

**Schlussbericht für das AiF-Forschungsvorhaben
IGF-Nr: 16.857 N**

Laufzeit: 01. Juni 2012 – 28. Februar 2015

Thema:

**Prozessbegleitendes dynamisches Spannen zur Verzugs- und
Eigenspannungsreduzierung beim Schweißen von Bauteilen**

Forschungsstelle 1
Institut für Werkzeugmaschinen und
Betriebswissenschaften *iwb*
Prof. Dr.-Ing. Michael F. Zäh
Boltzmannstraße 15
85748 Garching



Forschungsstelle 2
Fraunhofer-Gesellschaft e.V.
Fraunhofer-Institut für Werkstoffmechanik IWM
Prof. Dr. P. Gumbsch
Wöhlerstraße 11
79108 Freiburg



Gefördert durch:



**Bundesministerium
für Wirtschaft
und Energie**

Das IGF-Vorhaben (16857 N) der Forschungsvereinigung Schweißen und verwandte Verfahren e.V. des DVS wurde über die AiF im Rahmen des Programms zur Förderung der Industriellen Gemeinschaftsforschung (IGF) vom Bundesministerium für Wirtschaft und Energie (BMWi) aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages gefördert.

**aufgrund eines Beschlusses
des Deutschen Bundestages**

Zusammenfassung

Das Ziel des vorliegenden Projekts bestand in der Entwicklung einer Vorgehensweise zur kombinierten Reduktion von Verzügen und Eigenspannungen beim Laserstrahlschweißen von Bauteilen. Dazu wurden ausgehend von einer Analyse der statischen Einspannsituation während des Schweißens die Erweiterungsmöglichkeiten für dynamische Spannsysteme untersucht. Der Lösungsansatz zur Befähigung zur Kompensation des Winkelverzugs unter gleichzeitiger Reduktion der Eigenspannungen im Bauteil beruhte in der Untersuchung der Einbringung von prozessbegleitenden dynamischen Kompensationskräften in verschiedenen Ausprägungen. Die Untersuchungen wurden mittels einer FE-Simulation der prozessbegleitenden dynamischen Einspannung auf die sich einstellenden Verzüge und Eigenspannungen vorgenommen und ebenso durch Versuche kalibriert und validiert. Dabei wurde die Zielstellung verfolgt, Einspannbedingungen zu identifizieren, die zur Verzugs- und Eigenspannungsreduktion beim Schweißen führen.

Es wurden zwei Kompensationsmethoden entwickelt und untersucht. Dabei konnten einerseits der Ort und die Art der Einleitung der Kompensationskraft und andererseits der zeitliche Abstand des Kompensationsingriffs zur Schweißprozesszone als Steuerungsgrößen der Kompensation identifiziert werden. Das Ziel der numerischen Methoden war die Identifikation der Steuerparameter, die zur kombinierten Verzugs- und Eigenspannungsreduktion führen. Dazu haben sich einerseits eine semianalytische Interpretation des thermomechanischen Feldes sowie andererseits ein simulativ durchgeführte Optimierungsschleife als geeignet erwiesen. Die Untersuchungen wurden an I- und Überlappstoß sowie Blindnähten aus X6CrNiTi 18-10 durchgeführt. Dafür wurde mittels einer Anpressrolle eine kompensierende Belastung in festgelegtem Abstand zur Schweißung aufgebracht. Zur gleichzeitigen Reduktion des Verzugs und der Eigenspannungen wurden sowohl eine Variationen der Kompensationskraft als auch des relativen Abstands des Eingriffs zur Wärmequelle geprüft. Da die Kompensation während des Schweißens erfolgt, spielt die Temperaturverteilung an dem Kompensationsort eine entscheidende Rolle. Sie bestimmt die mechanischen Eigenschaften des Werkstoffs während der Kompensation. Die schweißbedingten lokalen plastischen Deformationen an nicht umwandelnden Stählen führen zur Verfestigung des Werkstoffs, welche die Kompensation ebenfalls beeinflussen.

Die aus dem Forschungsprojekt gewonnenen Erkenntnisse und Erfahrungen liefern eine Aussage über die Anwendungsbereiche und den Modellierungsaufwand der einzelnen Kompensationsmethode. Die bereitgestellten Schlussfolgerungen, Hinweise und Berechnungsschriften leisten einen Beitrag zur Steigerung der Anwendbarkeit, Wirtschaftlichkeit und Effizienz sowohl im Feld des „Distortion Engineering“ als auch dem der Festigkeitsberechnungen. Die formulierten Vorgehensweisen und Modellierungen zur Simulation von geschweißten Fügeverbindungen stehen den Anwendern, insbesondere KMU, unmittelbar zur Verfügung. Durch Transfermaßnahmen wurden und werden die Ergebnisse des Projekts für die Industrie und für Forschungseinrichtungen zugänglich gemacht.

Das Ziel des Forschungsprojekts wurde erreicht.

Die geleisteten Arbeiten entsprechen im vollen Umfang dem begutachteten und bewilligten Antrag und waren für die Durchführung des Projekts notwendig und angemessen.

Inhaltsverzeichnis

Zusammenfassung.....	3
1 Einleitung	1
2 Stand der Technik	2
Verzugsbeherrschung bei thermischen Fügeprozessen	3
Spanntechniken und Modellierung von Spannvorrichtungen.....	5
Schlussfolgerungen aus dem Stand der Technik	8
2.13 Zielsetzung	10
2.24 Hauptkapitel <i>iwb</i>	12
2.3 Entwicklung einer prozessbegleitenden dynamischen Kompensationsmethode zur Reduktion von Verzügen und Eigenspannungen.....	12
4.1 Untersuchungen zur Abbildung der statischen Spannsituation	12
Entwicklung der methodischen Vorgehensweise.....	13
4.1.1 Dekomposition der thermo-elasto-plastischen Winkelverformung	14
4.1.2 Ablaufschema des automatischen Kompensationsalgorithmus	16
4.1.3 Versuchsaufbau zur Kompensation	16
4.1.4 Validierung des Simulationsmodells.....	18
4.1.5 Bestimmung des optimalen Kompensationszeitpunktes	19
4.1.6 Die optimale Krafttrajektorie zur beanspruchungsgerechten Verzugskompensation	20
4.2 Entwicklung einer prozessbegleitenden dynamischen Kompensationsmethode für das 4.2.Demonstratorbauteil.....	21
4.2.2 Anforderungsanalyse für die Systemtechnik.....	23
4.2.3 Aufbau der Systemtechnik	24
4.2.4 Entwicklung der Kompensationsmethode	33
4.2.5 Validierung der Wiederholgenauigkeit der Kompensationsmethode.....	38
4.2.6 Validierung der Wiederholgenauigkeit für verschiedene Kompensationszeitpunkte	41
5.1 Einschränkungen des Kompensationseingriffes.....	46
5.2 Hauptkapitel IWM.....	48
5.3 Werkstoff.....	48
5.4 Instrumentierte Schweißversuche	50
5.6 Fügeverbindungen.....	51
5.6.1 FE-Netz und Randbedingungen	51
Eigenspannungsmessungen.....	54
FE-Simulation der Blindnaht	54
Berechnung des Temperaturfelds	54

	Entstehung von Verzug und Eigenspannungen bei statischen Einspannungen	57
	Berechnungen des Temperaturfelds für den Stumpfstoß.....	60
	Untersuchung der statischen Einspannbedingungen eines Stumpfstoßes	61
	Modellierung der statischen Einspannung.....	61
5.6.2	Einfluss des Einspanngrads.....	64
5.7	Verzugsreduktion durch adäquate Einspannungen	68
5.8	Dynamische Einspannbedingungen.....	70
5.8.1	Bestimmung der Steuerparameter zur prozessbegleitenden Verzugsoptimierung.....	71
5.8.2	Zur Wärmequelle nachlaufende Anpressrolle.....	74
5.8.3	Zur Wärmequelle nachlaufende Anpressrolle.....	74
5.9	Zeitgesteuerte Stempel	86
5.9.1	Zeitgesteuerte Stempel	86
5.9.2	Validierung der Vorgehensweise an einem Demonstratorbauteil	93
5.9.3	FE-Model	93
5.10	Kalibrierung der Wärmequelle und Temperaturfeldberechnung	94
5.10.1	Kalibrierung der Wärmequelle und Temperaturfeldberechnung	94
5.10.2	Modellierung der Kontaktfläche	95
5.10.3	Entfernen der Einspannbedingungen.....	95
5.10.4	Berechnung der Eigenspannungen und Verzüge bei statischer Einspannung	96
5.10.5	Berechnung der Eigenspannungen und Verzüge bei statischer Einspannung	96
5.10.6	Reduzierung des Verzugs durch optimierte statische Einspannungen	102
5.10.7	Berechnung der Eigenspannungen und Verzüge bei dynamischer Einspannung	107
6	Zusammenfassung und Schlussfolgerungen.....	116
7.17	Ergebnistransfer in die Wirtschaft	124
7.2	Durchgeführte spezifische Transfermaßnahmen während der Projektlaufzeit:	124
	Geplante spezifische Transfermaßnahmen nach der Projektlaufzeit:	125
	Literaturverzeichnis.....	127

1 Einleitung

Mit dem Aufkommen der laserstrahlbasierten Schweißverfahren stand eine revolutionär neue Verbindungstechnik zur Verfügung. Insbesondere die sich immer stärker ausprägenden Leichtbaubestrebungen haben von dieser Fügetechnik enorm profitiert [1]. Allerdings wurden die Anwender dieser Verfahren mit einem Strukturphänomen konfrontiert, welches sich als schwerwiegendes Problem erwies. Dabei ist der Schweißverzug nicht die größte Herausforderung. Die wärmebedingten Eigenspannungen nahe der Naht stellen sowohl ein technisches als auch unter Umständen menschengefährdendes Risiko dar. Sie können die Zerstörung von beispielsweise verkehrstechnischen Strukturen bewirken und damit Unfälle auslösen [2]. Um dennoch die großen Vorteile dieser Fügetechnologie gegenüber bspw. dem Nieten nutzen zu können, wird nach Methoden geforscht, mittels derer sich diese Strukturphänomene beherrschen lassen. Die Schwierigkeit liegt dabei in der Bindung der Phänomene aneinander, denn Verzug und Eigenspannungen treten immer zusammen auf und dies in gegenläufiger Weise [3].

Die durch das Schweißverfahren ausgelösten Wärmedehnungen sind ein unvermeidbarer Verformungsprozess der Kristallstruktur. Wird dieser Prozess durch das Werkstück selbst oder von außen durch eine Einspannung behindert, entstehen Spannungen [4]. Nach dem Ausspannen und Abkühlen werden die vorliegenden Spannungen als Eigenspannungen bezeichnet. Sie entwickeln sich naturgemäß zu höheren Werten, je stärker versucht wird, die thermisch bedingten Verformungen zu unterdrücken. Aus fertigungstechnischer Perspektive besteht ein anforderungsbezogener Konflikt. Trotz des unauflösbaren Zusammenhanges zwischen Verzug und Eigenspannungen gelang es Methoden zu entwickeln, mittels derer sich beides reduzieren lässt. In den wissenschaftlichen Fokus werden hierbei häufig die sog. LSND- bzw. DC-LSND-(Dynamically Controlled Low Stress No Distortion)-Verfahren gerückt [5]. Allerdings haben diese thermischen Verfahren einen gravierenden Nachteil. Neben der Tatsache, dass in manchen Fällen ein positiver Effekt auf den Eigenspannungszustand nicht bestätigt werden konnte, ist ihre Applikation enorm energieaufwendig und die Bestimmung der richtigen Parameter äußerst schwierig [6]. Darüber hinaus treten unerwünschte Begleiteffekte auf, wie z. B. eine zusätzliche Aufhärtung des Bauteilwerkstoffes [1], was dem eigentlichen Zweck der Eigenspannungsreduktion entgegensteht. Das Ziel einer Lebensdauererhöhung wird grob verfehlt, da sich die ertragbare Lastschwingspielzahl deutlich verringert. Dies ist auch ein Problem der mechanischen Reduktionsverfahren, die durch das Aufprägen von großen Druckbeanspruchungen den Eigenspannungsabbau erreichen. Bei diesen Verfahren werden Walzen auf oder neben die Naht gepresst, was eine meistens unerwünschte Abnahme der Querschnittsdicke verursacht. Dadurch wird nicht nur die statische Steifigkeit des Bauteiles herabgesetzt. Die sehr tiefen Abdrücke der Walzen wirken an der Bauteiloberfläche auch als Kerbstellen. Dort entstehen Spannungskonzentrationen, welche die Entwicklung von Rissen forcieren [7]. Daneben gibt es mechanische Methoden, die global dem Bauteil und damit der Schweißnaht eine Zugbeanspruchung überlagern, um so die Eigenspannungsreduktion zu erreichen. Ihr Nachteil liegt in der schwierigen technischen Realisierbarkeit des Verfahrens. Schon bei relativ kleinen Querschnittsflächen werden derart hohe Kräfte erforderlich, dass sie nicht ohne weiteres in das Bauteil eingeleitet werden können [8]. Aufgrund der Natur der Reibkraft, die in der Regel kleiner ist, als die sie erzeugende Kraft, müssen entsprechende formschlüssige Anbindungsmöglichkeiten zur Krafteinleitung am Bauteil vorhanden sein oder geschaffen werden. Da Letzteres Veränderungen am Produkt erfordert, ist das Spektrum an Einsatzszenarien für diese Verfahren stark eingeschränkt. Neben der Einleitung einer solch hohen Kraft ist auch ihre Erzeugung ein Problem. Der anlagentechnische Aufwand dafür ist mitunter enorm und in vielen Anwendungsfällen wirtschaftlich nicht zu rechtfertigen. Bis heute gibt es keine industriell etablierte Lösung für das gekoppelte Verzugs- und Eigenspannungsproblem beim Schweißen.

2 Stand der Technik

Der Zweck der Schweißstruktursimulation ist die Berechnung von Eigenspannungen in Bauteilen und von deren Verformungen bzw. Verzerrungen. Diese Beanspruchungen resultieren aus lokalen Plastifizierungen und Phasentransformationen, welche wiederum durch die Vorgänge der Wärmeeinbringung, des Aufschmelzens und des Abkühlens des Schweißnahtbereichs bedingt sind. Die Berechnung der transienten Temperaturverteilung und der daraus resultierenden Verzüge und Eigenspannungen während des Schweißens sind ein wesentlicher Schritt zur Optimierung der Bauteilgeometrie und des Fertigungsprozesses im Allgemeinen. Die hauptsächlichen Probleme bei der Simulation sind die lange Berechnungszeit und die komplexen, zum Teil noch unbekanntes Koppelgrößen. Die vollständige Berücksichtigung aller Wechselbeziehungen innerhalb einer Simulationsmethode ist in hohem Maße anspruchsvoll. Um dennoch anwendungsbezogene Herausforderungen mit vertretbarem Modellierungsaufwand lösen zu können, sollten komplexe Zusammenhänge kompensiert und sofern möglich die Berechnungsdimension reduziert werden.

Die wichtigste Kopplung innerhalb der Struktursimulation ist die Berechnung des Schweißverzugs und der Eigenspannungen unter Berücksichtigung des Temperaturfeldes. Dieses wirkt als thermische Strukturbelastung und erzeugt Phasentransformationen, welche, insbesondere bei umwandlungsfähigen Stählen, in der Wärmeeinflusszone während der Erwärmung und Abkühlung auftreten. Im Falle von nicht-umwandlungsfähigen Stählen (z. B. austenitischen Stählen) besteht keine Abhängigkeit der thermo-mechanischen Materialeigenschaften vom Zustand der Phasenumwandlung. Mit dem Fokus auf den Materialeigenschaften stellten Voß [9] und Schwenk [10] umfangreiche Studien zu den Auswirkungen diverser Einflussfaktoren an.

Ebenso wie durch das Kompensieren oder das gänzliche Vernachlässigen von unwesentlichen Wechselbeziehungen lässt sich die Modellierungs- und Berechnungseffizienz durch eine Reduktion in der Komplexität von Einflussfaktoren steigern. Nichtsdestoweniger bleibt die FE-Analyse schweißbedingter Spannungen und Verformungen aufgrund der erforderlichen temperatur- und phasenabhängigen Materialdaten und der auftretenden plastischen Deformationen ein hochgradig nichtlineares Problem. Die sich in der Wärmeeinflusszone einstellenden hohen Beanspruchungsgradienten bedingen eine Erhöhung der Elementanzahl in diesem Bereich und eine Verringerung der Zeitschrittweite. Detaillierte Aussagen zur Praktikabilität der inkrementellen Berechnung werden von Michaleris et al. [11] und Lindgren [12] gegeben. Darüber hinaus wurden Verfahren entwickelt, um die Freiheitsgrade des Modells durch eine Kombination von Schalen- und Volumenelementen zu reduzieren [13, 14]. Eine dynamische Änderung der Freiheitsgrade lässt sich durch die Implementierung von adaptiven Netzen in den zu untersuchenden Bereichen, die während der Berechnung ihre Diskretisierung entsprechend voreingestellter Kriterien automatisch anpassen [15], realisieren. Modellbereiche, in denen keine plastischen Deformationen zu erwarten sind (solche sind außerhalb der Wärmeeinflusszone lokalisiert), können mit rein elastischem Materialverhalten modelliert werden, so dass unnötige nichtlineare Definitionen und damit einhergehende lange Berechnungszeiten vermieden werden. Weitere Modellvereinfachungen lassen sich für Strukturen mit geringen Wanddicken durch die teilweise Vernachlässigung der Temperaturgradienten in Dickenrichtung und durch die Annahme eines ebenen Spannungszustandes bei der Verwendung von Schalenelementen erreichen [16, 17, 18].

Diverse Industriebeispiele mit unterschiedlichen Schwerpunkten und Reduktionsstufen wurden von zahlreichen Autoren untersucht. Hackmair [19] simulierte den Schweißverzug beim Fügen von automobilen Fahrgestellrahmen aus Aluminium. Der Fokus lag dabei auf der Vorhersage von Verzügen, die durch das Lichtbogenschweißen hervorgerufen werden. Rick [20] und Lenz [21] untersuchten die Möglichkeiten die Schweißsimulation in die Fertigungsplanung wie auch in die Produkt- und Prozessauslegung zu integrieren und zeigten deren Anwendung an verkehrstechnischen Rahmenstrukturen. Für eine schnelle Verformungsabschätzung von Schweißkonstruktionen untersuchten Tikhomirov et al. [22] neue Methoden zur Modellreduktion, welche auf unterschiedlichen Modellen basieren. Diese sind ein thermisches Schrumpfmmodell,

ein spannungsbehaftetes Balkenmodell sowie ein Spannungs-Dehnungs-Modell mit initialer Beanspruchung. Souloumiac et al. [23] stellen eine "local-global-Methode" vor, mittels welcher sich die lokalen Plastifizierungseffekte einer einzelnen Schweißnaht auf eine ganzheitliche Struktur mit vielen Fügstellen übertragen lassen. Eine Übersicht von Simulationsbeispielen schweißbedingter Verzüge aus dem Automobil-, Luftfahrt- und Schienenfahrzeugbereich wird von Radaj [24] gegeben. Aus Letzterem entstammte auch das Beispiel für das Vorläuferprojekt – ein Teil aus dem Wagenkastenunterbau eines Zugs. In den Arbeiten von Roeren [25] und Zäh et al. [26] werden die komplexen Einflussgrößen bei der Struktursimulation von thermischen Fertigungsprozessen systematisch identifiziert und klassifiziert.

Verzugsbeherrschung bei thermischen Fügeprozessen

2.1 In der industriellen Praxis werden Verzüge in der Regel minimiert, indem die Geometrie durch Vorhalten eines Aufmaßes oder durch nachträgliche, zum Teil sehr aufwendige Richtarbeiten korrigiert wird. Letzterer Prozessschritt ließe sich einsparen, würde man den Verzügen schon während des Schweißens reduzierend begegnen. Mit dem Potenzial, die Prozesskette verkürzen zu können, kommt der Verzugsbeherrschung ein großes wirtschaftliches Interesse zu.

Innerhalb des von der DFG finanzierten Sonderforschungsbereichs (SFB) 570 „Distortion Engineering – Verzugsbeherrschung in der Fertigung“ wurden Prozesseinflussgrößen und daraus resultierende Produkteigenschaften bei Wärmebehandlungsprozessen von Stahlbauteilen betrachtet. Die aus der Wärmebehandlung resultierenden Verzüge wurden an ausgewählten Modellbauteilen untersucht. Es wurden die Mechanismen der Verzugentstehung analysiert und die verzugsbestimmenden Einflussgrößen ermittelt. Daneben wurden Methoden entwickelt, mit denen sich die Maß- und Formänderungen, die im Fertigungsablauf auftreten, quantitativ messtechnisch erfassen lassen, um daraus Maßnahmen zur Beeinflussung des Verzugs ableiten zu können. Die Modellentwicklung und Simulation zur Beschreibung der Maß- und Formänderungen werden mittels der adaptiven FEM vorgenommen. Die Untersuchungen innerhalb des SFB 570 beschränkten sich auf kleine Bauteilelemente (Lagerring, Welle und Zahnrad) mit überschaubarer Modellkomplexität. Der SFB 570 versuchte wärmebedingte Verzüge zu beherrschen, indem Bauteile verzugsgerecht konstruiert und gefertigt sowie die darin vorhandenen Verzugspotenziale zur Kompensation der Bauteilverzüge gezielt ausgenutzt wurden. Als Verzugspotenziale werden dabei die Eigenspannungen in Bauteilen verstanden, die, wenn sie freigesetzt werden, zu Verformungen der Struktur führen, in welcher sie konserviert waren. Im idealen Fall sollen die ausgelösten Verformungen die unerwünschten Verzüge kompensieren, so dass sich am Ende ein verzugsfreies Fertigungsergebnis einstellt.

Die Minimierung des Verzugs durch den Einsatz von Werkstoffen mit homogenerem Gefüge aus dem Sprühkompaktieren wurde von Schulz et al. [27] nachgewiesen. Aufgrund der hohen Homogenität des sprühkompaktierten 100Cr6 weisen Ringe, die daraus gefertigt worden sind, geringere Unrundheiten sowohl nach einer Gas- als auch nach einer Ölabschreckung im Vergleich zum stranggegossenen Werkstoff der Standardprozesskette auf.

Weil dem Verzug komplexe und stark miteinander wechselwirkende Entstehungsursachen aus den Fertigungsschritten zugrunde liegen, setzen Thoben et al. [28] der Beherrschung des Bauteilverzugs eine systemorientierte Analyse voraus. Diese soll den Effekt von Wechselwirkungen zwischen Prozessparametern aus verschiedenen Prozessschritten auf den Verzug berücksichtigen. Ihre Arbeitshypothese basiert darauf, dass jeder Fertigungsschritt Verzugspotenziale (Bauteilgeometrie, Eigenspannungen, Seigerungen, Texturen) im Werkstück generiert. Entlang der Prozesskette akkumulieren sich die Verzugspotenziale bzw. sie werden durch Folgeprozesse verändert oder ausgelöst, woraus Verzug resultieren kann. Die Wärmebehandlung als zumeist vorletzter Prozessschritt löst die verbleibenden Verzugspotenziale schließlich in Form des finalen bzw. Endverzugs aus.

Blättry [29] untersucht u. a. Spannzeuge für Drehmaschinen und deren Auswirkung auf den Bauteilverzug durch das Einspannen. Er beobachtete, dass sich bei einer reibschlüssigen Einspannung dünnwandiger Ringe eine Polygonverformung des Werkstücks ausbildet, die u. a. von der Anzahl der Krafteinleitungspunkte und der Höhe der eingeleiteten Spannkraften abhängt. Nach Blättry steigt die Verformung von Ringen mit zunehmender Spannkraft nahezu linear an. Daraus lässt sich im Umkehrschluss folgern, dass sich ein einspannungsbedingter Verzug durch eine optimale Spannung des Bauteils reduzieren lässt.

Als eine der wesentlichen Einflussgrößen auf die Entstehung von Bauteilverzügen gilt das Abschrecken bei Wärmebehandlungsprozessen. Die Verformungen resultieren dabei aus den ungleichmäßigen Wärmeübergängen zwischen dem Bauteil und dem Abschreckmedium und den dadurch bedingten ungleichmäßigen lokalen Abkühlungen an der Werkstückoberfläche. Volkmuth et al. [30] untersuchten deshalb das Potenzial von gerichteten Gasströmen zur verzugsarmen Abschreckung. Schon der Einsatz von symmetrisch angeordneten Gasdüsenfeldern führte gegenüber der Tauchkühlung in Flüssigkeitsbädern zu deutlich verringerten Bauteilverzügen.

Eine häufig angewandte Methode zur Verzugsminimierung ist das dem Fügeprozess nachgeschaltete Formen bzw. Richten eines Bauteils durch die gezielte Einbringung thermischer Energie. Pfeiffer [31] diskutiert in seiner Arbeit umfassend das seit langem bekannte und im Einsatz befindliche Verfahren des Flammrichtens. Dieses wird u. a. dazu herangezogen, Schweißverzüge (Winkelverzug, Bauteilkrümmung) durch die gezielte Einbringung von Wärme mittels einer Acetylgasflamme zu reduzieren. Peiter et al. [32] zeigten in diesem Zusammenhang, dass sich eine örtlich möglichst konzentrierte Wärmeeinbringung besonders gut eignet. Durch die hohen Temperaturgradienten in Blechdickenrichtung ließen sich große Biegewinkel erzielen. Die Forderung nach einer konzentrierten Wärmeeinbringung prädestinierte die Verwendung von Laserlicht zum thermischen Richten. Namba [33] stellte in seinen Untersuchungen zum Laserstrahlformen als Vorteile gegenüber der konventionellen Flammrichttechnik vor allem die gute Reproduzier- und Automatisierbarkeit, die eng begrenzte Einwirkzone sowie eine i. d. R. geringe Werkstoffbeeinflussung heraus.

Shirai et al. [34] untersuchten Maßnahmen, mit denen sich der thermisch bedingte Verzug beim Laserstrahlschweißen von Rundteilen reduzieren ließ. Sie betrachteten dabei die Auslenkung aus der axialen Mittellage und ermittelten, dass diese wesentlich von der Winkellage des Startpunktes und der Überlapplänge der Schweißung abhängt. Eine Überlappung ergibt sich bei einer umlaufenden Schweißung durch eine Bearbeitung von mehr als 360° des Umfangs. Die Winkelabhängigkeit ermöglicht somit eine Optimierung des resultierenden Verzugs. Dazu setzten sie zwei oder auch mehrere Laserstrahlen innerhalb eines Schweißprozesses ein. Mit einem um 90° nachlaufenden Strahl gleicher Leistung kann das Zusammenspiel aus thermisch induzierten Dehnungen und Schrumpfungen gezielt so beeinflusst werden, dass sich der auftretende Verzug relativ gut beherrschen lässt.

Den Einfluss der Oberflächenhärte bei randschichtgehärteten Maschinenbauteilen auf den Verzug war u. a. Gegenstand der Untersuchungen von Jurči et al. [35]. Sie korrelierten den Verzug mit der Kernhärte und der Einsatzhärtungstiefe des Bauteils und stellten so einen Zusammenhang zwischen Härte und Verzug her. Aus ihren Arbeiten geht hervor, dass das Aufkohlen im Niederdruckverfahren mit anschließender Stickstoff-Abschreckung neue Möglichkeiten zur Verzugs- und Gestaltbeeinflussung bietet.

Edenhofer et al. [36] stellen in ihrer Übersichtsarbeit die in der Praxis gängigen Maßnahmen zur Verringerung von Verzügen dar. Sie beurteilen die Ursachen für das Entstehen von Verzügen als sehr komplex und häufig bauteilspezifisch. Obschon in der Industrie große Anstrengungen unternommen werden, den Bauteilverzug zu vermeiden bzw. stark zu reduzieren, setzen diese Anstrengungen meist nur punktuell an und sind oft nur von rein empirischer Natur.

Spanntechniken und Modellierung von Spannvorrichtungen

Aufgaben von Spannvorrichtungen

Grundsätzlich übernimmt eine Spannvorrichtung die Aufgabe der Positionierung und Lagefixierung von Werkstücken in Bearbeitungspositionen [37]. Sie kommen vielfach in der Fertigung zur Anwendung, wie z. B. in der Zerspanung (Drehen, Fräsen, Bohren, Schleifen, etc.), beim Schweißen, in der Montage, bei Inspektionen und Erprobungen. Die für dieses Projekt relevanten Spannvorrichtungen für das Schweißen unterscheiden sich von denen für die Zerspanung in einigen wesentlichen Punkten:

- Das Werkstück in einem Schweißprozess ist i. d. R. eine Konstruktion aus mehreren Teilen, wohingegen Werkstücke, die einem Zerspanungsprozess zugeführt werden, zumeist nur aus einem Teil bestehen.
- I. d. R. ist die geforderte Genauigkeit bei Schweißoperationen geringer als bei Zerspanungsprozessen.
- Die Spann- und Bearbeitungskräfte in einem Schweißprozess sind für gewöhnlich kleiner als bei den spanabhebenden Verfahren.
- Die beim Schweißen auftretenden thermisch bedingten Reaktionen sind sorgfältig zu berücksichtigen.

Darüber hinaus sind bei der Entwicklung von Vorrichtungen für Schmelzschweißverfahren, für die elektrisch leitende Werkstückmaterialien Voraussetzung sind (Lichtbogen-, Elektronenstrahl-, Widerstandsschmelzschweißen), folgende Aspekte zu beachten:

- Die elektrische Leitfähigkeit der Vorrichtung kann einen kritischen Einfluss auf die Lichtbogenstabilität nehmen.
- Neben der thermischen Leitfähigkeit sollte bei der Auswahl des Vorrichtungsmaterials auch dessen thermische Ausdehnung bedacht sein.
- Ein verfeinertes Spannungssignal setzt einen optimierten Schweiß-Schaltkreis voraus. So lassen sich bei reduzierter Schweißspritzerbildung, verringerten Lichtbogenabrissen, -ausfällen sowie -flackererscheinungen eine kurze Bogenlänge aufrechterhalten und die Schweißgeschwindigkeit maximieren.
- Komplexere Anwendungen können eine dedizierte Vorrichtung erforderlich machen. Dabei unterliegen Konstruktion und Applikation solcher Vorrichtungen einer häufigen Einbeziehung von Montage und Planung der Kabel und Pneumatik- oder Hydraulikleitungen.

Schweißvorrichtungen werden häufig entwickelt, um die aus dem Schweißprozess resultierenden, thermisch bedingten Verformungen eines jeden Werkstücks zu reduzieren und auf diese Weise die Dimensionsabweichungen der gesamten Schweißkonstruktion zu verringern. Lien et al. [38] und Sikstrom et al. [39] entwickelten einige Methoden zur Off- oder Online-Verformungsanalyse und verbesserten auf diese Weise die Möglichkeiten einer Vorrichtung zur Verzugskontrolle. Ferner sollten die Vorrichtungen insbesondere beim Einsatz des Laserstrahlschweißens in der Blechverarbeitung sicherstellen, dass die Fügeflächen korrekt zueinander ausgerichtet sind. Dies ist eine der wesentlichen Voraussetzung für eine fehlerfreie Laserstrahlschweißoperation und optimale Schweißqualität. Um diesem gerecht zu werden, erweiterten Li et al. [40, 41] das traditionelle „3-2-1“-Spannschema zu einer Methodenkombination aus Gesamt- und Direkteinspannung für Schweißungen. Die Gesamteinspannung dient dazu, die komplette Baugruppe an sich zu fixieren, und die Direkteinspannung dazu, nahe der Fügestelle die Fügepartner relativ zueinander zu positionieren und diese Lage zu konservieren. Das Verhalten dieser Vorrichtungen zur Verzugsreduzierung ändert sich über den Schweißprozess nicht. D. h., eine dynamische Veränderung von Spannkraften oder des Spanortes zur Verzugsbeherrschung wurde bislang nicht diskutiert, geschweige denn realisiert.

Neben Positionierung, Lagefixierung und Verzugsbeeinflussung von Werkstücken übernimmt die Spannvorrichtung weitere Aufgaben. Durch Integration zusätzlicher Funktionen in die Spanntechnik lassen sich beispielsweise noch Zustellbewegungen, Schutz- und Formiergaszuführung, Wärmeabfuhr aus den Bauteilen

sowie Prozessüberwachungsfunktionen realisieren. All dies zusammen erlaubt einen hohen Grad der Fertigungsautomatisierung und eine hohe Reproduzierbarkeit.

Arten von Spannvorrichtungen

Spannvorrichtungen lassen sich in zwei grundsätzlich verschiedene Klassen unterteilen. Es gibt die werkstückgebundenen Einzel- bzw. Sondervorrichtung und die flexiblen Universalvorrichtungen [42].

Werkstückgebundene Spannvorrichtungen weisen eine Reihe von Vorteilen bezüglich Reproduzierbarkeit der Einspannung, Prozesssicherheit, Genauigkeit und Integration von Zusatzfunktionen auf. Dies ist insbesondere bei der Bearbeitung von Werkstücken mit geringer Eigensteifigkeit, wie bspw. Feinblechen, günstig. Bauartbedingt sind diese Einzelvorrichtungen jedoch unflexibel und nur bei hohen Fertigungstückzahlen wirtschaftlich. Beim Laserstrahlschweißen haben sich diese Vorrichtungen bspw. für die Herstellung von Karosserie-Außenhautverbindungen im Stumpfstoß bereits im Serieneinsatz bewährt [43, 44].

Neben einer werkstückgebundenen Spanntechnik kann auch eine flexible (werkstückungebundene) Spanntechnik angewandt werden, die nicht an die Geometrie oder Kontur des Werkstücks angepasst bzw. gebunden ist. Diese weist Vorteile hinsichtlich der Werkstück-, Mengen- und Verfahrenflexibilität auf und ist somit bereits für kleine Stückzahlen wirtschaftlich einsetzbar. Bei geeigneten konstruktiven Lösungen kann für das Schweißen von Blechteilen eine Reihe von Zusatzfunktionen, wie bspw. das Aufbringen einer geregelten Anpresskraft zum Schließen von Fügespalten oder ein Konstanthalten der Fokusslage, in eine Spannvorrichtung integriert werden [45]. Die Flexibilität einer solchen Spanntechnik wird durch einen nur punktuell gegebenen Kontakt der Spannmittel mit dem Werkstück realisiert. Aus diesem Grund ist bei dieser Spanntechnik eine großflächige Wärmeableitung aus dem Werkstück über das Spannmittel nicht möglich. Etabliert haben sich die flexiblen Spanntechniken im Karosseriebau beim Schweißen von Überlappverbindungen [46, 47, 48, 49].

Einfluss von Spannvorrichtungen

Bezogen auf das Bauteil kommt dem thermomechanischen Einfluss von Spannmitteln auf das Prozessgeschehen und -ergebnis eine gewichtige Rolle zu. Insbesondere das Prozessergebnis, hier verstanden als postprozessuale Bauteilgenauigkeit bzw. -qualität, kann durch die Einstellung der richtigen Spannsituation wesentlich verbessert werden. Dabei sind die Position der Spannvorrichtung, deren Steifigkeit und die erzielbaren Spannkräfte die wesentlichen Charakteristika, auf die sich durch die Wahl des Spannmittels Einfluss nehmen lässt. Neben der Immobilisierung und Lokalisierung des Bauteils sind die Spannmechanismen von zentraler Bedeutung für die Einhaltung des erforderlichen Schweißspalts zwischen den Fügepartnern oder je nachdem auch für dessen Minimierung. Ferner lassen sich durch das Ausüben definierter Kontaktkräfte Fertigungsungenauigkeiten kompensieren und darüber hinaus Bauteile so vorverformen, dass sie im Ergebnis verzugsfrei gefertigt werden können. Es sind jedoch diese Zwangsbedingungen, die maßgeblich für die Ausbildung der verschiedenen Spannungszustände in der Struktur verantwortlich zeichnen. Hohe Spannungszustände bedeuten wiederum ein hohes Verzugspotenzial, welches durch nachfolgende Fertigungsschritte oder im Betriebseinsatz freigesetzt werden könnte und in einer Bauteildeformation resultiert. Ein Verständnis zum Einfluss des Spannmittels auf den Bauteilverzug kann maßgeblich dazu beitragen, diesen zu beherrschen und letztlich zu minimieren bzw. ganz zu verhindern. Masabuchi [50] und Radaj [4] beschreiben anhand einfacher Strukturkomponenten, wie sich unterschiedliche Einspannbedingungen beim Schweißen auf die Eigenspannungssituation und damit auf den Verzug auswirken. Basierend auf diesem Wissen lassen sich mittels der FEM auch komplexe Strukturen unter anspruchsvollen industrierelevanten Fertigungsbedingungen untersuchen. Auch Schenk et al. [51] widmeten sich im Rahmen numerischer Fallstudien dem Einfluss des Spannmittels auf den Schweißverzug. Für ihre Untersuchungen wählten sie einen Überlapp- und einen T-Stoß aus und führten für beide Stoßarten Referenzsimulationen durch. Die Ergebnisse konnten in gute Übereinstimmung mit den zuvor durchgeführten Experimenten gebracht wer-

den. Daran anschließend untersuchten sie für beide Fügegeometrien den Einfluss der Einspanndauer, Lösezeit und Spannmittelvorwärmung auf den Beul-, Biege- und Winkelverzug. Es konnte gezeigt werden, dass der finale Eigenspannungs- und Verformungszustand wesentlich von den Spannbedingungen abhängen. Daraus folgerten sie, dass sich mittels adaptiver Spannmittel, die über eine In-Line-Technik angesprochen werden, der Werkstoff dazu zwingen ließe, sich plastisch zu verformen, um im Ergebnis den Schweißverzug reduzieren zu können.

Werden die Kontaktflächen der Spannmittel sehr nahe dem Schweißnahtbereich platziert, so kann aufgrund von Wärmeleitung die Abkühlrate des Bauteils und damit das Phasenumwandlungsverhalten des Materials beeinflusst werden. Zudem hat die Gesamtdauer der Einspannzeit (die Zeit vom Beginn der Schweißung bis zur Aufhebung der Einspannsituation) einen Einfluss auf die Einstellung der verbleibenden Deformationen, wie die experimentellen und rechnerischen Untersuchungen im Vorgängerprojekt gezeigt haben.

Raghu et al. [52] untersuchten den Zusammenhang von Spannreihenfolge und dadurch bedingten Bauteilpositionierungsfehlern. Um zu verstehen, wie Kräfte und Verformungen sich ändern, wenn Einspannungen sequentiell aufgebracht werden, entwickelten sie einen Algorithmus, der ihnen die Bauteilpositionierungsfehler in Abhängigkeit der Spannreihenfolge prädizierte. Modellbasierte Simulations- und experimentelle Versuchsergebnisse zeigten, dass unterschiedliche Spannreihenfolgen durchaus einen Effekt auf Bauteilpositionierungsfehler haben.

Modellierung von Spannvorrichtungen

Für die Modellierung von Einspannbedingungen existieren viele unterschiedliche Methoden. Die am häufigsten verwendeten sind die des Sperrens von nodalen Freiheitsgraden, das Definieren von Steifigkeiten an Knoten, die so die Nachgiebigkeit des Spannmittels repräsentieren, das Aufbringen von Spannkraften auf das FE-Netz und schließlich die Definition von Kontaktbedingungen zwischen Bauteilen und Spannern [26]. Für komplexe industrielle Anwendungen werden hauptsächlich die beiden erstgenannten Methoden verwendet, da sie weniger Berechnungszeit beanspruchen. Der Einfluss der letztgenannten Modellierungsmethode – der Definition von Kontaktbedingungen – wurde u. a. von Papadakis [53] untersucht. Durch die Gegenüberstellung von Berechnungsergebnissen thermo-mechanisch gekoppelter sowie rein mechanischer Modelle, welche die thermischen Effekte nicht berücksichtigen, identifizierte er den Einfluss von Kontaktbedingungen zwischen Spannmittel und Bauteil, zwischen Werkzeug und Bauteilen sowie zwischen den Bauteilen selbst.

Umfangreiche grundlegende Untersuchungen zur Modellierung von Spannsystemen wurden in] angestellt. Für den Aufbau eines validen Modells wurden zuvor an einem industrierelevanten Spannelement dessen mechanische Eigenschaften experimentell bestimmt. Die Messungen umfassten die Ermittlung der Reibkoeffizienten für die Kontaktflächen zwischen Bauteil und Spannelement sowie die Bestimmung der Federsteifigkeiten in den Koordinatenrichtungen für die Spannelemente. Bei Letzterem stellte sich eine große Abhängigkeit der Spannkraft von der Ausrichtung des Spanners heraus. Es zeigte sich, dass der Spannhebel in Querrichtung deutlich nachgiebiger ist als in den anderen Richtungen. Mit den gewonnenen Erkenntnissen wurden nach Kalibrierung des Modells mittels der Messwerte zahlreiche Schweißsimulationen unter Variation der experimentell untersuchten Einflussgrößen durchgeführt. Unter anderem wurde aus den Ergebnissen die Erkenntnis gezogen, dass der Einfluss der Federsteifigkeiten von Spannelementen auf die Verzugsprognose von geschweißten Bauteilen für bestimmte Anwendungsfälle zu berücksichtigen ist. Ebenso wie von Papadakis [53] wurde auch der Einfluss einer Kontaktdefinition, welche Reibung zwischen Spannelement und Werkstück berücksichtigt, untersucht. Es zeigte sich, dass das Einbeziehen von Kontaktbedingungen zu erheblich höheren Berechnungszeiten führt. Ferner ergab sich durch diese Modellierung für den beschriebenen Fall keinerlei Vorteil hinsichtlich der Ergebnisqualität. Im Gegenteil, die Verzugsergebnisse dieser Modelle wichen gegenüber denen, welche die Einspannung lediglich durch Federsteifigkei-

ten oder gar nur durch Sperren von Freiheitsgraden abbilden, noch stärker von den experimentellen Messwerten ab. Als mögliche Ursache wird genannt, dass das sich in der Simulation einstellende Gleiten mit Reibungswiderstand so in der Realität nicht auftritt und diese Art der Modellierung damit kein realitätsgetreues Abbild schafft. Ein weiteres Problem bei der Modellierung von Kontaktbedingungen seien die unbekanntes Haft- und Gleitreibungszahlen.

Schlussfolgerungen aus dem Stand der Technik

In den vergangenen Jahren wurden zahlreiche Methoden zur Verzugsbeherrschung thermischer Fügeprozesse entwickelt. Mayr et al. [54] machten es sich zur Aufgabe, den weltweiten Stand der Beherrschung von thermischen Prozessen zu analysieren und aufzuzeigen. Motiviert war deren Vorhaben durch die Belange der Industrie, für die die unerwünschten Veränderungen bzw. der Verzug von Produkten aufgrund von Wärmebehandlungsprozessen ein kostenintensives Problem bedeutet. Von daher artikulierte die Industrie den Wunsch nach verlässlichen Werkzeugen und Verfahren, um diese Problematik besser beherrschen zu können. Die Lösungen mussten zudem wirtschaftlichen Anforderungen genügen. Deshalb war es ein wesentlicher Aspekt in den Arbeiten von Mayr et al., zu untersuchen, inwieweit die Simulation von Fertigungsprozessen dazu beitragen kann, Verzüge und Materialveränderungen durch den Wärmeeinfluss zu beherrschen.

Folgendes lässt sich aus dem Abschlussbericht von Mayr et al. [54] sowie aus dem hier aufgeführten Stand der Forschung ableiten. Wenngleich auch die Auswirkungen statisch wirkender Spannsysteme auf den schweißbedingten Verzug untersucht worden sind, so wurde noch keine Methode entwickelt, den Verzug durch gezielte Änderung von Ausrichtung und Position der Spanner zu reduzieren. Eine Verzugsbeeinflussung durch Spannmittel, welche ihre Spannkraft über das Prozessgeschehen hinweg dynamisch ändern, geschah bislang ebenfalls nicht.

