximaltemperatur T_{max} dargestellt. In der unteren Bildhälfte sind die Bereiche der Druck- und Zugspannungen sowie Spannungs-Dehnungs-Linien veranschaulicht. So bildet sich vor der Wärmequelle eine elastische (A) und plastische (B) Druckzone aus, die auf die Wärmedehnung zurückzuführen ist. Im Bereich hinter der Wärmequelle bildet sich die plastische Zugzone aus. Da in diesem Punkt die Erstarrung

aus der Schmelze erfolgte, wurden alle zuvor eingebrachten Spannungen auf Null gesetzt (C). Im Punkt (D) ist die Historie aus elastischer und plastischer Druckbeanspruchung und anschließender elastischer und plastischer Zugbeanspruchung zu erkennen.

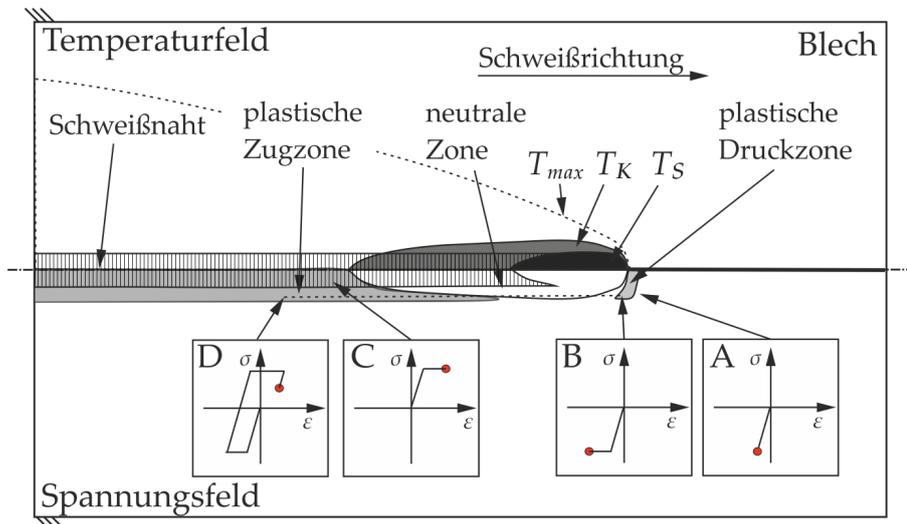


Abbildung 2.3: Eigenspannungsaufbau beim Schweißen in Anlehnung an [Rad88]

Bei polymorphen Werkstoffen ist bei der Ausbildung von Eigenspannung und Verzug die Änderung der Gitterstruktur beim Abkühlen zu berücksichtigen [Woh86]. So findet beispielsweise bei ferritischen Stählen die Umwandlung von Austenit in Martensit und Bainit statt, die mit einem Volumensprung einhergeht. Es ist zu beachten, dass die Umwandlungen in den einzelnen Bereichen zu unterschiedlichen Zeitpunkten erfolgen. Folglich findet eine Überlagerung der Schrumpf- und Umwandlungseigenspannung bei der Abkühlung einer Schweißnaht statt [WM77]. Die Eigenspannungen können in drei Ordnungen eingestuft werden. Die erste Ordnung beschreibt den makroskopischen Zustand, die zweite den Bereich der Korngröße und die dritte Ordnung umfasst den Bereich der Kristallgitterstruktur [Spi+09].

Die Eigenspannungen im Bauteil werden in Längs-, Quer- und Dickeneigenspannungen unterteilt, wobei die unterschiedliche Schrumpfungsbehinderung ursächlich für die qualitativen und quantitativen Unterschiede ist. Schematisch sind die Längseigenspannungen (σ_l) und Quereigenspannungen (σ_q) in Abbildung 2.4 dargestellt. Charakteristisch ergeben sich in der Nahtmitte Längseigenspannungen in Höhe der Streckgrenze. Die Quereigenspannungen erreichen ungefähr ein Drittel der Längseigenspannungen. Diese entstehen selbst bei freier Querschrumpfung als Folge der Querdehnungsbehinderung, die durch die Längseigenspannungsentstehung hervorgerufen wird [WNK97]. Mit dem Grad der Einspannung können diese Quereigenspannungen deutlich höhere Werte annehmen.

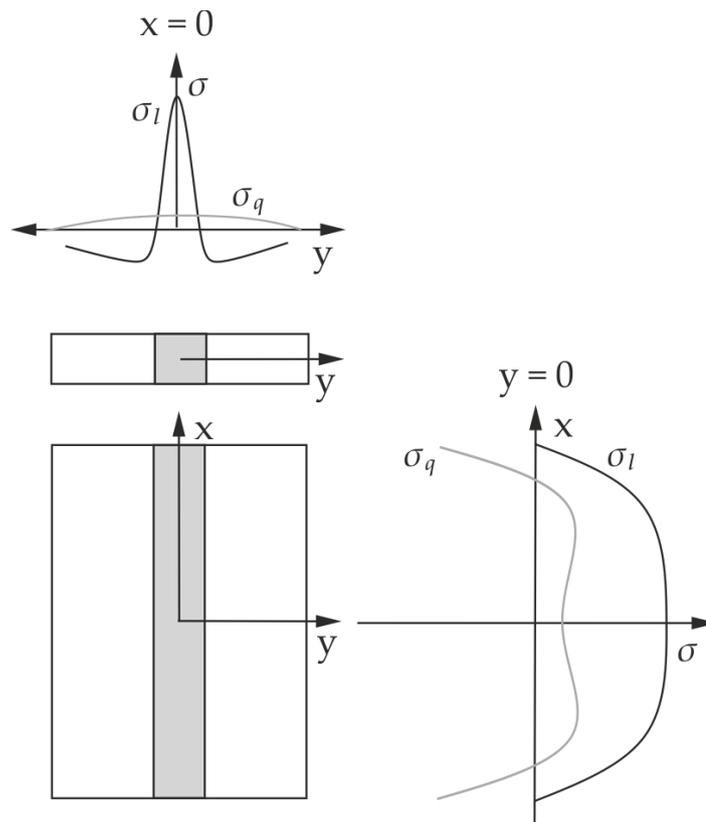


Abbildung 2.4: Ausbildung der Längs- und Querspannungen ohne Umwandlung in der Schweißnaht in Anlehnung an [ND06]

Mit den Schweißeigenstressungen treten zunächst vorübergehende und anschließend bleibende Schweißformänderungen auf. Diese werden auch als Schrumpfung, Verzug oder Verwerfung bezeichnet [Rad88]. Hierbei ist zu beachten, dass zwischen Eigenstressung und Verzug grundlegend differenziert werden muss. So wird unter der Maßgabe einer geringen Verzugsausbildung der Einspanngrad erhöht. Allerdings steigt damit die Ausbildung der Eigenstressungen (siehe Abbildung 2.5), im Besonderen die Quereigenstressung. Ist jedoch eine geringe Eigenstressung innerhalb des Bauteils gefordert, wird der Einspanngrad reduziert und es ist von einer erhöhten Verzugsausbildung auszugehen [Ott97; Sch11]. Zusätzlich haben die werkstofflichen Einflussgrößen wie Elastizitätsmodul und Streckgrenze, sowie die Blechdicke, Anzahl und Lage von Aussteifungen ebenfalls einen deutlichen Einfluss auf Eigenstressung und Verzug [ND06].

Die Längs-, Quer- und Dickenverformung (siehe Abbildung 2.6) sind Maßänderungen entlang der drei Hauptachsen des Bauteils. Sie können jeweils durch das Dreistabmodell erklärt werden. Bei der Dickenänderung ist hinzuzufügen, dass diese bis zu einer Blechdicke von 50 mm unbedeutend ist [NK78].

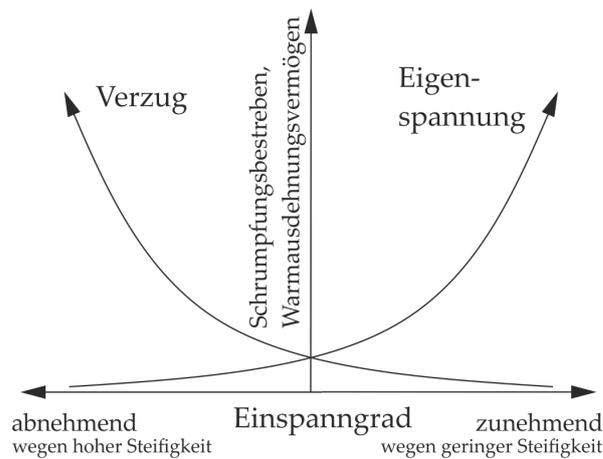


Abbildung 2.5: Ausbildung von Verzug und Eigenspannung in Anlehnung an [ND06]

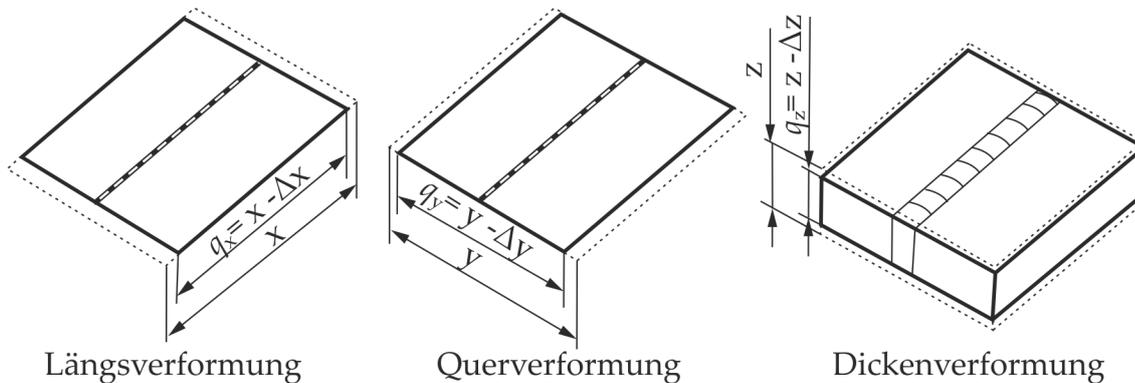


Abbildung 2.6: Längs-, Quer-, Dickenverformung eines Bauteils in Anlehnung an [Zha98]

Der Winkelverzug ist eine Abweichung des Winkels, der zwischen den geschweißten Bauteilen aufgespannt wird (siehe Abbildung 2.7). Er tritt beim Stumpfstoß, T-Stoß und Überlappstoß auf. Die Ursache liegt darin, dass sich zwischen Ober- und Unterseite der Schweißnaht unterschiedliche Querschrumpfungen ergeben. Dies ist besonders bei V-Nähten vorzufinden. Bei symmetrischen Nähten, wie beispielsweise I-Naht oder DV-Naht, ist der Winkelverzug im Vergleich zu unsymmetrischen Nähten geringer ausgeprägt [MS16].

Eine wellenartige Vertiefung oder Wölbung in dünnen Platten wird als Beulen bezeichnet (siehe Abbildung 2.8). Dabei überschreiten die Schrumpfkräfte eine kritische Belastungsgrenze, sodass die Platte durch Verformung in einen stabilen Gleichgewichtszustand übergeht. Verdrillung ist eine spiralförmige Verzerrung, die durch eine ungleichmäßige Verteilung des Winkelverzugs in Richtung der Bauteillängsachse auftritt [Zha98]. Wenn der Schwerpunkt der Schweißnaht und der

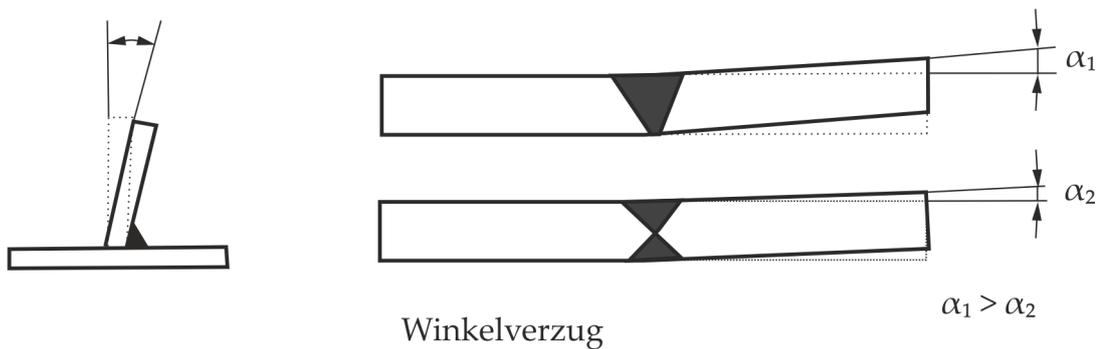


Abbildung 2.7: Winkelverzug eines Bauteils in Anlehnung an [Zha98]

Bauteilachse voneinander abweichend, bewirken die Längs- und Querschrumpfungen ein Moment. Dieses führt zu einer Biegung des Bauteils.

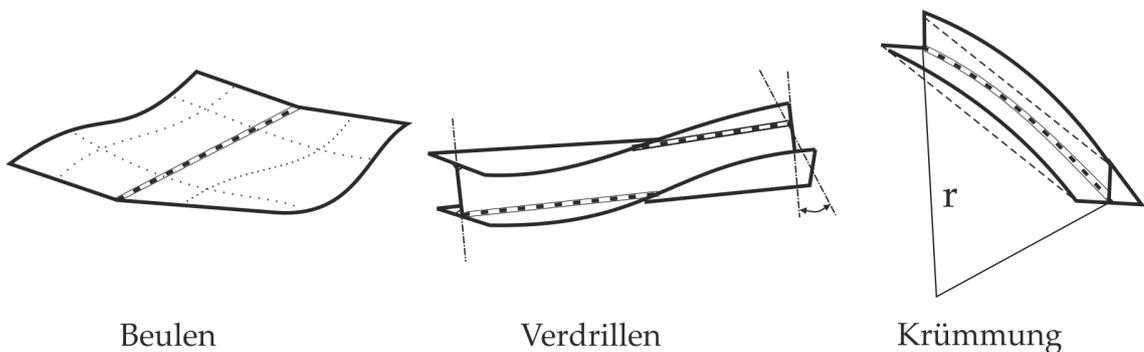


Abbildung 2.8: Beulen, Verdrillung, Krümmung in Anlehnung an [Zha98]

Weiterhin treten Verschiebungen in Längs-, Quer- und Dickenrichtung während des Schweißens auf (siehe Abbildung 2.9). Die Verschiebung in Querrichtung wird auch als Scherbewegung oder Versetzung bezeichnet [Mal02].

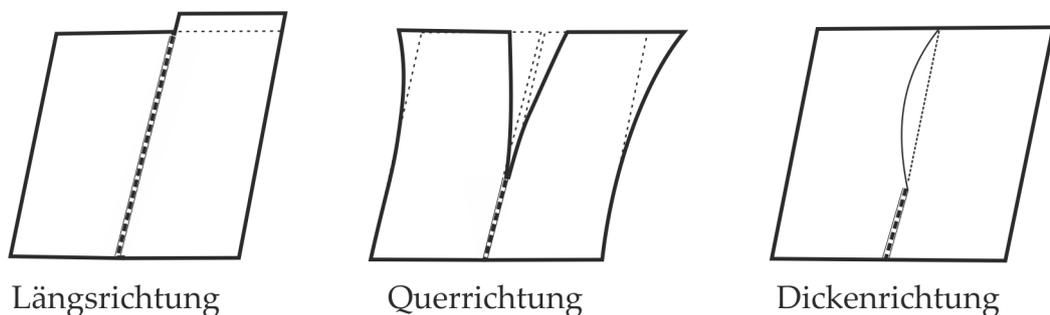


Abbildung 2.9: Verschiebung in Längs-, Quer- und Dickenrichtung in Anlehnung an [Zha98]

Beispielhaft ist hierzu die Querverschiebung im Schweißprozess für verschiedene Prozesse in Abbildung 2.10 verdeutlicht, wobei sehr große Querverschiebungen im Prozess auftreten. Für das Gasschweißen und Lichtbogenschweißen wird die

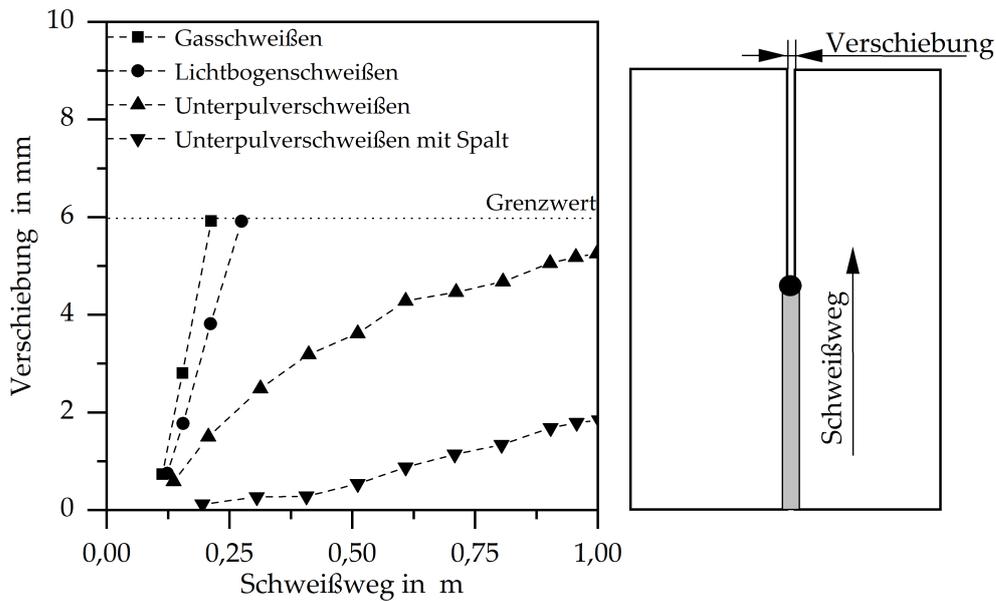


Abbildung 2.10: Verschiebung der Stahlbleche für unterschiedliche Schweißverfahren, Messstelle am Ende des Blechs in Anlehnung an [Mal02]

maximale Verschiebung von 6 mm bereits nach einer Schweißlänge von ca. 200 mm erreicht (langames Verfahren). Für das (schnellere¹) Unterpulverschweißen wird berichtet, dass dieser Wert nicht unter einer Schweißnahtlänge von 1000 mm erzielt wird [Mal02].

Ebenso zeigen experimentelle Untersuchungen an hochlegiertem austenitischen Stahl unter Verwendung eines Laserstrahls, dass ebenfalls eine Verschiebung in Querrichtung während des Schweißprozesses auftritt. Es wird gezeigt, dass die Querverschiebung mit zunehmender Schweißzeit ansteigt und es mit der Überschreitung eines Grenzwerts zum Prozessabbruch kommt. Dabei kann der Laserstrahl eine Fügeflanke nicht aufschmelzen und dadurch wird kein gemeinsames Schmelzbad zwischen den Fügepartnern hergestellt [Nag+14a; Sch+21].

Als Ursache für diese Verschiebung werden zwei Ansätze in der Literatur benannt. Einerseits führt das Temperaturfeld an den Nahtflanken zu einer thermischen Dehnung in Längsrichtung und folglich zu einer Verschiebung in Querrichtung (siehe Abbildung 2.11 links)[Vin77]. Andererseits führt die Temperaturabnahme in der Schweißnaht zu einer Schrumpfung. Folglich bilden sich Querkräfte im Bereich der Schweißnaht aus (siehe Abbildung 2.11 rechts). Diese Querkräfte führen zur Ausbildung eines Moments, sodass sich ebenfalls ein Spalt zwischen den Fügepartnern ausbildet [Vin77]. Radaj [Rad02] sieht die Längsdehnung als dominierenden Anteil bei der Ausbildung der Querverschiebung während des Schweißens. Diese Abschät-

¹Quantitative Aussagen liegen hier nicht vor.

zung ist jedoch unter Berücksichtigung der Schweißverfahren wie Elektroschlackeschweißen oder Gasschweißen, bei denen ein sehr hoher Wärmeeintrag in das Bauteil erfolgt, einzuordnen. Im Gegensatz dazu liegt beim Laserstrahlschweißen ein geringer Wärmeeintrag in das Bauteil vor, sodass sich schmale Temperaturfelder neben dem Schmelzbad ergeben. Daher gilt es zu klären, ob die Längsdehnung im Bereich des Schmelzbad oder die Schrumpfung in der Schweißnaht ursächlich für die Querverschiebung ist.

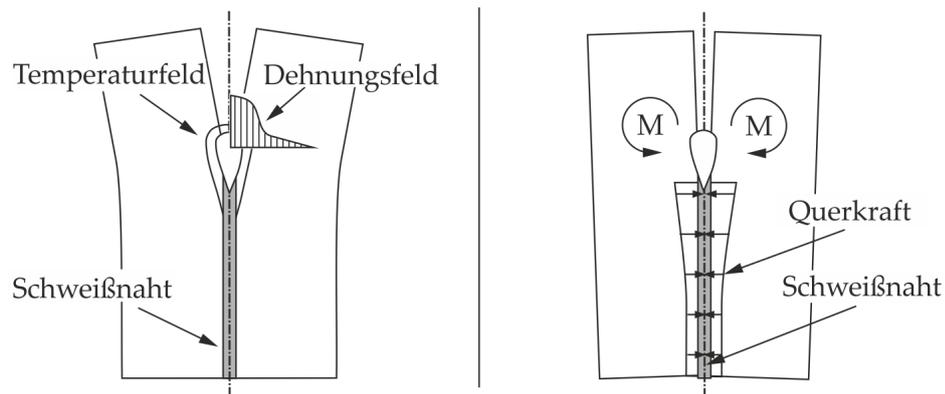


Abbildung 2.11: Ursachen zur Querverschiebung beim Schweißen in Anlehnung an [Vin77]

Ein weiterer Grund für die Ausbildung der Querverschiebung wird im Einsatz von Werkstoffen gesehen, die unterschiedliche thermo-physikalische Eigenschaften aufweisen. Auch kann durch ungleichmäßige Wärmeableitungsbedingungen bedingt durch unterschiedliche Kontaktbedingungen mit der Schweißvorrichtung oder durch außermittig angeordnete Wärmequellen die Querverschiebung beeinflusst werden [GCR68].

Es ist festzuhalten, dass Verschiebungen zwischen den Fügepartnern im Schweißprozess auftreten und zum Prozessabbruch führen können. Es liegen jedoch nur vereinzelte Aussagen über den zeitlichen Verlauf der auftretenden Verschiebungen im Prozess vor. Auch fehlen systematische Erkenntnisse, die einen echtzeitnahen Eingriff in die Prozessführung erlauben.

2.2 Analytische Methoden

Um Aussagen zu den schweißbedingten Verschiebungen treffen zu können, wurde ab den 1950er Jahren das Schrumpfkraftmodell entwickelt. Dazu wird angenommen, dass die beim Schweißen auftretenden plastischen Dehnungen von den auftretenden Maximaltemperaturen abhängig sind. Außerdem liegt die Annahme vor, dass bei

einer vollkommen steifen Struktur die thermischen Dehnungen den plastischen Dehnungen gleichgesetzt werden können.

Dieser Grundgedanke wird genutzt, um Berechnungen für Längsverzug, Querverzug, Winkelverzug, Biegeverzug und Beulverzug durchzuführen. Weitere Angaben sind in den Schriften von [Mas80; Ver99; Vin77; Oke58; Oke59] zu finden. Nachfolgend wird die Querverformung dargelegt, die nach dem Schweißprozess vorliegt. In der Beschreibung nach Vinokurov [Vin77] werden die thermischen und mechanischen Eigenschaften des Werkstoffs $\alpha/\rho c_p$ berücksichtigt. Dabei ist α die Wärmeleitfähigkeit, ρ die Dichte und c_p die spezifische Wärmekapazität. Die Blechdicke t und die Streckenenergie $I \cdot U/v$ werden ebenfalls mit betrachtet. Es werden dazu die Stromstärke I , die Spannung der Lichtbogenquelle U und die Geschwindigkeit v berücksichtigt. Die Querverformung Δu_q lautet somit:

$$\Delta u_q = \mu_q 2 \frac{UI}{v} \frac{\alpha}{\rho c_p} \frac{1}{t}. \quad (2.1)$$

Der Faktor μ_q ist ein werkstoffunabhängiger Faktor und berücksichtigt die für die Blechstärke eingesetzte Streckenenergie. Üblicherweise ist er kleiner als Eins. Leggatt [Leg81] zeigt, dass die Ergebnisse seiner experimentellen Untersuchungen gut mit der analytischen Formel 2.1 übereinstimmen. Es ist hervorzuheben, dass die Formel einen großen Bereich unterschiedlicher Streckenenergien unter Beachtung variierender Blechdicken berücksichtigt.

Andere Autoren [SC37; Mas80] nutzen zur Abschätzung der Querverformung nicht die Streckenenergie, die sich auf die Blechdicke bezieht, sondern verwenden den realisierten Nahtquerschnitt. Verhaeghe [Ver99] benennt eine Umrechnungsformel, mit der aus dem Nahtquerschnitt die blechdickenabhängige Streckenenergie ermittelt werden kann.

Die dargelegte Formel 2.1 wurde von Zhang [Zha98; RWZ99] um die Anzahl der geschweißten Lagen n und den Einspanngrad ζ erweitert:

$$\Delta u_q = \frac{nIU\eta}{v} \frac{\alpha}{\rho c_p} \frac{1}{t} \zeta. \quad (2.2)$$

Beispielhaft ist dazu der Einfluss unterschiedlicher Konstruktionswerkstoffe auf die Querverformung in Abbildung 2.12 veranschaulicht. Dabei zeigt die Abszisse die materialrelevante Kennzahl $\alpha/c_p\rho$. Die Ordinate stellt die Querverformung bezogen auf die Wärmeeinbringung und Blechdicke dar. Es ist zu erkennen, dass

die Querverformung für den hochlegierten Stahl größer ist als für den niedriglegierten Stahl. Weiterhin kann festgestellt werden, dass die Werte für die gewählte Aluminiumlegierung noch höher sind. Allerdings besteht für den Aluminiumwerkstoff eine geringe Übereinstimmung zwischen den berechneten und gemessenen Werten. Zhang [Zha98] sieht den Grund für die Abweichung in der nicht korrekt abgeschätzten Wärmeeinbringung unter Berücksichtigung des Wirkungsgrads.

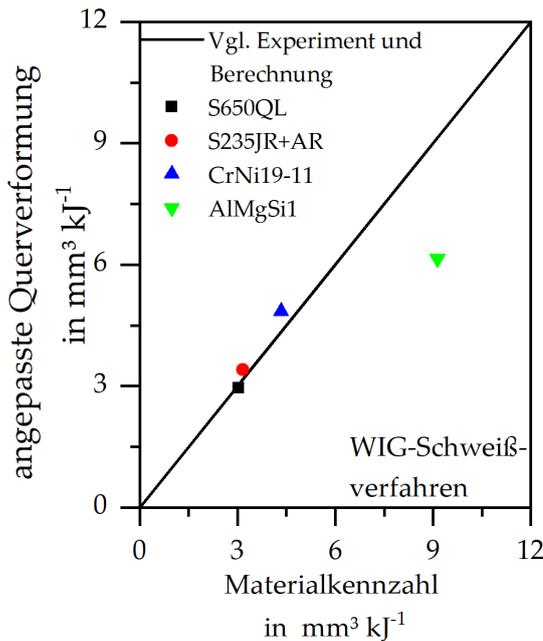


Abbildung 2.12: Vergleich der gemessenen und berechneten Querverformung als Funktion der Materialkennzahl $\alpha/c_p\rho$ in Anlehnung an [Zha98]

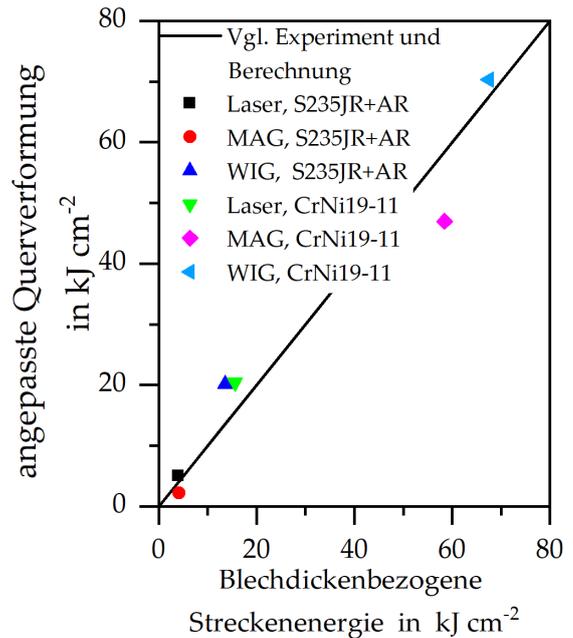


Abbildung 2.13: Vergleich der gemessenen und berechneten Querverformung als Funktion der blechdickenbezogenen Streckenenergie ($nIU\eta/vt$) in Anlehnung an [Zha98]

Abbildung 2.13 verdeutlicht den Einfluss der verschiedenen Schweißverfahren auf die Querverschiebung. Auch hier fällt auf, dass die Verzugsausbildung für den hochlegierten Stahl größer ist als für den niedriglegierten Stahl. Außerdem ist zu erkennen, dass die Querverschiebung für das Laserstrahlschweißen am geringsten ist (hochlegierter Stahl). Für MAG-Schweißverfahren ist die Querverschiebung deutlich größer und nimmt für das WIG-Schweißverfahren weiter zu. Dies ist damit zu erklären, dass beim Laserstrahlschweißen eine geringere Streckenenergie genutzt werden kann, um die Bauteile miteinander zu fügen. Somit wird weniger Energie in Form von Wärme in das Bauteil eingebracht. Die Relation zwischen der Verzugsausbildung und der Streckenenergie wird von zahlreichen weiteren Autoren benannt [van07; Zha98; LN82; Col+09].

Bezüglich der Querverschiebung im Prozess liegen keine analytischen Beschreibungen vor. Vinokurov [Vin77] benennt analog zur Querverschiebung nach dem Schweißprozess, dass sowohl der blechdickenbezogene Wärmeeintrag als auch die Temperaturleitfähigkeit des Materials einen Einfluss auf die Verschiebung im Prozess hätten.

An dieser Stelle lässt sich festhalten, dass hochlegierte austenitische Stähle und Aluminiumlegierungen aufgrund ihrer thermo-physikalischen Eigenschaften im Vergleich zu niedrig legierten Stählen die höchsten Querverschiebungen aufweisen. Trotz der sehr starken Vereinfachung durch die temperaturunabhängige Werkstoffbeschreibung und Berücksichtigung eines elastischen Werkstoffverhaltens, bieten die analytischen Ansätze eine hinreichende Genauigkeit, um für Schiffskonstruktionen eingesetzt zu werden. Des Weiteren können Ergebnisse, die mit FE-Methoden berechnet wurden, auf Plausibilität überprüft werden [Sta13]. Funktionale Beschreibungen zum zeitlichen Verlauf der Querverschiebungen liegen jedoch nicht vor. Wenn es nun gelingt, den zeitlichen Verlauf abzuschätzen, dann könnten Zeitpunkte zum äußeren Eingriff auf die Verschiebung abgeleitet werden.

2.3 Numerische Methoden

Der zeitliche Verlauf der Verschiebung kann durch den Einsatz geeigneter Messtechnik bestimmt werden. Dazu zählt beispielsweise die Anwendung von induktiven Messtastern, die eine zeitliche Aussage zu den Verschiebungen während des Schweißprozesses an ausgewählten Messstellen geben können [Nag+14a]. Des Weiteren stehen Lichtschnittverfahren zur Verfügung [Sch+21], um zusätzlich einen Höhenversatz zwischen den Fügepartnern detektieren zu können. Messmittel zur Ermittlung der Bauteiltemperatur erlauben Rückschlüsse auf die notwendige Prozessführung. Dehnungen beim Schweißen können durch digitale Bildkorrelation [Hag20] ermittelt werden. Jedoch ist hierzu die Oberfläche mit einem stochastisch verteilten Muster zu versehen, wozu beispielsweise weiße und schwarze Farben verwendet werden. Der Einfluss dieser Farben auf den Lasertiefschweißprozess wird als gering erachtet, da die Farbe bei den verwendeten Leistungsdichten sublimiert. Folglich befindet sich keine Farbe auf der Schweißnaht und damit steht die Dehnungsinformation der Schweißnaht, die die höchste Dehnungsänderung hat, nicht zur Verfügung. Damit liegen nur eingeschränkte Informationen vor.

Alternativ steht das numerische Verfahren der Finite-Elemente-Methode (FEM) zur Verfügung, um Temperatur- und Spannungsfelder zu berechnen. Durch den Einsatz

dieses Werkzeugs können folglich orts- und zeitaufgelöste Informationen zu den Temperaturen, Dehnungen und Spannungen gewonnen werden, die nicht oder nur eingeschränkt messbar wären. Außerdem ist es möglich, durch die gezielte Manipulation einzelner Einstellgrößen die Sensitivität auf die Zielgröße - beispielsweise Verschiebung und Dehnung - zu ermitteln, was experimentell nicht durchführbar wäre.

Für die Berechnung von Eigenspannung und Verzug wird zumeist die transiente thermo-mechanische Berechnung innerhalb der Struktursimulation durchgeführt. Es liegen zahlreiche Veröffentlichungen zu diesem Thema vor [Sta13; Bus13; Ott97; Rad99; Sch11; Hil08; Töl13]. Innerhalb der Struktursimulation werden die thermische und die mechanische Simulation miteinander gekoppelt. Daher hängt die Genauigkeit der mechanischen Berechnung sehr stark von der Berechnung der Temperaturverläufe ab [Töl13]. Hierbei nimmt die Wahl der Ersatzwärmequelle einen zentralen Punkt ein. Im Bereich des Lichtbogenschweißens ist der Einsatz einer doppel-elliptischen Wärmequelle gebräuchlich, da hierdurch sehr gut das langgezogene Schmelzbad abgebildet werden kann [JCB84; Gan+14]. Für laserbasierte Verfahren ist der Einsatz einer konischen Wärmequelle nach Pavelic et al. [Pav+69] üblich. Diese weisen eine konstante Wärmeverteilung oder eine gaußförmige Verteilung [Spi+07] auf (siehe Abbildung 2.14). Eine Weiterentwicklung stellt die Verbindung einer konischen mit einer zylindrischen Wärmequelle dar. Damit kann eine deutlich breitere Schweißnaht an der Nahtoberseite im Vergleich zur Nahtunterseite abgebildet werden [Chu+15]. Die Anwendung einer dreifach konischen Volumenquelle, die ein doppel-V-förmiges Schmelzbad abbildet, wird von Rong et al. [Ron+18] gezeigt. Es lässt sich zusammenfassen, dass je nach Anwendungsfall und sich ausbildender Schmelzbadgeometrie unterschiedliche Ersatzwärmequellen zur Verfügung stehen.

Darüber hinaus spielt die Genauigkeit der thermo-physikalischen Eigenschaften der untersuchten Werkstoffe eine bedeutsame Rolle. So gibt Schwenk [Sch07] unter Verwendung einer Sensitivitätsanalyse Empfehlungen an, wie genau die Werkstoffdaten für die Berechnung abgebildet werden müssen, um eine hinreichende Genauigkeit der Berechnung zu erhalten.

Die Abbildung der Kontaktbedingungen in der Berechnung ist ebenfalls von Bedeutung. Buschenhenke nutzt in seinen Untersuchungen die *Chewing Gum Method* [Bus13]. Im Bereich der Schweißnaht wird eine zusätzliche Phase 2 definiert, die deutlich reduzierte mechanische Eigenschaften aufweist. Mit dem Überschreiten einer definierten Temperatur wird zur Phase 1 gewechselt. Durch diese Vorgehensweise können in Abhängigkeit der Schweißwärmequelle die Fügepartner miteinander

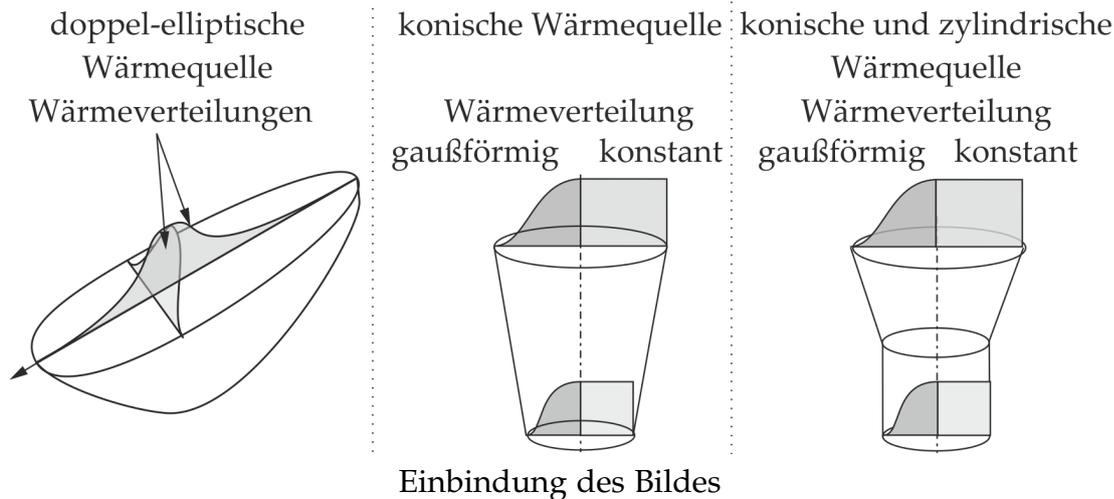


Abbildung 2.14: Drei typische Ersatzwärmequellen für die Struktursimulation in Anlehnung an [JCB84; Spi+07; Chu+15]

verbunden werden. Diese Methode wird auch genutzt, um die Verschiebung beim Schweißen eines einseitig gespannten Bleches abzubilden [Sim+16].

Otto [Ott97] zeigt in seinen Ausführungen den Einfluss des Einspanngrads auf die Ausbildung von Eigenspannungen im Bauteil. Hillebrand [Hil97] stellt die Anwendbarkeit eines 2D-Modells zur Abbildung eines Schweißprozesses vor. Dabei legte er seine Schwerpunkte auf die Ausbildung von Eigenspannungen. Ein weiterer Schwerpunkt lag in der Abbildung von Aufhärtungen, die durch die Implementierung der Gefügeumwandlung in der Berechnung erfolgte. Neben den Untersuchungen von CW-Schweißprozessen erfolgte auch die Modellierung von gepulsten Schweißanwendungen [RS99; Ott97]. Hinsichtlich der untersuchten Werkstoffe sind Untersuchungen beispielsweise an Aluminiumgusslegierungen [Ven+06], Aluminiumknetlegierungen [ML08] und Titanwerkstoffen [Cas+15] zu nennen.

An dieser Stelle lässt sich zusammenfassen, dass FE-Methoden geeignet sind, um orts- und zeitaufgelöst Informationen zu Temperaturen, Spannungen und Dehnungen für unterschiedliche Werkstoffe und Prozessverfahren zu liefern. Damit stellen sie ein geeignetes Werkzeug dar, um Kenntnisse zur Verschiebung des Bauteils während des Schweißprozesses zu erhalten.

2.4 Energieeinbringung und Laserstrahlschweißen

Wie bereits angedeutet ist das Laserstrahlschweißen ein thermisches Fügeverfahren, mit dem im Vergleich zu anderen Schmelzverfahren geringere Verzüge erreicht

werden können. Dies ist auf die Ausbildung kleiner Schmelzbäder und den Einsatz hoher Schweißgeschwindigkeiten zurückzuführen.

Bezüglich der Prozessregime beim Laserstrahlschweißen lässt sich festhalten, dass das Tiefschweißen dem Wärmeleitungsschweißen unter der Zielstellung der verringerten Verzugbildung zu bevorzugen ist [Pat16]. Dies ist auf den Umstand zurückzuführen, dass durch die Ausbildung der Dampfkapillare beim Tiefschweißen deutlich höhere Schweißgeschwindigkeiten realisiert werden können. Damit wird ein hoher Anteil der eingebrachten Wärme zum Umschmelzen des Materials verwendet und nicht durch Wärmeleitung in den umliegenden Bereich abgeführt. Als Konsequenz daraus folgt, dass die lokal begrenzte Ausdehnung reduziert wird und weniger Verzug entsteht. Dies wurde beispielsweise beim Schweißen von metallischen Folien anhand der Beulausbildung vorgestellt [Pat16].

Jedoch ergeben sich beim Schweißen mit hohen Schweißgeschwindigkeiten bei Blechdicken im Bereich von 0,5 mm bis 2 mm derzeit aufgrund der Strömungsbedingungen in der Kapillare und im Schmelzbad Prozessgrenzen. Eine Grenze stellt die vermehrte Bildung von Schweißspritzern, gerade unter Verwendung von Wellenlängen von 1 μm , dar [Rom+10; Kap15; Rom17]. Diese Spritzer können die Oberflächenqualität des Bauteils beeinträchtigen. Weiterhin können sich die Spritzer auf den optischen Elementen der Schweißoptik festsetzen und zum Ausfall führen [RB07]. Eine weitere Prozessgrenze beim Schweißen mit hohen Geschwindigkeiten stellt die Humpingbildung dar. Hiermit ist die periodische Ausbildung von Höckern in der Schweißnaht gemeint. Das Material aus der Schweißnaht sammelt sich in diesen Höckern und es bilden sich Regionen mit großem Nahteinfall aus, sodass die mechanischen Anforderung an die Schweißnaht nicht erfüllt werden [ZTW05]. Hieraus lässt sich ableiten, dass die wichtige Prozessgröße *Schweißgeschwindigkeit* nicht beliebig hoch eingestellt werden kann.

Neben der Schweißgeschwindigkeit kann der Fokusbereich vergrößert werden. Jedoch ist der proportionale Zusammenhang von Laserleistung P , Fokusbereich d_f und Einschweißtiefe t_w

$$t_w \propto \frac{P}{d_f} \quad (2.3)$$

zu beachten [Web10]. So muss bei vorgegebener Einschweißtiefe die Laserleistung bei der Vergrößerung des Durchmessers ebenfalls ansteigen. Als Folge daraus ergibt sich die weitere Zunahme des Energieeintrags in das Bauteil, was zur Steigerung der Verzugausbildung führt. Daher sind aus thermischer Sicht kleine Fokusbereichs-

ser zu bevorzugen. Diese können aber nicht beliebig klein gewählt werden, da der Laserstrahl mit einer entsprechenden Genauigkeit zur Wirkzone positioniert werden muss. Empfohlen wird eine Positioniergenauigkeit von einem Zwanzigstel der Nahtbreite lateral zum Stoß [DVS15a; NW09]. Als besonders relevant sind jedoch die Anforderungen an die Mindestschweißnahtbreite zu sehen. Dabei spielen auch die Toleranzen bei der Ausbildung möglicher Spalten zwischen den Fügepartnern durch den vorgelagerten Bearbeitungsschritt eine Rolle. Aus prozesstechnischer Sicht werden Fokusbereich im Bereich von 0,2 mm bis 0,8 mm (je nach Blechdicke) gewählt [Ste20; Pop05].

Es lässt sich zusammenfassen, dass beim Schweißen hohe Geschwindigkeiten anzustreben sind, um den globalen Wärmeeintrag ins Bauteil zu minimieren und kleinere Temperaturfelder zu erhalten. Anhand der bisherigen Ergebnisse lässt sich ableiten, dass dadurch die Verzugsausbildung reduziert wird, jedoch wird sich vergleichend zu den anderen Schweißverfahren ebenfalls eine Verschiebung in Querrichtung ausbilden. Darüber hinaus liegen keine Aussagen zu den möglichen Verschiebungen im Schweißprozess in Abhängigkeit der Einstellgrößen *Schweißgeschwindigkeit* und *Fokusbereich* vor.

2.5 Methoden zur Reduzierung von Querverschiebungen

2.5.1 Konstruktive Methoden

Auch wenn mit hohen Schweißgeschwindigkeiten und dadurch mit einem reduzierten Wärmeeintrag in das Bauteil gearbeitet wird, bilden sich Verzug und im Besonderen Querverschiebungen aus, die den Schweißprozess und damit die Bauteilqualität beeinträchtigen werden. Daher werden im Folgenden konstruktive Methoden und Verfahren zur Reduzierung von Verzug und Eigenspannung dargelegt.

Es ist naheliegend Spannelemente einzusetzen, um die Ausbildung der Querverschiebung während und unmittelbar nach dem Schweißprozess zu unterbinden. Durch den Einsatz dieser Elemente wird eine kraftschlüssige Verbindung hergestellt und die Fügepartner sind fixiert. Es ist bekannt, dass die Spannelemente so nah wie möglich an die Schweißnaht positioniert werden müssen. So erfolgt die Kraftaufnahme unmittelbar an der Wirkungsstelle der Schweißnaht [Sch11]. Außerdem stellen die Spannelemente eine Wärmesenke dar. Daraus folgt, dass die thermische

Belastung des Bauteils sinkt und somit weniger Verzug zu erwarten ist. Des Weiteren sind lange Haltezeiten der Spannelemente vorzusehen, um zu gewährleisten, dass die Verschiebung der Fügepartner bis zum Abkühlen auf annähernd Raumtemperatur unterbunden wird [Sch11]. Jedoch steht die Schweißvorrichtung während der Abkühlzeit nicht für weitere Schweißaufgaben zur Verfügung. Das bedeutet, dass die Schweißaufgabe auf mehreren Vorrichtungen verteilt werden muss, wodurch die Komplexität und die Investitionskosten steigen.

Auch besteht die Möglichkeit, durch einen entsprechenden Zuschnitt der Fügepartner einen Schlitz und eine Lasche vorzusehen, wodurch die Fügepartner durch diesen Formschluss relativ zueinander positioniert werden [Kam+17]. Auftretende Verschiebungen können unterbunden werden. Diese Vorgehensweise ist für Eckstöße und T-Stöße sinnvoll, jedoch für Stumpfstöße an ebenen Blechen nicht geeignet.

Zur Unterbindung der Scherbewegung bzw. der Spaltänderung beim Schweißen werden Heftnähte angewendet. Für hochlegierte Stähle in einem Blechdickenbereich von 1 mm bis 1,5 mm wird ein Abstand von 20 mm bis 40 mm zwischen den Heftstellen vorgeschlagen [Inf19]. Die Heftstellen unterbinden die relative Bewegung zwischen den Fügepartnern. Jedoch müssen die Heftstellen durch einen vorgelagerten Bearbeitungsschritt realisiert werden, wodurch die Bearbeitungszeit zunimmt. Des Weiteren wird berichtet, dass beim Überschweißen von Heftstellen eine Veränderung der Nahtoberfläche und eine Erhöhung der Porosität in der Naht auftreten können [Daw92]. Dies gilt es auf Grund der Qualitätsansprüche zu vermeiden.

Ferner ist zu erwähnen, dass durch den gezielten Einsatz von Aussteifungen, Stegen, Schottblechen etc. in der Konstruktion die Ausprägung von Verzug minimiert werden kann [ND06]. Wie in Abbildung 2.5 auf Seite 10 bereits dargestellt, geht mit der Zunahme des Einspanngrads die Erhöhung der Eigenspannungen einher. Dies kann wiederum die Lebensdauer des Bauteils minimieren [BPE98; WNK97]. In Bezug auf die Ausbildung der Eigenspannung unter Variation des Einspanngrads zeigt Otto [Ott97], dass bei freier Bewegung der Fügepartner zwar kein Einfluss auf die Längseigenspannungen vorliegt, jedoch kann eine deutliche Reduzierung der Quereigenspannung im Vergleich zur festen Einspannung erzielt werden. Somit ist festzuhalten, dass die Bewegung der Fügepartner einer festen Einspannungen vorzuziehen sind.

2.5.2 Nachgelagerte Methoden

Vergleichend zu den konstruktiven Maßnahmen kommen mechanische und thermische nachgelagerte Verfahren zum Einsatz, um vordergründig die Eigenspannungen in der Schweißnaht zu reduzieren. Zu den mechanischen Verfahren gehören das Hämmern [Rad88], Walzen [Kur80; Wen+10], Kugelstrahlen [MH00; Eva+05], Laserschockstrahlen [HHH00; ZL05; HLF07] und Vibrationsentspannen [Mas80]. Diesen Methoden ist gemein, dass durch die äußere Last oberflächennah die Streckgrenze überschritten wird und plastische Druckspannungen erzeugt werden. Diese wirken der vorhandenen Zugspannung entgegen und bewirken einen positiven Effekt bei schwingender Belastung der Schweißverbindung.

Als thermisches Verfahren ist das nachträgliche Wärmen zu nennen. Hierbei können die vorhandenen Eigenspannungen in einem Temperaturbereich von 450 °C bis 650 °C (Angabe für Stahl) spannungsarm gegläht werden. Dabei werden die Spannungen auf das Niveau der Streckgrenze, die mit der erhöhten Temperatur verbunden ist, reduziert [Dil06].

Da es sich jedoch um nachgelagerte Verfahren handelt, kann kein Einfluss auf die Verschiebung während des Prozesses genommen werden. Aus diesem Grund werden diese Verfahren nicht weiter betrachtet.

2.5.3 Prozessbegleitende Methoden

Da die zuvor genannten Methoden nicht aktiv in Prozessführung eingreifen, werden nun prozessbegleitende Methoden vorgestellt, mit dem Ziel, die Querverschiebung zu reduzieren. Beispielsweise wird für das Lichtbogenschweißen die Pilgerschritttechnik eingesetzt. Hierbei wird insbesondere bei langen Schweißnähten die Schweißnaht in Abschnitten realisiert. Durch das Aufteilen der Schweißnaht in mehrere Bereiche und das Einhalten der Reihenfolge (siehe Abbildung 2.15) wird die auftretende Querschrumpfung auf die Nahtlänge verteilt und die Verschiebung reduziert [Mal02; TPC99]. Diese Vorgehensweise wird für das Laserstrahlschweißen nicht eingesetzt, da der wirtschaftliche Aspekt hoher Schweißgeschwindigkeiten durch das Unterbrechen der Schweißbahn und die zusätzlichen Bewegungen nicht umgesetzt werden kann.

Eine weitere Maßnahme ist im Einsatz von Steppnähten zu sehen. Hierbei wird die Schweißnaht nur in definierten Abschnitten realisiert (siehe Abbildung 2.15) und folglich verringert sich der globale Wärmeeintrag in das Bauteil. Allerdings gibt es

Anforderungen beispielsweise beim Schweißen von Rohren und Behältern, dass der Stoß hermetisch dicht geschweißt werden muss. Somit kann dieses Verfahren zur Realisierung derartiger Schweißaufgaben nicht umgesetzt werden.

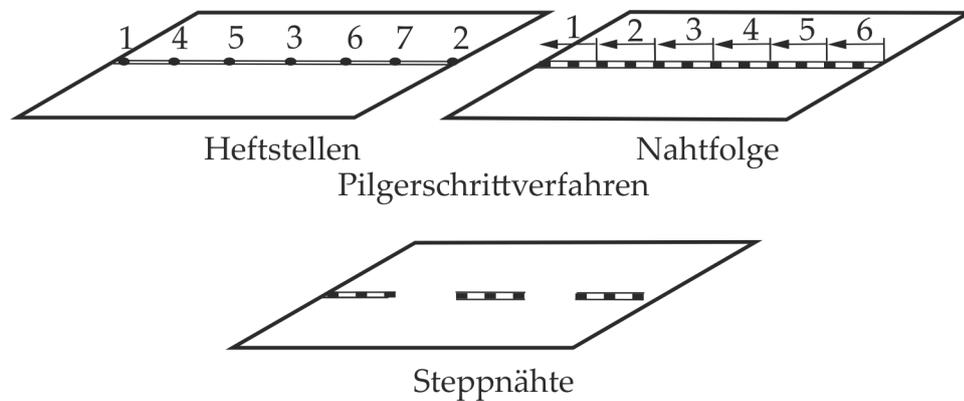


Abbildung 2.15: Pilgerschrittverfahren und Steppnähte in Anlehnung an [Mal02]

Malisius [Mal02] zeigt in seinen Ausführungen für das Unterpulverschweißen, dass durch einen zuvor eingestellten Spalt zwischen den Fügepartnern die Ausprägung der Querverschiebung reduziert werden kann. Dabei wird die Schweißnaht in dem Spalt zwischen den Fügepartnern gebildet und der Wärme- und Materialeintrag beeinflusst die Fügepartner nur gering. Somit wird insgesamt eine geringere Querverschiebung erreicht. Inwiefern die Ausführungen von Malisius auf das Laserstrahlschweißen unter Beachtung von Fokussdurchmessern im Bereich von 0,3 mm bis 0,6 mm umgesetzt werden können, ist bisher nicht geklärt.

Eine weitere Möglichkeit, den Laserschweißprozess trotz auftretender Querverschiebung zu ermöglichen, liegt im Einsatz des Strahlpendelns. Durch dieses Pendeln (quer zur Vorschubrichtung) wird ein größerer Bereich der beiden Fügepartner durch den Laserstrahl aufgeschmolzen. Es ist jedoch zu beachten, dass ein möglicher Nahteinfall infolge des fehlenden Materials nicht verhindert werden kann [FFS97]. Dazu ist der Einsatz von Zusatzwerkstoffen, beispielsweise in Form eines Drahts, sinnvoll. Durch den Einsatz des Drahts und des Strahlpendelns können Spalte im Bereich der Blechdicke überbrückt werden [SSV14]. Auch ohne Pendel und nur mit Draht können Spalte über 10% der Blechdicke überbrückt werden [Sch02]. Somit wird nicht nur das fehlende Material aufgefüllt, sondern es besteht auch die Möglichkeit, die Schweißnaht metallurgisch so zu beeinflussen, dass beispielsweise die Heißrissbildung an Aluminiumwerkstoffen reduziert wird [SSV14; Sch02]. Jedoch steigt durch den Einsatz von Zusatzwerkstoffen die Komplexität des Prozesses durch die Positionierung des Drahts zur Wirkstelle und der zusätzlichen Drahteinstellgrößen. Ebenso stellt die Draht-Systemtechnik eine weitere Fehlerquelle für den Gesamtprozess dar. Es ist jedoch darauf hinzuweisen, dass mit dieser

Vorgehensweise eine Spaltöffnung im Prozess nicht unterbunden wird, da auch hier ein lokal begrenzter Wärmeeintrag in das Blech vorliegt und somit die Ursache für die Querverschiebung nicht verhindert wird. Es ist sogar damit zu rechnen, dass durch die Verbreiterung der Schweißnaht infolge der Oszillation eine größere Querverschiebung im Prozess auftritt.

Bei axialsymmetrischen Werkstückanordnungen, bspw. Welle-Nabe-Verbindung, ergeben sich durch den Einsatz mehrerer Wärmequellen Vorteile beim Fügen. So zeigt Buschenhenke [Bus13] in seinen Untersuchungen, dass durch den Einsatz mehrerer Laserstrahlen der Dishingverzug minimiert werden kann. Der Dishingverzug beschreibt eine tellerartige elastisch-plastische Verformung. Wie Abbildung 2.16 zu entnehmen ist, führt eine beidseitige Positionierung der Laserstrahlen zu einer deutlicheren Reduzierung des Verzugs. Diese Erkenntnisse lassen sich jedoch nicht auf gerade, linienförmige Schweißnähte übertragen.

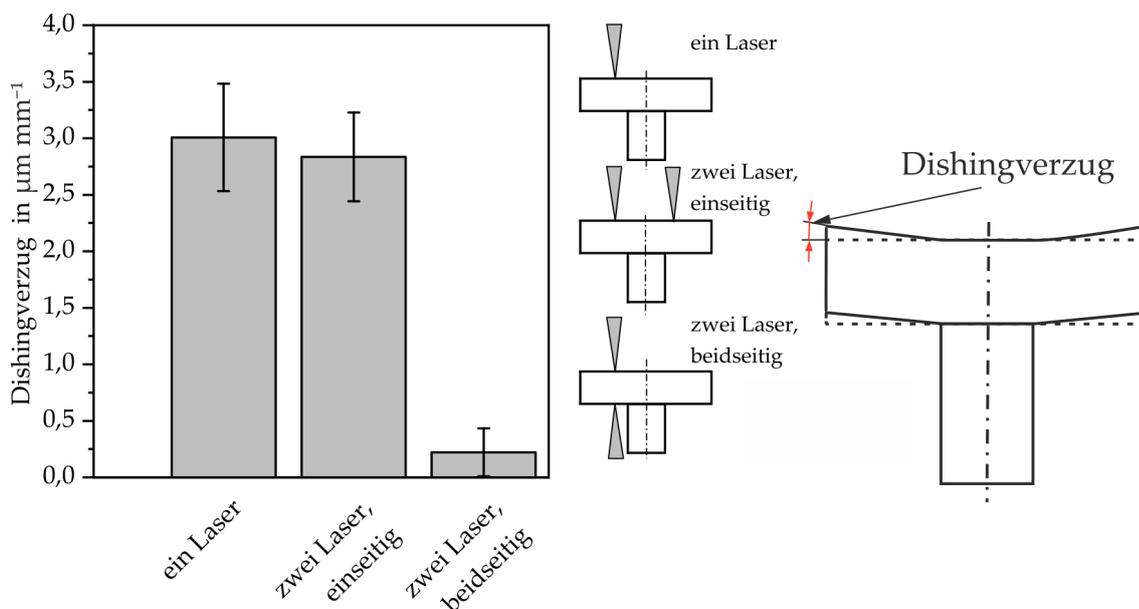


Abbildung 2.16: Einfluss des Ein- und Mehrstrahlschweißens auf den Dishingverzug in Anlehnung an [Bus13]

Darüber hinaus ist es möglich, durch mechanische Verfahren die Verzugs- bzw. Eigenspannungsbildung beim Schweißen zu verringern. Als Beispiel für ein mechanisches Verfahren ist das transiente Strecken der Schweißnaht durch den Einsatz von Walzen zu nennen. Die Walzen realisieren dabei eine plastische Deformation der Schweißnaht und der umliegenden Bereiche in einem definierten Abstand zur Schweißquelle. Folglich kann eine Reduzierung des Winkelverzugs bei gleichzeitig verringerter Ausprägung von Eigenspannungen erzielt werden [Lan15; MS15]. Für den Einsatz von mechanischen Verfahren muss wiederum das Spannsystem eine entsprechende Steifigkeit aufweisen, wodurch mit höheren Kosten zu rechnen ist

und gleichzeitig die Flexibilität des Spannsystems abnimmt. Somit erscheint dieser Ansatz unter den gewählten Randbedingungen nicht zielführend.

In der Reduktion des Temperaturgradienten zwischen Schweißnaht und dem umgebenden Werkstoff liegt ein weiterer Ansatz zur Verzugsminderung. Folglich wird das lokale Dehnungsfeld kleiner und die Verzugsausbildung ist ebenfalls geringer [Wil+08]. Diese Maßnahme wird durch Vorwärmung in einem Ofen realisiert. Das Vorgehen ist jedoch nicht für alle Werkstoffe geeignet. Dazu zählt die Herabsetzung der Korrosionsbeständigkeit von nichtrostenden hochlegierten Stählen. So erfolgt die Dickenreduktion der schützenden Oxidschicht ab einer Temperatur von 600 °C (für austenitischen Stahl) und dies ist anhand der Ausbildung von Anlauffarben erkennbar [HHS81]. Weiterhin ist anzumerken, dass durch die Vorwärmung die Bearbeitungszeit deutlich ansteigt und der Energieaufwand für den gesamten Fügeprozess zunimmt.

Eine Weiterentwicklung des Ansatzes stellt die Überführung der stationären Vorwärmung in die transiente Vorwärmung dar. Dazu eignen sich verschiedene Wärmequellen wie Flamme, Lichtbogen oder die induktive Erwärmung. So zeigen die Untersuchungen von Mochizuki [MT05; Moc11], dass der Winkelverzug durch den Einsatz einer vorlaufenden Wärmequelle, die auf der Blechunterseite positioniert ist, deutlich reduziert werden kann. Es wird berichtet, dass sich durch die Positionierung der Wärmequellen die Winkelverzüge gegenseitig aufheben und dass durch die vorlaufende Wärmequelle eine geeignete Vorwärmtemperatur erzielt wird. Die Untersuchungen wurden für das MSG-Schweißen unter Verwendung eines WIG-Schweißbrenners zur Vorwärmung durchgeführt. Über die Reduzierung des Beulverzugs an Kehlnähten unter Verwendung einer Flamme berichten Deo und Mechaleris [DM03]. Der Einsatz eines Induktors zur Reduzierung des Beulverzugs an einem T-Träger wird von Park et al. gezeigt [PPL09]. Pazooki [Paz14] nutzt in seinen Untersuchungen eine Acetylenflamme beim WIG-Schweißen von hochlegiertem austenitischem Stahl, um den Beulverzug zu minimieren. Eine vorlaufende Wärmequelle erzielt dabei eine Reduktion des Verzugs im Vergleich zum konventionellen Schweißen. Huang et al. [Hua+04; MDT99] beschreiben, dass durch die Temperaturfelder Zugeigenspannungen induziert werden, die nach dem Schweißen in Druckspannungsfelder übergehen. In Folge der thermischen Ausdehnung neben der Naht erfolgt die Dehnung des Materials hinter der Schweißquelle in longitudinaler Richtung.

Außerdem besteht die Möglichkeit, die Wärmefelder beispielsweise durch defokussierte Laserstrahlen oder Elektronenstrahlen auf dem Werkstück zu applizieren

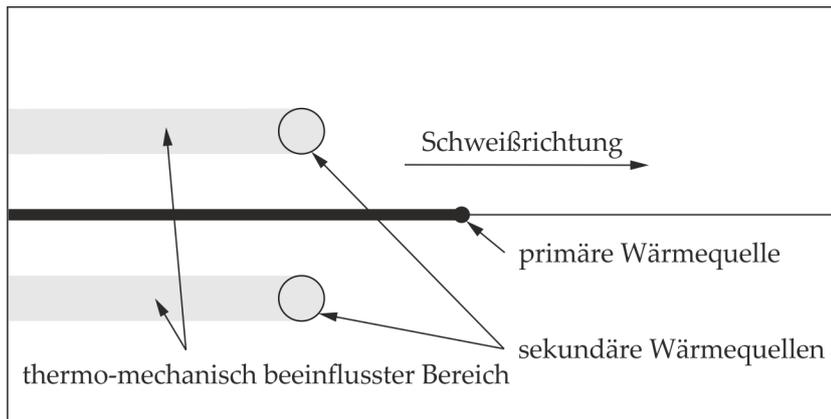


Abbildung 2.17: Schematische Anordnung der Wärmefelder zur Schweißnaht in Anlehnung an [Töl13]

[GR11; Töl13] (siehe Abbildung 2.17). Anhand der experimentellen und numerischen Untersuchungen von Tölle [Töl13] kann gezeigt werden, dass durch die zusätzlichen Wärmefelder (nachlaufend) die versagenskritischen Eigenspannungen von der Schweißnaht in die umliegenden Bereiche verlagert werden können.

Ebenfalls können zusätzliche Wärmefelder genutzt werden, um die Heißrissbildung (Centerline crack) beim Schweißen von Aluminium zu unterdrücken. So zeigen Ploshikhin et al. [PPI11], dass durch die lateral zur Hauptwärmequelle positionierte zweite Wärmequelle ein zusätzliches Dehnungsfeld induziert wird. Dadurch würde die heißrisskritische Verschiebung in der Schweißnaht unterschritten und damit die Rissbildung verhindert. Bielenin [Bie21] zeigt für das gepulste Schweißen, dass ebenfalls durch die Anwendung einer zusätzlichen Wärmequelle die Ausbildung von Heißrissen deutlich minimiert werden kann. Im Vergleich zu Ploshikhin wurde eine räumliche Überlagerung der Wärmequellen genutzt. Das eingebrachte Temperaturfeld führt zu einer Reduzierung des Temperaturgradienten und zur Ausbildung von zusätzlichen Druckspannungen. Letztlich wird die Heißrissbildung deutlich reduziert. Beide Lösungsvorschläge adressieren die Rissvermeidung, also einen mikroskopischen Bereich von einigen Mikrometern. Eine Spaltschließung im Bereich von $10\ \mu\text{m}$ bis einige $100\ \mu\text{m}$ wurde nicht durchgeführt. Somit gilt es zu klären, ob dieser mikroskopische Ansatz auf eine makroskopische Ebene überführt werden kann.

Erste Ergebnisse dazu wurden vom Autor in [Nag+15; Nag+16] veröffentlicht. Die vorgestellten Resultate belegen erstmalig, dass durch den Einsatz einer zusätzlichen nachlaufenden Wärmequelle der Querverschiebung im makroskopischen Bereich entgegengewirkt werden kann. Es liegen jedoch nur vereinfachte Aussagen zur Wirkungsweise der zweiten Wärmequelle vor.

Ein weiterer Ansatz liegt in der Verwendung von zusätzlichen Wärmesenken und Wärmequellen, was als Low-Stress-No-Distortion-Methode (LSND) bezeichnet wird. Hierbei wird ein hoher Temperaturgradient in der Schweißnaht durch den Einsatz von Kupferkühlschienen unter der Schweißnaht erzeugt und es ergeben sich hier Zugspannungen. Darüber hinaus werden neben der Schweißnaht Wärmefelder appliziert. Diese Felder erzeugen Druckspannungen und folglich ein Dehnungsfeld, was sich auf die Schweißnaht auswirkt. Das Ziel besteht darin, die vor der Wärmequelle verlaufende plastische Druckspannungszone zu minimieren [Dul+05; Gua+06; Li05]. Es wird berichtet, dass der Bauteilverzug nach dem Schweißen bis zu einer Blechdicke von 4 mm verringert werden kann [Gua05].

Aufgrund der komplexen Systemtechnik durch den Einsatz von Heiz- und Kühlschienen wurde das LSND Verfahren weiterentwickelt und als *dynamic Low-Stress-No-Distortion-Methode (DC-LSND)* bezeichnet. Die Methode basiert darauf, dass die Spannungen um den schmelzflüssigen Bereich durch den Einsatz einer Kühlung stark reduziert und in die umgebenden Bereiche verlagert werden. Das Kühlmedium wird dabei in einem definierten Abstand zum Schweißbad auf das Werkstück geleitet. Dabei können Kohlenstoffdioxid, Stickstoff, Argon oder vergleichbare Kühlmittel eingesetzt werden [van07; Gua+06]. Der Einfluss eines Kühlmediums auf das sich ausbildende Temperaturfeld ist in den Abbildungen 2.18 und 2.19 zu erkennen. Es wird berichtet, dass die Abkühlrate von 25 K s^{-1} auf 125 K s^{-1} gesteigert wird.

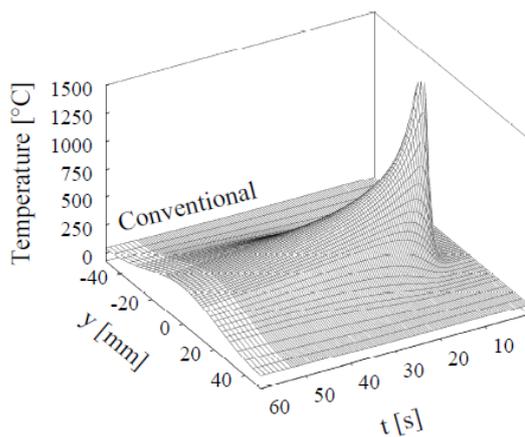


Abbildung 2.18: Berechneter Temperaturverlauf konventionell [van07]

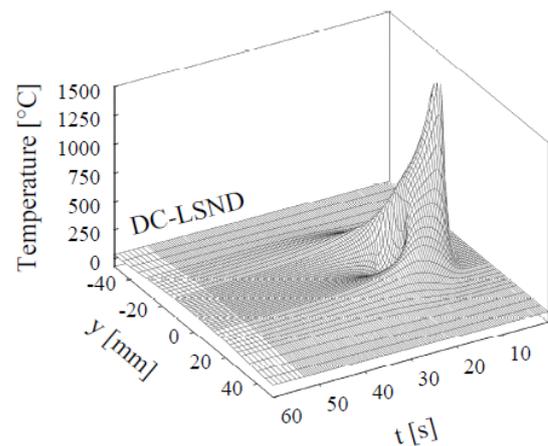


Abbildung 2.19: Berechneter Temperaturverlauf mit nachlaufender Kühlung [van07]

Der positive Effekt der Kühlung konnte bereits beim WIG-Schweißen [van07], beim Rührreißschweißen [Gab+01; Ric+10] und beim Laserstrahlschweißen [Gab+01; Gab+03] aufgezeigt werden. Eine Herausforderung beim Einsatz dieses Verfahrens

liegt beim Einsatz umwandlungsfähiger Stähle, da es durch die gesteigerte Abkühlrate zur Ausbildung des martensitischen Gefüges kommen kann. Damit geht die Aufhärtung der Schweißnaht und der Wärmeeinflusszone einher [van07]. Unter Verwendung von austenitischen hochlegierten Stählen ist mit keiner Aufhärtung bei rascher Abkühlung in der Schweißnaht zu rechnen. Daher erscheint diese Methode vielversprechend, um auftretende Verzüge zu unterbinden. Allerdings liegen keine Aussagen zur Ausbildung von Querverschiebungen im Schweißprozess vor.

2.6 Fazit zum Stand der Technik

Zusammenfassend ist festzuhalten, dass durch die thermo-physikalischen Eigenschaften gerade Aluminiumlegierungen und hochlegierte Stähle im Vergleich zu anderen metallischen Werkstoffen zu einer hohen Verzugsausbildung neigen. Prozesstechnisch tritt beim Laserstrahlschweißen im Vergleich zu konventionellen Schweißverfahren geringerer Verzug auf. Jedoch kann die Ausbildung einer Querverschiebung, die während des Schweißprozesses entsteht, nicht verhindert werden. Es ist bekannt, dass diese Verschiebung mit Überschreiten von Prozessgrenzen beim I-Stumpfstoß einen Schweißabbruch zur Folge hat. In der industriellen Praxis werden daher Spannsysteme eingesetzt, um die auftretenden Verschiebungen zu unterbinden. Jedoch sind diese Spannsysteme zumeist für eine Schweißaufgabe ausgelegt, massiv gebaut und damit kostenintensiv. Heftnähte sind ebenfalls geeignet, um die auftretende Verschiebung zu unterdrücken. Jedoch stellt dieses Vorgehen einen zusätzlichen Arbeitsschritt dar.

Im Stand der Technik wurde gezeigt, dass durch die Anwendung zusätzlicher Temperaturfelder in Form von Wärmesenken oder Wärmequellen Einfluss auf die Ausbildung von Verzug und Eigenspannungen genommen werden kann. Aussagen in großer Anzahl liegen jedoch für den Zustand nach dem Schweißprozess vor. Der Einfluss zusätzlicher Wärmefelder zur Reduzierung der Heißrissbildung beim Aluminiumschweißen zeigt, dass Dehnungsfelder genutzt werden können, um Schweißnahtimperfection zu unterdrücken. Die realisierten Dehnungen befinden sich in einer mikroskopischen Größenordnung von einigen Mikrometern und zeigen keine Kompensation eines aufgehenden Spalts. Aus den Erkenntnissen lässt sich ableiten, dass durch den Einsatz zusätzlicher Wärmequellen während des Schweißprozesses makroskopische Verschiebungen minimiert werden können. Hierzu liegen jedoch nur wenige Erkenntnisse vor. Zum Einfluss einer Wärmesenke auf

die Querverschiebung im Prozess sind keine wissenschaftlichen Untersuchungen bekannt.

3 Zielsetzung

Der Einsatz von zusätzlichen Wärmequellen und Wärmesenken stellt eine zusätzliche Freiheit dar, um die im Schweißprozess auftretende Querverschiebung zu minimieren. Die Wärmequelle kann genutzt werden, um ein zusätzliches Dehnungsfeld im Bereich der Schweißnaht zu applizieren, das der Schrumpfung entgegenwirkt. Ein weiterer Ansatz liegt im Einsatz einer Wärmesenke, vor dem Hintergrund, die laterale Temperaturentwicklung im Bereich des Schmelzbads zu minimieren. Folglich werden die Dehnungsfelder minimiert und die Verzugsausbildung während des Schweißprozesses verringert. Umfassende wissenschaftliche Aussagen zu den genannten Ansätzen liegen nicht vor. Ebenso sind keine vergleichenden Aussagen zu den beiden genannten Lösungsansätzen bekannt.

Das Ziel dieser Arbeit ist daher die grundlegende und methodische Charakterisierung des zeitlichen und örtlichen Querverschiebungsverlaufs während des Laserstrahlschweißprozesses am I-Stumpfstoß, die Beschreibung des Einflusses einer zusätzlichen Wärmequelle auf die Querverschiebung und die Beschreibung einer Wärmesenke auf die Querverschiebung. Damit ergeben sich auf Basis des derzeitigen Wissensstands folgende Fragestellungen, die zu klären sind:

- Charakterisierung der Verschiebung unter Variation prozesstechnischer Einstellgrößen wie *Spalt, Schweißgeschwindigkeit und Spotgröße*,
- Bestimmung des Einflusses hinsichtlich der Bauteilsteifigkeit und abschätzende Untersuchungen hinsichtlich vorgelagerter Bearbeitungsprozesse auf die Verschiebungsausbildung,
- Untersuchungen zur Wirkungsweise einer zusätzlichen Wärmequelle auf die Verschiebung während des Schweißprozesses, den globalen Verzug und die Darstellung eines Prozessbereichs,
- Untersuchungen zur Wirkungsweise einer zusätzlichen Wärmesenke auf die Verschiebung während des Schweißprozesses und den globalen Verzug,

- Darstellung der genannten Lösungsansätze an einem hochlegierten Stahl und an einer Aluminiumlegierung, um werkstoffspezifische Grenzen der Methoden aufzuzeigen,
- Darstellung der Wirkungsweise der Ansätze unter Verwendung der Finite-Elemente-Methode und analytischer Beschreibungen.

4 Strategisches Vorgehen

4.1 Werkstoffe

Für die Untersuchungen kam der hochlegierte, austenitische Stahl 1.4301 (X5CrNi18-10) zum Einsatz. Dieser weit verbreitete Werkstoff wird in der Nahrungsmittelindustrie, Automobilindustrie, Bauindustrie sowie chemischen Industrie für Behälter, Apparate und Rohre eingesetzt. Darüber hinaus erfolgten Untersuchungen an der Aluminiumlegierung EN AW 5754 (AlMg3). Diese Legierung wird ebenfalls in der Automobilindustrie, im Anlagenbau und Schiffbau eingesetzt. Beide Werkstoffe weisen unterschiedliche thermo-physikalische Eigenschaften auf (siehe Tabelle 4.1), wodurch deutliche Unterschiede hinsichtlich der auftretenden Verschiebungen beim Schweißen zu erwarten sind. Des Weiteren soll die Anwendbarkeit der Verschiebungskompensation durch den Einsatz der zusätzlichen Wärmequelle bzw. Wärmesenke an den zwei umwandlungsfreien Werkstoffen untersucht werden.

Tabelle 4.1: Thermo-physikalische Eigenschaften der verwendeten Werkstoffe [Voß01; Ost98]

Formelzeichen	λ_{th}	ρ	c_p	k	α
Einheit	$\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$	g mm^{-3}	$\text{J g}^{-1} \text{K}^{-1}$	$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$	K^{-1}
1.4301	16	7,8	0,51	$3,95 \cdot 10^{-6}$	$16 \cdot 10^{-6}$
EN AW 5754	132	2,68	0,897	$5,49 \cdot 10^{-5}$	$23,7 \cdot 10^{-6}$

Der austenitische Stahl 1.4301 ist metastabil und kann bis zu 10 % Delta-Ferrit bilden. Beim Laserstrahlschweißen ist der Delta-Ferrit-Anteil in der Schweißnaht jedoch deutlich geringer (ca. 4 % und weniger [HK09]), was insofern vorteilhaft ist, da die Umwandlung von Austenit in Ferrit ($\gamma \rightarrow \alpha$) und die damit verbundene Volumenänderung der Elementarzelle in den numerischen und analytischen Beschreibungen nicht berücksichtigt werden müssen.

Die chemischen Bestandteile der Werkstoffe sind in den Tabellen 4.2 und 4.3 zusammengefasst.

Tabelle 4.2: Chemische Zusammensetzung des 1.4301 in Gew-% [DIN05]

C	Cr	Ni	Mn	N	Si	Fe
0,07	17-19	8-10	2	0,11	1	Rest

Tabelle 4.3: Chemische Zusammensetzung des EN AW 5754 in Gew-% [DIN19]

Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Al
0,04	0,4	0,1	0,5	2,6-3,6	0,3	0,2	0,15	Rest

4.2 Anlagentechnik

4.2.1 Handlingsysteme

Die Untersuchungen am austenitischen Stahl erfolgten unter Anwendung eines CO₂-Lasers und Diodenlasers. Die zugehörige Versuchsanordnung kann Abbildung 4.1 entnommen werden. Als Handlingsystem kam die LWPS 1000 (*SITEC Industrietechnologie GmbH*) CNC-Anlage zum Einsatz. Dabei erfolgte die Zustellung des verfahrbaren Positioniertischs in y-Richtung und die Positionierungen in x- und z-Richtung über die Anbringung der CO₂-Bearbeitungsoptik (*Kugler LK190W*) an einer beweglichen Traverse. Die Bearbeitungsoptik des Diodenlasers wurde unter Verwendung von Positioniertischen und Drehscheiben relativ zum Schweißkopf des CO₂-Lasers positioniert. Aufgrund der geometrischen Randbedingungen in der Schweißanlage erfolgte die Neigung der Bearbeitungsköpfe für den Diodenlaser um 45°. Unter Verwendung von kreisförmigen Spotgeometrien ergeben sich durch diese Neigung Ellipsen auf dem Werkstück.

Die Untersuchungen am Werkstoff Aluminium erfolgten unter der Nutzung des Industrieroboters KR 60 HA (*Kuka AG*) und der BEO D70 Schweißoptik der Firma *Trumpf Laser- und Systemtechnik GmbH*. Die Spannvorrichtung wurde auf einem Schweißstisch positioniert und die Schweißoptiken wurden am Flansch des Roboters montiert. Der Aufbau hierzu ist in Abbildung 4.2 dargestellt.

4.2.2 Laserquellen

Die Schweißversuche am Stahl 1.4301 wurden mittels eines CO₂-Lasers der Firma *Rofin-Sinar Laser GmbH* und an der Aluminiumlegierung unter Anwendung des Scheibenlasers der Firma *Trumpf Laser- und Systemtechnik GmbH* realisiert. Zur

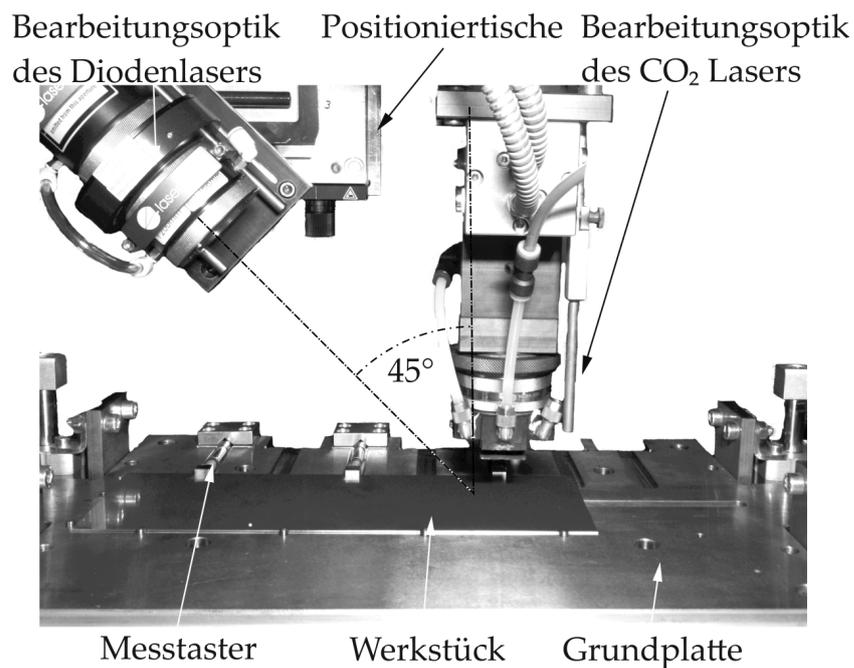


Abbildung 4.1: Realisierter Aufbau in der CNC-Maschine mit zwei Bearbeitungsoptiken

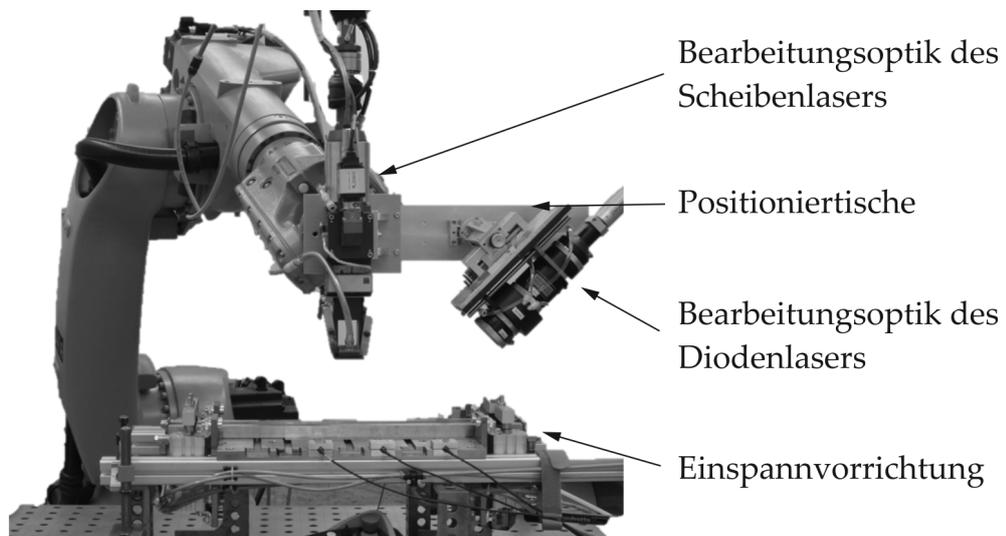


Abbildung 4.2: Realisierter Versuchsaufbau am Industrieroboter mit zwei Bearbeitungsoptiken

Umsetzung des zusätzlichen Wärmefelds diente bei beiden Versuchsaufbauten ein Diodenlaser der Firma *Laserline GmbH*. Tabelle 4.4 stellt nachfolgend die verwendeten Laserquellen mit den zugehörigen Eigenschaften dar.

Bei dem CO₂-Laser wurde eine Fokuslage $f = -6 \text{ mm}$ für die überwiegende Anzahl an Versuchen gewählt. Die hierbei eintretende Intensitätsverteilung wurde unter Verwendung eines Prolas Analysegeräts der Firma *Prometec GmbH* ermittelt und weist, wie Abbildung 4.3 zu entnehmen ist, eine Gauß'sche Verteilung auf. In Abbildung

Tabelle 4.4: Eigenschaften der Laserquellen [Tru14; Las13; ROF04]

Hersteller	Laserline	Rofin-Sinar	Trumpf
Typenbezeichnung	LDM 3000	DC025	TruDisk 5001
λ in μm	0,98	10,6	1,03
P in W	var	2000	1500
Betriebsart	kontinuierlich	kontinuierlich	kontinuierlich
SPP in mm rad	100	3,5	8
d_{Faser} in mm	1	•	0,3
d_{Fok} mm	5,2	0,23	0,42

4.4 ist die Intensitätsverteilung beim Schweißen mit dem Scheibenlaser dargestellt. Diese wurde mit dem FocusMonitor (*Primes GmbH*) bestimmt. Die Charakterisierung der Intensitätsverteilungen für den Diodenlaser unter Verwendung einer Standardoptik (siehe Abbildung 4.5) erfolgte ebenfalls mit dem FocusMonitor. Dabei fand ein Abbildungsverhältnis von 1 : 2 Anwendung und für die weiteren Untersuchungen ein Verhältnis von 1 : 5,2. Die Intensitätsverteilungen bei der verwendeten Linienoptik sind parallel und lateral zur Schweißrichtung in Abbildung 4.6 dargestellt. Dem Diagramm ist zu entnehmen, dass die Linie 18 mm lang und 3 mm breit ist. Bei einem Einfallswinkel von 45° ergab sich daraus eine Länge von 25 mm. Zur Strahlcharakterisierung fand der BeamMonitor (*Primes GmbH*) Anwendung.

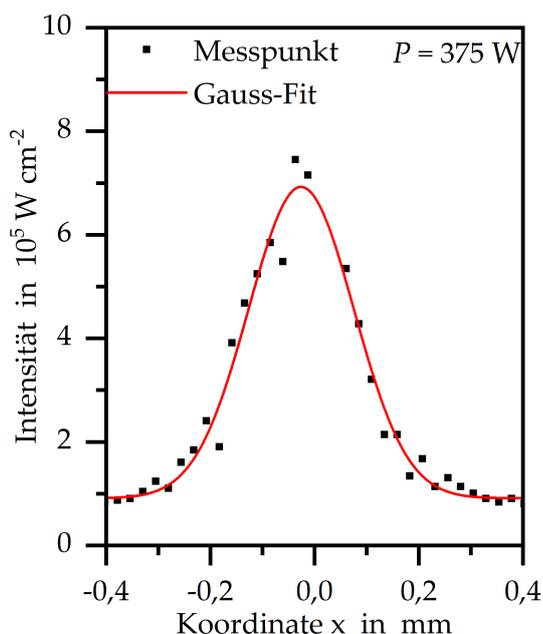
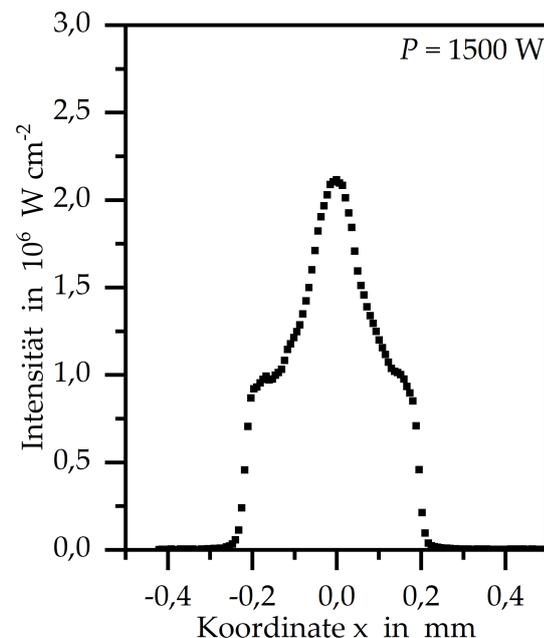
Abbildung 4.3: Intensitätsverteilung des CO_2 -Lasers bei einer Leistung von 375 W

Abbildung 4.4: Intensitätsverteilung des Scheibenlasers bei einer Leistung von 1500 W

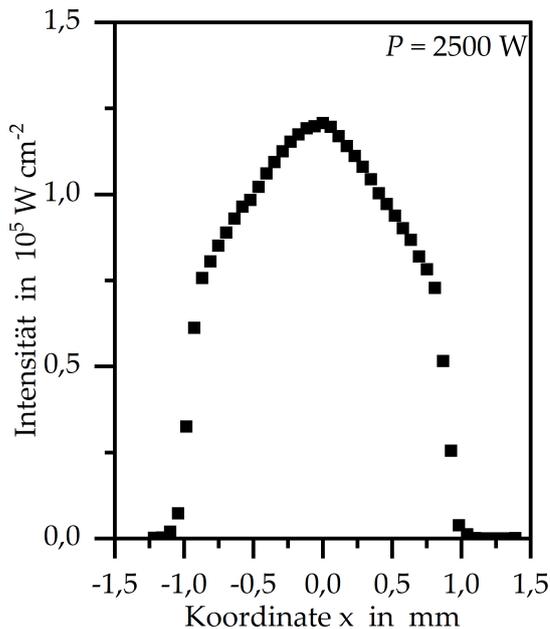


Abbildung 4.5: Intensitätsverteilung des Diodenlasers bei einer Leistung von 2500 W

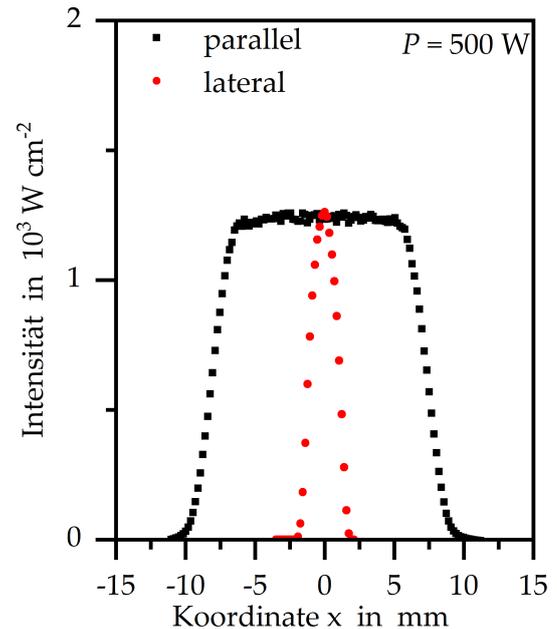


Abbildung 4.6: Intensitätsverteilung des Diodenlasers mit Linienoptik bei einer Leistung von 500 W

4.2.3 Wärmesenke

Zur Realisierung der Wärmesenke wurde CO_2 -Schnee eingesetzt, wofür CO_2 bei einem Betriebsdruck von 60 bar hinter einer Düse entspannt wurde. Infolge der Expansion des Gases konnte eine Temperatur von bis zu -76°C erzeugt werden. Für die Untersuchungen wurde das Düsensystem der *Linde AG* mit einem Düsendurchmesser von 0,4 mm verwendet. Nach Herstellerangaben wird eine Kühlleistung von 125 kJ min^{-1} erreicht [Lin15]. Die mittels Thermoelement (Typ K) gemessenen Temperaturen in horizontaler und vertikaler Richtung sind in Abbildung 4.7 veranschaulicht. Es ist zu erkennen, dass unmittelbar am Düsenausgang eine Temperatur von -75°C vorliegt. Mit Zunahme des Abstands vom Düsenausgang nimmt die Temperatur leicht ab und erreicht ein Minimum von -82°C in einem Bereich von 50 mm bis 70 mm (vertikale Messlinie). In einem Abstand von 55 mm zum Düsenaustritt wurden in horizontaler Ebene ebenfalls Messungen durchgeführt. Hierbei steigt die Temperatur von -82°C auf -20°C bei einem Abstand von 10 mm von der Mittellinie.

In Abbildung 4.8 ist der Aufbau unter Verwendung der Kühldüse zu erkennen. Die Aktivierung der Kühlung erfolgte über ein Magnetventil, das über das Handlingsystems gesteuert wurde. Bei der experimentellen Durchführung wurde eine

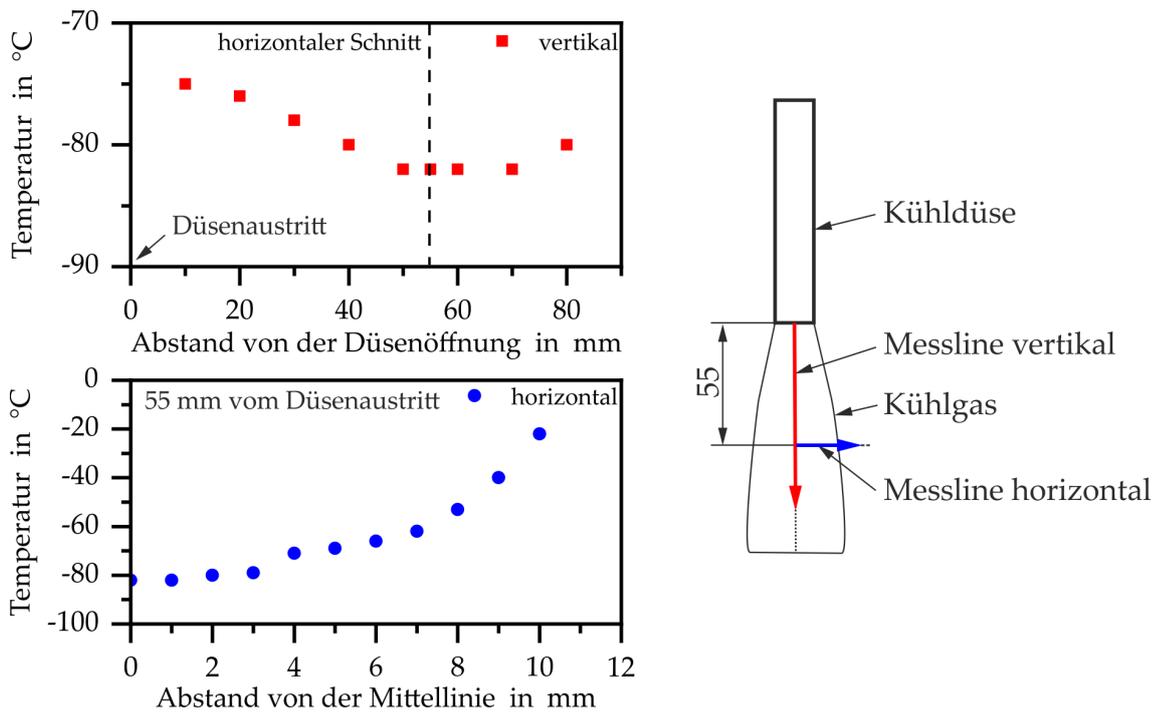


Abbildung 4.7: Gemessene Kühlgastemperaturen, Düsendurchmesser = 0,4 mm

Vorlaufzeit von 10 s gewählt, um die Zieltemperatur von -76 °C sicher zu erreichen.

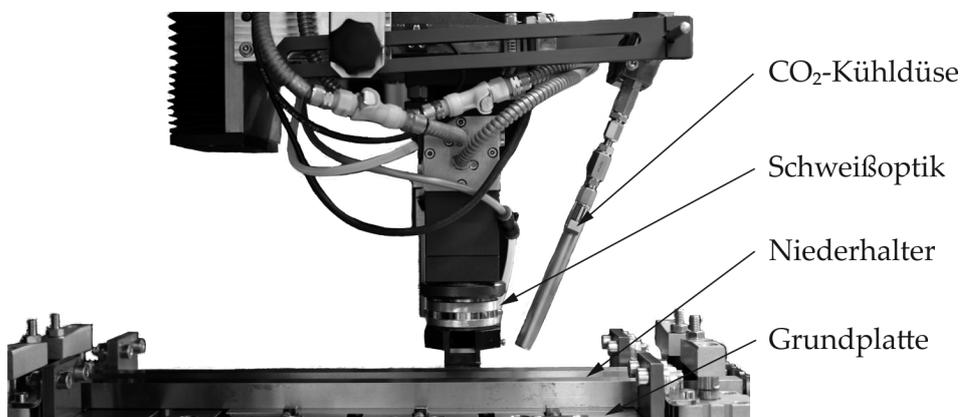


Abbildung 4.8: Realisierter Aufbau mit CO_2 -Düse

4.2.4 Spannvorrichtung

In Abbildung 4.9 ist die Spannvorrichtung zum Schweißen von ebenen Blechen dargestellt. Es ist zu erkennen, dass das Blech 1 durch einen Niederhalter fixiert wurde. Dieser Niederhalter wurde durch zwei pneumatische Linear-Schwenkspanner (*Festo Vertrieb GmbH & Co. KG*) mit einer theoretischen Niederhalterkraft von jeweils

633 N gespannt. An den Außenkanten waren zusätzlich Anschläge montiert, sodass eine Verschiebung des Blechs unterbunden wurde. Zwischen dem Niederhalter 2 und dem Blech 2 wurde ein Abstand von 0,1 mm eingestellt, sodass sich das Blech translatorisch entlang der x- und y-Achse bewegen konnte und die rotatorische Bewegung um die z-Achse ermöglicht wurde. Beide Niederhalter wiesen einen Abstand von 30 mm symmetrisch zur Schweißnaht auf. Die Grundplatte bestand aus 20 mm dickem unlegiertem Baustahl (C45, 1.0503). Im Randbereich der Vorrichtung waren Aussparungen für induktive Messtaster vorgesehen. Diese Messtaster nahmen die Verschiebung des zweiten Blechs während des Schweißprozesses auf.

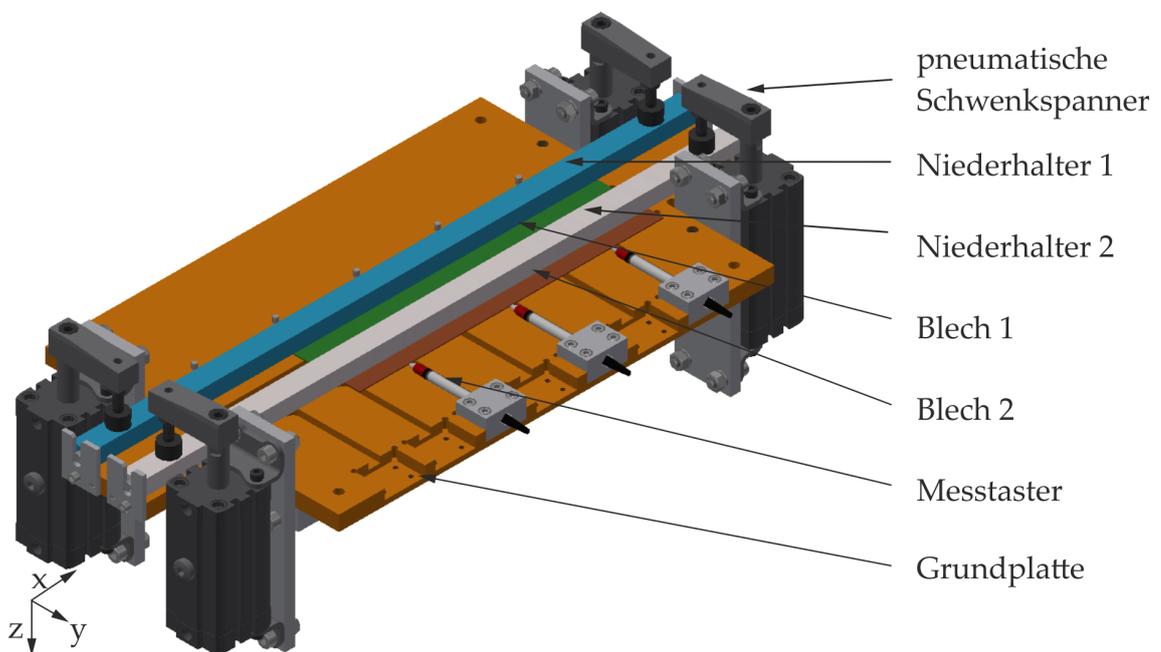


Abbildung 4.9: Versuchsaufbau zum Schweißen von ebenen Blechen

Für die Untersuchungen an gekrümmten Blechen (L-Profil) wurde die in Abbildung 4.10 dargestellte Vorrichtung verwendet. Diese zeichnet sich dadurch aus, dass die Proben nur Kontakt zu den am Schweißnahtanfang und -ende positionierten Auflagen hatten. Das Blech 1 wurde durch zwei Kniehebelspanner (Anpresskraft von 0,2 kN) fixiert. Das Blech 2 wurde mittels einer Feder ($k = 50 \text{ N mm}^{-1}$) gegen Verrutschen gesichert. Dieser Versuchsaufbau ermöglichte die Bestimmung der horizontalen und vertikalen Verschiebungen.

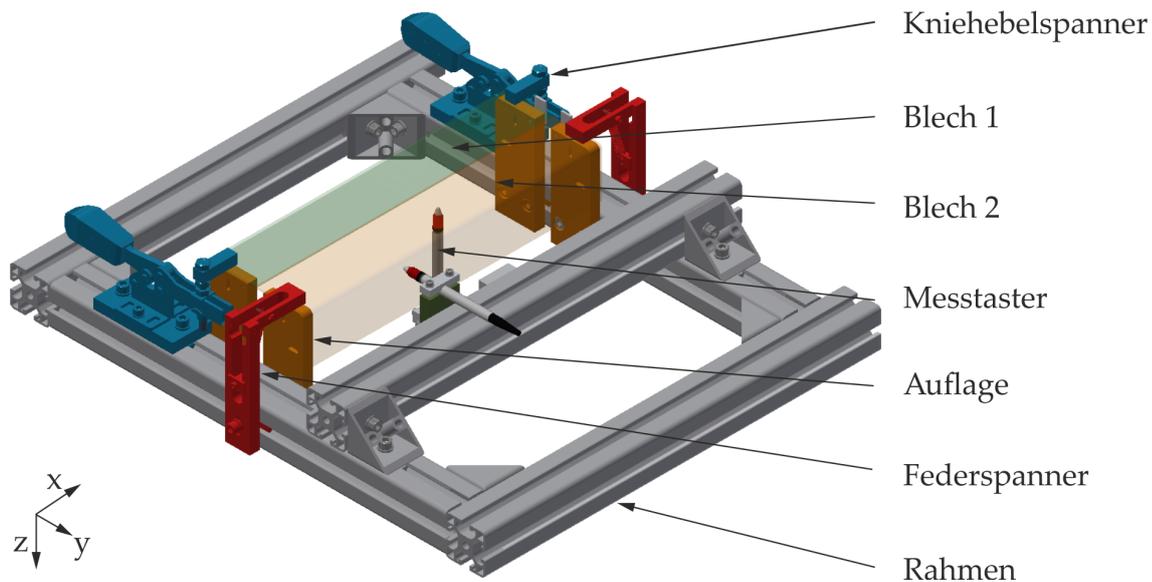


Abbildung 4.10: Versuchsaufbau zum Schweißen von L-Profilen

4.2.5 Probenanordnung

Für die Versuche wurde eine Probengröße von $50 \text{ mm} \times 300 \text{ mm}$ mit Materialstärken von $0,5 \text{ mm}$, 1 mm und 2 mm gewählt. Diese wurden unter Verwendung des Laserstrahlschneidens realisiert. Der Grat wurde mittels des Entgraters manuell entfernt, so dass ein technischer Nullspalt im I-Stumpfstoß realisiert werden konnte. Die Schweißnahtlänge wurde mit 285 mm festgelegt und damit befindet sich der Einstich des Laserstrahls $j = 7,5 \text{ mm}$ von der Blechkante entfernt. Zur Darstellung eines Fügespalts zwischen den Fügepartnern erfolgte die Platzierung von Folien des gleichen Materials. Aufgrund der Federkraft des Messtaster verblieben die Folienstücke an der Position.

Des Weiteren wurden Untersuchungen mit einer Probengröße von $50 \text{ mm} \times 500 \text{ mm}$ bei einer Materialstärke von $0,5 \text{ mm}$ durchgeführt um die Anwendbarkeit der zu untersuchenden Methode bei längeren Werkstücken darzustellen.

4.2.6 Methoden zur prozesstechnischen Auswertung

4.2.6.1 Verschiebung

Im Schweißprozess wurde die Querverschiebung der Bauteile zueinander über drei induktive Messtaster vom Typ Millimar P2004 der Firma *Mahr GmbH* erfasst. Die technischen Daten sind in Tabelle 4.5 zu finden und in Abbildung 4.11 sind die Messpositionen veranschaulicht. Für die Messdatenerfassung wurde das System

DEWE PCI-16 (*Dewetron GmbH*) in Verbindung mit den Messtastern bei einer Aufnahmefrequenz von 1 kHz verwendet. Darüber hinaus wurden die Steuersignale der CNC-Steuerung aufgezeichnet.

Tabelle 4.5: Eigenschaften der induktiven Messtaster Millimar P2004 [Mah20]

Spezifikation	Einheit	Wertebereich
Messbereich	mm	$\pm 2,0$
Messkraft am elektr. Nullpunkt	N	$0,75 \pm 0,15$
Federsteifigkeit	N mm^{-1}	0,2
Wiederholpräzision	μm	0,1

4.2.6.2 Temperatur

Die Schweißexperimente begleitenden Temperaturmessungen wurden mittels Thermoelementen des Typs K durchgeführt (Drahtdurchmesser 0,13 mm). Dabei wurden die Thermoelemente auf der Ober- und Unterseite des Stahlblechs in einem Abstand von 1 mm bis 3 mm neben der Schweißnaht aufgebracht. Für die Aluminiumlegierung erfolgte ein Verspannen der Drahtspitze gegen das Blech. Somit konnte das Wärmefeld in Abhängigkeit der Spotgeometrie sowie der Schweißgeschwindigkeit ermittelt werden. Die exakte Lage der Messstellen zur Schweißnaht wurde nach dem Versuch unter Verwendung eines Lichtmikroskops bestimmt. Die Temperaturen wurden durch das Messdatenerfassungssystem DEWE PCI-16 mit einer Aufnahmefrequenz von 1 kHz aufgezeichnet.

4.2.7 Bewertungskriterien des Fügeprozesses

4.2.7.1 Schweißnahtlänge

Zur quantitativen Bewertung des Fügeprozesses wurde die erreichte Schweißnahtlänge herangezogen. Es gilt dabei der Zusammenhang, dass bei geringer Querverschiebung des Blech 2 eine längere Schweißnaht erzielt wurde. Die maximale Schweißnahtlänge betrug 285 mm. Auffälligkeiten in der Schweißnaht wie beispielsweise ein starker Naht einfall oder eine Einschnürung im Schweißnahtverlauf wurden als Prozessabbruch gewertet.

4.2.7.2 Querverschiebung

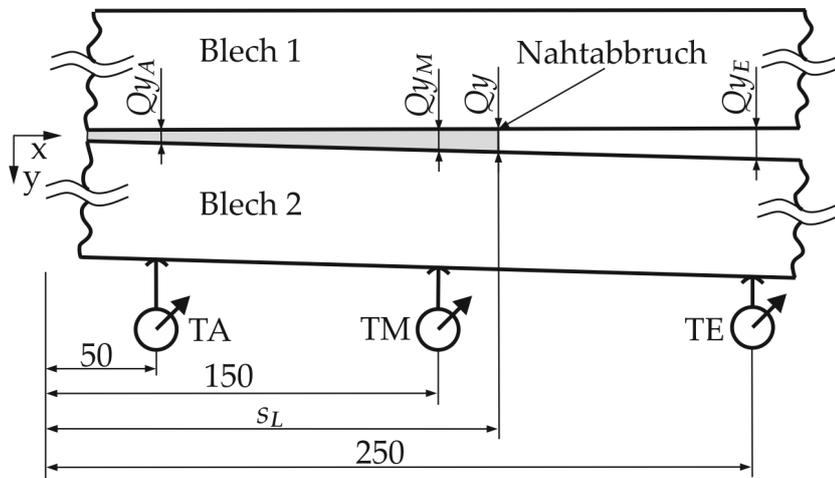


Abbildung 4.11: Messstellen und die geometrischen Beziehungen zur Bestimmung der Verschiebung in y-Richtung Q_y

Zur Detektion der Querverschiebung des Blechs 2 während des Schweißprozesses wurden die Messtaster vergleichend zur Abbildung 4.11 am Blech positioniert. Dies ermöglichte es, die Verschiebungen an den jeweiligen Messstellen zu bestimmen. Die Beurteilung der Querverschiebungen im Schweißprozess erfolgte durch die lineare Interpolation der Messwerte aller Messstellen. Dazu wurden die Streckenverhältnisse unter Anwendung der Strahlensätze berücksichtigt. Der Spalt zwischen den Fügepartnern konnte damit zu jeder Zeit und an jeder Stelle entlang des Schweißpfads berechnet werden. Dabei wurde angenommen, dass sich die Bleche während des Schweißprozesses weder krümmten noch ausdehnten. Zum besseren Verständnis der geometrischen Zusammenhänge dient Abbildung 4.11. Zur Ermittlung der Querverschiebung Q_y über die Schweißlänge s_L bzw. über die Schweißzeit t_s dienen folgende Formeln:

$$Q_{y_{A-M}}(t_s) = \frac{Q_{y_M}(t_s) - Q_{y_A}(t_s)}{100 \text{ mm}} \cdot (s_L(t_s)) + \left(Q_{y_A}(t_s) - \frac{Q_{y_M}(t_s) - Q_{y_A}(t_s)}{100 \text{ mm}} \cdot 50 \text{ mm} \right) \quad (4.1)$$

und

$$Q_{y_{M-E}}(t_s) = \frac{Q_{y_E}(t_s) - Q_{y_M}(t_s)}{100 \text{ mm}} \cdot (s_L(t_s)) + \left(Q_{y_M}(t_s) - \frac{Q_{y_E}(t_s) - Q_{y_M}(t_s)}{100 \text{ mm}} \cdot 150 \text{ mm} \right). \quad (4.2)$$

Es gilt:

$$t_s = \frac{s_L}{v}. \quad (4.3)$$

Des Weiteren konnte bei Kenntnis der erzielten Schweißnahtlänge die zugehörige Querverschiebung an der Stelle des Schweißnahtabbruchs berechnet werden.

Für die Untersuchungen am L-Profil wurden zwei Aufbauten genutzt. In Abbildung 4.12 ist der Aufbau zur Bestimmung der z-Verschiebung dargestellt. Hierbei wurde der Messtaster mittig zur Probenlänge unterhalb des Blechs 2 positioniert.

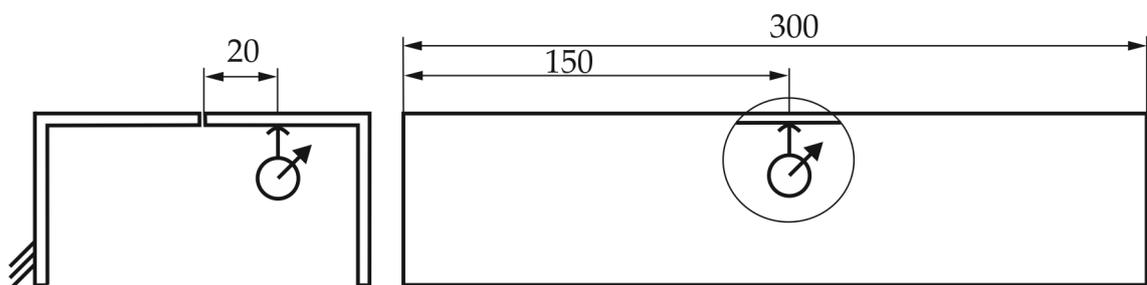


Abbildung 4.12: Messstellen und die geometrischen Beziehungen zur Bestimmung der Verschiebung Q_z am L-Profil

Des Weiteren fand die in Abbildung 4.13 dargestellte Messanordnung Anwendung. Diese zeichnet sich dadurch aus, dass Verschiebungen in y -Richtung Q_y und z -Richtung Q_z gleichzeitig aufgenommen werden konnten. Vergleichend zu den vorher genannten Ausführungen erfolgte der Einsatz der Formel 4.4 zur Bestimmung der Verschiebung Q_y und die Formel 4.5 zur Bestimmung von Q_z .

$$Q_y(t_s) = \frac{Q_{yE}(t_s) - Q_{yA}(t_s)}{215 \text{ mm}} \cdot (s_L(t_s)) + \left(Q_{yA}(t_s) - \frac{Q_{yE}(t_s) - Q_{yA}(t_s)}{215 \text{ mm}} \cdot 65 \text{ mm} \right) \quad (4.4)$$

$$Q_z(t_s) = \frac{Q_{zE}(t_s) - Q_{zA}(t_s)}{100 \text{ mm}} \cdot (s_L(t_s)) + \left(Q_{zA}(t_s) - \frac{Q_{zE}(t_s) - Q_{zA}(t_s)}{100 \text{ mm}} \cdot 95 \text{ mm} \right) \quad (4.5)$$

4.2.7.3 Beulverzug

Unter Verwendung einer Messuhr erfolgte die Bestimmung des Beulverzugs der Fügepartner nach dem Schweißprozess. Dazu wurde die Differenz an der Messstelle

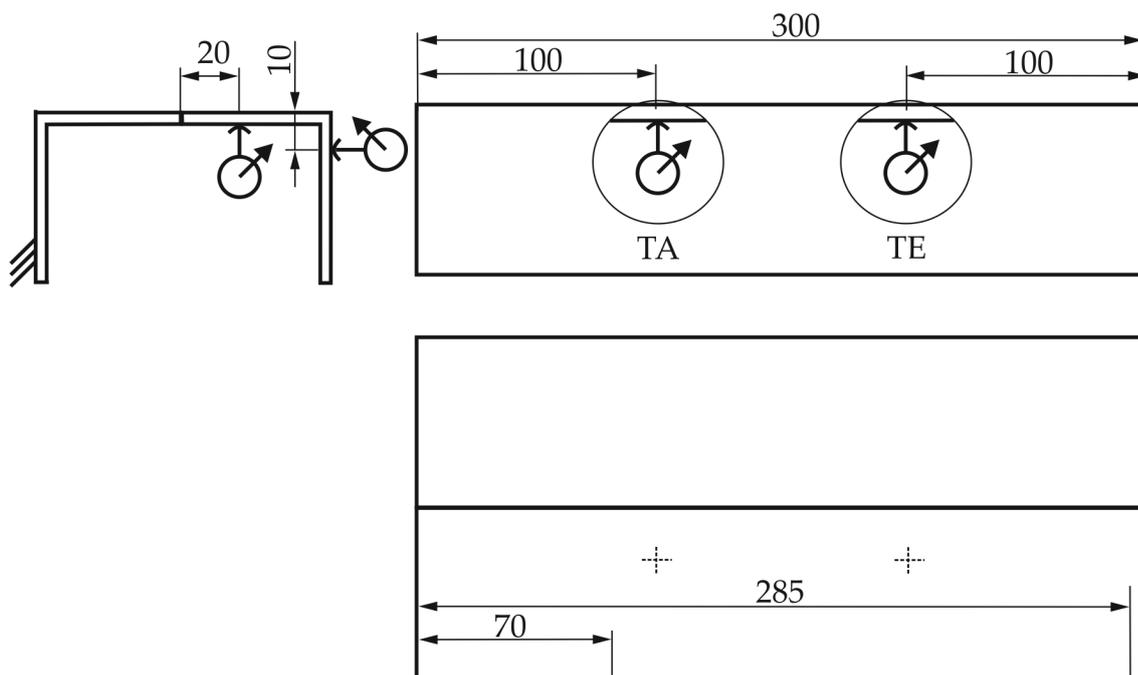


Abbildung 4.13: Messstellen und die geometrischen Beziehungen zur Bestimmung der Verschiebung Q_y und Q_z am L-Profil

analog zur Abbildung 4.14 zwischen einem Referenzblech und einem geschweißten Blech ermittelt.

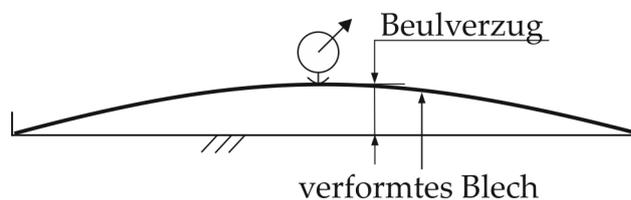


Abbildung 4.14: Schematische Darstellung zur Ermittlung der Biegung

4.2.7.4 Optischer 3D-Scanner

Zur Bestimmung der Deformation in z-Richtung wurde das ATOS Core 300 der Firma GOM GmbH verwendet, das nach dem Streifenlichtprojektionsprinzip arbeitet. Hierbei wurden mehrere Lichtschnitte nacheinander auf das Messobjekt projiziert. Die Kontur des Messobjekts beeinflusste die Form der projizierten Lichtschnitte, die über zwei Sensoren erfasst wurden. Aus den Daten wurde anschließend ein 3D-Modell berechnet. Zur Minimierung der Reflexion und infolgedessen zur verbesserten Bilderfassung wurde die Oberfläche mit einem Entwickler zur Farbeindringprüfung (Typ Standard-Chek Entwickler Nr. 3) der Firma Helling GmbH besprüht,

der die Oberfläche matter erscheinen ließ. Des Weiteren wurden Referenzmarken auf das Bauteil gelegt, um die Genauigkeit der Messung zu steigern.

4.2.8 Metallografische Untersuchungen

Zur Charakterisierung der Schweißnaht erfolgte die Probenentnahme unter Verwendung der Drahterosion an charakteristischen Stellen. Die Proben wurden in einem mehrstufigen Prozess präpariert (siehe Tabelle 4.6) und licht-mikroskopisch untersucht.

Tabelle 4.6: Verlauf der metallographischen Präparation

Präparationsschritt	Präparationsstufe	Drehzahl in min^{-1}	Dauer in s
Schleifen	360 P	200	60
	600 P	200	60
	1200 P	200	60
	2400 P	200	60
Polieren	6 μm Suspension	200	60
	3 μm Suspension	200	60
Ätzen	Ätzlösung V2A Beize [Pet94] für 1.4301		
	Elektrolytisches Ätzen mit Oxalsäure [Pet94] für 1.4301		
	Ätzverfahren nach Barker [Pet94] für AW 5754		

4.2.9 Zugversuch

Für die Zugprüfung wurde die Universalprüfmaschine der Firma *Hegewald und Peschke Meß- und Prüftechnik GmbH* eingesetzt. Die Prüfgeschwindigkeit wurde auf 10 mm min^{-1} festgelegt. Die Proben wurden mittels Drahterosion aus den Schweißproben herausgetrennt. Die Geometrie der Zugproben ist Abbildung 4.15 zu entnehmen.

4.3 Numerische Methoden

Um weitere Erkenntnisse zur Ausbildung von Temperatur, Dehnung und Spannung während des Schweißprozesses zu erhalten und den Einfluss der zusätzlichen Wärmequelle und Wärmesenke zu bewerten, erfolgte der Aufbau eines numerischen

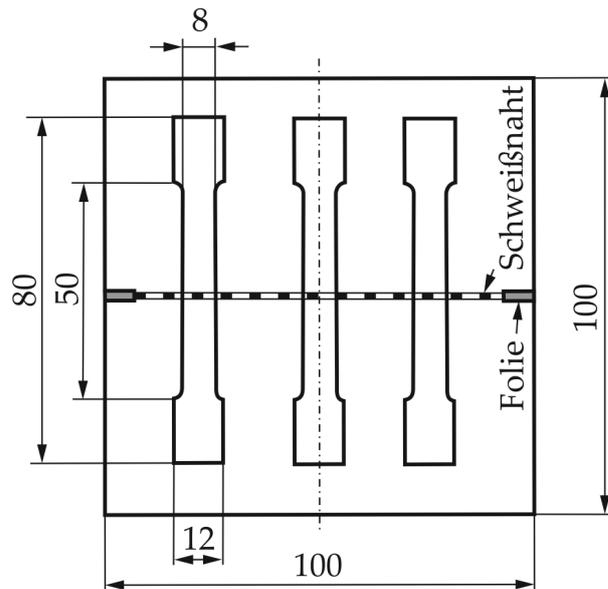


Abbildung 4.15: Geometrie der Zugversuchsproben

Modells unter der Verwendung von *Sysweld* (ESI Group). Es handelt sich hierbei um ein schwach gekoppeltes thermo-mechanisches Modell, das mithilfe der Finite-Elemente-Methode berechnet wurde. Bei der Berechnung wurde im ersten Schritt das thermische Modell durchgerechnet. Dieses Ergebnis diente im zweiten Schritt als Eingang zur Berechnung der Mechanik. Für die Modellierung der Aufgabe wurden zahlreiche Vereinfachungen durchgeführt. So wurden die beiden Schweißproben durch einen zusammenhängenden Körper abgebildet und die Modellierung des Spalts erfolgte durch die Anpassung der Werkstoffdaten für einen Bereich von fünf Knoten lateral zur Schweißrichtung. Des Weiteren wurden Gefügeinhomogenitäten und vorhandene Eigenspannungen, die beispielsweise durch die vorgelagerten Bearbeitungsprozesse entstanden sind, nicht berücksichtigt. Damit wurde im Modell ein spannungsfreies, nicht verfestigtes Werkstück mit homogenen und isotropen Werkstoffkennwerten abgebildet. Außerdem erfolgte die Modellierung der Schweißaufgabe ohne Berücksichtigung der Spannvorrichtung. Auch wurde auf zusätzliche Volumenkörper, weitere Randbedingungen und Kontaktflächen verzichtet, um die Berechnungszeiten zu reduzieren.

4.3.1 Modellierung und Vernetzung

Für die Modellierung wurde zunächst ein vereinfachtes Modell mit dem Abmaß $50 \text{ mm} \times 100 \text{ mm} \times 1 \text{ mm}$ eingesetzt. An diesem Modell erfolgte die Ermittlung einer geeigneten Elementgröße für die Vernetzung. Es galt, hierbei ein Optimum aus Genauigkeit und kurzen Rechenzeiten zu ermitteln. Des Weiteren erfolgte an dem

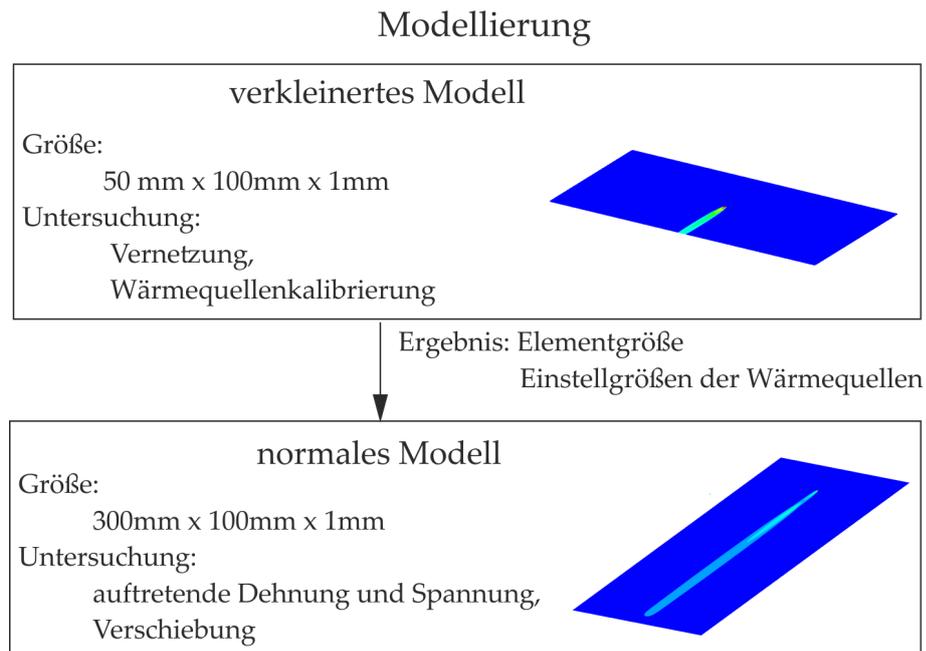


Abbildung 4.16: Schematische Darstellung zur Vorgehensweise der Modellierung

verkleinerten Modell die Kalibrierung der Wärmequellen. Hierfür wurden mithilfe von Thermoelementen des Typs K Temperaturmessungen an vergleichbaren experimentellen Modellen durchgeführt. Die Einstellgrößen wurden iterativ angepasst, bis eine Abweichung unter 20 % erzielt wurde. Die erzielten Untersuchungsergebnisse wurden bei der Modellierung des Modells mit der Abmessung 300 mm × 50 mm berücksichtigt. Die gewählten Einstellgrößen wurden am normalen Modell zusätzlich mit einer experimentellen Messung abgesichert. Das Vorgehen ist schematisch in Abbildung 4.16 dargestellt.

Bei der Vernetzung erfolgte der Einsatz von Schalen-Elementen mit linearer Ansatzfunktion. Die Vernetzung des Modells wurde in Abhängigkeit der auftretenden Temperaturen so gewählt, dass im Bereich des Temperatureintrags ein feines Netz vorlag. Hierzu wurde als Ergebnis der Netzstudie an dem verkleinerten Modell die notwendige Elementgröße bestimmt. An den Randbereichen wurde eine Elementgröße von 7,5 mm gewählt. Beispielhaft ist die Vernetzung in Abbildung 4.17 verdeutlicht. Zur Lagerung wurden in Anlehnung an den experimentellen Versuchsaufbau Einspannungen und Loslager verwendet. Das Blech 1 wurde an den jeweiligen äußeren Ecken mit Einspannungen versehen. Die drei translatorischen und drei rotatorischen Bewegungen wurden unterbunden. Am Blech 2 wurden Loslager an den äußeren Ecken eingesetzt und damit die Bewegung entlang der z-Achse unterbunden. Folglich konnte sich das Blech 2 um die z-Achse drehen und die translatorische Verschiebung entlang der x- und y-Achse war gewährleistet. In Abbildung 4.17 sind die Lagerbedingungen eingezeichnet. Die Reibung

zwischen dem Blech und der Spannvorrichtung wurde in der Berechnung nicht berücksichtigt.