3 Zielsetzung

Schweißbedingte Verzüge und Eigenspannungen beeinträchtigen die Qualität von Schweißkonstruktionen und können weitere Schädigungen wie Risse hervorrufen. Aufgrund des konzentrierten Energieeintrags beim Laserstrahlschweißen ist der Temperaturgradient in die Werkstücktiefe generell kleiner als bei den konventionellen Schweißverfahren wie dem Lichtbogenschweißen. Dies äußert sich durch eine schmale Wärmeeinflusszone (WEZ) und niedrigen Verzug. Die höchsten Längseigenspannungen konzentrieren sich an der schmalen WEZ. Die Anforderungen bzw. die Erwartungen bezüglich der Maßhaltigkeit (auch Formgenauigkeit) sind aber bei der Herstellung von laserstrahlgeschweißten Bauteilen höher als bei den konventionellen Schweißverfahren. Daher sind Richtarbeiten zur Verringerung des Verzugs, eine Wärmebehandlung zum Eigenspannungsabbau oder Spanntechniken notwendig. Jede der aufgezählten Möglichkeiten zur Verzugs- und Eigenspannungsreduzierung ist sowohl zeit- als auch kostenintensiv und kann entweder zu geringeren Verzügen mit erhöhten Eigenspannungen oder umgekehrt führen.

Ziel dieses Forschungsprojekts war es, eine Vorgehensweise zur kombinierten Verzugs- und Eigenspannungsreduktion beim Laserstrahlschweißen von Bauteilen zu entwickeln. Basierend auf der numerischen Simulation sollten prozessbegleitende dynamische Einspannbedingungen bestimmt werden, die zu Verzugs- und Eigenspannungsreduktion führen. Dafür werden die Einspannungen mit dem Schweißprozess simulationstechnisch gekoppelt und auf die sich einstellenden Verzüge und Eigenspannungen untersucht. Durch das Erreichen des Projektziels steht ein neues, an Beispielschweißungen und in Simulationen erprobtes Spannsystem zur Verfügung. Darüber hinaus liefert die im Rahmen dieses Vorhabens zu entwickelnde rechnerbasierte Methode notwendige Hinweise zur Positionierung und Ausrichtung von sowohl statischen als auch dynamischen Spannelementen und deren Einfluss auf die Ausbildung von Eigenspannungen und Verzug. Letztere sollen auf ihr mögliches Minimum reduziert werden, was über eine Optimierungsstrategie zu erreichen ist. Bei dem gesamten Vorgehen wird sich auf Experimente und Simulationen gleichermaßen gestützt.

Die entwickelte Vorgehensweise wird zukünftigen Anwendern ermöglichen, aufwendige vor- oder nachgelagerte Prozesse zur Verzugs- und Eigenspannungsreduktion einzusparen sowie Schweißuntersuchungen für die Prozess- und Bauteiloptimierung in ihrem Umfang zu reduzieren. Die in diesem Projekt durchgeführten Arbeiten zur dynamischen Bauteileinspannung sowie die zugehörigen numerischen Methoden zur Optimierung der Einspannsituation stellen eine solide Basis zur Verfügung, auf der sich die Integration in industrielle Anwendungen umsetzen lässt. Der Einsatz eines solchen Systems erlaubt die Reduktion von Fertigungszeit und -kosten bei vielen thermischen Fügeanwendungen. Der Vorteil der dynamischen Spanntechnik in Bezug auf den Beanspruchungszustand, welcher gegenüber einer statischen Einspannung reduziert ist, drückt sich auch unmittelbar in einer erhöhten Bauteilqualität aus.

4 Hauptkapitel *iwb*

Entwicklung einer prozessbegleitenden dynamischen Kompensationsmethode zur Reduktion von Verzügen und Eigenspannungen

Die Arbeiten dieses Kapitels dienen als Grundlage der Dissertation „Beherrschung von Schweißverzug und Schweiß Eigenspannungen“ [57]. Die Ergebnisse dieses Abschnitts wurden in dem Beitrag „Prozessbegleitende dynamische Kompensation des Winkelverzuges und Reduktion der Eigenspannungen beim Laserstrahlschweißen“ veröffentlicht [58].

Untersuchungen zur Abbildung der statischen Spannsituation

Als Grundlage einer prozessbegleitenden dynamischen Kompensation muss die statische Spannsituation physikalisch korrekt abgebildet werden. Im Vorfeld der weiteren Arbeiten wurde der Werkstoff X6CrNiTi18-10 für die Untersuchungen ausgewählt. Dieser weist als rein austenitischer Stahl keine Phasenumwandlungen auf, wodurch auf eine Abbildung des Umwandlungsverhaltens in den simulativen Betrachtungen verzichtet werden kann. Die prozessbegleitenden Simulationen am *iwb* wurden in der Softwareumgebung MSC Marc durchgeführt.

Die Abbildung der Spannsituation erfolgt in der Simulationsumgebung über sogenannte Ersatzsteifigkeiten als „face foundation“. Diese bilden den Zusammenhang der resultierenden Spannkraft aufgrund einer Verformung ab. Analog zu den Arbeiten am IWM wurde zur Kalibrierung der Ersatzsteifigkeit der Einspannung ein Versuchsstand konzipiert, der eine Variation der freien Einspannlänge ermöglicht. In Abbildung 1 ist der resultierende Winkelverzug der durchgeführten Schweißungen an Blechen mit einer Dicke von 3 mm dargestellt. Es wurden Blindnähte an Blechen der Abmaße 80 mm x 70 mm x 3 mm durchgeführt. Die Bleche liegen auf einer Unterlage auf, wobei der Abstand der oberen Spannbacken zur Schweißnaht variiert werden kann. Die Spannsituation ist in Abbildung 1 links dargestellt. Zur besseren Übersicht ist lediglich eine Spannbacke montiert.

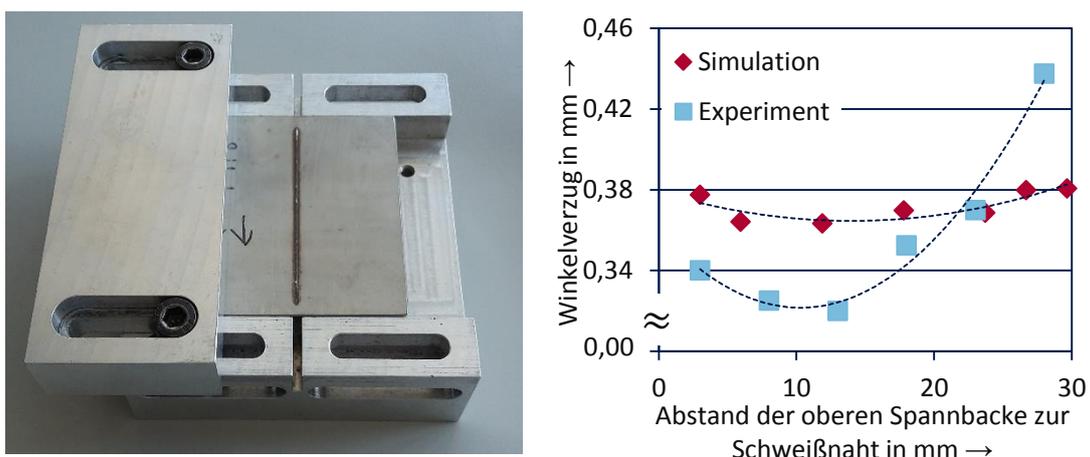


Abbildung 1: Winkelverzug in Abhängigkeit einer Variation des Abstands der oberen Spannbacke zur Schweißnaht, Simulation am *iwb*

Zur simulativen Abbildung der Spannsituation wurde die Ersatzsteifigkeit in einem Kalibriervorgang variiert, bis die bestmögliche Übereinstimmung mit den gemessenen Verzugswerten erzielt werden konnte. Der

Steifigkeitsparameter („face foundation“) der Modellierung der Einspannsituation in Abbildung 1 rechts beträgt $K_{Ersatz} = 3000 \text{ N/mm}^3$. Dieser beschreibt die Reaktionskraft auf eine Einspannfläche in Reaktion auf eine Verschiebung des Bauteils senkrecht zu dieser Fläche und dient als Grundlage der im Weiteren durchgeführten Konzeption der dynamischen Einspannung. In den Versuchen hat sich gezeigt, dass insbesondere auch das Anzugsmoment der Schrauben einen signifikanten Einfluss auf die Ausprägung des Winkelverzugs ausübt. In Abbildung 2 ist eine Variation des Anzugsmoments der Schrauben der Einspannung dargestellt.

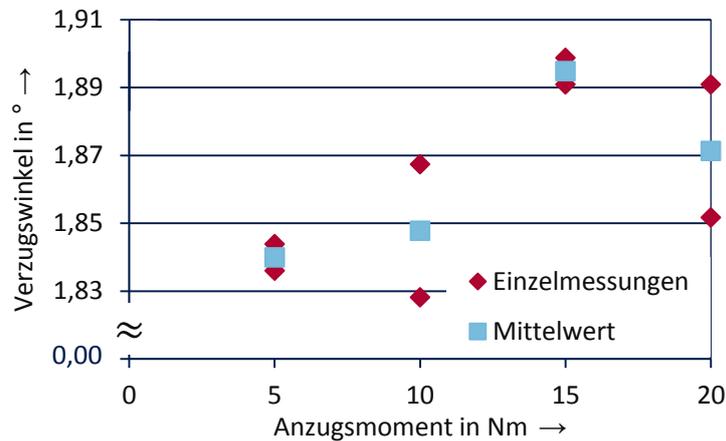


Abbildung 2: Variation der Anzugsmomente der Schrauben der statischen Spannsituation

Der in Abbildung 2 dargestellte Winkelverzug in Abhängigkeit des Anzugsmoments zeigt allerdings keine einheitliche Tendenz. Zur Gewährleistung einheitlicher Versuchsbedingungen wurden im weiteren Verlauf die Spannschrauben mit einem Drehmoment von 20 Nm angezogen.

4.1.2

Entwicklung der methodischen Vorgehensweise

Um das beschriebene Ziel zu erreichen, wird über eine Anpressrolle, die der Schweißprozesszone in einem definierten Abstand nachläuft, eine Kraft stets dort in das Bauteil eingeleitet, wo der thermomechanische Zustand gerade die bestmöglichen Voraussetzungen für eine Verzugskompensation bietet. Hierbei werden die Ausgleichsdehnungen strukturverträglich eingebracht, so dass sich der Eigenspannungszustand bei der Kompensation nicht erhöht gegenüber dem ausschließlich geschweißten Zustand. Im Gegenteil: Zu einem bestimmten Zeitpunkt und dann auch nur für eine kurze Dauer sind die Wärmedehnungen so günstig verteilt und die lokale Fließgrenzsituation so eingestellt, dass es durch den Kompensationsvorgang zu einem signifikanten Eigenspannungsabbau kommt. Die Identifikation dieses Zeitpunkts erfolgt mittels der Simulation. Sie wird darüber hinaus genutzt, um die erforderliche Last zur vollständigen Beseitigung des Verzuges zu bestimmen. Es zeigt sich dabei, dass die dazu erforderliche Kraft über dem Kompensationspfad stark variiert. Dafür ursächlich ist die Bauteilsteifigkeit, die zum einen an den Rändern des Werkstückes wesentlich geringer ist als in dessen Mitte, und zum anderen der Wärmehaushalt, der mit Beginn der Schweißung kontinuierlich anwächst und so zu einer erhöhten Nachgiebigkeit der Struktur gegen Prozessende führt. Um diese Schwankungen berücksichtigen zu können, wurde eine Vorgehensweise entwickelt, die ohne aufwändige iterative Optimierungsschleifen die Parameter „Kompensationszeitpunkt“ und „Kompensationskraft“ automatisiert berechnet. Hierfür wurden analytische Modelle entwickelt, die einen Zusammenhang zwischen der thermomechanischen Verzerrungssituation im Bauteil und dem aktuellen sowie finalen Winkelverzug bilden. Diese Modelle sind die Grundlage für einen Algorithmus, der in die FE-Simulation eingekoppelt wird und darin gezielt jene Randbedingungen verändert, die den Kompensationsvorgang abbilden. Auf

diese Weise wird der virtuelle Kompensationsprozess optimal ausgelegt und kann abschließend auf das reale System übertragen werden.

Ein fundamentaler Bestandteil der Methode ist es, das Bauteil längs der Naht gedanklich als eine Aneinanderreihung Querschnitte aufzufassen, deren (kontinuums)mechanischer Zusammenhang bei Bedarf aufgelöst werden kann – virtuell. Dies ermöglicht die Simulation. Sie verschafft Informationen über den losgelösten, isolierten Zustand eines jeden Querschnittes. Dafür werden temporär all jene Bauteilbereiche strukturmeechanisch vernachlässigt, die jenseits des aktuell betrachteten Querschnittes liegen. In der Simulation geschieht dies über das Deaktivieren von Elementen. Der freigestellte Querschnitt nimmt sodann eine neue Gleichgewichtslage ein, bei der sich sein elastisches Verformungspotenzial auf ein Minimum reduziert. Das Potenzialminimum und die neue Winkelposition werden registriert und anschließend wird der ursprüngliche Zustand, d. h. vor der Freistellung des Querschnittes, wieder hergestellt. Der Algorithmus nutzt die beiden Informationen, um die erforderliche Kompensationslast bestimmen zu können. Dies steht vor dem Hintergrund, dass während der Kompensationsphase nicht erkennbar ist, welchen Zustand das Bauteil nach Entlastung einnehmen wird. Der finale Bauteilzustand müsste antizipiert werden, denn während der Kompensation ist dieser von einem Rückfederungspotenzial überlagert. Erst bei Wegnahme der Kompensationslast wirkt sich das Rückfederungspotenzial maßlich aus. Es entspricht der Zunahme des Potenzials gegenüber dem zuvor registrierten Potenzialminimum. An dieser Stelle wird der Nutzen der Querschnittsfreistellung klar. Mit der Information über das elastische Potenzialminimum lässt sich nun auch auf die querschnittsbezogene Rückfederung schließen. Hierfür braucht lediglich das während der Kompensation vorliegende elastische Potenzial dem ermittelten Minimum gegenübergestellt zu werden. Aus der Differenz ergibt sich das Rückfederungspotenzial, welches der Algorithmus zur Berechnung der exakten Last berücksichtigt – an jeder Stelle entlang des Kompensationspfades bzw. für jeden Querschnitt.

Um auf das elastische Verzugspotenzial zu schließen, wurden analytische Modelle erarbeitet. Sie fassen die elastischen Verzerrungsanteile in einem Querschnitt auf eine Art und Weise zusammen, die es erlaubt, genaue Aussagen über den elastisch bedingten Verformungszustand eines Bauteilquerschnittes zu treffen. Somit kann die Rückfederung prognostiziert werden. Wird diese Berechnungsvorschrift auch auf die thermischen Verzerrungsanteile angewendet, lässt sich ein für die Kompensation wichtiger Gleichgewichtszustand identifizieren: der optimale Kompensationszeitpunkt. Im Folgenden wird diese Berechnungsvorschrift näher erläutert.

4.1.3

Dekomposition der thermo-elasto-plastischen Winkelverformung

Zweck der nachfolgenden Vorgehensweise ist es, die thermo-elasto-plastischen Winkelverformung in einen thermischen, einen elastischen und einen plastischen Teil aufzuspalten. Auf diese Weise lassen sich drei einfach zu interpretierende Größen für den Kompensationsalgorithmus ableiten:

- den wärmebedingten α_{th} ,
- den rückfedernden α_{el} und
- den irreversiblen α_{pl}

Verformungsanteil an der Gesamtauslenkung

$$\alpha = \alpha_{ges} = \alpha_{th} + \alpha_{el} + \alpha_{pl}.$$

Diese Größen ermöglichen es dem Algorithmus, den Verzugsausgleich gezielt zu steuern. Hierfür dient das Kriterium

$$\alpha_{pl} \stackrel{!}{=} \alpha_{Verzug}.$$

Das vorstehende Kriterium wird sukzessive, d. h. querschnittsweise, entlang der Naht bzw. des Kompensationspfades erfüllt, sodass abschließend das (gesamte) Bauteil winkerverzugsfrei ist. Dementsprechend werden die einzelnen Anteile der gesamten Winkelverformung querschnittsweise berechnet. Ausgehend von den Überlegungen und Ansätzen zur Balkentheorie als Teilgebiet der technischen Mechanik wurde eine Berechnungsvorschrift erarbeitet, mittels der sich die querschnittsbezogene Winkelverformung unter Einbeziehung von ausschließlich kinematischen Größen ermitteln lässt. Hierfür dienen die von der FEM berechneten thermo-elasto-plastischen Verzerrungen, die wie folgt einzubeziehen sind:

$$\alpha = -2 \cdot \sum_{j=1}^{m_{IP}} \left(\sum_{i=1}^{n_{IP}} \left(\sum_{h=1}^{k_{IP}} \frac{\varepsilon_{x,h,i,j}}{k_{IP}} \right) \cdot \frac{l_{IP,z,i}}{z_i \cdot b_D} \right) \cdot l_{IP,x,j}$$

mit

- $\varepsilon_{x,h,i,j}$: der Dehnung in transversaler Richtung an der Stelle (x_j, y_h, z_i) ,
- h : der Laufvariable über alle Integrationspunkte in y -Richtung an der Stelle (x_j, z_i) und
- k_{IP} : der Anzahl an Integrationspunkten in y -Richtung an der Stelle (x_j, z_i) .

Für die Herleitung der vorstehenden Berechnungsvorschrift sei auf [57] verwiesen. Je nachdem, ob thermische, elastische oder plastische Verzerrungen in die Gleichung einbezogen werden, lässt sich auf den wärmebedingten, den rückfedernden oder den irreversiblen Verformungsanteil an der Gesamtauslenkung schließen. Dabei liefert der wärmebedingte Verformungsanteil α_{th} neben der maßlichen noch eine weitere hier wesentliche Information. Er gibt Auskunft über das thermische Gleichgewicht bezogen auf die Querschnittshöhe (entspricht der Bauteildicke). Hat sich das thermische Gleichgewicht eingestellt, d. h. $\alpha_{th} = 0$, bedeutet dies, dass sich auch die thermischen Dehnungen über die Bauteilhöhe ausgeglichen haben und somit keine Winkelverformung mehr hervorrufen. Dies kennzeichnet den optimalen Zeitpunkt zur Durchführung der Kompensation. Bei $\alpha_{th} = 0$ ist der Querschnitt über die Höhe gleichmäßig durch die Wärmedehnungen beansprucht. Hingegen herrschen bei $\alpha_{th} \neq 0$ auf der zur Wärmequelle zugewandten Bauteilseite verstärkt thermisch bedingte Stauchungen vor. Da die Ausgleichsbewegung entgegen dem finalen Winkelverzug ausgeführt werden muss, also in Richtung der noch thermisch bedingten Auslenkung, müssen diese Stauchungsanteile während der Kompensation zusätzlich überwunden bzw. „entzerrt“ werden, um den winkerverzugsfreien Endzustand zu erreichen. Dies würde eine erhöhte Kompensationsauslenkung erfordern, was lokal erhöhte Dehnungen bedeutet. Da diese Dehnungen plastischer Natur sein müssen, um ein bleibendes Ergebnis zu erhalten, resultiert daraus ein erhöhter Eigenspannungszustand, denn bis zum Erreichen der Festigkeitsgrenze gehen anwachsende Dehnungen auch mit steigenden Spannungswerten einher.

Ein Körper der seinen thermisch ausgeglichenen Zustand erreicht hat, wird diesen beibehalten, sofern auf ihn keine äußeren Einflüsse wirken. Dies bedeutet für den thermisch bedingten Verformungsanteil, dass er sich beim Abkühlen kontinuierlich reduziert ($\alpha_{th} \rightarrow 0$). Für alle nachfolgenden Zeitpunkte verbleibt dann $\alpha_{th} = 0$. Demnach wären auch alle späteren Zeitpunkte prädestiniert für eine Kompensation. Allerdings dominiert hinsichtlich des Eigenspannungszustandes nun ein gegenläufiger Effekt, denn mit voranschreitender Abkühlung erhöht sich die Fließgrenze ($\sigma_{Fließ}$) des Werkstoffes wieder. Folglich werden zum Einbringen der bleibenden Ausgleichsverformungen höhere Dehnungen erforderlich, die wiederum in erhöhten Eigenspannungen resultieren. Für den Beanspruchungszustand ergibt sich aufgrund des gegenläufigen Einflusses von α_{th} und $\sigma_{Fließ}$ ein Minimum. Dieses wird vom Kompensationsalgorithmus automatisch ermittelt. Dafür braucht lediglich der thermisch bedingte Anteil an der Winkelverformung ausgewertet zu werden. Unterschreitet er in einem bestimmten Querschnitt einen Schwellwert, der nahe der Gleichgewichtssituation liegt ($\alpha_{th} \approx 0$), wird die Kompensation initiiert. Die Definition eines Schwellwertes ist erforderlich, weil α_{th} sich asymptotisch der Gleichgewichtslage nähert, welche mathematisch gesehen zeitlich im

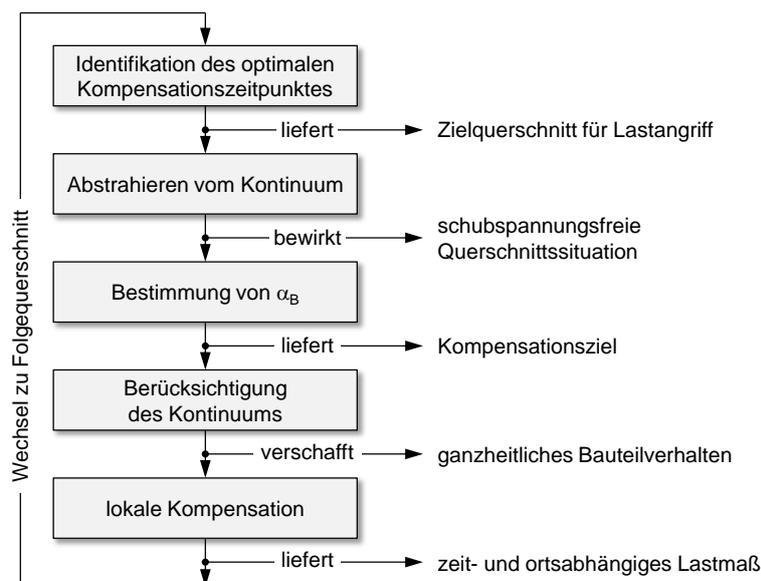
Unendlichen liegt. Numerisch wurde gezeigt, dass sich das Eigenspannungsminimum bei 1 % vom Maximalwert der thermischen Winkelaußenlenkung finden lässt, d. h. $\alpha_{th,Komp} = 1 \% \cdot \alpha_{th,max}$.

Mit den aus der losgelösten Querschnittsbetrachtung erlangten Erkenntnissen ist die Grundlage geschaffen, die Kompensation durchzuführen. Deren Ablauf wird im nachfolgenden Abschnitt beschrieben.

Ablaufschema des automatischen Kompensationsalgorithmus

Der automatisierte Kompensationsalgorithmus betrachtet zu jedem Zeitschritt das Bauteil in definierten Querschnitten und identifiziert anhand der thermischen Winkelverformung den optimalen Kompensationszeitpunkt.

- 4.1.4. Durch die losgelöste Betrachtung wird der zu kompensierende Querschnitt aus dem Bauteilverbund freigeschnitten und ist somit von den Schubspannungen des davor- und dahinterliegenden Bauteilvolumens sowie von der Steifigkeit der Einspannung befreit. Anschließend wird die Winkelverformung des isolierten Querschnittes registriert. Dieses Maß stellt den zu beseitigenden Verzug α_{Verzug} an der Stelle des betrachteten Querschnittes dar. Es wird der ganzheitliche Bauteilzustand wieder exakt so hergestellt, wie er vor dem Freistellen des Querschnittes war, und die lokale Kompensation initiiert. Die Kompensationslast wird an der Stelle des betrachteten Querschnittes soweit erhöht, bis α_{pl} gleich α_{Verzug} ist. Abbildung 3 fasst die Vorgehensweise zusammen.



4.1.5

Abbildung 3: Der automatische Kompensationsalgorithmus [58]

Versuchsaufbau zur Kompensation

Es wurden Blindnahtschweißungen in Stahlblechen des Werkstoffes 1.4541 mit einer Dicke von 3 mm durchgeführt. Der Zuschnitt der Bleche erfolgte durch Wasserstrahlschneiden, wodurch eine Beeinflussung durch mechanische Trennverfahren vermieden wurde. Zur Strahlerzeugung diente ein 3-kW-Nd:YAG-Faserlaser. Die Vorschubgeschwindigkeit des Lasers wurde variiert, bis sich der für diese Blechdicke maximale Verzugswinkel eingestellt hat. Dieser Ansatz verfolgt den Gedanken des Worst-Case-Szenarios und minimiert darüber hinaus den Messfehler. Anhand von angefertigten Querschliffen der Schweißnaht ist ersichtlich, dass sich der maximale Verzugswinkel der geschweißten Blindnaht bei einer Einschweißung der Tiefe 1,8 mm einstellt. Das Temperaturfeld der Simulation wurde ebenso anhand der Schlibfbilder kalibriert. Die

Vorschubgeschwindigkeit des Lasers betrug 4,24 m/min. In Abbildung 4 sind die Kompensationseinheit und die Spannvorrichtung dargestellt.

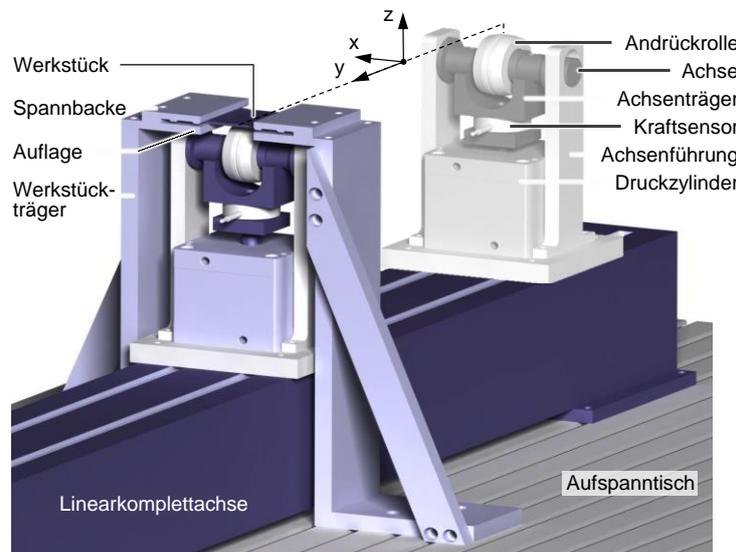


Abbildung 4: Aufbau des Versuchsstands [58]

Die Aufgabe der Kompensationseinheit ist die Einleitung der Kompensationskraft auf der Unterseite der Schweißnaht. Die Krafteinleitung der Anpressrolle wird von einem pneumatischen Zylinder erzeugt. Eine im Kraftfluss liegende Kraftmessdose dient der Regelung des Pneumatikdrucks. Die Anpressrolle rollt unter der Schweißnaht in einem in der Simulation bestimmten Abstand zur aktuellen Schweißposition (Nachlauf-länge) in Schweißrichtung ab. Sie wird von einer Linearachse mit der Vorschubgeschwindigkeit des Lasers verfahren.

Die Kopplung des Versuchsstandes mit der Simulationsumgebung wird in Abbildung 5 zusammengefasst.

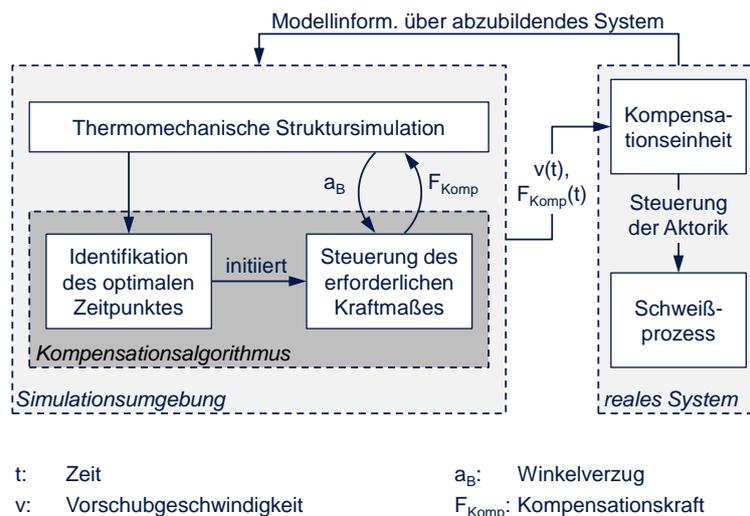
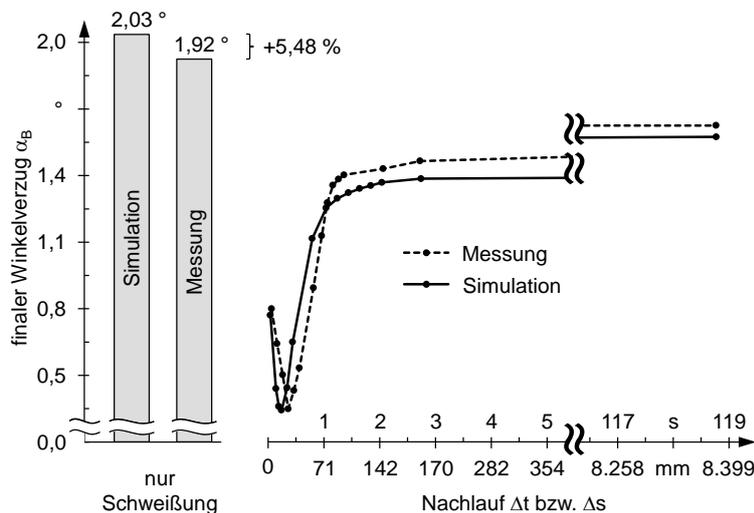


Abbildung 5: Kopplung der Simulation mit der Systemtechnik in Anlehnung an [57]

Im Wesentlichen muss zwischen der Steuerung des Versuchsstandes durch die simulative Betrachtung und Interpretation des Kompensationsprozesses und der systemtechnischen Umsetzung unterschieden werden. Als Ausgangsgröße der Simulationsumgebung werden die zeitvariante erforderliche Kompensationskraft und die momentane Schweißgeschwindigkeit der Kompensationseinheit übergeben. Diese steuert die Aktorik der Krafterzeugung durch die Pneumatik, womit der Kompensationseingriff appliziert wird.

Validierung des Simulationsmodells

Die Validierung der thermomechanischen Schweißsimulation erfolgt vorweg ohne Kompensationseingriff. Abbildung 6a zeigt, dass der nach dem Abkühl- und Ausspannvorgang verbleibende Verzugswinkel α_B von der Simulation sehr gut wiedergegeben werden kann. Die Abweichung des simulativ bestimmten vom gemessenen Winkelverzug beträgt 5,5 %. Anschließend wurde der Nachlauf des Kompensationseingriffs bei konstanter Kompensationskraft variiert, siehe Abbildung 6b. Bei der vorliegenden Schweiß- und Kompensationsgeschwindigkeit von 4,24 m/min entspricht der Nachlauf von 1 s somit einem Abstand von ca. 71 mm zwischen der aktuellen Schweißposition und dem Lasteingriff durch die Anpressrolle.



(a) ohne Kompensation (b) Kompensationsvorgang mit konstanter Kraft

Abbildung 6: Validierung der Schweißstruktursimulation [57]

Die Simulationsergebnisse stimmen auch bei der Vorgabe einer konstanten Kompensationskraft sowohl qualitativ wie auch quantitativ sehr gut überein. Da noch keine automatische Verzugskompensation durchgeführt wurde, verblieb ein deutlicher Verzugswinkel. Es zeigt sich sowohl in der Simulation wie auch im realen Versuch ein ausgeprägtes Minimum des Verzugswinkels für eine Nachlauflänge von ca. 30 mm. Der vorherrschende Effekt ist hierbei die Abnahme der temperaturabhängigen Fließgrenze des Werkstoffes, die eine plastische Deformation und somit den Winkelverzugsausgleich begünstigt. Bei einer Kompensationseinleitung direkt unter der Schweißnaht ist der verbleibende Verzugswinkel doppelt so groß wie für diese Kompensationskraft geringstmöglich. Dies ist darin begründet, dass die Bereiche unterhalb der Schweißnaht noch keine Erwärmung erfahren haben und somit hohe Fließgrenzen aufweisen. Im Bereich des ausgeprägten Minimums bei einer Nachlauflänge von 30 mm ist ein Optimum aus Wärmeverteilung über den Querschnitt und beginnender Abkühlung erreicht. Ab einer Nachlauflänge von 150 mm verändert sich der Verzugswinkel nur noch gering. Die Abkühlung ist soweit fortgeschritten, dass die Fließgrenze nur noch geringfügig erniedrigt ist.

Somit konnte gezeigt werden, dass die Simulation sowohl die strukturmechanischen Auswirkungen der Schweißung als auch des Kompensationseingriffs in guter Genauigkeit abzubilden vermag.

Bestimmung des optimalen Kompensationszeitpunktes

Der Leitgedanke der hier vorgestellten Kompensationsmethodik geht über die reine Verzugskompensation hinaus. Es ist zu jedem Zeitpunkt mit einer ausreichend großen Kompensationskraft eine Winkelverzugsbeseitigung möglich. Allerdings ist der Einfluss des Kompensationseingriffs auf die Eigenspannungsverteilung im Bauteil ebenso in Betracht zu ziehen. In Kapitel 4.1.3 wurde eine automatische Kompensationsmethodik vorgestellt. Anhand der strukturmechanischen Auswirkung der Kompensation auf das Bauteil wird ein Kriterium identifiziert, den optimalen Kompensationsausgleich zu bestimmen. In Abbildung 7 sind die maximalen simulierten Quereigenspannungsbeträge bei einer Variation der Nachlauflänge oder entsprechend der Nachlaufzeit bei gleichzeitig vollständigem Verzugsausgleich dargestellt. Entsprechend erfordert jede Nachlauflänge eine unterschiedliche Kompensationslast.

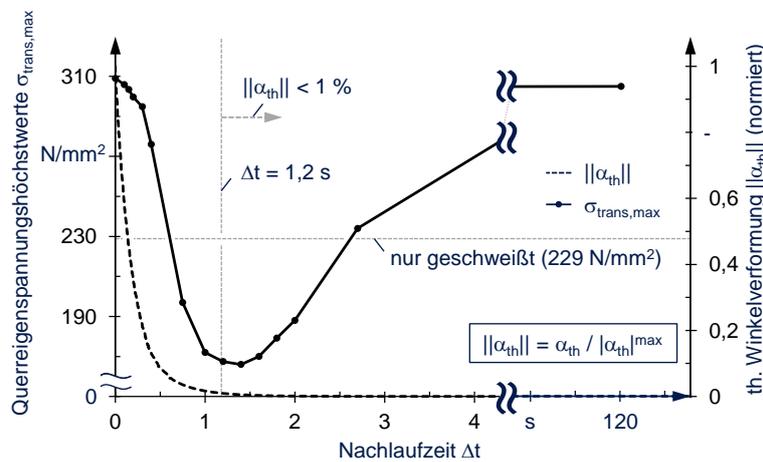


Abbildung 7: Variation der Nachlauflänge bei vollständiger Verzugskompensation in Anlehnung an [57]

Es wird ersichtlich, dass die Wahl des Kompensationszeitpunktes große Bedeutung für die Strukturverträglichkeit des Kompensationseingriffes hat. Die maximalen Quereigenspannungswerte einer Schweißung ohne Kompensation betragen 229 N/mm^2 . Die Eigenspannungswerte werden in der Simulation circa um den Faktor 2 zu hoch berechnet. Dies ist mitunter auf eine unpassende Dehnungsrate der Werkstoffkennwerte zurückzuführen, wodurch aber die qualitative Aussagekraft der Ergebnisse nicht eingeschränkt ist. Für Nachlaufzeiten unter $0,6 \text{ s}$ und über $2,5 \text{ s}$ werden die maximalen Zugspannungswerte im Bauteil durch den Kompensationsvorgang sogar erhöht. Durch die inhomogene Temperaturverteilung im Querschnitt bei Nachlaufzeiten unter $0,5 \text{ s}$ werden durch die temperaturabhängige Fließgrenze die plastischen Formänderungen ungleichmäßig eingebracht und führt zu lokal höheren Eigenspannungswerten. Für das ausgeprägte Minimum im Bereich von $1 - 1,75 \text{ s}$ Nachlaufzeit ist die thermisch bedingte Winkelverformung bereits auf ein niedriges Niveau abgefallen. Dies ist gleichbedeutend mit einer Gleichverteilung der thermischen Dehnungen und somit einem homogenen Temperaturfeld über die Bauteilhöhe. Es herrschen hohe Temperaturen vor, die mit hohen thermischen Dehnungen einhergehen. Ebenso ist die Fließgrenze stark erniedrigt. Es wird folglich eine nur geringe Kompensationskraft benötigt, um ein plastisches Fließen einzuleiten. Dadurch werden die plastischen Stauchungen direkt angrenzend an die Schweißnaht teilweise entzerrt. Eine Nachlauflänge über $2,5 \text{ s}$ wiederum kann aufgrund der fortschreitenden Abkühlung den Effekt der verringerten Fließgrenze nicht mehr ausnutzen. Die durch den Kompensationseingriff zusätzlich eingebrachten

plastischen Verformungen führen lokal zu höheren Eigenspannungswerten, als sie bei einer Schweißung ohne Kompensation vorliegen.

Damit ist die thermisch bedingte Winkelverformung als Kriterium zur Identifizierung des optimalen Kompensationszeitpunktes bestimmt. Die Kompensation kann eingeleitet werden, wenn der Wert der thermisch bedingten Winkelverformung einen Schwellwert ($\alpha_{th,Komp} = 1\% \cdot \alpha_{th,max}$) unterschreitet. Abschließend werden die optimale Krafttrajektorie und die einzustellende Nachlauf­länge ausgegeben, um die Kraftaufbringung durch die Systemtechnik regeln zu können.

Die optimale Krafttrajektorie zur beanspruchungsgerechten Verzugs­kompensation

An den Blechrändern ist durch das endliche Kontinuum die Bauteilsteifigkeit vermindert. Ebenso wird die Steifigkeit im Verlaufe der Schweißung durch den Wärmestau im Bauteil verringert. Infolgedessen ist die erforderliche Kompensationslast über die Schweißnahtlänge nicht konstant. In Abbildung 8a wird die in der Simulation bestimmte Kompensationskraft einer Kompensation mit konstanter Kraft gegenübergestellt, die ebenso zu einer akzeptablen Verzugs­kompensation führt. Dies ermöglicht den Einsatz einer nicht oder nicht umfassend dynamisch regelbaren Systemtechnik. Abbildung 8b gibt die resultierenden Winkelverzüge wieder.

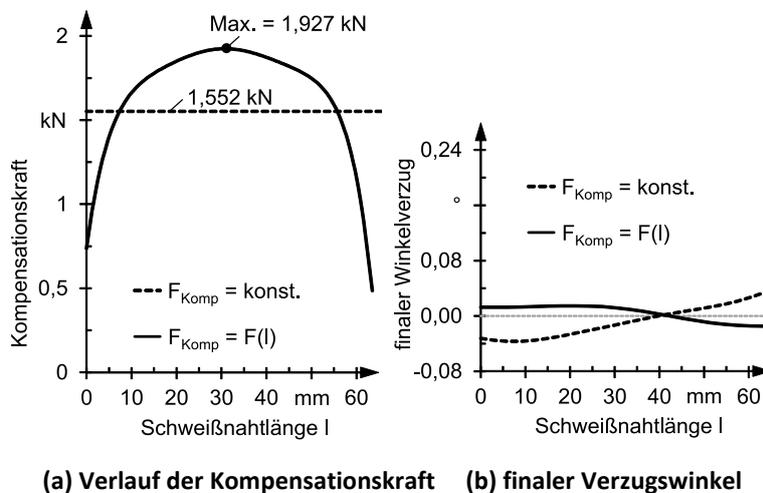


Abbildung 8: Vergleich des Winkelverzuges eines optimalen Kraftverlaufes mit dem Verlauf einer konstanten Kraftaufbringung [58]

An den Blechrändern wird der Einfluss der abnehmenden Bauteilsteifigkeit durch das endliche Kontinuum deutlich. Der Betrag der erforderlichen Kompensationskraft ist circa um den Faktor 2,5 im Vergleich zur Blechmitte erniedrigt. Ebenso ist der Wärmestau gegen Ende der Schweißnaht erkennbar. Die dort aufzubringende Kraft ist nochmals um ein Drittel geringer als zu Beginn der Schweißnaht. Durch die Vorgabe des optimalen Kraftverlaufes ist über die Schweißnahtlänge eine gleichmäßige sehr gute Kompensation der Verzüge möglich. Die verbleibenden Verzüge der Kompensation mit konstanter Kraft sind im Maximalbetrag um den Faktor 4 größer im Vergleich zum optimalen Verlauf. Sie sind aber absolut gesehen auf einem sehr niedrigen Niveau mit maximal 0,06° im Vergleich zu 1,92° Verzugs­winkel ohne Kompensation.

Entwicklung einer prozessbegleitenden dynamischen Kompensationsmethode für das Demonstratorbauteil

Das industrierelevante Demonstratorbauteil wurde in Abstimmung mit dem projektbegleitenden Ausschuss ausgewählt. Das Demonstratorbauteil wird von der Firma Conntronic zur Verfügung gestellt. Es handelt sich dabei um einen Handbremshebel, der aktuell in einem Punktschweißverfahren gefügt wird (siehe Abbildung 9). Ein Laserstrahlschweißverfahren scheidet nach dem bisherigen Stand der Technik aus, da die resultierenden Bauteilverzüge mittels konventioneller Prozessführung nicht in der geforderten Maßhaltigkeit beherrschbar sind.



Abbildung 9: Darstellung des Ausgangsbauteils des industrierelevanten Demonstratorbauteils

Im Rahmen dieses Arbeitspaketes sollen die aus den Erfahrungen der bisherigen Arbeitspakete abgeleiteten Problemstellungen und Ziele berücksichtigt werden. Das Hauptziel stellt den industrienahen Nachweis der Tauglichkeit des prozessbegleitenden dynamischen Spanns zur Reduktion von Verzügen und Eigenspannungen dar. Für den industriellen Anwender steht die Einhaltung aller Qualitätsanforderungen an das Bauteil im Vordergrund. Die durch den Schweißprozess induzierten Bauteilverzüge wirken sich dabei direkt auf die Maßhaltigkeit des Bauteils aus. Für die industrielle Umsetzung stehen nun die Einhaltung der Maßhaltigkeit und dabei insbesondere die Reproduzierbarkeit im Vordergrund. Folglich stellt die Reproduzierbarkeit der Ergebnisse einen wichtige Randbedingung der Bewertung der Tauglichkeit eines Kompensationsingriffes dar und wird als zweites Ziel dieses Arbeitspaketes festgesetzt.

Aufgrund der gesammelten Erfahrungen und insbesondere der ermittelten Werkstoffkennwerte wird auch in diesem Arbeitspaket weiterhin der Werkstoff 1.4541 verwendet. Da der Handbremshebel in der aktuellen Ausführung nicht aus austenitischem Stahl gefertigt wird, kann nicht auf das ursprüngliche Rohteil zurückgegriffen werden. Das Bauteil wird in einem Punktschweißverfahren (Capacitor Discharge CD) gefügt wird und somit weist das bisherige Rohteil des Verstärkungsblechs Überhöhungen auf, die einen Spalt zwischen den ungefügten Blechen hervorrufen. Aufgrund dieses Spalts ist es nicht möglich, das Bauteil ohne Änderungen mit einem Laserstrahlschweißverfahren zu fügen. Es muss folglich die Geometrie des Handbremshebels abstrahiert werden, um die Fügbarkeit mittels Laserstrahl zu ermöglichen. Abbildung 10 stellt die Abstraktion des Bauteils dar.