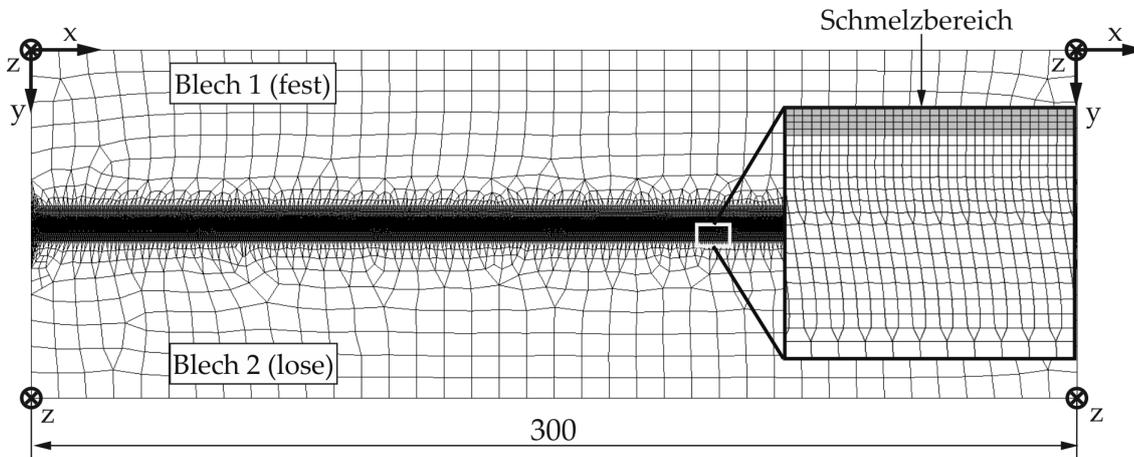


Abbildung 4.17: Vernetzung des Schalenmodells

4.3.2 Werkstoffmodell

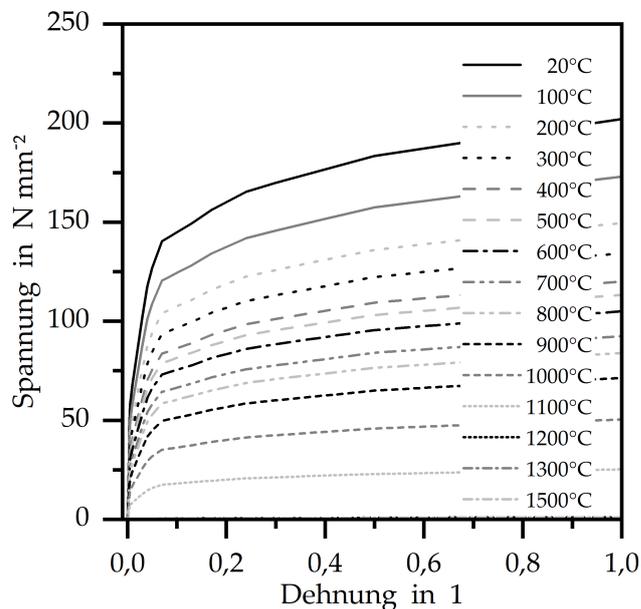


Abbildung 4.18: Temperaturabhängige Verfestigung von 1.4301 aus Sysweld

Die Werkstoffeigenschaften des Werkstoffs 1.4301 wurden aus der Datenbank der FE-Software Sysweld übernommen. Abbildung 4.18 stellt die Kennlinien für das plastische Verhalten in Abhängigkeit verschiedener Temperatur dar. Alle Kurven haben ihren Ursprung im Punkt (0,0). Die Abbildung 4.20 zeigt die temperaturabhängigen Werkstoffdaten für Dichte, Wärmeausdehnungskoeffizient, Wärmekapazität,

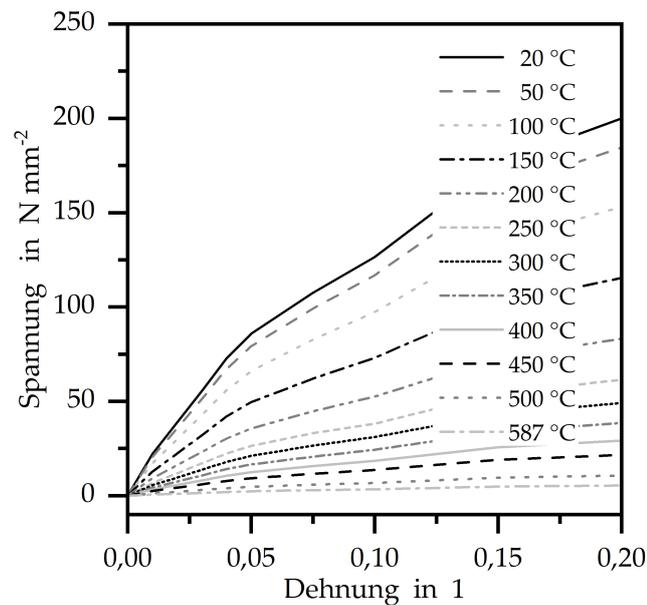


Abbildung 4.19: Temperaturabhängige Verfestigung der 5000 Legierung aus *Sysweld*

Wärmeleitfähigkeit, Elastizitätsmodul und Streckgrenze. Zur Abbildung des Aluminiumwerkstoffs wurden die vorhandenen Daten aus der *Sysweld*-Datenbank übernommen. Die Kennlinien für das plastische Materialverhalten sind in Abbildung 4.19 und die temperaturabhängigen Werkstoffdaten in Abbildung 4.21 zusammengefasst. An dieser Stelle ist darauf hinzuweisen, dass für die Untersuchungen an der Aluminiumlegierung die genaue Abbildung des Experiments durch die FE-Berechnung nicht im Vordergrund stand. Es wurde lediglich der Einfluss von zwei Werkstoffkenngrößen auf die Querverschiebung dargestellt, sodass trotz abweichender Werkstoffkennwerte Erkenntnisse abgeleitet wurden.

Im Bereich des Stoßes zwischen den beiden Fügepartnern erfolgte der Einsatz der *Chewing Gum* Methode [Bus13]. Hierbei wurden zwei unterschiedlicher E-Module verwendet, um die zwei Zustände *lose* und *verbunden* abzubilden. Auf den Einsatz von Kontaktbedingungen wurde aus Stabilitätsgründen verzichtet. Für den Zustand *lose* wurde im Bereich der Schweißnaht das E-Modul temperaturunabhängig mit $0,1 \text{ N mm}^{-2}$ festgelegt. Mit diesem Wert konnte sowohl die Öffnungsbewegung abgebildet als auch eine stabile Berechnung erzielt werden. Bei Überschreiten der Temperatur von 1300 °C wurde der Zustand *verbunden* aktiviert und das in Abbildung 4.20 temperaturabhängige E-Modul verwendet. Für die Aluminiumlegierung wurde eine Aktivierungstemperatur von 550 °C gewählt. Beide Temperaturen wurden durch *Sysweld* vorgeschlagen.

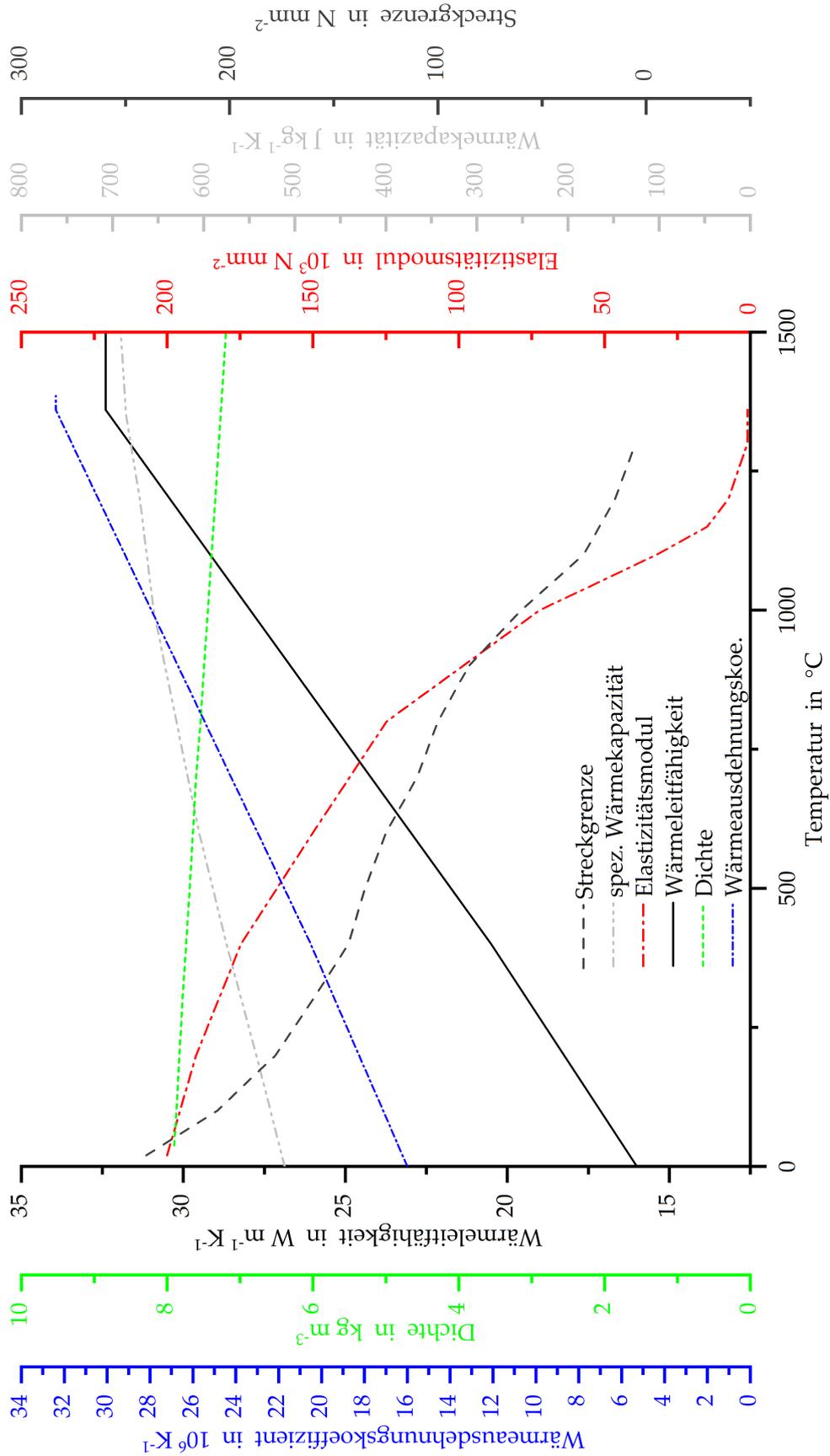


Abbildung 4.20: Werkstoffdaten des 1.4301 aus Sysweld

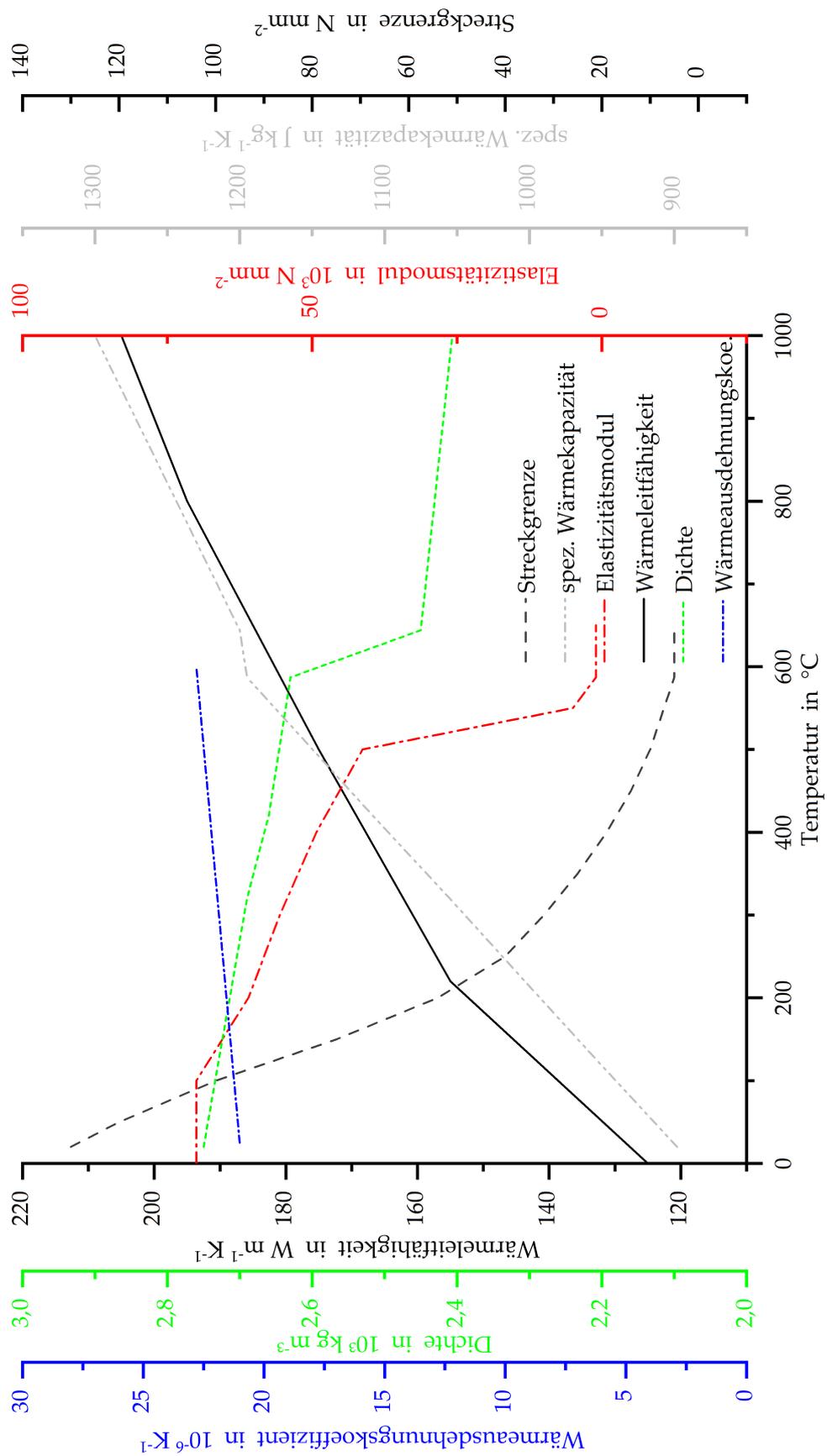


Abbildung 4.21: Werkstoffdaten der 5000 Legierung aus *Sysweld*

4.3.3 Berechnung des Temperaturfelds

Energieeintrag

Für die Modellierung der Wärmequelle erfolgte der Einsatz einer kreisförmigen Oberflächenwärmequelle, die eine Gauß-Verteilung aufwies. In Abbildung 4.22 ist die zugehörige Verteilung dargestellt.

Die mathematische Beschreibung der Wärmequelle lautet:

$$q(r) = q_0 e^{\left(\frac{-r^2}{r_0^2}\right)}. \quad (4.6)$$

$q(r)$ ist die Wärmestromdichte, q_0 ist der Maximalwert der Wärmestromdichte und r_0 ist der Radius der Wärmequelle [ESI14].

Zur Beschreibung des Energieeintrags der zusätzlichen Wärmequellen wurde eine elliptische Oberflächenwärmequelle mit konstanter Wärmeverteilung q_0 eingesetzt. Abbildung 4.23 stellt schematisch die Umsetzung dieser Wärmequellen dar. Die Konstanten a und b sind die Halbachsen der Ellipse.

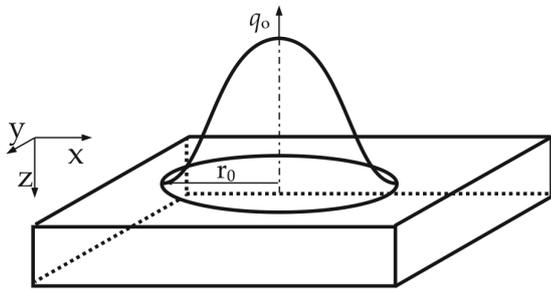


Abbildung 4.22: Oberflächenwärmequelle mit Gauß-Verteilung

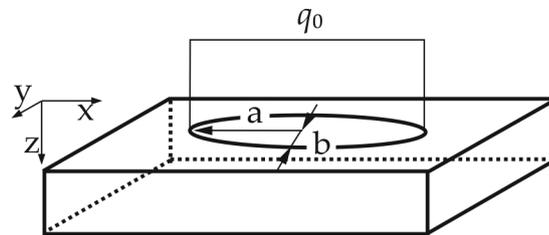


Abbildung 4.23: Ellipsenförmige Oberflächenwärmequelle

Energieabgabe

Für die Energieabgabe an die Umgebung wurden Konvektion und Strahlung berücksichtigt. Für die Konvektion wurde die Gleichung 4.7 verwendet.

$$q_k = \alpha_k \cdot (T - T_0) \quad (4.7)$$

Hierbei stehen q_k für die Wärmestromdichte der Konvektion, α_k für den Wärmeübergangskoeffizient, T für die Oberflächentemperatur des Blechs und T_0 für die Umgebungstemperatur [ESI14]. Für den Wärmeübergangskoeffizienten wurde ein Wert von $25 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$ angewendet [Nag+15].

Die Wärmeabgabe über die Strahlung erfolgte unter Anwendung des Stefan-Boltzmann-Gesetzes, das wie folgt lautet:

$$q_s = \varepsilon \cdot \sigma \cdot (T^4 - T_0^4). \quad (4.8)$$

q_s beschreibt die Wärmestromdichte der Strahlung, ε den Emissionskoeffizienten, σ die Stefan-Boltzmann-Konstante ($\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-4}$), T die Oberflächentemperatur des Blechs und T_0 die Umgebungstemperatur [ESI14]. In den Untersuchungen wurde ein Emissionsgrad von $\varepsilon = 0,8$ angenommen [Sim+16].

Wärmesenke

Die Wärmesenke wurde in der FE-Software durch eine lokal und temporal begrenzte Erhöhung des Wärmeübergangs umgesetzt. Dazu wurde sowohl die Umgebungstemperatur $T_0 = -70 \text{ °C}$ festgelegt als auch der Wärmeübergangskoeffizient α_k von $25 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$ auf $2000 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$ angehoben. Der lokal begrenzte Bereich weist eine Größe von $10 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}$ auf. Exemplarisch dazu sind in Abbildung 4.24 die Bereiche farblich markiert.

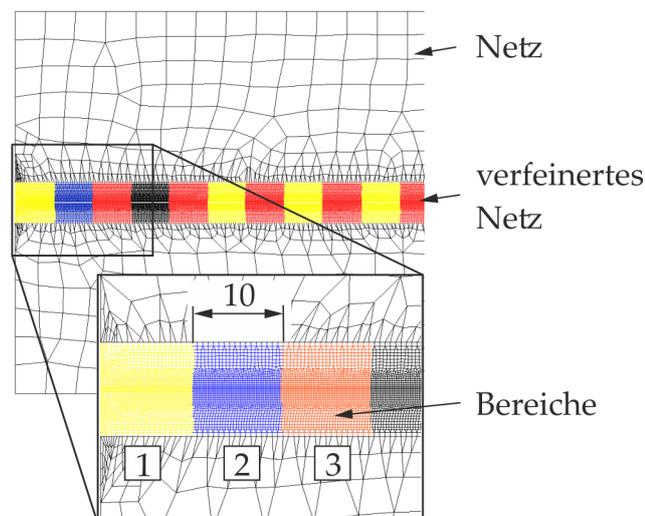


Abbildung 4.24: Bereiche mit angepasstem Wärmeübergang

Somit ergaben sich entlang der Schweißnaht 30 quadratische Bereiche, in denen die Anpassung des Wärmeübergangs und der Umgebungstemperatur nacheinander folgend aktiviert und anschließend wieder deaktiviert wurden. Dabei wurde der erste Bereich nach $t_s = 0,037 \text{ s}$ bzw. nach einem Schweißweg von $s_L = 2,5 \text{ mm}$ aktiviert. Hierbei ist zu beachten, dass der Schweißnahtanfang $7,5 \text{ mm}$ von der Blechkante entfernt lag. Damit wurde die Änderung erst vorgenommen, wenn die Wärmequelle im zweiten Bereich war. Der erhöhte Wärmeübergang und die verringerte Umgebungstemperatur waren jeweils für $0,15 \text{ s}$ aktiv. Es gilt folgender Zusammenhang:

$$t_{aktiv} = \frac{l}{v}, \quad (4.9)$$

$$0,15 \text{ s} = \frac{10 \text{ mm}}{66,66 \text{ mm s}^{-1}}. \quad (4.10)$$

4.3.4 Berechnung des Dehnungs- und Spannungszustands

Zunächst erfolgte die Bestimmung der Gesamtdehnung unter Anwendung folgender Summengleichung:

$$\varepsilon = \varepsilon_a + \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl} + \varepsilon_{th}, \quad (4.11)$$

wobei ε_a die Ausgangsdehnung, ε_{el} die elastische Dehnung, ε_{pl} die plastische Dehnung und ε_{th} die thermische Dehnung sind [ESI14]. Da die untersuchten Werkstoffe keine Umwandlungen aufwiesen, wurden umwandlungsbedingte Dehnungen nicht berücksichtigt und die Ausgangsdehnung betrug Null.

Der Ausgangspunkt für die Berechnung ist die Beschreibung der thermischen Dehnung, die durch folgende Gleichung beschrieben wird:

$$\varepsilon_{th} = \alpha(T) \cdot (T - T_0). \quad (4.12)$$

Hierbei ist $\alpha(T)$ der temperaturabhängige Wärmeausdehnungskoeffizient [ESI14]. Da angenommen wurde, dass das Material isotrop sei, gelten im elastischen Bereich das Hook'sche Gesetz und die isotrope Verfestigung. Somit wurden durch die Dehnungen Spannungen im Bauteil berechnet. Sobald jedoch eine Temperatur von 1300 °C überschritten wurde, wurden die zugehörigen Spannungen auf Null gesetzt. Dies bildete die Eigenschaft der Schmelze ab, die keine Spannungen aufnehmen kann.

5 Ergebnisse und Diskussion

5.1 Modellvalidierung

Netzelementgröße

Neben experimentellen wurden auch numerische Untersuchungen durchgeführt, um zusätzliche Erkenntnisse hinsichtlich der Temperaturen, Dehnungen und Spannungen zu erhalten. Im Folgenden wird die Validierung des Modells vorgestellt und dazu wird der Einfluss der Netzgröße auf die berechneten Temperaturen zunächst untersucht und bewertet, da diese die Ausgangslage für die Berechnung der Spannungen und Dehnungen darstellen. Die Elementgröße wurde dabei im Bereich von 0,3 mm, 0,15 mm, 0,1 mm und 0,05 mm variiert. Der erst genannte Wert stellt damit ein grobes Netz und der letztgenannte ein feines Netz dar. Der Einfluss der Elementgröße auf das Temperaturprofil ist in Abbildung 5.1 dargestellt. Hierbei sind die berechneten Temperaturen, die sich orthogonal zur Schweißrichtung ergeben, aufgetragen. Es wird ersichtlich, dass an den einzelnen Messstellen augenscheinlich keine deutlichen Unterschiede zu identifizieren sind.

Zur Veranschaulichung des Einflusses der Elementgröße auf die berechnete Temperatur wird im Folgenden die prozentuale Abweichung zwischen der Elementgröße von 0,05 mm und 0,15 mm (rote Punkte) diskutiert. Bis zu einer Temperatur von 500 °C fällt bei einem Abstand von 0,45 mm von der Schweißnahtmitte auf, dass eine Abweichung von bis zu 15 % vorliegt. Diese Differenz ist als akzeptabel zu bewerten. Mit weiterer Zunahme des Abstands steigt die Abweichung auf bis zu 25 %. Da jedoch die Temperatur weniger als 200 °C beträgt und die temperaturabhängigen Werkstoffkennwerte im Bereich von 0 °C bis 200 °C nur kleine Änderungen aufweisen, wird die genannte Abweichung nur zu einem geringen Fehler bei der mechanischen Berechnung führen.

Im Vergleich zu den Ergebnissen bei den Elementgrößen von 0,05 mm und 0,15 mm wurde unter Verwendung einer Elementgröße von 0,3 mm eine maximale Abweichung von bis zu 40 % festgestellt. Diese ist als zu groß anzusehen und wurde daher nicht für die Untersuchungen verwendet. Bei einer Elementgröße von 0,1 mm

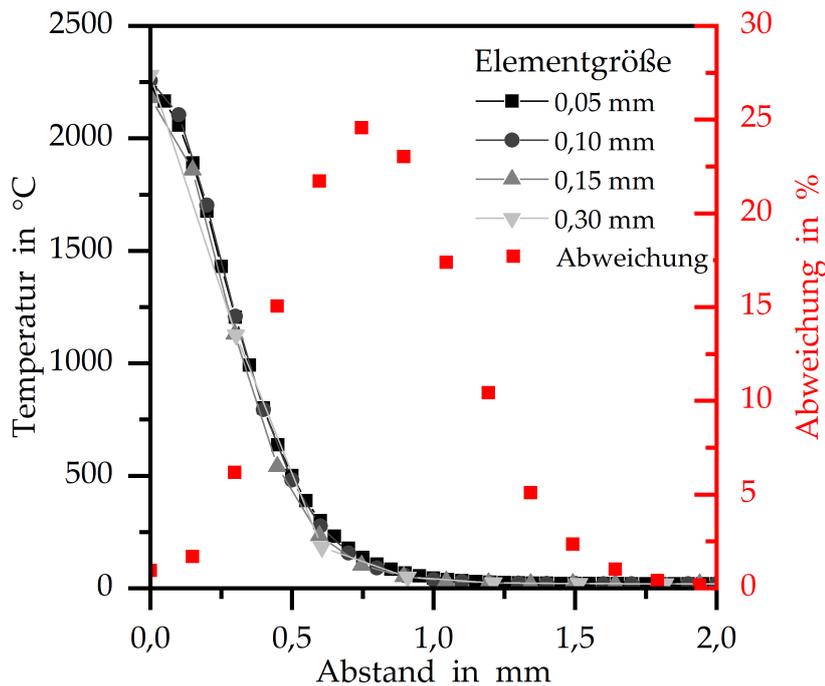


Abbildung 5.1: Einfluss der Elementgröße auf das Temperaturprofil

wurde eine maximale Abweichung von 15 % ermittelt, was eine gute Beschreibung des Temperaturverlaufs ermöglicht. Allerdings können unter Verwendung einer Elementgröße von 0,15 mm ca. 7000 Knoten weniger verwendet werden als bei einer Größe von 0,1 mm. Daher erfolgte unter Berücksichtigung der Berechnungszeit und des Speicherbedarfs des Rechnersystems der Einsatz einer Elementgröße von 0,15 mm.

Wärmequelle

Im Folgenden wird die Validierung des Gesamtmodells beschrieben. Hierbei bildet der Energieeintrag den Ausgangspunkt, wofür ein Vergleich zwischen der geometrischen Ausbildung der Isothermen im numerischen Modell und der Ausbildung des Schmelzbads im experimentellen Versuch dient. Dieser Vergleich ist in Abbildung 5.2 für den austenitischen Stahl 1.4301 und eine Schweißgeschwindigkeit von 4 m min^{-1} dargestellt, wobei die Isothermen für das Schmelzintervall von 1400 °C bis 1455 °C herangezogen werden. Die Schmelzbadbreite liegt bei 0,62 mm in der numerischen Berechnung und im Experiment beträgt sie an der Oberseite 0,76 mm und 0,52 mm an der Unterseite. Gemittelt ergibt sich daraus eine Breite von 0,63 mm.¹ Folglich liegt der Unterschied bei 2 %, was als klein zu bewerten ist.

¹In weiteren Schlifffbildern (siehe Abbildung 5.11 und 5.22) wurden vergleichende Schweißnahtbreiten ermittelt.

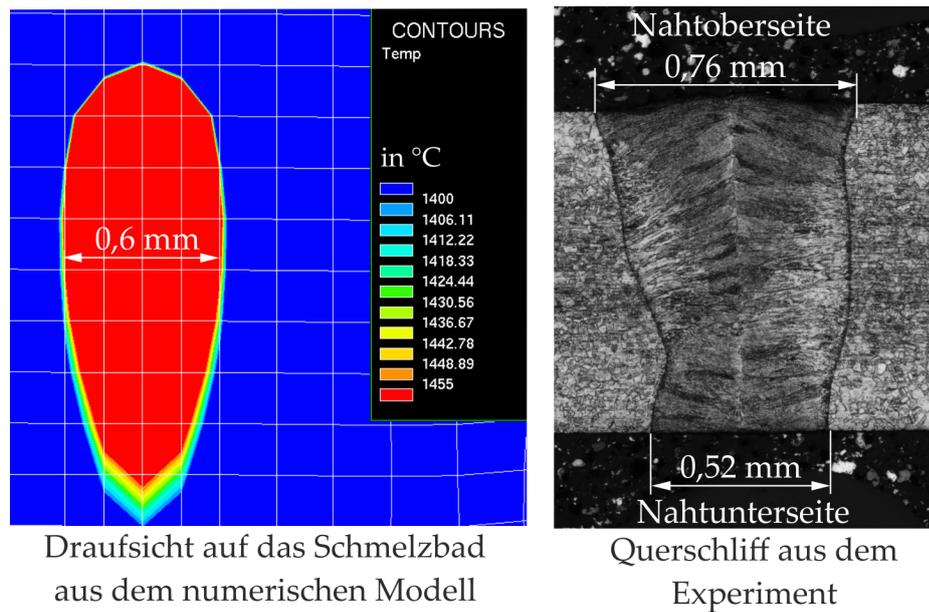


Abbildung 5.2: Schmelzbadbreite im Vergleich zwischen Simulation und Experiment, $v = 4 \text{ m min}^{-1}$

Der Vergleich der zeitlichen Temperaturentwicklung an einer charakteristischen Messstelle zwischen numerischer und experimenteller Untersuchung ist in Abbildung 5.3 dargestellt. Bei den Maximaltemperaturen ist ein Unterschied zwischen Experiment und Simulation in Höhe von 7 % festzustellen. Im Bereich der Abkühlung liegt der maximale Unterschied bei 13 %. Es ist zu schlussfolgern, dass die gewählten thermo-physikalischen Eigenschaften des Werkstoffs, die Einstellgrößen der Wärmequelle und die Wahl der thermischen Randbedingungen in geeigneter Weise gewählt wurden.

Gesamtmodell

Auch wurde die zeitabhängige Verschiebung des freien Blechs an einer Messstelle numerisch beschrieben (siehe Abbildung 5.4). Die Verläufe für die experimentellen und numerischen Untersuchungen unterscheiden sich zunächst zu Beginn des Versuchs. So steigt die Verschiebung unter Berücksichtigung der numerischen Berechnung unmittelbar an, die Verschiebung für den experimentellen Versuch verweilt hingegen auf der Höhe der Ausgangslage. Diese Erscheinung wird auf die Haftreibung zwischen Werkstück und Grundplatte zurückgeführt. Die Reibung wurde in der numerischen Berechnung nicht abgebildet.

Nach einem Schweißweg von 25 mm nehmen die Werte für den experimentellen Versuch zu und erreichen das Niveau der Berechnung. Anhand des Streubereichs ist festzuhalten, dass die numerischen und experimentellen Ergebnisse insgesamt vergleichbar sind. Es muss jedoch darauf hingewiesen werden, dass ein möglicher

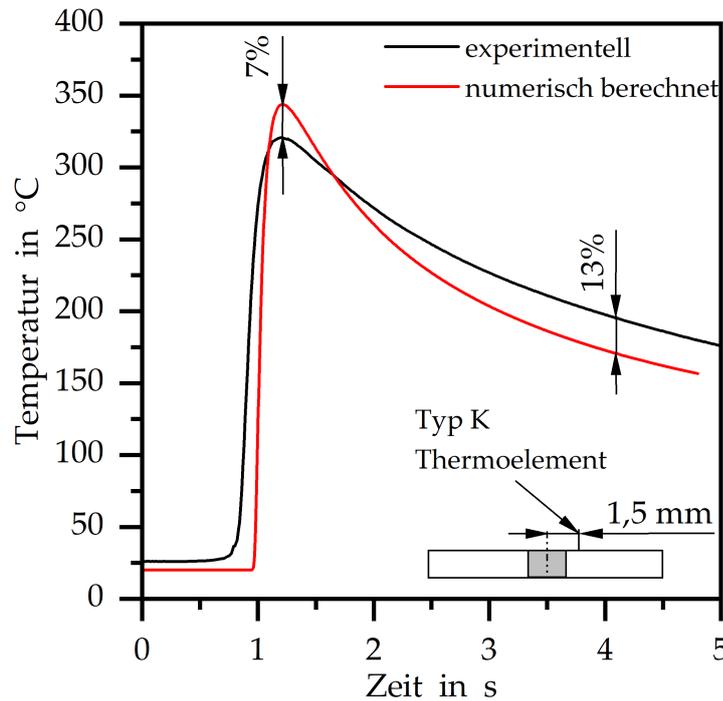


Abbildung 5.3: Zeitlicher Temperaturverlauf an einer Messstelle, $v = 4 \text{ m min}^{-1}$

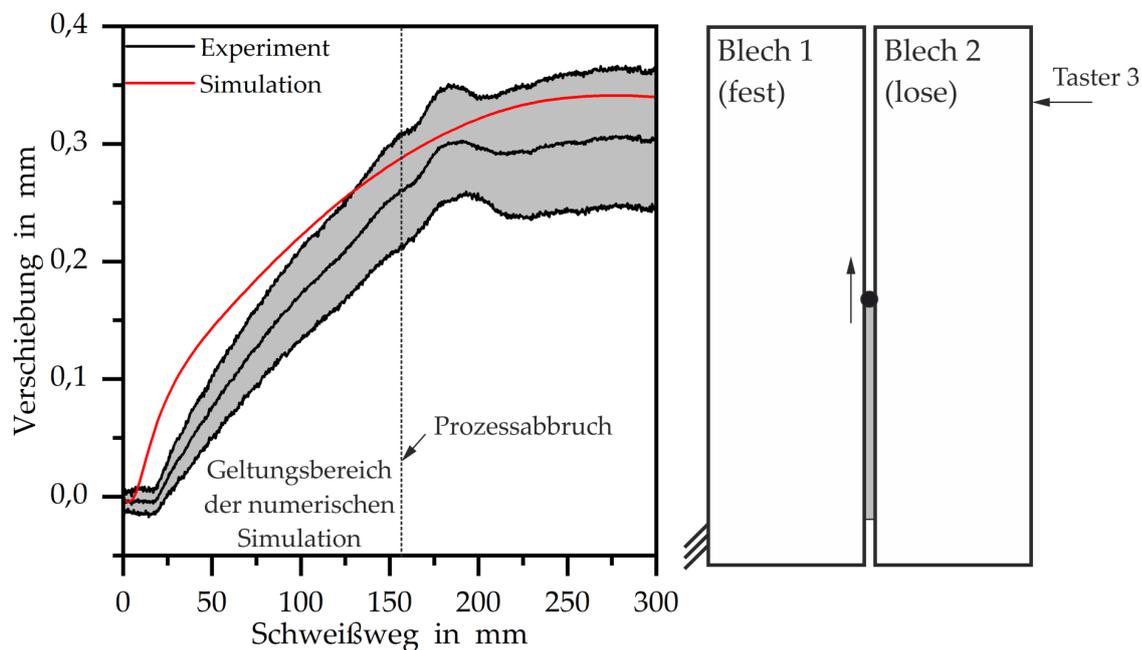


Abbildung 5.4: Vergleich der Verschiebung zwischen Simulation und Experiment an der Stelle Taster 3

Schweißabbruch in der Berechnung nicht abgebildet werden kann, da bei der Berechnung zunächst das Temperaturfeld für alle Zeitschritte berechnet wird. Anschließend erfolgt die mechanische Berechnung, sodass dabei immer mit dem vollständigen Wärmeeintrag in die Fügepartner gerechnet wird. In der experimentellen Versuchs-

durchführung verschiebt sich das freie Blech, wodurch die bestrahlte Fläche und daraus resultierend das aufgeschmolzene Nahtvolumen kleiner werden. Ab einer kritischen Verschiebung erfolgt der Prozessabbruch. Diese Prozesserscheinung kann nicht durch die gewählte numerische Vorgehensweise abgebildet werden.

Daher ist an dieser Stelle festzuhalten, dass die Verschiebung des freien Blechs nur bis zum Prozessabbruch und damit bis zu einem Schweißweg von 150 mm numerisch abgebildet werden kann. Daraus ergibt sich auch, dass die Anwendung der gezielten Temperaturführung durch den Einsatz einer zusätzlichen Wärmequelle oder Wärmesenke innerhalb dieses Schweißwegs erfolgen muss.

5.2 Charakterisierung der Verschiebungen

5.2.1 Experimentelle und numerische Ergebnisse

Wie bereits in Abbildung 5.4 angesprochen, verschiebt sich während des Schweißprozesses das freie Blech. In Abbildung 5.5 sind die Verschiebungen an den drei Messmastern und die experimentell berechnete Verschiebung an der Stelle des Laserspots gegen den Schweißweg aufgetragen und zeigen somit die globale Verschiebung des freien Blechs. Zusätzlich sind die Schweißzeit und die Messstellen der Messtaster dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die berechnete Verschiebung jeweils an den Messstellen den Wert der Messtaster annimmt.

Zu Beginn des Prozesses ($s_L = 0$ mm) ist ein sprunghafter Anstieg der Messwerte der drei Messtaster zu erkennen (siehe Detaildarstellung). Die Verschiebung nimmt bei Aktivierung des Laserstrahls einen Wert von 20 μm am Taster 1 an. Im Vergleich dazu sind die Verschiebungen an den Stellen 2 und 3 geringer ausgeprägt (siehe Abbildung 5.5). Dieser Unterschied ist auf die zunehmende Entfernung dieser Messtaster zur Einstichstelle zurückzuführen. Die Werte bleiben im weiteren Verlauf zunächst konstant und ab einem Schweißweg von 13 mm bzw. einer Schweißzeit von 0,2 s nehmen die Verschiebungen an allen Messstellen zu. Jedoch steigen die Werte für die Messtaster 2 und 3 stärker als die des Messtasters 1, sodass eine kombinierte Bewegung der Bleche stattfindet. Zum einen bewegen sich die Bleche im Bereich des Tasters 3 voneinander weg. Zum anderen verschieben sich beide Bleche im Bereich des Nahtanfangs zum Messtaster 1 hin. Dies ist auf die Wärmeausdehnung in Folge des Temperatureintrags und der einseitigen Einspannung zurückzuführen. Letztlich erfolgt durch die kontinuierliche Verschiebung ein Schweißabbruch, der bei einer Verschiebung von 0,132 mm auftritt. Der Laserspot befindet sich an der

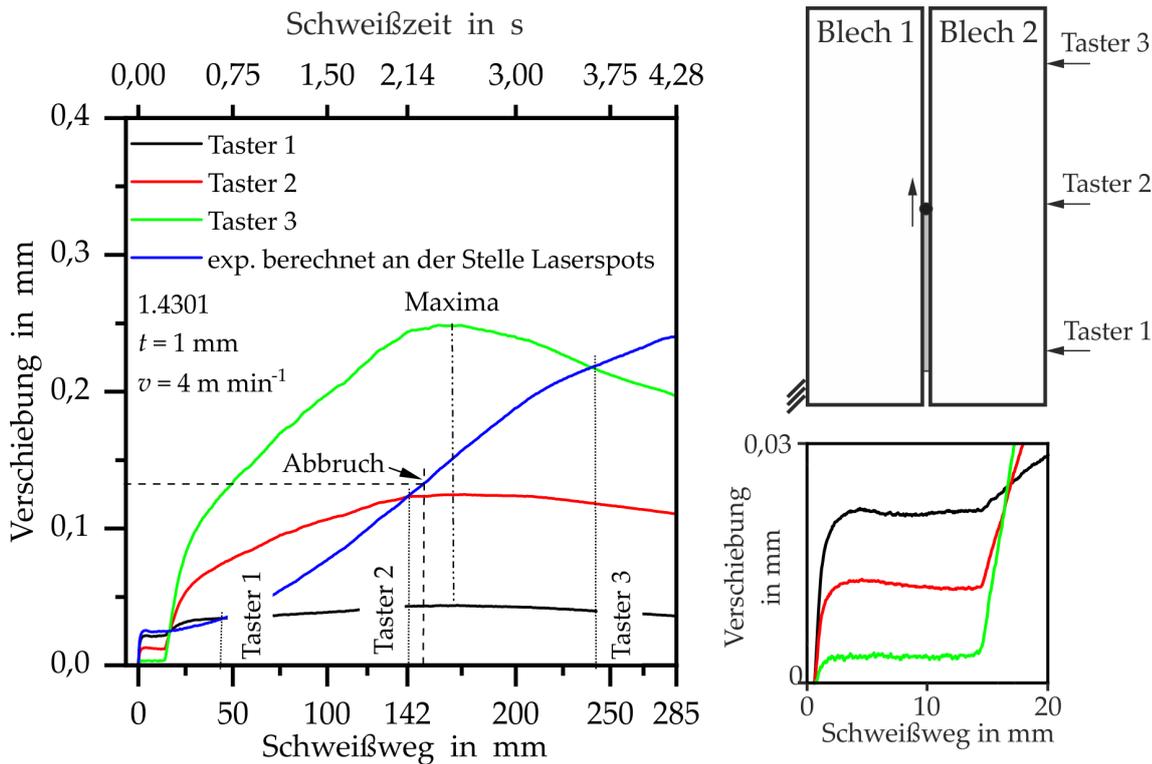


Abbildung 5.5: Verschiebung des Blechs an den einzelnen Messstellen

Stelle $s_L = 150$ mm. Im weiteren Verlauf der Messung nehmen die Verschiebungen an den drei Messstellen weiter zu und erreichen ihre lokalen Maxima ebenfalls bei einem Schweißweg von 170 mm. An dieser Stelle wird deutlich, dass bis zu diesem Zeitpunkt keine Schrumpfung an der Messstelle 1 zu erkennen ist. Im weiteren Verlauf verringern sich die Verschiebungen, aber die berechnete Verschiebung an der Stelle des Laserspots steigt aufgrund der geometrischen Beziehung der Messtaster zueinander weiter an. Nach Ende des Prozesses reduzieren sich die Werte deutlich (nicht dargestellt). Dies ist auf die Temperaturabnahme im gesamten Bauteil zurückzuführen.

Anhand dieser Verläufe lässt sich schlussfolgern, dass die Verschiebung innerhalb eines Schweißwegs von 150 mm und damit vor Prozessabbruch beeinflusst werden sollte. Außerdem ist zu erkennen, dass die Messwerte an den Stellen von Messtaster 2 und 3 durch den Hebel zur Schweißstelle eine hohe Empfindlichkeit haben. Daher werden in den weiteren Ausführungen die berechneten Messwerte an der Stelle des Laserspots und an den Stellen von Messtaster 2 und 3 herangezogen.

Die Ursache für den sprunghaften Anstieg der Verschiebung zu Prozessbeginn wird nun durch die Auswertung von Hochgeschwindigkeitsaufnahmen (siehe Abbildung 5.6) weiter betrachtet. Die Abbildung zeigt die Ausbildung der Querverschiebungen zwischen den Blechen an zwei Messstellen. Die Messstelle 1 befindet sich 1,75 mm

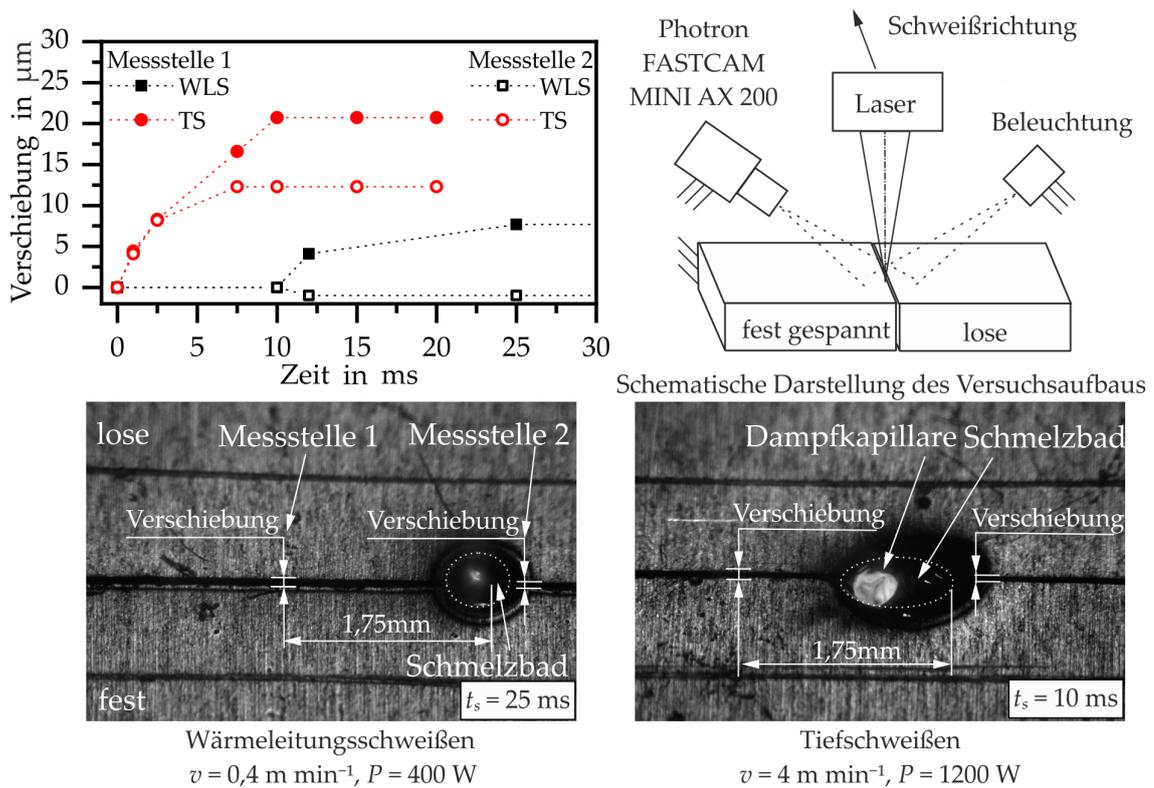


Abbildung 5.6: Verschiebung an der Einstichstelle des Lasers

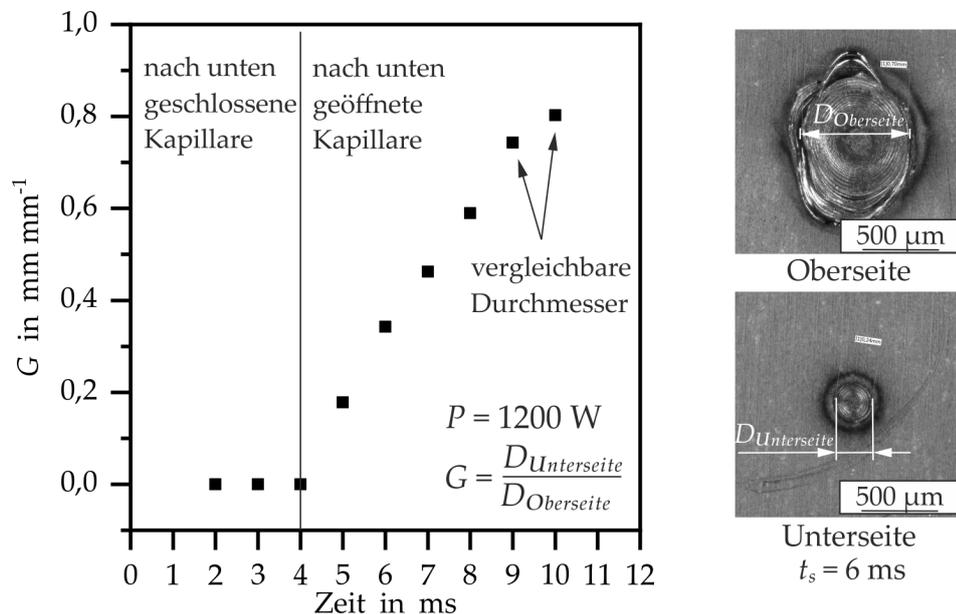


Abbildung 5.7: Ausbildung des Schmelzbadurchmessers beim Einzelpulsschweißen

vor der Einstichstelle des Lasers. Die zweite Messstelle ist hinter der Einstichstelle an der Grenze zwischen Schmelzbad und Grundwerkstoff. Um einen möglichen Einfluss des Dampfdrucks der Kapillare beim Tiefschweißen abzuschätzen, erfolgten Untersuchungen unter Anwendung des Wärmeleitungsschweißens (WLS) und des Tiefschweißens (TS). Es ist festzustellen, dass beim Tiefschweißen an beiden Mess-

stellen eine Verschiebung größer $10\ \mu\text{m}$ nach einer Schweißzeit von 8 ms auftritt, und dies entspricht einer parallelen Querverschiebung des Blechs. Dieser zeitliche Verlauf ist mit der Kapillarausbildung zu erklären. So zeigen die Untersuchungen unter Anwendung eines Einzelpulses, dass die Kapillaröffnung auf der Blechunterseite nach einer Pulsdauer von 4 ms identifiziert werden kann. Vergleichbare Öffnungsdurchmesser auf der Blechober- und -unterseite wurden nach 9 ms ermittelt (siehe Abbildung 5.7). Somit ist festzuhalten, dass eine Relation zwischen Kapillarausbildung und Querverschiebung vorliegt. Diese Relation lässt den Schluss zu, dass die vorherrschenden Bedingungen innerhalb der Kapillare so geartet sind, dass das lose Blech verschoben wird.

Bezüglich der Verschiebung beim Wärmeleitungsschweißen (WLS) wird keine Verschiebung an der Messstelle 2 detektiert (siehe Abbildung 5.6). Jedoch wird eine Verschiebung an der Messstelle 1 ermittelt, die jedoch erst nach einer Schweißzeit von 10 ms einsetzt. Diese lokale Verschiebung wird auf die Ausdehnung des Werkstoffs im Bereich um das Schmelzbad zurückgeführt.

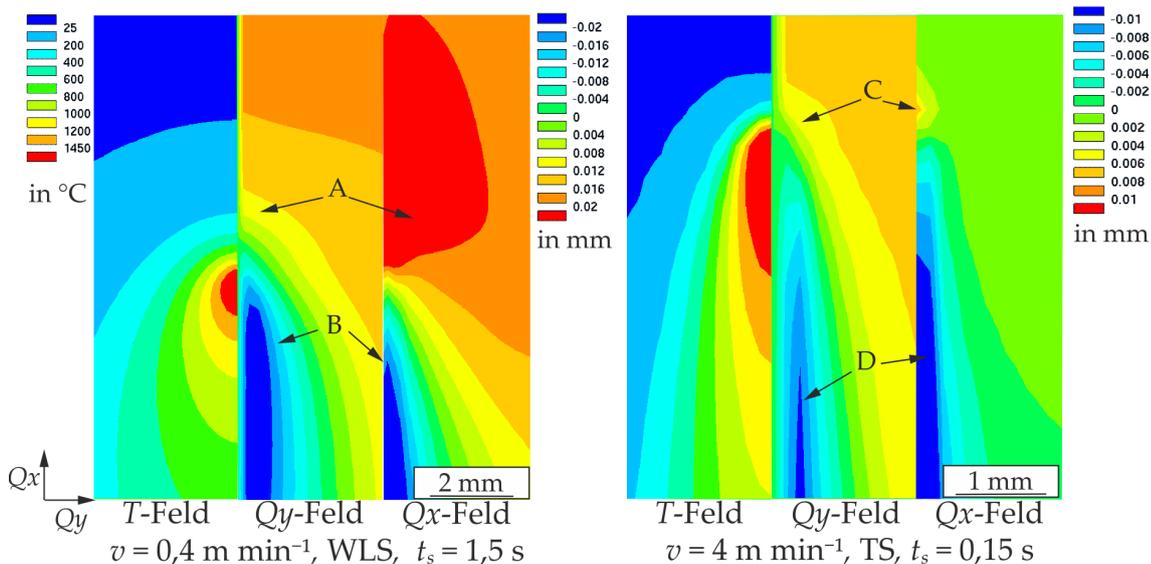


Abbildung 5.8: Verschiebungen im Bereich um das Schmelzbad

Um nun die Ursache für die ermittelte Querschiebung zu ermitteln, sind in Abbildung 5.8 die lokalen Verschiebungen um das Schmelzbad und in der Schweißnaht in Längs- und Querrichtung dargestellt. Für die Darstellung ist anzumerken, dass die Fest- und Loslager am Blechanfang und -ende auf der Symmetrielinie festgelegt wurden. Dies führt dazu, dass sich die Bleche symmetrisch zu beiden Seiten in gleicher Art bewegen. Der ortsaufgelösten Darstellung ist zu entnehmen, dass beim Wärmeleitungsschweißen eine deutliche Längsverschiebung vor der Wärmequelle auftritt (A). Des Weiteren ist eine negative Verschiebung im Bereich der Schweißnaht

zu erkennen (B). Im Gegensatz dazu bildet sich beim Tiefschweißprozess (höhere Schweißgeschwindigkeit) keine markante Verschiebung vor der Wärmequelle aus (C). Hier sind nur die negativen Längs- und Querverschiebungen im Bereich in der Schweißnaht zu erkennen (D). Dieses Ergebnis zeigt, dass beim schnelleren Schweißen die negative Verschiebung (Schrumpfung) in der Schweißnaht ursächlich für die globale Verschiebung der Bleche ist.

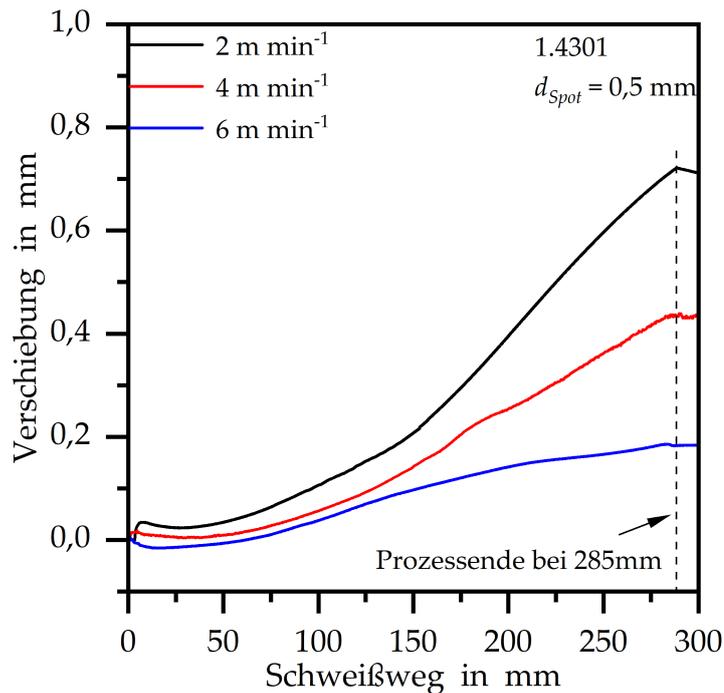


Abbildung 5.9: Verschiebung des Blechs unter Variation der Schweißgeschwindigkeit

Einfluss der Schweißgeschwindigkeit

Der Einfluss variierender Schweißgeschwindigkeiten auf die Verschiebung ist exemplarisch in Abbildung 5.9 dargestellt. Es wurden die Geschwindigkeiten 2 m min^{-1} , 4 m min^{-1} und 6 m min^{-1} gewählt und die jeweiligen eintretenden Verschiebungen in Bezug zum Schweißweg dargestellt. Es ist auffällig, dass bei Erhöhung der Geschwindigkeit die Verschiebungen zu Schweißbeginn abnehmen. Im weiteren Verlauf sind die Verschiebungsverläufe bis zu einem Weg von 150 mm bei den verschiedenen Geschwindigkeiten relativ gleich. Von da an ist jedoch die Verschiebung bei einer Geschwindigkeit von 2 m min^{-1} deutlich ausgeprägter. Zu Prozessende liegt die Verschiebung hier bei $0,7 \text{ mm}$, während die Verschiebung bei einer Geschwindigkeit von 6 m min^{-1} $0,18 \text{ mm}$ beträgt.

Diese zeitlichen Verläufe werden nun hinsichtlich der *Verschiebung bei Prozessabbruch*, *Verschiebung am Ende* des Schweißprozesses und der realisierten *Nahtlänge* unter Variation der Geschwindigkeit ausgewertet (siehe Abbildung 5.10). Die Nahtlänge

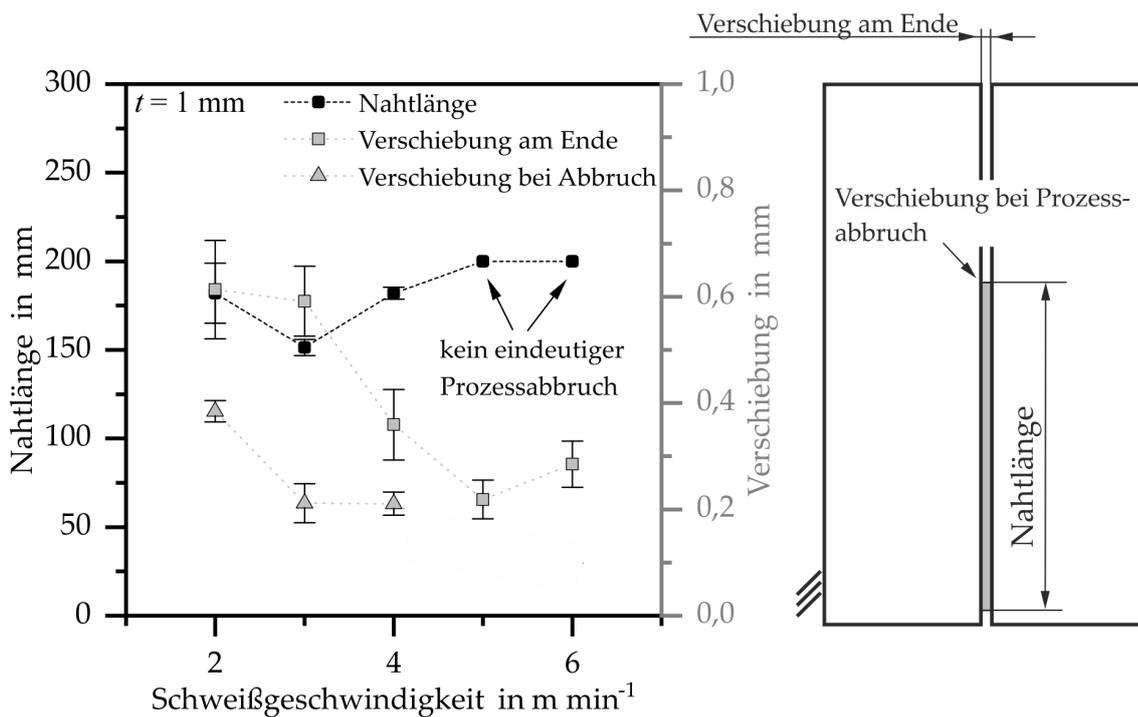


Abbildung 5.10: Einfluss der Schweißgeschwindigkeit auf Nahtlänge, Verschiebung bei Prozessabbruch und Verschiebung am Ende, $t = 1 \text{ mm}$

nimmt einen Wert von 180 mm für den Geschwindigkeitsbereich von 2 m min^{-1} bis 4 m min^{-1} ein. Bei Geschwindigkeiten $v = 5 \text{ m min}^{-1}$ und $v = 6 \text{ m min}^{-1}$ wurden vergleichbare Nahtlängen festgestellt, jedoch ist festzuhalten, dass sich hier keine eindeutigen Prozessabbrüche ausbildeten, sodass diese Werte gesondert markiert sind. Insbesondere bei der Betrachtung der Querschliffe (siehe Abbildung 5.11) wird die Ausbildung einer Nahtunterwölbung deutlich, die jedoch nicht als Prozessabbruch gewertet wurde. Unter Betrachtung der Messgröße *Verschiebung bei Abbruch* fällt auf, dass diese bei einer Geschwindigkeit von 2 m min^{-1} einen Wert von 0,38 mm annimmt. Bei den Geschwindigkeiten von 3 m min^{-1} und 4 m min^{-1} beträgt der Wert 0,21 mm und damit kann ebenfalls ein Spalt von 20% der Blechdicke überbrückt werden. Dies ist damit deutlich höher als der in der Literatur angegebene Wert von 10% [Inf19]. Bei $v > 4 \text{ m min}^{-1}$ wurde keine eindeutige Verschiebung bei Abbruch ermittelt. Bei Betrachtung der Messgröße *Verschiebung am Ende* nehmen die Messwerte mit Steigerung der Schweißgeschwindigkeit deutlich ab und erreichen ein Minimum bei $v = 5 \text{ m min}^{-1}$. Bei weiterer Steigerung der Geschwindigkeit nimmt der Wert wieder zu.

Entsprechend zu den geschwindigkeitsabhängigen Verschiebungsausprägungen sind zugehörige Querschliffe in Abbildung 5.11 dargestellt. In der ersten Reihe sind die Querschliffe zu finden, die 50 mm vom Blechanfang entnommen wurden. Es ist deutlich zu erkennen, dass sich nahezu parallel Schweißnähte ausbildeten und die

Schweißnahtbreite mit Steigerung der Geschwindigkeit abnimmt. In der zweiten Reihe sind Querschliffe zusammengefasst, die in der Mitte des Blechs entnommen wurden. Es ist ersichtlich, wie unter Verwendung der Geschwindigkeiten von 4 m min^{-1} , 5 m min^{-1} und 6 m min^{-1} Nahtunterwölbungen auf der Oberseite (A) und Unterseite (B) auftreten, die auf die Verschiebung im Prozess zurückzuführen sind.

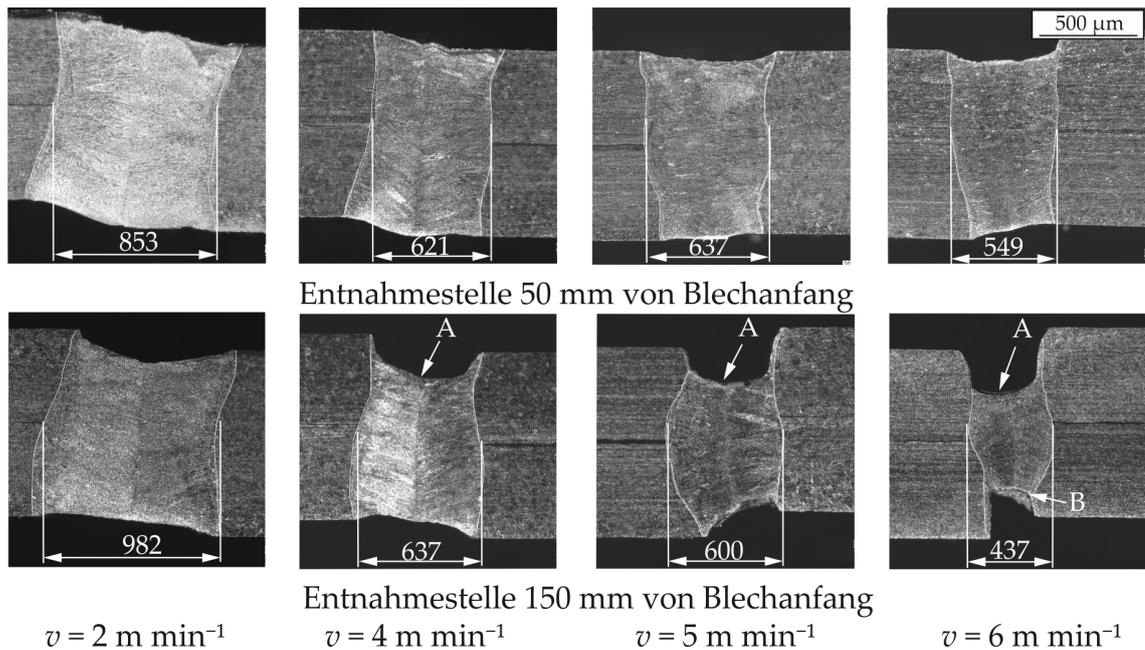


Abbildung 5.11: Einfluss der Schweißgeschwindigkeit auf die Nahtbreite im Querschliff

Anhand der Schliffbilder wird erkennbar, dass bei einer Schweißgeschwindigkeit von 2 m min^{-1} ein deutlich breiteres Schmelzbad ($0,8 \text{ mm}$) im Vergleich zum verwendeten Spotdurchmesser von $0,5 \text{ mm}$ ermittelt wurde und dies auf den Leistungsüberschuss zurückzuführen ist. Folglich liegt ein hoher Wärmeeintrag in das Blech vor und damit gehen größere Verschiebungen einher. Dies wird auch an der Messgröße *Verschiebung am Ende* deutlich. Es ist ebenfalls festzuhalten, dass ein Spalt in Höhe des Spotdurchmessers überbrückt werden kann.

Bei Steigerung der Schweißgeschwindigkeit wird das Schmelzbad schmäler und die Temperaturfelder kleiner. In der Folge wurden die Verschiebungen geringer und die Fähigkeit, das Schmelzbad mit Material zu speisen, verringert sich. Dies führt dazu, dass sich die Spaltüberbrückbarkeit reduziert. Beispielsweise reicht die Laserstrahlleistung ab einer Verschiebung von $0,2 \text{ mm}$ ($v = 4 \text{ m min}^{-1}$, siehe Abbildung 5.10) nicht mehr aus, um die Fügeflanke aufzuschmelzen, und es erfolgt der Prozessabbruch. Anhand des zugehörigen Schliffbilds ist die auftretende Nahtunterwölbung an der Oberseite (A) auf den zu geringen Wärmeeintrag zurückzuführen.