Abbildung 10: Abstrahiertes Bauteil zur Durchführung des Kompensationseingriffs

Das Demonstratorbauteil besteht aus einem Unterblech der Abmaße 250 mm x 60 mm x 3 mm und einem Verstärkungsblech der Abmaße 80 mm x 51 mm x 3 mm. Die Proben wurden in einem Laserstrahlschneidverfahren auf das benötigte Maß zugeschnitten. Zusätzlich wurde das Verstärkungsblech beidseitig an Kante der Stirnkehlnähte abgefräst, um unterschiedliche Einkoppelgrade der Laserstrahlung in die Schneidkante sowie eine vorhergehende Verfestigung der Schneidkante durch den Laserstrahlschneidprozess ausschließen zu können.

Anschließend an die Wahl des Demonstratorbauteils und der Abstraktion der Geometrie zur Durchführung der Laserstrahlschweißung wurden in Vorversuchen geeignete Schweißparameter definiert. Die Laserleistung des verwendeten Faserlasers wurde zu 6 kW festgelegt. Der Spotdurchmesser kann in guter Näherung mit dem Faserdurchmesser von 600 μm angenommen werden. In Analogie zur Vorgehensweise der vorangegangenen Arbeitspakete wurde die Streckenenergie so variiert, dass der nach dem Abkühlen und Ausspannen verbleibende Winkelverzug für die gewählte Laserleistung maximal ist, siehe Abbildung 11.

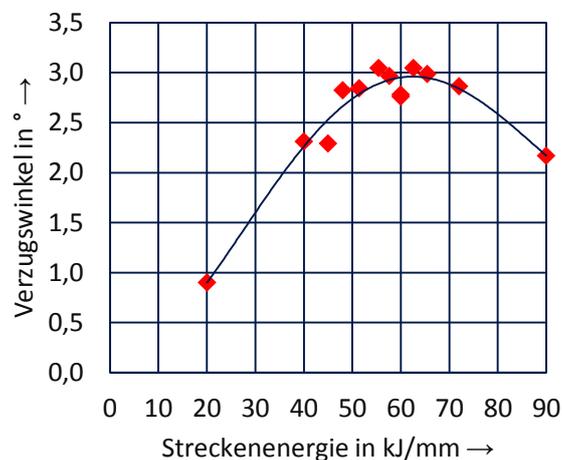


Abbildung 11: Variation der Streckenenergie zur Identifikation der geeigneten Schweißparameter

Der in Abbildung 11 dargestellte Verlauf des Verzugswinkels ist für circa 60 kJ/mm Schweißnahtlänge maximal. Somit wurde die Vorschubgeschwindigkeit des Lasers auf 100 mm/s festgesetzt bei einer Laserleistung von 6 kW.

Anforderungsanalyse für die Systemtechnik

In einem vorgelagerten Schritt wurden die Anforderungen des Kompensationseingriffs an die Systemtechnik ermittelt. Die Kompensationseinheit besteht aus einer Kraftaktorik, die mittels einer geeigneten Steuerung einen prozessbegleitenden dynamischen Kraftverlauf applizieren kann. Die Kompensationsmethode wiederum verfolgt das Ziel, den bestmöglichen Kraftverlauf zu identifizieren, der das Optimum aus der Reduktion des Verzugswinkels des Bauteils und der Reduktion der Eigenspannungen im Bauteil darstellt. Die Anforderungen an die Kraftaktorik und ihrer Steuerung beziehungsweise Regelung bestehen in

- der Applikation des maximal erforderlichen Kraftbetrages,
- der zeitlich hinreichend schnellen Dynamik des Kraftverlaufs,
- sowie der hinreichend genauen Regelbarkeit der Kompensationskraft.

Der maximal erforderliche Kraftbetrag und die Dynamik/Regelgüte der Kraftapplikation werden dabei durch die Kompensationsaufgabe festgelegt. In Vorversuchen konnte der maximale Kraftbetrag für das Demonstratorbauteil zu 200 N abgeschätzt werden. Die Anforderung an die Dynamik des Kompensationseingriffs können im Vorhinein nicht exakt ermittelt werden. In Anlehnung an einen exemplarischen optimalen Kompensationseingriff in Abbildung 7 wurde die Zeitspanne zwischen dem Beginn des Kompensationseingriffes und dem Erreichen der maximal erforderlichen Kompensationskraft für die Auswahl der Systemtechnik zu 1 s festgelegt.

Prinzipiell konnten für die Applikation der Kompensationskraft mit der Pneumatik, der Hydraulik und der Elektrozyylinder drei verschiedene Wirkweisen zur Krafterzeugung identifiziert werden. Die Pneumatik und die Hydraulik bewirken die Kompensationskraft mittels eines Arbeitsfluides in einem Hubzylinder. Die Elektrozyylinder wandeln das Drehmoment eines Elektromotors mittels eines Kugelgewindetriebs direkt in die resultierende Kompensationskraft. Weitere Anforderungen an die Systemtechnik der Kompensationseinheit ergeben sich aus dem begrenzten verfügbaren Bauraum.

Die letzte und zugleich wichtigste Anforderung an die Systemtechnik leitet sich aus dem Erfordernis der Steuerungsfähigkeit der mechanischen Steifigkeit der Kompensationseinheit ab. Jedwede Verformungseinschränkungen des Bauteils beim Schweißen führen zu einer Erhöhung der Eigenspannungen. Es ist prinzipiell anzustreben, die durch die thermischen Dehnungen implizierten Verformungen des Bauteils nicht zu behindern. Für die Systemtechnik leitet sich daraus die Anforderung ab, die mechanische Steifigkeit der Kompensationseinheit anzupassen und steuern zu können. Während des Schweißvorgangs bildet sich der charakteristische Bauteilverzug aus, der durch die Kompensationseinheit möglichst wenig eingeschränkt werden sollte. Hydraulisch wirkende Hubzylinder verfügen systembedingt aufgrund des inkompressiblen Fluids über eine höhere mechanische Steifigkeit als Pneumatikzylinder. Ebenso behindert ein sich in Regelung befindender Elektrozyylinder die Ausbildung der Schweißverzüge.

Zusammenfassend können pneumatisch wirkende Zylinder als geeignete Systemtechnik identifiziert werden, insofern sie die spezifischen Anforderungen der Schweißaufgabe an den maximal erforderlichen Kraftbetrag, die Dynamik und die Regelgüte des Kraftverlaufes erfüllen. In Abbildung 12 ist ein Kraftverlauf einer pneumatisch wirkenden Kompensationseinheit während einer Kompensation zur Klärung der Tauglichkeit gemäß den oben definierten Anforderungen dargestellt.

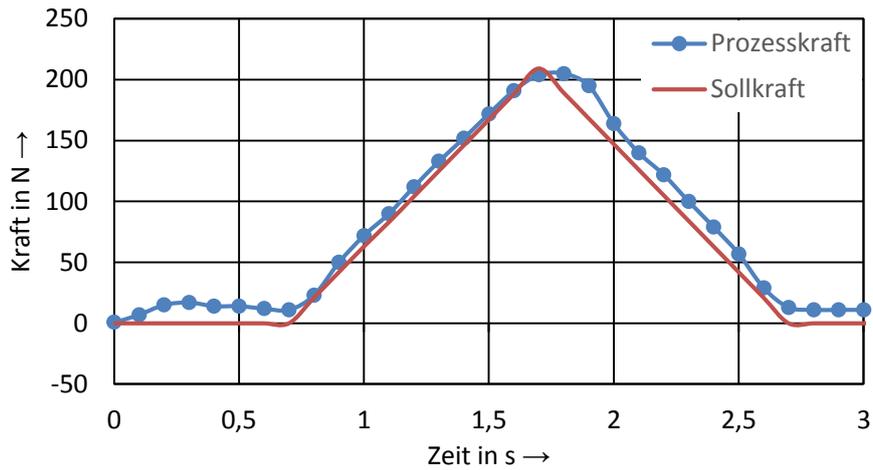


Abbildung 12: Kraftverlauf einer pneumatischen Kraftaktorik

In Abbildung 12 ist die von der Steuerung vorgegebene Sollkraft in rot dargestellt. Die blaue Kurve ist die mittels einer Kraftmessdose bestimmte real wirkende Kompensationskraft am Kräfteinleitungspunkt des Bauteils. Die ermittelten Anforderungen an den Kraftbetrag, die Dynamik und die Regelbarkeit des Kraftbetrages können vollumfänglich erfüllt werden. Somit erweist sich die pneumatisch wirkende Systemtechnik für die Schweißaufgabe des Demonstratorbauteils als tauglich.

4.2.2 Aufbau der Systemtechnik

Die wesentlichen Anforderungen an die Systemtechnik wurden im vorherigen Abschnitt bereits erläutert. Zur messtechnischen Untersuchung des Kompensationsvorganges wurde mit dem Projektbegleitenden Ausschuss die Integration einer Kraftmessung und einer Wegmessung abgestimmt. Der Versuchsstand wurde dahingehend konzipiert, diese Größen zur Verfügung zu stellen. In Abbildung 13 ist der prinzipielle Aufbau des Versuchsstands dargestellt.

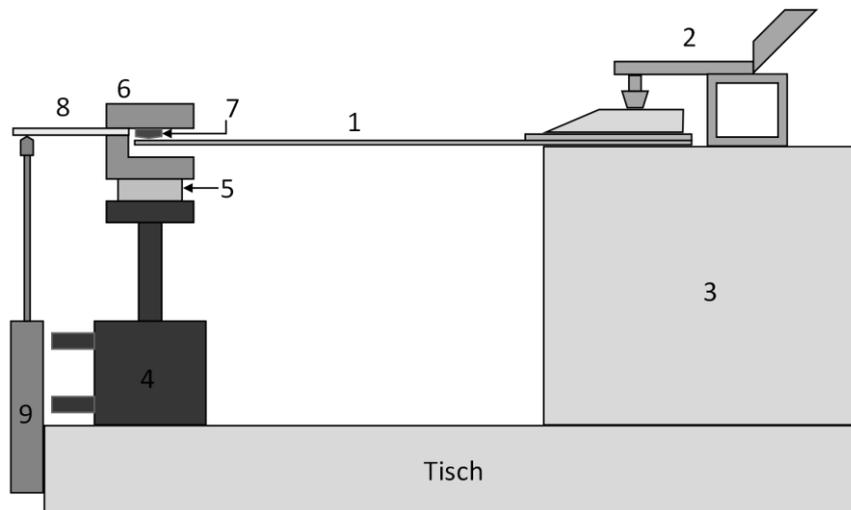


Abbildung 13: Schematische Darstellung des Versuchsstandes für das Demonstratorbauteil

Das Demonstratorbauteil (1) wird von zwei Kniehebel-Niederhaltern (2) auf der Haltevorrichtung (3) fixiert. Die Kompensationseinheit besteht im Wesentlichen aus dem Pneumatikzylinder (4), einer sich im Kraftfluss

befindende Kraftmessdose (5) und dem Werkstückhalter (6). Zur räumlich definierten Krafteinleitung ist eine an der Unterseite geschliffene Schraube (7) in den Werkstückhalter integriert. Ebenso ist dort das Anschlagblech (8) für den inkrementellen Wegtaster (9) eingebunden. Zur zeitlich exakten Synchronisation des Kompensationseingriffs sowie der Messwerte mit der Schweißung wird die Streustrahlung des Laserprozesses mittels einer in Sperrichtung betriebenen Photodiode (10) erfasst. Deren Signalpegel sowie die Spannung der Kraftmessdose und des inkrementellen Wegtasters werden von der SPS ausgelesen. Das Signal der Kraftmessdose muss dabei durch eine vorgeschaltete Verstärkereinheit aufbereitet werden. Die Signalerfassung erfolgt über analoge Eingabemodule der Firma National Instruments. Das Zusammenwirken der Pneumatikkomponenten und der Signalaustausch mit der SPS ist in Abbildung 14 dargestellt.

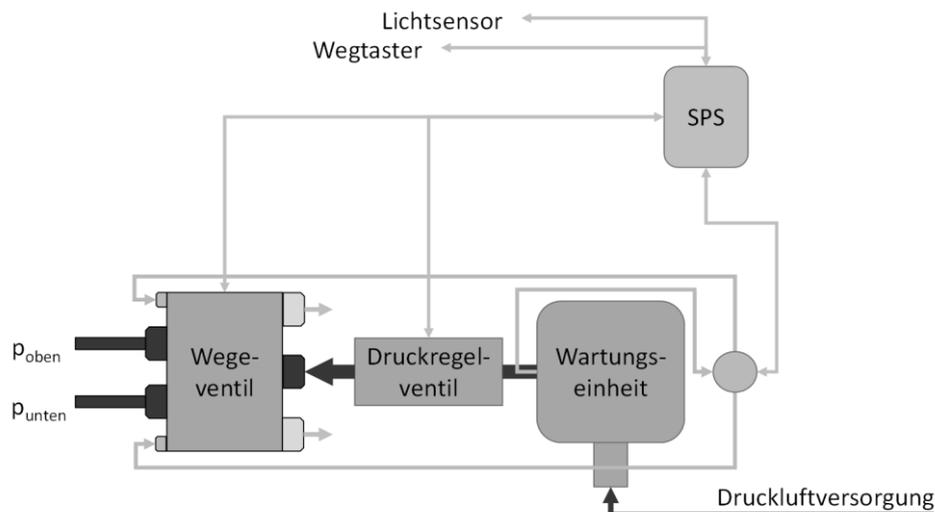


Abbildung 14: Schematische Darstellung des Pneumatikaufbaus

Der Pneumatikaufbau ist mittels einer Wartungseinheit mit Ölabscheider an das Hausnetz angeschlossen. Ein elektrisch ansteuerbares Druckregelventil bewirkt die hochdynamische Regelung des Druckverlaufs nach dem geforderten Kraftverlauf. Ein nachgeschaltetes Wegeventil ermöglicht die Beaufschlagung des beidseitig wirkenden Pneumatikzylinders mit dem Arbeitsfluid Luft. Der reale Aufbau der Systemtechnik ist in Abbildung 15 dargestellt.

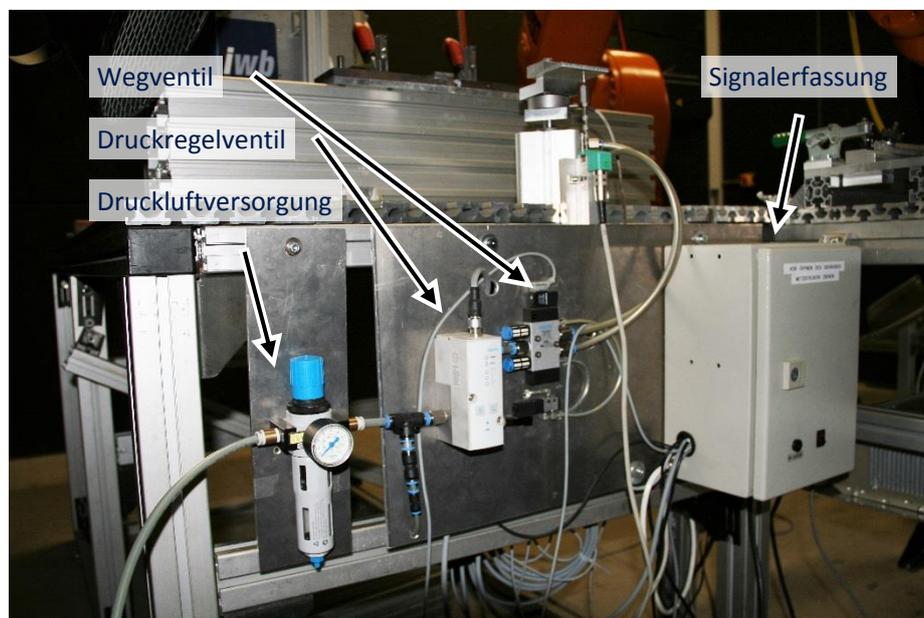
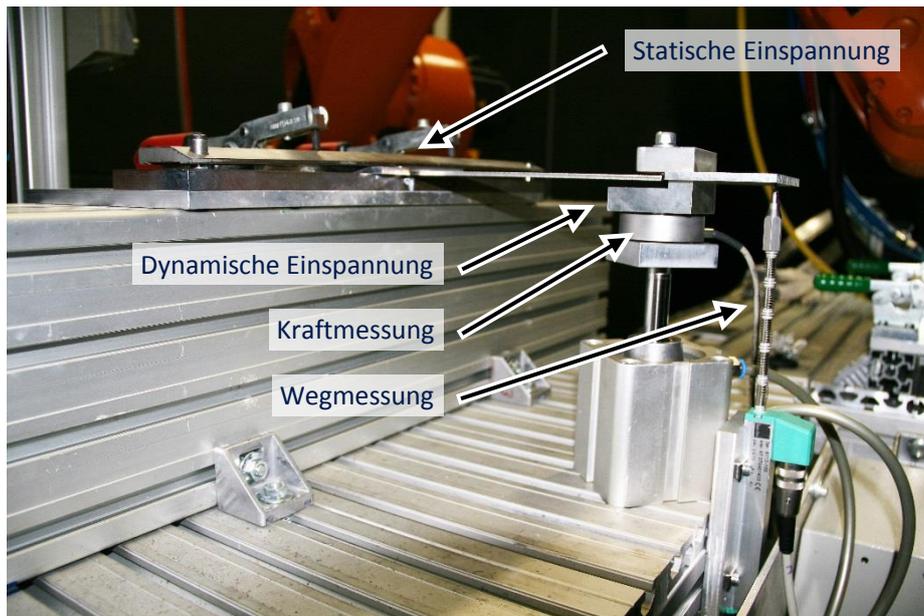


Abbildung 15: Umsetzung des Versuchsstandes für das Demonstratorbauteil

Die Ansteuerung des Druckregelventils und des Wegeventils wird über Ausgabemodule der Firma National Instruments übernommen. Um eine maximale Flexibilität für die Auslegung der Prozessführung des Kompensationseingriffs zu ermöglichen, erfolgt die Signalverarbeitung über einen handelsüblichen Laptop ausgestattet mit der Software LabView der Firma National Instruments. Diese ermöglicht in Analogie zu einer SPS die Erfassung des Abbilds aller Systemeingänge sowie -ausgänge über die analogen Ein-/Ausgabemodule sowie eine sehr funktionsreiche Signalverarbeitung. Eine systemtechnische Einschränkung ist dabei allerdings durch die fehlende Echtzeitfähigkeit von Standard-Rechenarchitekturen gegeben. Im Rahmen dieser Arbeiten konnte eine Taktzeit von 10-20 ms erreicht werden, die für die Dynamik der Schweißaufgabe ausreichend ist. Wie in Abbildung 12 dargestellt ist, konnte nachgewiesen werden, dass die aufgebaute Systemtechnik in der geforderten Dynamik diesen Kraftverlauf erzeugen kann. Das Ziel des Kompensationseingriffs ist die vollständige Beseitigung des durch den Schweißvorgang induzierten Winkelverzugs. Dazu ist die Einleitung einer Kompensationskraft notwendig, die entweder die Entstehung des Winkelver-

zugs verhindert oder dynamisch durch eine der Verzugsrichtung entgegengesetzten Kraft eine Kompensation des Winkelverzugs bewirkt. Eine vollständige Kompensation kennzeichnet sich dadurch, dass die Sollgeometrie nach dem Schweißen vorliegt. Eine Unterkompensation stellt einen verbleibenden Restverzug in Richtung des ursprünglichen Schweißverzuges dar. Wenn das Bauteil durch den Kompensationsvorgang über die gewünschte Sollgeometrie hinaus deformiert wurde, liegt eine Überkompensation vor.

Ziel dieses Arbeitspaketes ist die Identifikation jenes Kraftverlaufs, der bei gleichzeitig vollständiger Kompensation des Winkelverzugs zu einer bestmöglichen Reduktion der verbleibenden Eigenspannungen im Bauteil führt. Grundsätzlich kann die Vorgabe des Kraftverlaufs in Form einer Steuerung oder einer Regelung erfolgen. Im Falle einer Steuerung wird die Zielgröße Kompensationskraft direkt durch die SPS vorgegeben. Eine Regelung verfügt zusätzlich über eine Rückführung, wodurch ein Soll-Istwert-Vergleich erfolgen kann.

Im Rahmen der anschließend durchgeführten Versuchsreihen konnten 2 weitreichende Herausforderungen des Kompensationsprozesses am Demonstratorbauteil identifiziert werden, die im Folgenden erläutert werden. Zur Verwendung einer Steuerung der Kompensationskraft ist Grundvoraussetzung, dass der verbleibende Verzugswinkel als eine Funktion der Kompensationskraft beschrieben werden kann. So wurde zu Beginn der Versuchsreihen die Annahme verfolgt, dass eine Steigerung der real ins Bauteil eingeleiteten Kompensationskraft eine stärkere Kompensation des Winkelverzuges bewirkt, beziehungsweise zu einer Überkompensation führt.

Die durchgeführten Variationen der Kraftverläufe können schematisch der Abbildung 16 entnommen werden.

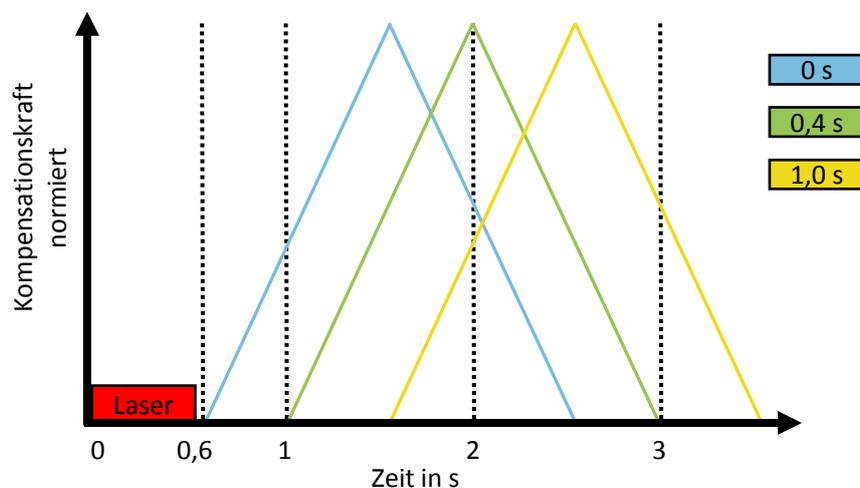


Abbildung 16: Darstellung der Variationen der Kraftverläufe

Die Schweißung dauert circa 0,6 s. Exemplarisch sind drei Kraftverläufe dargestellt. Die Totzeit kennzeichnet die Zeitspanne zwischen dem Ende der Schweißung und dem Beginn des Kompensationseingriffs. Der Kompensationsvorgang wird so gesteuert, dass die Kompensationskraft linear bis zu ihrem relativen Maximum eine Sekunde nach dem Beginn der Kompensation ansteigt. Ebenso nimmt der Kraftverlauf nach dem Maximum linear innerhalb einer Sekunde wieder ab, womit der Kompensationseingriff beendet wird. In Abbildung 12 ist ersichtlich, dass die Systemtechnik diesem Sollverlauf in guter Näherung folgen kann.

Das Ziel der Auslegung des Kompensationsvorgangs und der systemtechnischen Umsetzung liegt in der Identifikation der geeigneten Vorgehensweise zur Steuerung des Kompensationseingriffs. Die optimale Kompensationskraft führt dabei zu einem reproduzierbar winkelverzugsfreien Bauteil. Die Bewertung der

Maßhaltigkeit des Bauteils wird durch eine maximale Abweichung des Bauteils von der Sollgeometrie von 1 mm vorgegeben. Im Rahmen der rechnergestützten Auslegung soll die Totzeit identifiziert werden, bei der der Kompensationseingriff zu einer bestmöglichen Abnahme der Eigenspannungen im Bauteil führt.

In Abbildung 17 ist die Auswertung des verbleibenden Verzugswinkels in Abhängigkeit der real vorliegenden maximalen Kompensationskraft für eine Totzeit von 0 s und von 0,4 s dargestellt. Um Einflüsse der Systemtechnik ausschließen zu können, wird für die real wirkende Kompensationskraft nicht die Sollkraft des Pneumatikzylinders angegeben, sondern der gemessene Kraftverlauf der Kraftmessdose ausgewertet. Der Maximalwert dieser Kraft wird im Folgenden Prozesskraft genannt.

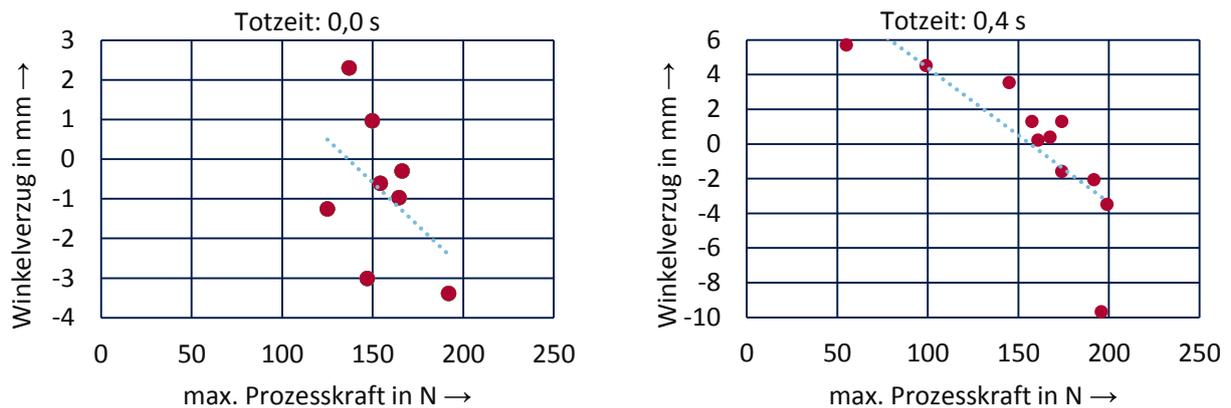


Abbildung 17: Winkelverzüge in Abhängigkeit der max. Prozesskraft für eine Totzeit von 0 s und 0,4 s

Abbildung 17 rechts zeigt einen typischen Verlauf des Winkelverzugs in Abhängigkeit der maximalen Prozesskraft des Kompensationseingriffs. Mit steigender Prozesskraft nimmt der Winkelverzug ab. Für die Probe mit einer Prozesskraft von 161 N wurde eine fast vollständige Kompensation mit einem verbleibenden Verzug von 0,24 mm erreicht. Der Abbildung macht bereits die starke Streuung des Winkelverzugs deutlich. 2 Proben wurden mit der gleichen maximalen Prozesskraft von 174 N kompensiert, wobei sich einerseits ein Verzug von 1,31 mm einstellte und andererseits eine starke Überkompensation mit -1,58 mm festgestellt wurde. Beide Verzugswerte sind im Betrag deutlich größer als das gesetzte Kompensationsziel einer maximalen Abweichung von 1 mm von der Sollgeometrie. Dieses Verhalten ist ebenso in Abbildung 17 links zu beobachten. Eine Probe mit einer Prozesskraft von 147 N ist bereits stark überkompensiert mit -3,01 mm Verzug, wohingegen eine Prozesskraft von 150 N zu einem verbleibenden Verzug von 0,97 mm führte.

Nachfolgend soll untersucht werden, ob ein späterer Kompensationseingriff durch ein bereits teilweise abgekühltes Bauteil zu geringeren Streuung der Verzüge führt. In Abbildung 18 sind die Winkelverzüge für Totzeiten von 1,0 s und 1,4 s dargestellt.

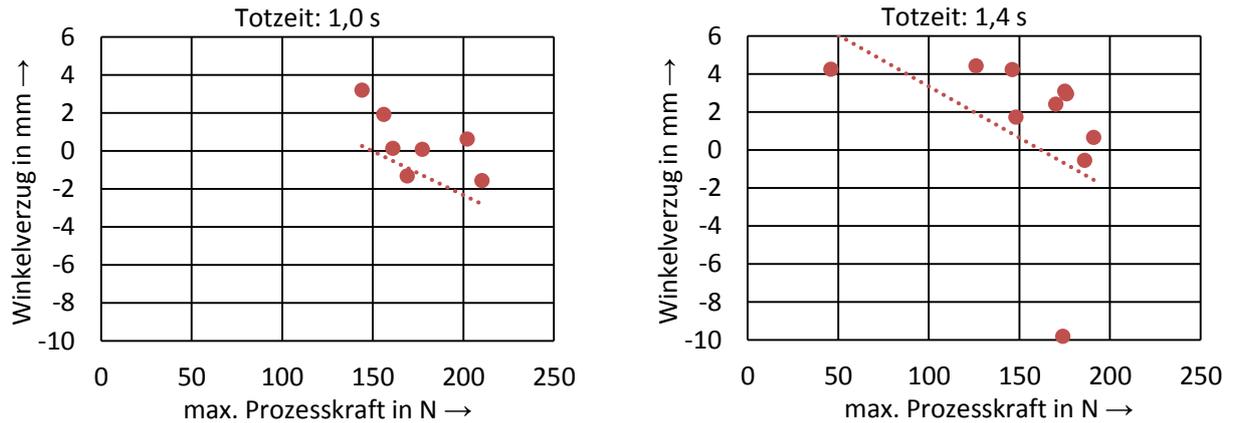


Abbildung 18: Winkelverzüge in Abhängigkeit der max. Prozesskraft für eine Totzeit von 1,0 s und 1,4 s

Für eine Totzeit von 1,0 s wird bei den Proben mit Prozesskräften von 161 N, 177 N und 202 N ein gutes Kompensationsergebnis erzielt. Es ist ersichtlich, dass die Probe mit 202 N weniger stark kompensiert wurde, als die Probe mit 161 N, obwohl eine um 25 % höhere Kompensationskraft appliziert wurde. Für eine Totzeit von 1,4 s führte eine Probe mit der Prozesskraft von 174 N zu einem kompletten Versagen des Bauteils mit einem bleibenden Winkelverzug von -9,8 mm, wohingegen eine Kompensation mit 191 N noch keine ausreichende Kompensation erzielt hat. Somit können diese beiden Variationen der Totzeit zur Kompensation ausgeschlossen werden und es wird eine Kompensation mit einer Totzeit von 1,9s und einem fast komplett abgekühlten Bauteil (Totzeit 100 s) untersucht, siehe Abbildung 19.

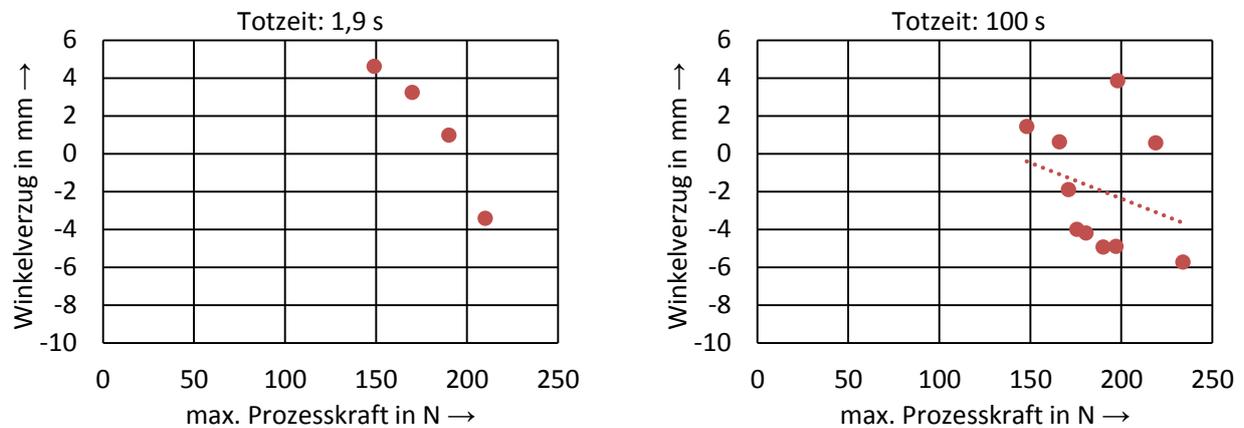


Abbildung 19: Winkelverzüge in Abhängigkeit der max. Prozesskraft für eine Totzeit von 1,9 s und 100 s

Es zeigt sich insbesondere für eine Totzeit von 100 s, dass auch für das weitgehend abgekühlte Bauteil eine Kompensation nicht mittels der Kompensationskraft gesteuert oder geregelt werden kann. Beispielsweise ist die Probe mit 197 N Prozesskraft mit -4,9 mm Winkelverzug stark überkompensiert, wohingegen die Probe mit 198 N und einem verbleibendem Verzug von 3,9 mm noch stark unterkompensiert ist. Für die untersuchte Kompensationsaufgabe zeigt sich somit eine starke Schwankung des Verfestigungsverhaltens der Bauteile. Da durch das unterschiedliche Fließverhalten der Proben die Einhaltung der geforderten Maßhaltigkeit mit einer maximalen Abweichung der Bauteilproben von der Sollgeometrie von 1,0 mm mittels dieser Vorgehensweise nicht möglich ist, muss das Verfestigungsverhalten der Proben untersucht werden.

Die zweite Herausforderung ergibt sich durch stete Abweichungen der durch die Kraftmessdose gemessenen Prozesskraft von der vorgegebenen Sollkraft während der Kompensationseingriffe (siehe Abbildung 20).

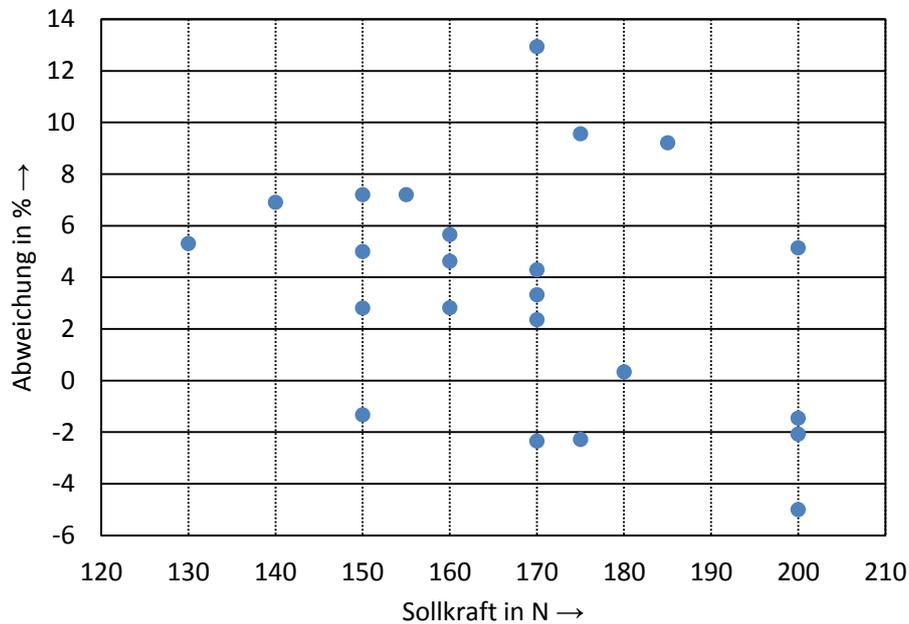


Abbildung 20: Abweichung der Prozesskraft von der vorgegebenen Sollkraft

Die Abbildung 20 stellt die prozentuale Abweichung der Prozesskraft von der vorgegebenen Kraft dar. Beispielsweise ergibt sich für fünf Wiederholungen einer Sollkraft von 170 N eine Streuung der Werte der gemessenen Prozesskraft von 15 %. Unter der Annahme, dass der Schweiß- und Kompensationsvorgang reproduzierbar ist, müsste bei einer Versuchsreihe mit gleichen Versuchsparametern stets gleiche Ergebnisse der Zielgrößen Winkelverzug und reale Kompensationskraft auftreten. Offensichtlich ist dies hier nicht der Fall. In Abhängigkeit des Einzelversuches setzt die Plastifizierung des Bauteils teils bereits bei deutlich geringeren realen Prozesskräften ein. Um ausschließen zu können, dass diese Streuung durch den Pneumatikaufbau verursacht wird, wurden mehrfach Referenzmessungen ohne Schweißung an einer starren Traverse durchgeführt. Diese Versuchsdurchführungen zeigten keine Abweichungen der Prozess- von der Sollkraft.

Zusammenfassend haben sich mit der fehlenden Reproduzierbarkeit der Plastifizierung und die nicht durch die Kompensationskraft steuerbare Winkelverzug zwei Herausforderungen ergeben, die zum industrietauglichen Einsatz der Kompensationsmethode bewältigt werden müssen. Um den Effekt der Plastifizierung näher untersuchen zu können, wurden die Streubänder der Winkelverzüge über dem gesamten Fertigungsprozess des Demonstratorbauteils untersucht. Es wird erst die rückseitige Naht geschweißt und anschließend die Naht auf der Seite des lang auskragenden Handbremshebels. An der rückseitigen Naht findet kein Kompensationseingriff statt, da sich an dieser Seite kein technologisch wichtiges Maß befindet und darüber hinaus sich dort aufgrund des kurzen Hebels keine nennenswerten Verzüge ausbilden. Abbildung 21 gibt eine Übersicht über die gemessenen Streubereiche der Winkelverzüge der Bauteile.

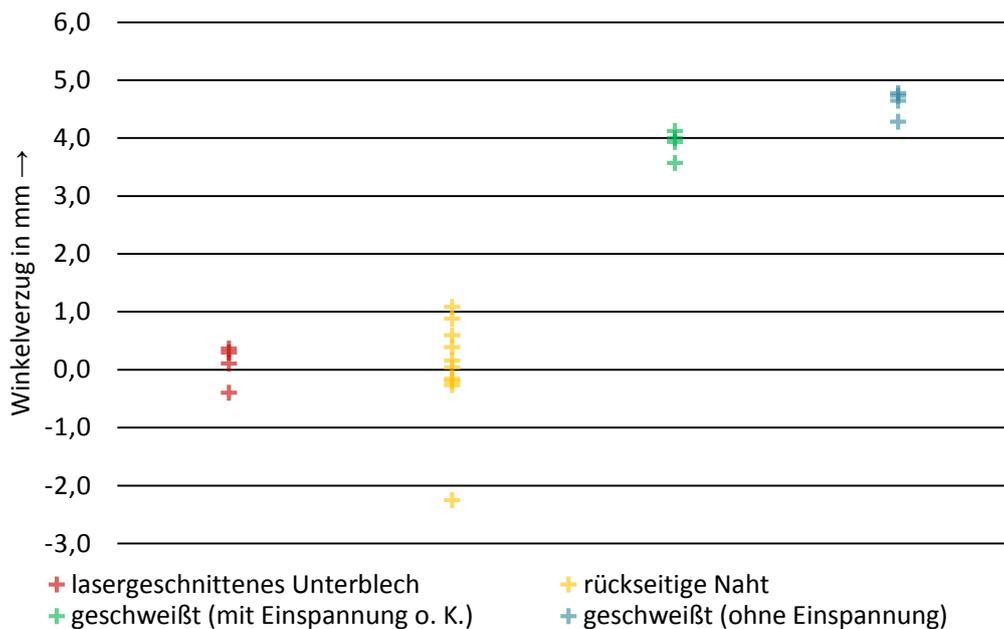


Abbildung 21: Streubereiche der Bauteilverzüge für die verschiedenen Bearbeitungsschritte

Die Rohbleche in Abbildung 21 (lasergeschnittenes Unterblech) weisen geringe Vorverformungen deutlich kleiner als 0,5 mm durch den Zuschnitt auf. Durch die rückseitige Naht ergibt sich bereits eine deutliche Zunahme der Bauteilverzüge, teils schon über dem festgelegten Maximalverzug von 1 mm. Mittels der beiden rechten Streubänder wird zusätzlich der Einfluss der Einspannung auf den sich einstellenden Winkelverzug dargestellt. Der Verzug der Bauteile ohne Einspannung liegt zwischen 4,2 und 4,8 mm. Durch die von der Einspannvorrichtung übertragenen Kräfte bildet sich mit 3,2 mm bis 4,1 mm ein geringeres Verzugsniveau aus. Diese Beeinflussung der Schweißung ist durch systemtechnische Maßnahmen möglichst auf ein Minimum zu reduzieren, da durch die Beschränkung der Ausbildung des Winkelverzugs die Eigenspannungen im Bauteil generell steigen.

Zur Charakterisierung des Streuverhaltens der Werkstoffcharge wurden von dem Demonstratorbauteil erneut Zugversuche durchgeführt. Es wurden Zugproben aus 6 Blechen gefertigt und Zugprüfungen unterzogen. Das Spannungs-Dehnungsverhalten kann Abbildung 22 entnommen werden. Dabei wird die Probe 4 mit deutlich geringerer Streckgrenze und Zugfestigkeit als ein Ausreißer betrachtet und im Weiteren nicht berücksichtigt.

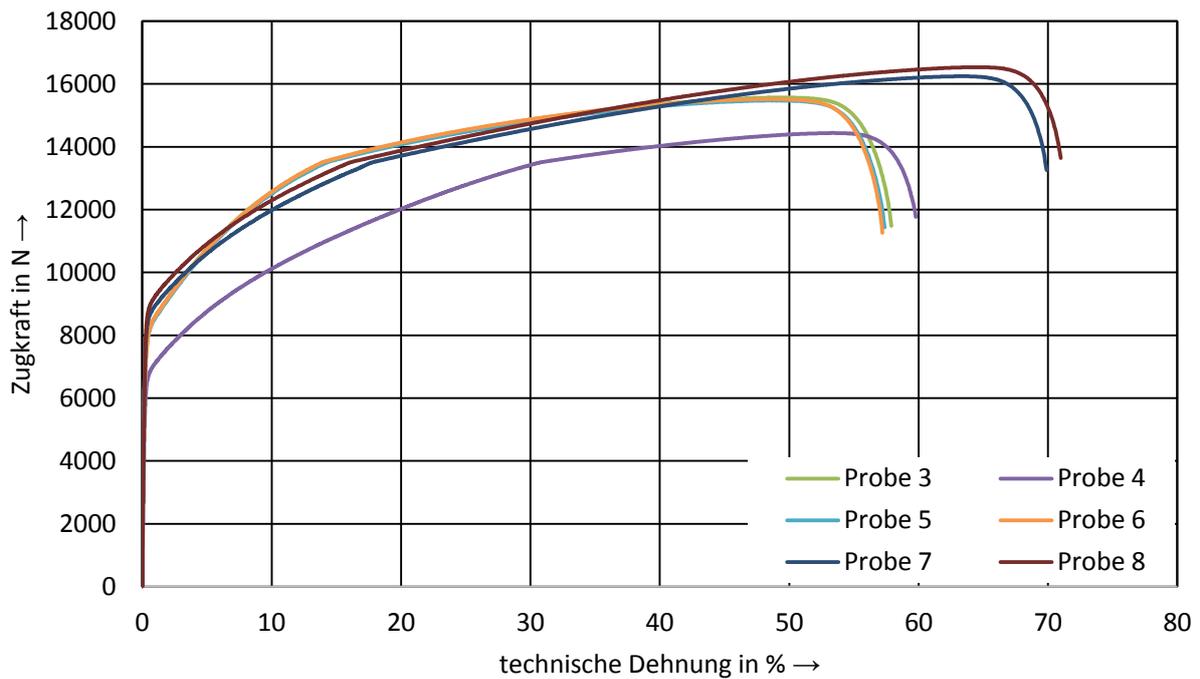


Abbildung 22: Kraft-Dehnungs-Diagramme der Zugproben

Abbildung 22 verdeutlicht, dass auch ohne Betrachtung von Probe 4 das Fließverhalten einer Streuung unterworfen ist. Bis zum Erreichen einer Kraft von 13,5 kN entsprechend einer technischen Spannung von circa 500 MPa wird die Dehnung über einen inkrementellen Ansetzaufnehmer des Typs „Inka kurz/354932“ gemessen, dessen maximaler Messbereich dort erreicht wird. Der verwendete inkrementelle Dehnungsaufnehmer bietet gemäß den Herstellerangaben hochgenaue Dehnungsmessungen mit Messfehler kleiner 0,1 % vom Endwert. Anschließend wird automatisch auf die integrierte Dehnungsmessung der Zwick-Zugprüfmaschine umgeschaltet, die allerdings einen höheren Messfehler aufweist. In Abbildung 22 wird dies durch einen Knick bei einer Zugkraft von 13,5 kN deutlich. Es sind somit genaue Ermittlungen der Dehngrenze möglich. Ebenso wird das Plastifizierungsverhalten des Werkstoffs für die beim Schweißen auftretenden Dehnungen kleiner 10 % vollständig abgebildet. In Tabelle 1 sind zur Quantifizierung die 0,2 % - Dehngrenzen der 6 Zugproben, deren Mittelwert und Standardabweichung angegeben.

Tabelle 1: 0,2 % - Dehngrenze der betrachteten Zugproben

Probennummer	0,2 % Dehngrenze in MPa
3	323,8
(4)	(275,9)
5	303,2
6	327,8
7	349,0
8	353,4
Mittelwert (ohne Probe 4)	331,4
Standardabweichung	18,2

Aus den Vorversuchen lassen sich nun die wesentlichen Anforderungen an die Vorgehensweise zur Kompensation des Winkelverzugs ableiten. Der vorliegende Schweißprozess ist starken Schwankungen der zu beseitigenden Verzüge unterworfen. Ebenso unterliegen die Bauteilproben fertigungsbedingten Schwankungen des Verfestigungsverhaltens. Das Ziel der Kompensationsmethode wurde zur Einhaltung einer Schwankungsbreite von 1 mm Gesamtverzug entsprechend einem Verzugswinkel von weniger als $0,4^\circ$ festgelegt. Als weitere Randbedingung ist die Reduktion der im Bauteil verbleibenden Eigenspannungen zu erachten. Folglich ist das zweite Ziel des Kompensationseingriffs die Identifikation des Kraftverlaufs, der zu einem bestmöglich reduziertem Eigenspannungsniveau im Bauteil führt.

Entwicklung der Kompensationsmethode

Zur Erreichung der Ziele dieses Arbeitspaketes wurde eine Methodik entwickelt, die mittels einer Kombination aus der messtechnischen Bestimmung von Prozessgrößen und von Kenntnissen des thermomechanischen Bauteilverhaltens aus der simulativen Untersuchung des Schweißprozesses die Steuerung des Kompensationseingriffs ermöglicht.

Zur Beschreibung der Vorgehensweise ist in Abbildung 23 ein exemplarischer Verlauf der messtechnisch erfassten Prozessgrößen Ist-Position (aktuelle Position der Kompensationseinheit) und der gemessene Kraftverlauf dargestellt.

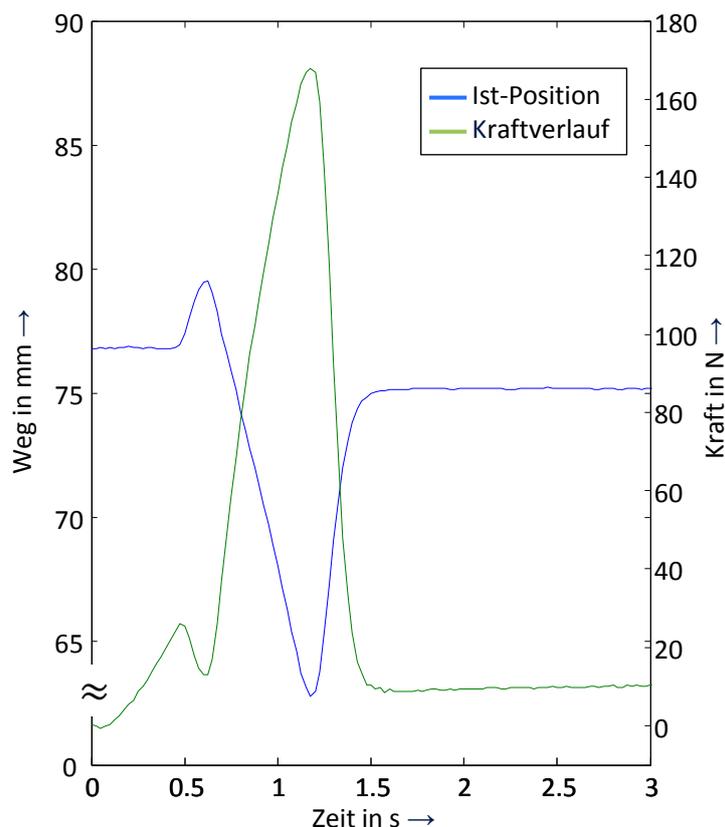


Abbildung 23: Darstellung exemplarischer Kraft- und Wegverläufe

Die Messung der Auslenkung erfolgt über den Wegtaster Burster 8712-100. Die Kraftmessung wird mittels einer Kraftmessdose des Typs Burster 8524-2kN durchgeführt.

Die Zeitachse ist mittels einer Photodiode referenziert, welche die Laserstrahlung detektiert. Der Zeitpunkt 0 s stellt den Beginn des Schweißvorgangs dar. Der Schweißvorgang des Demonstratorbauteils dauert circa 0,55 s und ist in der Abbildung rot markiert. Die grüne Kurve stellt die Prozesskraft dar und die blaue Kurve gibt die Ist-Position der Kompensationseinheit wider. In den ersten 0,45 s ist ein Anstieg der Prozesskraft auf 22 N zu erkennen, wobei keine Auslenkung der Kompensationseinheit erfolgt. Dies ist durch die Reibung in den notwendigen Dichtflächen des Pneumatikzylinders begründet. Hierbei gilt zu beachten, dass zu diesem Zeitpunkt noch kein Kompensationseingriff stattfindet. Die gemessene Prozesskraft wird durch die Verformungen des Bauteils durch den Schweißprozess verursacht. Zwischen 0,45 s und 0,6 s bildet sich der maßgebliche Schweißverzug aus, der von der Kompensationseinheit nur geringfügig beeinflusst wird, wie in Abbildung 22 gezeigt wurde. Direkt mit dem Ende des Schweißvorgangs beginnt der Kompensationseingriff, der sich in einer Bewegungsumkehr der Kompensationseinheit bemerkbar macht und ebenso zu einem Anstieg der Prozesskraft führt. Der Kompensationseingriff ist bei 1,2 s abgeschlossen und der Zylinder wird mittels des Wegeventils druckfrei geschaltet. Zu diesem Zeitpunkt liegen die maximale Kompensationskraft und die maximale Auslenkung vor. In den folgenden 0,3 s federt das Demonstratorbauteil zurück, bis sich ein Gleichgewicht aus Prozesskraft und Reibkraft im Pneumatikzylinder einstellt. Die verbleibende Auslenkung ab 1,6 s kann folglich nicht zur Bestimmung des Bauteilverzugs nach dem Schweißen herangezogen werden, da das Demonstratorbauteil durch die Einspannung nicht kraftfrei gehalten wird. Zur Ermittlung des resultierenden Bauteilverzugs wird das Bauteil nach dem Abkühlvorgang mittels einer 1D-Koordinatenmessmaschine vermessen. Für die Ableitung der Kompensationsmethode wird der Verlauf des Schweißprozesses in Abbildung 24 zusammengefasst.

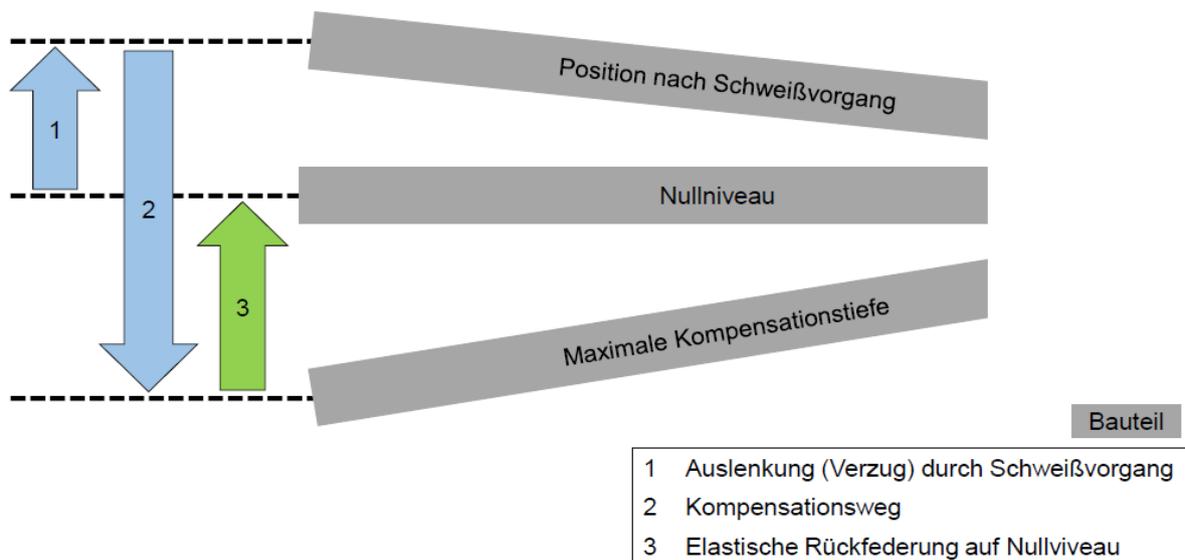


Abbildung 24: Schematische Darstellung des Kompensationseingriffs

Die Auslenkung 1 (blauer Pfeil, Nummer 1) stellt die Verformung des Bauteils durch den Schweißprozess dar. Wie in den Vorversuchen in Abbildung 20 gezeigt wurde, unterliegt sowohl die Ausgangsauslenkung als auch die Ausbildung des Schweißverzuges Schwankungen, die größer als das gesetzte Kompensationsziel mit einer verbleibenden Auslenkung kleiner als ± 1 mm sind. Die Ausbildung des Verzuges kann nicht vor dem Schweißprozess vorhergesagt werden. Ebenso ist für die industrielle Anwendbarkeit die Notwendigkeit der Vermessung jedes Bauteils vor der Schweißung nicht zielführend, womit die Kompensationsmethode ohne Kenntnis dieser Größen das Kompensationsziel erreichen muss.

Die Auslenkung 2 (blauer Pfeil, Nummer 2) stellt den Kompensationsweg des Demonstratorbauteils dar. Während dieser Kompensationsauslenkung muss das Bauteil exakt so stark plastisch verformt werden, dass nach dem Rückfedern, dem Abkühlen und dem Ausspannen der Winkelverzug vollständig beseitigt wurde.

Der grüne Pfeil(Nummer 3) stellt die Rückfederung des Bauteils nach dem Ende des Kompensationseingriffes und der damit verbundenen Druckwegnahme des Pneumatikzylinders dar. Der Betrag des Rückfederungswegs ist folglich von der erreichten maximalen Prozesskraft während der Kompensation abhängig. Diese wird durch die Kraftmessung bestimmt. Die maximale Prozesskraft liegt während dem Zeitpunkt des Kompensationsendes an. Danach nimmt die Prozesskraft und damit verbunden die Spannung im Bauteil kontinuierlich ab. Folglich ist davon auszugehen, dass während der Rückfederung keine weiteren plastischen Verformungen in das Bauteil eingebracht werden. Unter dieser Annahme liegt eine rein elastische Rückfederung des Bauteils vor. Für eine rein elastische Rückfederung des Bauteils ließe sich mit Kenntnis der temperaturabhängigen elastischen Steifigkeit des Demonstratorbauteils der Rückfederungsweg in Abhängigkeit der für jede Schweißung individuellen Prozesskraft bestimmen. Aufgrund der hohen Temperaturen beim Schweißen ist das E-Modul des Werkstoffs nicht konstant und nimmt bis zum Erreichen der schmelzflüssigen Phase auf Null ab. Infolgedessen ist auch das Rückfederungsverhalten des Demonstratorbauteils und allgemein von Schweißbauteilen von der lokalen Temperaturverteilung im Bauteil und somit von dem Betrachtungszeitpunkt abhängig.

Die Grundidee dieser Vorgehensweise liegt in der Abbildung des hochgradig nichtlinearen stark lokalisiertem Elastizitätsverhalten über ein Ersatzmodell. Das Ersatzmodell muss dabei nicht die örtlich aufgelöst Temperaturfelder beschreiben können, sondern soll die globale Bauteilreaktion, den Rückfederungsweg, auf die Rücknahme einer beliebigen Kompensationskraft abbilden können.

Unter der später zu validierenden Annahme, dass während der Rückfederungsvorgang keine zusätzlichen plastischen Verformungen induziert werden, lässt sich mit der sogenannten spannungspositionsspezifischen Ersatzsteifigkeit

$$\text{Ersatzsteifigkeit} = \frac{\text{Prozesskraft in N}}{\text{Rückfederungsweg in mm}}$$

eine Kenngröße definieren, die diesen Zusammenhang abbildet.

Diese Kenngröße ist offensichtlich stark von der lokalen Temperaturverteilung im Bauteil und damit von dem Zeitpunkt des Kompensationseingriffes abhängig. Darüber hinaus ist die Ersatzsteifigkeit für jeden Spannungspunkt unterschiedlich und muss somit für jede mögliche Spannposition ermittelt werden.

Es ergeben sich folglich eine Vielzahl an möglichen Kombinationen der Prozessgrößen Kompensationszeitpunkt und Kompensationsort.

Aufgrund der begrenzten Rechenkapazitäten kann allerdings nur eine geringe Zahl an Simulationen wirtschaftlich durchgeführt werden. Kernpunkt dieser Methode ist, dass zur steuerungstechnischen Umsetzung des Kompensationseingriffes nicht der komplette Kompensationsvorgang simuliert werden muss, sondern lediglich das Rückfederungsverhalten für jeden Zeitpunkt bestimmt werden muss. Es wird nachfolgend eine Vorgehensweise vorgestellt, die die Bestimmung der dazu notwendigen Ersatzsteifigkeiten recheneffizient löst. Dazu werden im ersten Schritt mittels einer thermomechanischen Simulation das Temperaturfeld sowie das mechanische Feld des kompletten Schweißvorgangs berechnet. Die Ergebnisse dieser Rechnung stellen nun den Startzustand der Kompensationseingriffe dar. Im Intervall von 0,01 s wird für die jeweiligen Zeitpunkte i das thermische sowie das mechanische Feld aus dem Ergebnisfile der einmalig durchzuführenden Schweißsimulation gelesen und als sogenannter „initial state“ als Startbedingung der Simulation des Kompensationsvorgangs übernommen. Der Kompensationsvorgang wird in der Simulation durch eine Aufbringung der Kompensationslast in einer sehr kurzen Zeitspanne dargestellt.

Anschließend nimmt die Kompensationskraft linear wieder auf Null ab. Die im Simulationsmodell hinterlegten temperaturabhängigen Materialkennwerte weisen keine Dehnratenabhängigkeit auf. Zur Bestimmung der Ersatzsteifigkeit für den Ort der Krafteinleitung werden der Weg der Rückfederung und die angenommene Kompensationskraft ausgewertet.

Der Betrag der zur vollständigen Winkelverzugsbeseitigung notwendigen Kompensationslast ist an sich nicht vorhersagbar, da der dazu erforderliche Kraftbetrag sich erst während der Schweißung durch das schwankende Verfestigungsverhalten ergibt.

Es wird deutlich, dass die Kenntnis der für die Kompensation eines spezifischen Blechs erforderliche Krafteinleitung für die Kompensationsmethode nicht bekannt sein muss, da die Rückfederung unter Annahme eines elastischen Rückfederungsverhaltens unabhängig von der genauen Höhe des Kraftbetrages und der damit verbundenen Verfestigung des Werkstoffes ist. Darüber hinaus ist die Vorgabe einer extrem kurzen Kompensationskraft für die Vorgehensweise sowohl erforderlich als auch zielführend. Um das elastische Rückfederungsverhalten exakt zu jedem Zeitpunkt bestimmen zu können, muss im Bauteilquerschnitt genau diese Temperaturverteilung vorliegen. Die Kompensationszeit ist dabei so kurz gewählt, dass die Veränderung der Spitztemperatur im Bauteil während der kompletten Kompensation weniger als 1 Kelvin beträgt und somit einen vernachlässigbaren Einfluss auf den temperaturabhängigen Spannungs-Dehnungs-Zusammenhang aufweist. Die mittels dieser Vorgehensweise berechnete Ersatzsteifigkeit für den Krafteinleitungspunkt des Demonstratorbauteils ist in Abbildung 25 dargestellt. Die Zeitachse des dargestellten Verlaufs ist auf den Beginn der Schweißung referenziert. Der Schweißvorgang dauert 0,55 s.

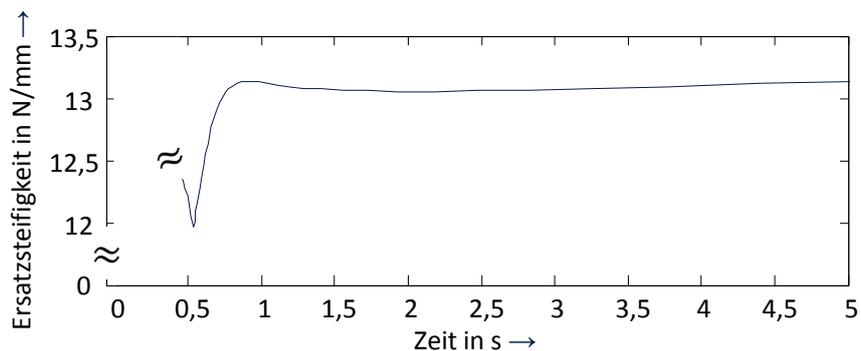


Abbildung 25: Ersatzsteifigkeit des Demonstratorbauteils am Krafteingriffspunkt

Die Ersatzsteifigkeit gibt das Verhältnis aus Rückfederungsweg und eingeleiteter Kompensationskraft beim Beenden der Kompensation wieder. Da das Geometriemodell in der verwendeten Finite-Elemente-Umgebung während des gesamten Schweißvorgangs der bereits geschweißten Naht entspricht, ist das Steifigkeitsverhalten während der Schweißung durch die Annahme der bereits vollständigen Naht physikalisch verfälscht. In Abbildung 25 ist dieser Bereich durch die Unterbrechung dargestellt. Direkt nach dem Ende der Schweißung verfügt das Bauteil erwartungsgemäß aufgrund der hohen Temperaturen über die geringste Ersatzsteifigkeit für eine Belastung am Ort der Kompensationseinleitung. Die Ersatzsteifigkeit nimmt infolge der Abkühlung schnell auf ein lokales Maximum bei 0,9 s zu, worauf ein lokales Minimum bei circa 2 s folgt, um danach bis zur maximalen Ersatzsteifigkeit im vollkommen abgekühlten Zustand auf 13,24 N/mm anzusteigen. Diese numerisch bestimmte Ersatzsteifigkeit stellt nun für die steuerungstechnische Umsetzung des Kompensationsvorgangs eine Eingangsgröße zur Bestimmung des Abschlusses der Kompensation dar.

In Abbildung 26 ist das Zusammenwirken der Simulationsmethode mit der Anlagentechnik zusammengefasst.

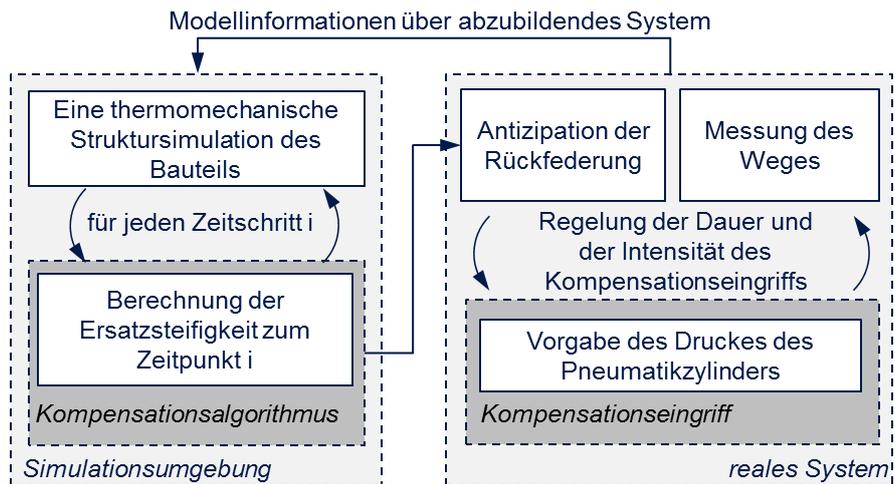


Abbildung 26: Zusammenwirken der Simulation mit der Anlagentechnik

Auf der linken Seite der Abbildung 26 ist die oben beschriebene Simulationmethode dargestellt. Die Kopplung der Simulation mit der Kompensationsmethode erfolgt über die Übergabe der zeitabhängigen Ersatzsteifigkeit an die Steuerung des Kompensationseingriffs in der Softwareumgebung LabView. Über analoge Eingangsmodule werden die Prozesskraft und die aktuelle Auslenkung in Echtzeit erfasst. Für jeden Zeitpunkt i wird laufend der Rückfederungsweg an der Spannpolition j

$$\Delta l_{\text{Prozesskraft}} = \frac{\text{Prozesskraft}_j}{\text{Ersatzsteifigkeit}_{i,j}}$$

berechnet.

Für die Druckbeaufschlagung des Pneumatikzylinders hat sich eine Wegregelung mittels einem klassischen PID-Regler als zielführend erwiesen. Die Sollgröße des PID-Reglers

$$x_{\text{soll}} = 60 \text{ mm}$$

muss für jeden spezifischen Anwendungsfall so gewählt werden, dass bei Erreichen der Sollgröße in jedem Fall eine Überkompensation vorliegt. Die Größe x_{ist} ist die aktuelle Position der Kompensationseinheit (Ist-Position). Der Unterschied zu einer echten Regelung besteht im Rahmen dieser Vorgehensweise darin, dass nicht das Erreichen des Sollwerts der Auslenkung das Kompensationsende festlegt, sondern die Kompensation beendet wird, sobald die Auslenkung die errechnete Rückfederung erreicht hat. Somit ist sichergestellt, dass die real während der Kompensation auftretende Prozesskraft berücksichtigt werden kann. Die Wegregelung gibt dabei den Stellwert des Druckregelventils vor. In Vorversuchen konnte gezeigt werden, dass über den kompletten relevanten Einstellbereich ein in sehr guter Näherung linearer Zusammenhang zwischen der Zylinderkraft und der Stellgröße des Druckregelventils vorliegt.

Die Auslenkung bestimmt sich dabei aus der Differenz der Nulllage der Einspannvorrichtung und der Ist-Position:

$$\Delta l_{\text{Auslenkung}} = x_{\text{Nulllage}} - x_{\text{ist}}$$

Die Bedingung für den Abbruch des Kompensationseingriffes ist folglich durch

$$\Delta l_{\text{Prozesskraft}} \geq \Delta l_{\text{Auslenkung}}$$

gegeben. Ein Flussdiagramm der Steuerung des Kompensationseingriffes kann Abbildung 27 entnommen werden.

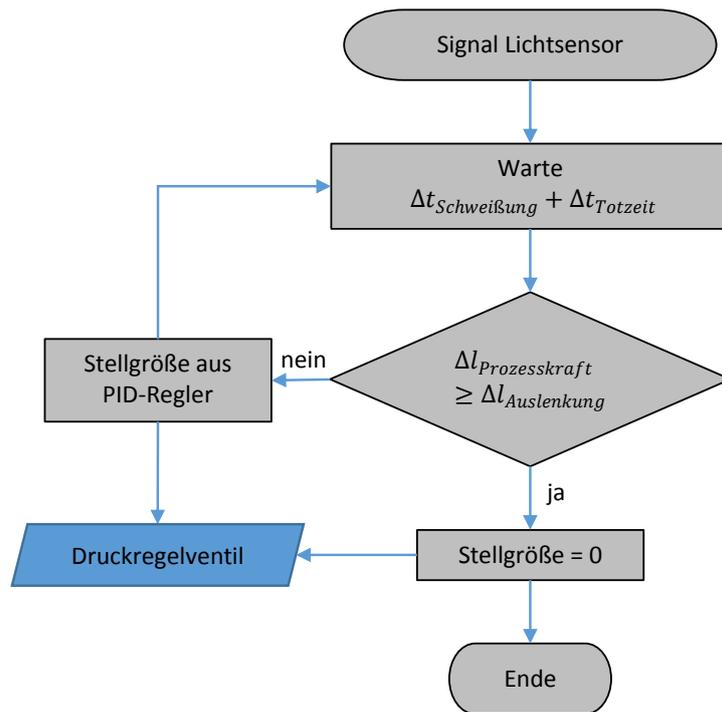


Abbildung 27: Flussdiagramm der Steuerung des Kompensationseingriffs

Das Totzeitglied (Totzeit) beschreibt die Zeitspanne zwischen dem Ende des Schweißvorganges und dem Start des Kompensationseingriffs. Die Kompensationsmethode kann für jede Totzeit den Kompensationseingriff so steuern, dass eine vollständige Verzugskompensation erreicht wird. Das Ziel der Variation der Totzeit ist die Identifikation der Zeitspanne, deren Verzugskompensation gemäß dem Ziel dieses Forschungsprojekts ebenso zu einer bestmöglichen Reduktion der Eigenspannungen im Bauteil führt. Diese Identifikation der bestmöglichen Totzeit ist in Abschnitt 5.10.7 beschrieben.

4.2.4

Validierung der Wiederholgenauigkeit der Kompensationsmethode

In dem nachfolgenden Abschnitt werden die durchgeführten Parametervariationen zum Nachweis der Funktionsfähigkeit der Kompensationsmethode erläutert. Die zeitabhängige Ersatzsteifigkeit wird durch die Simulationmethode der Kompensationssteuerung vorgegeben. Mithilfe dieser Kenngröße wird das Ende des Kompensationseingriffs identifiziert, wie in Abbildung 27 dargestellt ist.

Es wird ein Standard-PID-Regelglied verwendet. Da in Vorversuchen festgestellt wurde, dass der verwendete Versuchsaufbau ein stark überschwingendes Regelungsverhalten aufweist, wurde auf einen dynamiksteigernden D-Anteil verzichtet. Es zeigte sich ebenso, dass ein P-Anteil ein stabiles Systemverhalten verhindert. Es wird somit in den nachfolgenden Versuchsreihen lediglich ein I-Anteil verwendet, wobei $I=0,002$ die obere Grenze in Bezug auf die Vermeidung von überschwingendem Systemverhalten darstellt. Abbildung 28 und 29 zeigen einerseits die Wegverläufe sowie die Prozesskraftverläufe einer Regelung mit langsamer und schneller Regelungsdynamik für diesen Versuchsaufbau.

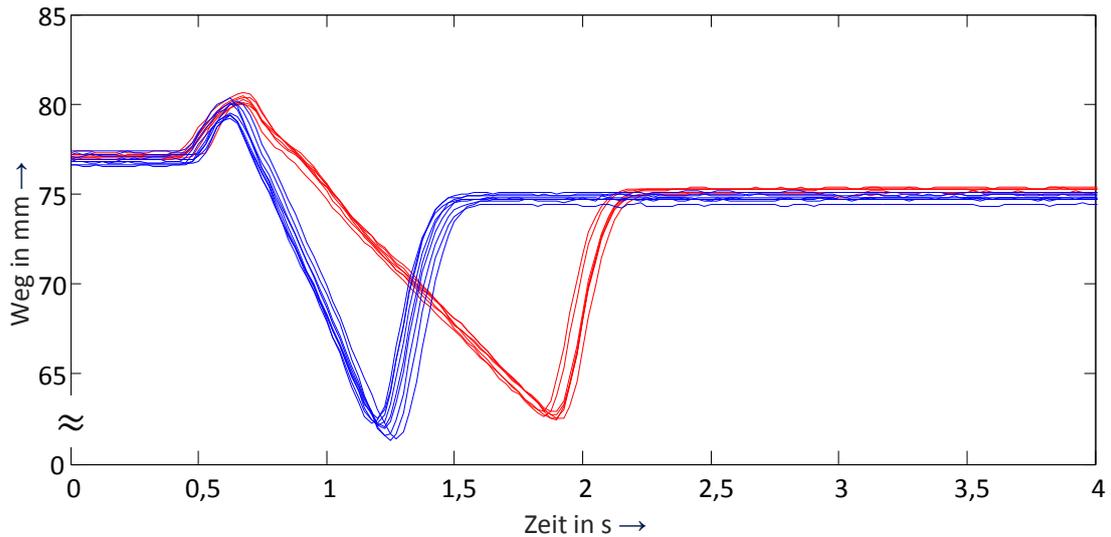


Abbildung 28: Wegverlauf von Wiederholversuchen mit $I=0,001$ (rot) und $I=0,002$ (blau)

Die Verläufe der Ist-Positionen der Kompensationseinheit in Abbildung 28 für einen I-Anteil $I=0,002$ der Regelung (blau) zeigen tendenziell eine geringere Auslenkung als die Wegverläufe mit einem I-Anteil von $I=0,001$ (rot). Die Dauer der Kompensation beträgt für $I=0,001$ circa 1,3 s, wohingegen der Kompensationseingriff mit $I=0,002$ bereits nach circa 0,7 s abgeschlossen ist. Die maximale Auslenkung wird dabei nicht vorgegeben, sondern ergibt sich aus der in der Simulation bestimmten zeitabhängigen Ersatzsteifigkeit und der im Versuch gemessenen Prozesskräfte, die in Abbildung 29 dargestellt sind.

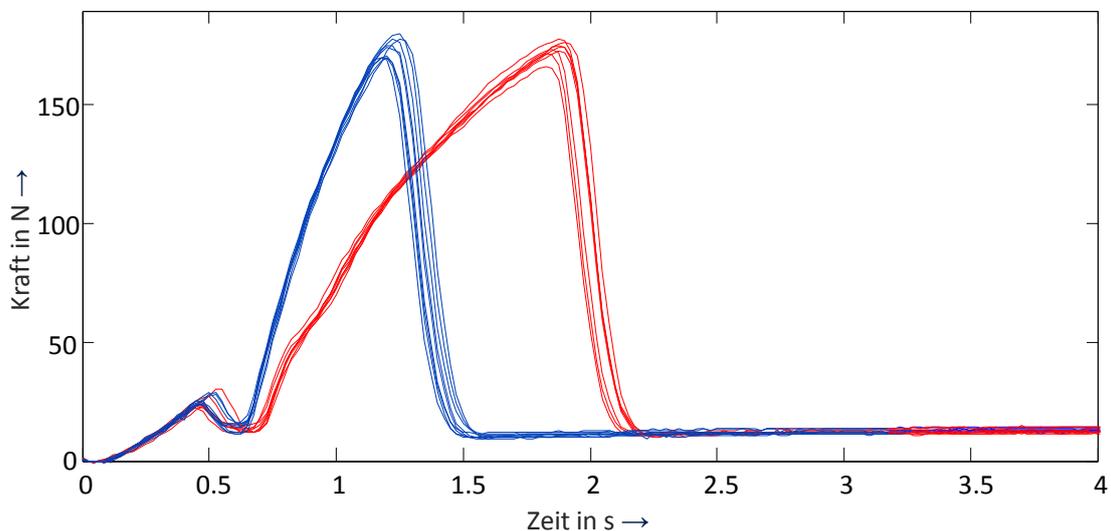


Abbildung 29: Variation der Kraftverläufe der Wiederholversuche mit $I=0,001$ (rot) und $I=0,002$ (blau)

Die zur vollständigen Kompensation notwendigen Prozesskräfte für $I=0,001$ (blau) sind geringfügig niedriger als die Kompensationskräfte für $I=0,002$. Zur statistischen Auswertung der Bauteilverzüge wurde der Winkelverzug der Proben nach dem Abkühlen und Ausspannen vermessen, siehe Tabelle 2.

Tabelle 2: Winkelverzüge von Wiederholversuchen einer Variation des Regelungsparameters I

I-Anteil Einheit Probe	I = 0.001 mm	I = 0.002 mm
1	0,61	0,13
2	0,46	0,53
3	0,83	-0,54
4	0,56	0,40
5	0,75	0,28
6	1,10	0,26
7	0,65	-0,09
8	0,74	0,60
9	0,80	0,26
10	0,66	0,12
Größte Auslenkung (max)		
	1,10	0,60
Kleinste Auslenkung (min)		
	0,46	-0,54
Schwankungsbreite		
	0,64	1,14
Mittelwert		
	0,72	0,20
Standardabweichung		
	0,17	0,31

Die Auswertung des Streuverhaltens der sich einstellenden Winkelverzüge erfolgt gesondert für jeden Regelungsparameter I anhand der größten (max) und kleinsten (min) Auslenkung der Probenreihe, der Schwankungsbreite der Verzüge

$$Schwankungsbreite_I = max - min$$

sowie dem Mittelwert des verbleibenden Winkelverzugs.

$$M_I = \sum_{i=1}^{N_R} \frac{X_i}{N_R}$$

Der Index i bezeichnet die Probennummer, X_i den Winkelverzug der Probe i und N_R die Gesamtanzahl der Proben pro Versuchsreihe (hier: $N_R = 10$). Zusätzlich ist die Standardabweichung für jeden Regelungsparameter I angegeben.

$$S_I = \sum_{i=1}^{N_R} \frac{(X_i - M_I)}{N_R}$$

Für die Versuchsreihe mit $I=0,002$ zeigt sich ein mittlerer Winkelverzug von 0,20 mm, wobei jede der 10 Proben im geforderten Schwankungsbereich von ± 1 mm liegt. Die Schwankungsbreite der Probenreihe beträgt 1,14 mm, bei einem maximalen Verzug von 0,60 mm und einem minimalem Verzug von -0,54 mm. Die Standardabweichung dieser Probenreihe beträgt 0,31 mm. Somit ist für diesen Regelungsparameter das Ziel der Reproduzierbarkeit der prozessbegleitenden dynamischen Winkelkompensation erfüllt.

Dahingegen wird für die untersuchten Probenreihe mit Regelungsparameter $I=0,001$ bei einer Probe der maximal zulässige Winkelverzug überschritten. Die Probe 6 hat einen Winkelverzug von 1,1 mm und ist somit die größte auftretende Auslenkung. Allerdings liegt für diese Versuchsreihe der Mittelwert bei 0,72 mm, womit die Abweichung von dem mittleren verbleibenden Verzug nur 0,48 mm beträgt. Dies äußert sich insbesondere auch in einer Schwankungsbreite der Probenreihe von lediglich 0,64 mm. Ebenso ist die Standardabweichung der Versuchsreihe mit 0,17 mm nur circa halb so groß wie die Standardabweichung des Kompensationseingriffs mit schneller Dynamik ($I=0,002$). Eine statische mittlere Abweichung Δl_{Offset} lässt sich problemlos durch eine Adaption der Abbruchbedingung des Kompensationseingriffs

$$\Delta l_{Prozesskraft} \geq \Delta l_{Auslenkung} + \Delta l_{Offset}$$

beseitigen.

Der durch die Schweißung in der Einspannvorrichtung entstehende Schweißverzug von circa 4 mm kann folglich mit einer Standardabweichung von 0,17 mm kompensiert werden, wodurch das Ziel der Sicherstellung der Reproduzierbarkeit des Kompensationseingriffs nachgewiesen werden konnte.

Somit ist aufgezeigt, dass für das Demonstratorbauteil die vorgestellte Kompensationsmethode eine prozesssichere Beseitigung des Winkelverzugs direkt nach dem Schweißvorgang ermöglicht.

Validierung der Wiederholgenauigkeit für verschiedene Kompensationszeitpunkte

4.2.5

Das Ziel des prozessbegleitenden Kompensationseingriffs ist die Einbringung des Verzugsausgleichs zum Zeitpunkt mit bestmöglichem Einfluss auf die thermomechanische Bauteilsituation in Hinblick auf die Reduktion der nach dem Abkühlen und Ausspannen verbleibenden Eigenspannungen im Bauteil. Folglich muss die Totzeit, die Zeitspanne zwischen der Schweißung und dem Kompensationseingriff, hinsichtlich dieser Zielgröße variiert werden können. Mit der simulativ bestimmten zeitabhängigen Ersatzsteifigkeit des Bauteils bezogen auf den Kompensationsort kann die Kompensationsmethode dies berücksichtigen. Nachfolgend wird die Vorgehensweise für Variationen der Totzeit validiert.

In Abbildung 30 sind für Totzeiten von 0 s bis 3 s die Verläufe der Ist-Positionen des Kompensationseingriffs dargestellt.

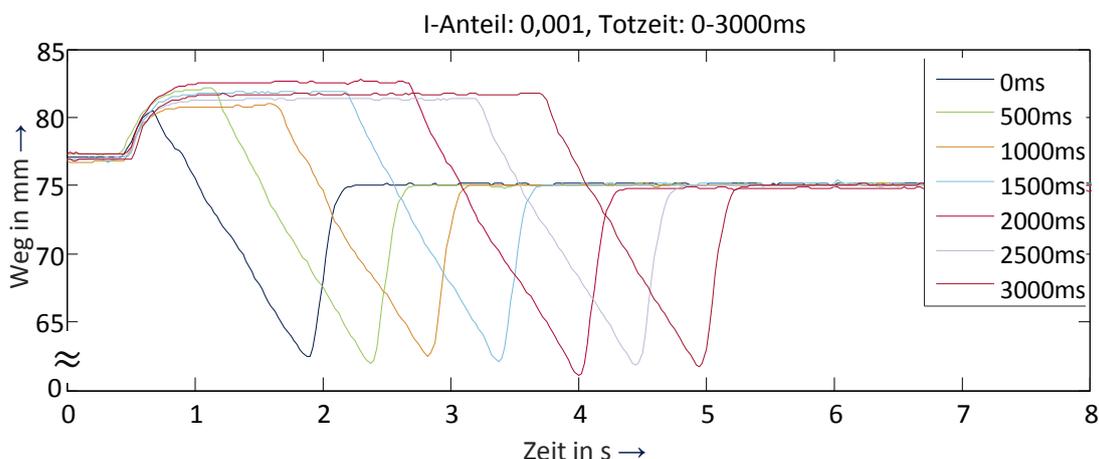


Abbildung 30: Verlauf der Ist-Positionen von Kompensationen mit variabler Totzeit (0 s – 3 s) mit $I=0,001$

Die Schwankung des Ausgangsverzuges durch die vorgelagerten Fertigungsschritte ist für die 7 betrachteten Proben mit 76,7 mm bis 77,4 mm relativ gering ausgeprägt. Durch die Schweißung werden Schwankung der Ist-Position von 80,8 mm (Totzeit: 1 s) und 82,6 mm (Totzeit 2,0 s) erreicht. Die Totzeit wird pro Schweißung um 0,5 s erhöht und deckt den Bereich zwischen 0 s und 3 s ab. Die zugehörigen Kraftverläufe sind in Abbildung 31 dargestellt.

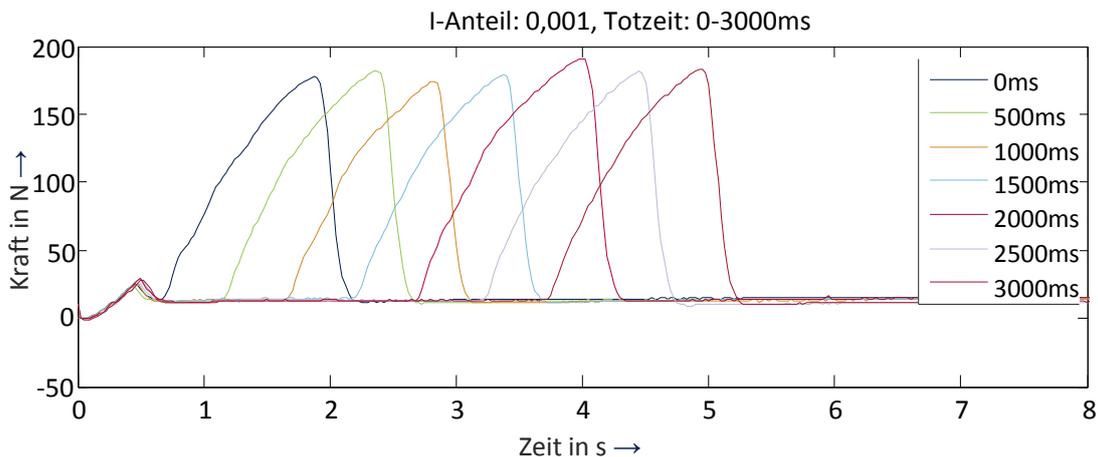


Abbildung 31: Verlauf der Prozesskraft von Kompensationen mit variabler Totzeit (0 s – 3 s) mit $I=0,001$

Die Schwankungsbreite der Haftreibung des Pneumatikzylinders beträgt bei dieser Messreihe zwischen 23,0 N und 29,5 N. Anhand dieser Messreihe kann die Anforderung des Demonstratorbauteils an die Kompensationsmethode herausgestellt werden. Für die beiden Extremfälle der Ausbildung des Schweißverzuges bei 1 s und 2 s zeigen sich auch hier die Extrema der gemessenen Prozesskräfte. Für die Kompensation mit Totzeit 1 s wird der geringste Schweißverzug erreicht. Dies ist nicht vorhersagbar, muss aber von der Kompensationsmethode berücksichtigt werden können.

Infolge des geringen Schweißverzuges müssen nur geringe plastische Ausgleichsverformungen eingebracht werden, um einen vollständigen Verzugsausgleich zu erreichen. Dies äußert sich in der geringsten notwendigen Prozesskraft von 173,8 N. Bei der Schweißung mit einer Totzeit von 2 s müssen vergleichsweise starke Verformungen induziert werden, so dass nach der kraftabhängigen Rückfederung des Bauteils der Winkelverzug beseitigt ist. Dies erfordert die für diese Versuchsreihe maximale Prozesskraft von 191,1 N.

Lediglich die Kombination der Messung der Prozessgrößen Auslenkung und Prozesskraft sowie die Modellbildung mittels der simulativen Vorhersage der Ersatzsteifigkeit ermöglicht die Antizipation der erforderlichen elastischen Rückfederung.

Nachfolgend wird in Abbildung 32 die Variation der Totzeit von 0 bis 3 s für einen I-Anteil von 0,002 betrachtet.

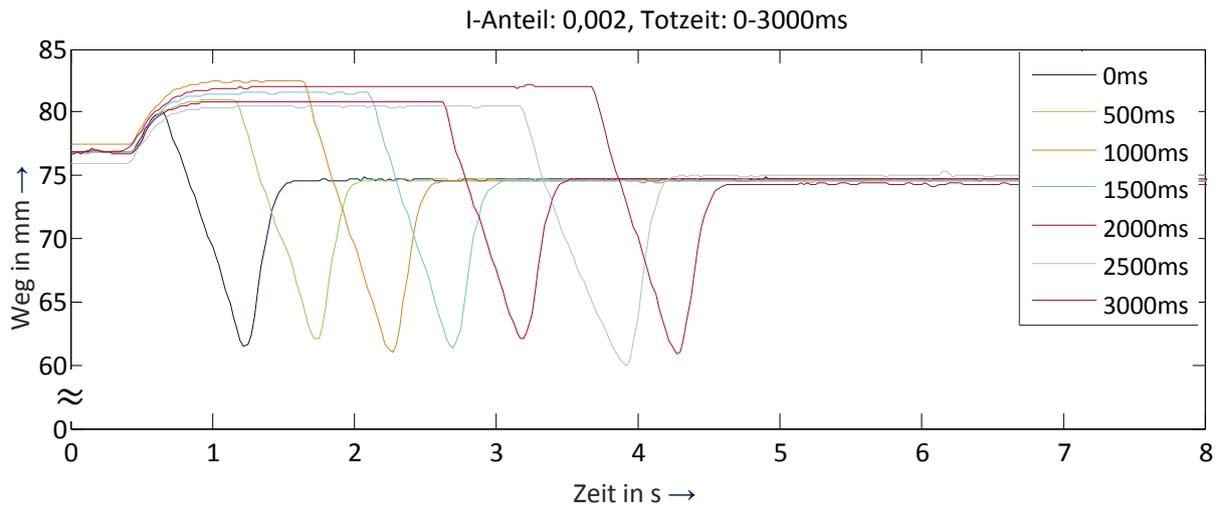


Abbildung 32: Verlauf der Ist-Positionen von Kompensationen mit variabler Totzeit (0 s – 3 s) mit I=0,002

Hier zeigt sich bereits durch die vorgelagerten Fertigungsschritte eine breite Schwankung der Ausgangs-Ist-Position von 75,9 mm bis 77,5 mm. Die Schwankungsbreite des ausgebildeten Schweißverzuges wird durch die Ist-Positionen von 80,4 mm (Totzeit 2,5 s) und 82,5 mm (Totzeit 1,0 s) begrenzt. Insbesondere bei der Probe mit einer Totzeit von 2,5 s muss von einer stark abweichenden Vorverfestigung ausgegangen werden. Obwohl der geringste Schweißverzug der Messreihe vorliegt, ist eine deutlich geringere maximale Auslenkung vonnöten (Ist-Position 59,9 mm), um eine vollständige Kompensation zu erreichen. Wie in Abbildung 33 ersichtlich ist, wird dabei auch eine maximale Prozesskraft von 209,1 N erreicht, die ebenso deutlich über der durchschnittlich erforderlichen Kompensationskraft liegt. Die Probe mit der geringsten Auslenkung der Totzeit von 2,0 s muss dahingegen um 4,0 mm geringer ausgelenkt werden, um das Kompensationsziel zu erreichen. In Abbildung 33 sind die dazugehörigen Kraftverläufe dargestellt.