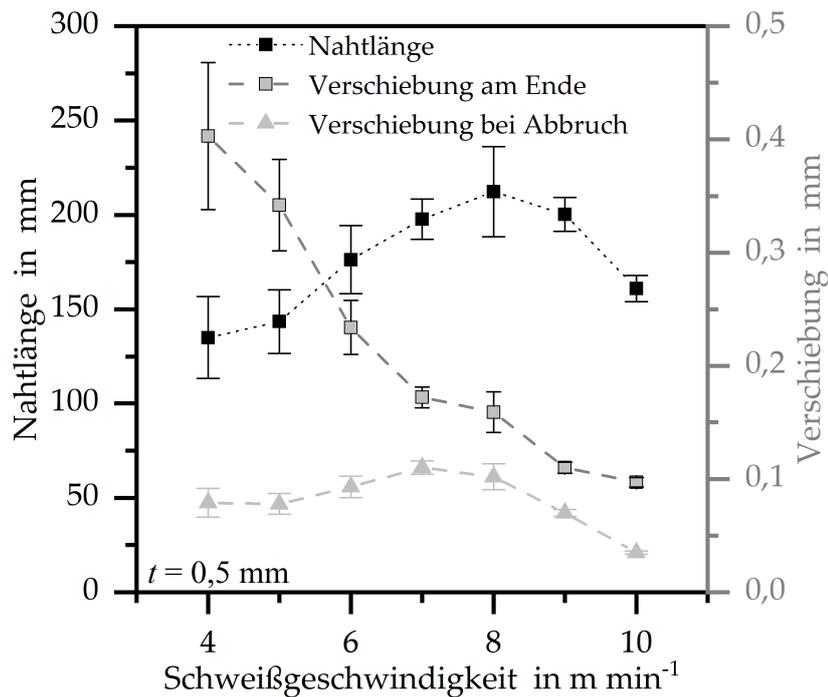


Abbildung 5.12: Einfluss der Schweißgeschwindigkeit auf Nahtlänge, Spalt bei Prozessabbruch und Spalt am Ende, $t = 0,5 \text{ mm}$

Diese kann bereits zu einer deutlichen Reduzierung der Festigkeit führen. Bei den Geschwindigkeiten von 5 m min^{-1} und 6 m min^{-1} treten Nahtunterwölbungen an der Ober- und Unterseite des Blechs auf (A, B), die zu einer deutlichen Reduktion der Festigkeit führen würden. Diese Nahtimperfektionen wurden aber hier nicht als Prozessabbruch identifiziert, sodass hier eine Überschätzung der ermittelten Nahtlängen vorliegt.

In der Abbildung 5.12 ist der Einfluss der Geschwindigkeit auf die genannten Messgrößen für die Blechdicken $0,5 \text{ mm}$ zusammengefasst. Für die Blechdicke von $0,5 \text{ mm}$ ist festzuhalten, dass mit einer Geschwindigkeitssteigerung (bis 8 m min^{-1}) die Nahtlängen ansteigen. Bei einer höheren Geschwindigkeit (ab 9 m min^{-1}) reduziert sich die Nahtlänge jedoch deutlich um bis zu 50 mm . Bei der Betrachtung des Kriteriums *Verschiebung bei Abbruch* fällt auf, dass die Werte mit Geschwindigkeitssteigerung auf $0,1 \text{ mm}$ ansteigen. Somit kann ebenfalls ein Spalt von 20% der Blechdicke überbrückt werden. Bei $v = 10 \text{ m min}^{-1}$ ist jedoch wieder eine klare Reduzierung festzustellen. Diese Erscheinung ist ebenfalls damit zu begründen, dass bei der genutzten Gauß'schen Intensitätsverteilung die Nahtflanken bei einem auftretenden Spalt nicht mehr aufgeschmolzen werden und damit keine vollständige Durchschweißung erzielt wird.

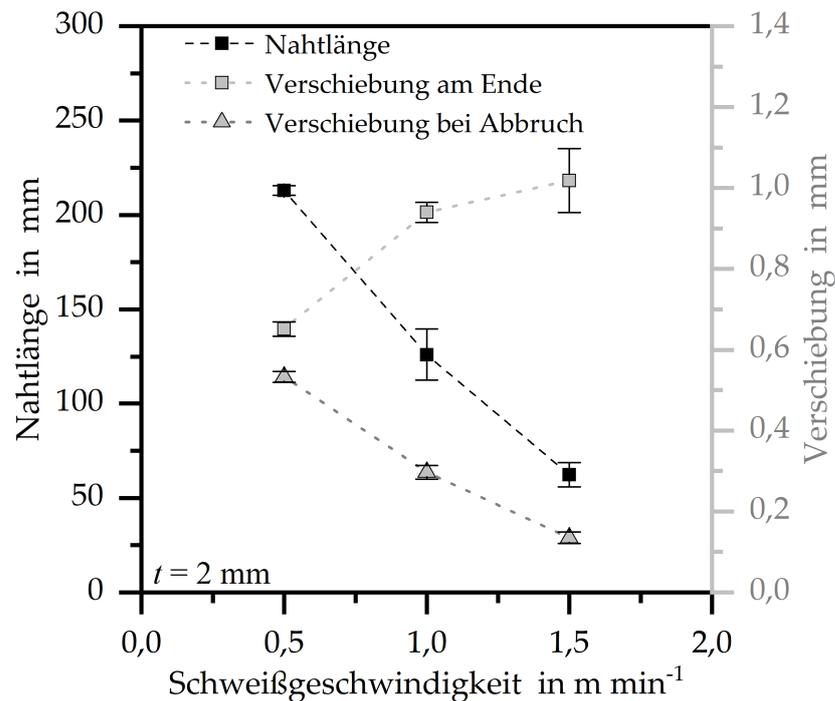


Abbildung 5.13: Einfluss der Schweißgeschwindigkeit auf Nahtlänge, Spalt bei Prozessabbruch und Spalt am Ende, $t = 2 \text{ mm}$

Die Ergebnisse unter Verwendung der Blechdicke von 2 mm sind in Abbildung 5.13 dargestellt. Mit Zunahme der Schweißgeschwindigkeit nehmen die Nahtlänge und die Verschiebung bei Prozessabbruch ab. Also sinkt die Spaltüberbrückbarkeit mit Steigerung der Geschwindigkeit. Die Verschiebung am Ende des Schweißprozesses nimmt allerdings zu. So beträgt die Schweißnahtbreite 2,5 mm unter Verwendung einer Geschwindigkeit von $0,5 \text{ m min}^{-1}$. Bei dieser geringeren Schweißgeschwindigkeit ist davon auszugehen, dass sich bereits während des Schweißens die Bleche in vertikaler Richtung (z-Richtung) stark verformen. Folglich verspannt sich das Bauteil in der Vorrichtung (Spalt von 0,1 mm zwischen Blech und Niederhalter) und die Querverschiebung nimmt ab. Mit Steigerung der Schweißgeschwindigkeit nimmt die Ausbildung des vertikalen Verzugs ab und das Blech kann besser unter dem Niederhalter gleiten. Für die Untersuchung unter Verwendung der zweiten Wärmequelle wurde die Geschwindigkeit in Höhe von 1 m min^{-1} genutzt.

Darüber hinaus konnten anhand der Verschiebungsverläufe die Geschwindigkeiten, mit denen sich der Spalt zwischen den Fügepartnern ausbildete, ermittelt werden. Hierzu wurde der Messwert von Taster 2 herangezogen und es wurde der Messwert zum Zeitpunkt, wann der Laserstrahl die Messstelle passierte, genutzt (siehe Abbildung 5.14). Für die Blechdicke von 0,5 mm ist das Ergebnis in Abbildung 5.15 dargestellt. Es ist festzuhalten, dass die Verschiebungsgeschwindigkeit mit

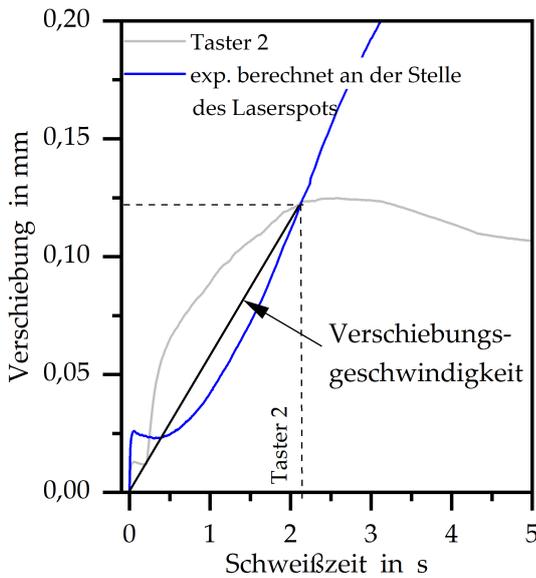


Abbildung 5.14: Ermittlung der Verschiebungsgeschwindigkeit

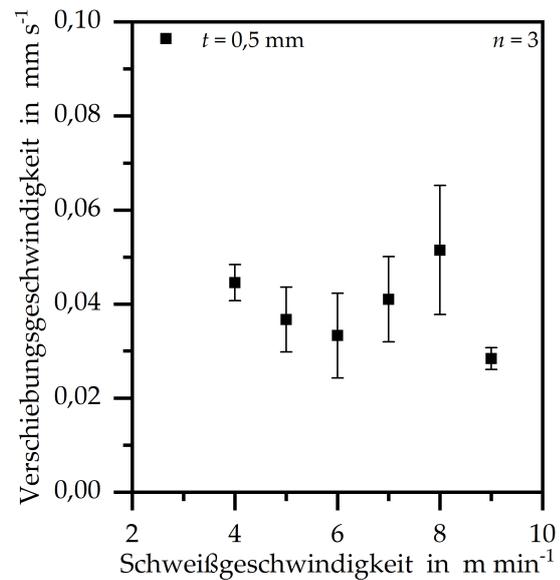


Abbildung 5.15: Verschiebungsgeschwindigkeit in Abhängigkeit der Schweißgeschwindigkeit, $t = 0,5$ mm

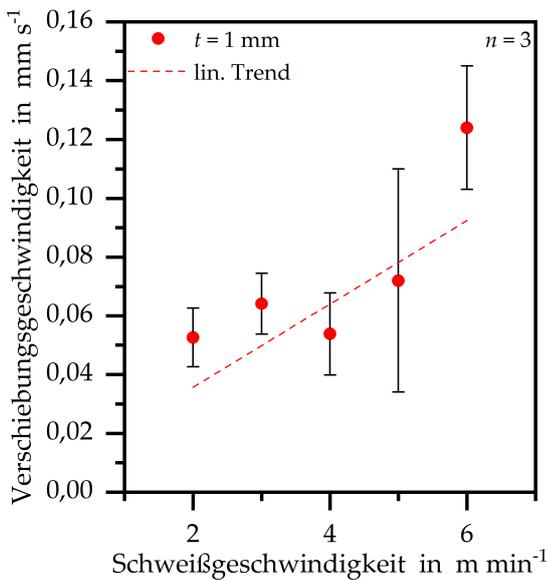


Abbildung 5.16: Verschiebungsgeschwindigkeit in Abhängigkeit der Schweißgeschwindigkeit, $t = 1$ mm

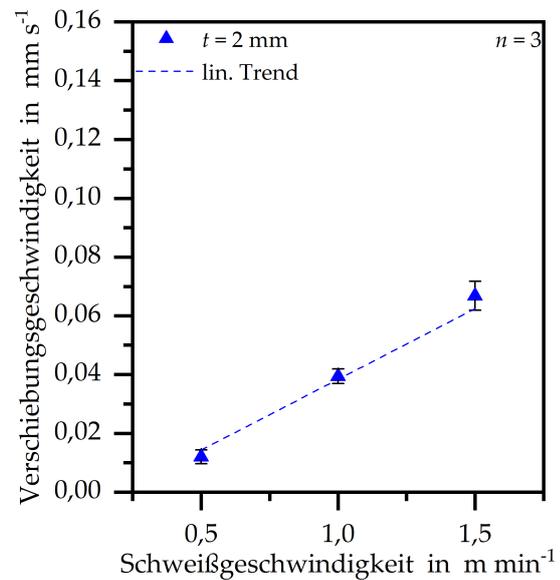


Abbildung 5.17: Verschiebungsgeschwindigkeit in Abhängigkeit der Schweißgeschwindigkeit, $t = 2$ mm

Steigerung der Schweißgeschwindigkeit leicht abfällt und im Anschluss wieder ansteigt. Da sich die Streubereiche jedoch überlagern, ist der Einfluss der Schweißgeschwindigkeit als nicht signifikant zu bewerten. Für die Blechdicke von 1 mm ist der Verlauf in Abbildung 5.16 dargestellt. Hier steigt die Verschiebungsgeschwindigkeit mit Steigerung der Schweißgeschwindigkeit deutlich an. Dieser Einfluss ist ebenfalls für die Blechdicke von 2 mm in Abbildung 5.17 zu erkennen. Da für die Untersu-

chungen mit konstanter Laserleistung und variierender Schweißgeschwindigkeit gearbeitet wurde, ergaben sich unterschiedliche Schweißnahtbreiten. Entsprechend lagen verschiedene Temperaturfelder mit korrelierender Schweißnahtkontraktion vor. Da nicht mit für die Blechdicke angepasster Laserleistung, sondern mit konstanter Leistung gearbeitet wurde, sind die Ergebnisse zwischen den unterschiedlichen Blechdicken nicht direkt miteinander vergleichbar. Jedoch ist festzuhalten, dass mit Zunahme der Schweißgeschwindigkeit die Verschiebungsgeschwindigkeit tendenziell zunimmt.

5.2.2 Analytische Berechnung

Die Ausbildung der unterschiedlichen Schweißnahtbreiten in Verknüpfung mit den sich ergebenden Verschiebungsgeschwindigkeiten wurde nun in einer thermomechanischen Modellvorstellung untersucht. In Anlehnung an das Schrumpfkraftmodell wurde nach dem Wärmequellendurchgang eine thermische Kontraktion bzw. Schrumpfung berechnet. Der Betrachtungsbereich umfasste dazu die Schweißnaht und einen thermisch beeinflussten Bereich um diese Naht. Für die Berechnung wurde die thermische Dehnung der plastischen Dehnung gleichgesetzt. Eine weitere Annahme bestand darin, dass die Kontraktion von dem sich ausbildenden Temperaturfeld im Bauteil abhängt, sodass unter Berücksichtigung der Schweißgeschwindigkeit eine Kontraktionsgeschwindigkeit berechnet werden konnte. Die Kontraktionsgeschwindigkeit wurde mit der Verschiebungsgeschwindigkeit an der Stelle des Messtasters 2 in Relation gesetzt. Es wird betont, dass das Modell nicht den Anspruch hat, die Verschiebungen vorherzusagen. Es soll lediglich gezeigt werden, dass beide Geschwindigkeiten in einem Verhältnis zueinanderstehen und durch das Temperaturfeld bestimmt werden.

Für die Abschätzung wurde die Temperaturfeldausbildung durch das Modell der *Linienuelle in unendlich ausgedehnter Scheibe der Dicke t* nach *Rykalin* [RF57] angewendet. Die Wärmeeinbringung erfolgt entlang einer Linie, die parallel zur z -Achse orientiert ist. Sie bewegt sich dabei mit der Geschwindigkeit v entlang der x -Achse. Die Kühlung entlang der Oberflächen wird nicht betrachtet. Die zugehörige Gleichung lautet:

$$T(x, y) = T_0 + \frac{P}{t \cdot 2 \cdot \pi \cdot \lambda_{th}} \cdot \exp\left(-\frac{x \cdot v}{2 \cdot k}\right) \cdot K_0\left(\frac{v}{2 \cdot k} \sqrt{x^2 + y^2}\right). \quad (5.1)$$

Darin ist K_0 eine Besselfunktion zweiter Art und nullter Ordnung, k ist die Temperaturleitfähigkeit, λ_{th} ist die Wärmeleitfähigkeit und P die eingebrachte Laserleistung.

In Abbildung 5.18 ist eine zugehörige zweidimensionale Temperaturfeldverteilung dargestellt. Die Isothermen für 1400 °C, 700 °C und 100 °C sind hervor gehoben und die Länge $l_{700^\circ\text{C}}$ sowie die halbe Breite $b_{700^\circ\text{C}}$ der 700 °C-Isotherme sind ebenfalls dargestellt.

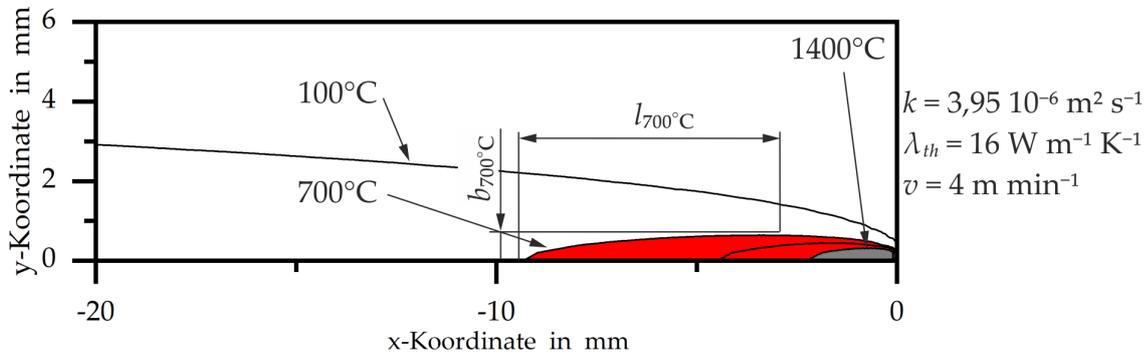


Abbildung 5.18: Analytisch berechnetes Temperaturfeld

Um die Kontraktion bzw. die Breitenänderung Δb zu ermitteln, wurde der lineare Zusammenhang der Wärmeausdehnung

$$\Delta b = \Delta T \cdot \alpha \cdot b \quad (5.2)$$

genutzt.

Für die Berechnung der Temperaturdifferenz ΔT wurde durch ein iteratives Vorgehen die 700 °C-Isotherme als untere Grenze berücksichtigt. Für die obere Grenze wurde die Schmelztemperatur in Höhe von 1400 °C angesetzt. Um die Kontraktion in diesem Temperaturbereich abzubilden, wurde die Temperaturdifferenz ΔT gemittelt und es gilt:

$$\Delta T = \frac{T_s - T_{Grenze}}{2}, \quad (5.3)$$

$$\Delta T = \frac{1400^\circ\text{C} - 700^\circ\text{C}}{2} = 350 \text{ K}. \quad (5.4)$$

Vergleichend dazu wurde mit einer konstanten Wärmeausdehnung $\alpha = 26,3 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ gearbeitet. Dieser Wert liegt zwischen $\alpha_{700^\circ\text{C}} = 22,5 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ und $\alpha_{1400^\circ\text{C}} = 30 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$. Um die Geschwindigkeit der Breitenänderung Δb zu bestimmen, wurden die Länge $l_{700^\circ\text{C}}$ der gleichen Isotherme und die Schweißgeschwindigkeit v genutzt. Die Länge ergab sich dabei als Abstand von der breitesten Stelle der Isotherme bis zum Ende der Isotherme (siehe Abbildung 5.18). Die Breitenänderungsgeschwindigkeit bzw. Kontraktionsgeschwindigkeit \dot{b} berechnet sich wie

folgt:

$$\dot{b} = \frac{b_{700} \cdot \alpha \cdot \Delta T \cdot v}{l_{700}}. \quad (5.5)$$

Unter Beachtung vorliegender Schweißnahtbreiten erfolgte die Berechnung der Temperaturfelder sowie folglich die Kontraktionsgeschwindigkeiten. Diese sind in Abbildung 5.19 zusammengefasst. Unter Anwendung der Regressionsanalyse erfolgte die Bestimmung der exponentiellen Funktion

$$y = 0,189 \cdot \exp\left(\frac{-x}{0,53}\right) + 0,014 \quad (5.6)$$

mit einem R^2 von 0,97.

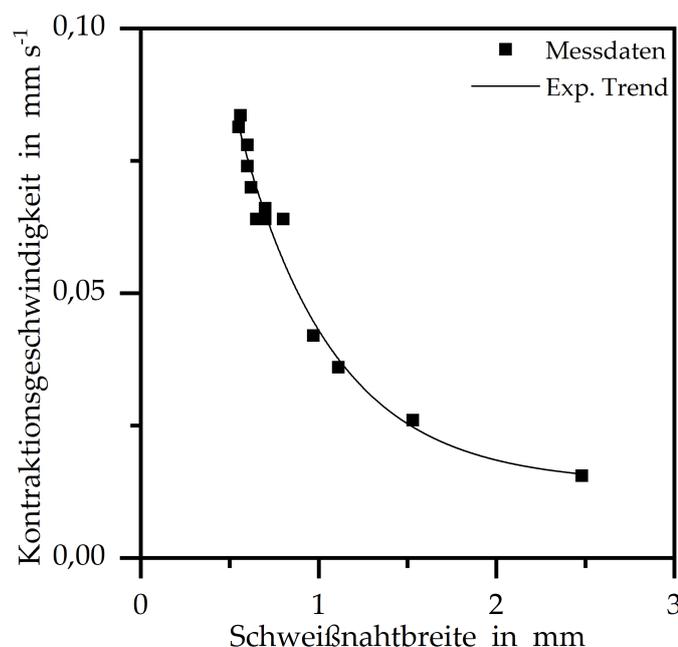


Abbildung 5.19: Berechnete Kontraktionsgeschwindigkeit unter Berücksichtigung realisierter Schweißnahtbreiten

In Abbildung 5.20 sind die Verschiebungsgeschwindigkeiten in Abhängigkeit der gemessenen Schweißnahtbreiten aufgetragen. Dem Verlauf ist zu entnehmen, dass bei hohen Schweißnahtbreiten langsame Verschiebungsgeschwindigkeiten vorliegen und diese mit Abnahme der Schweißnahtbreite ansteigen. An dieser Stelle ist zu erwähnen, dass mit konstanter Laserleistung gearbeitet wurde. Folglich bestimmt die Schweißgeschwindigkeit das Temperaturfeld, das die Schweißnahtbreite beeinflusst, und dies resultiert in der Verschiebungsgeschwindigkeit. Des Weiteren ist im Diagramm die Kontraktionsgeschwindigkeit dargestellt. Die Graph gibt gut

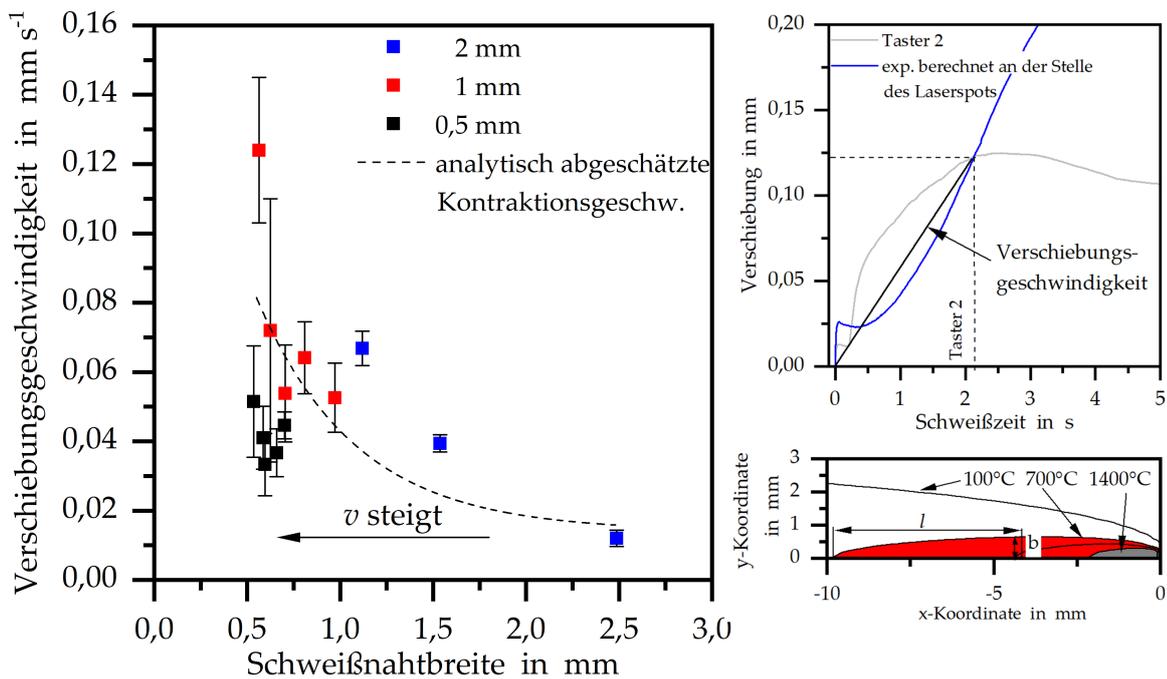


Abbildung 5.20: Verschiebungsgeschwindigkeiten für drei Blechdicken

die ermittelten Messdaten für die Blechdicken 1 mm und 2 mm wieder. Anhand dieses Ergebnisses kann abgeleitet werden, dass die Temperaturfeldausprägung die Verschiebungsgeschwindigkeit bestimmt.

Bei der Blechdicke von 0,5 mm ist ein deutlicher Unterschied zwischen den Messdaten und dem Modell erkennbar. Dies ist durch die Anwendung einer höheren Schweißgeschwindigkeit erklärbar, da bei Steigerung der Schweißgeschwindigkeit die Strömung um die Kapillare überproportional zunimmt [Bec96]. Damit steigt der Materialtransport um die Kapillare und die damit verbundene Konvektion. Die Folge der Konvektion liegt darin, dass das Schmelzbad länger wird. Dieser konvektive Anteil der Wärmeübertragung wird durch die Modellvorstellung von *Rykalin* jedoch nicht berücksichtigt und damit die Kontraktionsgeschwindigkeit überschätzt (siehe Formel 5.5). Darüber hinaus weist die analytische Abschätzung weitere Einschränkungen auf, die im Folgenden dargelegt werden. Die analytische Abschätzung nach *Rykalin* beschreibt ein quasistationäres Temperaturfeld für eine unendlich ausgehende Scheibe. Somit ist von Abweichungen zwischen dem realen Temperaturfeld am Blechanfang und dem berechneten Temperaturfeld auszugehen. Des Weiteren wurden in der Abschätzung mechanische Einflüsse in Form der Bauteilsteifigkeit, die geometrische Beziehung zwischen den beiden betrachteten Messstellen sowie die Reibung zwischen Blech und Auflage nicht berücksichtigt. Dennoch lässt die vorgestellte Analyse den Schluss zu, dass eine Relation zwischen Verschiebungs-

geschwindigkeit und der analytisch abgeschätzten Kontraktionsgeschwindigkeit vorliegt.

Fazit

Resümierend lässt sich festhalten, dass die Verschiebungen mit Zunahme der Schweißgeschwindigkeit abnehmen. Die Verschiebungsgeschwindigkeit nimmt mit Steigerung der Schweißgeschwindigkeit zu. Dies wird durch die Abhängigkeit der Schweißgeschwindigkeit auf die Temperaturfeldausbildung in Verbindung gebracht, die durch ein analytisches Modell abgeschätzt wurde. Der Einfluss der Blechdicke wurde dabei nicht berücksichtigt.

5.2.3 Mechanische Festigkeit

Anhand der bisher dargestellten Ergebnisse konnten für den Schweißprozess Spaltbreiten, die größer als 10 % der Blechdicken sind, überbrückt werden. Im Folgenden wird nun gezeigt, bei welcher Spaltbreite eine deutliche Reduktion der Zugfestigkeit im Zugversuch auftritt (siehe Abbildung 5.21). Dabei werden für die Blechdicken 0,5 mm, 1 mm und 2 mm die Blechabstände zwischen 0 mm bis 0,20 mm variiert. Es ist zu erkennen, dass sich die Zugfestigkeit bei einer Blechdicke von 0,5 mm bereits bei einem Spalt von 0,05 mm um ca. 30 % reduziert. Ein Spalt von 0,15 mm konnte nicht geschweißt werden, da bei dieser Blechdicke nur begrenzt Material zum Auffüllen des Spalts zur Verfügung stand und dies direkt zu Nahteinfall bzw. zum Prozessabbruch führte. Bei der Blechdicke von 1 mm führt ein Spalt von 0,05 mm zu einer Reduzierung der Zugfestigkeit um 6 %, was als unkritisch zu bewerten ist. Bei einem Spalt von 0,1 mm reduziert sich die Zugfestigkeit auf 560 N mm^{-2} bzw. um 12 %. Dies kann als akzeptabel angesehen werden, sollte jedoch für den Anwendungsfall überprüft werden. Bei einem Spalt von 0,15 mm reduzierte sich die Zugfestigkeit um 34 %. Diese Reduktion ist als kritisch zu bewerten, woraus sich ergibt, dass ein Spalt von 0,1 mm als Grenzwert angenommen wird. Für die Blechdicke von 2 mm ist keine deutliche Reduktion der Trennkraft bis zu einem Spalt von 0,2 mm zu erkennen. Dieses Verhalten kann auf die Ausbildung einer sehr breiten Schweißnaht zurückgeführt werden (siehe Abbildung 5.22). Folglich wurde viel Material aufgeschmolzen, das folglich zum Füllen des Spalts zur Verfügung stand.

Der Einfluss des Spalts wurde darüber hinaus unter Variation der Schweißgeschwindigkeit an der Blechdicke 1 mm ermittelt (siehe Abbildung 5.23). Hierbei wurde die Laserleistung so gewählt, dass eine vollständige Durchschweißung für die gewählten

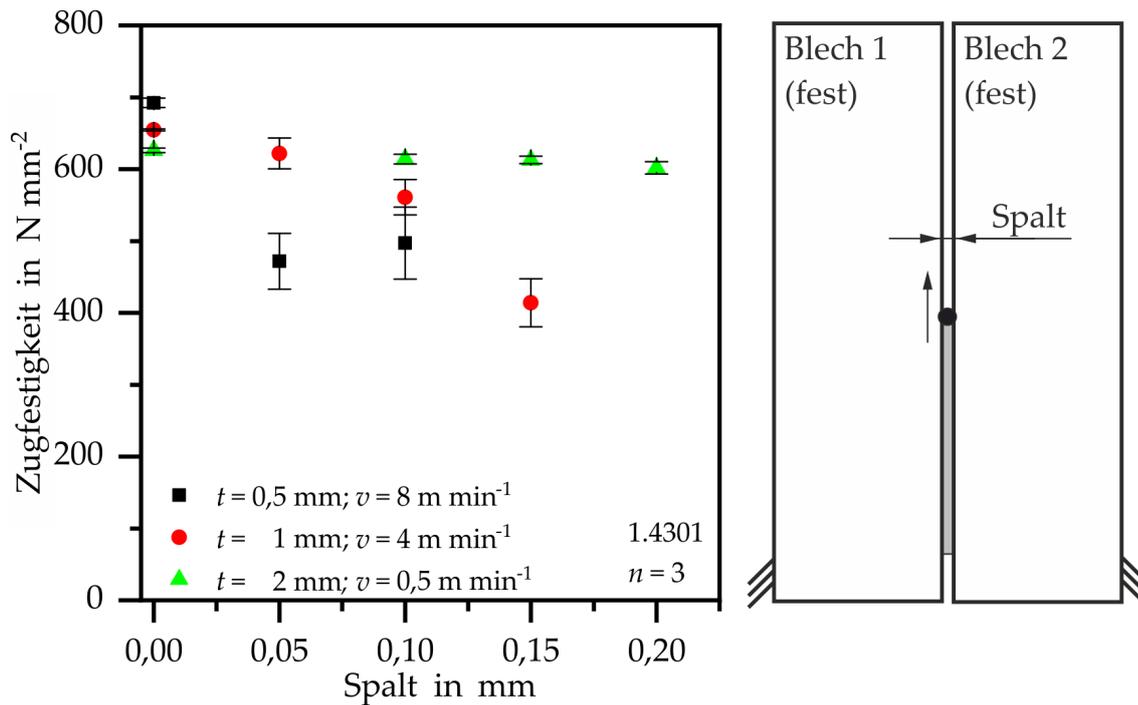


Abbildung 5.21: Einfluss des Spalts auf die Trennkraft bezogen auf die Blechdicke

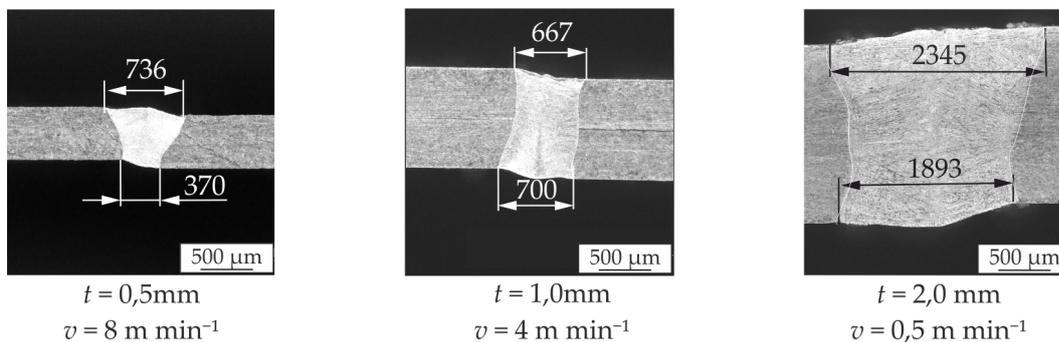


Abbildung 5.22: Querschliffe an drei unterschiedlichen Blechdicken, ohne Spalt

Geschwindigkeiten erzielt werden konnte (siehe Abbildung 5.24). Für die Geschwindigkeit von $0,5 \text{ m min}^{-1}$ wurde eine mehr als doppelt so hohe Streckenenergie E verwendet, da bei geringeren Leistungen nicht im Tiefschweißregime gearbeitet worden wäre. Bei dieser Geschwindigkeit ist kein Einfluss des Spalts auf die Zugfestigkeit erkennbar, was durch die Ausbildung eines sehr breiten Schmelzbads ohne Nahtfall zu erklären ist (siehe Abbildung 5.24 links).

Bei höheren Geschwindigkeiten ist jedoch eine Abhängigkeit der Zugfestigkeit vom Spalt zu erkennen. So nimmt die Zugfestigkeit mit Steigerung des Spalts ab und diese Erscheinung wird mit Zunahme der Schweißgeschwindigkeit deutlicher. Beispielfhaft reduziert sich die Zugfestigkeit bei der Schweißgeschwindigkeit von 6 m min^{-1} und einem Spalt von $0,15 \text{ mm}$ um ca. 26 % im Vergleich zur Referenz. Es wird deutlich, dass bei einem zunehmenden Spalt Nahtfall (A) auftritt (siehe

Abbildung 5.24). Dieser Nahteinfall führt zur Reduktion des tragenden Querschnitts im Zugversuch.

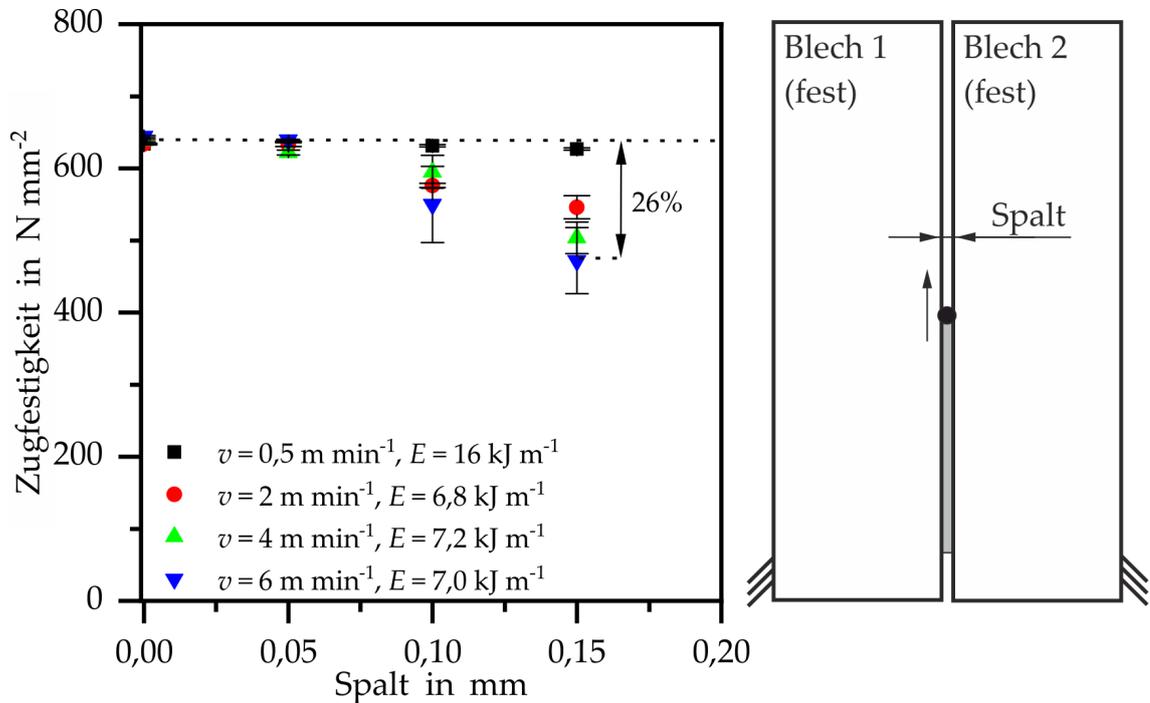


Abbildung 5.23: Einfluss des Spalts auf die Trennkraft unter Variation der Schweißgeschwindigkeit

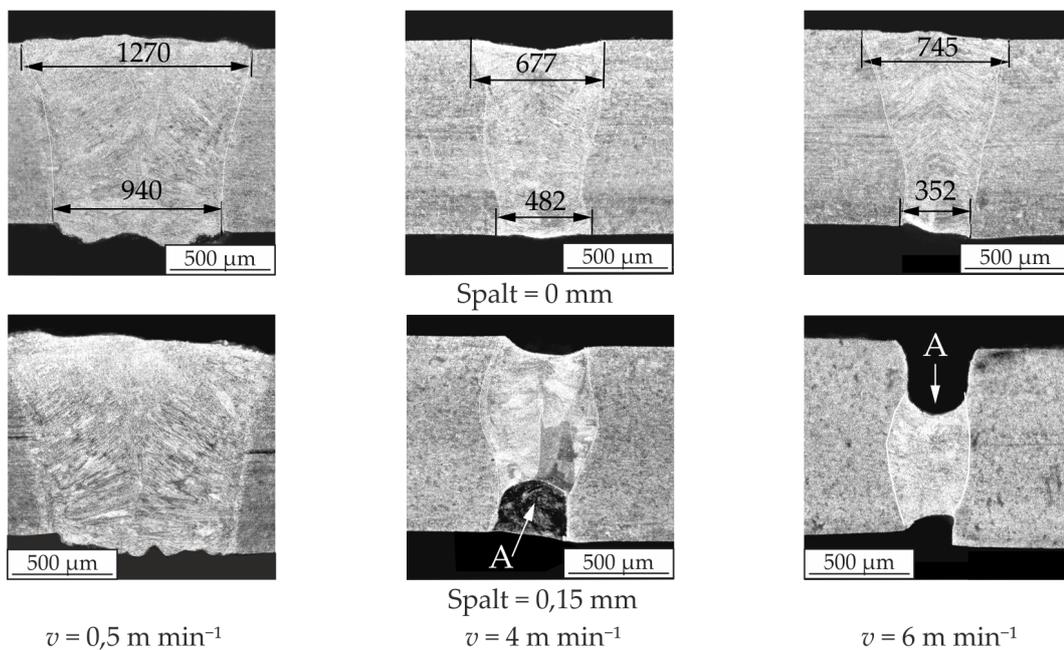


Abbildung 5.24: Querschliffe an Blechen für drei Geschwindigkeiten

Fazit

Bei der Blechdicke 0,5 mm und 1 mm werden mit Steigerung der Schweißgeschwindigkeit die Verschiebungen geringer und tendenziell längere Schweißnähte erreicht.

Auch wurde festgestellt, dass die Spaltüberbrückbarkeit mit Steigerung der Geschwindigkeit ebenfalls abnimmt. Bei einer Blechdicke von 2 mm sinken die erzielten Nahtlängen bei Zunahme der Schweißgeschwindigkeit. Diese gegensätzliche Ausprägung wird auf die Verformung des Blechs im Schweißprozess und die daraus resultierende reduzierte Gleiteigenschaft des Blechs in der Vorrichtung zurückgeführt. Weiterhin wurde gezeigt, dass die Schweißgeschwindigkeit einen Einfluss auf die Verschiebungsgeschwindigkeit im Prozess hat. Außerdem ist festzuhalten, dass ein Spalt, der größer als 10 % der Blechdicke ist, durch einen Laserstrahl überbrückt wird. Jedoch zeigen die Ergebnisse der Zugversuche, dass ein Wert kleiner gleich 10 % eingehalten werden muss, damit die Zugfestigkeit der Verbindung nur um ca. 10 % sinkt. Diese Verminderung kann als akzeptabel angesehen werden.

5.2.4 Einfluss des Spotdurchmessers

Als nächstes gilt es zu klären, wie sich der Einfluss des Spotdurchmessers auf die erzielte Nahtlänge zeigt (siehe Abbildung 5.25). Unter Verwendung eines Durchmessers von 0,3 mm beträgt die mittlere Nahtlänge 100 mm. Mit Vergrößerung des Spotdurchmessers auf 0,8 mm kann eine Verlängerung der Nahtlänge auf 218 mm erzielt werden, was einer Zunahme um den Faktor 2,18 entspricht.

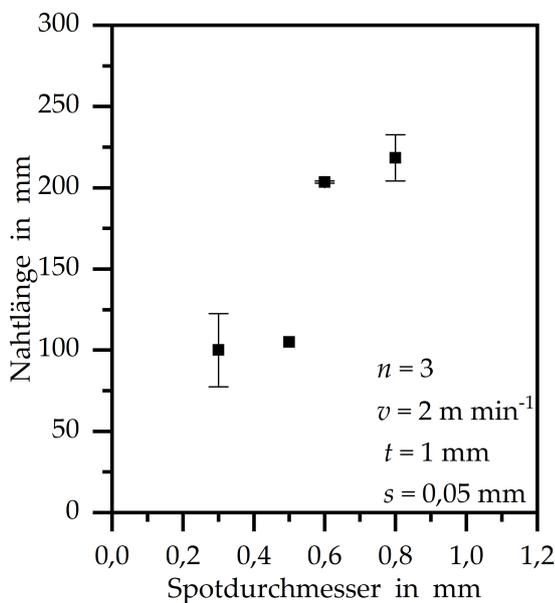


Abbildung 5.25: Einfluss des Spotdurchmessers auf die Nahtlänge

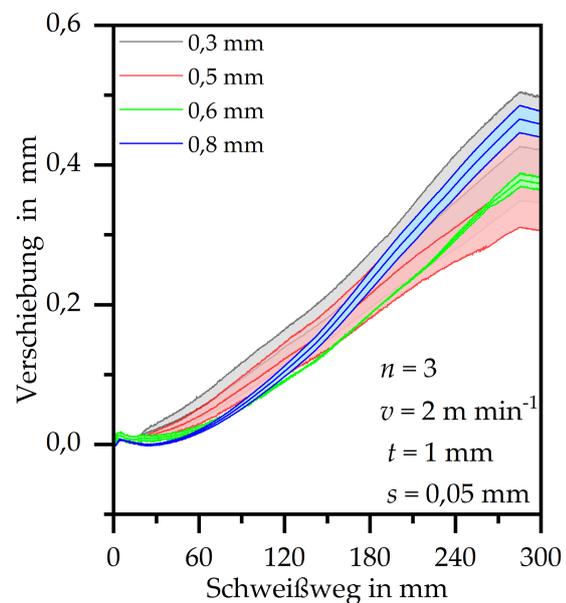


Abbildung 5.26: Einfluss des Spotdurchmessers auf die Verschiebung

In Abbildung 5.26 ist die Verschiebung an der Stelle des Laserspots gegen den Schweißweg in Abhängigkeit des Spotdurchmessers aufgetragen. Der Abbildung ist

zu entnehmen, dass sich die einzelnen Streubereiche überlagern und die Verschiebung zum Prozessende über alle Versuche $0,4 \text{ mm} \pm 0,1 \text{ mm}$ betrug. Ebenfalls ist kein eindeutiger Einfluss des Spotdurchmessers auf die Verschiebungsgeschwindigkeit erkennbar, da sich die Streubereiche überlagern (siehe Abbildung 5.27). Lediglich führt ein größerer Spotdurchmesser zu einer breiteren Schweißnaht, was Abbildung 5.28 zu entnehmen ist. Daraus lässt sich schlussfolgern, dass eine Zunahme des Spotdurchmessers zu einer höheren Spaltüberbrückbarkeit führt und folglich längere Schweißnahtlängen erreicht werden.

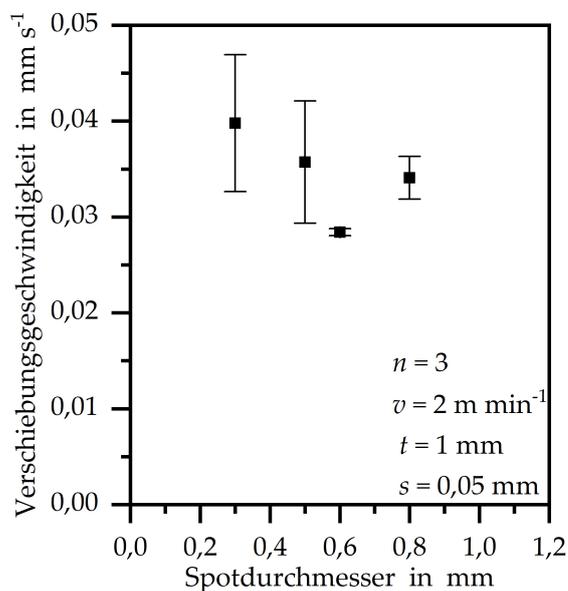


Abbildung 5.27: Einfluss des Spotdurchmessers auf die Verschiebungsgeschwindigkeit

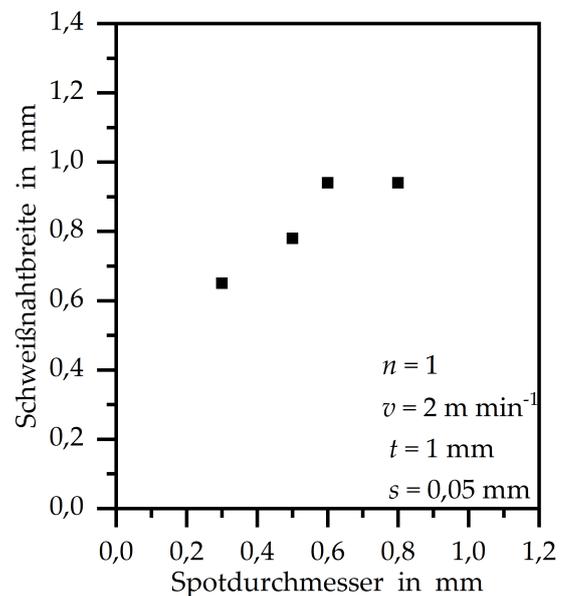


Abbildung 5.28: Einfluss des Spotdurchmessers auf die Schweißnahtbreite

5.2.5 Einfluss eines Spalts

Aufgrund von Fertigungstoleranzen kann ein technischer Nullspalt in der industriellen Produktion nur mit sehr hohem Aufwand realisiert werden, was mit einer deutlichen Kostensteigerung einhergeht. Daher wurde der Einfluss eines eingestellten Spalts s untersucht und dazu erfolgte der Einsatz von Folien, die am Nahtanfang und -ende zwischen die Fügepartnern platziert wurden. Der Einfluss des Spalts auf die Nahtlängen und die *Verschiebung bei Abbruch* ist in Abbildung 5.29 dargestellt.

Es ist zu erkennen, dass mit Zunahme des eingestellten Spalts die Nahtlängen abnehmen, was damit zu erklären ist, dass durch den eingestellten Spalt die *Verschiebung bei Abbruch* bei kürzeren Schweißnahtlängen eintritt. Dies wird auch anhand

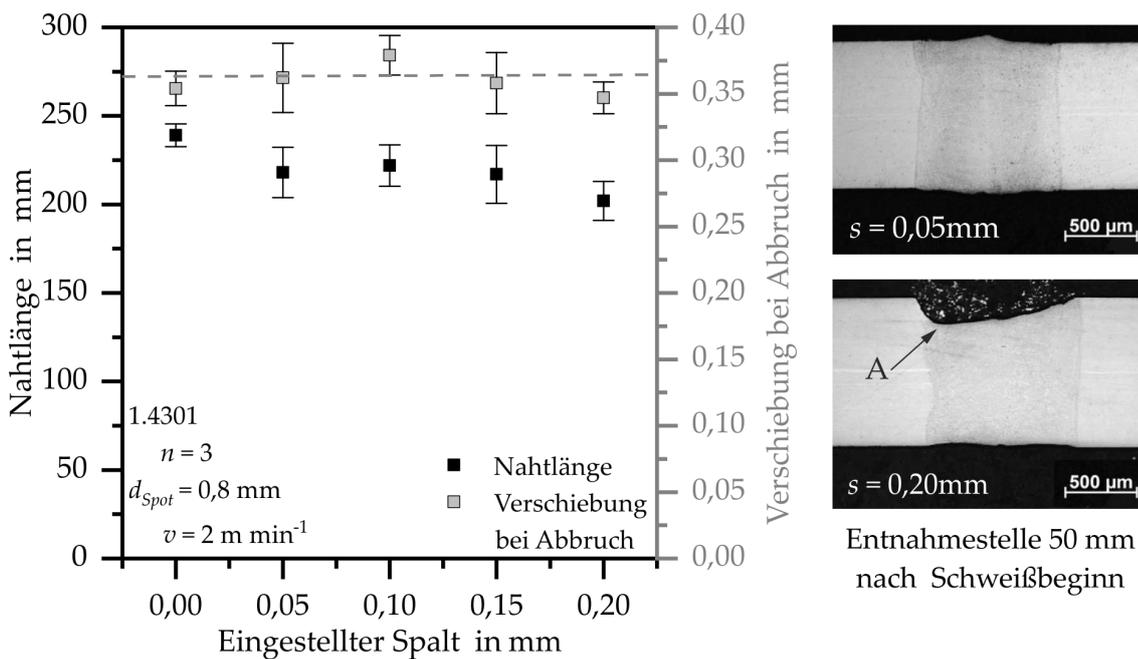


Abbildung 5.29: Einfluss des Spalts auf die Schweißnahtlänge und auf die *Verschiebung bei Abbruch*

der beiden Schlichtbilder deutlich. So zeigt das obere Schlichtbild ($s = 0,05 \text{ mm}$) in der Abbildung eine Schweißnaht, die eine leichte Nahtwölbung auf der Oberseite aufweist. Der darunter abgebildete Querschlicht ($s = 0,2 \text{ mm}$) zeigt eine außermittige Nahtunterwölbung (A) auf, was demonstriert, dass durch die Verschiebung im Prozess weniger Material aufgeschmolzen wurde. Der Abbildung ist ebenfalls zu entnehmen, dass sich die Streubereiche der *Verschiebung bei Abbruch* über den Einstellbereich überschneiden. Daher ist festzuhalten, dass der eingestellte Spalt unter den verwendeten Einstellgrößen keinen Einfluss auf die Verschiebung bei einem Prozessabbruch hat.

Hinsichtlich des Einflusses des eingestellten Spalts auf die Verschiebung im Schweißprozess sind zwei Signalverläufe in Abbildung 5.30 zusammengefasst. Es ist zu erkennen, dass der Signalverlauf unter Anwendung keines Spalts einen sprunghaften Anstieg zum Prozessbeginn aufweist und dann bis zu einem Schweißweg von 50 mm leicht abfällt. Anschließend steigen die Messwerte. Dies wurde auch bei den anderen Geschwindigkeiten und Spotdurchmessern festgestellt. Jedoch ist auffällig, dass unter Verwendung eines eingestellten Spalts ($s = 0,2 \text{ mm}$) die Verschiebung zum Prozessstart keinen sprunghaften Anstieg aufweist. Sie fällt bis zu einem Schweißweg von 50 mm leicht ab und steigt anschließend.

Durch die Auswertung von Hochgeschwindigkeitsaufnahmen (siehe Abbildung 5.31) wird deutlich, dass die Verschiebungen an den beiden Messstellen unterschiedliche

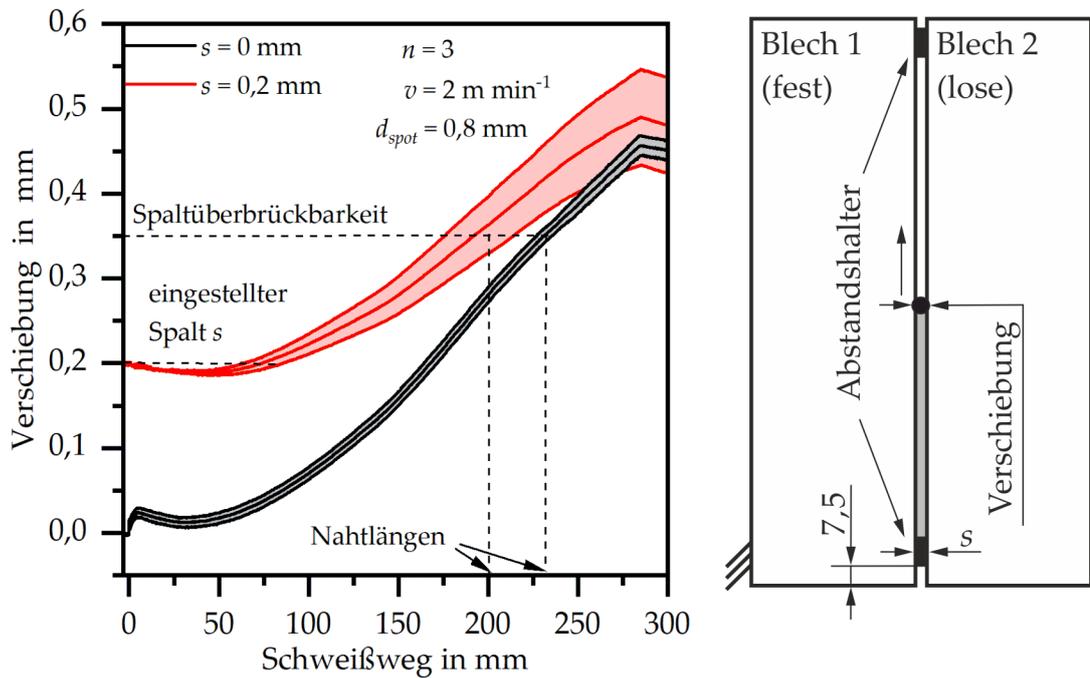


Abbildung 5.30: Einfluss des Spalts auf die Verschiebung

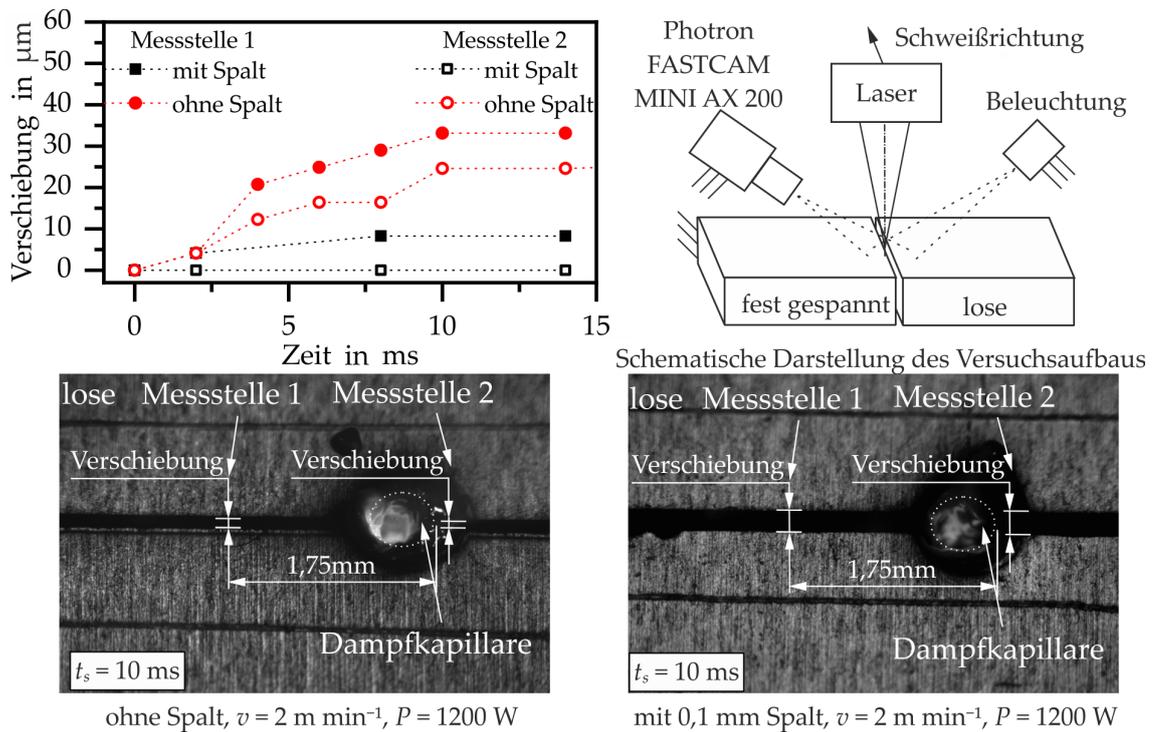


Abbildung 5.31: Einfluss des Spalts auf die Verschiebung an der Einstichstelle des Lasers

Werte annehmen. So beträgt der Unterschied bis zu $20 \mu\text{m}$ bei der Schweißzeit von 10 ms . Diese Differenz ist darauf zurückzuführen, dass sich das Blech im Spalt ungehindert ausdehnen und das Gas aus der Dampfkapillare durch den Spalt

entweichen kann. Folglich ist der Druck innerhalb der Kapillare reduziert und somit liegt eine geringere Verschiebung vor.

5.2.6 Untersuchungen an 3D-Bauteilen

Bisher wurde die Charakterisierung der Verschiebung an ebenen Blechen vorgestellt. In der industriellen Praxis werden jedoch auch 3D-Bauteile geschweißt und beispielhaft sind Schweißaufgaben von Profilen, Behältern oder Wannen zu nennen. Hier liegen unterschiedliche Steifigkeiten der jeweiligen Fügepartner vor und diesen Einfluss gilt es zu untersuchen.

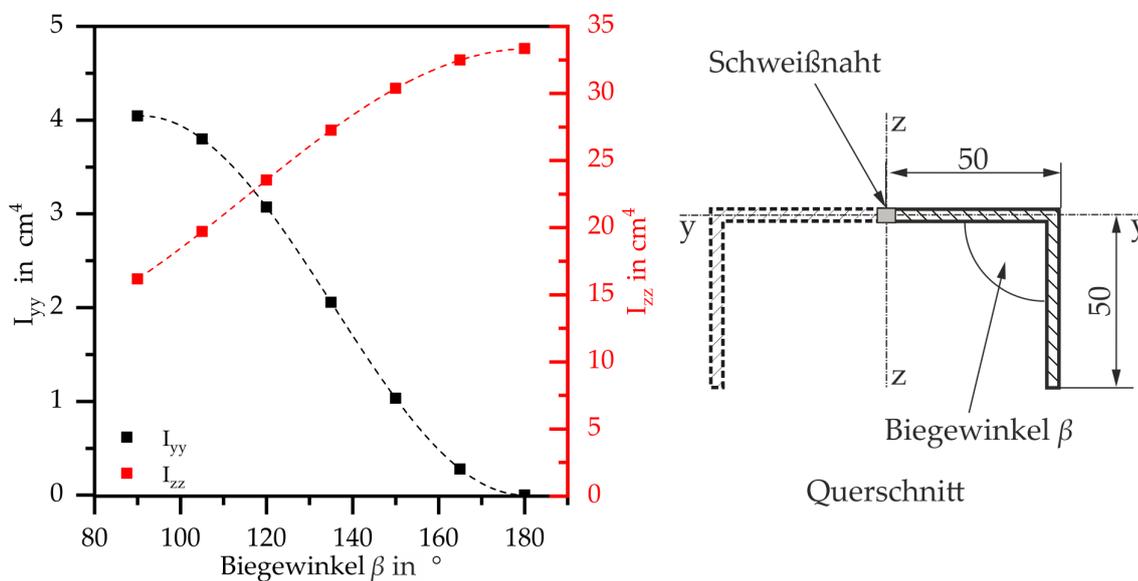


Abbildung 5.32: Einfluss des Winkels auf die Flächenträgheitsmomente I_{yy} und I_{zz}

Um die Auswirkung unterschiedlicher Steifigkeiten auf das Verschiebungsverhalten beim Schweißen von frei eingespannten Blechen einzuschätzen, wurden Untersuchungen an L-Profilen mit gleicher Schenkellänge durchgeführt. Ausgangspunkt der Untersuchungen stellt die Überlegung dar, dass durch die Dehnungsbehinderung Kräfte und Momente beim Schweißen auf die Fügepartner wirken. Durch die Änderung des Biegewinkels bei den L-Profilen wird eine Änderung der Biegesteifigkeit beim Schweißen resultieren. Daraus wird sich wiederum eine Auswirkung auf die Verschiebung ergeben. Der Biegewinkel β geht dabei in das Flächenträgheitsmoment I des Probenquerschnitts ein [KS00] (siehe Abbildung 5.32 rechts). Es wird angenommen, dass jeweils eine Biegung entlang der y - y -Achse, die sich in der Mittellinie des oberen Schenkels befindet, und eine Biegung in der Schweißlinie auftreten. Letztere liegt in der z - z -Achse, die sich mittig zwischen den beiden Proben

befindet. Anhand des Diagramms² in Abbildung 5.32 ist zu erkennen, dass das Flächenträgheitsmoment (2. Ordnung) I_{yy} von $4,04 \text{ cm}^4$ auf $0,83 \cdot 10^{-4} \text{ cm}^4$ bei der Zunahme des Winkels von 90° auf 180° absinkt. Dahingegen verändert sich das Flächenträgheitsmoment I_{zz} nur von 16 cm^4 auf $33,3 \text{ cm}^4$.

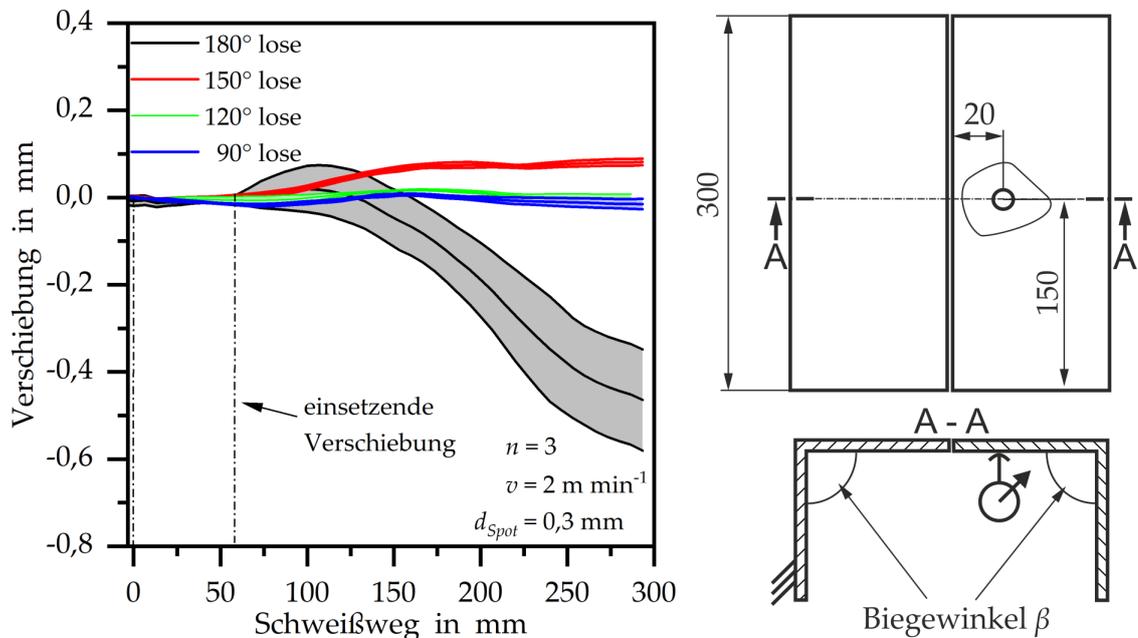


Abbildung 5.33: Einfluss des Biegewinkels auf die Verschiebung in z-Richtung

Abbildung 5.33 zeigt den Einfluss des Biegewinkels auf die Verschiebungen in z-Richtung. Zunächst ist festzuhalten, dass die Verschiebungen bei einem Weg von 60 mm einsetzen und sich in Abhängigkeit des Winkels unterschiedliche Verläufe ergeben. So betragen die Verschiebungen bei 90° und 120° über den Schweißweg weniger als 0,02 mm. Unter einem Winkel von 150° liegt die Verschiebung deutlich höher und beträgt im Maximum 0,1 mm. Für die drei Winkel ist festzuhalten, dass die Streuung der Messwerte gering ist. Unter Verwendung eines Winkels von 180° (ebenes Blech) steigen die absoluten Werte der Verschiebung deutlich an und zum Prozessende liegt eine Verschiebung von $-0,5 \text{ mm}$ vor. Dieses Verhalten ist mit dem Verlauf des Flächenträgheitsmoments I_{yy} erklärbar, da dieses deutlich mit der Steigerung des Winkels abnimmt. Des Weiteren kann Abbildung 5.33 entnommen werden, dass der Streubereich bei $\beta = 180^\circ$ steigt. Dies liegt daran, dass sich die Proben im Versuch entweder nach oben oder nach unten verschieben und daher Ergebnisse mit positiven und negativen Vorzeichen ermittelt werden. Dies führt zu einer deutlichen Zunahme des Streubereichs.