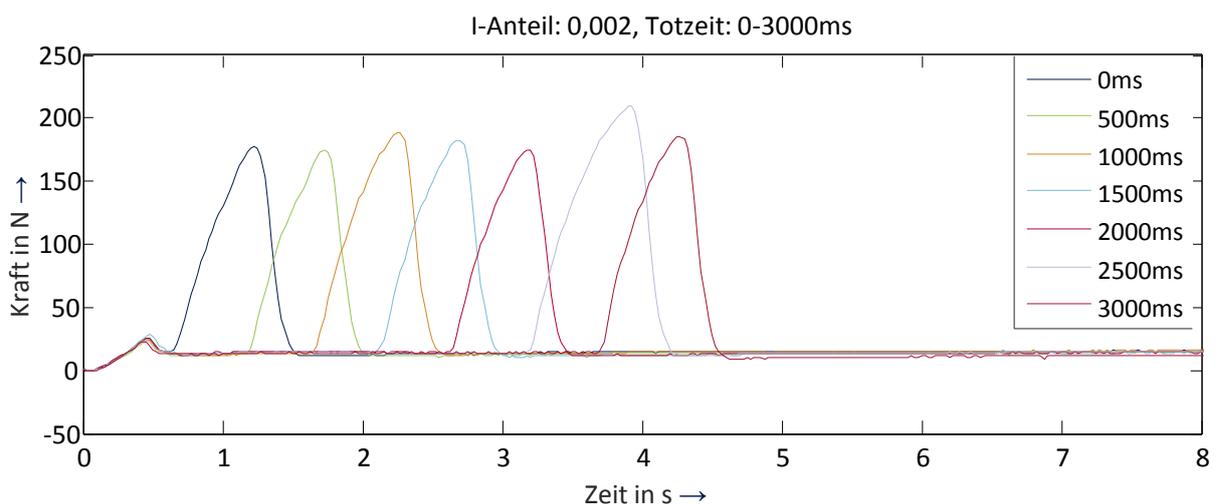


Abbildung 33: Verlauf der Prozesskraft von Kompensationen mit variabler Totzeit (0 s – 3 s) mit I=0,002

Die maximal erforderliche Kompensationskraft betrug 209,7 N (Totzeit 2,5 s) und die minimale Prozesskraft 175 N (Totzeit 2s). Dies entspricht einer Schwankung der erforderlichen Prozesskraft um 19,8 % zur Erreichung einer vollständigen Kompensation.

Damit konnte die Funktionsfähigkeit des Kompensationseingriffs mittels einer Kombination von Prozesswissen des Rückfederungsverhaltens aus der numerischen Simulation und Messgrößen für beliebige Zeitpunkte, also unterschiedliche Totzeiten, aufgezeigt werden.

In den vorangegangenen Arbeitspaketen und insbesondere in den durchgeführten Vorversuchen wurde darüber hinaus die fehlende Reproduzierbarkeit des Bauteilverzugs als besondere Problemstellung der Schweißaufgabe identifiziert. Zur Überprüfung der Prozesssicherheit der Kompensationsmethode wurden für die oben gezeigten Variationen der Totzeiten jeweils 3 Wiederholungen durchgeführt. Der gemessene Bauteilverzug sowie die Mittelwerte und Standardabweichungen können der nachfolgenden Tabelle 3 entnommen werden.

Tabelle 3: Auswertung der Versuche mit Variationen der Totzeit für $l=0,001$

Wert Einheit Anz. Proben	Totzeit s	max mm	min mm	S.-Breite mm	Mittelwert mm	Standardabw. mm
10	0	1,10	0,46	0,64	0,72	0,17
3	0,5	0,76	0,52	0,23	0,60	0,11
3	1	0,73	0,60	0,13	0,65	0,06
3	1,5	1,00	0,79	0,21	0,87	0,09
3	2	0,93	0,50	0,43	0,66	0,19
3	2,5	0,78	0,48	0,31	0,67	0,14
3	3	0,91	0,23	0,68	0,63	0,29
$N_T = 28$				$M_{g,l} = 0,69$		$S_{g,l} = 0,15$

Zur Auswertung der Versuche mit Variationen der Totzeit werden noch gewichtete Kenngrößen der Mittelwerte und der Standardabweichungen für jede Totzeit J und Regelungsparameter I definiert. Diese berücksichtigen die Anzahl der Proben N_J die pro Totzeit J durchgeführt wurden. Für den gewichteten Mittelwert

$$M_{g,I} = \sum_{i=1}^{N_Z} \frac{N_J X_I}{N_T}$$

bezeichnet der Index i die Probennummer, N_Z die Anzahl der Proben pro Totzeit und N_T ist die Gesamtanzahl der Proben pro Versuchsreihe. Zusätzlich ist die Standardabweichung für den Regelungsparameter I angegeben.

$$S_{g,I} = \sum_{i=1}^{N_Z} \frac{N_J S_I}{N_T}$$

Für eine Totzeit von 0 s konnte ein Mittelwert des resultierenden Bauteilverzugs von 0,72 mm beobachtet werden. Der gewichtete Mittelwert aller Proben mit Regelungsparameter $l=0,001$ beträgt 0,69 mm. Die mittlere Abweichung zeigt keine Abhängigkeit von dem Zeitpunkt der Kompensation. Diese mittlere Abweichung für den Regelungsparameter $l=0,001$ kann folglich mit der Vorgabe eines Offset-Wertes beseitigt werden. Ebenso ist die gewichtete mittlere Standardabweichung mit 0,15 mm fast identisch mit der Stan-

Standardabweichung der Wiederholversuche mit einer Totzeit von 0 s. Bei einer auskragenden Länge des Bauteils von 185 mm von der Schweißnaht bis zur Kompensations- und Messposition entspricht diese gewichtete Standardabweichung von 0,15 mm einer Winkelabweichung von 0,05 ° von dem gewichteten Mittelwert von 0,69 mm. Abschließend konnte aufgezeigt werden, dass die Kompensationsmethode prozessbegleitend und insbesondere prozesssicher den Winkelverzug beseitigen kann.

In der nachfolgenden Tabelle 4 ist die Auswertung der Variationen der Totzeit für den Regelungsparameter $I=0,002$ dargestellt. Da für diese Regelungsgröße eine schnellere Kompensation erreicht werden kann, wurden ebenso Kompensationseingriffe für Totzeiten kleiner 0 s untersucht. Dabei beginnt der Kompensationseingriff bereits während der Schweißung. Hier gilt es zu beachten, dass die simulativ bestimmte Ersatzsteifigkeit systembedingt auf einer Geometrie der vollendeten Schweißnaht aufbaut und somit die Bauteilsteifigkeit der noch nicht vollendeten Schweißung nicht exakt abbildet.

Tabelle 4: Auswertung der Versuche mit Variationen der Totzeit für $I=0,002$

Wert Einheit Anz. Proben	Totzeit s	max mm	min mm	S.-Breite mm	Mittelwert mm	Standardabw. mm
2	-0,2	0,88	0,87	0,02	0,87	0,01
2	-0,1	0,42	0,39	0,03	0,40	0,02
10	0	0,60	-0,54	1,14	0,20	0,31
3	0,5	0,11	-0,08	0,19	-0,01	0,09
3	1	0,45	-1,54	1,98	-0,26	0,90
3	1,5	0,76	-0,44	1,20	0,16	0,49
3	2	0,39	-0,06	0,46	0,19	0,19
3	2,5	0,85	-0,67	1,52	0,26	0,66
3	3	0,45	-1,31	1,75	-0,25	0,65
3	100	0,76	0,27	0,49	0,51	0,20
$N_T = 35$					$M_{g,I} = 0,18$	$S_{g,I} = 0,36$

Wie bei den Versuchsreihen mit $I=0,001$ zeigt sich auch für $I=0,002$, dass die gewichteten mittleren Kenngrößen in guter Näherung übereinstimmend mit den Wiederholversuchen einer Totzeit von 0 s sind. Folglich ist auch hier die Abweichung des Winkelverzuges und der Standardabweichung unabhängig von der betrachteten Totzeit.

Der gewichtete Mittelwert des verbleibenden Winkelverzugs beträgt 0,18 mm. Die gewichtete Standardabweichung beträgt 0,36 mm. Im Vergleich der Tabellen 3 und 4 wird deutlich, dass sowohl die Mittelwerte als auch die Standardabweichung des schnelleren Kompensationseingriffs mit Regelungsparameter $I=0,002$ stärker schwanken. Eine schnelle Krafteinleitung geht folglich bei der untersuchten Systemtechnik zu Lasten der Wiederholgenauigkeit und somit der Prozesssicherheit. Bei den Kompensationen mit einer Totzeit von 1,0 s und 3,0 s trat bei jeweils einer Probe eine geringfügige Überkompensation mit einem Bauteilverzug von -1,54 mm und -1,31 mm auf. Somit erfüllen 2 von 35 Proben nicht die geforderte Maßhaltigkeit eines Winkelverzuges kleiner als 1 mm. Dies entspricht einer Ausschussquote von 5,7 %. Bei dem Regelungsparameter $I=0,001$ beträgt diese Ausschussquote 3,6 %, wobei abzusehen ist, dass diese durch eine Korrektur

der verbleibenden mittleren Abweichung von 0,69 mm mittels einem entsprechenden Offsetwert noch wesentlich gesenkt werden kann.

Der Anwender kann folglich gemäß der vorliegenden Kompensationsaufgabe entscheiden, ob eine möglichst schnelle oder wiederholgenaue Kompensation durchgeführt werden soll.

Einschränkungen des Kompensationseingriffes

Bei der Untersuchung der kompensierten Bauteilproben kann eine Abweichung der Geometrie von der Sollgeometrie im Bereich des auskragenden Blechs beobachtet werden. Dies ist exemplarisch in Abbildung 34 für die zwei untersuchten Regelungsparameter $I=0,001$ und $I=0,002$ dargestellt. Aufgrund des Kompensationseingriffes kommt es zur Ausbildung eines Spalts unter dem Unterblech, der mittels einer Gegenlichtaufnahme visualisiert werden kann.

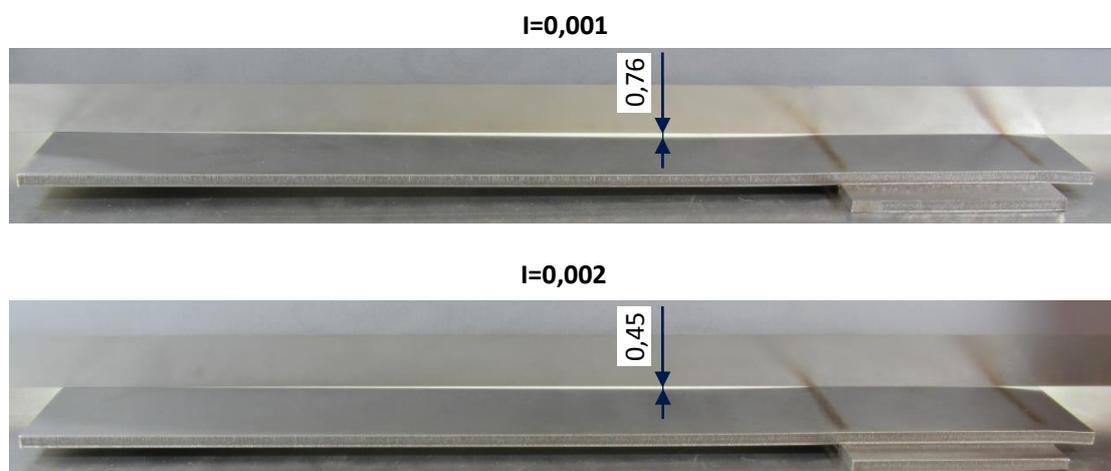


Abbildung 34: Darstellung des Spalts (in mm) im Bereich des Unterblechs

Aufgrund des Schweißvorgangs kommt es im Bereich der aufgeschmolzenen Fläche im Querschnitt zu einer lokalen Verfestigung. Wenn das Bauteil während der Kompensation bereits hinreichend abgekühlt ist, verlagert sich der Bereich der plastischen Verformung in den auskragenden Teil des Unterbleches. Dies führt zu der Ausbildung eines Spalts, der mittels eines Haarlineals in Abbildung 34 ersichtlich wird. Dies stellt eine ungewünschte aber für diese Geometrie mit einem weit auskragenden Unterblech Formabweichung unvermeidliche dar. Zur Reduzierung dieses Phänomens ist eine möglichst schnelle Durchführung des Kompensationseingriffes anzustreben. Dazu ist die Totzeit so gering wie möglich zu wählen und der Regelungsparameter so groß wie möglich, hier $I=0,002$. Zur Quantifizierung des Spaltmaßes wurden die Bleche unter einem Lichtmikroskop gegen ein ebenes Unterblech vermessen (siehe Abbildung 35).

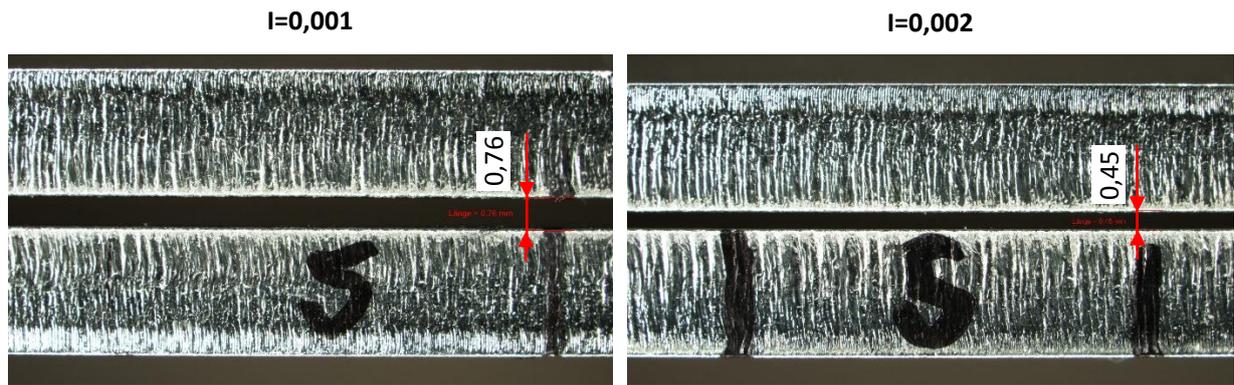


Abbildung 35: Vermessung des Spaltmaßes der Unterbleche

Das Spaltmaß des Unterbleches mit dem Regelungsparameter $I=0,001$ beträgt 0,76 mm für eine Totzeit von 0 s. Durch Erhöhung des Regelungsparameters auf $I=0,002$ kann dieses Spaltmaß auf 0,45 mm reduziert werden.

5 Hauptkapitel IWM

Werkstoff

Die im Folgenden dargestellten Ergebnisse wurden im Rahmen der Bearbeitung von AP 1 „Entwicklung eines beispielhaften Versuchsaufbaus mit statischer Einspannung“ erzielt.

5.1 Die austenitischen Werkstoffe X5CrNi18-10 (1.4301, AISI 304) und X6CrNiTi18-10 (1.4541, AISI 321) wurden im Rahmen dieses Projekts verwendet. Diese Werkstoffe zählen zu den schweißgeeigneten Werkstoffen.

Thermomechanische Eigenschaften

Die Wärmedehnung des Werkstoffes X5CrNi 18-10 als Funktion der Temperatur zeigt Abbildung 36.

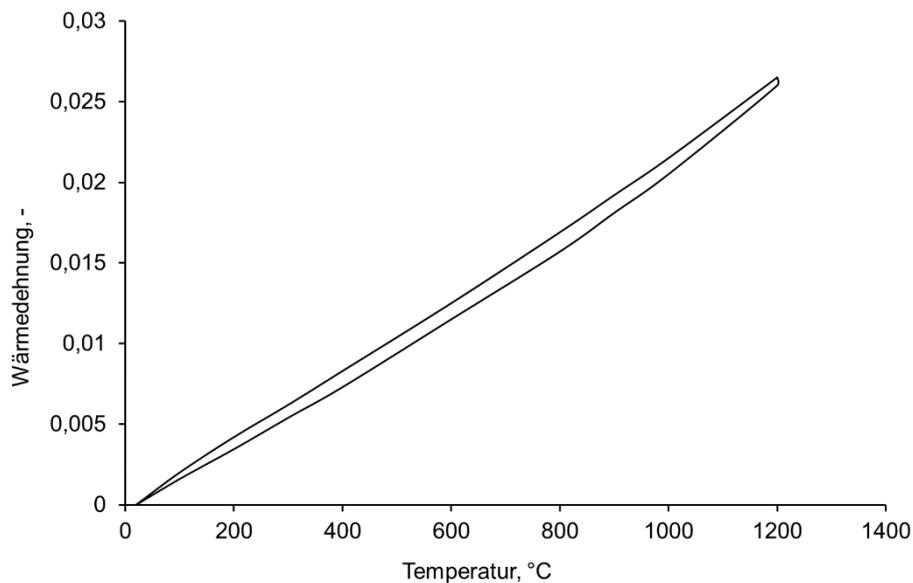


Abbildung 36: Wärmedehnung als Funktion der Temperatur, X5CrNi 18-10, Messung am IWM im Rahmen des Verbundprojekts SST-Schweißsimulationstool [60]

Die Wärmedehnung von X5CrNi18-10 wurde für X6CrNiTi18-10 übernommen. Da der Werkstoff keine Phasenumwandlungen aufweist, werden die vorhandenen thermomechanischen Eigenschaften des Werkstoffes X5CrNi18-10 als Grundlage für den X6CrNiTi18-10 verwendet. Dafür wurde die Dehngrenze des X5CrNi18-10 aus der SYSWELD-Datenbank entnommen. Für die Kalibrierung der Dehngrenze von X6CrNiTi18-10 wurden Zugversuche an Rundproben bei Raumtemperatur (RT) durchgeführt. Das Spannungs-Dehnungsverhalten von X6CrNiTi18-10 bei RT zeigt Abbildung 37.

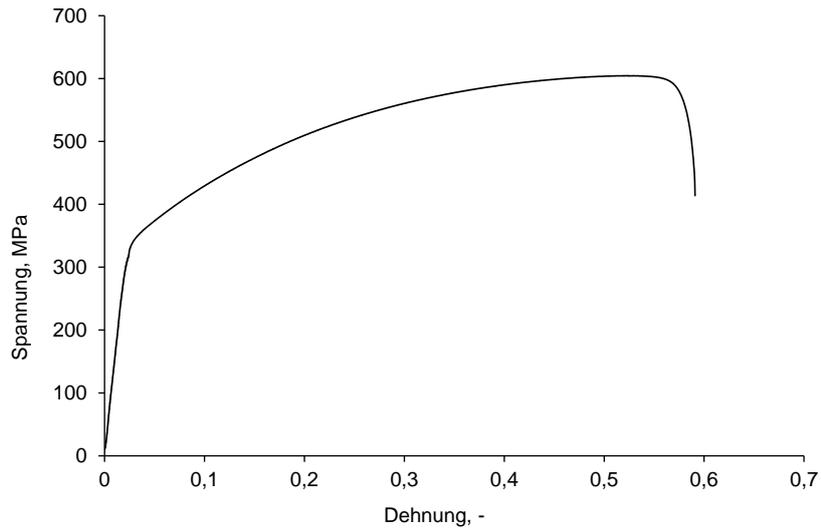


Abbildung 37: Technische Spannungs-Dehnungskurve bei RT von X6CrNiTi 18-10, ermittelt am *iwb* für eine Dehnrate von ca. $0,1 \text{ s}^{-1}$

Aus den Dehngrenzen $R_{p0,2}$ der beiden Werkstoffe bei RT wurde ein Korrelationsfaktor von 1,1 bestimmt und dementsprechend die Dehngrenze $R_{p0,2}$ von X6CrNiTi 18-10 bis 900 °C berechnet (Abbildung 38). Dabei wurde angenommen, dass die Korrelation zwischen den Dehngrenzen der beiden Werkstoffe linear bis 800 °C vorliegt. Über 900 °C wurde die Dehngrenze von X5CrNi18-10 für den X6CrNiTi18-10 übernommen.

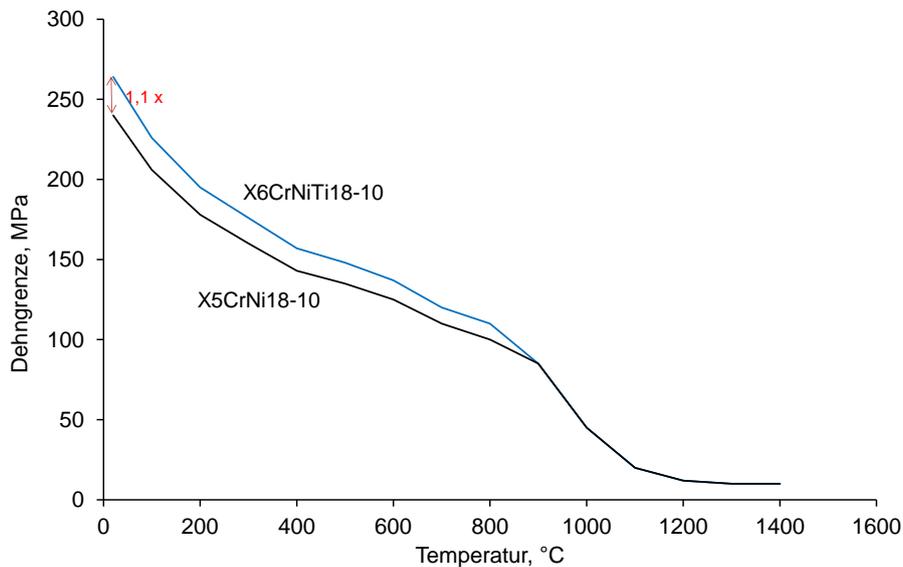


Abbildung 38: Dehngrenze $R_{p0,2}$ der Werkstoffe X5CrNi18-10 und X6CrNiTi18-10, Dehnrate $0,001 \text{ s}^{-1}$

Die Dehngrenze $R_{p0,2}$ des Werkstoffes X6CrNiTi18-10 wurde für eine Dehnrate von $0,001 \text{ s}^{-1}$ berechnet. Um den Einfluss der Dehnrate auf das Werkstoffverhalten zu berücksichtigen, wurde der Verfestigungsexponent m in die Berechnung einbezogen. Abbildung 39 zeigt den Verfestigungsexponenten m auf.

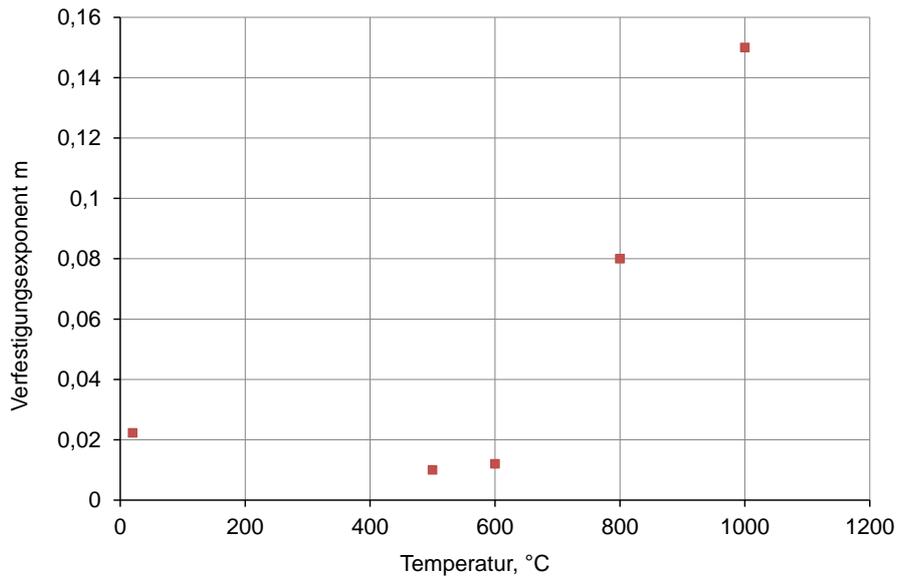
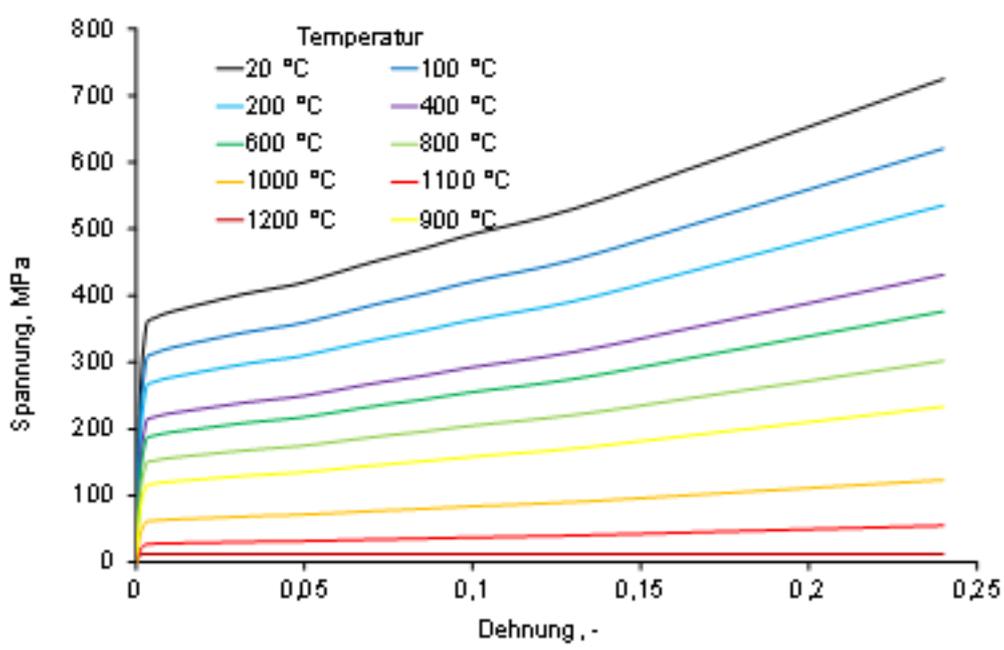


Abbildung 39: Verfestigungsexponent m für X5CrNi18-10 und X6CrNiTi18-10 aus den Spannungs-Dehnungskurven des X5CrNi 18-10, ermittelt am IWM im Rahmen des Verbundprojekts SST-Schweißsimulationstool [60]

Die Verfestigungskurven für die beiden Werkstoffe bei hohen Temperaturen wurde anhand der Dehngrenze und die Verfestigung von X6CrNiTi18-10 bei RT bestimmt. Dabei wurden die Kalibrierungstools von SYS-WELD eingesetzt. Das temperaturabhängige Spannungs-Dehnungsverhalten von X6CrNiTi18-10 zeigt Abbildung 40 auf.



5.2

Abbildung 40: Spannungs-Dehnungskurven, X6CrNiTi 18-10

Instrumentierte Schweißversuche

Es wurden Schweißungen an Platten sowie an einem Demonstrator-Bauteil durchgeführt. Das Ziel der instrumentierten Laserstrahlschweißversuche an Platten war es, möglichst umfangreiche Daten über die spezifischen Temperaturzyklen zu erhalten und den Einfluss des dynamischen Spanns zu überprüfen. Zu die-

sem Zweck wurden die Versuche mit Messungen von Temperaturzyklen und Verzügen sowie Eigenspannungen begleitet. Zudem wurden Makroschliffbilder angefertigt. Die instrumentierten Schweißversuche wurden am iwv durchgeführt.

Fügeverbindungen

Für ein systematisches Vorgehen bei den angestrebten experimentellen und numerischen Untersuchungen wurden einfache Fügeverbindungen, bestehend aus einer Blindnaht und einer I-Stoßverbindung, definiert. Die Verbindungen wurden durch das Laserstrahlschweißen in einlagiger Nahtausführung hergestellt. Die grundsätzlichen Fragestellungen und die prinzipiellen Lösungsmöglichkeiten sowie die auftretenden Effekte wurden damit demonstriert, nachvollzogen und erklärt.

Als Spannmittel wurden übliche Spannblöcke verwendet. Der Versuchsaufbau berücksichtigt die Forderung nach Variationsmöglichkeiten der Spannmittel hinsichtlich ihrer Lokalisierung am Werkstück. Die Referenzmodelle wurden mit statischen Einspannungen durchgeführt und dienten als Vergleich der Ergebnisse, die mit den dynamischen Spannsystemen erreicht wurden. Abbildung 41 zeigt die Geometrien der Referenzmodelle.

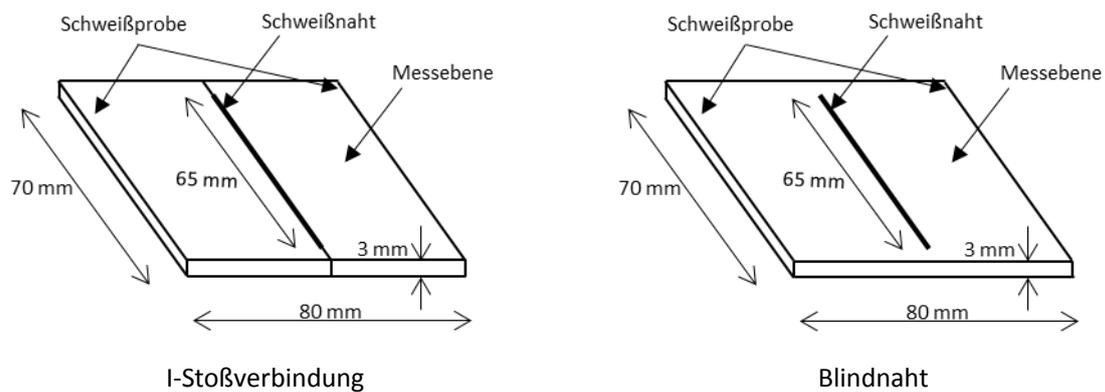


Abbildung 41: Fügeverbindungen für die Grundlagenuntersuchungen

5.4

FE-Netz und Randbedingungen

Bei den verwendeten Laserstrahlschweißparametern (Leistung von 3000 W und Vorschubgeschwindigkeit von 4240 mm min⁻¹) ist ein Schmelzbad zu erwarten, das nicht über die komplette Blechdicke ausgebildet ist. Die FE-Modelle wurden mit 3D-Elementen vernetzt. Dabei wurden die Fügepartner mit feinen Elementen an der Nahtwurzel und einer linearen Vergrößerung von der Schweißnaht zur Außenseite vernetzt, Abbildung 42.

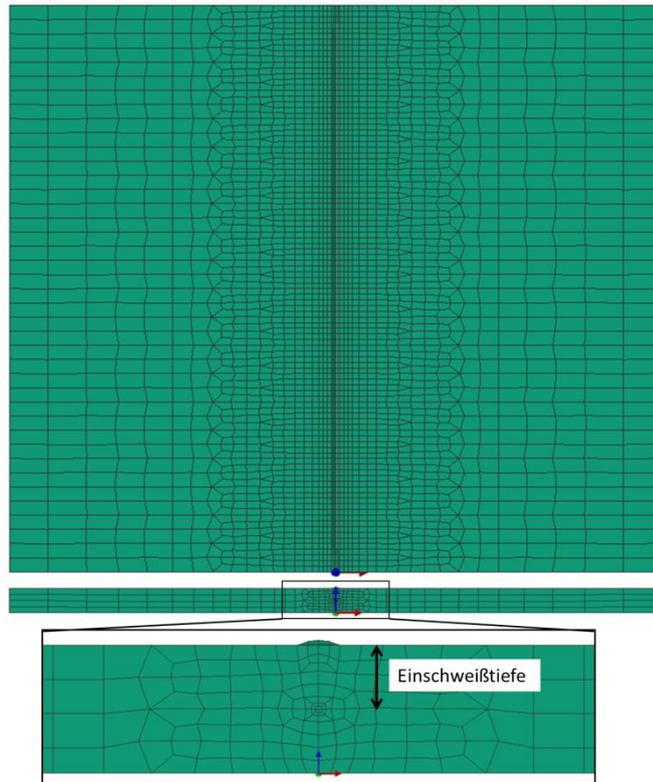


Abbildung 42: FE-Netz für den Stumpfstoß

Das FE-Modell des Stumpfstoßes hat 28062 Knoten bei 23044 3D- und 11272 2D-Elementen. Für die Blindnaht wurden die Elemente größer definiert, da bei der Blindnaht keine Kerbeffekt an der Nahtwurzel zu erwarten sind. Dieses FE-Modell (siehe Abbildung 43) hat 22779 Knoten bei 19080 3D- und 7412 2D-Elemente.

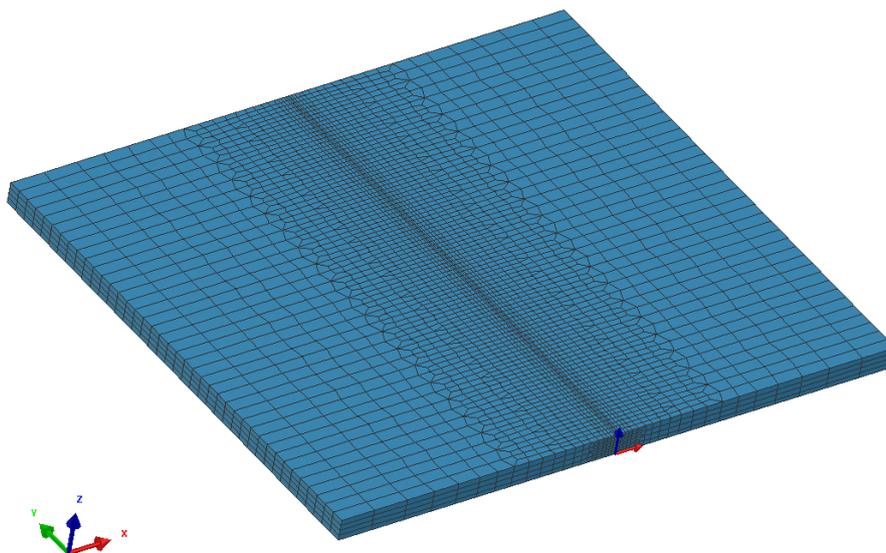


Abbildung 43: FE-Netz für die Blindnaht

Eine konisch Gauß-normalverteilte Volumenwärmequelle mit abnehmender Wärmeflussdichte Q über der Tiefe gemäß Abbildung 44 wurde verwendet.

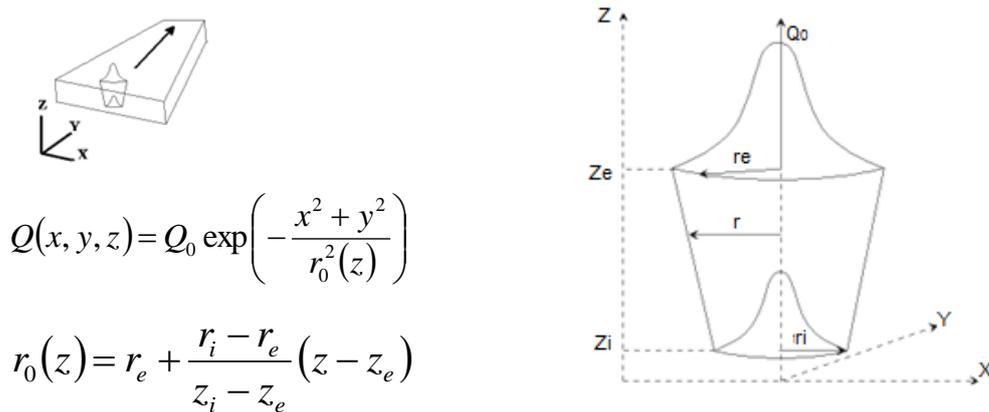


Abbildung 44: Gauß-verteilte Ersatzwärmequelle

Der Wärmeverlust durch Konvektion and Strahlung wurde berücksichtigt. Der Wärmeverlust durch Spannmittel wurde gleich dem Wärmeverlust durch Konvektion und Strahlung angenommen. Abbildung 45 zeigt schematisch die Schweißverbindung.

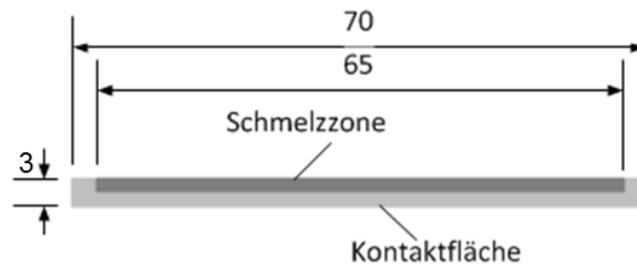


Abbildung 45: Schematische Darstellung der zu schweißenden Blechstirnfläche

Die Elemente der Schmelzzone beim Stumpfstoß wurden zu Beginn der Schweißstruktursimulation deaktiviert und dann zum Zeitpunkt der Erstarrung wieder aktiviert. Dadurch wurden die beiden Bleche miteinander verbunden. Die Kontaktfläche der nichtgeschmolzenen Blechstirnfläche wurden durch die in SYSWELD verfügbaren Makroelemente des Typs „Interface Media“ abgebildet. Nach der Abkühlung der Verbindung wurden die Bleche ausgespannt. Die Lagerung der Bleche nach dem Schweißen erfolgte nach dem Dreipunktprinzip, siehe Abbildung 46.

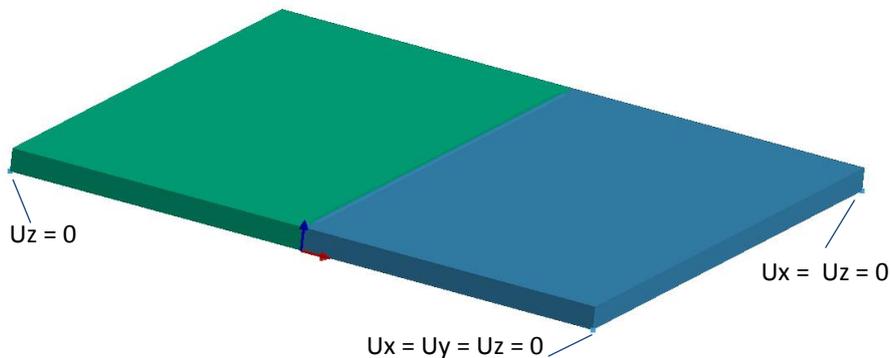


Abbildung 46: Randbedingungen für die Sperrung der Verschiebungsfreiheitsgrade nach der Abkühlung

Bei der Blindnaht wurde keine Deaktivierung/Aktivierung der Schmelzbadelemente vorgenommen. Die Simulationen wurden mit dem FE-Simulationssystem SYSWELD durchgeführt.

Eigen Spannungsmessungen

Die im Folgenden dargestellten Ergebnisse wurden im Rahmen der Bearbeitung von AP 2 „Experimentelle Verzugs- und Eigen Spannungsimmessungen beim Laserstrahlschweißen mit statischer Einspannung“ erzielt. Um einen Referenzzustand für die Eigen Spannungen zu schaffen, wurden röntgenographische Eigen Spannungsmessungen an einer Blindnaht mit statischer Einspannung durchgeführt. Die Messungen des Verzugs und der Eigen Spannungen an der Blindnaht wurden auch für die Auswahl eines geeigneten Werkstoffmodells für die FE-Simulation verwendet. Die Ergebnisse der röntgenographischen Eigen Spannungsmessungen sind in den Diagrammen als Messpunkte im Vergleich zu den berechneten Eigen Spannungsverläufen eingezeichnet.

FE-Simulation der Blindnaht

Das Ziel der Untersuchung einer Blindnaht ist die Schaffung einer Grundlage für die Untersuchung von realen Schweißnähten. Blindnähte erleichtern die Durchführung von experimentellen Schweißversuchen sowohl mit statischen Einspannbedingungen als auch mit dynamischen Einspannbedingungen.

Berechnung des Temperaturfelds

5.6.1 Abgleich am Querschliff der Schweißnaht

Abbildung 47 zeigt den Wärmeeintrag durch die numerischen Ersatzwärmequellen im Vergleich zu einem Querschliff der realen Blindnaht, bei der sich durch die erreichte Schmelztemperatur eine Schmelzzone ausgebildet hat. Die Falschfarben auf der linken Seite stellen die erreichten Temperaturen der Wärmeeinflusszone (ohne Schmelzbad) dar. Die Berechnungsergebnisse korrelieren in Bezug auf Form, Breite und Tiefe der Schweißnaht gut mit den experimentellen Ergebnissen.

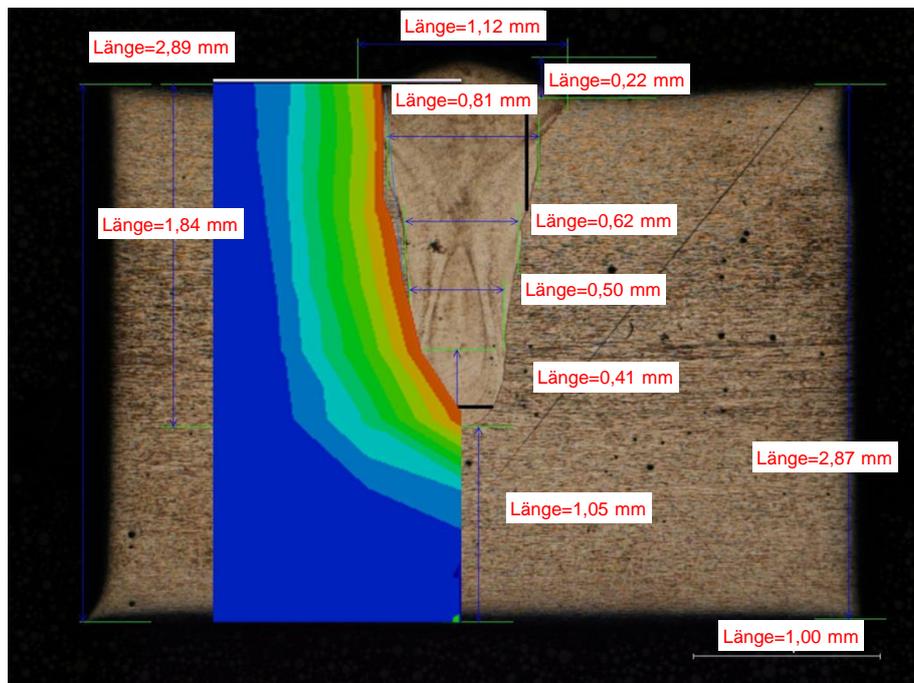


Abbildung 47: Berechnete Wärmeverteilung und reale Wärmewirkung auf das Gefüge, Schliffbild (iwb), Berechnung des Verzugs und der Eigen Spannungen bei der Blindnaht

Abbildung 48 zeigt die Randbedingungen für die Realisierung der Blindnaht.