²Die Berechnung erfolgte unter Verwendung des Programms Inventor der Firma Autodesk Inc.

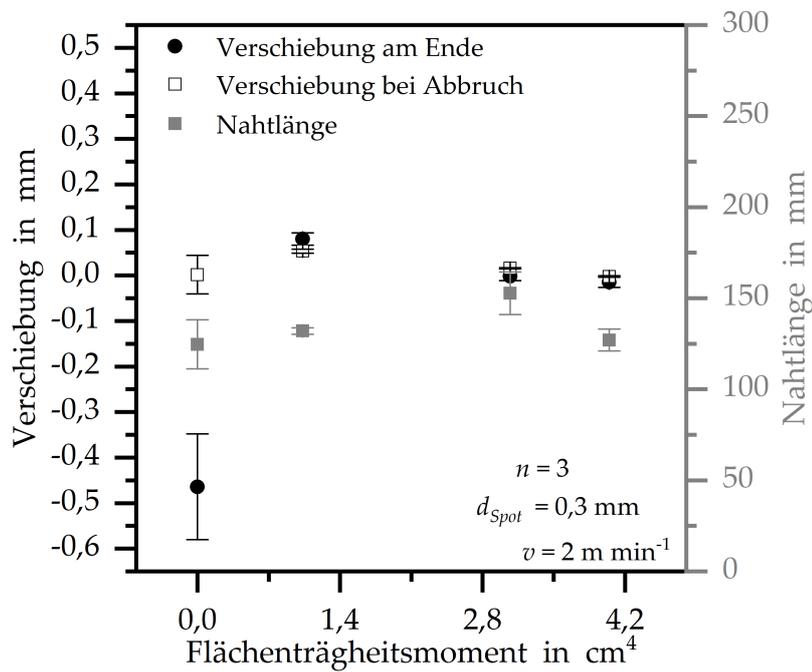


Abbildung 5.34: Einfluss des Flächenträgheitsmoments auf die Verschiebungen in z-Richtung und Nahtlänge

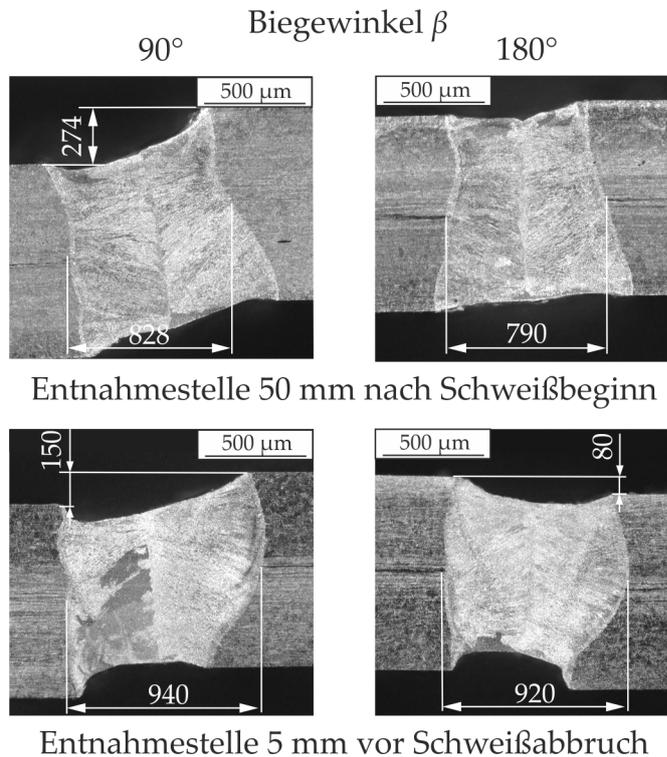


Abbildung 5.35: Querschliffe bei einem Biegewinkel β von 90° und 180°

Der Einfluss des Biegewinkels auf die resultierende Schweißnahtlänge ist in Abbildung 5.34 dargestellt. Es ist erkennbar, dass trotz der Variation des Biegewinkels die Nahtlängen zwischen 120 mm und 150 mm betragen. Da sich die Streubereiche

überschneiden, kann kein relevanter Einfluss des Biegewinkels auf das Kriterium Schweißnahtlänge festgestellt werden. Auch ist kein Einfluss des Winkels auf die Verschiebung bei Abbruch zu erkennen, da die Werte auf dem vergleichbaren Niveau von 0,2 mm liegen und sich ebenfalls die Streubereiche überschneiden. Die Schlibilder in Abbildung 5.35 zeigen die Nahtausbildung 50 mm nach Schweißbeginn und 5 mm vor Schweißabbruch. Es ist festzustellen, dass kurz vor Prozessabbruch ein Höhenversatz von bis zu 150 μm zwischen den Proben vorliegt, und dieser Versatz ist auf die einseitige Einspannung zurückzuführen. Des Weiteren lässt sich zu erkennen, dass die Schweißnaht breiter wird und sich Nahteinfall an der Ober- und Unterseite ausbildet. Daher ist zu schlussfolgern, dass die Querverschiebung ursächlich für den Prozessabbruch ist.

Fazit

Anhand der vorliegenden Ergebnisse ist zu schlussfolgern, dass die Steifigkeit eines Bauteils bei der zulässigen Bewegung in z-Richtung einen Einfluss auf die Verschiebungsbildung in z-Richtung beim Schweißen hat. Jedoch resultiert daraus kein Prozessabbruch. Daher sind die Verschiebungen in horizontaler Richtung für den Prozessabbruch ausschlaggebend. Auch wurde festgestellt, dass bei ebenen Blechen (180° -Winkel) die Verschiebung, ausgehend von der Mittellage, in beide Richtungen auftreten kann.

Im Folgenden wird anhand der L-Proben (90° -Winkel) die Einflussgrößen Spotdurchmesser auf die sich ausbildende Verschiebung in y- und z-Richtung vorgestellt (siehe Abbildung 5.36 und 5.37). Zu erkennen ist, dass die Verschiebung in z-Richtung unabhängig vom verwendeten Spotdurchmesser um den Wert 0 mm mit einem Streubereich von 0,015 mm liegt. Daher kann der Einfluss unterschiedlicher Durchmesser auf die Verschiebung in z-Richtung als vernachlässigbar angesehen werden. Die Verschiebung in y-Richtung nimmt (berechnet an der Stelle des Laserspots) mit voranschreitender Zeit zu. Dabei liegt augenscheinlich der Anstieg für einen Spotdurchmesser von 0,3 mm leicht höher als für den Durchmesser von 0,5 mm. Da sich die Streubereiche jedoch überlagern, kann nicht von einem signifikanten Unterschied ausgegangen werden. Somit ist festzuhalten, dass die Verschiebungen in z-Richtung und y-Richtung nicht signifikant durch den Spotdurchmesser beeinflusst werden.

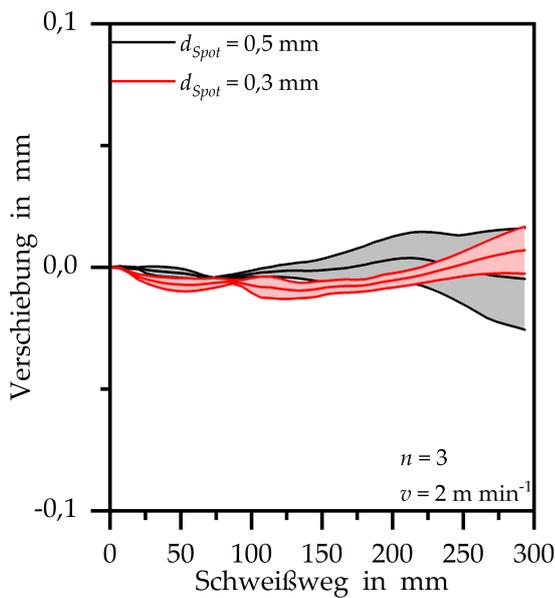


Abbildung 5.36: Einfluss des Fokusspottedurchmessers auf die Verschiebung in z-Richtung

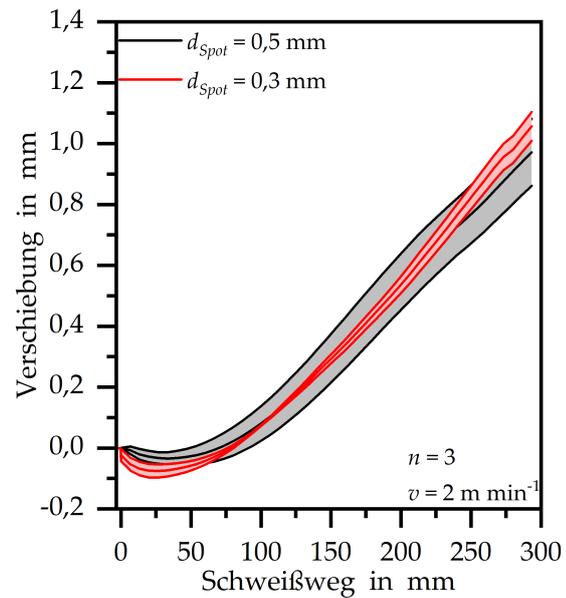


Abbildung 5.37: Einfluss des Fokusspottedurchmessers auf die Verschiebung in y-Richtung

5.2.7 Einfluss der Eigenspannung

Eine weitere Einflussgröße ist der Zustand des Werkstoffs im Sinne der vorhandenen Eigenspannung. Diese Eigenspannungen wurden durch vorgelagerte Bearbeitungsprozesse in das Werkstück induziert und können einen Einfluss auf das Schweißergebnis haben. Daher wurden Schweißversuche an Blechen durchgeführt, die mit einem Laser jeweils längs oder quer zur Walzrichtung ausgeschnitten wurden. Zusätzlich wurden jeweils drei Bleche einer Wärmebehandlung für 3 h bei ca. 600 °C unterzogen (wb). Diese Temperatur liegt im Bereich des Temperaturintervalls (450 °C bis 650 °C) zum Spannungsarmglühen von Stählen [Sch21] mit dem Ziel, die Eigenspannungen in den Blechen zu reduzieren.

Aufgrund der starken Texturierung im Gefüge des gewalzten Blechs konnten keine aussagekräftigen Ergebnisse unter Verwendung der Röntgendiffraktometrie gewonnen werden. Zur Charakterisierung der Wärmebehandlung werden daher Flachschliffe, wobei sich der Schliff parallel zur Walzoberfläche befindet, herangezogen (siehe Abbildung 5.38). Zunächst ist festzuhalten, dass die Körner weder in der wärmebehandelten noch in der unbehandelten Probe eine Vorzugsrichtung aufweisen. Des Weiteren ist zu erkennen, dass nach der Wärmebehandlung vermehrte Karbide an den Korngrenzen zu finden sind. Dies ist auf die Wärmebehandlung bei 600 °C zurückzuführen [Inf15]. Somit liegt der Nachweis vor, dass die Temperatur zur Reduzierung der Eigenspannung vorgelegen hat.

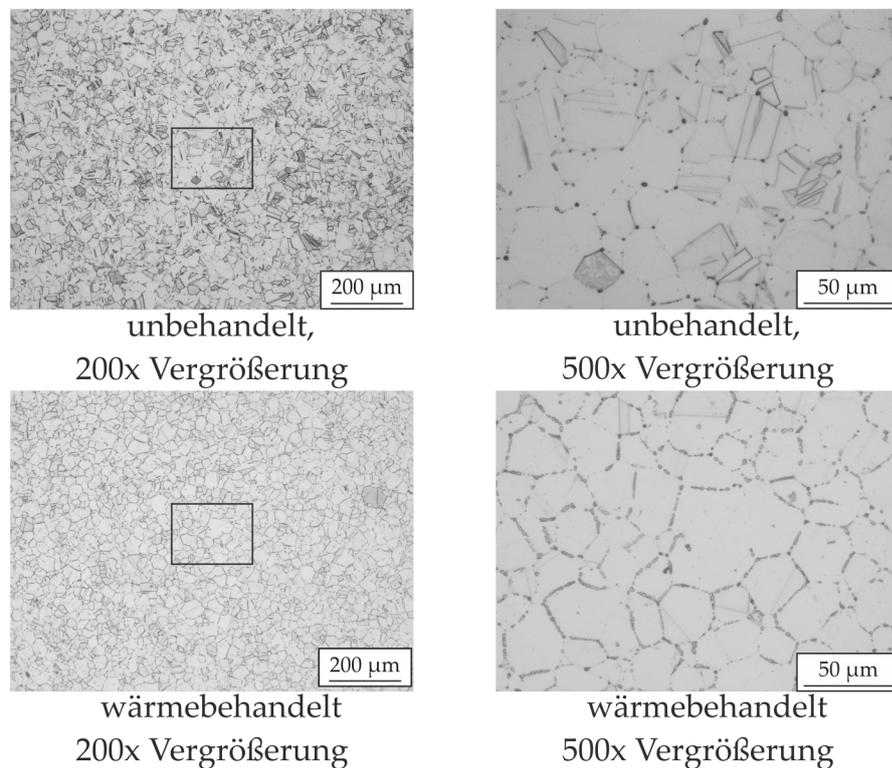


Abbildung 5.38: Flachscliffe an un behandelter Probe und wärmebehandelter Probe unter Anwendung von Oxalsäure

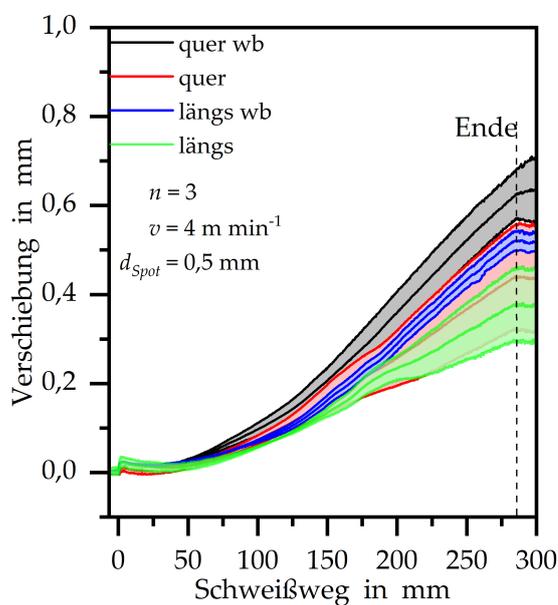


Abbildung 5.39: Einfluss der Walzrichtung und Wärmebehandlung auf der Verschiebung

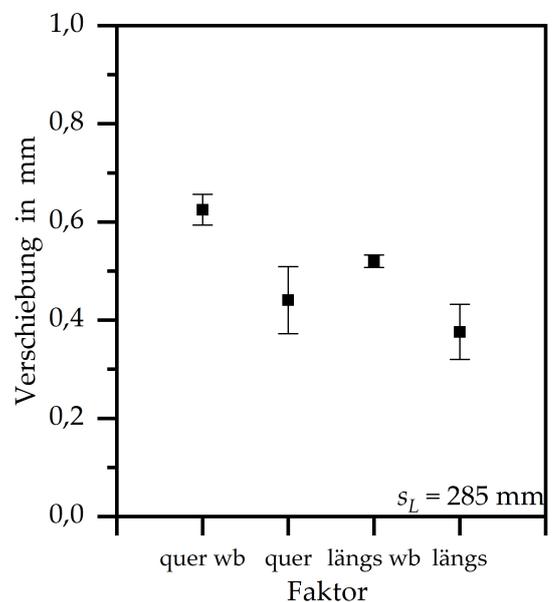


Abbildung 5.40: Einfluss der Walzrichtung und Wärmebehandlung auf der Verschiebung bei Prozessende

Der Einfluss der Walzrichtung und der Wärmebehandlung auf die Verschiebung im Schweißprozess ist in Abbildung 5.39 zusammengefasst. Abbildung 5.40 zeigt ledig-

lich die Verschiebung zum Zeitpunkt des Prozessendes ($s_L = 285$ mm). Zunächst ist festzuhalten, dass die Verschiebungen mit der Länge des Schweißwegs ansteigen und bis zu einem Weg von 120 mm kein Unterschied im Verlauf zu erkennen ist. Ab dieser Stelle weisen die Verschiebungen in Abhängigkeit der Werkstoffeigenschaft leicht unterschiedliche Anstiege auf. Bei Betrachtung der Verschiebungen *quer* und *längs zur Walzrichtung* ohne Wärmebehandlung fällt auf, dass sich die Streubereiche überlagern, weswegen kein Zusammenhang zwischen der Walzrichtung und der Verschiebung gesehen werden kann. Für den Einfluss der Wärmebehandlung ist, wie aus Abbildung 5.39 hervorgeht, festzuhalten, dass die Verschiebungen bei Wärmebehandlung tendenziell höhere Werte gegenüber denen ohne Wärmebehandlung aufweisen. Dies ist jeweils innerhalb der Gruppe *längs zur Walzrichtung* und innerhalb der Gruppe *quer zur Walzrichtung* zu erkennen. Aus den Ergebnissen lässt sich schlussfolgern, dass bei wärmebehandelten Schweißproben höhere Verschiebungen auftreten als bei den unbehandelten.

Fazit

An dieser Stelle lässt sich festhalten, dass Eigenspannungen im Bauteil, die in vorgelagerten Prozessen entstehen, einen Einfluss auf die Verschiebung im Schweißprozess haben können.

5.2.8 Untersuchungen am Aluminiumwerkstoff

Aus der Literatur ist bekannt, dass Aluminium aufgrund seiner thermo-physikalischen Eigenschaften besonders zur Ausbildung von Verzug neigt [Zha98]. Daher werden im folgenden Abschnitt die Ergebnisse an der gewählten Aluminiumlegierung EN AW 5754 vorgestellt. Des Weiteren wird diskutiert, inwieweit sich die beiden Werkstoffe hinsichtlich ihres Verschiebungsverhaltens unterscheiden. An dieser Stelle sei nochmals auf die deutlichen Differenzen in den thermo-physikalischen Eigenschaften, die im Abschnitt 4.1 aufgelistet sind, hingewiesen.

Zunächst werden anhand Abbildung 5.41 die Verschiebungsbildung an den einzelnen Messtastern sowie die berechnete Verschiebung an der Stelle des Laserspots vorgestellt. Die Messwerte nehmen einen analogen Verlauf im Vergleich zum hochlegierten Stahl an. Im Unterschied zum Stahl steigen die Messwerte zu Beginn des Versuchs nicht an. Sie verweilen bis zu 20 mm zunächst um den Ausgangswert. Anschließend nehmen sie je nach Messstelle unterschiedlich stark zu.

In Abbildung 5.42 sind die Verschiebungen an der Stelle des Laserspots für die beiden Werkstoffe zusammengefasst. Es lässt sich erkennen, dass bis zu einer

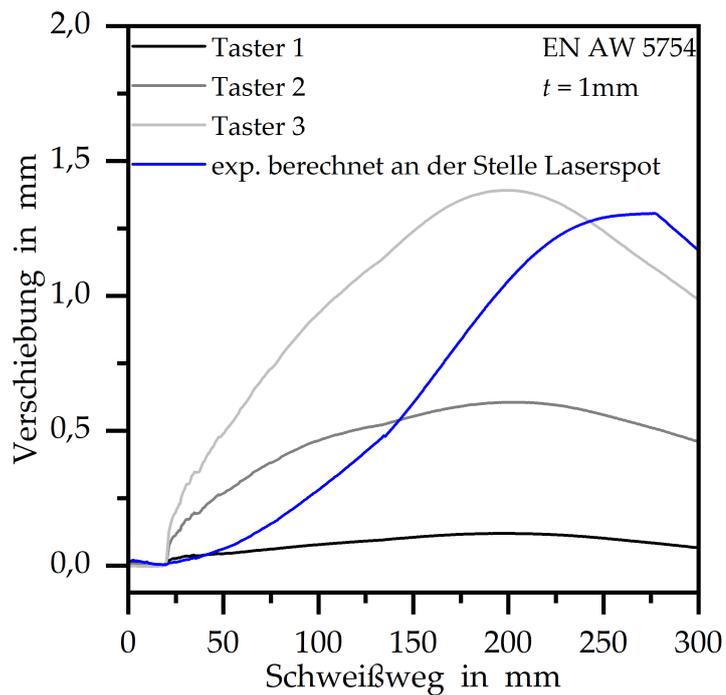


Abbildung 5.41: Verschiebungsausbildung am Aluminiumwerkstoff

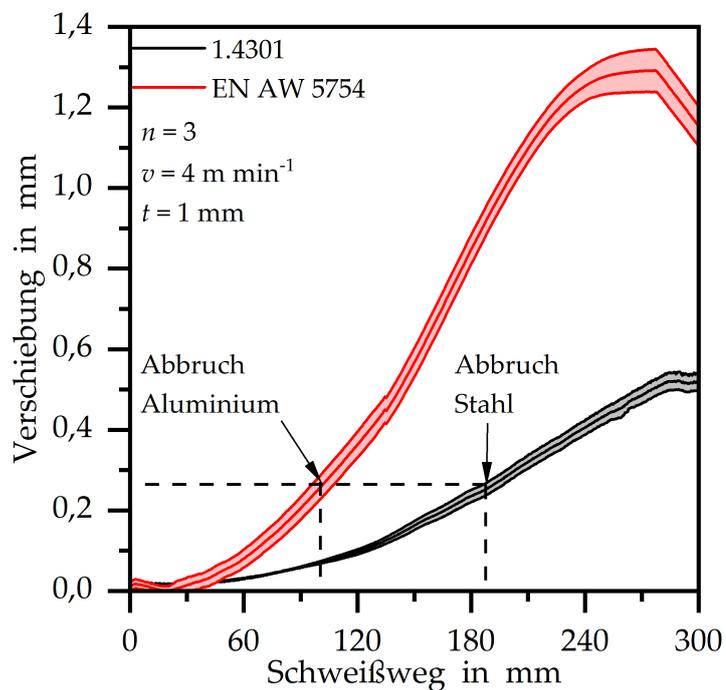


Abbildung 5.42: Einfluss des Werkstoffs auf die Verschiebung

Schweißnahtlänge von 45 mm kein Unterschied in der Verschiebung auftritt. Von da an nehmen die Werte für die Aluminiumlegierung deutlich zu, was schließlich bei einer Schweißnahtlänge von 99,6 mm und einer Verschiebung von 0,28 mm zum Prozessabbruch führt. Die Verschiebung entspricht 28 % der Blechdicke. Trotz

des Abbruchs steigt die Verschiebung weiter an und erreicht ihr Maximum bei $1,29 \text{ mm} \pm 0,05 \text{ mm}$. Im Vergleich dazu fällt die Verschiebung bei Stahl geringer aus, was folglich erst bei einer Schweißnahtlänge von $183,0 \text{ mm} \pm 3,4 \text{ mm}$ in einen Prozessabbruch resultiert. Der Spalt bei Abbruch beträgt $0,21 \text{ mm}$. Auch hier nimmt die Verschiebung nach dem Prozessabbruch weiter zu und am Ende des Versuchs wurde eine Verschiebung von $0,5 \text{ mm}$ ermittelt, die um fast die Hälfte geringer als beim Aluminiumwerkstoff ist.

Durch die deutlich höhere Verschiebung im Schweißprozess ergeben sich auch fast doppelt so hohe Verschiebungsgeschwindigkeiten für die Aluminiumlegierung im Vergleich zum untersuchten Stahl (siehe Abbildung 5.43).

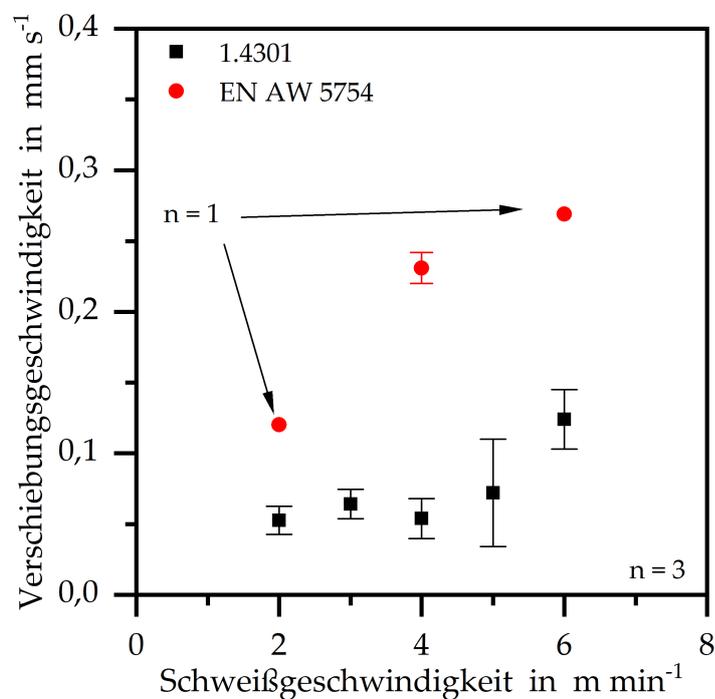


Abbildung 5.43: Einfluss des Werkstoffs auf die Verschiebungsgeschwindigkeit

Die Ergebnisse zeigen, dass unter Anwendung der beiden Werkstoffe deutlich unterschiedliche Verschiebungen im Schweißprozess auftreten. Dieser Unterschied ist auf die verschiedenen thermo-physikalischen Eigenschaften zurückzuführen (siehe Tabelle 5.1). Es wird deutlich, dass bei der Aluminiumlegierung ein höherer Wärmeausdehnungskoeffizient α vorliegt. Aber auch die kombinierte Werkstoffkenngröße $\alpha / c_p \rho$ ist bei Aluminium um den Faktor 13 höher als beim hochlegierten Stahl.

Es ist anzumerken, dass die Versuche an der Aluminiumlegierung unter Verwendung des Scheibenlasers erzielt wurden, sodass durch die Intensitätsverteilung des Laserstrahls eine leicht höhere Spaltüberbrückbarkeit erzielt werden konnte. Der

Tabelle 5.1: Thermo-physikalische Eigenschaften der verwendeten Werkstoffe nach [Voß01; Ost98]

Formelzeichen	ρ	c_p	α	$\alpha/c_p\rho$
Einheit	g mm^{-3}	$\text{J g}^{-1} \text{K}^{-1}$	K^{-1}	mm kJ^{-3}
1.4301	7,8	0,51	$16 \cdot 10^{-6}$	4,01
EN AW 5754	2,68	0,897	$23,7 \cdot 10^{-6}$	51,7

Werkstoffeinfluss ist hier jedoch höher zu bewerten als der Einfluss der verwendeten Intensitätsverteilungen.

Fazit

An dieser Stelle lässt sich zusammenfassen, dass die Verschiebungen bei der verwendeten Aluminiumlegierung EN AW 5754 deutlicher ausgeprägt sind als beim untersuchten Stahl 1.4301. Dies ist sowohl mit der höheren Wärmeausdehnung α als auch mit der kombinierten Werkstoffgröße $\alpha/c_p\rho$ zu erklären. Somit ergibt sich gerade auch für Aluminiumwerkstoffe die Notwendigkeit, Maßnahmen zur Reduzierung der Verschiebung zu untersuchen.

5.3 Einfluss einer zusätzlichen Wärmequelle

Es wurde bereits deutlich, dass beim Schweißen unter Einsatz einer einseitigen Einspannung ein Querverschiebung beim Schweißen auftritt, die zum Schweißabbruch führt. Diese Verschiebung ist auf die Schrumpfung in der bereits geschweißten Schweißnaht zurückzuführen (siehe Abschnitt 5.2 auf Seite 63). Durch den Einsatz einer nachfolgenden zusätzlichen Wärmequelle soll nun eine Temperaturerhöhung erzielt werden, damit die Schrumpfung für eine beschränkte Zeit unterbunden wird und folglich längere Schweißnahtlängen erzielt werden.

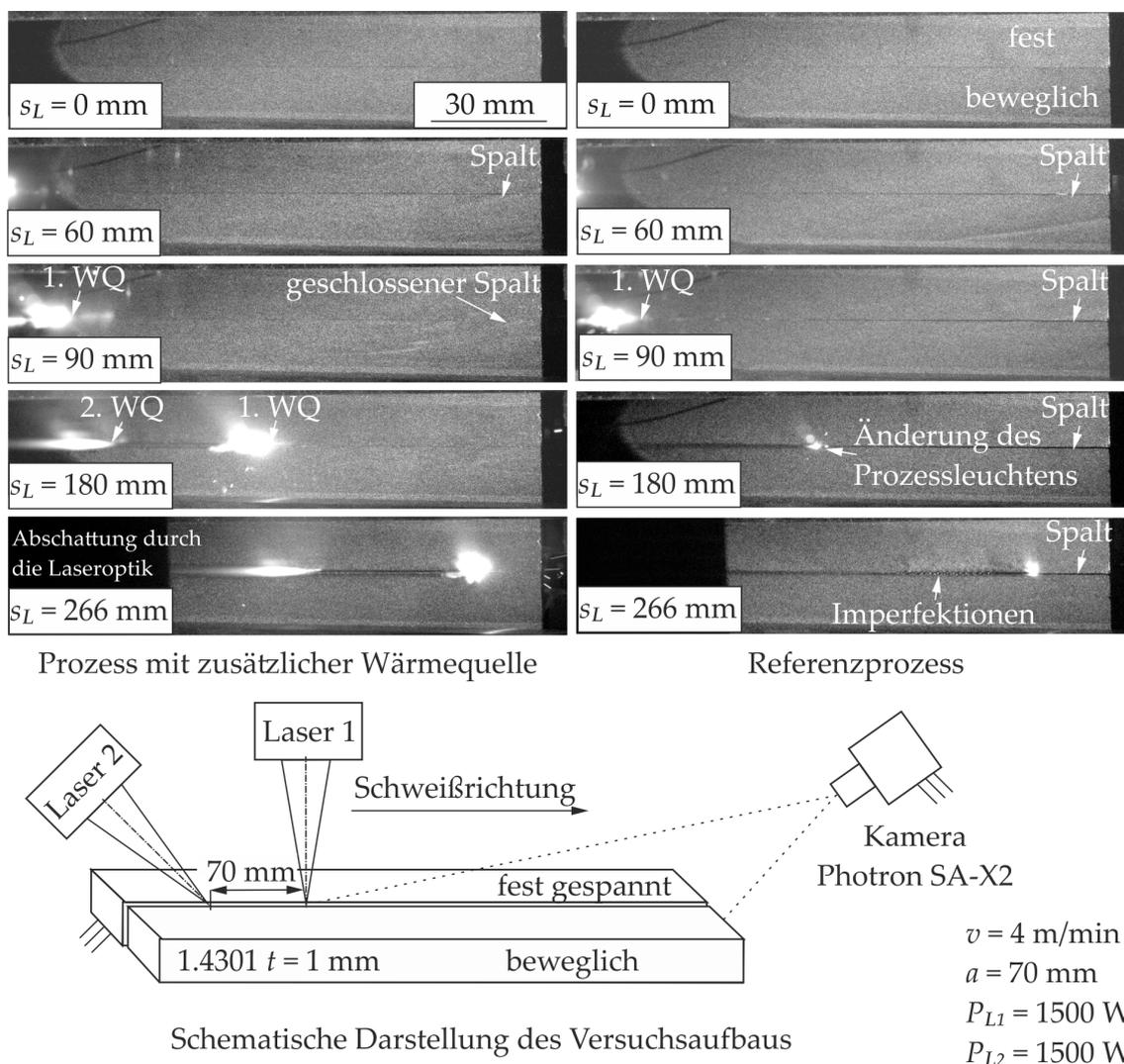


Abbildung 5.44: Einfluss der zweiten Wärmequelle auf die Verschiebung beim Schweißen

Zur Veranschaulichung des Prozesses dient Abbildung 5.44, in welcher die Verschiebungen unter Verwendung einer Kamera aufgezeichnet wurden. Im linken Bereich sind die Bilder unter Anwendung der zweiten Wärmequelle (2. WQ) zu-

sammengefasst. So ist zu erkennen, dass sich im zweiten Bild ein Spalt am Ende des Schweißwegs ausbildet. Dieser Spalt ist jedoch im dritten Bild nicht mehr zu erkennen, da bereits die zweite Wärmequelle aktiv ist. In der weiteren Bildfolge ist die Prozessstrahlung der beiden Wärmequellen zu sehen und es kann keine Spaltausbildung identifiziert werden. Im Vergleich dazu sind im rechten Bereich die Verschiebungen ohne den Einsatz der zweiten Wärmequelle dargestellt. Es ist deutlich zu erkennen, wie bei zunehmendem Schweißweg (s_L) der Spalt größer wird. Im vierten Bild nimmt das Prozessleuchten in seiner Intensität ab, was auf eine Prozessänderung hindeutet. Im letzten Bild sind deutliche Schweißnahtimperfektion festzustellen, die auf die Verschiebung des Blechs zurückzuführen sind.

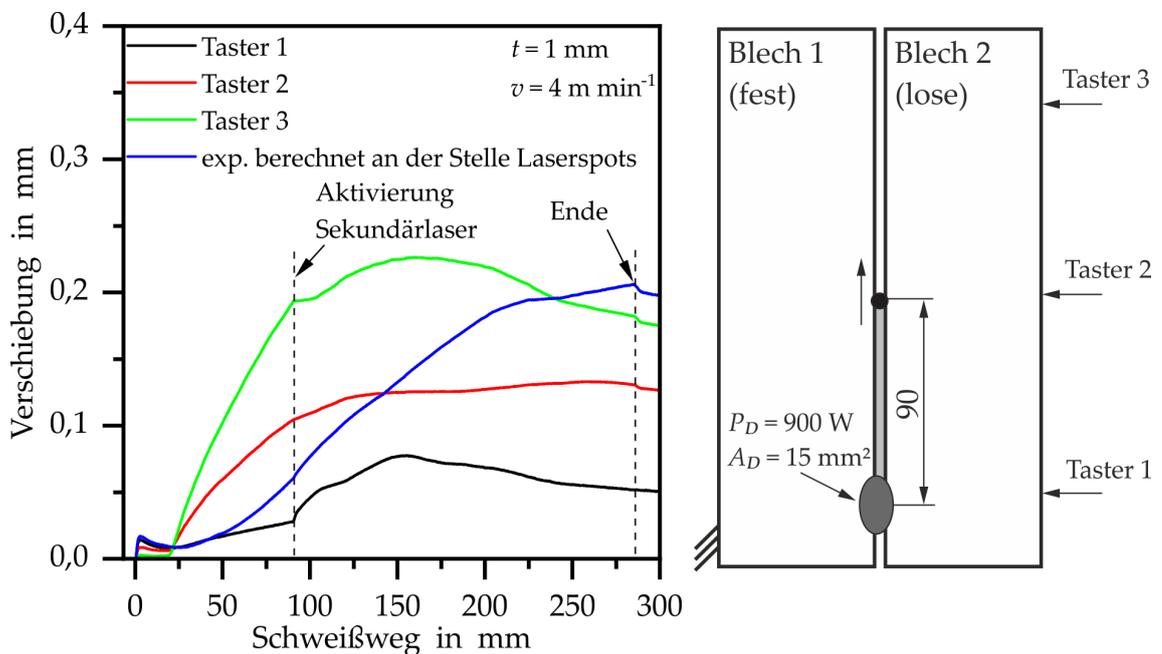


Abbildung 5.45: Einfluss der zweiten Wärmequelle auf die Verschiebung beim Schweißen

Nachfolgend wird nun die Verschiebung beim Schweißen bei einer Blechdicke von 1 mm in Abbildung 5.45 dargestellt. Vergleichbar zum Schweißprozess ohne Verwendung des Diodenlasers (siehe Abbildung 5.5) steigt zu Schweißbeginn ($s_L = 0 \text{ mm}$) die Verschiebung an allen drei Messstellen an. Bei einem Weg von 90 mm wurde die zweite Wärmequelle aktiviert und es sind klare Änderungen im Verlauf der Messwerte zu erkennen, wobei die Werte des Messtasters 1 deutlich höher ansteigen. Dies ist auf den zusätzlichen Wärmeeintrag der zweiten Wärmequelle und der damit verbundenen thermischen Ausdehnung des Bauteils in diesem Bereich zu erklären. Die Unterschiede in den Verläufen der Taster 2 und 3 gehen darauf zurück, dass sich durch die Ausdehnung im Bereich des Nahtanfangs das Blech im Bereich dieser Taster zum festgespannten Blech hin bewegt. Damit liegt

eine rotatorische Bewegung des losen Blechs vor und diese wird im weiteren Verlauf auch Schließbewegung genannt. Anhand des Signalverlaufs des Tasters 3 lässt sich feststellen, dass diese Schließbewegung nur für einen kurzen Schweißweg von 5 mm vorliegt. Anschließend steigen die Werte weiter an und der Spalt vergrößert sich wieder.

Im Folgenden wird der Einfluss der zusätzlichen Wärmequelle auf die sich ausbildenden Temperaturfelder (siehe Abbildung 5.46) vorgestellt. In der ersten Abbildung ist das Temperaturfeld für die Schweißzeit t_s von 0,9 s, das einem Schweißweg s_L von 60 mm entspricht, erkennbar. Dieses Feld ist charakteristisch für eine transiente Wärmeinbringung. Durch die zweite Wärmequelle bildet sich über die Zeit ein weiteres Temperaturfeld aus und so wird die erste 600 °C-Isotherme bei einer Zeit $t_s = 1,023$ s kenntlich. Bei einer Zeit von $t_s = 1,101$ s ist eine konstante Breite dieser Isotherme detektierbar und beim nächsten dargestellten Zeitschritt wird die Verlängerung des Temperaturfelds deutlich.

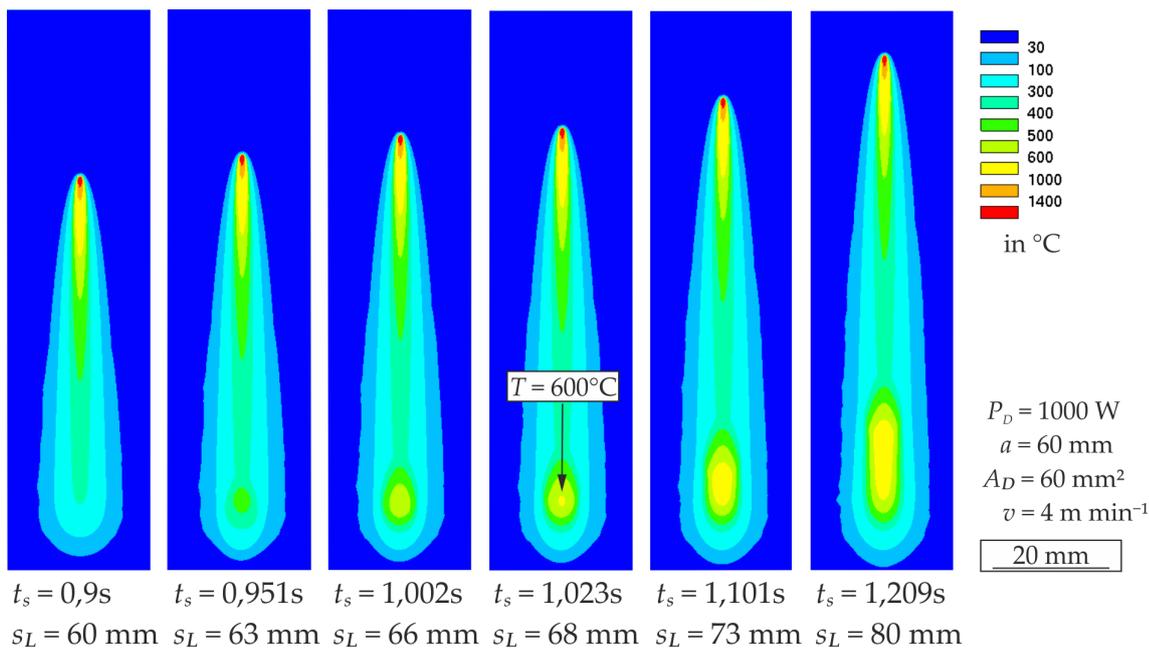


Abbildung 5.46: Berechnete Temperaturfelder unter Verwendung der zweiten Wärmequelle

In Folge der zusätzlichen Temperatureinbringung wird ein Dehnungsfeld erzeugt, wobei die Dehnung direkt proportional zur Temperatur ist (siehe Gleichung 4.12). Diese Dehnung verursacht nun lokale Verschiebungen und lokale Spannungen aufgrund der Dehnungsbehinderung des umgebenden Werkstoffs im Bauteil.

Zunächst werden die lokalen Verschiebungen, die sich unter Anwendung der zweiten Wärmequelle ausbilden, in Abbildung 5.47 vorgestellt. Die vier Zeitpunkte der

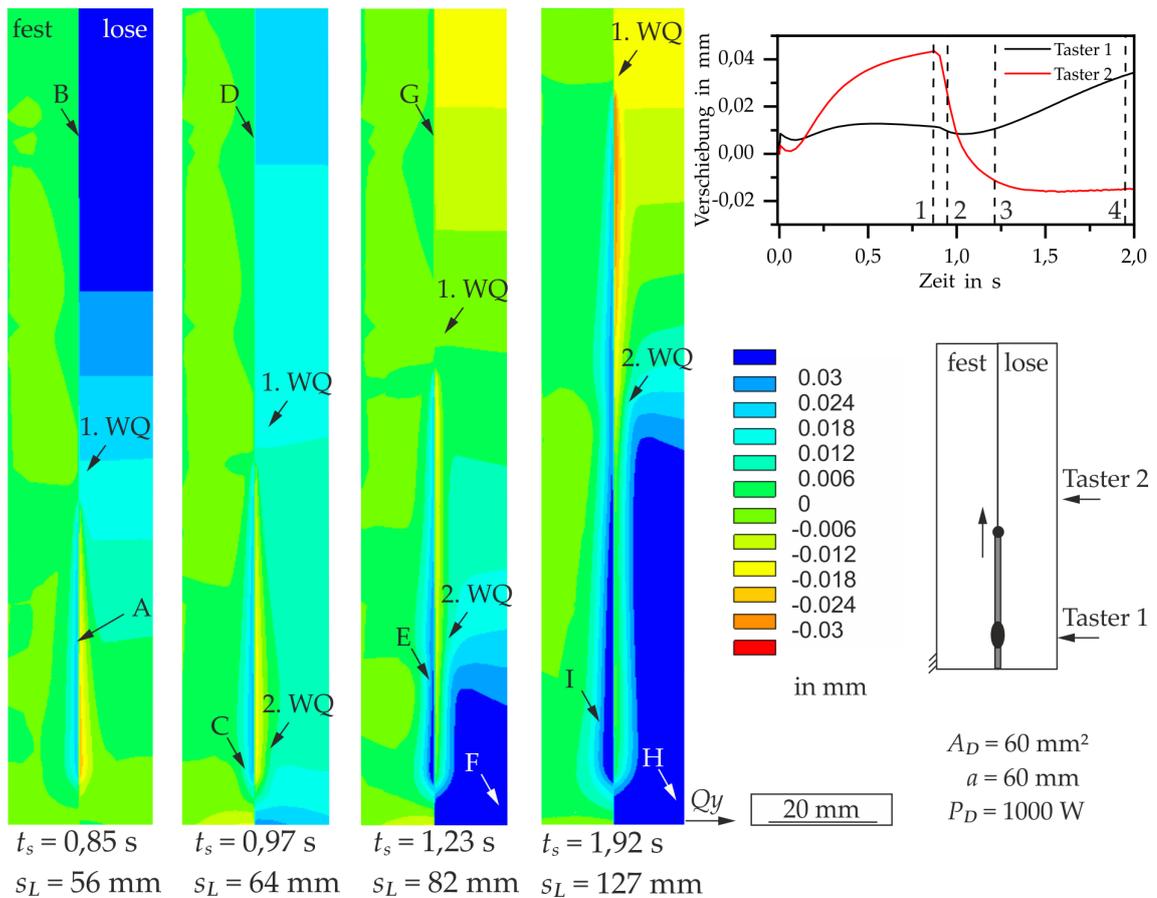


Abbildung 5.47: Schrittweise Ausbildung der berechneten orts aufgelösten Verschiebungen in y-Richtung Q_y unter Verwendung der zweiten Wärmequelle

Konturdarstellungen sind im Diagramm rechts hervorgehoben, um die Verschiebungen einordnen zu können. Es ist darauf hinzuweisen, dass nur ein Bildausschnitt dargestellt ist und sich der Koordinatenursprung links von der Probe befindet. Es ergeben sich in der Schweißnaht Verschiebungen mit positivem und negativem Vorzeichen, wobei hier deutlich die Schrumpfung zu erkennen ist (A). Über die Schweißnahtlänge nimmt die lokale Verschiebung zu und vor der ersten Wärmequelle ist deutlich zu erkennen, wie sich das lose Blech vom eingespannten Blech entfernt (B). In der folgenden Darstellung ($s_L = 64 \text{ mm}$) ist die zweite Wärmequelle bereits aktiv und die lokale Verschiebung nimmt im Wechselwirkungsbereich der zweiten Wärmequelle ab (C). Aufgrund des Hebels verringern sich die Verschiebungen nun an der Stelle (D) im Vergleich zu (B). Dies wird auch im Diagramm deutlich, da sich der Messwert an der Stelle Taster 2 deutlich reduziert (1 auf 2). Im folgenden Zeitschritt schreiten die Wärmequellen weiter voran und in der Folge wird der Einfluss der zweiten Wärme am Punkt (E) deutlicher. Es fällt jedoch auf, dass sich das lose Blech im Bereich des Nahtanfangs vom fest eingespannten Blech entfernt (F). Hierdurch wird ebenfalls wieder die Verschiebung vor der ersten Wärm-

mequelle geringer (G). Im letzten dargestellten Zeitschritt wird deutlich, wie sich beide Bleche im Bereich des Nahtanfangs (H, I) nach rechts bewegen. Dies ist auf den Wärmeeintrag und die damit verbundene Ausdehnung sowie auf die einseitige Einspannsituation zurückzuführen.

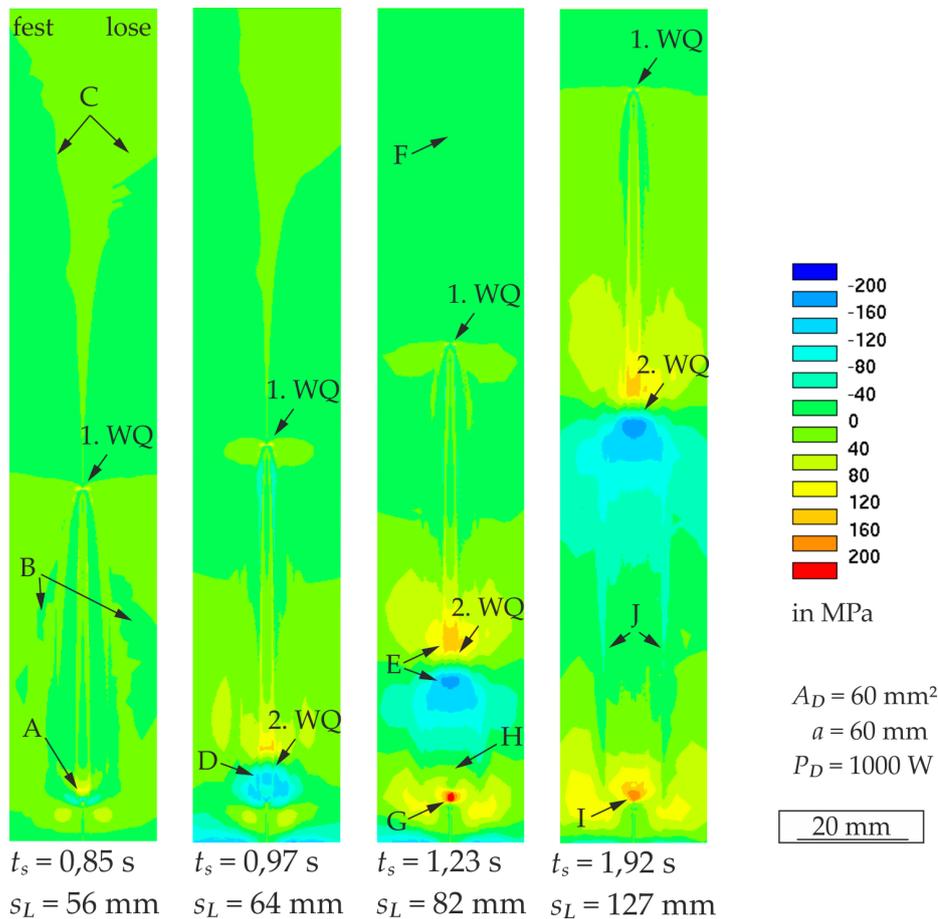


Abbildung 5.48: Schrittweise Ausbildung der berechneten Querspannung unter Verwendung der zweiten Wärmequelle

Im Folgenden werden die Quer- und Längsspannungen, die sich im Bauteil ausbilden, vorgestellt. Zunächst wird die schrittweise Ausbildung der Querspannungen in Abbildung 5.48 kurz erläutert. Anhand des ersten Schritts ($s_L = 56 \text{ mm}$) kann im Bereich zwischen der ersten Wärmequelle und der Einstichstelle des Lasers (A) die Querspannungsausbildung identifiziert werden, wobei die Werte $\pm 40 \text{ MPa}$ betragen. Die Ausprägung nimmt dabei von der Wärmequelle zur Einstichstelle zu. Es fällt auf, dass durch die freie Einspannung des rechten Blechs die Ausprägung unsymmetrisch zur Schweißnaht ist (B). Zudem kann in dem Bereich vor der Wärmequelle eine unsymmetrische Ausbildung der Querspannung beobachtet werden (C). Im zweiten Schritt ist die Wirkung der zweiten Wärmequelle deutlich zu erkennen (D). So treten vor dem Wechselwirkungsbereich Zugspannungen und dahinter Druckspannungen auf, die ebenfalls nicht symmetrisch zur Schweißnaht ausgebildet sind.

Eine Zunahme der Zug- und Druckspannungen ist im dritten Schritt ersichtlich (E). Des Weiteren ist zu sehen, wie die vorlaufenden Spannungen gegen Null gehen (F). Im Bereich des Schweißnahtbeginns bilden sich hohe Zugspannungen aus (G), was darauf hinweist, dass das lose Blech zum festen Blech weg bewegt wird. Im Bereich zwischen (G) und (E) befindet sich ein Gebiet mit neutraler Spannung (H). Der Bereich mit hoher Zugspannung (G, I) nimmt mit der Zeit ab, was im vierten Schritt zu sehen ist. Außerdem wird ersichtlich, dass der Bereich der Druckspannung neben der Schweißnaht ausläuft und die Form eines Zahns annimmt. Die Bereiche neben der Schweißnaht (J) bilden hierbei eine Zahnwurzel. Zudem wird deutlich, dass der Bereich der auftretenden Querspannungen durch die Wärmeeinbringung vergrößert wurde.

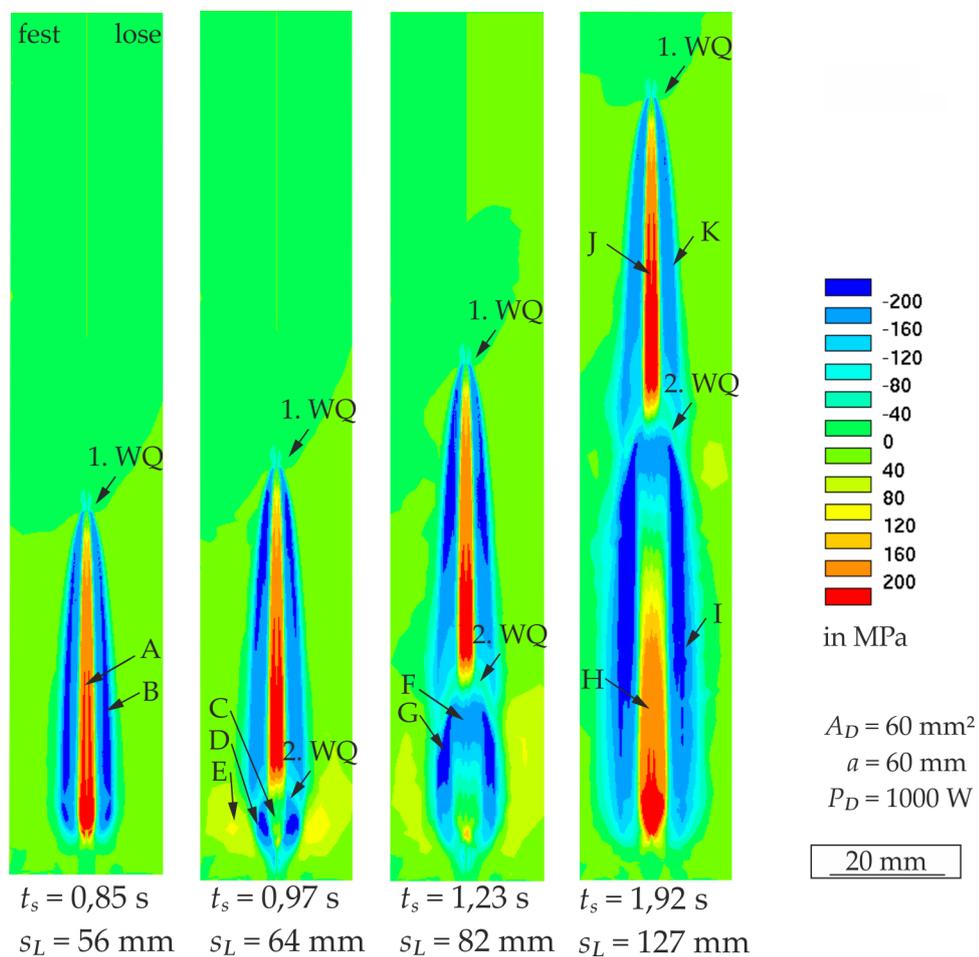


Abbildung 5.49: Schrittweise Ausbildung der berechneten Längsspannung unter Verwendung der zweiten Wärmequelle

Der schrittweise Verlauf der Längsspannungen ist in Abbildung 5.49 visualisiert. Im ersten Schritt ist die charakteristische Längsspannungsausprägung zu erkennen. Sie zeichnet sich dadurch aus, dass im Bereich der Schweißnaht Zugspannungen im Bereich über 200 MPa vorliegen (A). Die Spannungen nehmen zu den Seiten hin ab

und kommen in den Bereich der Druckspannungen, die hier ebenfalls im Bereich von -200 MPa liegen (B). Die positiven und negativen Maxima nehmen ausgehend von der Wärmequelle zum Blechende zu, wobei hier die Temperatur durch den Abkühlprozess abnimmt und folglich sich die Eigenspannungen weiter ausbilden. Eine deutliche Reduzierung der Spannungen ist im zweiten Schritt erkennbar. Hier beträgt die Spannung im Wechselwirkungsbereich der zweiten Wärmequelle fast 0 MPa (C). Die Druckspannungen werden größer (D) und um diesen Bereich bildet sich ein Gebiet aus Zugspannungen aus (E). Dieses Gebiet ist wieder unsymmetrisch zur Schweißnaht und kann auf die lose Einspannung des rechten Blechs zurückgeführt werden. Im weiteren Verlauf wird deutlich, dass sich die Längsspannungen in der Naht vollständig in Druckspannungen umwandeln und vergrößern (F, G). Die Druckspannungen in der Naht werden wieder in Zugspannungen überführt (H), was im vierten Zeitschritt zu sehen ist. Dies ist auf die abnehmende Temperatur zurückzuführen. Es ist ebenfalls festzustellen, dass der Bereich der Zugspannungen (H) und Druckspannungen (I) breiter ist als im Vergleich vor der zusätzlichen Temperatureinbringung (J, K). Analog zu den Ergebnissen der Querspannungen ist festzuhalten, dass durch die zweite Wärmequelle auch die Längsspannung im Bauteil beeinflusst wird und ein größerer spannungsbehafteter Bereich entsteht. Damit wird eine weitere Verzugerscheinung (Beulverzug) vermehrt auftreten, die im weiteren Verlauf der Arbeit noch diskutiert wird.

Fazit

Durch den Einsatz des numerischen Modells wird deutlich, dass durch die zusätzliche Wärmequelle ein Dehnungsfeld eingebracht wird, das der Schrumpfung entgegenwirkt. Dieses Feld führt dazu, dass die Längsspannungen im Wirkungsbereich der zusätzlichen Wärmequelle reduziert werden. Im Gegenzug liegen höhere Querspannungen vor. Die Spannungssituation kehrt sich im weiteren Wärmequellenfortschritt um, sodass die Querspannungen ungefähr ein Drittel der Längsspannungen betragen. Es ist festzuhalten, dass der Eigenspannungszustand durch den Einsatz der zweiten Wärmequelle ausgeprägter ist und dies sich ungünstig auf das Tragverhalten von Konstruktionen auswirken kann. Dies gilt es im Produktentwicklungsprozess zu berücksichtigen.

5.3.1 Einfluss des Abstands zwischen den Wärmequellen

Experimentelle Untersuchungen

Zunächst wird der Einfluss des Abstands zwischen den Wärmequellen bei elliptischen Spotformen der zweiten Wärmequelle vorgestellt. Dazu sind in Abbildung

5.50 die erzielten Nahtlängen dargestellt. Die maximale Schweißnahtlänge von 285 mm wurde in einem Abstandsbereich von 50 mm bis 70 mm erreicht. Bei geringerem Abstand fiel die erzielte Nahtlänge kürzer aus und betrug bei einem Abstand von 20 mm nur noch 111 mm. Bei Abständen größer als 70 mm war die Nahtlänge mit 234 mm deutlich kürzer.

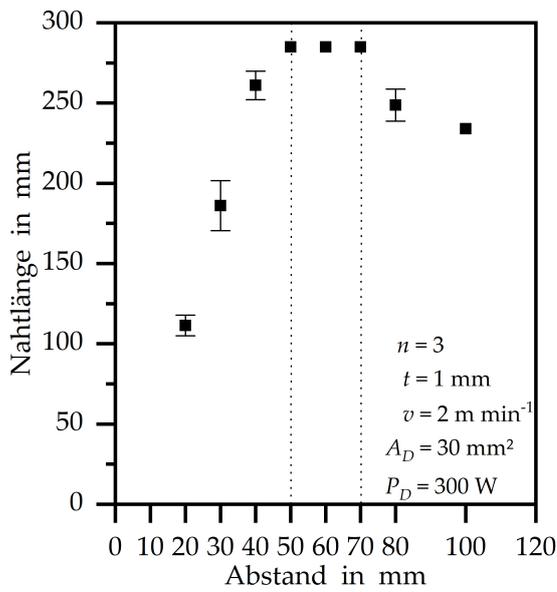


Abbildung 5.50: Einfluss des Abstands auf die mittlere Nahtlänge

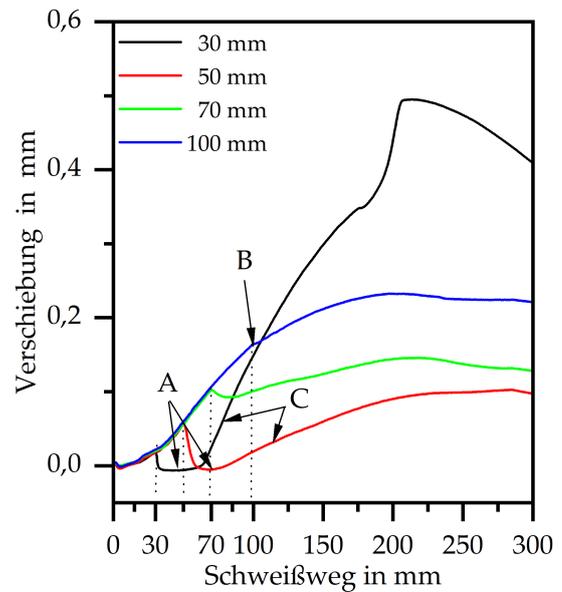


Abbildung 5.51: Einfluss des Abstands auf die Verschiebung in y-Richtung an der Stelle Messtaster 3

Vergleichend zu diesen Versuchen sind in Abbildung 5.51 die zugehörigen Verschiebungen an der Stelle des Tasters 3 aufgezeigt. An dieser Stelle ist darauf hinzuweisen, dass sich eine Veränderung am Nahtanfang durch den Hebel sehr deutlich an der Messstelle des 3. Tasters auswirken wird. Die Messlinien liegen dabei von Beginn der Messung bis zur Aktivierung der zweiten Wärmequelle auf einer Linie. Wie bereits zuvor beschrieben, verringern sich die Messwerte durch die Aktivierung der zweiten Wärmequelle.

Bei einem Abstand von 100 mm ist lediglich eine leichte Beeinflussung zu erkennen (A). Hier scheint die Wirkung der zweiten Wärmequelle durch die bereits sehr lange Schweißnaht und deren zugehörige Steifigkeit ein Zusammenschieben der beiden Fügepartner zu unterbinden. Mit Verringerung des Abstands steigt der Einfluss der zweiten Wärmequelle auf die Schließbewegung an und bei den Abständen von 50 mm und 30 mm wird die Öffnungsbewegung vollständig umgekehrt und es liegt eine Verschiebung von 0 μm vor (B). Diese Spaltschließung liegt allerdings nur für eine begrenzte Zeit vor und schon ab einem Schweißweg von 60 mm bewe-

gen sich die Bauteile wieder von einander weg. Dabei fällt auf, dass diese zweite Öffnungsbewegung bei einem Abstand von 30 mm stärker ausgeprägt ist als bei einem Abstand von 50 mm (C). Dies ist wie folgt erklärbar. Unter Verwendung eines Abstands von 50 mm wird bereits die Verschiebung vollständig kompensiert. Das bedeutet, dass durch das eingebrachte Temperaturfeld und durch die Reststeifigkeit der Schweißnaht die Dehnung am Schweißnahtbeginn ausreichend ist um eine Verschiebung von 0 mm zu realisieren. Nun liegen bei einem Abstand von 30 mm eine geringe Steifigkeit in der Schweißnaht und eine höhere Temperatur am Schweißnahtbeginn vor. Damit muss sich ein im Vergleich zum Abstand von 50 mm größeres Dehnungsfeld ergeben. Jedoch kann aufgrund des mechanischen Anschlags die Dehnung nicht in negative Verschiebung umgesetzt werden (Hebel). Damit tritt im bestrahlten Bereich vermehrt plastische Verformung auf. Mit fortschreitender Zeit nimmt die Temperatur am Schweißnahtanfang ab und analog zum Modell von Ueda wandelt sich die Druckspannung in Zugspannung um, woraufhin sich eine stärkere Querverschiebung (nach einem Schweißweg von 60 mm) ausbildet.