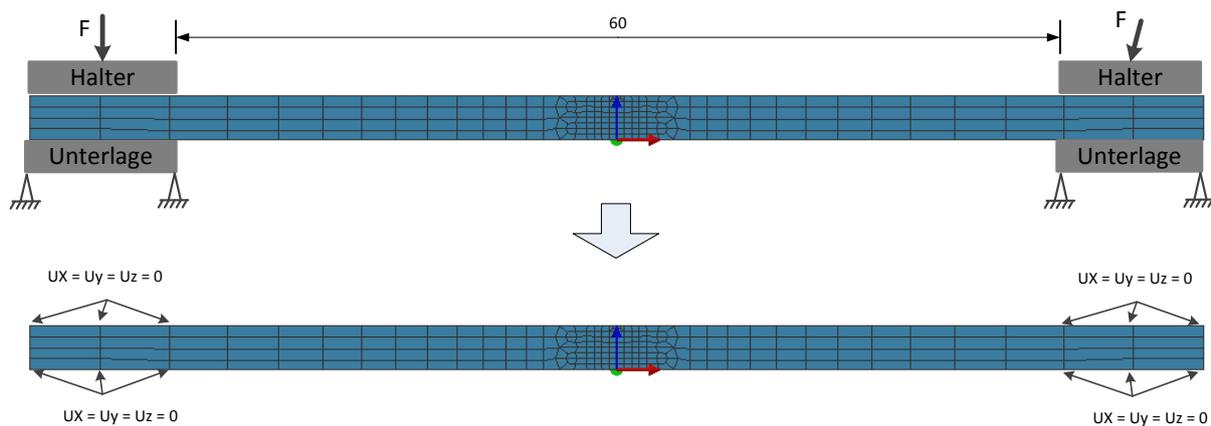


Abbildung 48: Randbedingungen für die Realisierung der Blindnaht

Für die Auswahl eines geeigneten Verfestigungsmodells wurden drei Varianten betrachtet:

- Modell 2: Kinematische Verfestigung, „kinematic strain hardening“
- Modell 3: Isotrope Verfestigung, „isotrop strain hardening“
- Modell 11: 50 % des Modells 2 und 50 % des Modells 3

Die Modellnummer bezieht sich jeweils auf die Vordefinitionen für SYSWELD.

Abbildung 49 zeigt den Winkelverzug bei den drei Modellen.

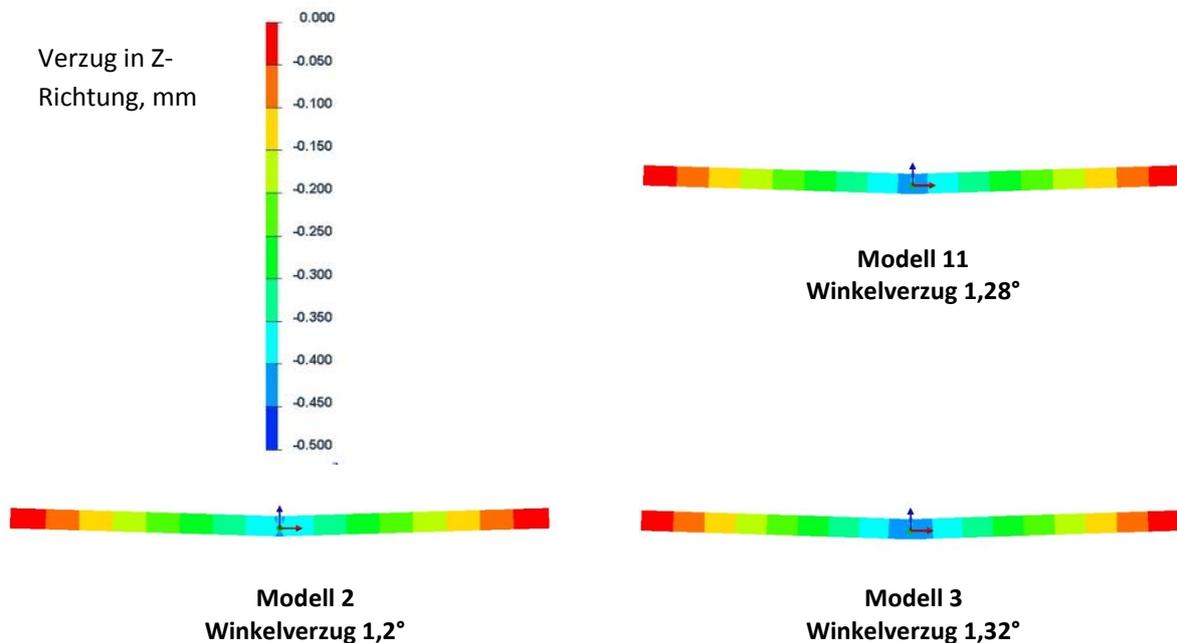


Abbildung 49: Verzug in Z-Richtung in mm (dreifach vergrößert) bei den drei Varianten

Der Winkelverzug bei der Simulation mit Modell 3 ist höher als bei der Simulation mit Modell 2 bzw. 11. Die experimentelle Untersuchung einer Schweißung mit Blindnaht ergab einen Winkelverzug von ca. 1,45°, der mit dem Ergebnis aus der Simulation mit Modell 3 am besten korreliert. Die mit den drei Verfestigungsmodellen berechneten Eigenspannungen zeigt Abbildung 50 im Vergleich zur Messung auf.

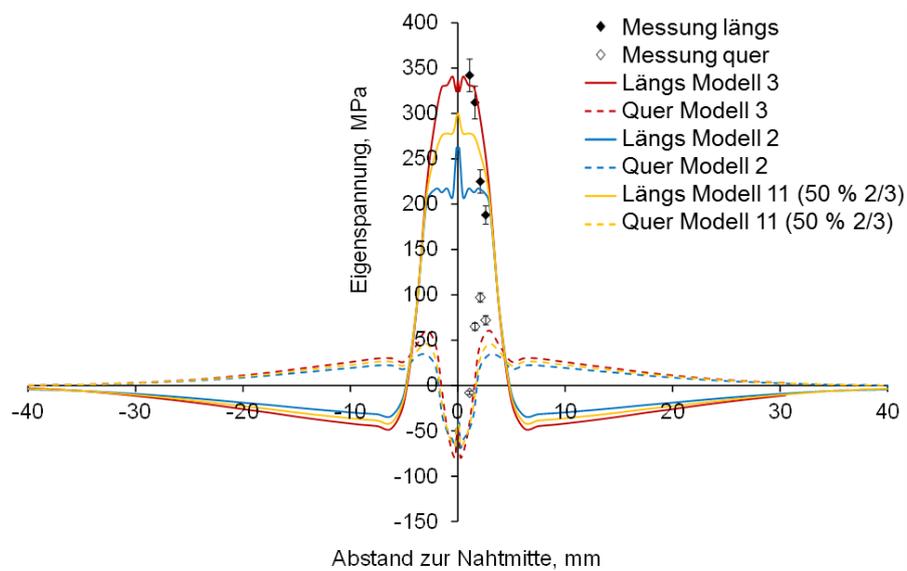


Abbildung 50: Eigenspannungen als Funktion des Abstands zur Nahtmitte für unterschiedliche Verfestigungsmodelle

Die Eigenspannungen wurden in der Mitte der Blindnaht gemessen bzw. ausgewertet (vgl. Abbildung 53). Die gemessenen Eigenspannungen stimmen mit dem Berechnungsergebnis des Modells 3 am besten überein. Dieses Ergebnis korreliert gut mit den Arbeiten [61, 62, 63]. Die Eigenspannungsmessungen wurden röntgenografisch am IWM durchgeführt. Die akkumulierten plastischen Dehnungen bei den Verfestigungsmodellen zeigt Abbildung 51 auf.

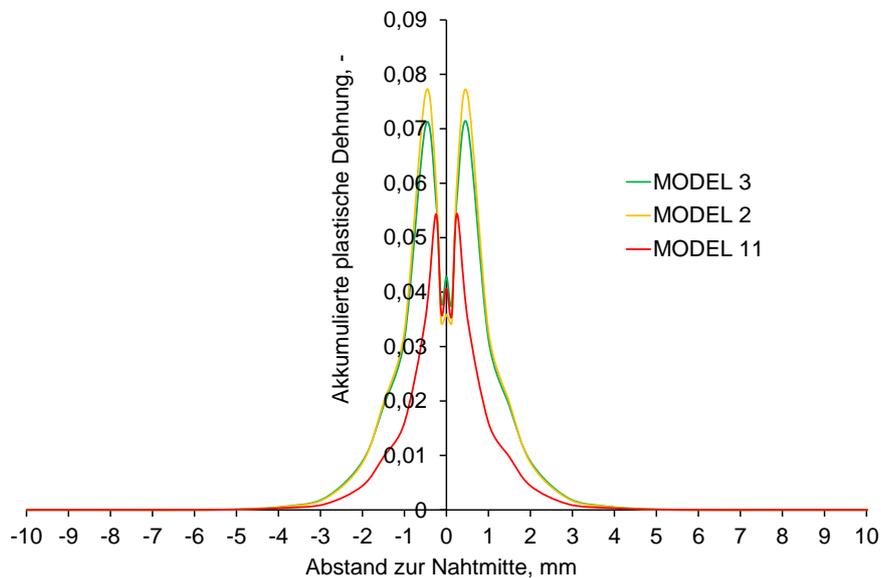


Abbildung 51: Berechnete akkumulierte plastische Dehnung

Die Abbildung 51 zeigt, dass nach der Abkühlung auf RT eine plastische Dehnung von bis 7 % an den nahtnahen Zonen (± 4 mm von der Nahtmitte, d.h. Bereiche mit hohen Temperaturen) akkumuliert wird. Der Zusammenhang zwischen diesen plastischen Verformungen und den Spannungen kann anhand der Spannungs-Dehnungskurve erklärt werden. Würde der Werkstoff bei einer plastischen Verformung von 7 % ent-

lastet und anschließend wieder belastet, würde die plastische Deformation nicht in Höhe der ursprünglichen Streckgrenze von 300 MPa, sondern aufgrund der vorakkumulierten plastischen Dehnung erst wieder bei ca. 400 MPa einsetzen (Abbildung 52).

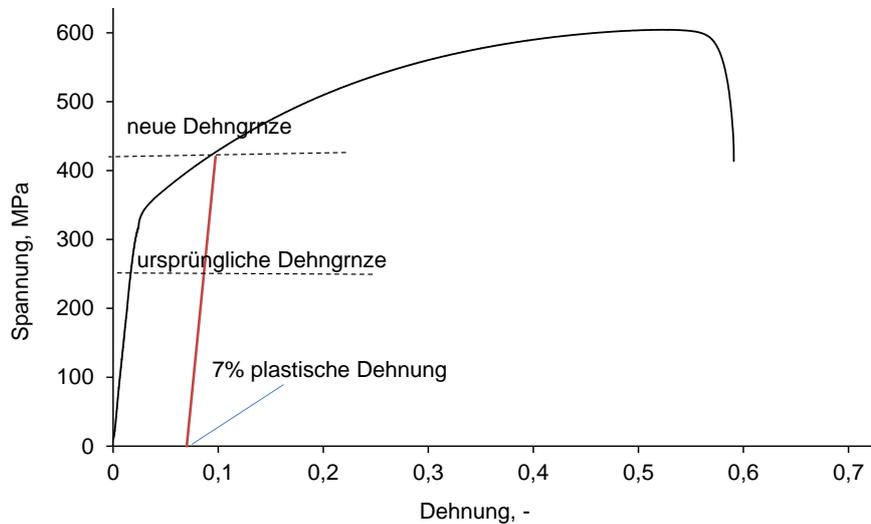


Abbildung 52: Erhöhung der Dehngrenze durch die akkumulierte plastische Dehnung (Kaltverformung)

Aus diesen Betrachtungen wurde das „Modell 3“ mit isotroper Verfestigung „Isotrop strain hardening“ für die Berechnung von Verzug und Eigenspannungen bei diesen austenitischen Werkstoffen verwendet.

5.6.2

Entstehung von Verzug und Eigenspannungen bei statischen Einspannungen

Bei der Entstehung von Verzügen und Eigenspannungen unterscheidet man zwischen umwandelnden und nichtumwandelnden Werkstoffen, da die Volumenänderung durch die Umwandlung (z.B. von ferritischen Stählen) einen erheblichen Einfluss auf die Verzugs- und Eigenspannungsbildung ausübt. Anhand der Simulation an der Blindnaht wird hier auf die Entstehung von Winkelverzug von X6CrNiTi 18 10 eingegangen. Hierfür wird die Verschiebung in Nahtquerrichtung in Nahtmitte betrachtet. Abbildung 53 zeigt die Betrachtungsebene.

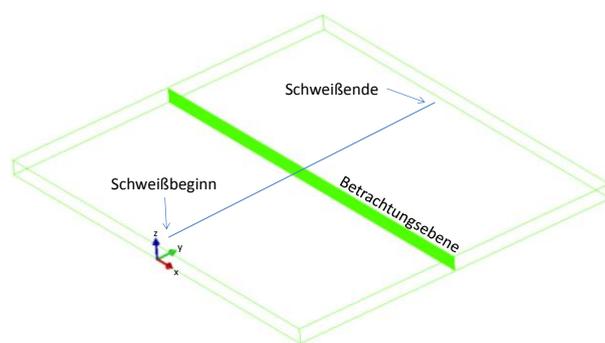


Abbildung 53: Betrachtungsebene für die Demonstration von Verschiebungen

Die Verschiebungen an zwei Knoten auf der Nahtoberseite (1 und 2) und zwei Knoten auf der Nahtunterseite (3 und 4) während des Schweißens sind in Abbildung 54 dargestellt.

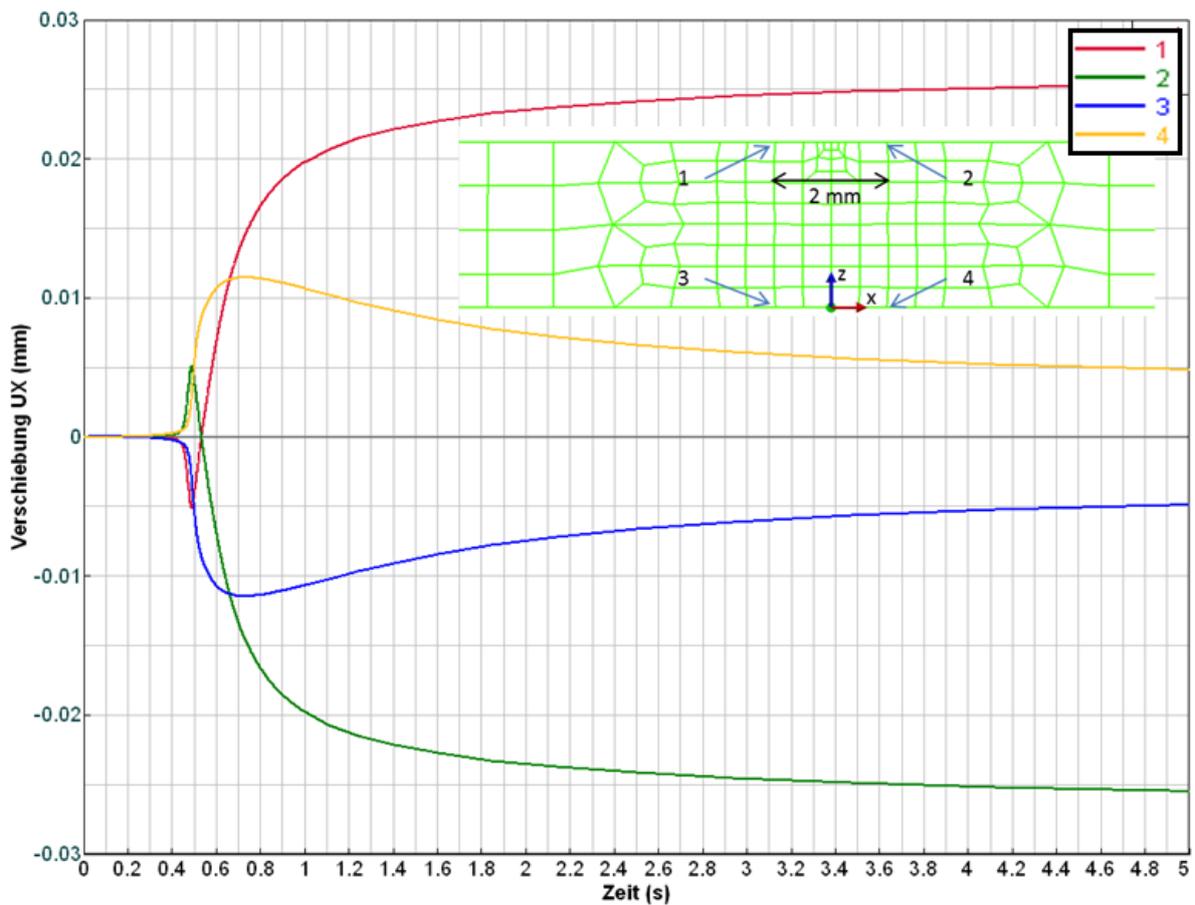
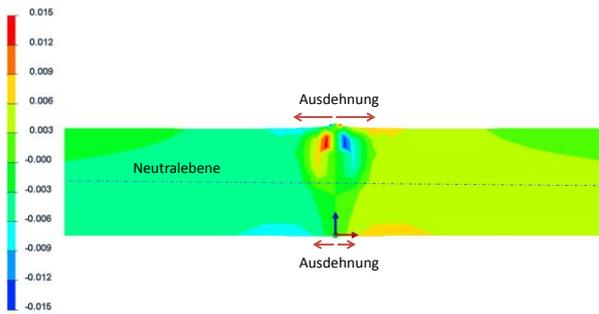


Abbildung 54: Knotenverschiebung an der Naht, exemplarisch

Aus der Abbildung 54 ist zu entnehmen, dass die Knoten auf der Nahtoberseite (1 und 2) zunächst auseinander gehen. Der Abstand zwischen den beiden Knoten vergrößert sich um ca. 0,01 mm bis die Wärmequelle deren Ebene erreicht hat (Zeit ca. 0,5 s). Während der Abkühlung der Naht in dieser Ebene wechselt die Querverschiebung der beiden Knoten ihre Richtung, so dass sich die Knoten um 0,05 mm näher kommen, d.h. eine Stauchung für den Bereich zwischen den beiden Knoten stattgefunden hat. Die Knoten 3 und 4 gehen während des Schweißens auseinander. Diese Verschiebung erreicht ein Maximum während der Erwärmungsphase. Während der Abkühlung wird die Ausdehnung nur um die Wärmedehnung reduziert, so dass die Knoten um ca. 0,01 mm verschoben bleiben, d.h. die Zone zwischen den Knoten 3 und 4 hat sich ausgedehnt. Abbildung 55 stellt die Verschiebungen in der Betrachtungsebene während des Schweißens dar.

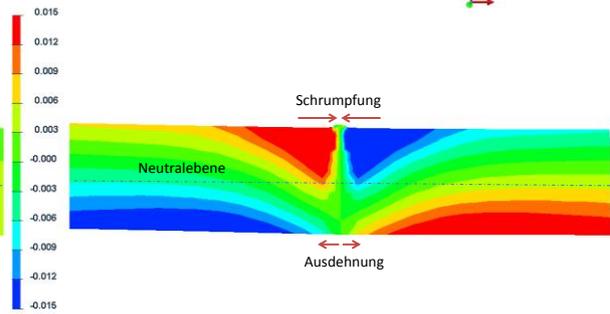
STATIC CLAMPING
 DISPLACEMENTS_X (mm)
 min=0.026 at NODE 62851 in LOAD_19H1800_POST3000.HB
 max=0.026 at NODE 62814 in LOAD_19H1800_POST3000.HB



Verschiebungen in x-Rg. in mm in der Betrachtungsebene, wenn die Wärmequelle die Ebene erreicht

557 / 0.518706

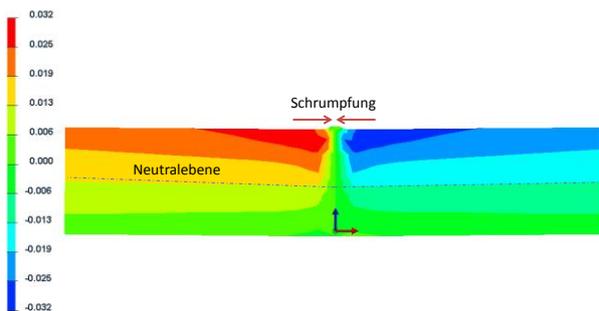
STATIC CLAMPING
 DISPLACEMENTS_X (mm)
 min=-0.015 at NODE 62831 in LOAD_19H1800_POST3000.HB
 max=0.027 at NODE 62814 in LOAD_19H1800_POST3000.HB



Verschiebungen in x-Rg. in mm in der Betrachtungsebene während der Abkühlung (Naht hat noch eine Maximaltemperatur von ca. 400 °C)

1045 / 1.000000

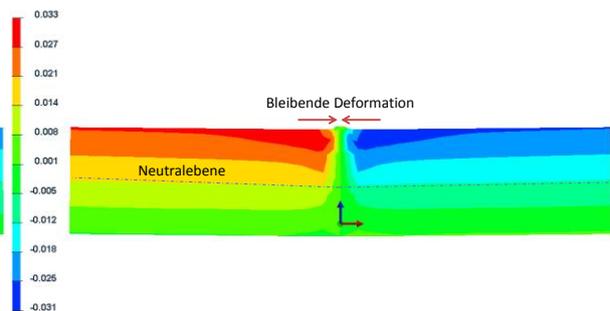
STATIC CLAMPING
 DISPLACEMENTS_X (mm)
 min=0.032 at NODE 66460 in LOAD_19H1800_POST3000.HB
 max=0.032 at NODE 66716 in LOAD_19H1800_POST3000.HB



Verschiebungen in x-Rg. in mm in der Betrachtungsebene vor dem Entspannen

1080 / 499.000000

STATIC CLAMPING
 DISPLACEMENTS_X (mm)
 min=0.031 at NODE 66604 in LOAD_19H1800_POST3000.HB
 max=0.031 at NODE 66716 in LOAD_19H1800_POST3000.HB



Verschiebungen in x-Rg. in mm in der Betrachtungsebene (x-Richtung) nach dem Entspannen

1081 / 500.000000

Abbildung 55: Entstehung von Winkelverzug

Alle Knoten über der Neutrallinie verhalten sich analog zu den Knoten 1 und 2. Knoten unterhalb der Neutrallinie verhalten sich wie die Knoten 3 und 4. Die verbleibenden großen Schrumpfungen in der Neutralebene führen dazu, dass eine Durchbiegung zur Schweißseite entsteht. Die plastische Verformung findet über die Einschweißtiefe statt. Dieses Verformungsverhalten tritt nur bei nicht-umwandelnden Werkstoffen auf. Bei umwandlungsfähigen Stählen kann die mit der Umwandlung zusammenhängende Volumenänderung das Verhalten stark beeinflussen.

Berechnungen des Temperaturfelds für den Stumpfstoß

Die im Folgenden dargestellten Ergebnisse wurden im Rahmen der Bearbeitung von AP 3 „Rechnerische Bauteil-Struktur-Analyse bei variierenden statischen Einspannungen und Optimierung der Verzugs- und Eigenspannungssituation“ erzielt.

5.7

Abgleich mit den Thermoelement-Messungen

Abbildung 56 zeigt den Vergleich der beim realen Schweißprozess mittels Thermo-Elementen gemessenen Temperatur-Zeit-Verläufe in verschiedenen Abständen zur Nahtmitte und der durch die Ersatzwärmequellen berechneten Temperatur-Zeit-Verläufe im Modell an den zu diesen Abständen am nächsten liegenden Knoten des FE-Netzes. Der Vergleich zeigt eine gute Übereinstimmung zwischen Messung und Simulation.

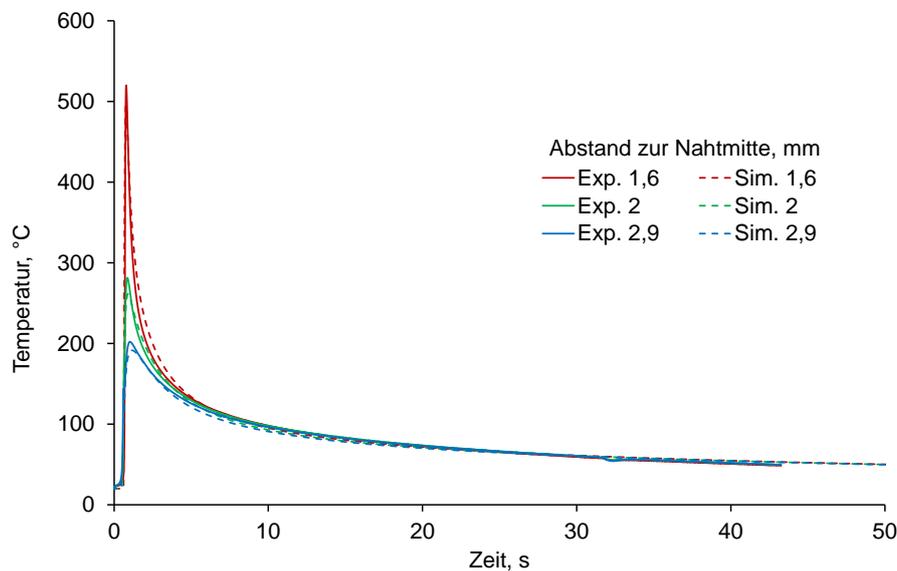


Abbildung 56: Vergleich zwischen gemessenen und berechneten Temperatur-Zeit-Verläufen im Abstand zur Schweißnahtmitte

Abbildung 57 zeigt den Wärmeeintrag durch die Ersatzwärmequelle im Vergleich zu einem Querschleiff der realen Schweißnaht, bei welchem durch verschiedene erreichte Maximaltemperaturen unterschiedliche Gefügeänderungen stattgefunden haben. Die Falschfarben auf der linken Seite stellen die erreichten Temperaturen des aufgeschmolzenen Bereichs (rot) und des Bereichs der Wärme-Einflusszone (bis A_{C_1} -Temperatur) dar. Die Berechnungsergebnisse korrelieren in Bezug auf Breite und Tiefe der Schweißnaht gut mit den experimentellen Ergebnissen.

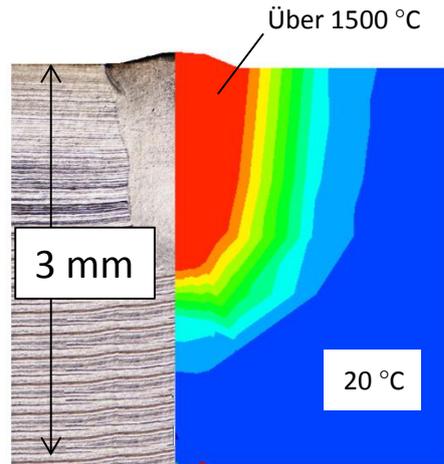


Abbildung 57: Vergleich der berechneten Wärmeverteilung und realen Wärmewirkung

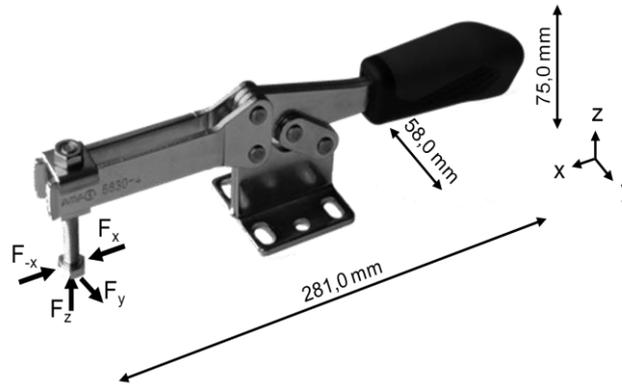
Untersuchung der statischen Einspannbedingungen eines Stumpfstoßes

- 5.8 Der Einfluss des Einspanngrads auf den Verzug und die Eigenspannungen wurde untersucht. Ziel war es, die gegenseitige Wirkung zwischen Verzug und Eigenspannung zu bestimmen. Außerdem wurde die günstigste statische Einspannbedingung bestimmt, um Referenzergebnisse für die spätere Untersuchung zum Einfluss des dynamischen Spannens zu erhalten.

5.8.1 Modellierung der statischen Einspannung

Statische Einspannungen mit Waagrecht-Schnellspanner sowie Spannblock wurden zunächst simulations-technisch untersucht, um eine Basis für die Berechnung mit dynamischen Einspannungen zu schaffen. Die Untersuchungen innerhalb des Forschungscluster [63] zeigten, dass der Waagrecht-Schnellspanner je nach Positionierung der Spanner, unterschiedlich stark rückwirkende Spannkkräfte auf die Schweißnaht über die Kontaktfläche zwischen Spanner und Blech ausübt. Die Spannkkräfte werden in dieser Spannsituation maßgeblich in Längsrichtung übertragen, während die Wirkung des Spanners in Querrichtung um bis zu 87 % herabgesetzt ist. Ursache dafür sind die in den drei Raumrichtungen unterschiedlichen Federsteifigkeiten des Spanners, wie in Abbildung 58 gezeigt ist. Die Kraftwirkung der überwiegend eingesetzten Waagrecht-Hebelspanner ist also richtungsabhängig. Für die I-Stoßverbindung mit den Abmessungen von 80 x 70 x 3 mm³ (Breite x Länge x Dicke) wurden zunächst zwei Waagrecht-Schnellspanner benutzt, d.h. die Bleche wurden auf einer Unterlage positioniert und die beiden Waagrecht-Schnellspanner drücken die Bleche auf die Unterlage. Die Kanten der Kontaktfläche zwischen Blech und Spanner wurden elastisch durch die Federsteifigkeiten gemäß Abbildung 58 fest gehalten.

Federsteifigkeiten [N/mm]		
k_{+x}	620	(Max.)
k_{-x}	464	
k_{+y}	94	
k_{-y}	82	(Min.)
k_{+z}	513	



Richtungsabhängige Federsteifigkeiten eines Waagrecht-Schnellspanners [1]

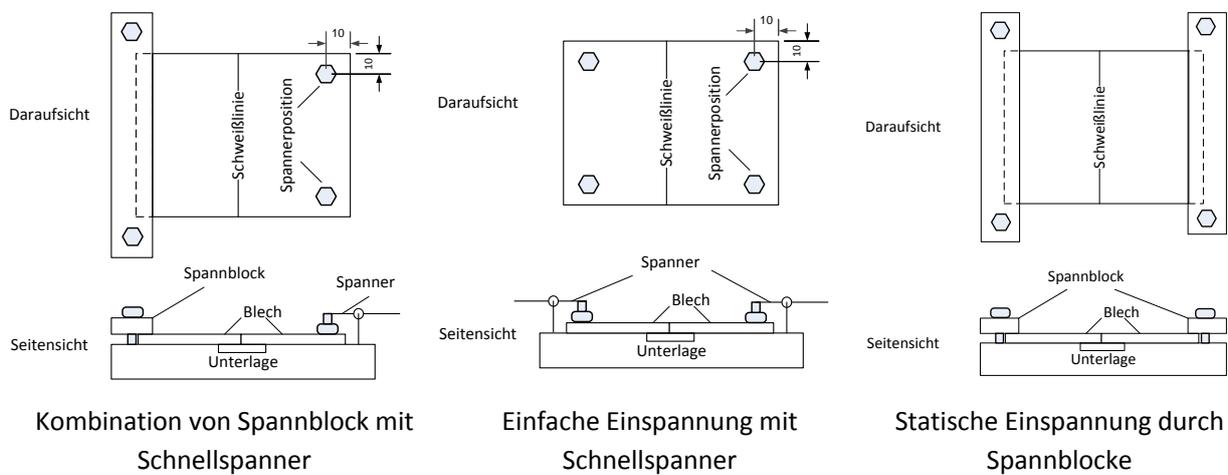


Abbildung 58: Schematische Darstellung der statischen Einspannungen

Das Einspannen beeinflusst die Nahtausbildung wesentlich, wobei schwache Einspannungen zu einem nicht überbrückbaren Fügspalt führen können, Abbildung 59.

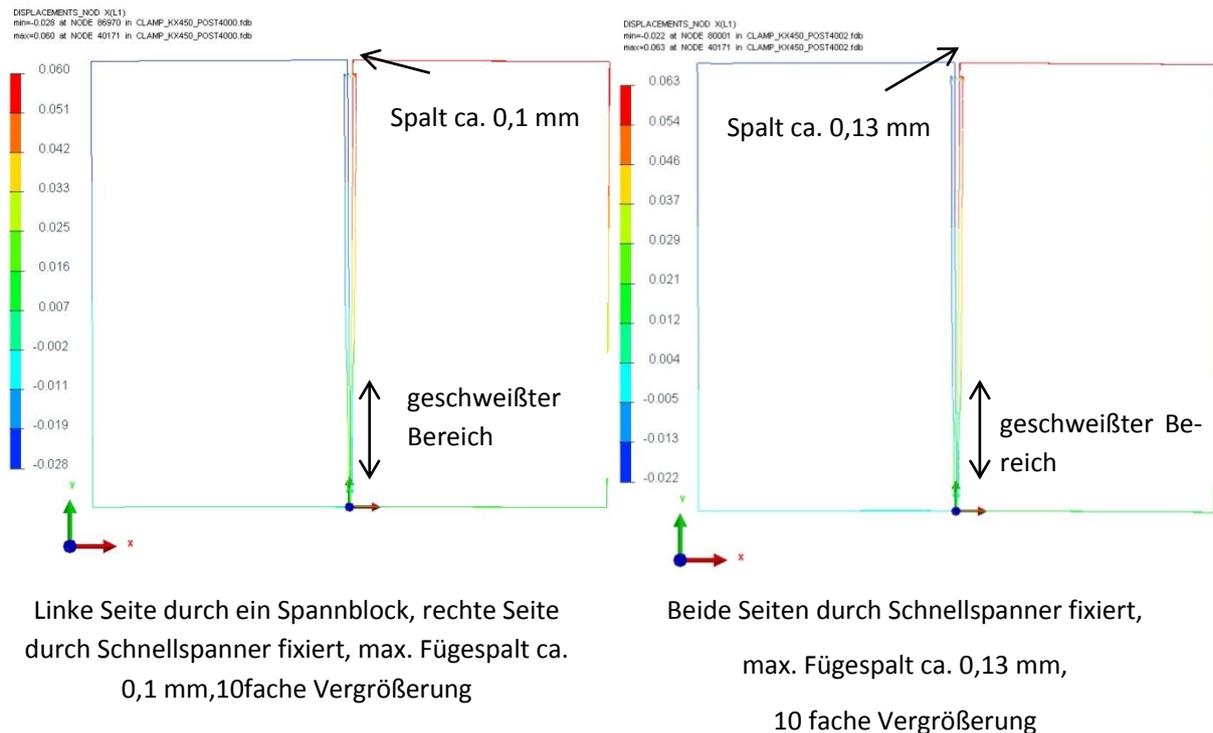


Abbildung 59: Fügspalt 0,3 s nach Schweißbeginn, Spotdurchmesser des Laserstrahls 0,3 mm

Abbildung 59 zeigt auf, dass ein größerer Spalt zwischen den beiden Blechen bei der Verwendung von Schnellspannern entstehen kann, welcher die Realisierung der Naht bzw. die Nahtqualität stark beeinträchtigen kann. Außerdem kann ein Versatz zwischen den beiden Blechen bei nicht ausreichender Einspannung entstehen.

Die Untersuchungen mit Spannblöcken ergaben bessere Ergebnisse bezüglich der Entstehung eines Fügspalts. Dabei wurde der Spannblock durch Federn mit höheren Federkonstanten in der Unterlageebene und eine Vollsperrung in Blechdickenrichtung modelliert. Dies beeinflusst die Verzugkompensation während des Schweißens wesentlich, sodass höhere Kompensationskräfte benötigt werden.

Fazit: für eine angemessene Nahtqualität müssen die Fügepartner ausreichend eingespannt werden, dass kein Spalt bzw. Versatz zwischen den Fügepartnern entsteht. Alternativ können die Fügepartner aneinander geheftet werden. Dieses Ergebnis korreliert gut mit den Untersuchungen in [64].

Modellierung der Unterlage und der Kontaktfläche zwischen den Blechen

Die Unterlage wurde modelliert durch 1D-Constraint-Elements (Federelemente) des Typs 6, die eine sehr große Steifigkeit in Richtung der Unterlage (-z-Richtung) und keine Steifigkeit in Gegenrichtung (z-Richtung) besitzen, Abbildung 60.

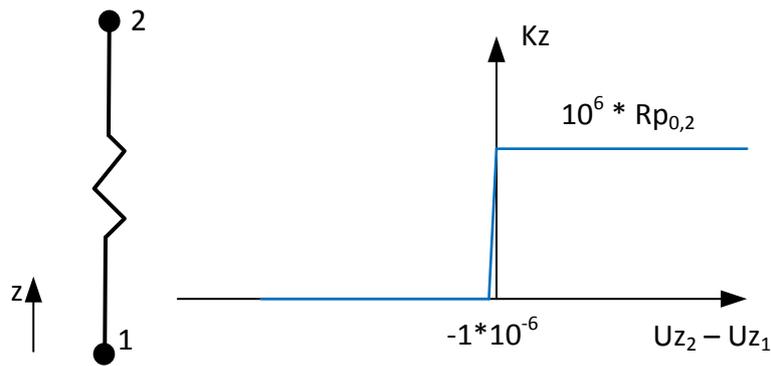


Abbildung 60: Schematische Darstellung der Federkonstante eines 1D-Constraint-Elements des Typs 6 nach Sysweld für die Modellierung von starren Unterlagen

Das Federelement kann für die Modellierung von elastischen Einspannungen verwendet werden. Die Federsteifigkeit kann je nach der Einspannsituation einen Wert zwischen dem 10^3 und 10^6 -fachen der Steifigkeit der Nachbarelemente besitzen.

Die Modellierung der Kontaktfläche zwischen den Fügepartnern wurde durch Makroelemente des Typs „Interface Media“ abgebildet. Diese Kontaktart stellt eine Knoten-zu-Knoten-Relation dar. Die Reibung zwischen den Kontaktflächen wurde vernachlässigt. Media ist ein spezielles Modellierungstool von SYSWELD, welches begleitend zur FE-Berechnung eingesetzt wird. Media von Typ Interface kann für kleine relative Verschiebungen zwischen zwei bzw. mehrere Geometrien eingesetzt werden.

5.8.2 Einfluss des Einspanngrads

Der Einspanngrad ist ein Maß für die Beschreibung der Nachgiebigkeit einer Konstruktion[65][66]. Das Prinzip wird anhand eines Stumpfstoßes verdeutlicht, Abbildung 61. Hierbei werden zwei Platten miteinander durch Stumpfstoß geschweißt. Wenn die Platten während des Schweißens nicht eingespannt sind, werden sie nach dem Schweißen aufgrund der Erstarrung der geschmolzenen Zone zwischen den beiden Seiten um die Länge S zusammenschrumpfen. Die Verbindung steht jedoch nicht unter Spannung, da keine Reaktionskräfte aufgebaut werden. Wenn die Platten an den beiden Enden starr eingespannt sind, können die Platten sich während der Erstarrung nicht verschieben. Eine Reaktionskraft entsteht dann in der Einspannung und demzufolge entwickeln sich Spannungen in der Verbindung. Der Grundwerkstoff verhält sich elastisch.

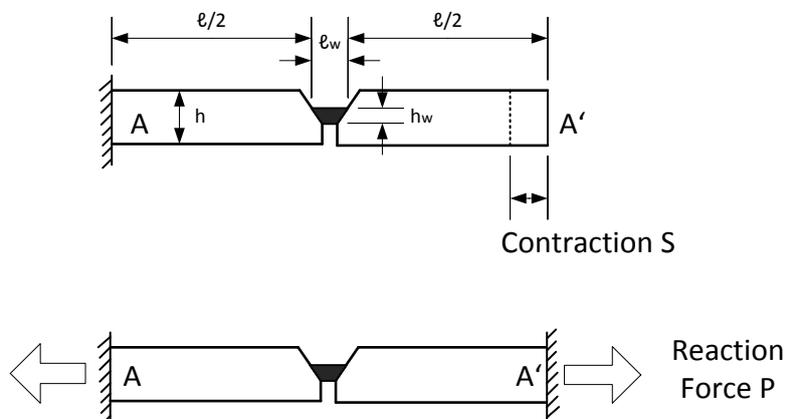


Abbildung 61: Schematische Darstellung eines Stumpfstoßes, Höhe der Naht $h_w \ll$ Plattendicke h , l : Verbindungslänge nach [65]

Der Einspanngrad wird durch das Verhältnis:

$$\text{Einspanngrad} = \frac{P}{S} \left(\frac{N}{\text{mm} \cdot \text{mm}} \right)$$

beschrieben. P ist die Reaktionskraft pro Längeneinheit $\frac{N}{\text{mm}}$. Der Zusammenhang zwischen dem Einspanngrad und dem Abstand zwischen den Einspannungen kann aufgrund des elastischen Verhältnisses des Grundwerkstoffes beschrieben werden

$$\sigma = \frac{F}{A} = \frac{F}{h} = \varepsilon E = \frac{S}{l} E$$

$$F = \frac{h S E}{l}$$

$$\text{Einspanngrad} = \frac{F}{S} = \frac{h S E}{l S}$$

$$\text{Einspanngrad} = \frac{h E}{l} \frac{N}{\text{mm} \cdot \text{mm}}$$

Die Formel beschreibt wie der Einspanngrad erhöht wird, wenn der Abstand zwischen den Einspannseiten kürzer wird.

Um den Einfluss des Einspanngrads auf den Verzug und die Eigenspannungen zu untersuchen, wurde der Einspanngrad der I-Stoßverbindung durch Änderung der freien Länge der Verbindung (Abstand zwischen den Einspannseiten) variiert. Hierbei wurden die Fügepartner durch Spannbacken an den beiden Seiten parallel zur Fügestelle festgehalten, Abbildung 62.

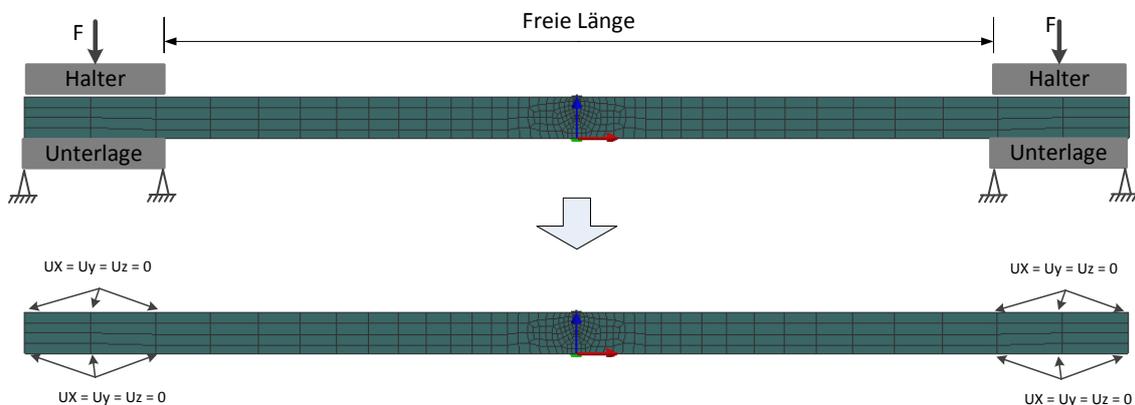


Abbildung 62: Einspannung mit einer Spannbacken, schematisch

Der Zusammenhang zwischen freier Länge der Verbindung und dem Einspanngrad für den untersuchten I-Stoß stellt Abbildung 63 dar.

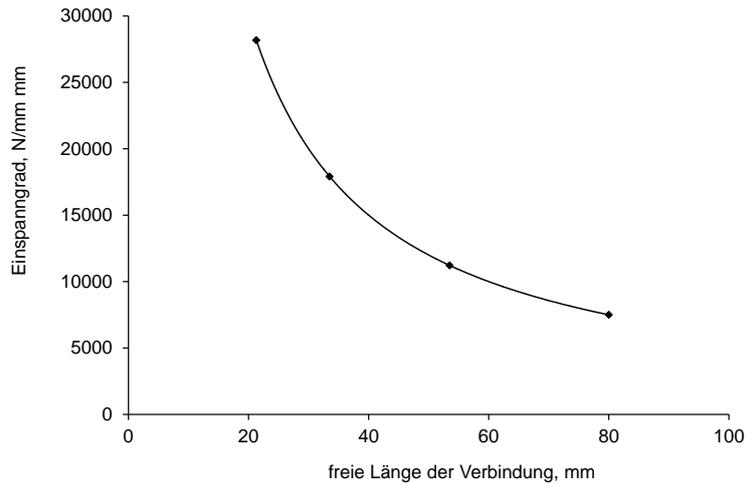


Abbildung 63: Einspanngrad als Funktion der freien Länge der Verbindung

Der Verzug in Dickenrichtung wird in der Mitte der Verbindung auf der Nahtoberseite an einer Linie quer zu Naht ausgewertet. Abbildung 64 zeigt der Einfluss des Einspanngrads auf den Verzug in Dickenrichtung als Funktion der Abstand zur Nahtmitte dar. Der Winkelverzug lässt sich aus der Abbildung 64 ersehen.

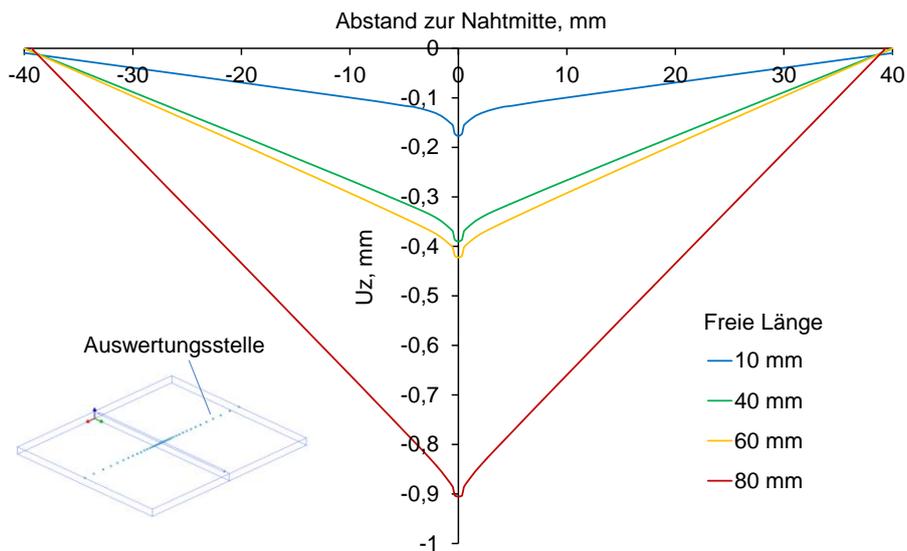


Abbildung 64: Verzug in Dickenrichtung in der Mitte der Verbindung als Funktion des Abstands zur Nahtmitte

Mit abnehmender freier Länge der Verbindung nimmt der Einspanngrad zu, welches zur Verzugsreduktion führt. Die Eigenspannungen dafür zeigt Abbildung 65 auf.

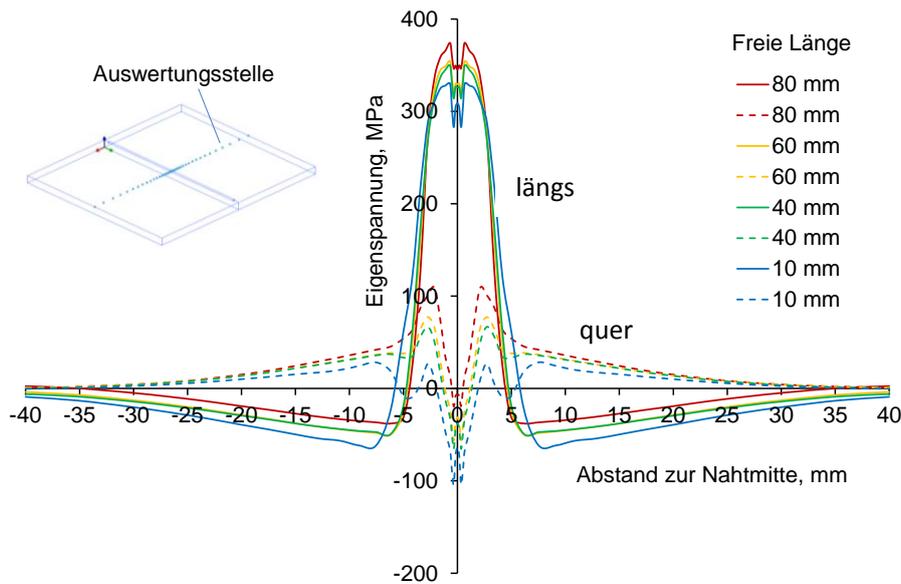


Abbildung 65: Längs- und Quereigenspannungen als Funktion der freien Länge und des Abstands zur Nahtmitte

Aus der Abbildung 65 ist zu ersehen, dass die Längseigenspannungen innerhalb des nahtnahen Bereichs mit steigendem Einspanngrad abnehmen. Dagegen steigen die Längseigenspannungen am Rand der WEZ mit steigendem Einspanngrad. Die Quereigenspannungen nehmen generell mit steigendem Einspanngrad ab. Der Grund dafür dürfte in den akkumulierten plastischen Dehnungen liegen. Mit abnehmender freier Länge der Verbindung steigt der Einspanngrad, d.h. die Reaktionskraft per Längeneinheit nimmt während der Erwärmung zu, welche zur Ausweitung der plastischen Zone führt. Während der Abkühlung konzentrieren sich die Verformungen auf den nahtnahen Bereich, aufgrund dessen hoher Temperaturen im Vergleich zu den anderen Zonen der Schweißverbindung. Dadurch nehmen die Längseigenspannungen in diesem Bereich ab. Die akkumulierten plastischen Dehnungen sind in Abbildung 66 dargestellt.

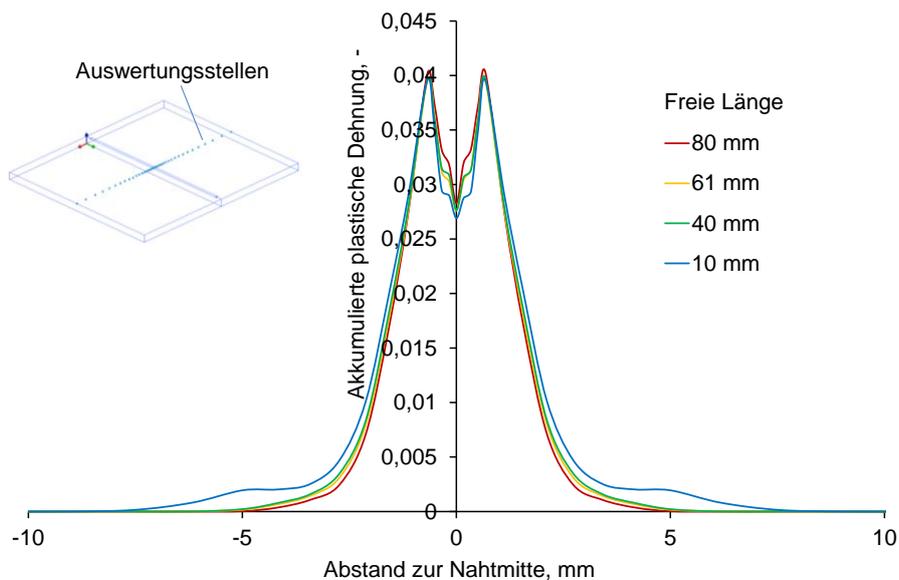


Abbildung 66: Akkumulierte plastische Dehnung nach der Abkühlung auf RT

Aus der Abbildung 66 ist zu erkennen, dass die akkumulierten plastischen Dehnungen im nahtnahen Bereich mit steigendem Einspanngrad abnehmen. Außerhalb dieses Bereiches sind die akkumulierten plastischen

Dehnungen größer. Hier ist jedoch zu bemerken, dass sich die Temperatur über die Dicke aufgrund der begrenzten Schweißtiefe stark ändert, siehe Abbildung 45.

Verzugsreduktion durch adäquate Einspannungen

Die akkumulierte plastische Dehnung kann durch den Einsatz von Unterlagen beeinflusst werden, so dass sich niedrigere Deformationen nach der Abkühlung der Naht einstellen. Dies führt zur Reduktion des Verzugs, Abbildung 67.

5.8.3

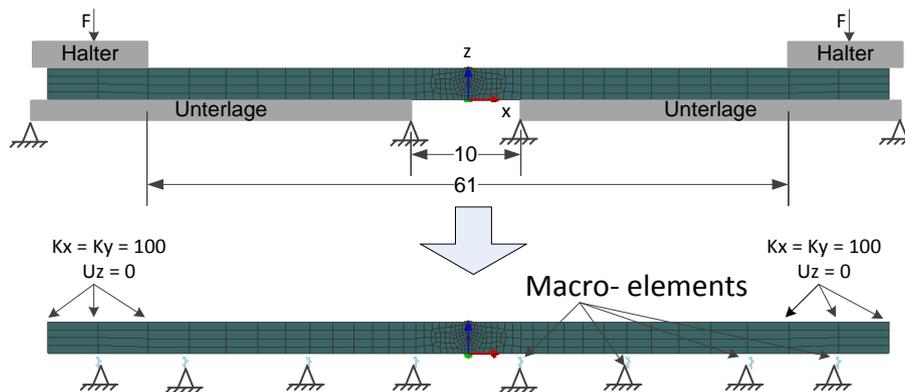


Abbildung 67: Einspannungssituation in XZ Ebene

Die Unterlagen wurde durch 1D-Constraint-Elemente (Federelemente) des Typs 6 gemäß Abbildung 60 modelliert. Hierfür wurden Knoten auf der Blechunterseite mit den 1D- Elementen fest verbunden. Die andern Knoten der 1D-Elemente wurden im Raum starr festgehalten.

Der Verzug konnte durch diese feste Unterlage um ca. 40% reduziert werden, s. Abbildung 68.

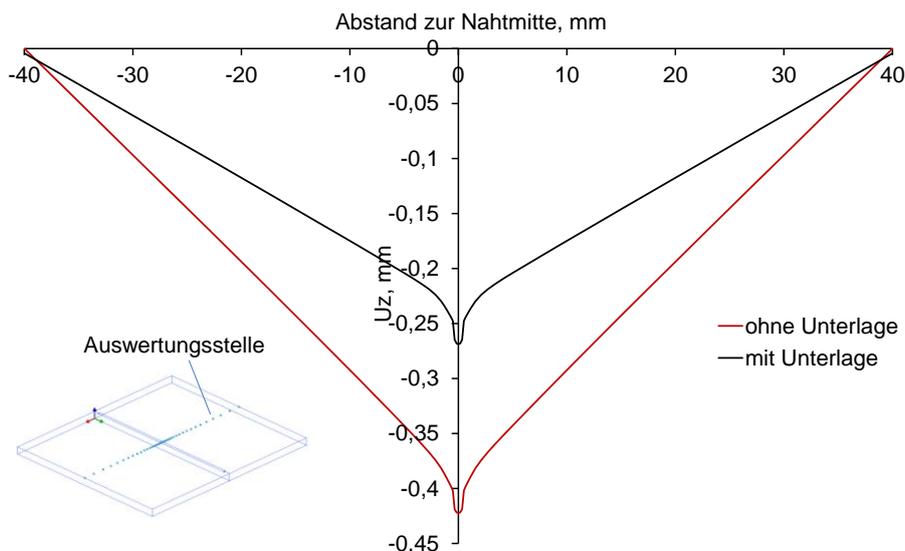


Abbildung 68: Einfluss der Unterlage auf den Winkelverzug

Die Eigenspannungen wurden im nahtnahen Bereich leicht reduziert, Abbildung 69. Der Grund dafür liegt an der behinderten Verformung in Dickenrichtung. Die während des Schweißens aufgetretene plastische

Verformung wird durch die Reaktionskräfte an der Einspannung zum Teil behindert. Dies äußert sich durch Verzugs- und Eigenspannungsreduktion.

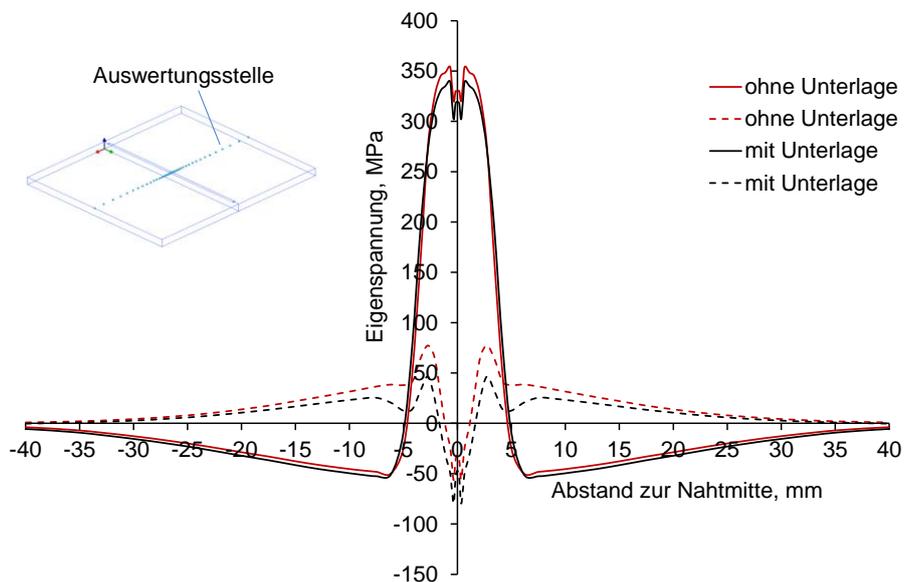


Abbildung 69: Einfluss der Unterlage auf die Eigenspannungen

Der Einfluss der Unterlage auf die Verteilung der Längseigenspannungen an der Oberfläche zeigt Abbildung 70 auf.

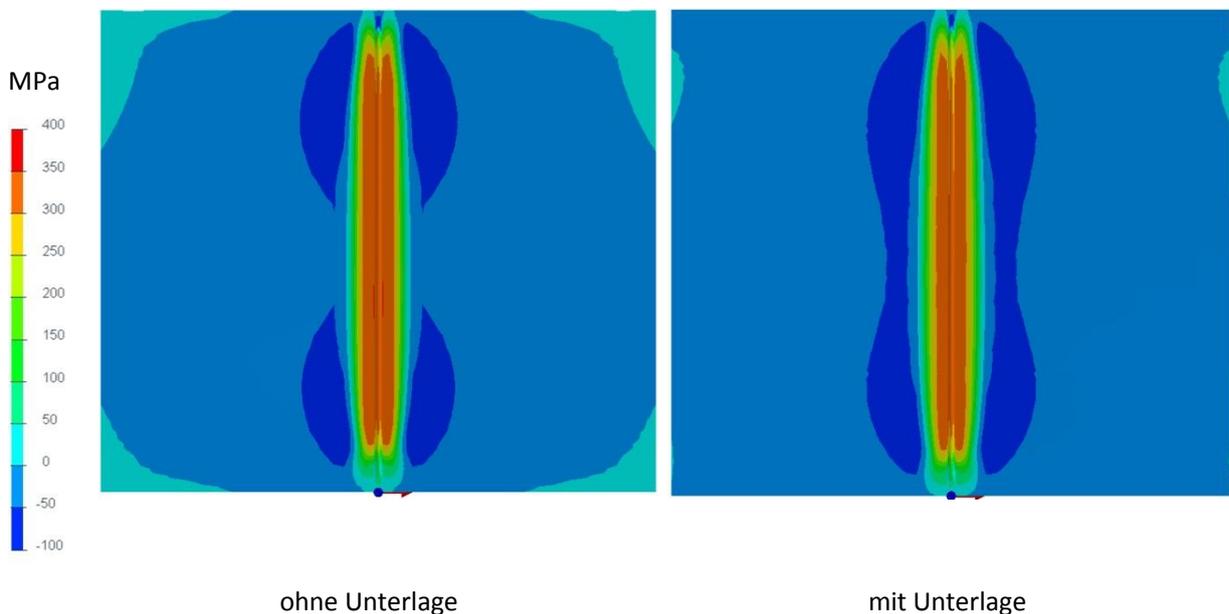


Abbildung 70: Verteilung der Längseigenspannung auf der Verbindungsoberseite

Die Längseigenspannung auf der Oberfläche der Verbindung wird durch die Unterlage leicht geändert. Die akkumulierten plastischen Dehnungen konzentrieren sich um die Schweißnaht innerhalb von ± 5 mm. Eine maximale plastische Dehnung von ca. 4 % stellt sich in die WEZ ein (Abbildung 71).

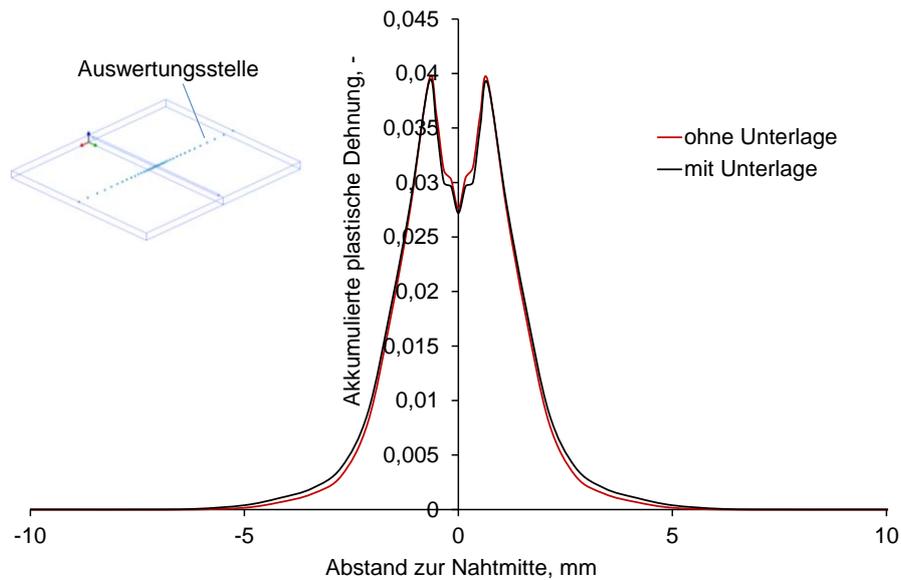


Abbildung 71: Einfluss der Unterlage auf die akkumulierte plastische Dehnung nach der Abkühlung auf RT

Dynamische Einspannbedingungen

- 5.9 Die im Folgenden dargestellten Ergebnisse wurden im Rahmen der Bearbeitung von AP 5 „Experimentelle Verzugs- und Eigenspannungsuntersuchungen beim Laserstrahlschweißen mit dynamischer Einspannung“ und AP 6 „Rechnerische Bauteil-Struktur-Analyse bei dynamischen Einspannungen mit variierenden Spannkraften zur Optimierung der Verzugs- und Eigenspannungssituation“ erzielt.

Röntgenographische Eigenspannungsmessungen wurden exemplarisch an Schweißproben, die mit dynamischen Einspannungen am iwB realisiert wurden, durchgeführt. Um den Messaufwand und das Datenvolumen zu reduzieren, wurden die Messungen auf eine punktuelle Bestimmung der Eigenspannungen auf Blindnähte beschränkt. Dementsprechend wurden 3 Punkte an nahtnahen Zonen zweckmäßig ausgewählt. Die Versuchsreihen wurden durch FE-Schweißsimulationen nachgebildet. Dies diente einerseits dazu, den Modellaufbau zu unterstützen und andererseits dazu, die Messpunkte geschickt zu setzen. Die Eigenspannungs- und Verzugsmessungen sind mit den numerischen Berechnungen in Abbildung 80 und Abbildung 81 dargestellt. Die Eigenspannungs- und Verzugsberechnungen stimmen qualitativ und quantitativ mit den experimentellen Messungen überein.

Drei Typen von dynamischen Einspannbedingungen wurden getestet und mit der Referenzbedingung aus der statischen Einspannung verglichen. Die betrachteten dynamischen Einspannbedingungen sind:

- Der Wärmequelle nachlaufende Anpressrolle mit
 - der Wärmequelle nachlaufenden Kräften
 - mit Anpressrolle durch Verschiebung gesteuert
- Zeitgesteuerte Stempel

Bestimmung der Steuerparameter zur prozessbegleitenden Verzugsoptimierung

Wenn die Schweißverbindung während des Schweißens mit einer Kompensationskraft belegt wird, wird sich die Plastifizierung in der Wärmeinflusszone (WEZ) lokalisieren, da deren Streckgrenze niedriger ist. In der WEZ findet die thermisch induzierte Plastifizierung während des Schweißens statt. Bei sehr hohen Temperaturen ($> 1000\text{ °C}$) soll die Naht aufgrund der Heißrissgefahr mechanisch nicht belastet werden. Andernfalls muss eine vollständige Heißrissauslegung erfolgen.

5.9.1

Nach der Erstarrung der Naht entsteht eine feste Verbindung und die übrige Wärme wird abgeführt. Dies geschieht beim Laserstrahlschweißen zügig. Während der Abkühlung der Verbindung auf RT herrschen große Temperaturgradienten in Längs- und Querrichtung der Naht. Bei der I-Stoßverbindung gemäß Abbildung 64 können die Isothermen über dem Abstand zur Nahtmitte als Funktion der Abkühlzeit dargestellt werden, Abbildung 72.

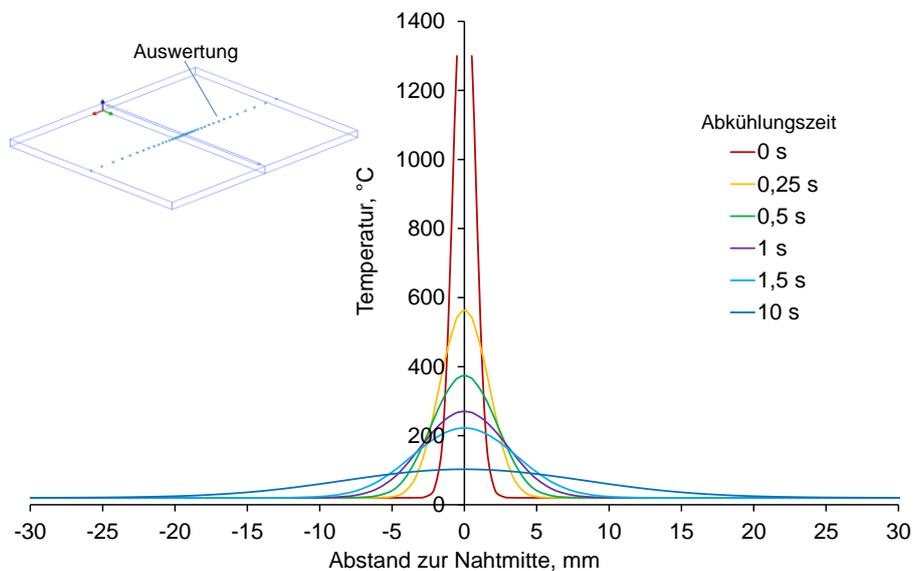


Abbildung 72: Temperaturverteilung auf der Oberfläche eines Nahtquerschnitts während der Abkühlung

Die Abbildung 72 zeigt, dass die Maximaltemperatur in der Betrachtungsebene stark zeitabhängig ist. Bereiche außerhalb des Schmelzbads erreichen ihre Maximaltemperatur während der Abkühlung der Naht. Dies bedeutet, dass eine spätere Verzugskompensation sich auf einen ausgedehnten Bereich auswirken würde. Bei niedrigen Abkühlzeiten würde eine Verzugskompensation konzentriert auf einen schmalen Bereich wirken. Während der Abkühlung herrscht in Nahtmitte eine höhere Temperatur als in den andern Bereichen quer zu Naht. Um die Abkühlzeiten mit den herrschenden Temperaturen in Bezug zu bringen, wurden die Nahtmaximaltemperaturen über die Abkühlzeit dargestellt, Abbildung 73.

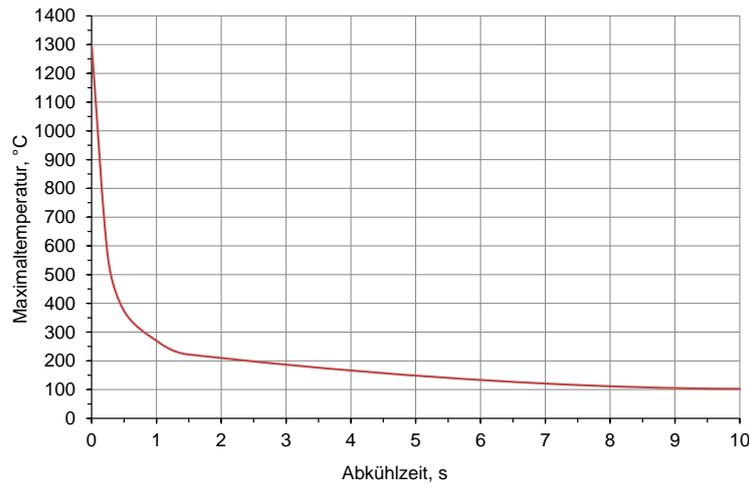


Abbildung 73: Zusammenhang zwischen Maximaltemperatur quer zur Naht und der Abkühlzeit

Die statische Analyse mit der Verwendung einer Unterlage wird als Referenzfall für die Untersuchung von dynamischen Einspannbedingungen betrachtet. Da Verzug und Eigenspannungen von den inhomogenen plastischen Verformungen herrühren, sollen sie zielgemäß durch die prozessbegleitenden dynamischen Einspannbedingungen reduziert werden. Die Entwicklung von akkumulierten plastischen Dehnungen während des Schweißens der Referenznaht in einer Nahtquerebene zeigt Abbildung 74.

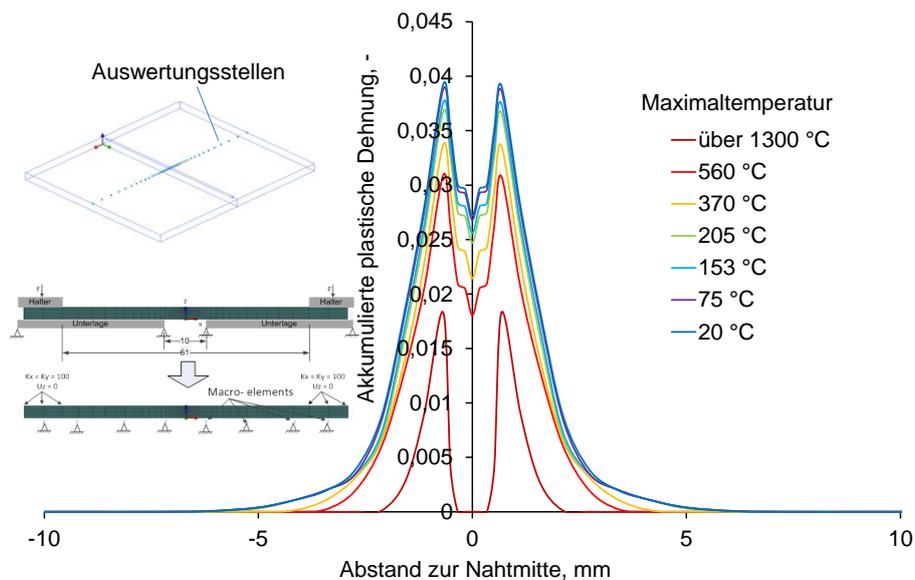


Abbildung 74: Akkumulierte plastische Dehnung während der Abkühlung, statisch eingespannt durch Einspannbacken und einer festen Unterlage

Bei einer Temperatur von ca. 370 °C erreicht die akkumulierte plastische Dehnung ein Maximum. Dies bedeutet, dass unter 370 °C keine weitere plastische Deformation mehr stattfindet. Wenn eine Schmelze an der Naht während der Erwärmung vorliegt, kann eine kleine Kraft hohe Deformationen verursachen. Um dies zu umgehen, bietet SYSWELD eine Funktion an, die die mechanische Geschichte über einer definierten Temperatur löscht. Das Löschen von plastischen Dehnungen ergibt eine Abnahme der akkumulierten Dehnungen am Schmelzbereich.

Als Fazit: Unter einer Temperatur von 370 °C können die zu kompensierenden plastischen Dehnungen bestimmt werden.

$$\varepsilon_{komp.} = \varepsilon_p^{akk.} + \varepsilon_e$$

Wobei $\varepsilon_{komp.}$ ist die Kompensationsdehnung, $\varepsilon_p^{akk.}$ ist die akkumulierte plastische Dehnung und ε_e ist die elastische Dehnung (Rückfederung). Bei höheren Temperaturen (> 370 °C) müssen noch die anstehenden plastischen Verformungen ($\varepsilon_p^{anst.}$) mitbetrachtet werden. Hier ist zu bemerken, dass die elastischen Dehnungen mit steigender Kompensationstemperatur abnehmen.

$$\varepsilon_{komp.} = \varepsilon_p^{akk.} + \varepsilon_p^{anst.} + \varepsilon_e$$

Wenn die Wirkung der Kompensationskräfte nicht bis zu niedriger Temperatur als 370 °C andauert, muss die Verformung um die innerhalb des Temperaturbereichs (Kompensationstemperatur bis 370 °C) akkumulierten plastischen Dehnungen überkompensiert werden. Das Flussdiagramm zur Kompensation besteht aus einer Optimierungsschleife ausgehend aus einen Referenzwerte, Abbildung 75.

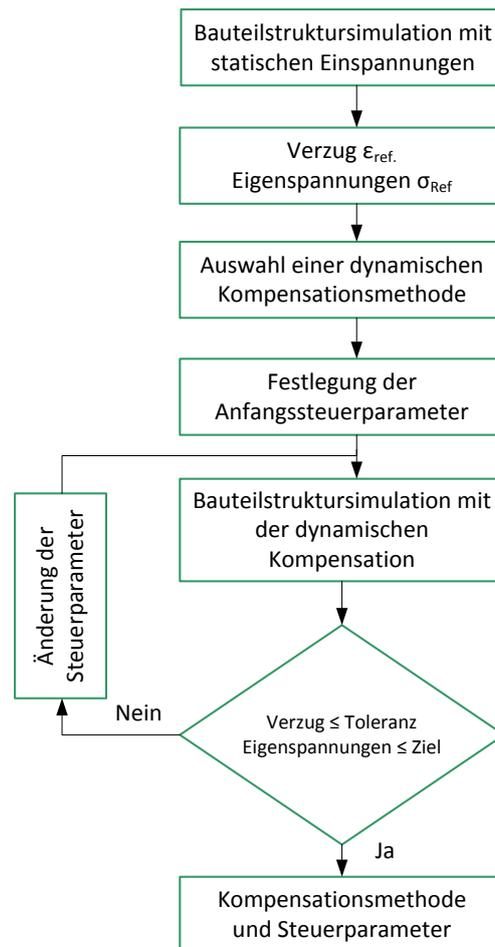


Abbildung 75: Flussdiagramm zur Bestimmung der Kompensationsmethode und deren Steuerparameter

Ein weiterer Parameter für die austenitischen Stähle ist die Verfestigung des Werkstoffes aufgrund der akkumulierten plastischen Dehnungen, Abbildung 76.

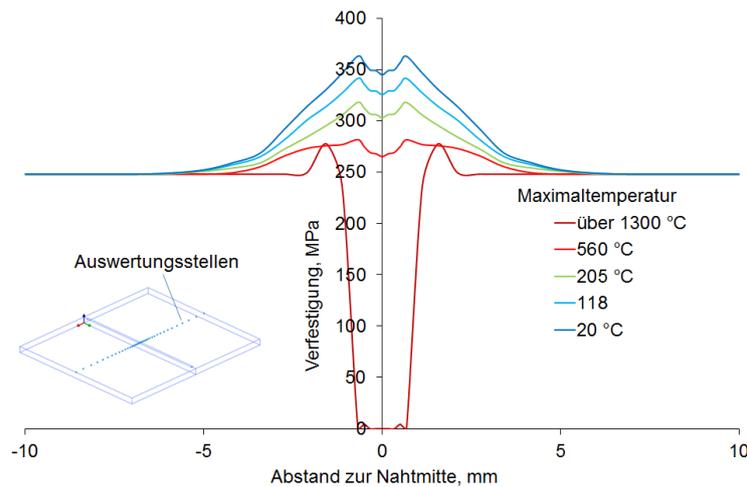


Abbildung 76: Zusammenhang zwischen Verfestigung und Temperatur während der Abkühlung

Aus der Abbildung 76 ist zu entnehmen, dass der Werkstoff in der WEZ nach der Abkühlung auf RT ca. 100 MPa an Dehngrenze gewinnt. Die Verfestigung verschiebt die elastischen Anteil der Kompensationsdehnung auf höhere Werte und somit die Kompensationsspannung. Die Abbildung 76 deutet darauf hin, dass höhere Kompensationskräfte mit abnehmender Temperatur notwendig sind. Außerdem könnten nahtferne Bereiche während der Kompensation verformt werden, da sie eine niedrigere Dehngrenze als die nahtnahen Bereiche besitzen. In Rahmen dieses Vorhaben wurden Änderungen im Gefüge, wie Korngröße und Textur nicht berücksichtigt.

5.9.2 Zur Wärmequelle nachlaufende Anpressrolle

Abbildung 77 zeigt schematisch das Arbeitsprinzip der nachlaufenden Anpressrolle.

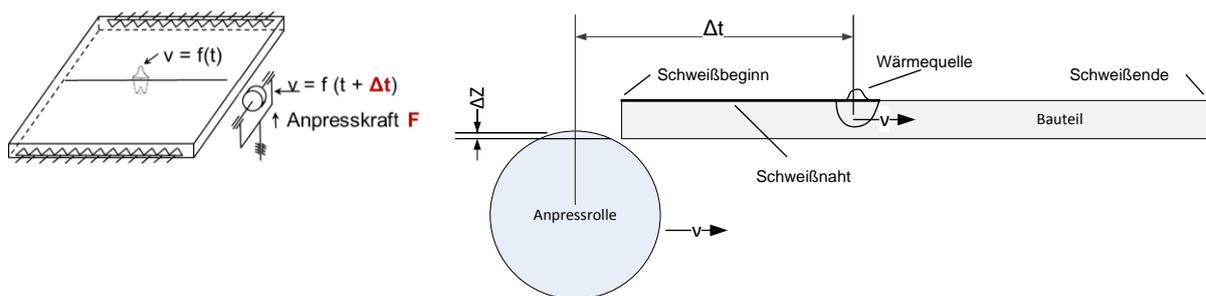


Abbildung 77: Arbeitsprinzip der nachlaufenden Anpressrolle

Eine Anpressrolle läuft der Wärmequelle mit einer Zeitdifferenz von Δt nach. Dabei verschiebt die Rolle das Bauteil um ein ΔZ und drückt die Nahtunterseite mit einer Kraft F . Da die Verbindung von Stählen bei Temperaturen nahe der Schmelz- bzw. Erstarrungstemperatur heißrisanfällig sind, soll die Anpressrolle auf die Verbindung während der Abkühlung bei einem Temperaturbereich außerhalb des heißriskritischen Bereichs (d.h. nach der vollständigen Erstarrung der Naht) wirken. Hier ist die Parameterkombination von Δt und ΔZ bzw. F mittels FE-Schweißstruktursimulation zu bestimmen, die zielgemäß zur Verzugs- und Eigenspannungsreduktion führt. Um eine gleichmäßige Einwirkung der Anpressrolle auf die Verbindung zu erzielen, muss die Verbindung in der Wirkungsebene der Anpressrolle die gleiche Temperatur haben. Aus diesem

Grund wurde die Geschwindigkeit der Anpressrolle gleich der Schweißgeschwindigkeit gewählt. Andernfalls müssen die Steuerparameter der Anpressrolle ortsabhängig angepasst werden.

Für die Modellierung der Anpressrolle wurden nachstehenden Prinzipien getestet.

- 1- auf einem Pfad nachlaufende Kräfte,
- 2- durch eine „Special Media“ der Art „Zylinder“.

Modellierung der Anpressrolle durch der Wärmequelle nachlaufende Kräfte

Zur Realisierung des Prinzips der Anpressrolle bietet SYSWELD eine Funktion „Trajectory loading medium“ an. Danach wird eine isolierte Kraft (F_i) auf einem Pfad (T) definiert, Abbildung 78. Die Größe der Kraft und ihre Position lassen sich durch Zeitfunktionen steuern.

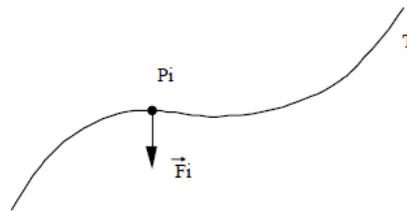
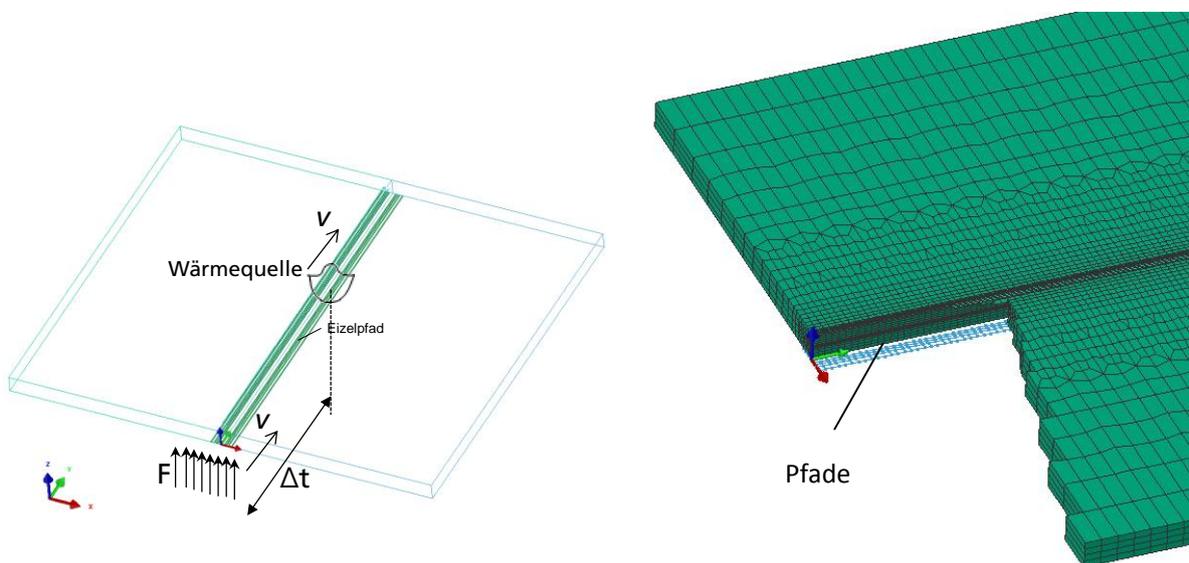


Abbildung 78: Prinzip der auf einem Pfad laufenden Kraft, P_i : Kraftwirkposition, F_i : Kraftfunktion und T ist der Pfad [69]

Die Verteilung der Kraft auf die Breite der Anpressrolle wurde als konstant angenommen. Die Breite der Anpressrolle wurde dann durch 8 zur Naht parallele Pfade realisiert. Der Pfad besteht aus einer Gruppe von 1D-Elementen. Somit wurde die maximale Anpresskraft auf 8 Pfade gleichmäßig verteilt. Abbildung 79 zeigt das Prinzip.



Schematische Darstellung des Arbeitsprinzips
der auf einem Pfad nachlaufenden Kräfte

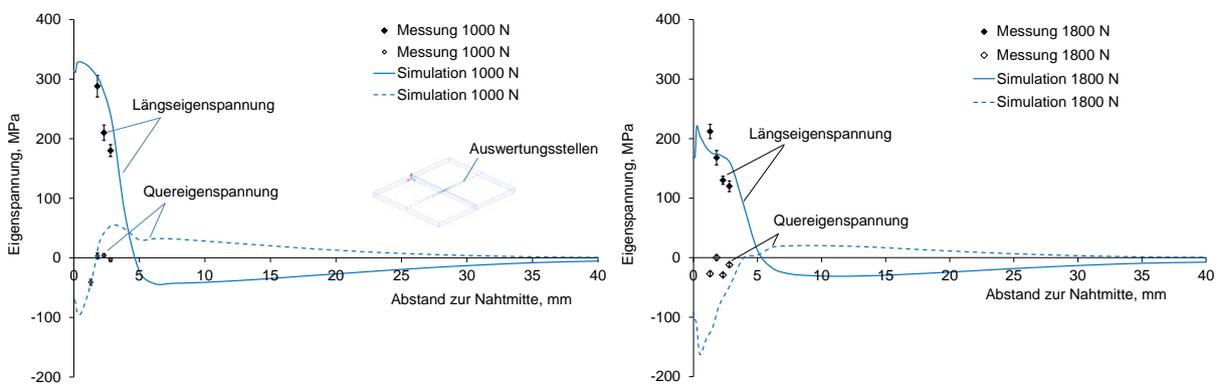
Pfade auf der Nahtunterseite

Abbildung 79: Pfade für die Aufbringung von isolierten Kräften auf die Nahtunterseite

Die einzustellenden Parameter sind die zur Wärmequelle Nachlaufzeit der Kraft Δt und die Kraft F . In Rahmen dieser Studie wurde die Verschiebung der Kräfte entlang der Naht gleich der Schweißgeschwindigkeit gewählt.

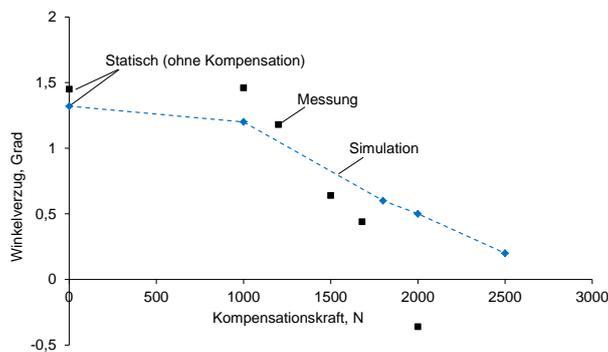
Erprobung an einer Blindnaht

Das Modellierungsprinzip der Anpressrolle mit auf Pfad nachlaufenden Kräften wurde an einer Blindnaht erprobt. Nachlaufende Kräfte von 1000 und 1800 N wurden eingesetzt. Die nachlaufende Zeit betrug 10 s. Die Simulationen wurden mit 3D-Modellierung der Gesamtverbindung durchgeführt. Die Krafteinwirkung wurde durch zur Wärmequelle nachlaufende Kräfte auf 7 Pfade symmetrisch zur Nahtmitte realisiert. Der zeitliche Verlauf der Kräfte entspricht der Schweißgeschwindigkeit ($70,66 \text{ mm s}^{-1}$). Die Simulationen wurden von Verzugs- und Eigenspannungsmessungen begleitet. Die Messungen erfolgten röntgenografisch und stellen die Mittelwerte innerhalb des Messfelds (ca. 0,8 mm) dar. Abbildung 80 zeigt die Simulationsergebnisse auf der Nahtoberseite in Vergleich zu den Verzugs- und Eigenspannungsmessungen.



Kompensationskraft 1000 N, Nachlaufzeit ca. 10 s

Kompensationskraft 1800 N, Nachlaufzeit ca. 10 s



Winkelverzug als Funktion der Kompensationskraft, Nachlaufzeit ca. 10 s

Abbildung 80: Vergleich der Verzugs- und Eigenspannungsmessungen mit der Simulation, Nachlaufzeit ca. 10 s

Die Ergebnisse der Simulation sowie der Messungen bestätigen, dass Verzug und Eigenspannungen durch dynamische, prozessbegleitende Kompensation reduziert werden können. Eine Zusammenstellung der Eigenspannungen von kompensierten gegenüber nicht-kompensierten Verbindungen zeigt Abbildung 81 auf.