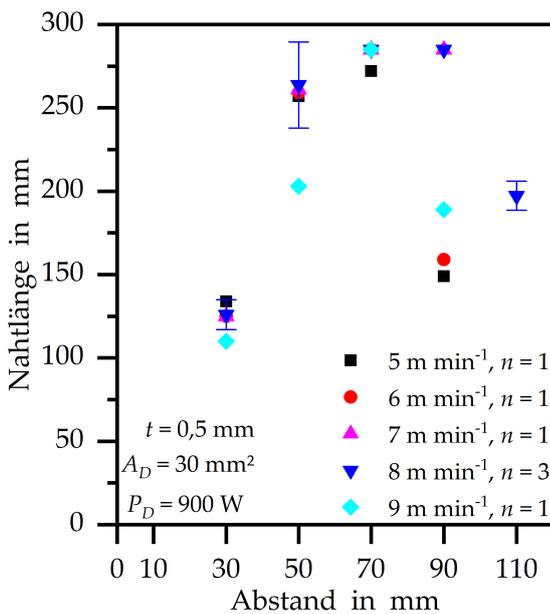


Abbildung 5.52: Einfluss des Abstands auf die Nahtlänge bei $t = 0,5$ mm

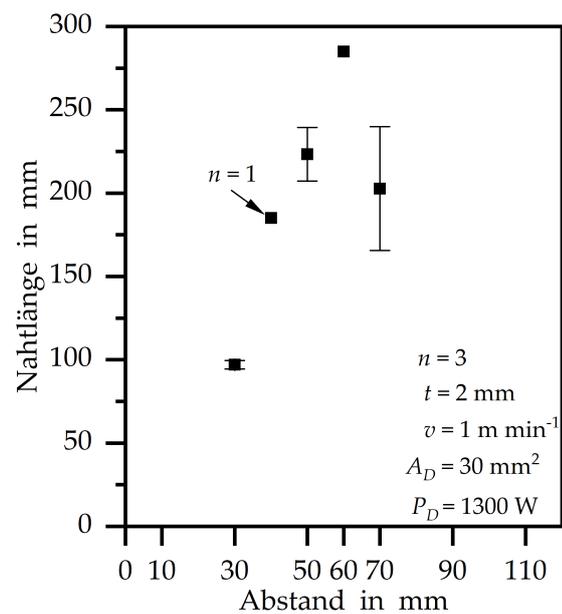


Abbildung 5.53: Einfluss des Abstands auf die Nahtlänge bei $t = 2$ mm

Die Ergebnisse sind auch auf die Geschwindigkeit von 4 m min^{-1} übertragbar und den Abbildungen 5.52 und 5.53 ist zu entnehmen, dass Abstände zwischen 50 mm und 70 mm zu den längsten Nahtlängen bei Blechdicken von 0,5 mm und 2 mm führten. Es fällt allerdings auf, dass bei einer Blechdicke von 2 mm mit eher kürzeren und bei einer Blechdicke von 0,5 mm tendenziell mit längeren Abständen möglichst lange Nahtlängen erzielt werden. An dieser Stelle ist auch darauf hinzuweisen, dass

der Wärmeeintrag der zweiten Wärmequelle je nach Blechdicke und eingesetzter Geschwindigkeit angepasst werden muss.

Zwischenfazit

Aus den bisherigen Ergebnissen kann geschlussfolgert werden, dass der Abstand zwischen den Wärmequellen zwischen 50 mm und 70 mm für einen Blechdickenbereich von 0,5 mm bis 2 mm mit den geringsten Verschiebungen einhergeht (siehe Tabelle 5.2). Diese geringen Verschiebungen führen zu vollständigen Schweißnahtlängen von 285 mm.

Tabelle 5.2: Optimaler Abstand zwischen den Wärmequellen

Blechdicke t in mm	Geschwindigkeit v in m min^{-1}	Abstand a in mm
0,5	5 bis 9	70
1	2	50 bis 70
1	4	60
2	1	60

Numerische Untersuchungen

Im Folgenden werden nun die Ergebnisse aus vergleichbaren numerischen Berechnungen vorgestellt, die den Einfluss der zweiten Wärmequelle unter Variation des Abstands (30 mm, 60 mm und 90 mm) auf die Verschiebung an der Stelle Taster 3 zeigen. Da der Einfluss der zweiten Wärmequelle besonders bis zu einem Schweißweg von 130 mm deutlich ist, wird dieser Bereich in Abbildung 5.54 dargestellt. Der Abbildung ist zu entnehmen, dass die Verschiebungen bis zur Aktivierung der zweiten Wärmequelle gleich verlaufen und je nach Abstand unterschiedliche Umkehrpunkte aufweisen. Bei einem Abstand von 30 mm (blaue Linien) wurden negative Verschiebungen ermittelt, was nicht der Realität entsprechen kann. Dieses Resultat kann damit begründet werden, dass der Elastizitätsmodul der Schweißnahtelemente im Modell 0,1 MPa betrug. Dies führte dazu, dass sich die *ungeschweißten* Elemente sehr gut verformten und sich das freie Blech in das andere Blech verschob³. Im Experiment bewegte sich das freie Blech in Richtung des festen Blechs, bis ein fester Kontakt vorlag und keine weitere Verschiebung des freien Blechs möglich war. In der numerischen Modellbildung wurde der Einsatz von Blockelementen (Elementtyp 1602 nach [Bus13]) überprüft, die eine Bewegung nur in eine Richtung erlauben. Es wurde jedoch festgestellt, dass die Stabilität der Berechnung negativ

³Der Elastizitätsmodul wird erst mit Überschreiten der Schmelztemperatur auf die Standardkennlinie gesetzt und bildet dann die Realität ab. Das Vorgehen ist in Abschnitt 4.3.2 beschrieben.

beeinflusst wurde und diese Möglichkeit der Modellbildung nicht angewendet werden konnte.

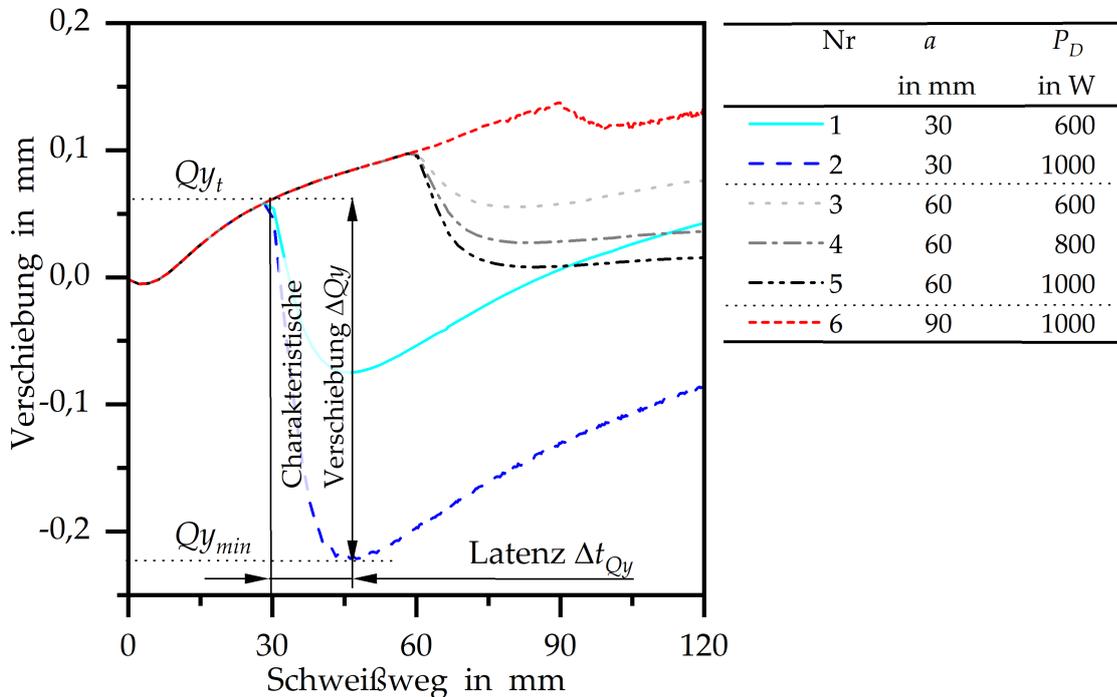


Abbildung 5.54: Verschiebungen an der Stelle Taster 3

Anhand der Messwerte ist zu erkennen, dass durch die Leistungssteigerung von 600 W auf 1000 W die charakteristische Verschiebung ΔQ_y von $-133 \mu\text{m}$ auf $-278 \mu\text{m}$ gesteigert werden konnte. Dies ist auf eine höhere Temperatur und damit auf eine gesteigerte Dehnung zurückzuführen. Nach Erreichen des lokalen Minimums steigen die Verschiebungen wieder an. Es ist deutlich erkennbar, dass die Steigung bei einem Abstand von 30 mm höher ausfällt als die Steigung unter Verwendung eines Abstands von 60 mm (graue Linien). Es ist ebenfalls festzuhalten, dass durch die Leistungssteigerung die charakteristische Verschiebung kleiner ausfällt als im Vergleich zum Abstand von 30 mm. Der Einfluss des Abstands wird auch bei der Betrachtung des Ergebnisses ($a = 90 \text{ mm}$) deutlich. Anhand der Kennlinien ergeben sich Kenngrößen, die in Tabelle 5.3 zusammengefasst sind und im Folgenden diskutiert werden.

Dafür werden charakteristische Stellen im zeitlichen Verlauf der Verschiebung am Taster 3 miteinander verglichen. Dabei werden die Verschiebungswerte zum Zeitpunkt der Aktivierung der zweiten Wärmequelle Q_{y_t} und der niedrigste Wert nach der Aktivierung $Q_{y_{min}}$ berücksichtigt. Anhand dieser Werte wird mit der

Formel

$$\Delta Qy = Qy_t - Qy_{min} \quad (5.7)$$

die charakteristische Differenz ΔQy berechnet (siehe Abbildung 5.54). Weiterhin wurde der Einfluss von Laserleistung und Abstand hinsichtlich der Latenz Δt_{Qy} , also die Zeitspanne zwischen der Aktivierung der zweiten Wärmequelle t_{2WQ} und dem lokalen Minimum der Verschiebung $t = t_{Qy_{min}}$ ausgewertet. Dies lässt sich wie folgt zusammenfassen:

$$\Delta t_{Qy} = t_{2WQ} - t_{Qy_{min}}. \quad (5.8)$$

Tabelle 5.3: Kenngrößen aus der numerischen Berechnung unter Variation des Abstands und der Leistung

Nr	a in mm	P_D in W	ΔQy in μm	Δt_{Qy} in ms	$\Delta t_{T_{max}}$ in ms	T_{maxWQ2} in $^{\circ}\text{C}$
1	30	600	-133	240	207	598
2	30	1000	-278	300	200	785
3	60	600	-42	310	216	508
4	60	800	-70	340	210	607
5	60	1000	-88	370	219	699
6	90	1000	-17	170	220	657

Tabelle 5.3 ist zu entnehmen, dass bei kurzen Abständen zwischen den Wärmequellen die höchsten charakteristischen Verschiebungen ΔQy ermittelt werden. Auch nehmen die Werte bei Erhöhung der Laserleistung P_D bei konstantem Abstand zu. Bezüglich der Latenz Δt_{Qy} nehmen die Werte bei Leistungssteigerung ebenfalls zu. Bei Betrachtung unterschiedlicher Abstände (bei konstanter Laserleistung) wird deutlich, dass hier kein linearer Zusammenhang vorliegt. So steigt der Wert von 300 ms auf 370 ms bei der Abstandsänderung von 30 mm auf 60 mm. Bei der weiteren Änderung auf $a = 90$ mm reduziert sich die Latenz um 200 ms. Dieses Resultat korreliert nicht mit der thermischen Latenz $\Delta t_{T_{max}}$. Die Ergebnisse zeigen, dass eine maximale Temperatur nach 210 ms im Blech vorlag. Ein Einfluss der Leistung und des Abstands auf die thermische Latenz kann nicht identifiziert werden. Es ist jedoch festzuhalten, dass die charakteristische Verschiebung rund 150 ms nach dem Erreichen der maximalen Temperatur erfolgte. Der Unterschied ist darauf zurückzuführen, dass die Ausbildung der maximalen Temperatur an einem Messpunkt erfolgte. Für die mechanische Antwort wird jedoch auch die Länge des

Temperaturfelds einen Einfluss haben und diese Temperaturfeldlänge kann sich erst nach einer bestimmten Zeit ausbilden. Somit sind die unterschiedlichen Zeiten erklärbar.

Bei Betrachtung der Resultate mit einem Abstand von 90 mm (Zeile 6 in Tabelle 5.3) ist auffällig, dass die mechanische Antwort deutlich früher eintrat als die thermische Vorgabe. Das bedeutet, dass die mechanische Antwort auf die Temperaturfeldänderung nicht zeitlich synchron ablief. Diese Erscheinung ist damit zu begründen, dass gerade bei einem Abstand von 90 mm die bereits erzielte Schweißnaht eine deutlich höhere Steifigkeit im Vergleich zu einem Abstand von 60 mm aufwies. Dies wird bei der Vorstellung des analytischen Modells im Abschnitt 5.3.5 nochmals deutlich.

Beim Vergleich der Maximaltemperatur T_{MaxWQ2} mit der charakteristischen Verschiebung ΔQy unter Variation der Laserleistung P_D und des Abstands a wird ebenfalls der hohe Einfluss des Abstands deutlich. Dazu dient der Vergleich der Einstell- und Messgrößen aus den Zeilen 3 und 6 der Tabelle 5.3. Es ist festzuhalten, dass die Einstellgrößen $a = 60$ mm, $P_D = 600$ W zu einer Maximaltemperatur von 508 °C führen (siehe Zeile 3). Die zugehörige charakteristische Verschiebung beträgt -42 μ m. Bei den Einstellgrößen $a = 90$ mm, $P_D = 1000$ W wurden eine Maximaltemperatur von 657 °C und einer Verschiebung in Höhe -17 μ m ermittelt (siehe Zeile 6). Damit wurde unter Anwendung höherer Laserleistung eine höhere Maximaltemperatur erreicht. Jedoch ist die charakteristische Verschiebung beim erstgenannten Wertepaar höher als beim zweitgenannten. Das bedeutet einerseits, dass die Temperatur bzw. Maximaltemperatur nicht als indirekte Messgröße für die charakteristische Verschiebung genutzt werden kann. Andererseits wird deutlich, dass der Abstand zwischen den Wärmequellen und damit die Steifigkeit der Schweißnaht einen sehr hohen Einfluss auf die charakteristische Verschiebung haben.

Fazit

Durch den Einsatz der numerischen Methode können die experimentell beobachtete Verschiebung und deren Kompensation unter Verwendung einer zusätzlichen Wärmequelle abgebildet werden. Es zeigt sich, dass eine negative Verschiebung durch die *Chewing Gum* Methode berechnet wird, diese jedoch experimentell nicht eintreten kann. Dennoch ist festzuhalten, dass bei geeigneten Eingangsgrößen ein zum Experiment vergleichbares Verhalten ermittelt werden konnte. Auch wird deutlich, dass ein thermischer Eintrag zu einer mechanischen Antwort führt, aber ein Unterschied zwischen dem Zeitpunkt der maximalen Temperatúrausbildung und dem Zeitpunkt der maximalen mechanischen Antwort vorliegt. Des Weiteren wird gezeigt, dass die Temperatur nicht als indirekte Messgröße zur Abschätzung der charakteristischen Verschiebung genutzt werden kann.

5.3.2 Einfluss der bestrahlten Fläche und der Diodenlaserleistung

5.3.2.1 Elliptischer Spot

Darüber hinaus stellt die Spotgröße und damit die Fläche, über die die Wärme in das Bauteil eingetragen wird, eine weitere Einflussgröße dar. In Zusammenhang mit der Leistung P_D ist der Einfluss dieser beiden Größen in Abbildung 5.55 zusammengefasst. An dieser Stelle ist festzuhalten, dass unter den gewählten Einstellgrößen immer eine Nahtlänge von 285 mm erzielt wurde.

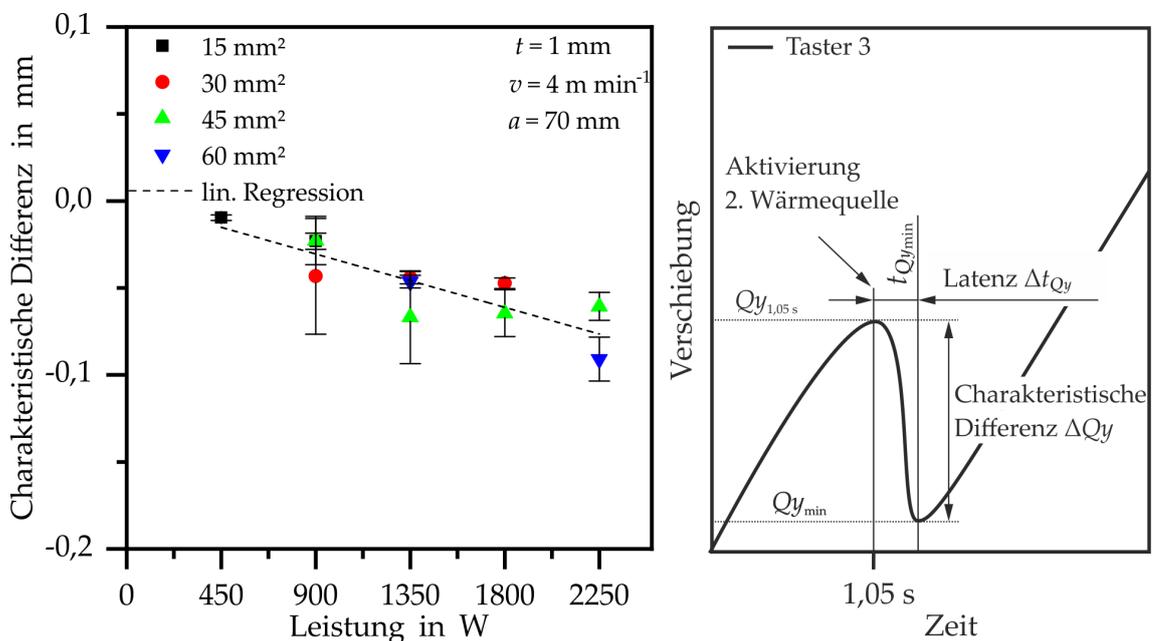


Abbildung 5.55: Einfluss von Laserleistung und Spotgröße auf die Verschiebung

Anhand Abbildung 5.55 wird ersichtlich, dass mit Zunahme der Laserleistung die Verschiebungswerte unabhängig von der eingestellten Fläche abnehmen. Da sich die charakteristische Differenz für die gewählten Flächengrößen nur minimal unterscheidet, konnte zudem nur ein geringer Zusammenhang zwischen der Flächengröße und der Verschiebung festgestellt werden. Dies bedeutet auch, dass unter den vorgegebenen Versuchsbedingungen kein direkter Zusammenhang aus der Leistungsdichte und der Verschiebung hergestellt werden kann. Die Punkte lassen sich durch eine Ausgleichsgerade, die ihren Ursprung im Nullpunkt hat, verbinden. Dabei wird angenommen, dass ohne einen zusätzlichen Wärmeeintrag auch keine charakteristische Differenz zu messen wäre. Die unter Verwendung der linearen Regression ermittelte Formel für die Ausgleichsgerade lautet:

$$\Delta Q_y = -3,4 \cdot 10^{-4} \text{ mm W}^{-1} P_D + 0. \quad (5.9)$$

Damit kann abgeschätzt werden, wie hoch die charakteristische Differenz bei gegebener Laserleistung zu erwarten wäre.

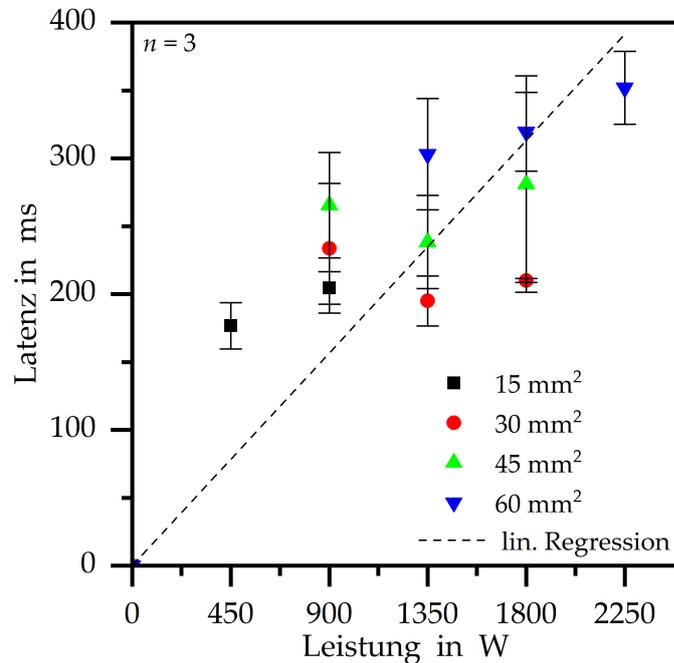


Abbildung 5.56: Einfluss von Laserleistung und Spotgröße auf die Latenz

Der Einfluss der genannten Einstellgrößen auf die Latenz ist in Abbildung 5.56 zusammengefasst. Aus ihnen lässt sich erkennen, dass mit Erhöhung der Leistung die Latenz ansteigt. Diese Ausprägung ist damit zu erklären, dass durch die Leistungssteigerung eine höhere Temperatur im Bauteil erzeugt wurde. Das Temperaturfeld baut sich jedoch aufgrund der Wärmeleitung innerhalb des Bauteils erst nach einer gewissen Zeit auf, wodurch das Maximum der Schließbewegung erst später zum Tragen kommt. Der Zusammenhang von Leistung und Latenz kann durch ein lineares Modell beschrieben werden:

$$\Delta t_{Qy} = 0,174 \text{ ms W}^{-1} \cdot P_D + 0. \quad (5.10)$$

Der Ursprung des Modells liegt dabei im Nullpunkt, da ohne Wärmeeintrag keine Latenz vorliegen kann. Des Weiteren ist der Abbildung zu entnehmen, dass mit Zunahme der Spotgröße die Latenz tendenziell ansteigt. Dies ist damit zu erklären, dass die Leistungsdichte bei Steigerung der Fläche und konstanter Leistung abnimmt $I = P \cdot A^{-1}$. Daher kommt es durch die Wärmeleitung ebenfalls zu einer zeitlich verzögerten Ausbildung des Temperaturfelds.

Zudem wurde die Verschiebung am Ende des Schweißprozesses ($s_L = 285 \text{ mm}$) ausgewertet (siehe Abbildung 5.57). Es ist zu erkennen, dass eine positive Verschie-

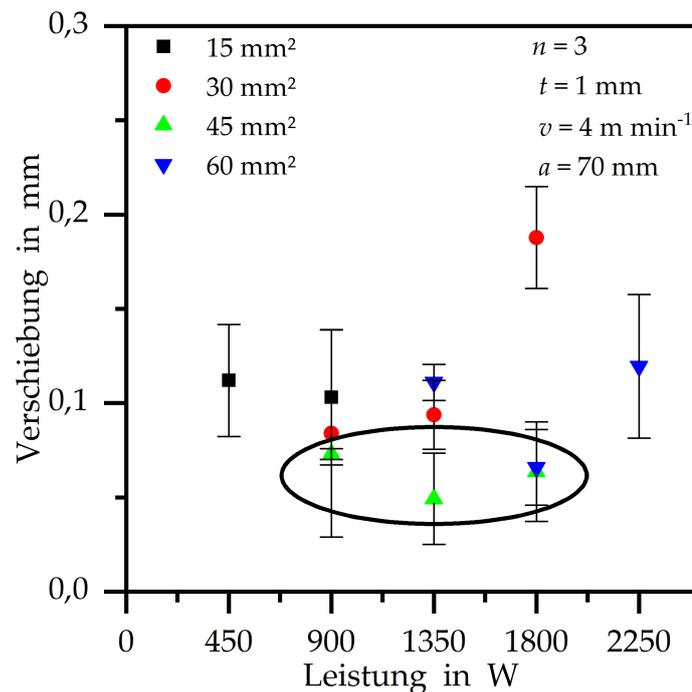


Abbildung 5.57: Einfluss von Laserleistung und Spotgröße auf die Verschiebung zu Prozessende an der Stelle Taster 3

bung vorliegt, sodass trotz der sekundären Wärmequelle und der hier verwendeten Einstellgrößen ein Prozessabbruch bei längeren Bauteilen bzw. geforderten Schweißnahtlängen zu erwarten ist. Dem Diagramm ist zu entnehmen, dass ein lokales Minimum der Verschiebungen unter Verwendung einer Fläche von 45 mm^2 und bei den Leistungen von 900 W und 1350 W vorliegt.

Zur Abschätzung, welche Nahtlängen und Verschiebungen realisierbar sind, erfolgten Untersuchungen an einer 500 mm langen Probe. Das Schweißergebnis ist in Abbildung 5.58 dargestellt. Die Schweißnaht ist vollständig durchgeschweißt und aufgrund der zweiten Wärmequelle ist eine deutliche Anlauffarbenbildung an der Schweißnaht zu erkennen.



Abbildung 5.58: Draufsicht einer 500 mm langen Probe

Die zugehörige Verschiebung an der Stelle des Laserspots ist in Abbildung 5.59 veranschaulicht. Mit Schweißbeginn steigt der Messwert bis zur Aktivierung der zweiten Wärmequelle an. Im Anschluss sinkt der Wert kurz ab und steigt im weiteren Verlauf erneut an. Somit gelingt es innerhalb von 500 mm Schweißweg, den zulässigen Spalt von 0,2 mm nicht zu überschreiten, wodurch eine vollständige Naht realisiert werden konnte.

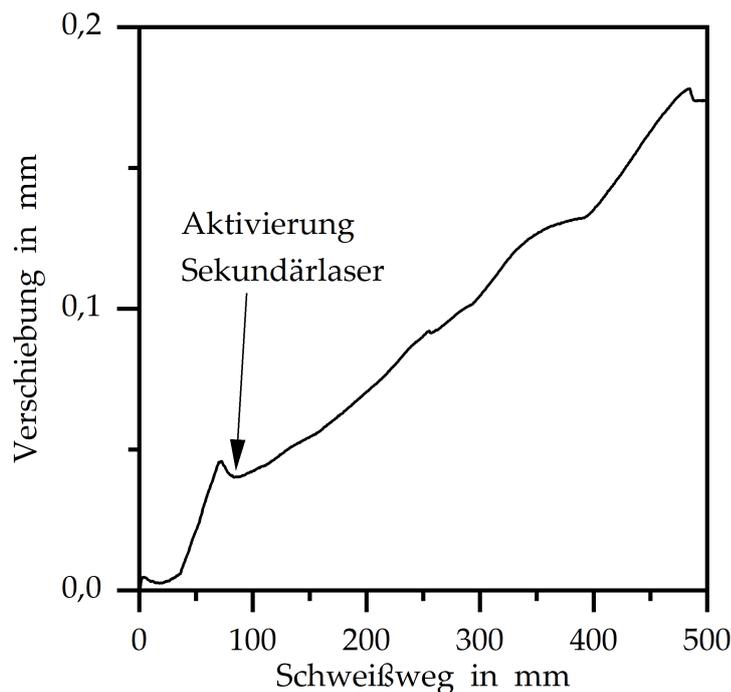


Abbildung 5.59: Verschiebungsausbildung der 500 mm langen Probe

Im Verlauf der Untersuchungen wurde festgestellt, dass durch die zusätzliche Wärmeeinbringung die Verformung der Bleche verstärkt wurde. So zeigt Abbildung 5.60 die Ausprägung des Höhenunterschieds in der Falschfarbendarstellung, die durch das ATOS-System ermittelt wurde. Die weißen Punkte stellen die Referenzmarkierungen für das Messsystem dar und die Schriftzeichen auf einigen Bildern entsprechen den Probenbeschriftungen. Die Messung des Referenzversuchs ist mit zwei unterschiedlichen Skalen dargestellt, um den Einfluss des zusätzlichen Wärmefelds hervorzuheben. Beim Referenzversuch (ohne zweite Wärmequelle) ergibt sich ein Höhenunterschied von ca. 2 mm, währenddessen die Untersuchungen unter Verwendung des zusätzlichen Wärmefelds einen Höhenunterschied von 8,2 mm aufweisen. Dies entspricht einem Faktor von 4. Infolge dieser Beobachtungen wurde der Beulverzug als Kriterium zur weiteren Bewertung der Einstellgrößen herangezogen. Die Ursache für die zunehmende Ausbildung des Beulverzugs liegt im Einsatz der zweiten Wärmequelle. Durch diese werden zusätzlich Längsspannungen

entlang der Schweißnaht eingebracht (siehe Abbildung 5.49 auf Seite 95), die zu dieser Verformung führen.

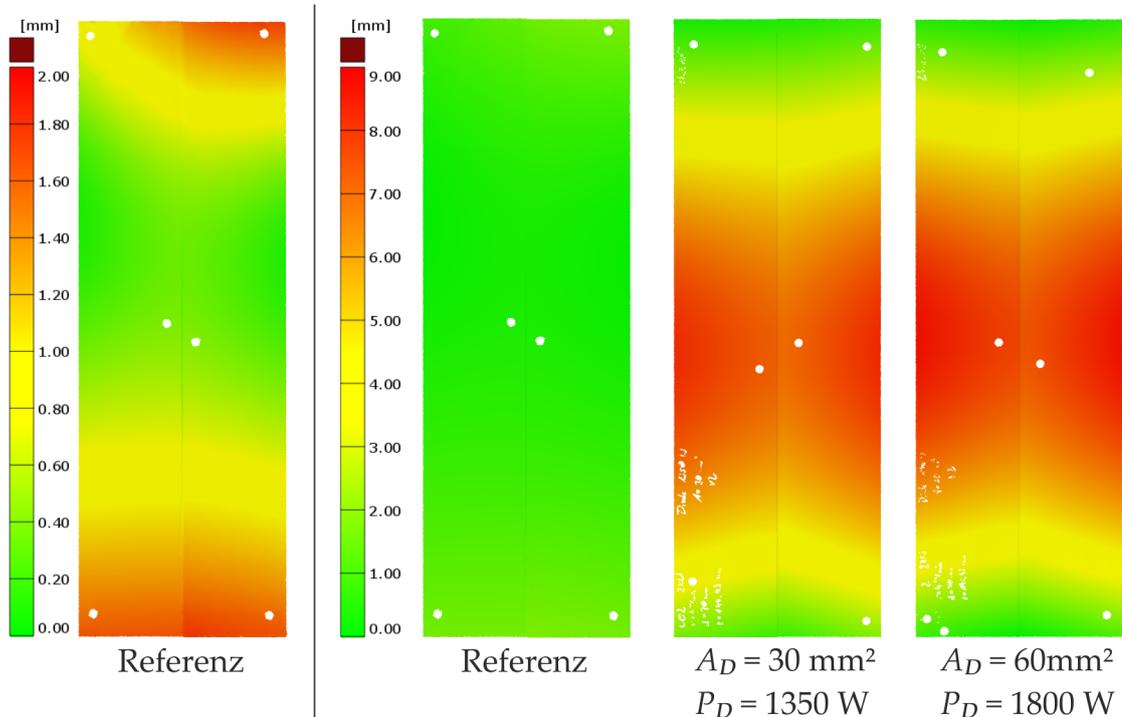


Abbildung 5.60: Einfluss der zusätzlichen Wärme auf die Verzugserscheinung

In Abbildung 5.61 ist der Einfluss der Spotfläche und der Leistung auf den gemessenen Beulverzug in der Mitte der Schweißprobe dargestellt. Es ist zu erkennen, dass mit Steigerung der Leistung und konstanter Flächengröße der Beulverzug Q_B ansteigt. Unter Verwendung der linearen Regression wurde folgende Formel ermittelt:

$$Q_B = 0,0029 \text{ mm W}^{-1} \cdot P_D + 2 \text{ mm.} \quad (5.11)$$

Ein Beulverzug von 2 mm an der Referenzprobe wurde berücksichtigt. Dieses Verhalten kann durch die höhere Temperaturousbildung im Bereich der Schweißnaht begründet werden. Infolge dessen nehmen die Längsspannungen zu. Daher ist abzuleiten, dass die Laserleistungen zwischen 900 W und 1350 W zu wählen sind. Ein eindeutiger Einfluss der Fläche auf die Messgröße kann nicht identifiziert werden, da sich die Messwerte nicht deutlich genug unterscheiden.

Neben der Ausbildung des Beulverzugs wurde auch die deutliche Ausbildung von Anlauffarben festgestellt. Die Anlauffarben bilden sich durch Oxidation durch die erhöhte Temperaturousbildung an der Oberfläche aus, da in den Untersuchungen kein Schutzgas verwendet wurde. Vergleichend sind in Abbildung 5.62 für vier

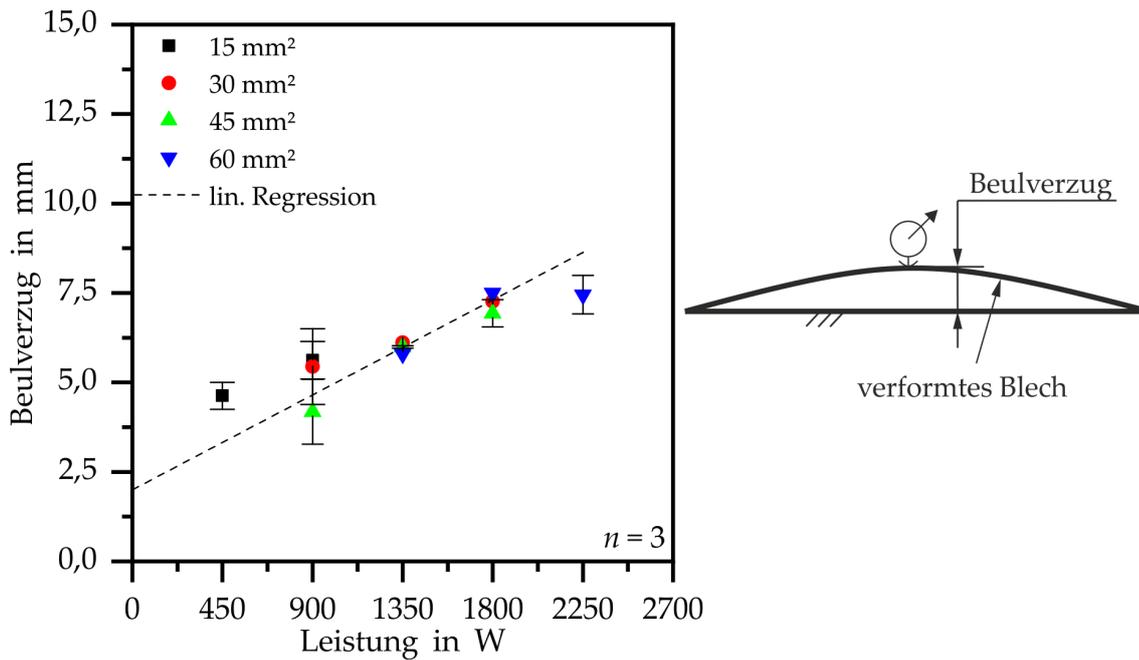


Abbildung 5.61: Einfluss von Laserleistung und Spotgröße auf den Beulverzug

ausgewählte Einstellgrößen die Nahtoberflächen abgebildet. Es lässt sich erkennen, dass sich durch die Vergrößerung des Spots die Breite der thermisch beeinflussten Bereiche vergrößert. Ebenso nimmt die Farbbildung mit Leistungssteigerung zu. Abhilfe kann der Einsatz von inertem Schutzgas schaffen, mit dem die Oxidation der Oberfläche unterbunden wird.

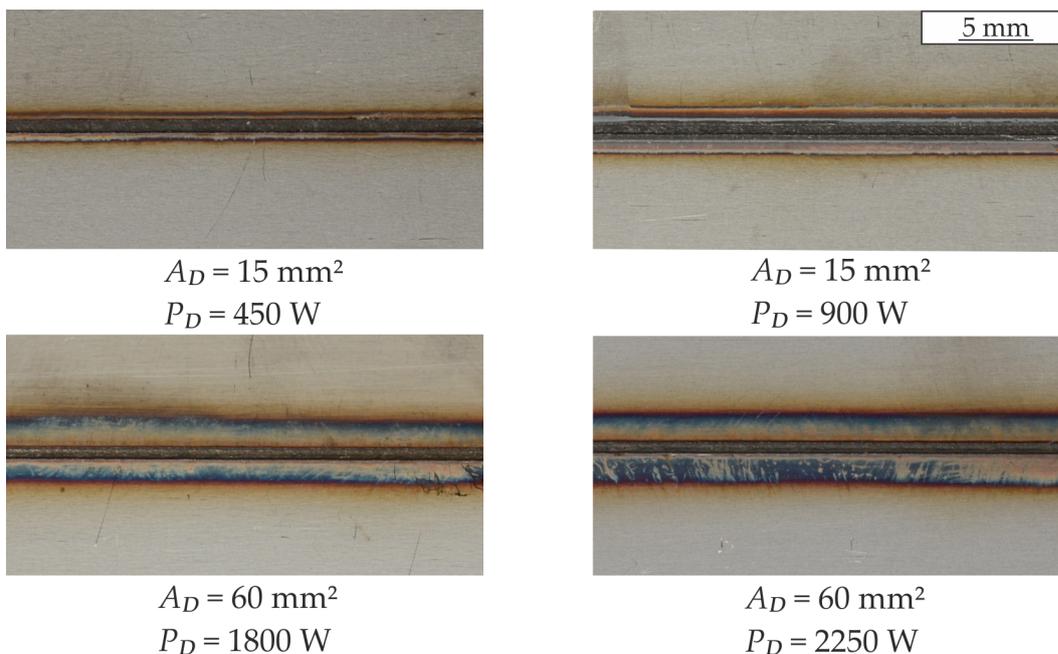


Abbildung 5.62: Ausbildung von Anlauffarben

Fazit

Unter Verwendung einer nachlaufenden Wärmequelle können die auftretenden Verschiebungen reduziert werden. Dabei erzeugte die Wärmequelle ein zusätzliches Dehnungsfeld und eine Schließbewegung des freien Bleches wurde beobachtet. Allerdings wurde durch diese zusätzliche Erwärmung der Beulverzug verstärkt. Ein direkter Zusammenhang zwischen Laserleistung und Beulverzug ist zu erkennen. Auch bilden sich Anlauffarben aus, die durch inertes Schutzgas vermieden werden können. Hierzu ist eine zusätzliche Schutzgasdüse notwendig, die zum Wechselwirkungsbereich der zweiten Wärmequelle positioniert sein muss.

5.3.2.2 Linienförmiger Spot

Als eine weitere Einflussgröße wurde die Spotform definiert. Für die Untersuchungen wurde eine Linienoptik verwendet und der Einfluss auf die Verschiebung und die Nahtlänge wurde bestimmt. Bei den Abständen 50 mm, 60 mm und 70 mm und den Leistungen von 900 W bis 2250 W wurden jeweils Nahtlängen von 285 mm festgestellt. Zur besseren Bewertung des Einflusses wurde ebenfalls die charakteristische Differenz ausgewertet. Wie in Abbildung 5.63 dargestellt, kann eine charakteristische Differenz von bis zu 0,11 mm erreicht werden und dies ist tendenziell höher als in der Versuchsreihe unter Einsatz der Ellipse. Bei einem Abstand von 60 mm kann keine eindeutige Aussage zum Einfluss der Laserleistung auf die Verschiebung getroffen werden, da sich die Streubereiche überlagern. Jedoch kann für den Abstand von 70 mm festgehalten werden, dass mit Steigerung der Laserleistung die Differenz ansteigt. Dies ist auch damit erklärbar, dass durch die Zunahme der Laserleistung die Temperatur im Wechselwirkungsbereich ansteigt. Folglich nimmt die Wärmeausdehnung zu und die charakteristische Differenz erhöht sich.

Die zugehörige Latenz zur Ausbildung dieser charakteristischen Verschiebung ist in Abbildung 5.64 zusammengefasst. Der Abbildung ist zu entnehmen, dass bei Vergrößerung des Abstands von 50 mm auf 70 mm die Latenz von 200 ms auf 450 ms deutlich ansteigt ($P_D = 1350$ W). Dieses Verhalten ist damit erklärbar, dass durch den größeren Abstand zwischen den Wärmequellen eine längere Schweißnaht mit einer höheren Steifigkeit vorliegt. Außerdem bildet sich der Hotspot der Wärmequelle 12,5 mm hinter der Mittellinie der Wärmequelle aus (siehe Abbildung 5.65). Durch diesen zusätzlichen Abstand ergibt sich eine weitere Verzögerung bzw. eine Steigerung der Latenz. Der Einfluss der Leistungssteigerung auf die Erhöhung der Latenz ist nicht eindeutig anhand der Messwerte erkennbar, da die Messwerte zu

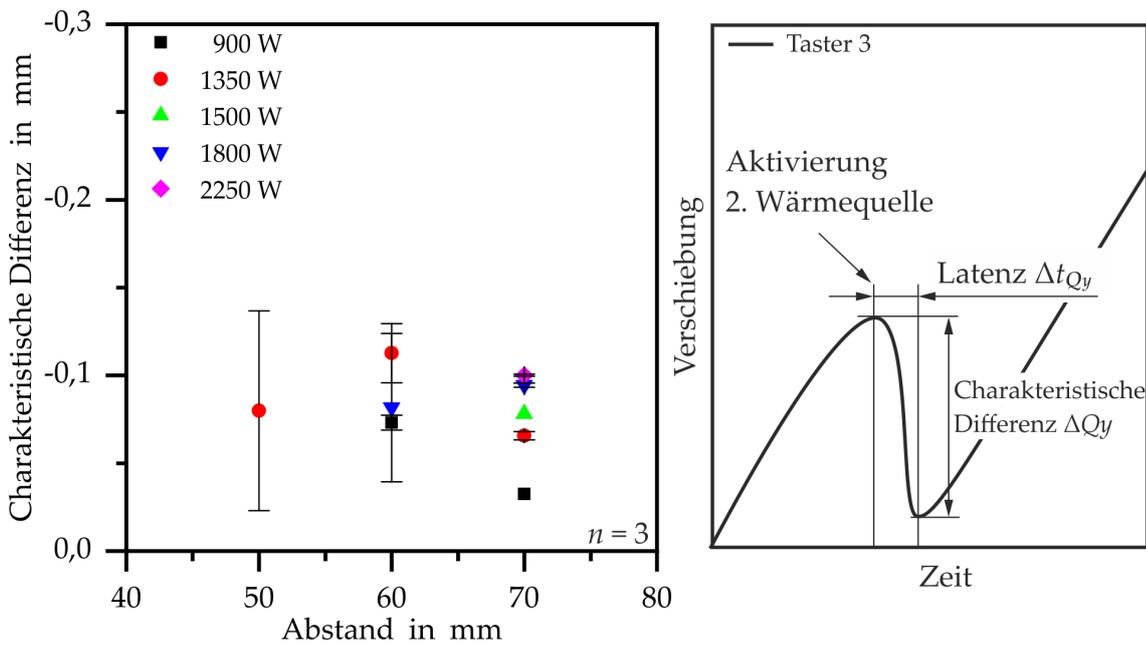


Abbildung 5.63: Einfluss von Laserleistung und Abstand auf die charakteristische Verschiebung

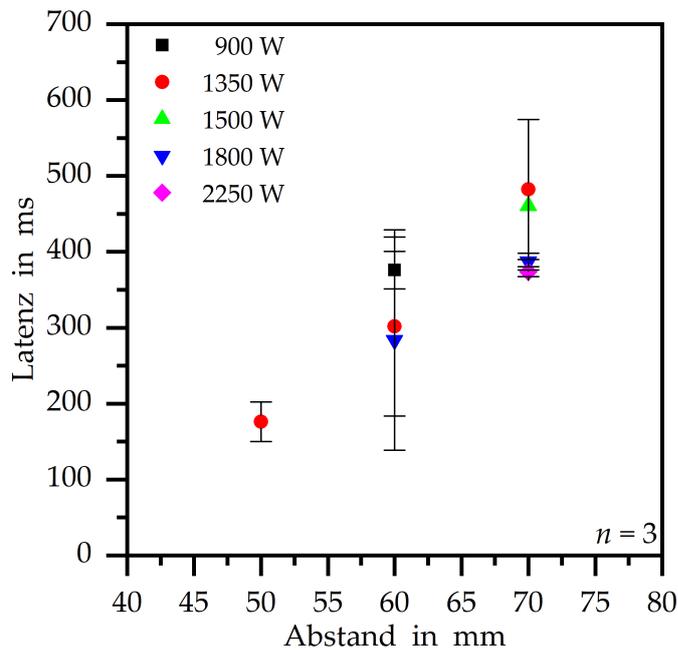


Abbildung 5.64: Einfluss von Laserleistung und Abstand auf die Latenz

stark streuen. Im Vergleich zu den Untersuchungen unter Verwendung der elliptischen Spotabbildung liegen die Latenzen ebenfalls im Bereich von 150 ms bis 400 ms ($a = 70$ mm).

In Abbildung 5.66 sind die Einflüsse Leistung und Abstand bezüglich der Verschiebung zum Ende des Versuchs dargestellt. Es ist zu erkennen, dass wie unter

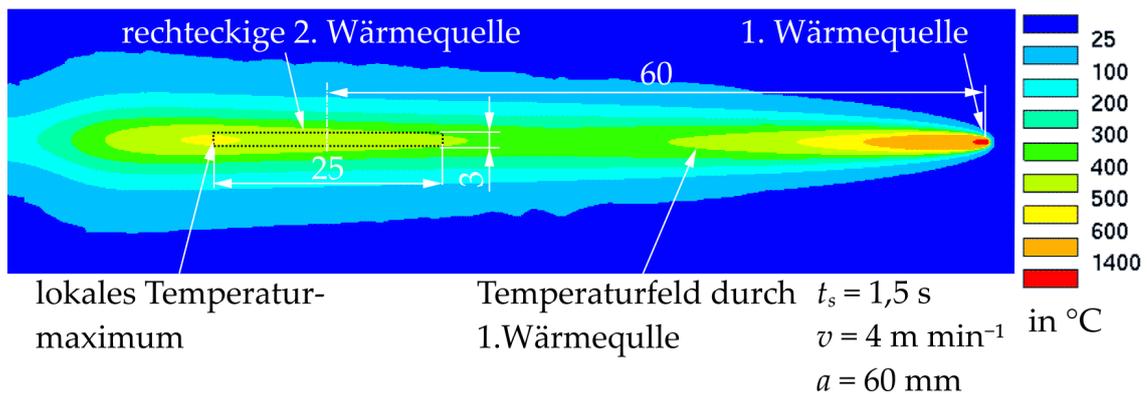


Abbildung 5.65: Numerisch berechnetes Temperaturfeld unter Anwendung einer rechteckigen 2. Wärmequelle mit konstanter Leistungsverteilung

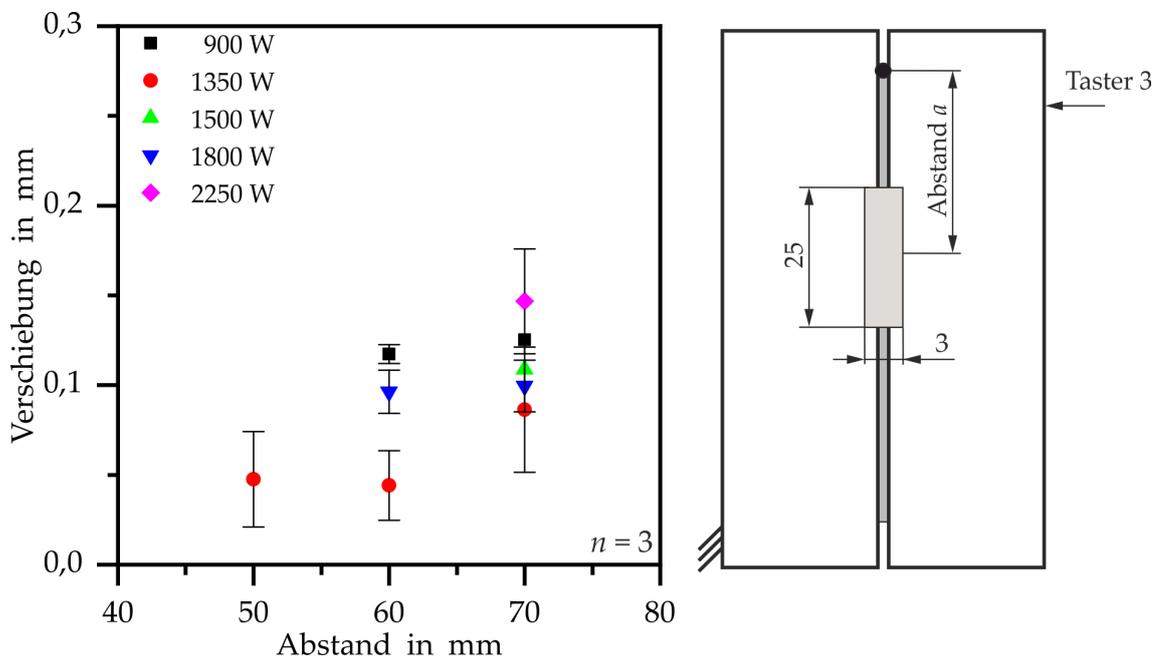


Abbildung 5.66: Einfluss von Laserleistung und Abstand auf die Verschiebung am Ende

Verwendung einer elliptischen Spotabbildung die Verschiebung nicht vollständig unterdrückt werden kann. Die geringste Verschiebung wurde bei einer Laserleistung von 1350 W ermittelt. Die Unterschiede zwischen den Abständen von 50 mm und 60 mm können als gering betrachtet werden. Bei einem Abstand von 70 mm steigt die Verschiebung jedoch stark an. Unterschiede zwischen den Abständen bei Variation der Laserleistung konnten nicht identifiziert werden. Die beiden geringsten Werte sind ebenfalls mit Messwerten unter Verwendung der elliptischen Spotabbildung vergleichbar.

Der Einsatz des linienförmigen Spots führt ebenso zur Ausbildung des Beulverzugs und der Einfluss der Leistung und des Abstands auf diesen Verzug ist in der

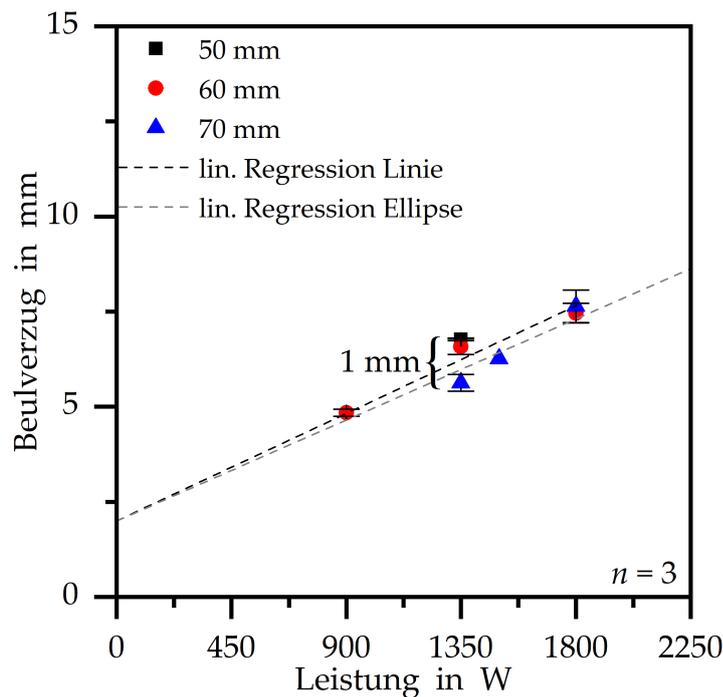


Abbildung 5.67: Einfluss von Laserleistung und Abstand auf den Beulverzug unter Anwendung des Linienspots

Abbildung 5.67 zusammengefasst. Es ist festzuhalten, dass mit der Steigerung der Laserleistung ebenfalls der Verzug ansteigt. So erhöht sich der Verzug um 3 mm bei Verdoppelung der Laserleistung. Unter Verwendung eines Abstands von 50 mm wurde ein um 1 mm höherer Verzug ermittelt als unter Verwendung des Abstands von 70 mm. Dies ist ebenfalls darauf zurückzuführen, dass durch die Reduzierung des Abstands eine höhere Temperatur bei gleichem Wärmeeintrag erzeugt wird und damit die für den Beulverzug ursächlichen Spannungen vergrößert werden. Da sich die Ausgleichsgeraden für die beiden Spotabbildungen sehr nah beieinander liegen, ist zu schlussfolgern, dass die Spotform einen sehr geringen Einfluss auf den Beulverzug hat.

Fazit

Unter Verwendung einer linienförmigen Spotabbildung wurden tendenziell höhere charakteristische Verschiebungen während des Schweißens ermittelt als unter Einsatz einer elliptischen Spotabbildung. Es ist davon auszugehen, dass sich der Hotspot am Ende der Linie ausbildet und daher ein zusätzliche Abstand im Vergleich zur elliptischen Spotabbildung vorliegt. Kürzere Abstände zwischen den Wärmequellen gehen also mit geringeren Verschiebungen einher. Des Weiteren wurden höhere Beulverzüge ermittelt, sodass von höheren Temperaturen durch den Einsatz des Linienspots ausgegangen werden muss.

5.3.3 Untersuchungen am L-Profil

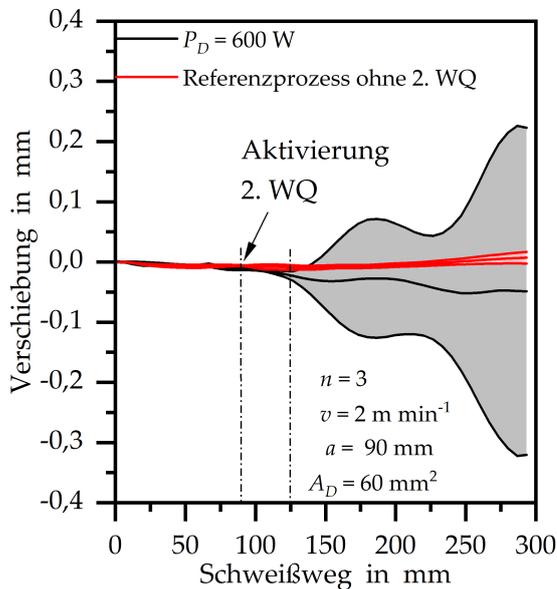


Abbildung 5.68: Einfluss der 2. Wärmequelle auf die Verschiebung in z-Richtung

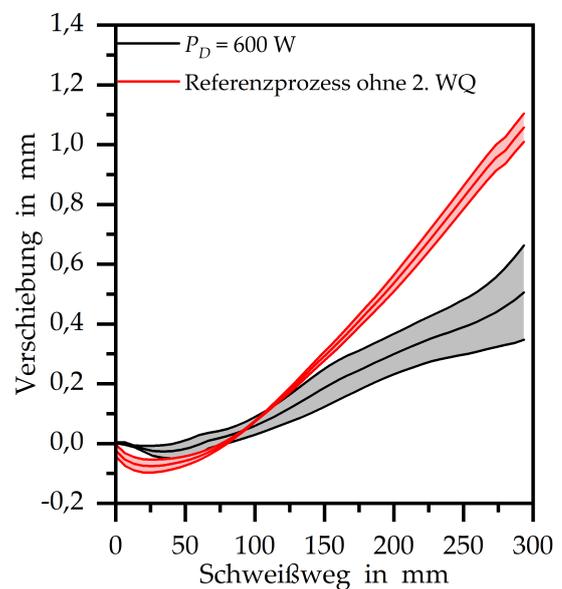


Abbildung 5.69: Einfluss der 2. Wärmequelle auf die Verschiebung in y-Richtung

Wie bereits in Abschnitt 5.2.6 dargelegt, treten beim Schweißen Verschiebungen in der y- und z-Achse auf. In den Abbildungen 5.68 und 5.69 wird gezeigt, wie sich die Verschiebungen in den zwei Richtungen unter Verwendung der zweiten Wärmequelle ausbilden. Die zweite Wärmequelle wurde bei $s_L = 90$ mm aktiviert und bezüglich der Verschiebung in z-Richtung fällt auf, dass die Verschiebungen bis zu einem Weg von 125 mm um den Wert 0 mm schwanken. Erst ab diesem Wegpunkt steigt die Verschiebung im Mittel an und der Streubereich vergrößert sich deutlich. Diese Erscheinung ist damit zu erklären, dass die zusätzlich eingebrachte Wärme zu einem Aufbiegen in positiver oder negativer z-Richtung führt. Eine eindeutige Richtung der Verschiebung konnte nicht festgestellt werden. Im Vergleich dazu zeigen die Messwerte in y-Richtung den typischen Verlauf wie bei den Untersuchungen am ebenen Blech. Durch den Einsatz der zweiten Wärmequelle wird der Anstieg der Verschiebung im Vergleich zum Referenzprozess minimiert und folglich können längere Schweißnähte erzielt werden.

5.3.4 Untersuchungen an der Aluminiumlegierung

Im Folgenden ist der Einfluss einer sekundären Wärmequelle auf die Verschiebung des 3. Tasters an der Aluminiumlegierung in Abbildung 5.70 dargestellt. Der

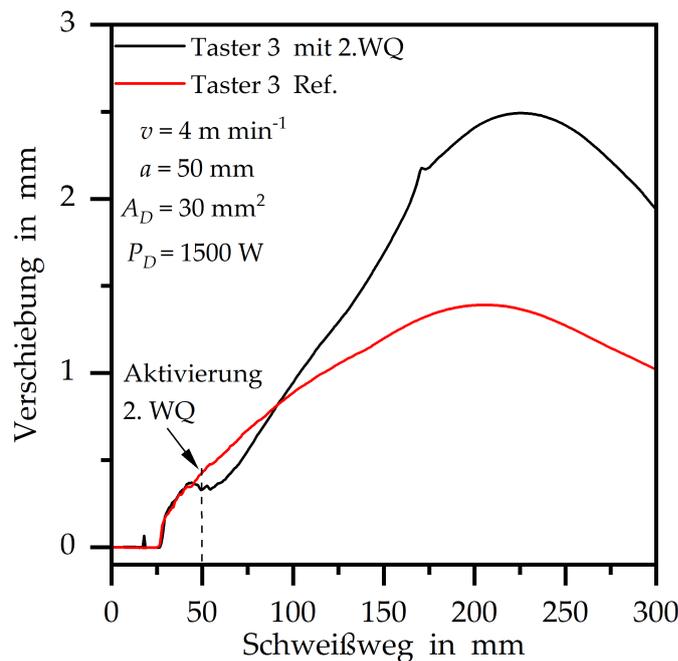


Abbildung 5.70: Einfluss einer zusätzliche Wärmequelle auf die Verschiebung

Abbildung ist zu entnehmen, dass bei Aktivierung der sekundären Wärmequelle die Verschiebung zunächst leicht beeinflusst wird (Vergleich Taster 3). Im weiteren Verlauf steigt jedoch die Verschiebung im Vergleich zum Referenzprozess deutlicher an. Bei einem Schweißweg von 220 mm beträgt der Unterschied sogar 1 mm. Es wurde unter Verwendung der zweiten Wärmequelle eine Nahtlänge von 110 mm ermittelt. Im Referenzversuch wurde ein Nahtlänge von 99,6 mm erzielt, sodass eine Änderung von nur 10 mm erreicht werden konnte.

Die Temperaturmessung (siehe Abbildung 5.71) zeigt, dass durch die zweite Wärmequelle ein deutlicher Temperaturanstieg erzielt wurde und damit ein thermischer Einfluss der Schweißnaht vorliegt. Jedoch ist festzuhalten, dass der Einfluss der zweiten Wärmequelle auf die Verschiebungsbewegung als gering zu betrachten ist. Auch die Variation des Abstands zwischen den Wärmequellen (30 mm und 70 mm) führte zu keiner signifikanten Beeinflussung der Nahtlängen.

Dieses Ergebnis ist auf die temperaturabhängigen Werkstoffdaten von Aluminium zurückzuführen. So ist in Abbildung 5.72 zu erkennen, dass die Streckgrenze bei einer Temperaturerhöhung von 20 °C auf 200 °C um 58 % absinkt. Dies hat zur Folge, dass die zugehörige thermische Dehnung mit Überschreiten der Streckgrenze in plastische Dehnungen überführt wird. Des Weiteren werden nur Spannungen bis zur Streckgrenze durch den Werkstoff aufgenommen und damit reduziert sich die Hebelwirkung zum Schließen des Spalts.

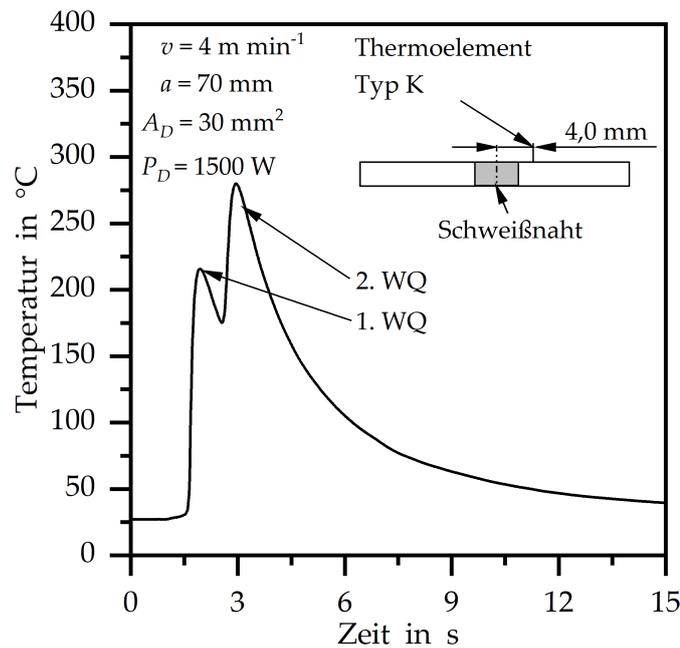


Abbildung 5.71: Einfluss der zweiten Wärmequelle auf die Tempurausbildung

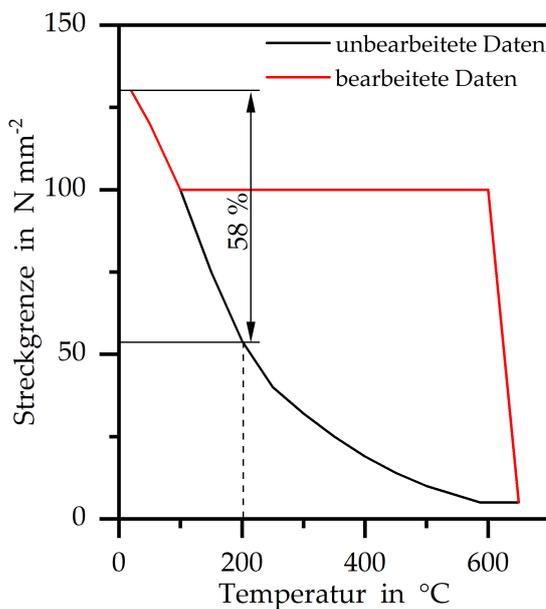


Abbildung 5.72: Aluminium Streckgrenzen für numerische Berechnung

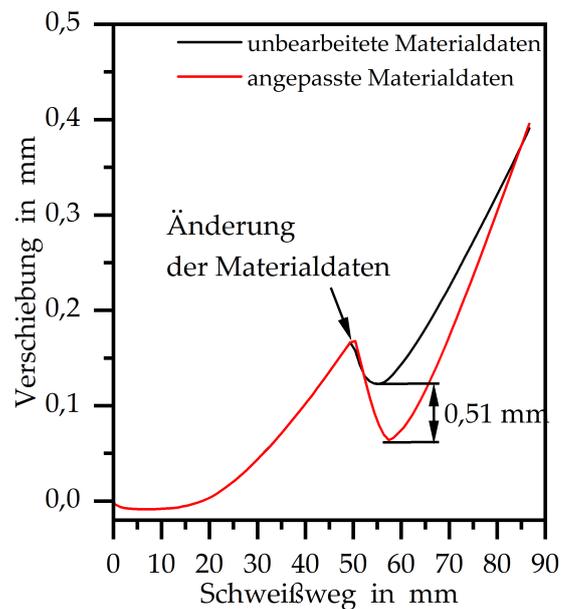


Abbildung 5.73: Verschiebungen aus der numerischen Simulation mit angepassten Werkstoffdaten an der Stelle Taster 3

Das rechnerische Beispiel in Abbildung 5.73 zeigt, dass durch eine Anpassung der Werkstoffdaten die charakteristische Verschiebung nahezu verdoppelt werden kann. Für diese Berechnung wurde die Streckgrenze ab einer Temperatur von 100°C konstant gewählt (siehe Abbildung 5.72). Des Weiteren wurden die temperaturab-

hängigen Fließkurven vereinfacht. So wurde nur die Fließkurve für 20 °C für den gesamten Temperaturbereich genutzt.

5.3.5 Analytische Beschreibung der Mechanik

Die bisherigen Ergebnisse zeigen deutlich, dass durch die Anwendung von FE-Methoden die experimentellen Ergebnisse zur Querverschiebung abgebildet werden konnten. Es wurde gezeigt, dass durch die Variation der Einstellgrößen Abstand zwischen den Wärmequellen a und Leistung der zweiten Wärmequelle P_D die Temperatur und die charakteristische Querverschiebung ΔQy verändert werden. Allerdings betragen die Berechnungszeiten mehrere Stunden⁴. In praktischen Anwendungen ist diese Berechnungszeit zu lang, um eine erste Abschätzung für die notwendigen Werte der genannten Einstellgrößen zu erhalten. Daher wird im Folgenden ein analytischer Ansatz zur Abschätzung der charakteristischen Verschiebung ΔQy unter Berücksichtigung eines elastischen Materialverhaltens vorgestellt.

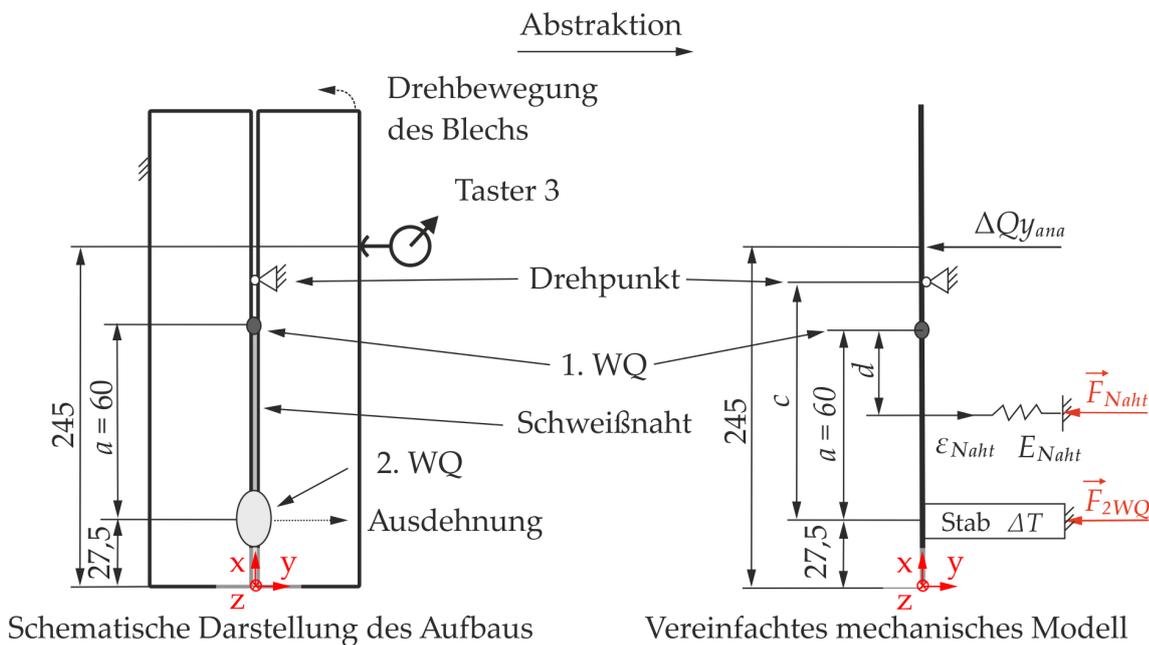


Abbildung 5.74: Vereinfachungen zur analytischen Beschreibung der charakteristischen Querverschiebung ΔQy_{ana}

Es ist bekannt, dass die Verschiebung des losen Blechs nicht parallel zu einer Achse verläuft, sondern einer Drehbewegung um die z-Achse ähnelt (siehe Abschnitt 5.3 auf Seite 91). Daher wurde die Aufgabe zum Schweißen von zwei Blechen am I-Stumpfstoß durch einen einfach gelagerten Balken abstrahiert (siehe Abbildung

⁴Die Berechnungszeiten für die thermische und mechanische Berechnung betragen zusammen für das verwendete FE-Modell aus Abschnitt 5.3.1 ca. 24 h.

5.74 rechts). Dieser Balken stellt das lose Blech dar, das sich um das Festlager (Drehpunkt) dreht. Das feste Blech ist hierbei das Gestell.

Wie im Modell von Murakawa wurde durch die lokale Temperatureinbringung in einem Stab ein lokales Dehnungsfeld erzeugt. Diese Dehnung wurde durch die geschweißte Naht behindert (symbolisiert durch eine Feder). In der Folge entstanden Spannungen im Werkstück, denen wiederum Kräfte (\vec{F}_{Naht} und \vec{F}_{2WQ}) zugeordnet werden konnten. Gesucht wurde hierbei die charakteristische Verschiebung ΔQy_{ana} an der Stelle Taster 3. Für die Betrachtung wurden ein Abstand $a = 60 \text{ mm}$ und der Zeitpunkt $t_s = 1,2 \text{ s}$ herangezogen. Hierbei trat die maximale charakteristische Verschiebung ΔQy_{max} auf (siehe Abschnitt 5.3.1 auf Seite 99 f.). Die Einstichstelle des Lasers lag $j = 7,5 \text{ mm}$ von der Blechkante entfernt. So konnte der Abstand der zweiten Wärmequelle von der Blechkante g wie folgt berechnet werden:

$$g = j + (t_s - t_{2WQaktiv}) \cdot v. \quad (5.12)$$

Dabei ist v die Schweißgeschwindigkeit, t_s die Schweißzeit und $t_{2WQaktiv}$ die Aktivierungszeit der zweiten Wärmequelle. Der Abstand der zweiten Wärmequelle ergibt sich somit:

$$g = 7,5 \text{ mm} + (1,2 \text{ s} - 0,9 \text{ s}) \cdot 66,66 \text{ mm s}^{-1} = 27,5 \text{ mm}. \quad (5.13)$$

Für die weitere Berechnung ist die Bestimmung des Drehpunkts notwendig. Durch die FE-Berechnung in *Sysweld* erfolgte die Berechnung der globalen Verschiebung des losen Blechs. Dieses Blech führte eine Bewegung mit den Eckkoordinaten D und E zu den Koordinaten D' und E' aus. Die Normalen der Ortsvektoren $\overrightarrow{DD'}$ und $\overrightarrow{EE'}$ schneiden sich im Drehpunkt [Rit70]. In Abbildung 5.75 sind die Koordinaten des Drehpunkts in zwei unterschiedlichen Skalierungen über die Schweißzeit aufgetragen. Der Abbildung ist zu entnehmen, dass besonders die x-Koordinate des Drehpunkts zu Schweißbeginn einer starken Schwankung unterliegt und nach ca. 0,4 s wieder den Wert 0 mm annimmt (Koordinatenursprung). Mit der Aktivierung der zweiten Wärmequelle ($t_s = 0,9 \text{ s}$) nehmen die Koordinaten des Drehpunkts Werte über 1000 mm an und dies weist auf eine translatorische Verschiebung des losen Blechs hin. Der unstetige Verlauf an der Stelle U wird auf Berechnungsungenauigkeiten innerhalb der FE-Berechnung zurückgeführt. Nach ca. 1,2 s bildet sich ein lokales Minimum der x-Koordinate des Drehpunkts von 120 mm aus, der für die weitere Berechnung verwendet wurde. Dieser Punkt liegt vor der 1. Wärmequelle und damit im nicht geschweißten Bereich. Der Abstand zwischen 2.

Wärmequelle und Drehpunkt c ergibt sich wie folgt:

$$c = 120 \text{ mm} - 27,5 \text{ mm} = 92,5 \text{ mm}. \quad (5.14)$$

Bei gleicher Schweißzeit wurde ein Wert der y -Koordinate in Höhe von -30 mm gemessen. In der Betrachtung wurden jedoch die Längskräfte (Kräfte in x -Richtung) nicht berücksichtigt, sodass die laterale Verschiebung des Drehpunkts (in y -Richtung) im Momentengleichgewicht nicht beachtet wurde.

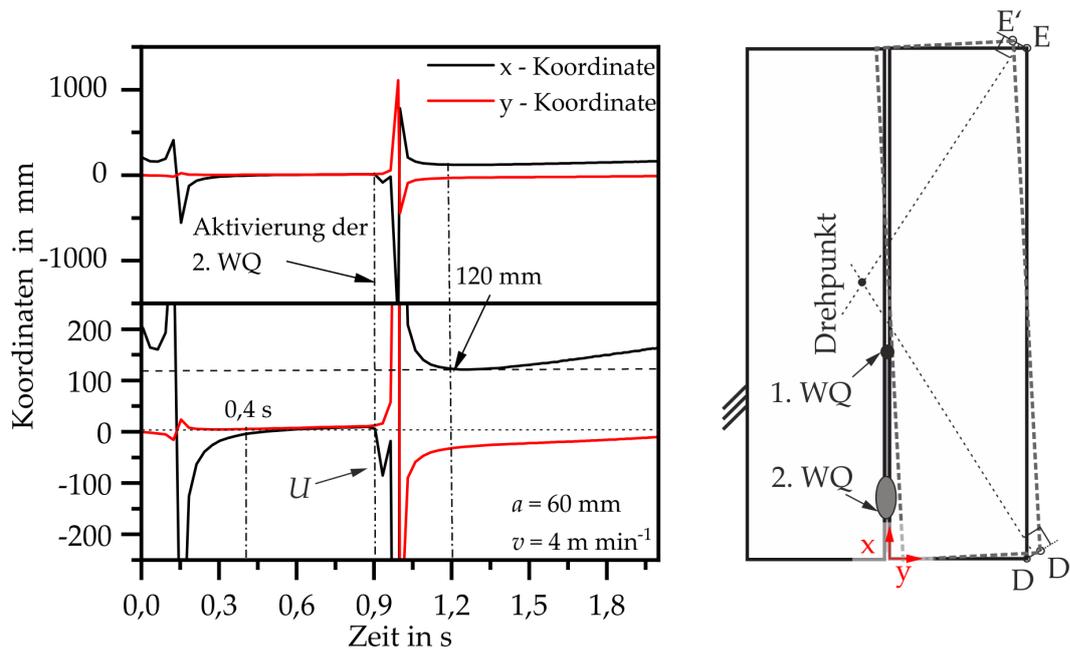


Abbildung 5.75: Zeitliche Ausbildung der Drehpunktkoordinaten anhand der numerischen Berechnung in zwei unterschiedlichen Skalierungen

Im Bereich der zweiten Wärmequelle wurde eine thermische Dehnung realisiert. Diese Dehnung wurde jedoch durch die Steifigkeit der Schweißnaht behindert. Als Folge daraus ergaben sich Spannungen in Bereich der zweiten Wärmequelle und in der Schweißnaht. Diese Spannungen konnten den Kräften \vec{F}_{2WQ} und \vec{F}_{Naht} zugeordnet werden. Die Kräfte standen durch ihre geometrische Beziehung im Momentengleichgewicht, das sich wie folgt ergibt:

$$0 = \vec{F}_{2WQ} \cdot c + \vec{F}_{Naht} \cdot (c - a + d). \quad (5.15)$$

Für die Berechnung der Kräfte wurde angenommen, dass eine Temperaturverteilung in der x - y -Ebene mit konstanter Temperatur in der Blechdicke (z -Richtung) vorlag. Das gesamte Temperaturfeld wurde durch Superposition von zwei einzelnen Temperaturfeldern berechnet. Für die erste Wärmequelle wurde das Feld mithilfe

der analytischen Formel von *Rykalin* [RF57] berechnet⁵. Dazu diente die Vereinfachung einer bewegten Linienquelle in einer Scheibe der Dicke t und die zugehörige Formel 5.1 ist im Abschnitt 5.2.1 auf Seite 69 zu finden. Als Ergebnis liegen die Temperaturen in der Schweißnaht vor.

Für die Berechnung des zweiten Temperaturfelds fand die Beschreibung von *Burger* [Bur89] Anwendung. Diese Beschreibung setzt die Modellannahme des halbunendlichen Körpers voraus. Diese gilt jedoch nicht für eine Blechdicke von 1 mm (siehe Abschnitt A im Anhang). Zur ingenieurmäßigen Abschätzung des Temperaturfeldes wurde diese Beschreibung [Bur89] angewendet und sie wurde numerisch im Programm *Octave* gelöst. Der zugehörige Berechnungsvorgang ist im Abschnitt B innerhalb des Anhangs zusammengefasst.

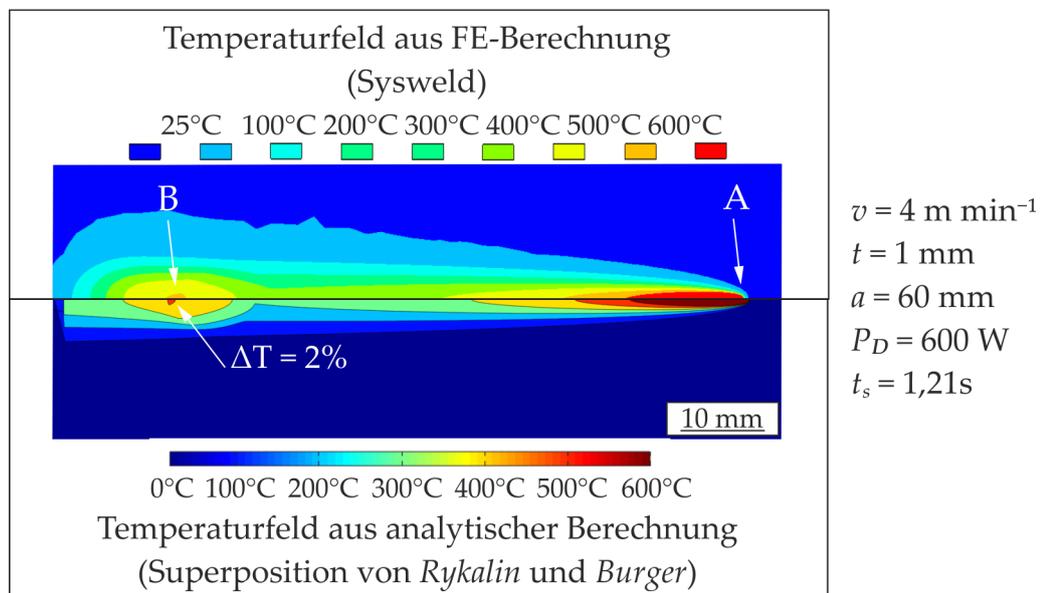


Abbildung 5.76: Vergleich der Temperaturfelder aus der FE-Berechnung und aus der analytischen Berechnung

In Abbildung 5.76 sind zwei Temperaturfelder dargestellt. Das obere Temperaturfeld zeigt das Ergebnis aus der FE-Berechnung *Sysweld* und das untere Temperaturfeld zeigt das Resultat aus der Superposition von *Rykalin* und *Burger*. An der Stelle A ist die erste Wärmequelle zu erkennen und an der Stelle B die zweite. Die Isothermen, die sich bei beiden Berechnungsvorgängen ergeben, nehmen vergleichbare Formen an. Die Maximaltemperaturen an der Stelle B weichen nur um 2% voneinander ab, sodass die Beschreibung als hinreichend genau angenommen werden kann. Folglich

⁵Die Berechnung ist auf Grund des begrenzten Zahlenraums *double* auf eine maximale Länge von 84 mm beschränkt. Der Einsatz einer Gleitkommaarithmetik mit variabler Genauigkeit (*vpa*) könnte Abhilfe schaffen, wurde in diesen Untersuchungen jedoch nicht angewendet.

ist die Superposition der Modelle von *Rykalin* und *Burger* für den Zeitpunkt nach der Aktivierung der zweiten Wärmequelle anwendbar.

Im Bereich der zweiten Wärmequelle wurde unter Berücksichtigung des Hook'schen Gesetzes:

$$E = \sigma \cdot \epsilon^{-1}, \quad (5.16)$$

der linearen Wärmeausdehnung:

$$\epsilon = \alpha \cdot \Delta T, \quad (5.17)$$

unter Berücksichtigung der Fläche A (siehe Abbildung 5.77):

$$A = t \cdot e \quad (5.18)$$

und dem Zusammenhang von:

$$F = A \cdot \sigma^{-1} \quad (5.19)$$

die Kraft $|\vec{F}_{2WQ}|$ wie folgt ermittelt:

$$|\vec{F}_{2WQ}| = E(T) \cdot \alpha \cdot \Delta T \cdot t \cdot e. \quad (5.20)$$

Für den Bereich der Schweißnaht gilt mit dem Hinweis auf Formel 5.17:

$$|\vec{F}_{Naht}| = E_{Naht}(T) \cdot \epsilon_{Naht} \cdot t \cdot e_{Naht}. \quad (5.21)$$

Für die Berechnung wurden die Blechdicke t und die Wirklänge des Temperaturfelds e bzw. e_{Naht} berücksichtigt (siehe Abbildung 5.77).

Der Wärmeausdehnungskoeffizient α wurde konstant mit $20,1 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ betrachtet. Dieser Wert liegt zwischen $\alpha_{20^\circ\text{C}} = 16 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ und $\alpha_{700^\circ\text{C}} = 24,2 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$. Die obere Grenze in Höhe von 700°C ergibt sich aus der Maximaltemperatur im Bereich der zweiten Wärmequelle, die in der numerischen Berechnung ermittelt worden ist (siehe Tabelle 5.3 auf Seite 101).

Der Elastizitätsmodul E des Werkstoffs 1.4301 wurde zur Vereinfachung auf Basis der Werkstoffdaten aus dem FE-Programm *Sysweld* durch eine lineare Gleichung in Abhängigkeit der Temperatur abgebildet (siehe Abbildung 5.78). Die zugehörige

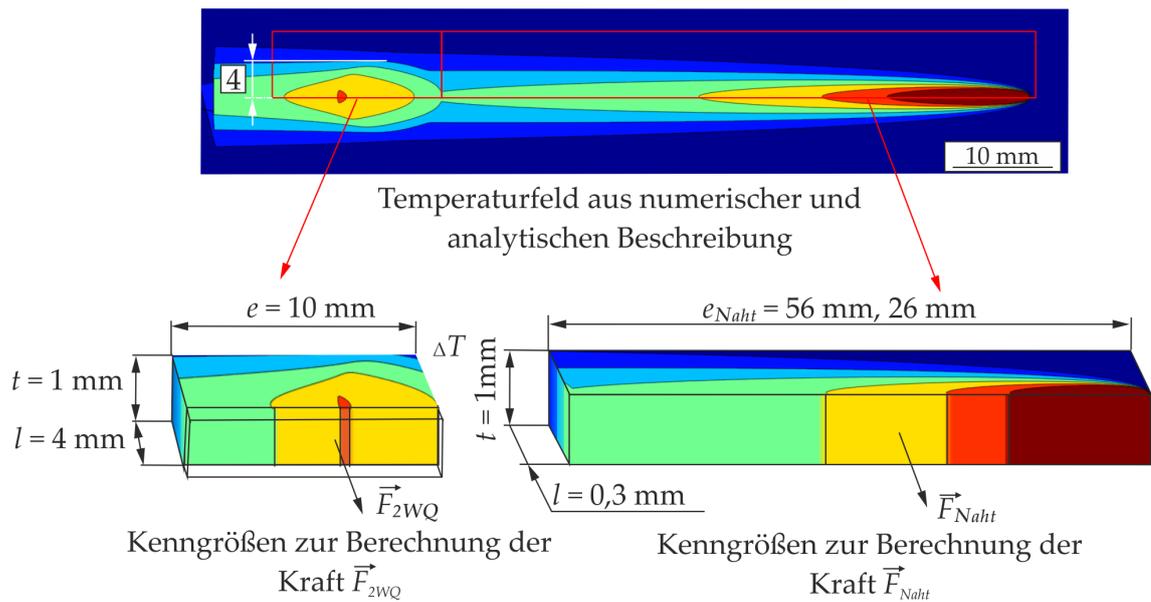


Abbildung 5.77: Ausbildung des Temperaturfelds und Kennzahlen zur weiteren Berechnung

lineare Funktion lautet:

$$E(T) = T \cdot -0,17132 \cdot 10^3 \text{ N mm}^{-2} \text{ K}^{-1} + 230 \cdot 10^3 \text{ N mm}^{-2}. \quad (5.22)$$

Temperaturen oberhalb der Schmelztemperaturen wurden auf Schmelztemperatur abgerundet ($T_{solidus} = 1400^\circ\text{C}$) und negative Werte für den Elastizitätsmodul wurden in der Berechnung auf Null gesetzt. Abbildung 5.79 zeigt beispielhaft den ortsabhängigen Verlauf der Temperatur und des Elastizitätsmoduls entlang der Schweißnahtmitte. Es wird deutlich, dass kein konstanter Verlauf vorliegt.

Daher erfolgte die Berechnung des Flächenschwerpunkts dieser Verteilung nach Gross [Gro+19] unter Anwendung der Formel:

$$d = \frac{1}{M} \cdot \int_{0\text{mm}}^{-60\text{mm}} x \cdot E'(x) dx. \quad (5.23)$$

Dabei entspricht $E'(x)$ der Dichtefunktion und M dem zugehörigen Flächeninhalt. Es gilt:

$$M = \int_{0\text{mm}}^{-60\text{mm}} E'(x) dx. \quad (5.24)$$

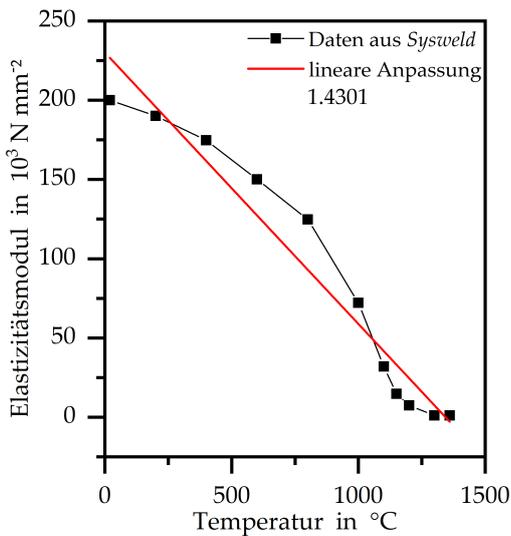


Abbildung 5.78: Temperaturabhängiger Elastizitätsmodul und lineare Vereinfachung

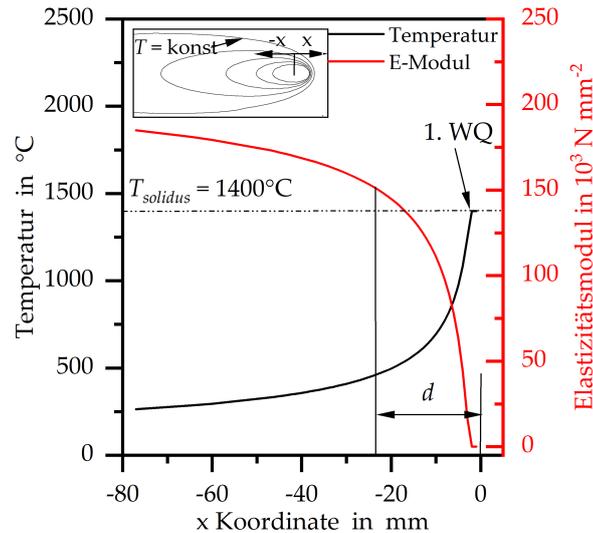


Abbildung 5.79: Analytisch berechneter Temperaturverlauf ohne zweite Wärmequelle und zugehöriger Elastizitätsmodul

Für diese Betrachtung gilt das lokale Koordinatensystem der Wärmequelle (siehe Abbildung 5.79). Die untere Grenze beträgt 0 mm (im Nullpunkt der Wärmequelle) und die obere Grenze -60 mm (Abstand zwischen erster und zweiter Wärmequelle).

Im Wechselwirkungsbereich der zweiten Wärmequelle lagen die Temperaturinformationen als zweidimensionale Matrizen vor. Daraus wurden die Matrizen für die thermische Dehnung und den Elastizitätsmodul berechnet. Die Matrixgröße wurde auf $l = 4$ mm und $e = 10$ mm festgelegt, um die 200 °C-Isotherme noch zu erfassen (siehe Abbildung 5.77). Für die weitere Berechnung wurden der Elastizitätsmodul E und die thermische Dehnung ϵ vereinfacht. Dabei wurde der Elastizitätsmodul über die Elemente der Matrix gemittelt. Die thermischen Dehnungen wurden entlang der y -Achse aufsummiert und entlang der x -Achse gemittelt. Folglich lagen der Elastizitätsmodul und die Dehnung als skalare Größe vor. Aus den Formeln 5.15, 5.20 und 5.21 ergibt sich für die Dehnung der Naht ϵ_{Naht} :

$$\epsilon_{Naht} = -\frac{E \cdot \epsilon \cdot t \cdot e \cdot c}{E_{Naht} \cdot t \cdot e_{Naht} \cdot (c - a + d)}. \quad (5.25)$$

Zur Berechnung der charakteristischen Verschiebung ΔQy_{ana} an der Stelle des dritten Tasters ($x = 245$ mm) wurde der Strahlensatz verwendet (siehe Abbildung 5.80). Hierzu wurde die Dehnung ϵ_{Naht} mit der halben Schweißnahtbreite in Höhe von $0,3$ mm multipliziert, um eine Längenänderung zu erhalten. Diese Längenänderung

entspricht der charakteristischen Verschiebung Qy_{ana} . Es gilt:

$$\Delta Qy_{ana} = \frac{245 \text{ mm} - 120 \text{ mm}}{120 \text{ mm} - (27,5 \text{ mm} + 60 \text{ mm}) + d} \cdot \epsilon_{Naht} \cdot 0,3 \text{ mm}. \quad (5.26)$$

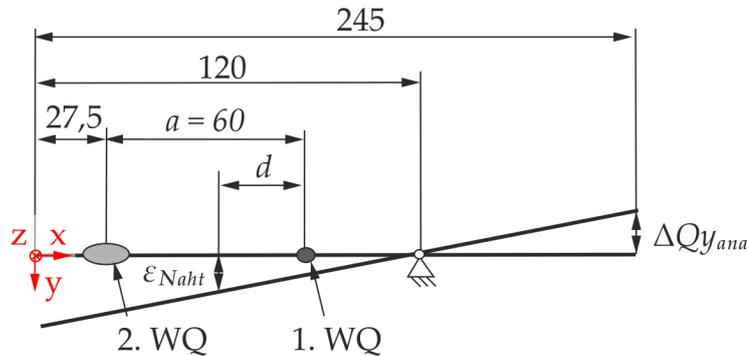


Abbildung 5.80: Strahlensatz zur Berechnung der Verschiebung Qv_{ana}

Der vollständige Berechnungsvorgang wurde in *Octave* implementiert und die Berechnungszeit betrug rund 4 min. Im Vergleich dazu dauerte die numerische Berechnung ca. 1440 min.

Die Ergebnisse aus der FE-Berechnung und der analytischen Berechnung sind in Abbildung 5.81 zusammengefasst.⁶ Es ist festzuhalten, dass die Ergebnisse aus dem analytischen Modell und der FE-Berechnung zwischen 30 % und 70 % von einander abweichen. Hierbei überschätzen die analytischen Berechnungen die FE-Berechnung bei einem Abstand von 30 mm. Unter Anwendung eines Abstands von 60 mm wurden geringere Verschiebungen bei der analytischen Modellvorstellung im Vergleich zur FE-Berechnung ermittelt. Das analytische Modell zeigt, dass charakteristische Verschiebungen in vergleichbarer Größenordnung und mit vergleichbarem Verhalten berechnet werden können. So nimmt mit steigendem Leistungseintrag in das Bauteil die charakteristische Verschiebung zu und der Einfluss des Abstands zwischen den Wärmequellen ist ebenfalls abbildbar.

Es ist erkennbar, dass der Abstand zwischen den Wärmequellen a einen hohen Einfluss auf die Höhe der charakteristischen Verschiebung hat. So bestimmt der Abstand a direkt die Länge der Schweißnaht und damit die Kraft \vec{F}_{Naht} , die der Dehnung im Bereich der zweiten Wärmequelle entgegenwirkt. Des Weiteren nimmt mit Steigerung des Abstands die Temperatur in der Schweißnaht ab, sodass der Elastizitätsmodul ansteigt und andererseits der Schwerpunkt in Richtung des Drehpunkts wandert. Dies hat zur Folge, dass der Hebelarm kleiner wird (siehe Formel

⁶Es ist anzumerken, dass sich die x-Drehpunktcoordinate bei Verwendung eines Abstands $a = 30 \text{ mm}$ auf 57 mm verkürzte. Dies wurde bei der weiteren Berechnung berücksichtigt.

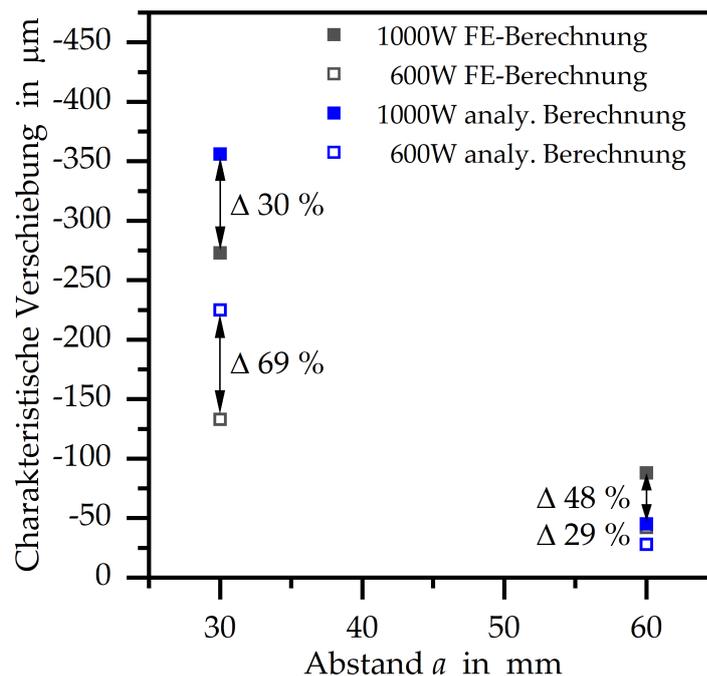


Abbildung 5.81: Verschiebung an der Stelle Taster 3 aus der FE-Berechnung und analytisch-numerischen Berechnung

5.26). Daraus folgt, dass durch den Abstand a mehrere Zwischengrößen in der Abschätzung beeinflusst werden und diese das Ergebnis beeinflussen.

Fazit

Unter Anwendung der analytischen Beschreibung von *Rykalin* und der Beschreibung von *Burger* konnte das Temperaturfeld unter Verwendung von zwei Wärmequellen für einen bestimmten Zeitpunkt der Schweißaufgabe hinreichend genau berechnet werden. Die sich daraus ergebene charakteristische Querverschiebung $\Delta Q_{y_{ana}}$ kann unter Anwendung eines elastischen Materialverhaltens in vergleichbarer Größenordnung wie zu FE-Berechnung abgeschätzt werden. Letztlich wird deutlich, dass durch den Abstand zwischen den Wärmequellen weitere Zwischengrößen beeinflusst werden, die die Abschätzung zusätzlich beeinflussen.

5.4 Einfluss der zusätzlichen Wärmesenke

5.4.1 Experimentelle Untersuchungen

Neben dem Ansatz, durch zusätzliche Wärmequellen eine Reduzierung der Querverschiebung zu erzielen, besteht die Möglichkeit, durch Wärmesenken die auftretenden Verschiebungen ebenfalls zu minimieren. Die experimentelle Umsetzung der Wärmesenke erfolgte hierbei durch den Einsatz einer CO₂-Düse, die eine Temperatur von bis zu $-80\text{ }^{\circ}\text{C}$ erreichen konnte. Zunächst wird der Einfluss der Wärmesenke auf die Temperaturentwicklung an einer Messstelle auf der Unterseite des Blechs dargestellt (siehe Abbildung 5.82). Durch diesen Aufbau sollte der direkte Einfluss des auf der Oberseite strömenden Kühlgases auf die Messung ausgeschlossen werden. Es ist zu erkennen, dass unter Verwendung der Wärmesenke bei einer Zeit von 1 s die Temperatur, anders als bei der Referenz, negative Werte annimmt und ihr Minimum bei $-0,5\text{ }^{\circ}\text{C}$ erreicht. Im weiteren zeitlichen Verlauf steigt die Temperatur und nimmt bis zum Ende der Messung einen vergleichbaren Verlauf zur Referenzmessung ein. Hinsichtlich der Maximaltemperatur wurde für die Messung mit Wärmesenke ein um ca. 20 K niedriger Wert detektiert. Nach Erreichen des Temperaturmaximums nehmen die Temperaturen beider Messungen ab, wobei sie bei 5 s einen Temperaturunterschied von 15 K aufweisen.

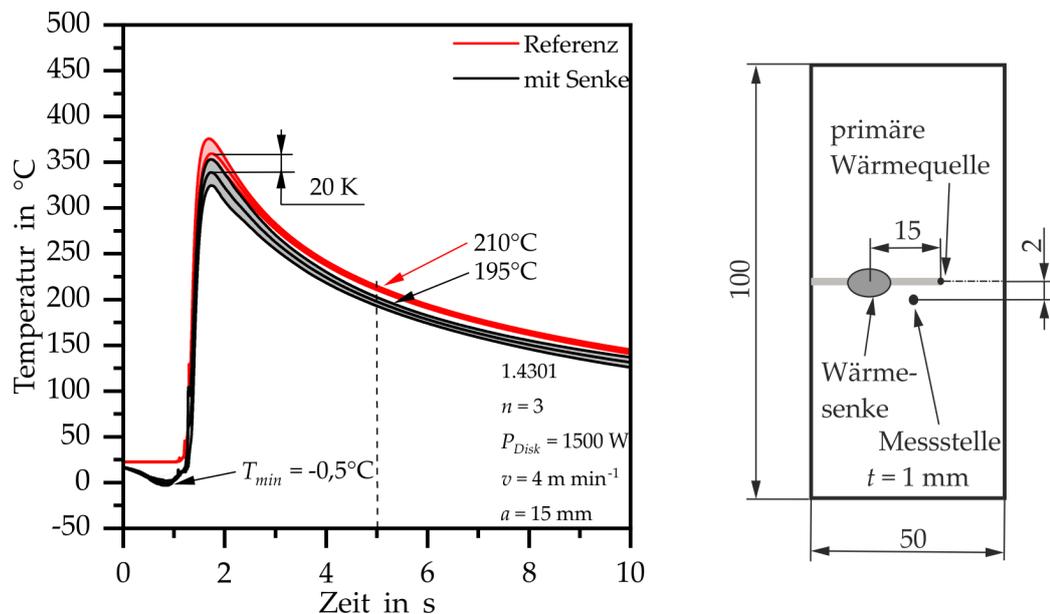


Abbildung 5.82: Einfluss der Senke auf die Verzugsausbildung

In Abbildung 5.83 ist der Einfluss der Senke auf die Verschiebung dargestellt. Es ist gut zu erkennen, dass die Verschiebungen am Laserspot bei einem Abstand von 15 mm deutlich geringer ausgeprägt sind als beim Referenzversuch.

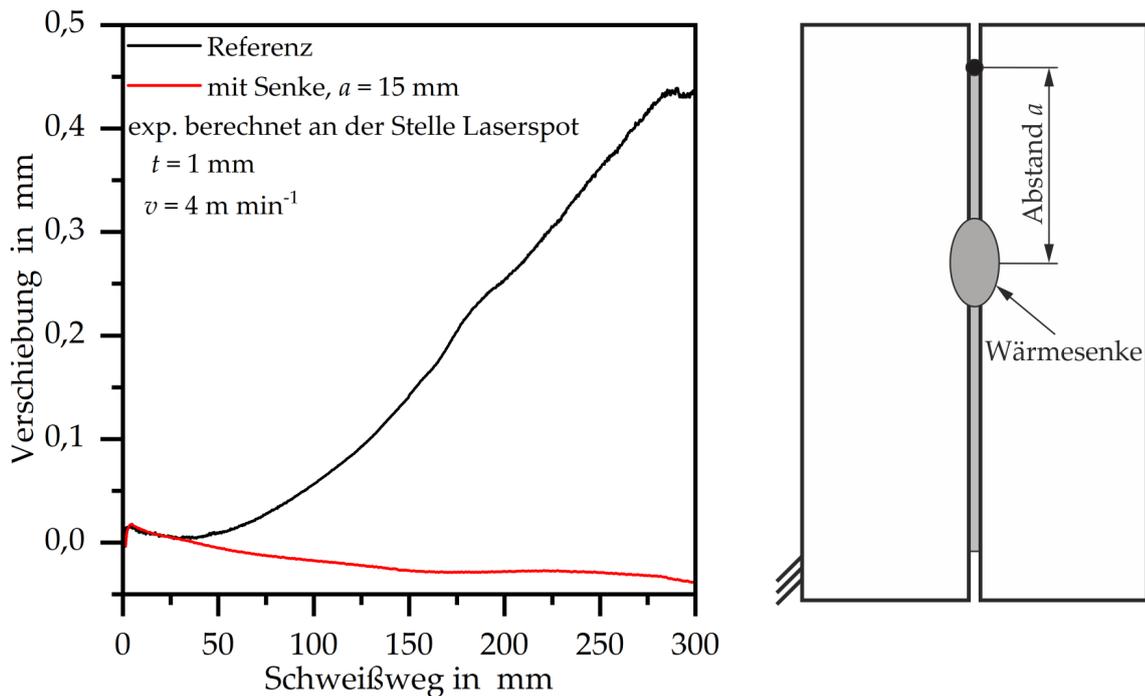


Abbildung 5.83: Einfluss von Laserleistung und Abstand auf die Verschiebung am Ende

In Abbildung 5.84 ist das Höhenprofil in der Falschfarbendarstellung wiedergegeben. Es liegt ein Höhenunterschied von 2 mm bei der Referenzprobe vor. Im Gegensatz dazu zeigt die Probe mit Senke eine deutlich geringere Ausprägung des Höhenunterschieds. So weist die Probe an der linken Seite nur einen Höhenunterschied von 0,2 mm auf und auf der rechten Seite einen Unterschied von 1 mm.

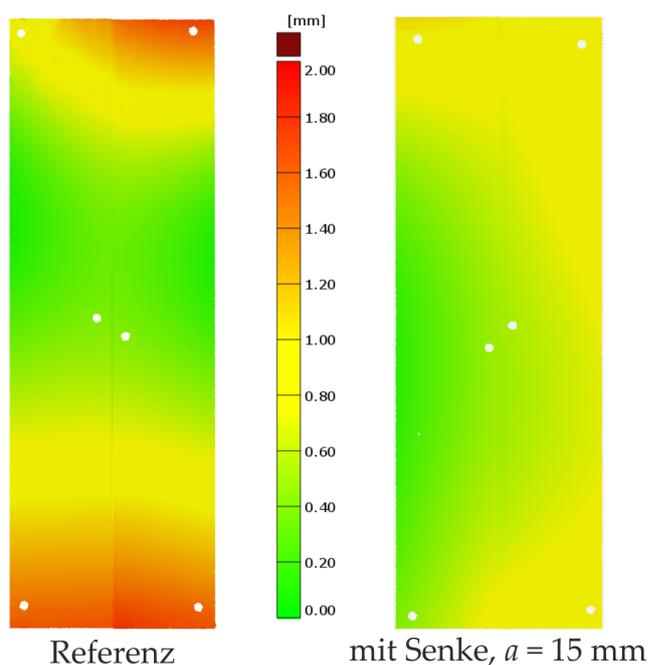


Abbildung 5.84: Einfluss der Senke auf die Verzugsausbildung

Die Versuche wurden ebenfalls unter Variation der Geschwindigkeit und bei einer Blechdicke von 2 mm durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Tabelle 5.4 zusammengefasst. Unter Verwendung einer Blechdicke von 1 mm kann für den Geschwindigkeitsbereich von 2 m min^{-1} bis 6 m min^{-1} die Wirkung der Wärmesenke auf eine sich länger ausbildende Nahtlänge erfolgreich nachgewiesen werden. Auch für die Blechdicke von 2 mm ist der Einfluss der Wärmesenke für eine Schweißgeschwindigkeit von 1 m min^{-1} nachweisbar.

Tabelle 5.4: Einfluss der Wärmesenke auf die Nahtlänge im Vergleich zum Referenzprozess

Blechdicke	Geschwindigkeit	Nahtlänge im Referenzprozess	Nahtlänge mit Wärmesenke
in mm	in m min^{-1}	in mm	in mm
1	2	153	285
1	4	180	285
1	6	135	285
2	1	123	285

5.4.2 Numerische Untersuchungen

In den Abbildungen 5.85 und 5.86 zu den Ergebnissen der thermischen FE-Berechnung wird anhand der Temperaturfeldausbreitung ersichtlich, dass für gleiche Isothermen deutlich unterschiedliche Temperaturfeldlängen entlang der Schweißrichtung detektiert wurden (siehe Abbildung 5.85). Die Unterschiede werden bei den Temperaturen (500°C und 600°C Isotherme) besonders deutlich. Außerdem fällt auf, dass die Isothermen unter Anwendung der Wärmesenke schmaler ausgebildet sind. Auch ist die Einschnürung der 600°C -Isotherme auffällig (A), die auf die numerische Umsetzung der Wärmesenke zurückzuführen ist. Ein Einfluss auf die Ausbildung des Schmelzbads (1400°C -Isotherme) ist jedoch nicht festzustellen.

Die an drei Messstellen aufgenommenen Temperaturverläufe zeigen ebenfalls den Einfluss der Wärmesenke (siehe Abbildung 5.86). Die Messstellen lagen dabei auf einer Linie und befinden sich mit den genannten Abständen lateral von der Schweißmittenlinie entfernt. Bezüglich der Maximaltemperaturen betragen die Unterschiede rund 30 K. Die gewählte Methode zur Abbildung der Wärmesenke in der numerischen Berechnung zeigt, dass die Temperaturen deutlich reduziert werden konnten und dabei das Schmelzbad nicht beeinflussten. Jedoch ist keine deutliche Ausbildung der Temperatursenke mit negativen Temperaturen zu erkennen, wie sie

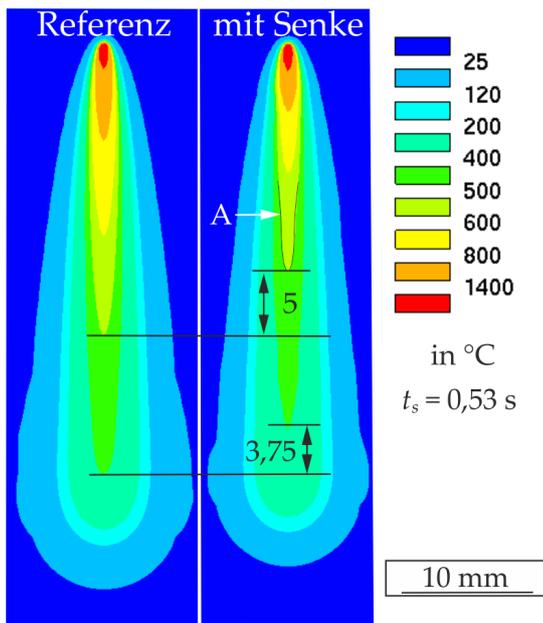


Abbildung 5.85: Numerische ermittelte Temperaturfelder

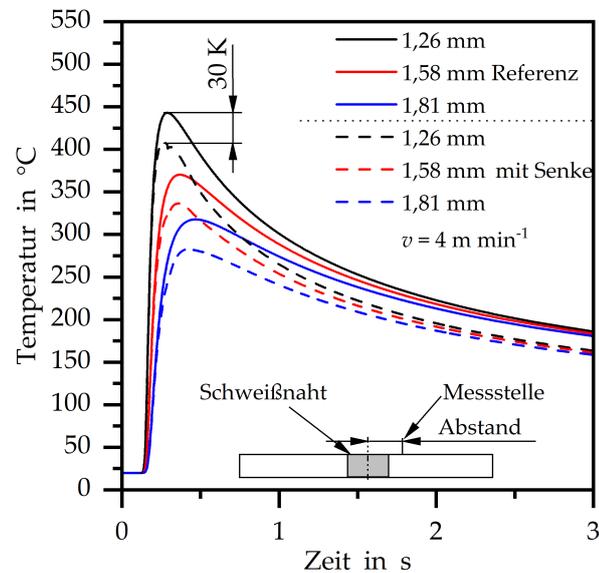


Abbildung 5.86: Numerisch berechneter Temperaturverlauf

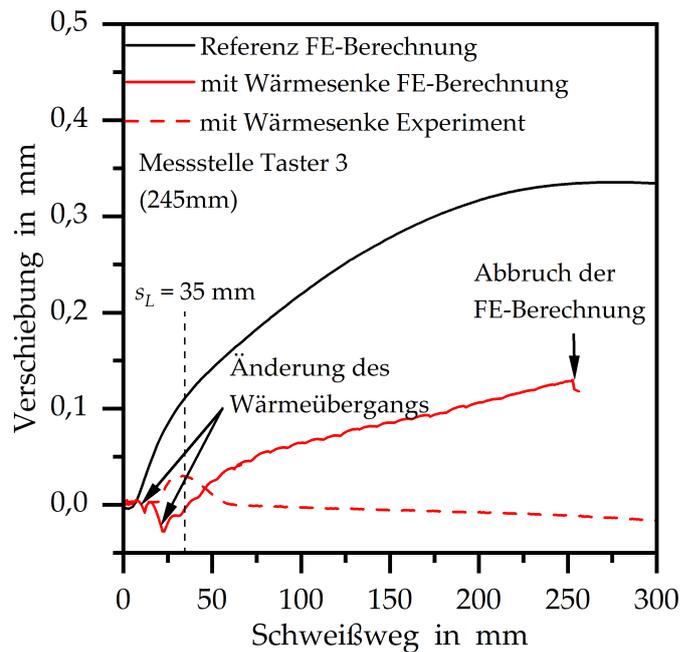


Abbildung 5.87: Verschiebung an der Stelle Taster 3 numerisch berechnet

beispielsweise von van der Aa [van07] demonstriert wurde (siehe Abbildung 2.19 auf Seite 27). Dennoch erscheint die gewählte Methode sich soweit zu eignen, um erste Ansätze zum Einfluss der Wärmesenke aufzuzeigen.

Im Folgenden wird die Querverschiebung an der Stelle des Tasters 3 in Abbildung 5.87 vorgestellt. Es ist zu erkennen, dass unter Anwendung der Senke eine deutlich verringerte Verschiebung im Vergleich zum Referenzprozess berechnet wurde.

Besonders markant ist, dass die Verschiebung bei einem Schweißweg von 25 mm negative Werte aufweist, woraufhin die Werte mit zunehmendem Schweißweg wieder ansteigen und bei einem Weg von 40 mm wieder positive Werte erreichen. Im Experiment wurden nach einem Schweißweg von 50 mm nur negative Verschiebungen aufgezeichnet, sodass hier ein Unterschied zwischen Berechnung und Versuch deutlich wird. Des Weiteren fällt der unstetige Verlauf der berechneten Verschiebung auf, der auf die gewählte Methode zur Abbildung der Senke in der Numerik zurückzuführen ist. Diese wird im weiteren Verlauf der Arbeit erörtert. An dieser Stelle ist festzuhalten, dass die gewählte numerische Berechnungsmethode nur in Grenzen den experimentellen Versuch abbildet. Die Berechnung wurde bei einem Schweißweg von 250 mm beendet.

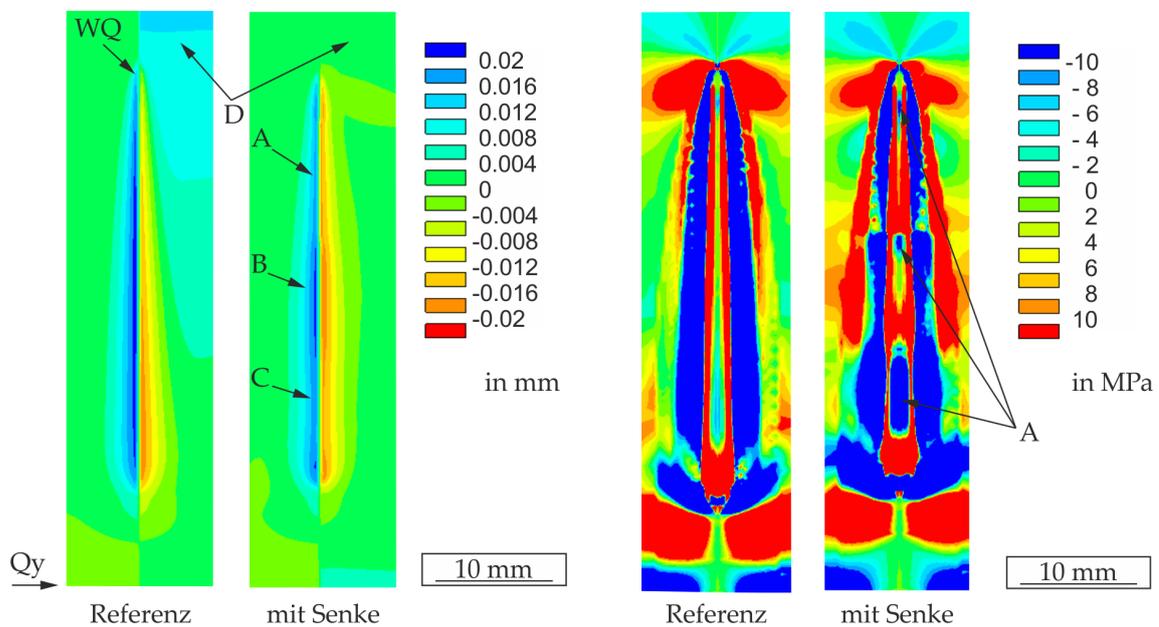


Abbildung 5.88: Berechnete Verschiebungen

Abbildung 5.89: Berechnete Querspannungen

Durch den Einsatz der Wärmesenke ergaben sich nun unterschiedliche lokale Verschiebungen (siehe Abbildung 5.88). Hierbei wurde die Schweißzeit von 0,53 s ($s_L = 35$ mm) gewählt. Für den Referenzprozess ist eine kontinuierliche Zunahme der Verschiebung von der Wärmequelle (WQ) bis zum Nahtanfang zu erkennen. Im Vergleich dazu sind in der Kontourdarstellung unter Anwendung der Senke Bereiche mit unterschiedlichen Verschiebungen zu identifizieren. Der Bereich (B) zeigt eine höhere Kontraktion auf als die Bereiche (A) und (C). Allerdings ist auch dem Bild zu entnehmen, dass die Verschiebung vor der Wärmequelle unter Verwendung der Wärmesenke geringere Werte im Vergleich zur Referenzberechnung (D) annimmt. Dieses Ergebnis ist auf die verwendete Methodik durch die sequenzielle Änderung des Wärmeübergangs zurückzuführen. Dadurch wurden in den

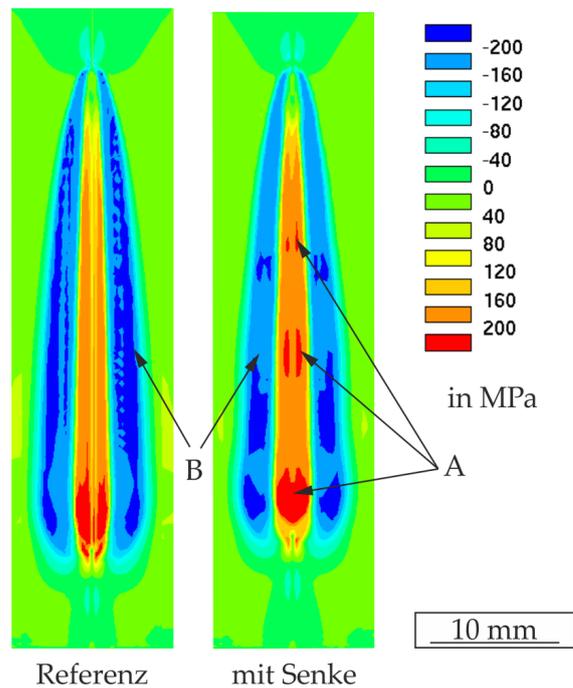


Abbildung 5.90: Berechnete Längsspannungen

aktivierten Bereichen in Folge der Temperaturreduktion auch die Dehnungen und Spannungen reduziert. Dies lief jedoch sequenziell und nicht kontinuierlich ab, sodass damit der unstetige Verlauf aus Abbildung 5.87 erklärbar ist.

Vergleichend dazu bildeten sich durch die Abbildung der Wärmesenke inhomogene Bereiche von Zug- und Druckspannungen in und um die Schweißnaht aus. Dies ist Abbildung 5.89 zu entnehmen, wobei gezielt durch die Wahl der Farbskala die Zug- und Druckspannungen in Querrichtung (Querspannung) hervorgehoben sind. Im Referenzversuch bildeten sich die Zug- und Druckspannungen stetig entlang des Schweißwegs aus. Im Vergleich dazu fallen unter Anwendung der Wärmesenke die drei Bereiche mit erhöhten Druckspannungen in der Schweißnaht auf (A). Ebenfalls trat durch die Anwendung der Wärmesenke eine inhomogene Ausbildung von Längsspannungen auf (siehe Abbildung 5.90 (A)). Des Weiteren ist zu erkennen, dass durch die Wärmesenke geringere Druckspannungen in den Bereichen neben der Schweißnaht erscheinen (B). Dies ist als Ursache für den verringerten Beulverzug zu sehen.

Fazit

Durch den Einsatz der Wärmesenke wird die Temperaturousbildung im Bauteil deutlich beeinflusst. Dies wirkt sich unmittelbar auf die lokalen Dehnungen und Spannungen aus, sodass die Querverschiebung deutlich minimiert wird. Des Weiteren bildet sich ein deutlich verringerter Beulverzug im Vergleich zu den Unter-

suchungen mit der Wärmequelle aus. Auch im Vergleich zum Referenzprozess sind die Höhenunterschiede deutlich geringer, sodass die Bauteilqualität insgesamt gesteigert wird. Die Anwendbarkeit der Wärmesenke ist auch auf eine Blechdicke von 2 mm übertragbar.

5.4.3 Untersuchungen an der Aluminiumlegierung

Vergleichend zu den Untersuchungen am Stahl fanden Versuche unter Anwendung der Aluminiumlegierung EN AW 5457 statt. Die Ergebnisse sind in Abbildung 5.91 veranschaulicht. So ist zu erkennen, dass die Verschiebungen an der Stelle des Laserspots unter Verwendung der Senke nach Beginn negative Werte einnehmen. Dies kann darauf zurückgeführt werden, dass der CO_2 -Schnee die Bleche kühlt und diese sich dadurch kontrahierten. Im weiteren Verlauf nahmen die Verschiebungen wieder positive Werte an und stiegen weiter, bis bei einer Schweißnahtlänge von 190 mm die kritische Verschiebung erreicht wurde und der Schweißabbruch erfolgte. Im Mittel wird eine Schweißnahtlänge von $199 \text{ mm} \pm 14 \text{ mm}$ ($n = 3$) erreicht und dies entspricht einer Verdopplung der Länge im Vergleich zum Referenzprozess.

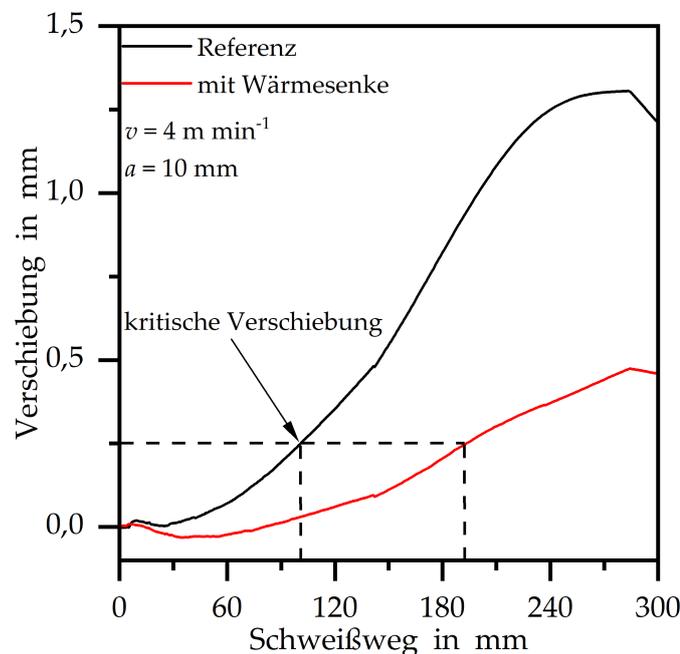


Abbildung 5.91: Einfluss einer zusätzlichen Wärmesenke auf die Verschiebung

Die Auswirkung der Wärmesenke auf den Temperaturverlauf ist in Abbildung 5.92 dargestellt. Es sei hier angemerkt, dass sich die Messstelle auf der Unterseite der Probe befand und das Thermoelement mechanisch zur Probe verspannt wurde. Dem Temperaturverlauf ist zu entnehmen, dass durch die Wärmesenke eine vorlaufende

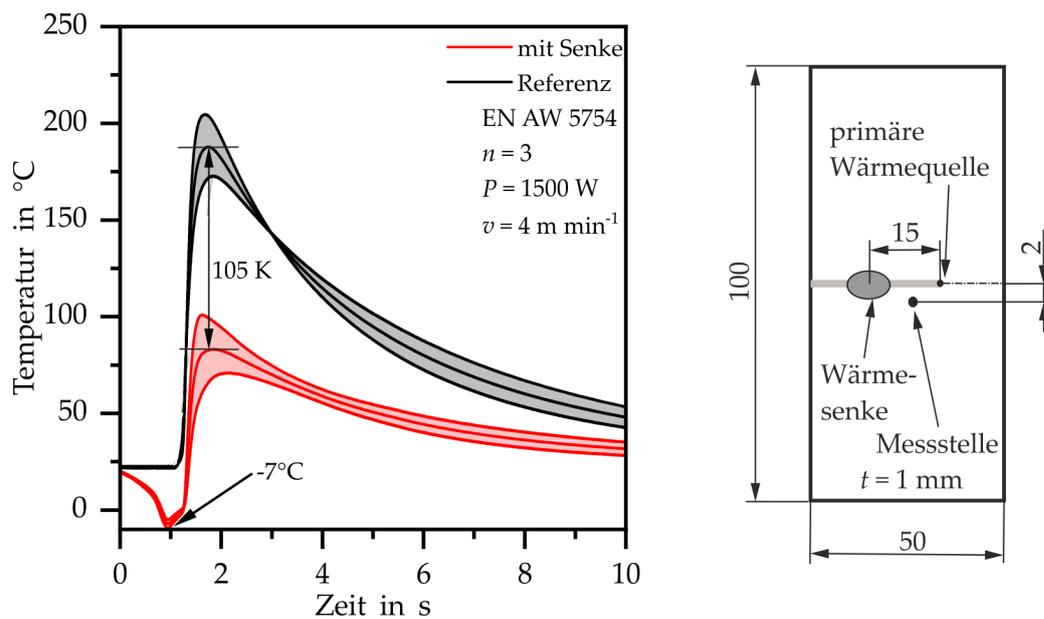


Abbildung 5.92: Einfluss einer zusätzlichen Wärmesenke auf die Temperaturentwicklung

Temperaturreduzierung erfolgte, die an der Messstelle zu einer Temperatur von -7°C führte. Durch die nachfolgende Wärmeeinbringung des Laserstrahls fand ein deutlicher Temperaturanstieg statt. Die Maximaltemperatur liegt dabei 100 K niedriger als zur Referenzmessung. Im weiteren Verlauf nehmen die Temperaturen bei beiden Untersuchungen ab. Die Temperaturverläufe zeigen, dass die Wärmesenke die Temperaturfelder im Bauteil deutlich beeinflusste. In der Folge wurden die Bereiche der thermisch beeinflussten Regionen reduziert, woraus abzuleiten ist, dass die mechanisch beeinflussten Bereiche (Zug- und Druckbelastungen) kleiner wurden. Diese ergaben die reduzierten Verschiebungen während des Schweißvorgangs.

Fazit

Der Einsatz einer Wärmesenke führte zu einer deutlichen Reduzierung der Temperatur und damit zur Minimierung der Verschiebung im Schweißprozess. Folglich wurden längere Schweißnahtlängen erzielt. Im Gegensatz dazu wurden unter Anwendung der zusätzlichen Wärmequelle zum Teil höhere Verschiebungen ermittelt. Daher ist bei Aluminiumwerkstoffen die Anwendung einer zusätzlichen Wärmesenke gegenüber einer Wärmequelle vorzuziehen.

6 Zusammenfassung und Ausblick

Im Rahmen der Arbeit wurde der Einfluss von zusätzlichen Wärmequellen bzw. Wärmesenken auf die Verschiebung beim Schweißen von dünnen Blechen am I-Stumpfstoß untersucht. Vordergründig fanden die Untersuchungen am nichtrostenden austenitischen Stahl 1.4301 statt.

Durch das einseitige Spannen der Fügepartner wurde eine translatorische Bewegung zugelassen, sodass bei der Hälfte der erzielbaren Schweißnahtlänge ein Prozessabbruch stattfand. Dazu erfolgte die Charakterisierung der auftretenden Verschiebung unter Variation der Schweißgeschwindigkeit an den Blechdicken 0,5 mm, 1 mm und 2 mm. Des Weiteren wurde der Einfluss des Spotdurchmessers und eines voreingestellten Spalts auf das Verhalten und die ermittelte Schweißnahtlänge experimentell bestimmt. Die Wirkung der Bauteilsteifigkeit auf die Verschiebung in zwei Richtungen wurde ebenfalls bewertet.

Für die Abbildung der zusätzlichen Wärmequelle fand ein Diodenlaser Anwendung. Dabei wurde auch der Einfluss von elliptischen und linienförmige Spotformen auf dem Bauteil untersucht. Die Ergebnisse zeigen, dass bei einem Abstand von 60 mm zwischen den Wärmequellen die Verschiebungen minimiert und damit maximale Schweißnahtlängen von 285 mm erzielt wurden. Auch wurde an einer 500 mm langen Probe eine erfolgreiche Schweißung ohne Nahtabbruch erreicht. Allerdings zeigen die Ergebnisse auch, dass die Verschiebungen nicht vollständig unterbunden wurden und letztlich doch ein Prozessabbruch an unendlich langen Proben stattfinden würde. Der genannte Abstand kann bei leichter Anpassung auf die Materialdicken 0,5 mm und 2 mm angewendet werden. Durch den Einsatz der zusätzlichen Wärmequelle wurde jedoch ebenfalls festgestellt, dass der Beulverzug zunimmt und hierbei ein linearer Zusammenhang zwischen Laserleitung und Beulverzug vorliegt.

Für die Untersuchungen unter Verwendung einer Wärmesenke erfolgte der Einsatz von CO₂-Schnee, was eine Temperatur von -70°C aufwies. Die experimentellen Ergebnisse zeigen hier, dass die auftretende Verschiebung vollständig minimiert wurde. Ebenfalls konnte dargestellt werden, dass durch die Kühlung der auftretende

Beulverzug deutlich geringer ausgeprägt war im Vergleich zum Einsatz der Wärmequelle. Das bedeutet, dass die Kühlmethode der Wärmemethode vorzuziehen ist. Allerdings ist auch bekannt, dass durch die Kühlmethode zusätzliche Aufhärtungen an ferritischen Werkstoffen auftreten können, sodass dann der Einsatz der zusätzlichen Wärmequelle hier diesem Nachteil begegnen kann.

Des Weiteren wurden Untersuchungen an der Aluminiumlegierung EN AW 5754 durchgeführt, um das Anwendungsspektrum der verwendeten Verzugskompensation zu erweitern. Es zeigt sich dabei, dass die gewählte Legierung zu höheren Verzügen im Vergleich zum Stahl führt. Die Methoden zur Kompensation der Verschiebung zeigten hierbei nicht in dem Maße ihre Wirkung, wie sie beim Stahl auftraten. So wurde keine durchgehende Schweißnaht an der Aluminiumlegierung erzielt.

Die experimentellen Untersuchungen wurden durch numerische Berechnung unterstützt. Die thermischen Berechnungen zeigen dabei, welche Temperaturprofile durch den Einsatz der zusätzlichen Wärmequelle auf das Bauteil aufgeprägt wurden. So ist festzuhalten, dass bei Betrachtung des Stahls bei einer Temperatur von 700 °C optimale Ergebnisse erzielt wurden. Diese Temperatur kann neben Lasern auch durch andere Verfahren erzeugt werden wie beispielsweise Flamme, Lichtbogen, Plasma, Elektronenstrahl oder auch magnetische Induktion. Die mechanischen Berechnungen zeigen, wie die Temperaturfelder Dehnungsfelder erzeugen, die letztlich zu einer negativen Querverschiebung im makroskopischen Bereich führen.

Dieser Hebelmechanismus lässt sich durch eine analytische Betrachtung beschreiben. Hierzu wurden das elastische Materialverhalten und die Temperaturfeldbeschreibungen von Burger und Rykalin verwendet. Die berechneten Querverschiebungen aus dem analytischen Modell liegen dabei in gleicher Größenordnung wie die Werte aus der FE-Berechnung.

Ausgehend von dieser Arbeit ergeben sich Fragestellungen für weiterführende Untersuchungen, um die Anwendung zur gezielten Wärmeführung in Hinblick auf industrielle Anwendungen weiterzuentwickeln:

- Die Anwendbarkeit der vorgestellten Methoden sollte für ferritische Werkstoffe überprüft werden. Durch die Verwendung der Wärmesenke wird der Temperaturgradient erhöht, sodass hier ein Einfluss auf die Gefügeausbildung, beispielsweise Martensit, zu erwarten ist. Dies würde zur Bildung von unerwünschten Aufhärtungen im Bereich der Schweißnaht führen. Unter

Verwendung der zusätzlichen Wärmequelle kann ggf. ein kurzes Anlassen bewirkt werden, sodass dieser Effekt hinsichtlich der Gefügeausbildung ebenfalls untersucht werden sollte.

- Des Weiteren muss bei polymorphen Werkstoffen die Volumenänderung aufgrund von Phasenumwandlungen berücksichtigt werden. Diese wird sich auf die Ausbildung der Verschiebung auswirken.
- Bei heißbrissanfälligen Werkstoffen, wie bei der EN AW 6xxx Legierung oder hochlegierten austenitischen Stählen, ist die mögliche Auswirkung der Wärmenenke auf die Heißrissbildung noch unklar. Daher sind Untersuchungen diesbezüglich empfehlenswert.
- Durch die analytische Beschreibung der Verschiebungsgeschwindigkeit und durch die analytische Abschätzung zur Wirkung der zweiten Wärmequelle wurden ersten Ergebnisse zur Erarbeitung einer möglichen Regelstrategie gelegt. Diese müsste für einen industriellen Einsatz weiterentwickelt werden.

Appendix

Anhang

A Halbunendlicher Körper

Um die Temperaturfeldberechnung nach *Burger* ansetzen zu können, müssen die Randbedingungen für einen halbunendlichen Körper (HUK) gegeben sein. Für eine erste Abschätzung kann unter Verwendung der Fourierzahl Fo und der zu untersuchenden Materialdicke die Gültigkeit geprüft werden. Dazu gilt nach [MN15]:

$$Fo = \frac{k \cdot t_s}{L^2}, \quad (6.1)$$

wobei folgender Grenzwert einzuhalten sei:

$$Fo \leq 0,3. \quad (6.2)$$

Es gelten: k ist die Temperaturleitfähigkeit, t_s ist die Zeit und L ist die charakteristische Länge, die hier der Blechdicke entspricht.

Es wurde nun geprüft, für welche Blechdicken und Schweißgeschwindigkeiten der Fo -Wert kleiner als 0,3 ist. Dabei wurde für die zweite Wärmequelle ein Spotdurchmesser von 6,2 mm betrachtet. Somit beleuchtete der Spot bei einer Geschwindigkeit von 4 m min^{-1} ein gedachte Stelle auf dem Blech für 0,93 s. Bei kleineren Spotdurchmessern oder höheren Schweißgeschwindigkeiten ergäbe sich eine kürzere Bestrahlzeit.

Der Abbildung A.1 ist für den austenitischen Stahl (graue Graphen) zu entnehmen, dass der HUK für Blechdicken bis 1 mm für die Zeiten 0,093 s und 0,18 s nicht angenommen werden kann, da die Fourierzahl größer als 0,3 ist. Für die gleiche Blechdicke führt jedoch eine Dauer von 0,037 s zu einem Fo -Wert unter 0,3. Bei stärkeren Blechdicken wird bei variierenden Geschwindigkeiten und Zeiten stets ein Fo -Wert unter 0,3 erreicht, sodass für all diese Einstellgrößen die Modellvorstellung des HUK angewendet werden kann.

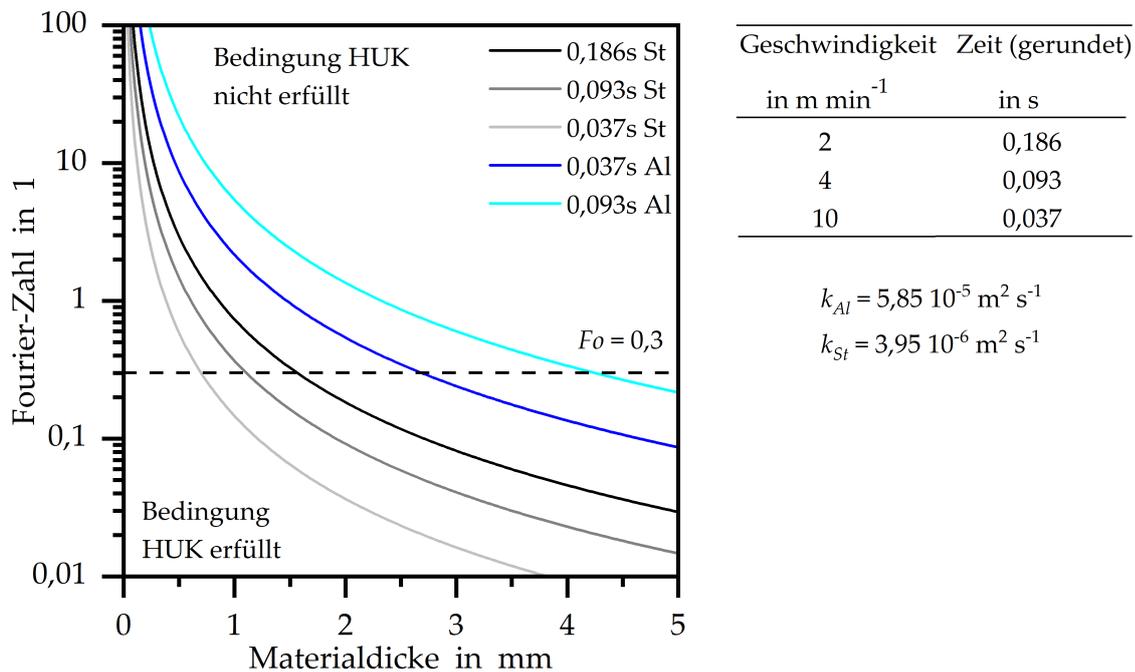


Abbildung A.1: Fourierzahl in Abhängigkeit der Materialdicke für die Stahl- und Aluminiumlegierung

Wie im Abschnitt 5.3.5 geschildert, wurde trotz fehlender Randbedingung des HUK mit dem Ansatz von *Burger* gerechnet. Als Folge daraus wurde mit einem erhöhten Wärmeeintrag gerechnet, um vergleichbare Temperaturfelder zu erzielen.

B Temperaturfeldberechnung nach Burger

Im Folgenden wird die Temperaturfeldberechnung nach *Burger* [Bur89] für die Berechnung beliebiger Spotgeometrien kurz erläutert. Die Intensitätsverteilung wird dazu eine Vielzahl von kleinen rechteckigen Wärmequellen mit unterschiedlicher Intensität an eine elliptische Form angenähert. Das Konzept ist in Abbildung B.2 dargestellt. Da die einzelnen Wärmequellen mit gleicher Geschwindigkeit und Richtung über den halbunendlichen Körper bewegt werden, summieren sich die Wirkungen der Wärmequellen auf. Im dargestellten Beispiel liegen n Wärmequellen von q_1 bis q_n vor. Damit ergibt sich:

$$T(x, y, t, t = 0, v) = \sum_{i=1}^n q_i \cdot k_i(x, y, z, v) \quad (6.3)$$

mit:

$$k_i(x, y, z, t = 0, v) = P \int_0^{\infty} dt' \frac{1}{\sqrt{t'}} \left[\operatorname{erf} \frac{x_a - vt' - x}{\sqrt{4 \cdot k \cdot t'}} - \operatorname{erf} \frac{x_e - vt' - x}{\sqrt{4 \cdot k \cdot t'}} \right] \left[\operatorname{erf} \frac{y_a - y}{\sqrt{4kt'}} - \operatorname{erf} \frac{y_e - y}{\sqrt{4 \cdot k \cdot t'}} \right] \exp \left[\frac{-z^2}{4 \cdot k \cdot t'} \right]. \quad (6.4)$$

Es gilt:

$$P = \frac{1}{4 \cdot \rho \cdot c \cdot \sqrt{\kappa \cdot \pi}}. \quad (6.5)$$

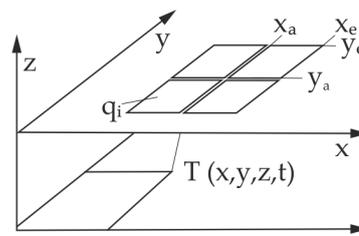


Abbildung B.2: Annäherung von beliebigen Wärmefeldern durch rechteckige Wärmequellen nach [Bur89]

Für die Abbildung der Ellipse wurde ein quadratisches Feld verwendet. Dabei wies jede Seite 210 Elemente mit einer Größe von 0,05 mm auf. Unter Beachtung der Ellipsengleichung wurden die Felder, in denen der Wärmeeintrag vorlag, definiert. Bei einer Fläche von 60 mm² ergaben sich damit ca. 23 000 Elemente.

Tabellenverzeichnis

4.1	Thermo-physikalische Eigenschaften der verwendeten Werkstoffe [Voß01; Ost98]	33
4.2	Chemische Zusammensetzung des 1.4301 in Gew-% [DIN05]	34
4.3	Chemische Zusammensetzung des EN AW 5754 in Gew-% [DIN19]	34
4.4	Eigenschaften der Laserquellen [Tru14; Las13; ROF04]	36
4.5	Eigenschaften der induktiven Messtaster Millimar P2004 [Mah20]	41
4.6	Verlauf der metallographischen Präparation	45
5.1	Thermo-physikalische Eigenschaften der verwendeten Werkstoffe nach [Voß01; Ost98]	89
5.2	Optimaler Abstand zwischen den Wärmequellen	99
5.3	Kenngrößen aus der numerischen Berechnung unter Variation des Abstands und der Leistung	101
5.4	Einfluss der Wärmesenke auf die Nahtlänge im Vergleich zum Referenzprozess	127

Abbildungsverzeichnis

1.1	Ausgewählte Naht- und Stoßanordnung beim Laserstrahlschweißen in Anlehnung an [Ree00]	2
2.1	Ausbildung von Eigenspannungen in Folge eines Temperaturzyklus anhand des Stab-Feder-Modells in Anlehnung an [Mur97]	6
2.2	Ausbildung von Eigenspannungen beim Schweißen anhand des Dreistabmodells in Anlehnung an [Mas80]	7
2.3	Eigenspannungsaufbau beim Schweißen in Anlehnung an [Rad88] .	8
2.4	Ausbildung der Längs- und Querspannungen ohne Umwandlung in der Schweißnaht in Anlehnung an [ND06]	9
2.5	Ausbildung von Verzug und Eigenspannung in Anlehnung an [ND06]	10
2.6	Längs-, Quer-, Dickenverformung eines Bauteils in Anlehnung an [Zha98]	10
2.7	Winkerverzug eines Bauteils in Anlehnung an [Zha98]	11
2.8	Beulen, Verdrillung, Krümmung in Anlehnung an [Zha98]	11
2.9	Verschiebung in Längs-, Quer- und Dickenrichtung in Anlehnung an [Zha98]	11
2.10	Verschiebung der Stahlbleche für unterschiedliche Schweißverfahren, Messstelle am Ende des Blechs in Anlehnung an [Mal02]	12
2.11	Ursachen zur Querverschiebung beim Schweißen in Anlehnung an [Vin77]	13
2.12	Vergleich der gemessenen und berechneten Querverformung als Funktion der Materialkennzahl $\alpha/c_p\rho$ in Anlehnung an [Zha98] . . .	15
2.13	Vergleich der gemessenen und berechneten Querverformung als Funktion der blechdickenbezogenen Streckenenergie ($nIU\eta/vt$) in Anlehnung an [Zha98]	15
2.14	Drei typische Ersatzwärmequellen für die Struktursimulation in Anlehnung an [JCB84; Spi+07; Chu+15]	18
2.15	Pilgerschrittverfahren und Steppnähte in Anlehnung an [Mal02] . .	23
2.16	Einfluss des Ein- und Mehrstrahlschweißens auf den Dishingverzug in Anlehnung an [Bus13]	24

2.17	Schematische Anordnung der Wärmefelder zur Schweißnaht in Anlehnung an [Töl13]	26
2.18	Berechneter Temperaturverlauf konventionell [van07]	27
2.19	Berechneter Temperaturverlauf mit nachlaufender Kühlung [van07]	27
4.1	Realisierter Aufbau in der CNC-Maschine mit zwei Bearbeitungsoptiken	35
4.2	Realisierter Versuchsaufbau am Industrieroboter mit zwei Bearbeitungsoptiken	35
4.3	Intensitätsverteilung des CO ₂ -Lasers bei einer Leistung von 375 W .	36
4.4	Intensitätsverteilung des Scheibenlasers bei einer Leistung von 1500 W	36
4.5	Intensitätsverteilung des Diodenlasers bei einer Leistung von 2500 W	37
4.6	Intensitätsverteilung des Diodenlasers mit Linienoptik bei einer Leistung von 500 W	37
4.7	Gemessene Kühlgastemperaturen, Düsendurchmesser = 0,4 mm . .	38
4.8	Realisierter Aufbau mit CO ₂ -Düse	38
4.9	Versuchsaufbau zum Schweißen von ebenen Blechen	39
4.10	Versuchsaufbau zum Schweißen von L-Profilen	40
4.11	Messstellen und die geometrischen Beziehungen zur Bestimmung der Verschiebung in y-Richtung Q_y	42
4.12	Messstellen und die geometrischen Beziehungen zur Bestimmung der Verschiebung Q_z am L-Profil	43
4.13	Messstellen und die geometrischen Beziehungen zur Bestimmung der Verschiebung Q_y und Q_z am L-Profil	44
4.14	Schematische Darstellung zur Ermittlung der Biegung	44
4.15	Geometrie der Zugversuchsproben	46
4.16	Schematische Darstellung zur Vorgehensweise der Modellierung . .	47
4.17	Vernetzung des Schalenmodells	48
4.18	Temperaturabhängige Verfestigung von 1.4301 aus <i>Sysweld</i>	48
4.19	Temperaturabhängige Verfestigung der 5000 Legierung aus <i>Sysweld</i>	49
4.20	Werkstoffdaten des 1.4301 aus <i>Sysweld</i>	50
4.21	Werkstoffdaten der 5000 Legierung aus <i>Sysweld</i>	51
4.22	Oberflächenwärmequelle mit Gauß-Verteilung	52
4.23	Ellipsenförmige Oberflächenwärmequelle	52
4.24	Bereiche mit angepasstem Wärmeübergang	53
5.1	Einfluss der Elementgröße auf das Temperaturprofil	56
5.2	Schmelzbadbreite im Vergleich zwischen Simulation und Experiment, $v = 4 \text{ m min}^{-1}$	57
5.3	Zeitlicher Temperaturverlauf an einer Messstelle, $v = 4 \text{ m min}^{-1}$. .	58

5.4	Vergleich der Verschiebung zwischen Simulation und Experiment an der Stelle Taster 3	58
5.5	Verschiebung des Blechs an den einzelnen Messstellen	60
5.6	Verschiebung an der Einstichstelle des Lasers	61
5.7	Ausbildung des Schmelzbaddurchmessers beim Einzelpulsschweißen	61
5.8	Verschiebungen im Bereich um das Schmelzbad	62
5.9	Verschiebung des Blechs unter Variation der Schweißgeschwindigkeit	63
5.10	Einfluss der Schweißgeschwindigkeit auf Nahtlänge, Verschiebung bei Prozessabbruch und Verschiebung am Ende, $t = 1$ mm	64
5.11	Einfluss der Schweißgeschwindigkeit auf die Nahtbreite im Querschliff	65
5.12	Einfluss der Schweißgeschwindigkeit auf Nahtlänge, Spalt bei Prozessabbruch und Spalt am Ende, $t = 0,5$ mm	66
5.13	Einfluss der Schweißgeschwindigkeit auf Nahtlänge, Spalt bei Prozessabbruch und Spalt am Ende, $t = 2$ mm	67
5.14	Ermittlung der Verschiebungsgeschwindigkeit	68
5.15	Verschiebungsgeschwindigkeit in Abhängigkeit der Schweißgeschwindigkeit, $t = 0,5$ mm	68
5.16	Verschiebungsgeschwindigkeit in Abhängigkeit der Schweißgeschwindigkeit, $t = 1$ mm	68
5.17	Verschiebungsgeschwindigkeit in Abhängigkeit der Schweißgeschwindigkeit, $t = 2$ mm	68
5.18	Analytisch berechnetes Temperaturfeld	70
5.19	Berechnete Kontraktionsgeschwindigkeit unter Berücksichtigung realisierter Schweißnahtbreiten	71
5.20	Verschiebungsgeschwindigkeiten für drei Blechdicken	72
5.21	Einfluss des Spalts auf die Trennkraft bezogen auf die Blechdicke . .	74
5.22	Querschliffe an drei unterschiedlichen Blechdicken, ohne Spalt . . .	74
5.23	Einfluss des Spalts auf die Trennkraft unter Variation der Schweißgeschwindigkeit	75
5.24	Querschliffe an Blechen für drei Geschwindigkeiten	75
5.25	Einfluss des Spotdurchmessers auf die Nahtlänge	76
5.26	Einfluss des Spotdurchmessers auf die Verschiebung	76
5.27	Einfluss des Spotdurchmessers auf die Verschiebungsgeschwindigkeit	77
5.28	Einfluss des Spotdurchmessers auf die Schweißnahtbreite	77
5.29	Einfluss des Spalts auf die Schweißnahtlänge und auf die <i>Verschiebung bei Abbruch</i>	78
5.30	Einfluss des Spalts auf die Verschiebung	79
5.31	Einfluss des Spalts auf die Verschiebung an der Einstichstelle des Lasers	79

5.32	Einfluss des Winkels auf die Flächenträgheitsmomente I_{yy} und I_{zz}	80
5.33	Einfluss des Biegewinkels auf die Verschiebung in z-Richtung	81
5.34	Einfluss des Flächenträgheitsmoments auf die Verschiebungen in z-Richtung und Nahtlänge	82
5.35	Querschliffe bei einem Biegewinkel β von 90° und 180°	82
5.36	Einfluss des Fokussdurchmessers auf die Verschiebung in z-Richtung	84
5.37	Einfluss des Fokussdurchmessers auf die Verschiebung in y-Richtung	84
5.38	Flachschliffe an unbehandelter Probe und wärmebehandelter Probe unter Anwendung von Oxalsäure	85
5.39	Einfluss der Walzrichtung und Wärmebehandlung auf der Verschiebung	85
5.40	Einfluss der Walzrichtung und Wärmebehandlung auf der Verschiebung bei Prozessende	85
5.41	Verschiebungsausbildung am Aluminiumwerkstoff	87
5.42	Einfluss des Werkstoffs auf die Verschiebung	87
5.43	Einfluss des Werkstoffs auf die Verschiebungsgeschwindigkeit	88
5.44	Einfluss der zweiten Wärmequelle auf die Verschiebung beim Schweißen	90
5.45	Einfluss der zweiten Wärmequelle auf die Verschiebung beim Schweißen	91
5.46	Berechnete Temperaturfelder unter Verwendung der zweiten Wärmequelle	92
5.47	Schrittweise Ausbildung der berechneten orts aufgelösten Verschiebungen in y-Richtung Q_y unter Verwendung der zweiten Wärmequelle	93
5.48	Schrittweise Ausbildung der berechneten Querspannung unter Verwendung der zweiten Wärmequelle	94
5.49	Schrittweise Ausbildung der berechneten Längsspannung unter Verwendung der zweiten Wärmequelle	95
5.50	Einfluss des Abstands auf die mittlere Nahtlänge	97
5.51	Einfluss des Abstands auf die Verschiebung in y-Richtung an der Stelle Messtaster 3	97
5.52	Einfluss des Abstands auf die Nahtlänge bei $t = 0,5$ mm	98
5.53	Einfluss des Abstands auf die Nahtlänge bei $t = 2$ mm	98
5.54	Verschiebungen an der Stelle Taster 3	100
5.55	Einfluss von Laserleistung und Spotgröße auf die Verschiebung	103
5.56	Einfluss von Laserleistung und Spotgröße auf die Latenz	104
5.57	Einfluss von Laserleistung und Spotgröße auf die Verschiebung zu Prozessende an der Stelle Taster 3	105
5.58	Draufsicht einer 500 mm langen Probe	105
5.59	Verschiebungsausbildung der 500 mm langen Probe	106
5.60	Einfluss der zusätzlichen Wärme auf die Verzugserscheinung	107

5.61 Einfluss von Laserleistung und Spotgröße auf den Beulverzug	108
5.62 Ausbildung von Anlauffarben	108
5.63 Einfluss von Laserleistung und Abstand auf die charakteristische Verschiebung	110
5.64 Einfluss von Laserleistung und Abstand auf die Latenz	110
5.65 Numerisch berechnetes Temperaturfeld unter Anwendung einer rechteckigen 2. Wärmequelle mit konstanter Leistungsverteilung . .	111
5.66 Einfluss von Laserleistung und Abstand auf die Verschiebung am Ende	111
5.67 Einfluss von Laserleistung und Abstand auf den Beulverzug unter Anwendung des Linienspots	112
5.68 Einfluss der 2. Wärmequelle auf die Verschiebung in z-Richtung . .	113
5.69 Einfluss der 2. Wärmequelle auf die Verschiebung in y-Richtung . .	113
5.70 Einfluss einer zusätzliche Wärmequelle auf die Verschiebung	114
5.71 Einfluss der zweiten Wärmequelle auf die Temperaturlausbildung .	115
5.72 Aluminium Streckgrenzen für numerische Berechnung	115
5.73 Verschiebungen aus der numerischen Simulation mit angepassten Werkstoffdaten an der Stelle Taster 3	115
5.74 Vereinfachungen zur analytischen Beschreibung der charakteristi- schen Querverschiebung $\Delta Q_{y_{ana}}$	116
5.75 Zeitliche Ausbildung der Drehpunktkoordinaten anhand der numeri- schen Berechnung in zwei unterschiedlichen Skalierungen	118
5.76 Vergleich der Temperaturfelder aus der FE-Berechnung und aus der analytischen Berechnung	119
5.77 Ausbildung des Temperaturfelds und Kennzahlen zur weiteren Be- rechnung	121
5.78 Temperaturabhängiger Elastizitätsmodul und lineare Vereinfachung	122
5.79 Analytisch berechneter Temperaturverlauf ohne zweite Wärmequelle und zugehöriger Elastizitätsmodul	122
5.80 Strahlensatz zur Berechnung der Verschiebung $Q_{v_{ana}}$	123
5.81 Verschiebung an der Stelle Taster 3 aus der FE-Berechnung und analytisch-numerischen Berechnung	124
5.82 Einfluss der Senke auf die Verzugsausbildung	125
5.83 Einfluss von Laserleistung und Abstand auf die Verschiebung am Ende	126
5.84 Einfluss der Senke auf die Verzugsausbildung	126
5.85 Numerische ermittelte Temperaturfelder	128
5.86 Numerisch berechneter Temperaturverlauf	128
5.87 Verschiebung an der Stelle Taster 3 numerisch berechnet	128
5.88 Berechnete Verschiebungen	129

5.89	Berechnete Querspannungen	129
5.90	Berechnete Längsspannungen	130
5.91	Einfluss einer zusätzlichen Wärmesenke auf die Verschiebung	131
5.92	Einfluss einer zusätzlichen Wärmesenke auf die Temperaturentwicklung	132
A.1	Fourierzahl in Abhängigkeit der Materialdicke für die Stahl- und Aluminiumlegierung	140
B.2	Annäherung von beliebigen Wärmefeldern durch rechteckige Wär- mequellen nach [Bur89]	141

Abkürzungsverzeichnis

Symbol/Abkürzung	Bedeutung	Einheit
α	Thermischer Ausdehnungskoeffizient	K^{-1}
α_k	Thermischer Wärmeübergangskoeffizient	$W m^{-2} K^{-1}$
β	Biegewinkel	$^{\circ}$
Δb	Breitenänderung	mm
ΔQ_y	Charakteristische Verschiebung in y-Richtung	μm
Δt_{Q_y}	Latenz der Verschiebung in y-Richtung	ms
$\Delta t_{T_{max}}$	Latenz zur Ausbildung der maximalen Temperatur	ms
\dot{b}	Kontraktionsgeschwindigkeit	$mm s^{-1}$
ϵ_{Naht}	Dehnung in der Schweißnaht	1
λ	Wellenlänge	nm
λ_{th}	Wärmeleitfähigkeit	$W m^{-1} K^{-1}$
ρ	Dichte	$kg m^{-3}$
σ	Spannung	$N mm^{-2}$
ϵ	Gesamtdehnung	1
ϵ_a	Ausgangsdehnung	1
ϵ_{el}	Elastische Dehnung	1
ϵ_{pl}	Plastische Dehnung	1
ϵ_{th}	Thermische Dehnung	1
ζ	Einspannungsfaktor	1
A	Fläche	mm^2
a	Abstand zwischen den Wärmequellen	mm
A_D	Fläche des Diodenlasers	mm^2
b	Breite	mm
c	Abstand zwischen Drehpunkt und 2. Wärmequelle	mm

c_p	Spezifische Wärmekapazität	$\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$
D	Durchmesser	mm
d	Abstand zwischen 1. Wärmequelle und Feder	mm
d_{Faser}	Faserdurchmesser	mm
d_f	Fokusbildungsdurchmesser	mm
d_{Spot}	Spotdurchmesser	mm
E	Elastizitätsmodul	N mm^{-2}
E	Streckenenergie	kJ m^{-1}
e	Wirklänge des Temperaturfelds	mm
E_{2WQ}	Elastizitätsmodul im Bereich der 2. Wärmequelle	N mm^{-2}
E_{Naht}	Elastizitätsmodul der Schweißnaht	N mm^{-2}
e_{Naht}	Wirklänge des Temperaturfelds in der Schweißnaht	mm
f	Fokuslage	mm
F_{2WQ}	Kraft im Bereich der 2. Wärmequelle	N
F_{Naht}	Kraft auf die Schweißnaht	N
F_0	Fourierzahl	1
G	relativer Durchmesser	1
g	Abstand zwischen Blechkante und Mittelpunkt der 2. Wärmequelle nach einer Schweißzeit t_s	mm
I	Stromstärke	A
I_{yy}	Flächenträgheitsmoment bezüglich der y-Achse	cm^4
I_{zz}	Flächenträgheitsmoment bezüglich der z-Achse	cm^4
j	Abstand zwischen Blechkante und Einstichstelle des Laserstrahls	mm
k	Federkonstante	N mm^{-1}
k	Thermische Leitfähigkeit	$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$
l	Länge	mm
n	Anzahl der Lagen	1
n	Anzahl der Versuche	1
P	Leistung des Lasers	W
P_D	Leistung des Diodenlasers	W

P_{Max}	Maximale Laserleistung	W
Pe	Péclet-Zahl	1
q	Wärmestromdichte	$W m^{-2}$
Q_B	Beulverzug	mm
q_k	Wärmestromdichte durch Konvektion	$W m^{-2}$
q_s	Wärmestromdichte durch Strahlung	$W m^{-2}$
Q_y	Verschiebung in y-Richtung, auch Querverschiebung	mm
Q_z	Verschiebung in z-Richtung, auch Horizontale Verschiebung	mm
R_e	Streckgrenze	$N mm^{-2}$
s	Spalt	mm
s_L	Schweißweg	mm
SPP	Strahlparameterprodukt	mm rad
T	absolute Temperatur	K
t	Blechdicke	mm
t_w	Einschweißtiefe	mm
T_0	absolute Umgebungstemperatur	K
$T_{liquidus}$	Liquidustemperatur	$^{\circ}C$
T_{maxWQ2}	Maximale Temperatur der zweiten Wärmequelle	$^{\circ}C$
$T_{solidus}$	Solidustemperatur	$^{\circ}C$
t_s	Schweißzeit	s
U	Elektrische Spannung	V
v	Schweißgeschwindigkeit	$m min^{-1}$
bzw	beziehungsweise	
HUK	halbunendlicher Körper	
TS	Tiefschweißen	
WLS	Wärmeleitungsschweißen	
WQ	Wärmequelle	

Literaturverzeichnis

- [Bec96] BECK, M.: Modellierung des Lasertiefschweißens. Diss. Universität Stuttgart, 1996. ISBN: 3519062186.
- [Bie21] BIELENIN, M.: Prozessstrategien zur Vermeidung von Heißrissen beim Schweißen von Aluminium mit pulsmulierbaren Laserstrahlquellen. Diss. Technische Universität Ilmenau, 2021. ISBN: 9783863602352.
- [BPE98] BRAUSS, M. E.; PINEAULT, J. A.; ECKERSLEY, J. S.: Residual stress characterization of welds and post-weld processes using x-ray diffraction techniques. In: *Process Control and Sensors for Manufacturing* (1998). Hrsg. von BOSSI, Richard H.; PEPPER, David M., S. 196–204.
- [Bur89] BURGER, D.: Beitrag zur Optimierung des Laserstrahlhärtens. Diss. Universität Stuttgart, 1989.
- [Bus13] BUSCHENHENKE, F.: Prozesskettenübergreifende Verzugsbeherrschung beim Laserstrahlschweißen am Beispiel einer Welle-Nabe-Verbindung. Diss. Universität Bremen, 2013. ISBN: 9783933762443.
- [Cas+15] CASALINO, G.; MORTELLO, M.; CONTUZZI, N.; MINUTOLO, F.M.C.: Finite Element Model for Laser Welding of Titanium. In: *Procedia CIRP* 33 (2015), S. 434–439.
- [Chu+15] CHUKKAN, J. R.; VASUDEVAN, M.; MUTHUKUMARAN, S.; KUMAR, R. Ravi; CHANDRASEKHAR, N.: Simulation of laser butt welding of AISI 316L stainless steel sheet using various heat sources and experimental validation. In: *Journal of Materials Processing Technology* 219 (2015), S. 48–59.
- [Col+09] COLEGROVE, P.; IKEAGU, C.; THISTLETHWAITE, A.; WILLIAMS, S.; NAGY, T.; SUDER, W.; STEUWER, A.; PIRLING, T.: Welding process impact on residual stress and distortion. In: *Science and Technology of Welding and Joining* 14.8 (2009), S. 717–725.
- [Daw92] DAWES, C. T.: *Laser Welding: A Practical Guide*. Woodhead Publishing Series in Welding and Other Joining Technologies. Woodhead Publishing Limited, 1992. ISBN: 9781845698843.

- [Dil06] DILTHEY, U.: *Schweißtechnische Fertigungsverfahren 2: Verhalten der Werkstoffe beim Schweißen*. 3. bearbeitete Auflage. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag, 30. März 2006. ISBN: 9783540274025.
- [DIN03] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V: *DIN 8593-6: Fertigungsverfahren Fügen - Teil 6: Fügen durch Schweißen; Einordnung, Unterteilung, Begriffe*. Norm. Berlin, 2003.
- [DIN05] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V: *DIN EN 10088-1: Nichtrostende Stähle – Teil 1: Verzeichnis der nichtrostenden Stähle*. Norm. Berlin, 2005.
- [DIN19] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V: *Aluminium und Aluminiumlegierungen – Chemische Zusammensetzung und Form von Halbzeug –Teil 3: Chemische Zusammensetzung und Erzeugnisformen; Deutsche Fassung*. Norm. Berlin, 2019.
- [DIN20] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V: *DIN 8580: Fertigungsverfahren – Begriffe, Einteilung*. Norm. Berlin, 2020.
- [DM03] DEO, M. V.; MICHALERIS, P.: Mitigation of welding induced buckling distortion using transient thermal tensioning. In: *Science and Technology of Welding and Joining* 8.1 (2003), S. 49–54.
- [Dul+05] DULL, R. M.; DYBO, J. R.; RUSSELL, J. J; SHANGHVI, J.: „Method of reducing distortion by transient thermal tensioning“. Pat. US 6861617 B2 (U.S. Patent, Trademark Office). US-Patent. 2005.
- [DVS15a] DVS - DEUTSCHER VERBAND FÜR SCHWEISSEN UND VERWANDTE VERFAHREN E.V.: *Merkblatt DVS 3203-2 - Laserstrahlschweißen von metallischen Werkstoffen - Prüfen von Schweißparametern*. Merkblatt. Düsseldorf, 2015.
- [DVS15b] DVS - DEUTSCHER VERBAND FÜR SCHWEISSEN UND VERWANDTE VERFAHREN E.V.: *Merkblatt DVS 3203-4 - Laserstrahlschweißen von metallischen Werkstoffen - Nahtvorbereitung und konstruktive Hinweise*. Merkblatt. Düsseldorf, 2015.
- [ESI14] ESI GROUP: *Sysweld*. Anleitung. 2014.
- [Eur18] EUROPEAN HYGIENIC ENGINEERING AND DESIGN GROUP: *DOK. 8 HYGIENIC DESIGN GRUNDSÄTZE*. Richtlinie. 2018.
- [Eva+05] EVANS, A.; KIM, S. B.; SHACKLETON, J.; BRUNO, G.; PREUSS, M.; WITHERS, P. J.: Relaxation of residual stress in shot peened Udimet 720Li under high temperature isothermal fatigue.. In: *International Journal of Fatigue* 27.10-12 (2005), S. 1530–1534.

- [FFS97] FREDERIC, C.; FABBRO, R.; SABATIER, L.: „Application of vision to laser welding: Increase of operating tolerances using beam-oscillation and filler-wire“. In: *International Congress on Applications of Lasers & Electro-Optics*. Laser Institute of America, 1997.
- [Gab+01] GABZDYL, J.; COLE, Mark; WILLIAMS, S. W.; PRICE, D.: „Control of laser weld distortion by thermal tensioning“. In: *International Congress on Applications of Lasers & Electro-Optics*. Laser Institute of America, 2001.
- [Gab+03] GABZDYL, Jack; JOHNSON, A.; WILLIAMS, S.; PRICE, D.: „Laser weld distortion control by cryogenic cooling“. In: *First International Symposium on High-Power Laser Macroprocessing*. Hrsg. von MIYAMOTO, Isamu; KOBAYASHI, Kojiro F.; SUGIOKA, Koji; POPRAWA, Reinhart; HELVAJIAN, Henry. SPIE, 2003.
- [Gan+14] GANESH, K. C.; VASUDEVAN, M.; BALASUBRAMANIAN, K. R.; CHANDRASEKHAR, N.; VASANTHARAJA, P.: Thermo-mechanical Analysis of TIG Welding of AISI 316LN Stainless Steel. In: *Materials and Manufacturing Processes* 29.8 (2014), S. 903–909.
- [GCR68] GOTT, C.; CLOVER, F. R.; RUDY, J. F.: Metal movement and mismatch in aluminum welds. In: *Welding Journal* 47.8 (1968), S. 337–334.
- [GR11] GUMENYUK, A.; REISGEN, U.: *Anwendung der Mehrstrahltechnik zur Reduzierung der Eigenspannung bei EB- und LB-geschweißten Bauteilen*. Schlussbericht. Schlussbericht zum AiF-Vorhaben (IGF Nr. 16.139 N). 2011.
- [Gro+19] GROSS, D.; HAUGER, W.; SCHRÖDER, J.; WALL, W. A.: *Technische Mechanik 1*. Springer Berlin Heidelberg, 2019. ISBN: 9783662591567.
- [Gua+06] GUAN, Q.; GOU, D. L.; ZHANG, C. X.; LI, J.: Low stress no distortion welding based on thermal tensioning effects for thin materials. In: *The Paton Welding Journal* 12 (2006), S. 2–11.
- [Gua05] GUAN, Q.: „Processes and Mechanisms of Welding Residual Stress and Distortion“. In: Hrsg. von FENG, Z. Woodhead Publishing in Materials, 2005. Kap. Control of buckling distortions in plates and shells, S. 295–343. ISBN: 9781855737716.
- [Hag20] HAGENLOCHER, Ch.: Die Kornstruktur und der Heißrisswiderstand von Laserstrahlschweißnähten in Aluminiumlegierungen. Diss. Universität Stuttgart, 2020. ISBN: 9783831648641.
- [HHH00] HAMMERSLEY, G.; HACKEL, L. A.; HARRIS, F.: Surface prestressing to improve fatigue strength of components by laser shot peening. In: *Optics and Lasers in Engineering* 34.4-6 (2000), S. 327–337.

- [HHS81] HOLM, R.; HORN, E. M.; STORP, S.: Oberflächenanalytische Untersuchungen zur Bildung und zum Abbau von Deckschichten auf nichtrostenden Stählen. In: *VDI-Z* (1981), S. 513–516.
- [Hil08] HILDEBRAND, J.: Numerische Schweißsimulation Bestimmung von Temperatur, Gefüge und Eigenspannung an Schweißverbindungen aus Stahl- und Glaswerkstoffen. Diss. Universität Weimar, 2008.
- [Hil97] HILLEBRAND, A.: Numerische Simulation des Laserstrahlschneid- und schweißprozesses durch Finite Elemente Berechnungen. Diss. Technische Universität Braunschweig, 1997. ISBN: 3826525124.
- [HK09] HAFEZ, K. M.; KATAYAMA, S.: Fiber laser welding of AISI 304 stainless steel plates. In: *QUARTERLY JOURNAL OF THE JAPAN WELDING SOCIETY* 27.2 (2009), 69s–73s.
- [HLF07] HATAMLEH, O.; LYONS, L.; FORMAN, R.: Laser and shot peening effects on fatigue crack growth in friction stir welded 7075-T7351 aluminum alloy joints. In: *International Journal of Fatigue* 29.3 (2007), S. 421–434.
- [Hua+04] HUANG, T.D.; DONG, P.; DECAN, L.; HARWIG, D.; KUMAR, Ramesh: Fabrication and Engineering Technology for Lightweight Ship Structures, Part 1: Distortions and Residual Stresses in Panel Fabrication. In: *Journal of Ship Production* 20 (Feb. 2004), S. 43–59.
- [Inf15] INFORMATIONSTELLE EDELSTAHL ROSTFREI: *Merkblatt 982 - Oberflächenhärten nichtrostender Stähle*. Merkblatt. Düsseldorf, 2015.
- [Inf19] INFORMATIONSTELLE EDELSTAHL ROSTFREI: *Merkblatt 823 - Schweißen von Edelstahl*. Merkblatt. Düsseldorf, 2019.
- [JCB84] J., Goldak.; CHAKRAVARTI, A.; BIBBY, M.: A new finite element model for welding heat sources. In: *Metallurgical Transactions B* 15.2 (1984), S. 299–305.
- [Kam+17] KAMPKER, A.; BERGWELER, G.; HANSEN, J.; BORBOLA, W. J.: Jigless Laser Welding in the Car Body Production. In: *ATZ worldwide* 119 (2017), S. 72–75.
- [Kap15] KAPLAN, A.F.H.: Absorption homogenization at wavy melt films by CO₂-lasers in contrast to 1 μm-wavelength lasers. In: *Applied Surface Science* 328 (2015), S. 229–234. ISSN: 0169-4332.
- [KS00] KÜHHORN, A.; SILBER, G.: *Technische Mechanik für Ingenieure: Grundlagen für Studium und Praxis*. Heidelberg: Hüthig Verlag, 2000.

- [Kur80] KURKIN, S.: Improving the Mechanical Properties of Welded Joints in the AMg 6 Alloy by Plastic Deformation During Arc Welding.(Translation). In: *Weld. Prod.* 27.3 (1980), S. 20–24.
- [Lan15] LANGHORST, M.: Beherrschung von Schweißverzug und Schweißspannungen. Diss. Technische Universität München, 2015. ISBN: 9783831645244.
- [Las13] LASERLINE GMBH: *Diodenlaser LDM 3000*. Datenblatt. 2013.
- [Leg81] LEGGATT, R. H.: Distortion in welded steel plates. Diss. University of Cambridge, 1981.
- [Li05] LI, J.: Localized Thermal Tensioning Technique to Prevent Buckling Distortion. In: *Welding in the World* 49.11/12 (2005), S. 4–14.
- [Lin15] LINDE AG: *LINSPRAY CO₂-Kühlung für das Thermische Spritzen*. Bedienungsanleitung. 2015.
- [LN82] LÜBECK, K.-H.; NEUMANN, A.: *Konstruktive und technologische Richtlinie zum verformungsarmen Schweißen, Teil 1 und 2*. Hrsg. von LÜBECK, K.-H. Technische Hochschule Karl-Marx-Stadt, 1982.
- [Mah20] MAHR GMBH: *Induktiver Messtaster P2004 M*. Produktinformation. Okt. 2020.
- [Mal02] MALISIUS, R.: *Schrumpfungen, Spannungen und Risse beim Schweißen*. 4, übera. u. erweít. Auflage. Düsseldorf: Verlag für Schweißen und verwandte Verfahren DVS-Verlag GmbH, 2002. ISBN: 3871557854.
- [Mas80] MASUBUCHI, K.: *Analysis of Welded Structures: Residual Stresses, Distortion, and Their Consequences (International Series on Materials Science and Technology)*. Pergamon Pr, 1980. ISBN: 0080227147.
- [MDT99] MICHALERIS, P.; DANTZIG, J.; TORTORELLI, D.: Minimization of welding residual stress and distortion in large structures. In: *Journal Welding* 78.11 (1999), S. 361–366.
- [MH00] MOLZEN, M. S.; HORNBACH, D.: Evaluation of Welding Residual Stress Levels Through Shot Peening and Heat Treating. In: *SAE 2000 Transactions Journal of Commercial Vehicles-V109-2* (2000).
- [ML08] MORAITIS, G.A.; LABEAS, G.N.: Residual stress and distortion calculation of laser beam welding for aluminum lap joints. In: *Journal of Materials Processing Technology* 198.1-3 (2008), S. 260–269.

- [MN15] MAREK, R.; NITSCHKE, K.: *Praxis der Wärmeübertragung : Grundlagen, Anwendungen, Übungsaufgaben ; 54 Tabellen*. 4., neu bearbeitete Auflage. München: Fachbuchverl. Leipzig im Carl-Hanser-Verl, 2015. ISBN: 9783446444997.
- [Moc11] MOCHIZUKI, M.: „Minimization of welding distortion and buckling - Modelling and implementation“. In: Hrsg. von MICHALERIS, P. Woodhead Publishing Limited, 2011. Kap. Minimizing angular distortion in welding by reverse-side heating, S. 273–288. ISBN: 9781845696627.
- [MS15] MARDER, C.; SOMMER, S.: *Prozessbegleitendes dynamischen Spannen zur Verzugs- und Eigenspannungsreduzierung beim Schweißen von Bauteilen*. Schlussbericht. Schlussbericht zum AiF-Vorhaben (IGF Nr. 16.857 N). 2015.
- [MS16] MATTHES, K.-J.; SCHNEIDER, W., Hrsg.: *Schweißtechnik - Schweißen von metallischen Konstruktionswerkstoffen*. München: Carl Hanser Verlag GmbH Co KG, 2016. ISBN: 9783446445543.
- [MT05] MOCHIZUKI, M.; TOYODA, M.: Challenge to Active In-Process Control of Welding Distortion. In: *Mathematical Modelling of Weld Phenomena 7 (Proceedings of the 7th International Seminar „Numerical Analysis of Weldability“ Schloss Seggau (2005))*. Hrsg. von CERJAK, H.; BHADOSHIA, H. K. D. H.; KOZESCHNIK, E.
- [Mur97] MURAKAWA, H.: Theoretical prediction of residual stress in welded structures. In: *Welding International* 11.8 (Jan. 1997), S. 599–604.
- [ND06] NITSCHKE-PAGEL, T.; DILGER, K.: Eigenspannungen in der Schweißverbindung - Teil 1: Ursachen der Eigenspannungsentstehung beim Schweißen. In: *Schweißen und Schneiden* 58 (2006), S. 466–479.
- [NK78] NEUMANN, A.; K.-D., Röbenack, Hrsg.: *Verformungen und Spannungen beim Schweißen*. Berlin: VEB Verlag Technik, 1978.
- [NN21] STATISTA, Hrsg.: *Feinmechanik, Optik und Photonik*. Dossier. 2021. URL: <https://de.statista.com/statistik/studie/id/50468/dokument/feinmechanik-optik-und-photonik/> (besucht am 02.04.2022).
- [NN93] N.N.: Welding stainless steel to meet hygienic requirements. In: *Trends in Food Science and Technology* 4.9 (1993), S. 306–310. ISSN: 0924-2244.
- [NW09] NEUBERT, J.; WEILNHAMMER: „Laserstrahlschweißen - Leitfaden für die Praxis“. In: *Schweißtechnische Praxis Band 29*. 29. DVS Media, 2009. ISBN: 9783871555367.

- [Oke58] OKERBLOM, N.O.: *The Calculations of Deformations of Welded Metal Structures*. London: Her Majesty's Stationery Office, 1958.
- [Oke59] OKERBLOM, N.O.: *Schweißspannungen in Metallkonstruktionen*. VEB Carl Marhold Verlag, 1959.
- [Ost98] OSTERMANN, Friedrich: *Anwendungstechnologie Aluminium*. Berlin, Heidelberg: Springer Verlag, 1998. ISBN: 9783662057896.
- [Ott97] OTTO, A.: *Transiente Prozesse beim Laserstrahlschweißen*. Diss. Friedrich-Alexander-Universität Nürnberg-Erlangen, 1997. ISBN: 3875250893.
- [Pat16] PATSCHGER, A.: *Grundlegende Untersuchungen zum Prozessverständnis des Laserstrahl-Mikroschweißens von metallischen Folien*. Diss. Technische Universität Ilmenau, 2016. ISBN: 9783863601362.
- [Pav+69] PAVELIC, V.; TANBAKUCHI, R.; UYEHARA, O. A.; MYERS, P. S.: *Experimental and Computed Temperature Histories in Gas Tungsten Arc Welding of Thin Plates*. In: *Welding Journal* 48.7 (1969), S. 295–305.
- [Paz14] PAZOOKI, A. M. A.: *Distortion Control during Welding*. Diss. Technische Universiteit Delft, 2014. ISBN: 9789491909184.
- [Pet94] PETZOW, G.: *Metallographisches, Keramographisches, Plastographisches Ätzen*. 6. Auflage. Materialkundlich-Technische Reihe. Berlin Stuttgart: Borntraeger Gebrueder, 1994. ISBN: 9783443230197.
- [Pop05] POPRAWA, R.: *Lasertechnik für die Fertigung*. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag, 2005. ISBN: 9783540264354.
- [PPI11] PLOSHIKHIN, V.; PRIHODOVSKY, A.; ILIN, A.: *Experimental investigation of the hot cracking mechanism in welds on the microscopic scale*. In: *Frontiers of Materials Science* 5.2 (2011), S. 135–145.
- [PPL09] PARK, J. U.; PARK, S. C.; LEE, C. H.: *Control of Longitudinal Bending Distortion of Built-Up Beams by High-Frequency Induction Heating*. In: *Welding journal* 88 (Feb. 2009), S. 29–34.
- [Rad02] RADAJ, D.: *Eigenspannungen und Verzug beim Schweißen*. Düsseldorf: Verlag für Schweißen und verwandte Verfahren DVS-Verlag GmbH, 2002. ISBN: 9783871551949.
- [Rad88] RADAJ, D.: *Wärmewirkung des Schweißens*. Berlin- Heidelberg: Springer-Verlag, 1988.

- [Rad99] RADAJ, D.: *Schweißprozesssimulation*. Düsseldorf: Verlag für Schweißen und verwandte Verfahren DVS-Verlag GmbH, 1999. ISBN: 9783871551888.
- [RB07] RIBOLLA, A.; BATALHA, G. F.: „Emission of spatter and droplet in a shielding component used on laser welding cells for automotive assembly“. In: *Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação*. ABCM, 2007.
- [Ree00] REEK, A.: Strategien zur Fokuspositionierung beim Laserstrahlschweißen. Diss. Technische Universität München, 2000. ISBN: 9783896757302.
- [RF57] RYKALIN, N. N.; FRITZSCHE, C.: *Berechnung der Wärmevorgänge beim Schweißen: aus dem Russischen*. Berlin: VEB Verlag Technik, 1957.
- [Ric+10] RICHARDS, D. G.; PRANGNELL, P. B.; WITHERS, P. J.; WILLIAMS, S. W.; NAGY, T.; MORGAN, S.: Efficacy of active cooling for controlling residual stresses in friction stir welds. In: *Science and Technology of Welding and Joining* 15.2 (2010), S. 156–165.
- [Rit70] RITTER, A.: *Lehrbuch der Technischen Mechanik*. zweite Auflage. Hannover: Carl Rümpler, 1870.
- [ROF04] ROFIN-SINAR LASER GMBH: *CO₂-Laser DC025*. Datenblatt. 2004.
- [Rom+10] ROMINGER, V.; SCHÄFER, P.; WEBER, R.; GRAF, T.: „Prozessuntersuchungen beim Laserstrahl-tiefschweißen – Festkörperlaser hoher Brillanz im Vergleich zu CO₂-Lasern“. In: *DVS Congress 2010*. DVS-Berichte Band 267. Düsseldorf: DVS-Verlag Düsseldorf, 2010, S. 188–193.
- [Rom17] ROMINGER, V.: Untersuchungen der Prozessvorgänge bei Einschweißungen in Baustahl mit Lasern hoher Brillanz. Diss. Universität Stuttgart, 2017. ISBN: 9783831646920.
- [Ron+18] RONG, Youmin; MI, Gaoyang; XU, Jiajun; HUANG, Yu; WANG, Chunming: Laser penetration welding of ship steel EH36: A new heat source and application to predict residual stress considering martensite phase transformation. In: *Marine Structures* 61 (2018), S. 256–267.
- [RS99] R. FREWIN, M; SCOTT, D.A.: Finite element model of pulsed laser welding. In: *Welding Research Supplement* 78 (Jan. 1999), S. 15–22.
- [RWZ99] RITTER, R; WOHLFAHRT, H; ZHANG, F: *Werkstoff-, Verfahrens- und Geometrieinflüsse auf den schweißbedingten Verzug*. Hrsg. von AURICH, D; KLOOS, K.-H.; LANGE, G.; MACHERAUCH, E. DFG-Forschungsbericht „Eigenspannungen und Verzug durch Wärmeeinwirkung“. 1999.

- [SC37] SPRARAGEN, W.; CLAUSSEN, G. E.: Shrinkage distortion in welding. In: *The welding Journal - Welding Research Supplement* 16.7 (1937), S. 29–39.
- [Sch+21] SCHMIDT, L.; JUNGER, C.; SCHRICKER, K.; BERGMANN, J. P.; NOTNI, G.: „Echtzeitfähige Ansätze zum Monitoring der dehnungsfeldbasierten Spaltentstehung und resultierender Nahtqualität beim Laserstrahlschweißen“. In: *DVS Berichte, Band: 367 Innovative Verfahren der Lasermaterialbearbeitung*. DVS Media GmbH, 2021.
- [Sch02] SCHINZEL, C. M.: Nd:YAG-Laserstrahlschweißen von Aluminiumwerkstoffen für die Anwendungen im Automobilbau. Diss. Universität Stuttgart, 2002. ISBN: 9783831602018.
- [Sch07] SCHWENK, Ch.: FE-Simulation des Schweißverzugs laserstrahlgeschweißter dünner Bleche. Diss. Technische Universität Berlin, 2007. ISBN: 9783981165555.
- [Sch11] SCHENK, T.: Modelling Welding Distortion - Influencing of Clamping and Sequencing. Diss. Technische Universität Delft, 2011. ISBN: 9789077172599.
- [Sch21] SCHLEGEL, J.: *Die Welt des Stahls*. Hrsg. von SCHLEGEL, J. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden GmbH, 2021.
- [Spi+07] SPINA, R.; TRICARICO, L.; BASILE, G.; SIBILLANO, T.: Thermo-mechanical modeling of laser welding of AA5083 sheets. In: *Journal of Materials Processing Technology* 191.1-3 (2007), S. 215–219.
- [Spi+09] SPIESS, L.; TEICHERT, G.; SCHWARZER, R.; BEHNKEN, H.; GENZEL, Ch.: *Moderne Röntgenbeugung*. 2. überarb. u. erwei. Auflage. Wiesbaden: Vieweg+Teubner GMV Fachverlage GmbH, 2009. ISBN: 9783835101661.
- [SSV14] SCHULTZ, V.; SEEFELD, T.; VOLLERTSEN, F.: Gap Bridging Ability in Laser Beam Welding of Thin Aluminum Sheets. In: *Physics Procedia* 56 (2014). 8th International Conference on Laser Assisted Net Shape Engineering LANE 2014, S. 545–553. ISSN: 1875-3892.
- [Sta13] STAPELFELD, Ch.: Vereinfachte Modelle zur Schweißverzugsberechnung. Diss. Brandenburgische Technische Universität Cottbus, 2013. ISBN: 9783844041422.
- [Ste20] STEMPKY, T.: Essential considerations for laser welding. In: *the fabricator* (Dez. 2020).

- [Töl13] TÖLLE, F.: Eigenspannungsreduktion in strahlschweißten Nähten mittels Spannungsumlagerung durch den Einsatz defokussierter Elektronen- bzw. Laserstrahlen. Diss. Technische Universität Berlin, 2013. ISBN: 9783981575876.
- [TPC99] TSAI, C. L.; PARK, S. C.; CHENG, W. T.: Welding distortion of a thin-plate panel structure. In: *Welding Journal* 78 (1999), S. 156–165.
- [Tru14] TRUMPF LASER- UND SYSTEMTECHNIK GMBH: *TruDisk 5001*. Datenblatt. 2014.
- [van07] VAN DER AA, E. M.: Local Cooling during Welding: Prediction and Control of Residual Stresses and Buckling Distortion. Diss. Technische Universiteit Delft, 2007. ISBN: 9789077172292.
- [Ven+06] VENEZIANO, C.; BRAND, M.; BURDACK, M.; SGUAIZER, Y.; PFEIFFER, W.; URICH, B.; SIEGELE, D.: *Numerische Simulation von Verzug und Eigenspannungen geschweißter Komponenten aus A-Guss und Strangpressprofilen*. Schlussbericht. Schlussbericht zum AiF-Vorhaben 13.716N. 2006.
- [Ver99] VERHAEGHE, G.: *Predictive Formulae for Weld Distortion: A Critical Review*. Cambridge: Abington Publishing, 1999. ISBN: 1855734443.
- [Vin77] VINOKUROV, V. A.: *Welding stresses and distortion: determination and elimination*. Boston Spa: The British Library, 1977. ISBN: 0853501661.
- [Voß01] VOSS, O.: Untersuchung relevanter Einflußgrößen auf die numerische Schweißsimulation. Diss. Technische Universität Braunschweig, 2001. ISBN: 9783826591198.
- [Web10] WEBERPALS, J.-P.: Nutzen und Grenzen guter Fokussierbarkeit beim Laserschweißen. Diss. Universität Stuttgart, 2010. ISBN: 9783831609956.
- [Wen+10] WEN, S. W.; WILLIAMS, S. W.; MORGAN, S. A.; WESCOTT, A.; POAD, M.: Rolling of Friction Stir Welds for Residual Stress and Distortion Control. In: *Science and Technology of Welding & Joining* 15.6 (2010), S. 440–447.
- [Wil+08] WILLIAMS, S. W.; MORGAN, S. A.; WESCOTT, A.; POAD, M.; WEN, S. W.: Stress Engineering Control of Residual Stresses and Distortion in Welding. In: *2nd International Workshop on Thermal Forming and Welding Distortion (IWOTE 08)* (2008). Hrsg. von VOLLERTSEN, F.; J., Sakkietitbutra, S. 229–237.
- [WM77] WOHLFAHRT, H.; MACHERAUCH, E.: Die Ursache des Schweißeigenspannungszustands. In: *Materialprüfung* 19 (1977), S. 273–280.

- [WNK97] WOHLFAHRT, H.; NITSCHKE-PAGEL, T.; KASSNER, M.: Schweißbedingte Eigenspannungen - Entstehung, und Erfassung, Auswirkung und Bewertung. In: *DVS Berichte 187: Fortschritte bei der Konstruktion und Berechnung* (1997), S. 6–13.
- [Woh86] WOHLFAHRT, H.: Die Bedeutung der Austenitumwandlung für die Eigenspannungsentstehung beim Schweißen. In: *Härterei Technische Mitteilungen* 5.41 (1986), S. 248–257.
- [Zha98] ZHANG, F.: Beitrag zum schweißbedingten Verzug unter Berücksichtigung seiner Wechselbeziehung mit den Eigenspannungen. Diss. Technische Universität Braunschweig, 1998.
- [ZL05] ZHANG, P.; LINDEMANN, J.: Influence of shot peening on high cycle fatigue properties of the high-strength wrought magnesium alloy AZ 80. In: *Scripta Materialia* 52.6 (2005), S. 485–490.
- [ZTW05] ZHOU, J.; TSAI, H. L.; WANG, P. C.: „Transport Phenomena and the Associated Humping Formation in Laser Welding“. In: *Heat Transfer, Part B*. November 5 – 11. Orlando, Florida: ASME, 2005, S. 945–953.

Eigene Veröffentlichungen

Auszüge und Abbildungen aus der vorliegenden Arbeit wurden in den genannten Veröffentlichungen publiziert.

- [Nag+14a] NAGEL, F.; SIMON, F.; KÜMMEL, B.; BERGMANN, J. P.; HILDEBRAND, J.: „Optimierung der Spaltberbrückung beim Laserstrahlschweißen von dünnen Blechen durch eine zweite Wärmequelle“. In: *DVS Congress 2014*. Bd. 306. DVS Media GmbH, 2014, S. 10–14.
- [Nag+14b] NAGEL, F.; SIMON, F.; KÜMMEL, B.; BERGMANN, J. P.; HILDEBRAND, J.: Optimization Strategies for Laser Welding High Alloy Steel Sheets. In: *Physics Procedia* 56 (2014), S. 1242–1251.
- [Nag+15] NAGEL, F.; SIMON, F.; BERGMANN, J. P.; HILDEBRAND, J.: *Optimierungsstrategien zum Schweißen hochlegierter Bleche*. Schlussbericht zum AiF-Vorhaben (IGF Nr. 00.476 ZBR). 2015.
- [Nag+16] NAGEL, F.; SIMON, F.; HILDEBRAND, J.; BERGMANN, J. P.: Optimierungsstrategie zum Laserstrahlschweißen hochlegierter Stähle. In: *Schweißen und Schneiden* 68.9 (2016), S. 584–590.
- [Nag+17] NAGEL, F.; SIMON, F.; HILDEBRAND, J.; BERGMANN, J. P.: Optimisation strategy for the laser beam welding of high-alloyed steels. In: *Welding and Cutting* 16.4 (2017), S. 256–262.
- [Sim+14a] SIMON, F.; NAGEL, F.; HILDEBRAND, J.; BERGMANN, J. P.; KÜMMEL, B.: Optimierung der Spaltüberbrückung beim Laserstrahlschweißen von hochlegierten Stahlblechen unter Verwendung einer zweiten Wärmequelle. In: 19. *DAST-Forschungskolloquium Stahlbau* (2014). Konferenzbeitrag, S. 163–167.
- [Sim+14b] SIMON, F.; NAGEL, F.; HILDEBRAND, J.; BERGMANN, J. P.; KÜMMEL, B.: Optimization strategies for laser welding high alloy steel sheets. In: *IWOTE'14, 4th International Workshop on Thermal Forming and Welding Distortion* (2014). Hrsg. von VOLLERTSEN, F.; TETZEL, H. Konferenzbeitrag, S. 95–107.

- [Sim+16] SIMON, F.; NAGEL, F.; HILDEBRAND, J.; BERGMANN, J. P.: Numerical optimization of a laser welding process by use of an additional heat source. In: *Mathematical Modelling of Weld Phenomena 11* (2016). Hrsg. von SOMMITSCH, C.; ENZINGER, N.; MAYR, P. Konferenzbeitrag, S. 565–574.
- [Sta+16] STAMBKE, M.; BIELENIN, M.; NAGEL, F.; SCHRICKER, K.; BERGMANN, J. P.: „Potentiale angepasster Intensitätsverteilungen für laserbasierte Fügeprozesse“. In: *Lasertage Jena 2016*. DVS-Berichte 328. Konferenzbeitrag. Düsseldorf: DVS Media GmbH, 2016, S. 113–122. ISBN: 9783945023662.

Nagel: Einfluss zusätzlich induzierter Temperaturfelder beim Laserstrahlschweißen dünner Bleche

Beim Laserstrahlschweißen kommt es beim einseitigen Spannen von 2 Fügepartnern bei Stumpfstoßanwendungen zur Verschiebungsbildung der Fügepartner. Diese Verschiebung kann zu einem Prozessabbruch führen. Spannsysteme verhindern diese Verschiebung, jedoch sind sie sehr kostenintensiv. Der Einsatz von zusätzlichen Wärmequellen oder -senken stellt einen variablen Lösungsansatz dar, um die auftretenden Querverschiebungen zu minimieren. In der Arbeit wurde der Einfluss zusätzlicher Temperaturfelder auf die Querverschiebung am hochlegiertem Stahl und an Aluminium untersucht. Die Untersuchungen zeigen, dass der Einsatz einer zweiten Wärmequelle zur reduzierten Verschiebung führt, jedoch tritt ein höherer Beulverzug auf. Zur Abbildung der Wärmesenke wurde eine CO₂-Düse verwendet, die zu einer Minimierung der Querverschiebung und Beulverzug führte. Die Wirkungsweise der Lösungsansätze wurde durch FE-Untersuchungen und einer analytischen Beschreibung begleitet.