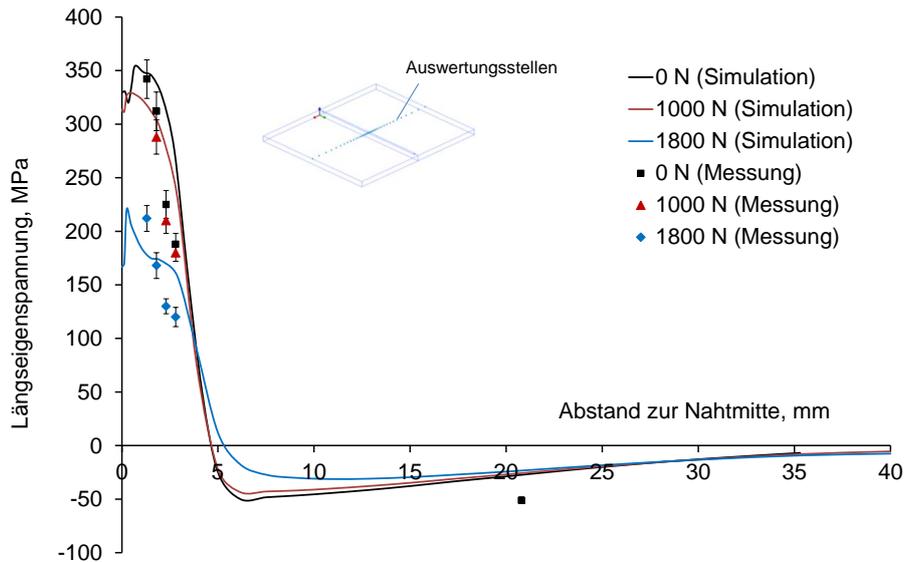


Abbildung 81: Zusammenstellung der Längseigenspannungen von kompensierten und nicht-kompensierten Verbindungen, Simulation und röntgenografische Messungen

Hier ist zu bemerken, dass die dynamischen Effekte wie z.B. Stoßen während des Ein- und Ausfahrens der Rolle nicht berücksichtigt werden kann. Durch die Kompensation werden weitere plastische Verformungen an den nahtnahen Zonen induziert, Abbildung 82.

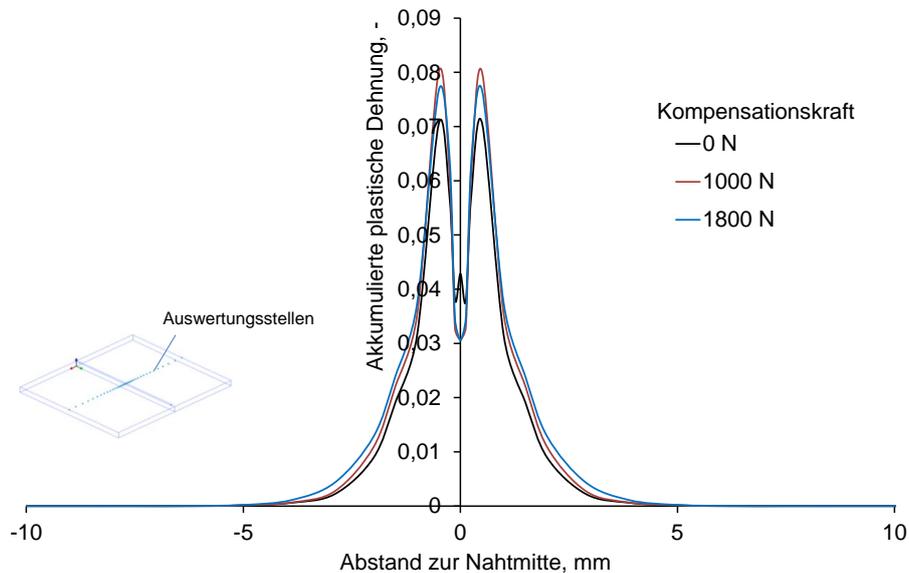


Abbildung 82: Einfluss der Kompensationskraft auf die akkumulierten plastischen Dehnungen

Einfluss der Krafthöhe an I-Stoßverbindung

Um den Einfluss der Kraftgröße auf den Verzug und die Eigenspannungen zu ermitteln, wurden verschiedene Kräfte an der I-Stoßverbindung simulationstechnisch überprüft. Der Winkelverzug wird durch eine erhöhte Kraft reduziert. Bei zu hohen Kräften (z.B. 2400 N) kann der Winkelverzug die Richtung wechseln, Abbildung 83. Eine vollständige Winkelverzugskompensation erfolgt bei einer Kraft von ca. 2200 N für eine ausgewählte Nachlaufzeit von 0,5 s (entspricht einer Maximaltemperatur in der Kompensationsebene von ca. 400 °C).

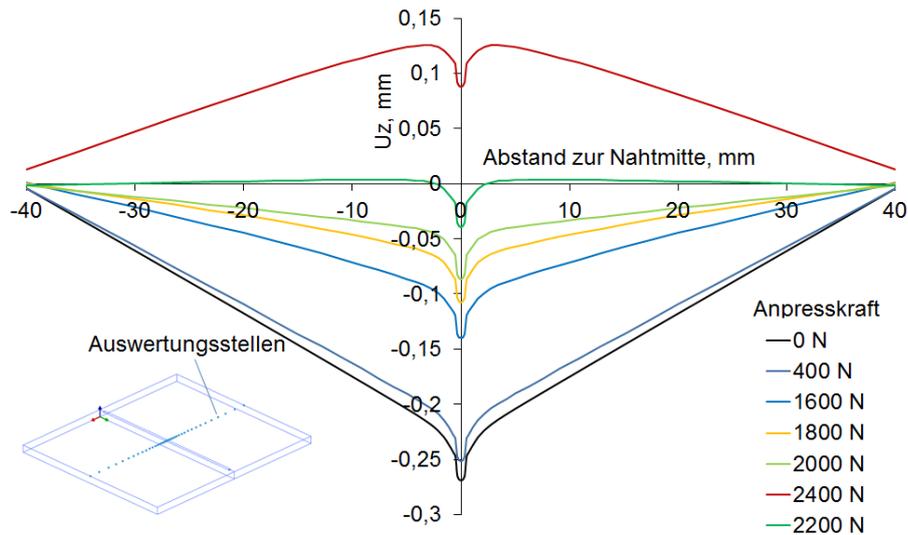


Abbildung 83: Einfluss der Anpresskraft auf Verschiebung in Dickenrichtung (Winkelverzug), Nachlaufzeit 0,5 s

Die einzelnen Fügepartner erfahren keine bzw. eine minimale Durchbiegung und die plastischen Verformungen finden innerhalb der WEZ statt. Die Nachlaufzeit betrug 0,5 s, was einer Maximaltemperatur in der Nahtmitte von ca. 400 °C entspricht. Unter diesen Einspannbedingungen ändern sich die Längseigenspannungen nur minimal, Abbildung 84. Die Quereigenspannungen nehmen dagegen zu.

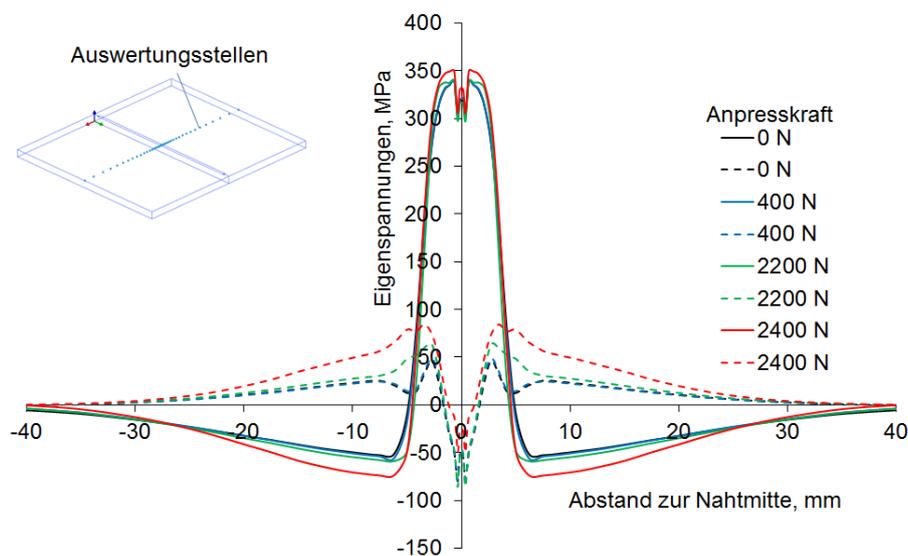


Abbildung 84: Längs- und Quereigenspannungen als Funktion der Anpresskraft, Nachlaufzeit 0,5 s

Einfluss der Nachlaufzeit der Kraft an der I-Stoßverbindung

Die Nachlaufzeit bestimmt das Temperaturprofil in der Kompensationsebene, s. Abbildung 72. Bei hohen Temperaturen können kleine Kräfte zu einer Reduzierung der vorinduzierten plastischen Verformung führen. Dies äußert sich durch einen reduzierten Verzug, Abbildung 85.

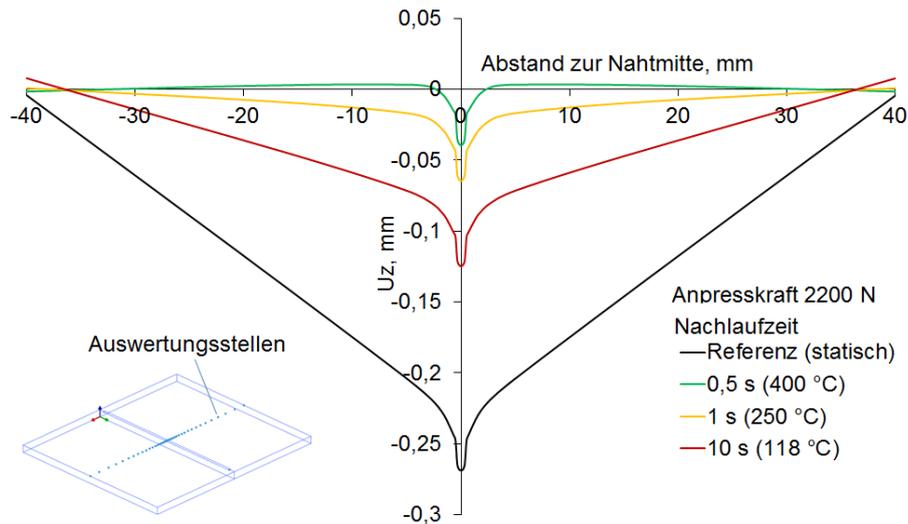


Abbildung 85: Einfluss der Nachlaufzeit auf dem Winkelverzug, Anpresskraft 2000 N

Aus der Abbildung 85 ist zu ersehen, dass der Verzug mit steigender Nachlaufzeit, d.h. abnehmender Maximaltemperatur in der Nahtmitte, zunimmt. Dies bedeutet, dass bei niedrigeren Temperaturen höhere Kräfte für die Kompensation benötigt werden. Die Eigenspannungen nehmen, im Gegensatz zum Verzug, mit abnehmender Kompensationstemperatur ab, Abbildung 86.

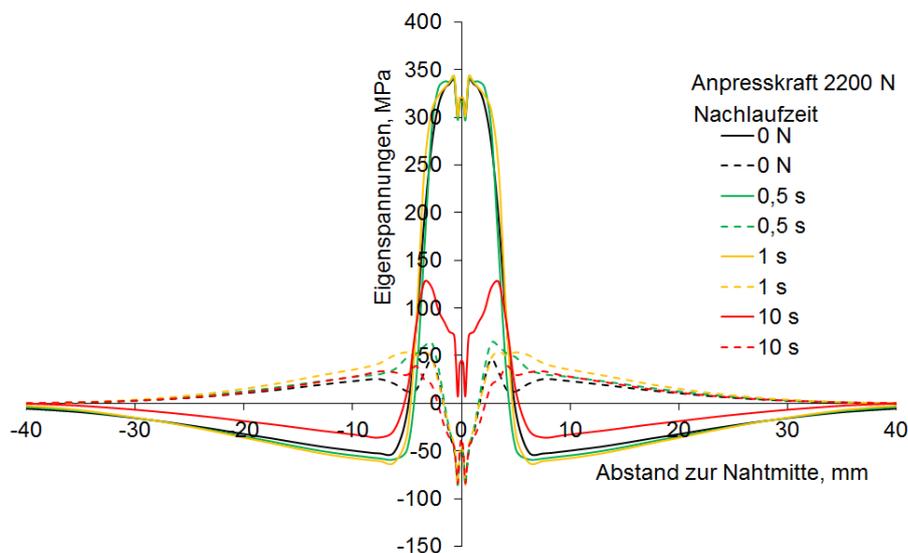


Abbildung 86: Längs- und Quereigenspannungen als Funktion der Nachlaufzeit, Anpresskraft 2200 N. 0 N bedeutet statische Einspannung ohne Anpresskraft

Bei einer Nachlaufzeit von 10 s erfolgte eine Verzugs- und Eigenspannungsreduktion. Durch eine Darstellung der normierten Reduktion der Eigenspannung und des Winkelverzugs kann für die eingesetzte Anpresskraft eine optimale Kompensationstemperatur gefunden werden (Abbildung 87).

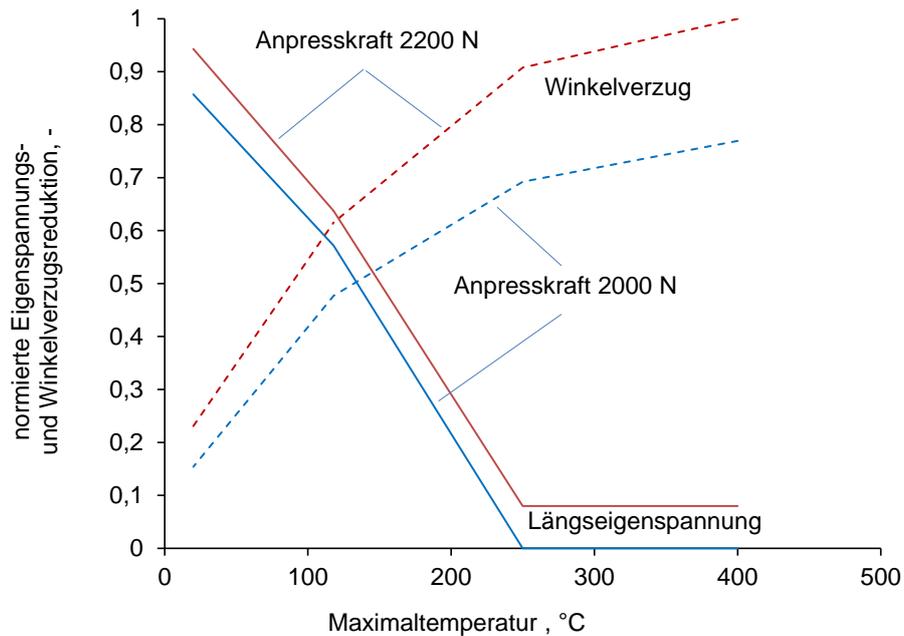


Abbildung 87: Normierte Reduktion der Eigenspannung und des Winkelverzugs

Im Diagramm beschreibt die normierte Eigenspannungsreduktion das Verhältnis:

$$(\sigma_{st} - \sigma) / \sigma_{st}$$

und die normierte Winkelverzugsreduktion das Verhältnis:

$$(\text{Winkelverzug}_{st} - \text{Winkelverzug}) / \text{Winkelverzug}_{st}$$

Hierbei bedeuten σ_{st} und Winkelverzug_{st} die Längseigenspannung bzw. der Winkelverzug an dem Betrachtungspunkt unter statischer Einspannung; σ und Winkelverzug ist die Längseigenspannung bzw. der Winkelverzug bei dynamischer Kompensation.

Ein Schnitt an der Mitte der Naht zeigt, dass die Längseigenspannung an der Oberfläche als auch über die Dicke mit steigender Nachlaufzeit abgenommen hat, Abbildung 89.

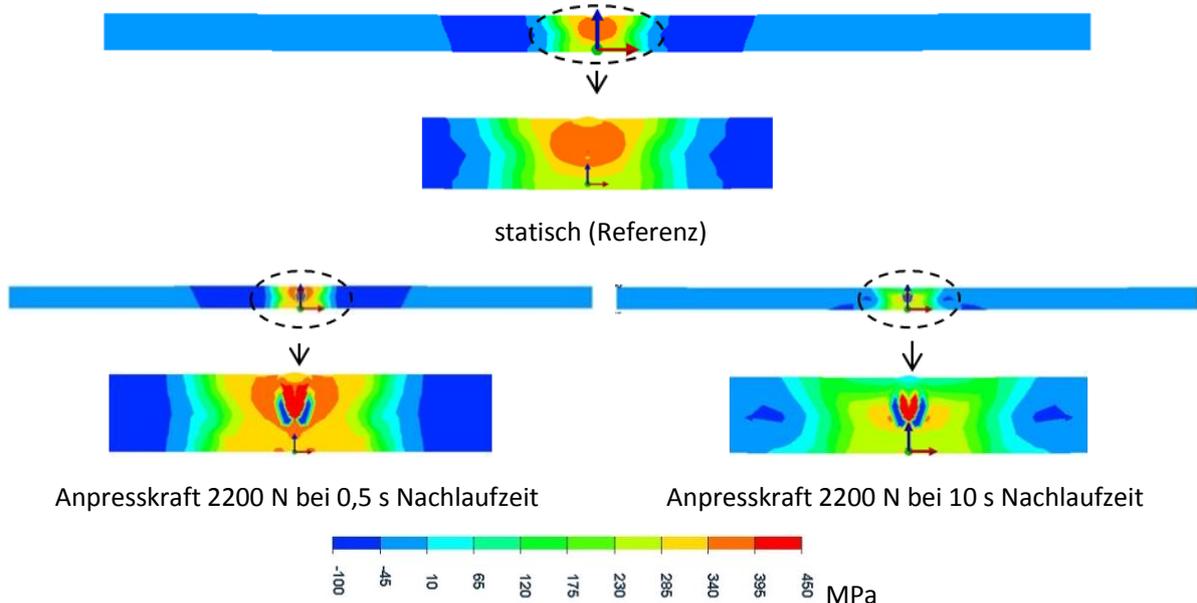


Abbildung 88: Längseigenspannung an einem Querschnitt in der Mitte der Naht

Fazit: Um eine kombinierte Verzugs- und Eigenspannungskompensation zu erreichen, sollten höhere Kräfte bei fortgeschrittener Abkühlung (d.h. niedrigen Temperaturen) eingesetzt werden. Ein Beispiel dafür stellt die Verzugs- und Eigenspannungskompensation bei einer Nachlaufzeit von 10 s dar (entspricht 118 °C), Abbildung 89.

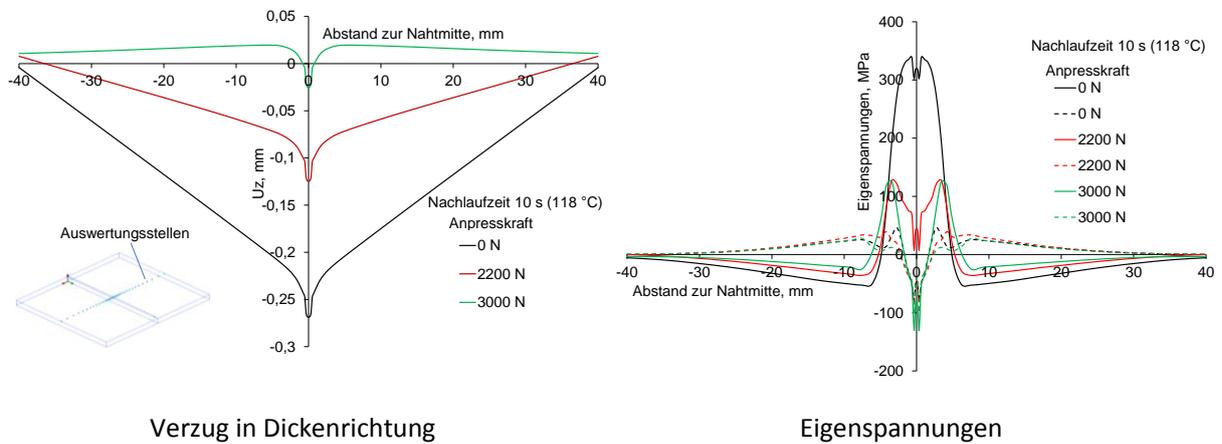


Abbildung 89: Verzugs- und Eigenspannungskompensation bei einer Nachlaufzeit von 10 s

Die Verzugsprofile entlang der Nahtmitte zeigen keine Durchbiegung der einzelnen Fügepartner in Querrichtung der Naht auf. Die Eigenspannungsreduktion erstreckt sich auf die Gesamtverbindung. Bei hohen Anpresskräften wird die Oberseite der WEZ gestreckt, so dass eine Ausdehnung stattfindet und demzufolge gehen die Längseigenspannungen in den Druckbereich, Abbildung 90.

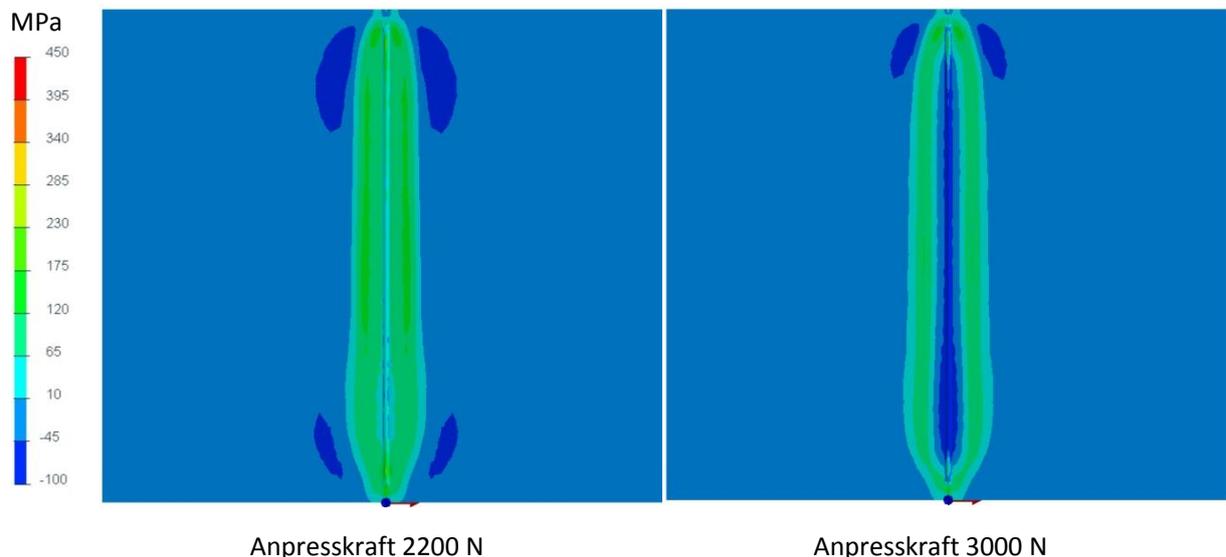


Abbildung 90: Verteilung der Längseigenspannungen auf der Verbindungsoberseite, Nachlaufzeit 10 s (118 °C)

Die Kompensation hängt nicht nur von den Kompensationsparametern (Anpresskraft und Nachlaufzeit), sondern auch von der Gesamteinspannung des Bauteils (statische und dynamische Einspannungen) ab. Die dargestellten Ergebnisse beruhen auf der Nutzung einer Kompensationskraft in Zusammenhang mit einer

statischen Einspannung, die durch eine freie Länge von 61 mm definiert ist. Wenn die freie Länge der Verbindung verändert wird, ist eine erneute Untersuchung der Kompensationsparameter erforderlich. Um den Einfluss der freien Länge der Verbindung (Einspanngrad) auf die Ergebnisse der Kompensation zu verdeutlichen, wurde die freie Länge der Verbindung von 60 auf 40 mm reduziert, Abbildung 91.

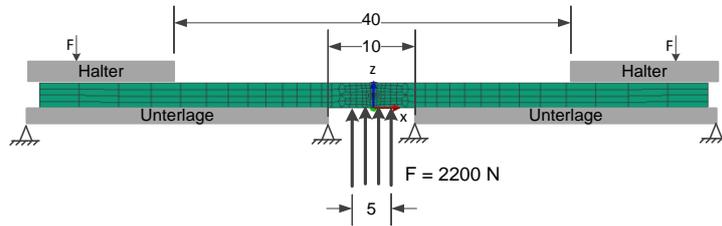


Abbildung 91: Einspannsituation mit einer freien Länge von 40 mm

Die Anpresskraft von 2200 N bei einer Nachlaufzeit von 0,5 s hat zu einer vollständigen Kompensation des Winkelverzugs bei einer freien Länge der Verbindung von 60 mm geführt. Diese Parameterkombination führt nicht zur vollständigen Kompensation des Verzugs, wenn die freie Länge der Verbindung auf 40 mm reduziert wird, Abbildung 92.

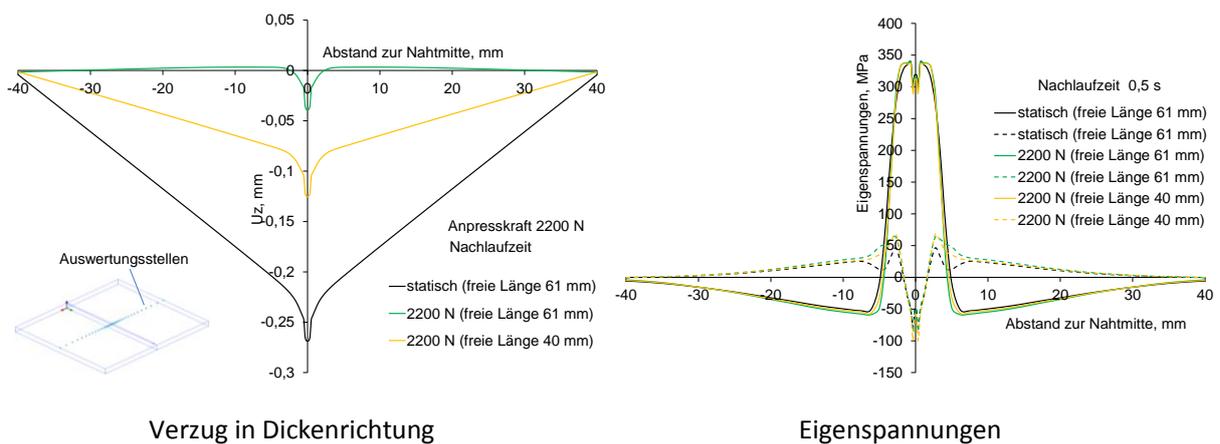


Abbildung 92: Verzug und Eigenspannungen in Abhängigkeit der Einspannsituation, Anpresskraft 2200 N und Nachlaufzeit 0,5 s

Eine kürzere freie Länge der Verbindung bedeutet auch einen kürzeren Hebel vom Wirkungsort der Kompensationskraft. Dies äußert sich durch einen niedrigen Kompensationswert. Um eine vollständige Kompensation bei kürzerem Hebel zu erreichen, werden höhere Kräfte benötigt.

Der Verzug und die Eigenspannungen sind werkstoffspezifisch. D.h. sie sind von den Werkstoffeigenschaften abhängig. Abbildung 93 zeigt auf, wie der Verzug und die Eigenspannungen sich für unterschiedliche Werkstoffe einstellen.

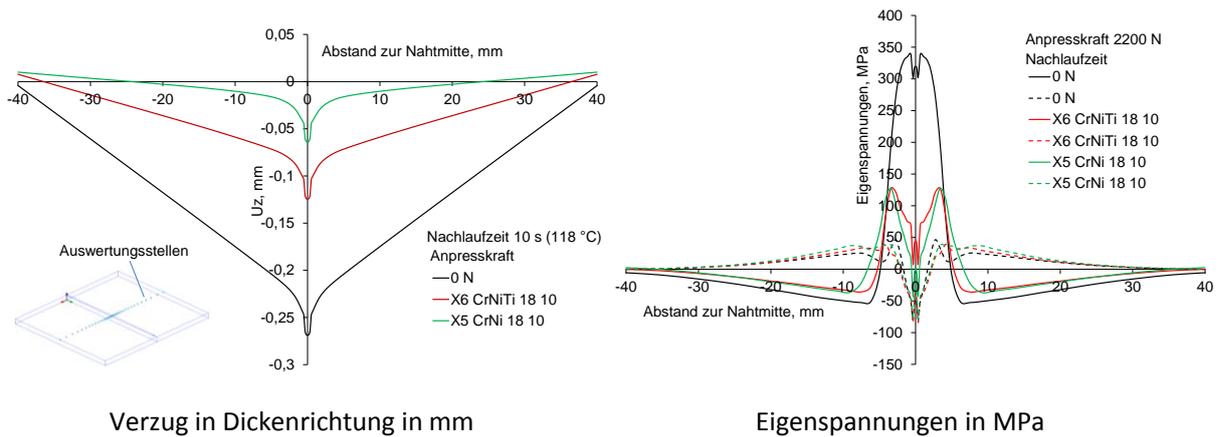


Abbildung 93: Einfluss des Werkstoffs auf Verzug und Eigenspannungen. Freie Länge der Verbindung 60 mm, nachlaufende Kraft 2200 N und Nachlaufzeit 10 s

Die Dehngrenze des X5CrNi18-10 ist ca. um Faktor 1,1 niedriger als bei X6 CrNiTi 18-10 und dementsprechend benötigt die Verzugskompensation an Bauteilen aus X5 CrNi 18-10 niedrigere Kompensationskräfte.

Fazit: je nach der statischen Einspannsituation müssen die Kompensationsparameter neu bestimmt werden. Die Kompensationsparameter sind werkstoffspezifisch.

Modellierung der Anpressrolle durch Special Media der Art Zylinder

Die Einspannsituation und das FE-Modell zeigt Abbildung 94.

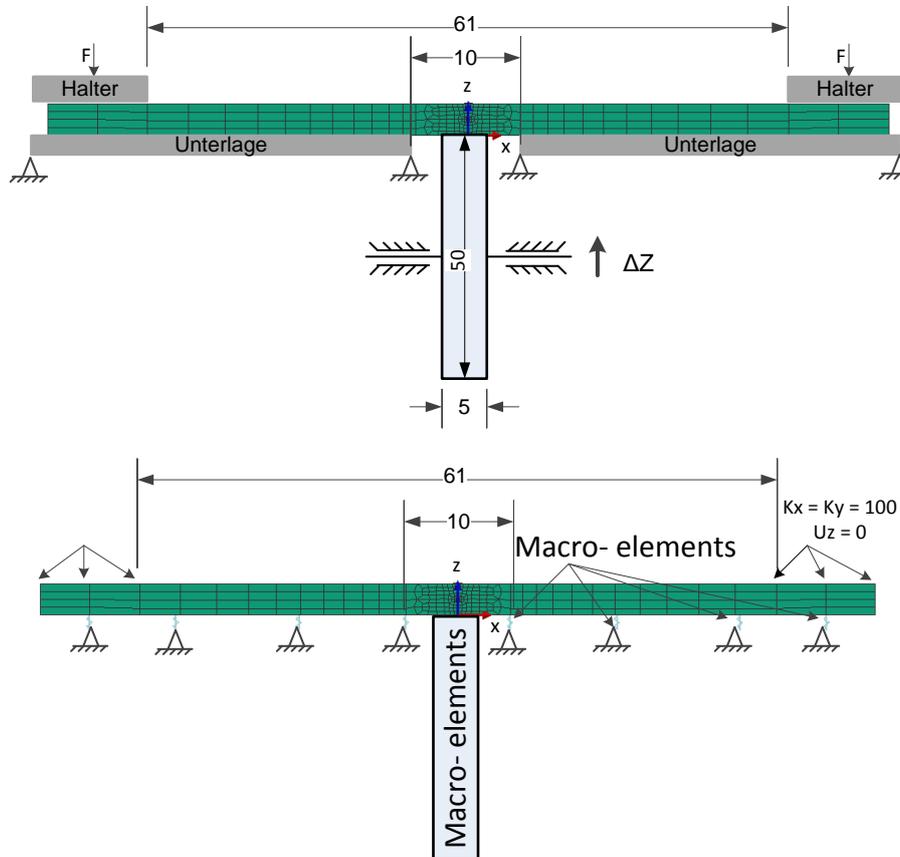


Abbildung 94: Einspannsituation und FE-Modell

SYSWELD bietet vordefinierte Makro-Elemente vom Typ Zylinder an, um einfache Walzprozesse simulieren zu können. Die Steifigkeit des Zylinders kann relativ zu den Werkstoffeigenschaften eingestellt werden. Des Weiteren lässt sich der Zylinder im Raum drehen und verschieben. Der Zylinder hat lokale Koordinaten und eine einstellbare Länge und Radius, Abbildung 95.

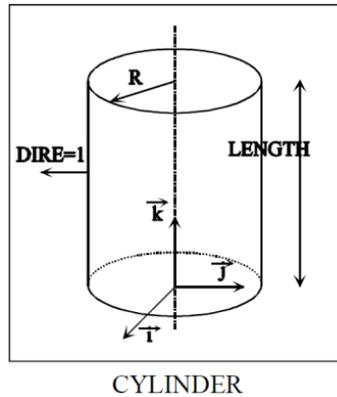


Abbildung 95: Das Makro-Element „Media Type Cylinder“, R Radius, DIRE=Pressrichtung, Length= Länge, Drehung um die Achse k, [69]

Bei diesem Zylinder-Makro-Element kann die Anpresskraft nicht als Inputparameter für die Steuerung verwendet werden. Die Kontaktkraft wird vom System berechnet. Es sind verschiedene Modelle zur Beschreibung des Kontaktverhaltens wie z.B. Reibung, Gleiten, Ankleben etc. verfügbar. Im Rahmen dieser Studie wurden die Reibungskräfte vernachlässigt und das Gleitmodell verwendet. Bei der I-Stoßverbindung drückt die Rolle die Nahtunterseite mit einer Verschiebung ΔZ . Für jede Nachlaufzeit kann eine geeignete Verschiebung, die zur Winkelverzugskompensation führt, gefunden werden. Als Anfangsparameter für die Verschiebung kann der Verzug in Dickenrichtung bei statischen Einspannungen (Referenzwert) verwendet werden. Abbildung 96 und Abbildung 97 zeigen exemplarisch den Verzug in Dickenrichtung und die Längs- und Quereigenspannung an der Oberfläche in der Nahtmitte. Die optimalen Steuerparameter der Anpressrolle lassen sich ausgehend von einer statischen Berechnung durch eine Optimierungsschleife bestimmen.

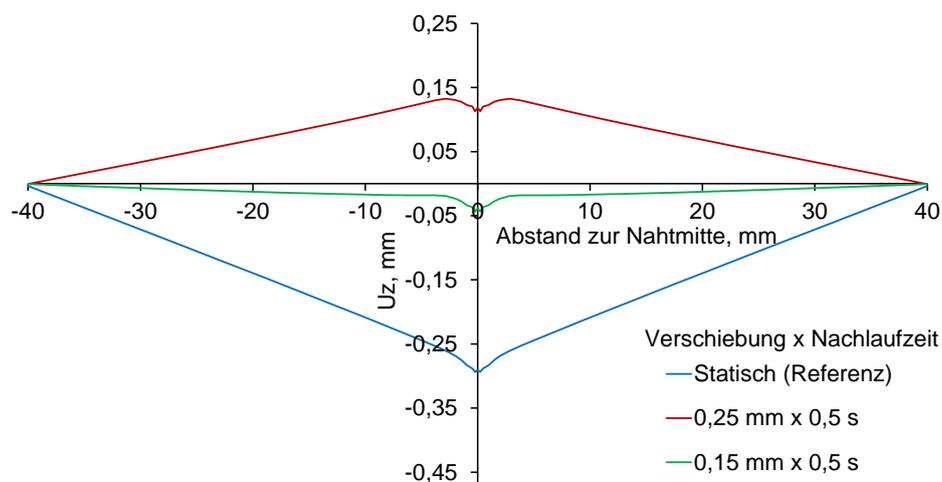


Abbildung 96: Verschiebungen in Z-Richtung bei einer Nachlaufzeit der Rolle von 0,5 s. Die Simulationen wurden ohne Dehnrateneffekt durchgeführt.

Die zugehörigen Längs- und Quereigenspannungen zeigt Abbildung 97 auf.

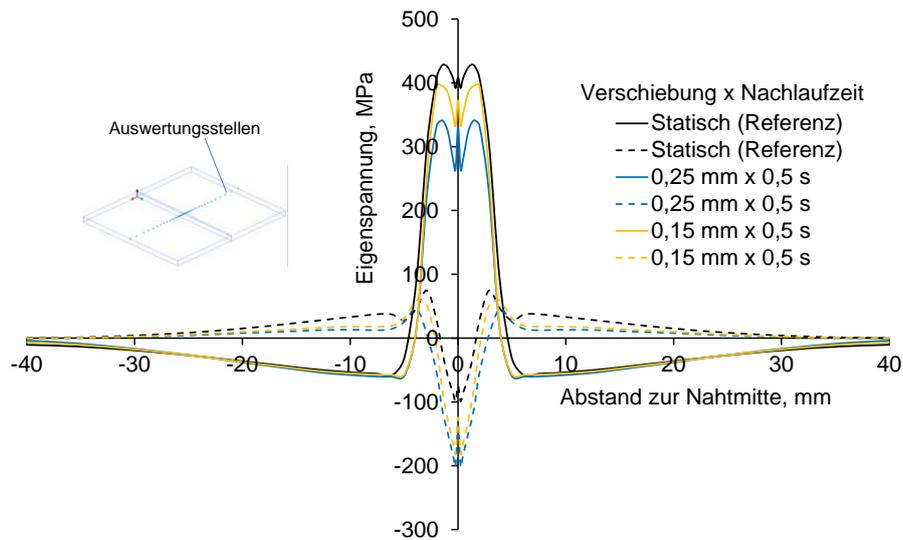


Abbildung 97: Eigenstressung als Funktion der Verschiebung der Rolle für eine Nachlaufzeit von 0,5 s, Simulation ohne Dehnratenabhängigkeit

Die Verteilungen der Längseigenstressung auf der Oberfläche bei den Verschiebungen der Rolle von 0,15 mm bzw. 0,25 mm sind in Abbildung 98 dargestellt.

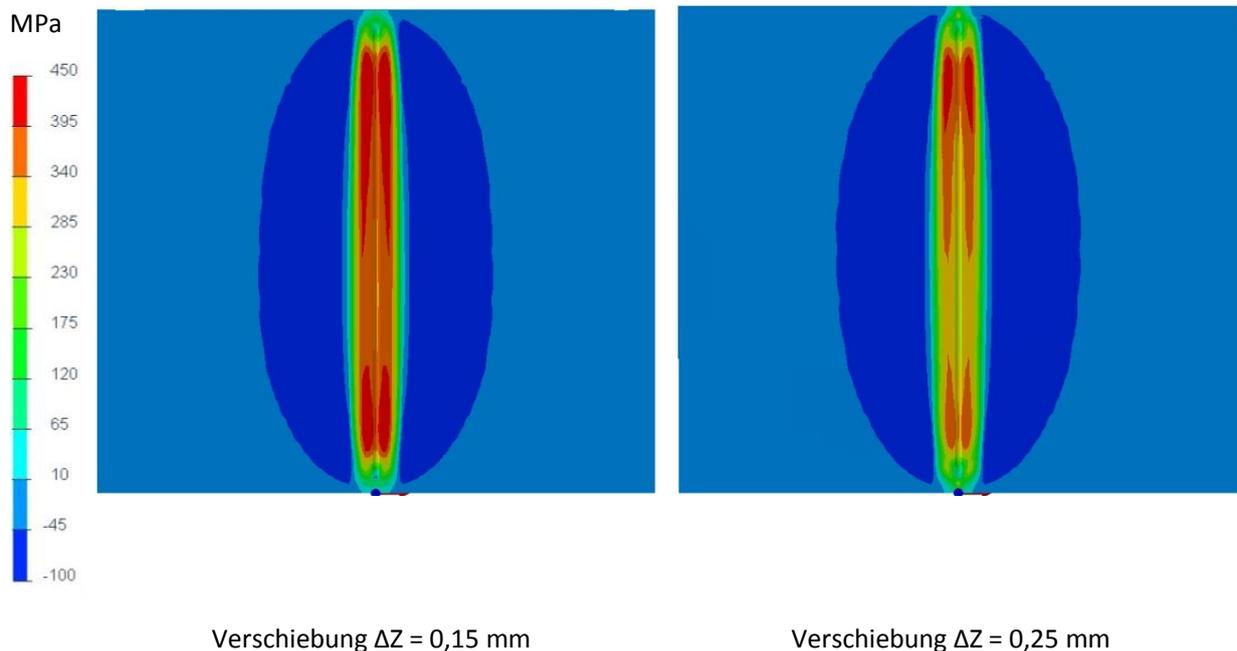


Abbildung 98: Verteilung der Längseigenstressungen auf der Oberfläche, Nahtseite, Nachlaufzeit 0,5 s

Abbildung 98 zeigt, dass die Längseigenstressungen nahezu gleichmäßig entlang der Naht verteilt sind. Bei einer Überkompensation, wie beim Fall mit der Verschiebung von 0,25 mm, werden die Längseigenstressungen reduziert.

Während des Ein- und Auslaufs der Rolle werden in Abhängigkeit der voreingestellten Verschiebung kleine Lastschritte benötigt, um eine Konvergenz zu erreichen. Somit ist die Berechnung sehr zeitaufwendig. Eine alternative Lösung bietet die Modellierung der Rollwirkung durch nachlaufende Kräfte.

Zeitgesteuerte Stempel

Alternativ zur Anpressrolle kann die Verbindung lokal durch Andruckstempel beeinflusst werden, um eine Verzugsreduktion zu erzielen. Abbildung 99 zeigt schematisch das Arbeitsprinzip der zeitgesteuerten Stempel. Zu einem diskreten Zeitpunkt ist nur ein Stempel angeschaltet. Hierbei sind die Parameter Nachschaltzeit (Δt) und Stempelweg (ΔZ) sowie die Wirkungsdauer (t_w) des Stempels numerisch zu bestimmen, welche zur kombinierten Verzugs- und die Eigenspannungsreduzierung führen können.

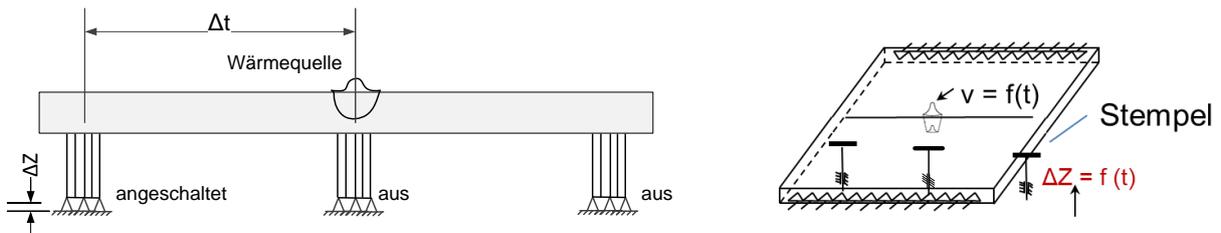


Abbildung 99: Arbeitsprinzip der nachgeschalteten Stempel

Die Stempel sind durch Makroelemente TYP 6 modelliert. Es sind 1D-Federelemente mit 2 Knoten und anisotropen Eigenschaften. Sie werden so ausgewählt, dass sie Null-Steifigkeit in eine Richtung und das 1000-fache der $R_{p0,2}$ des Bauteils in Gegenrichtung besitzen. Alle 1D-Elemente innerhalb des Andruckbereichs sind an einer Seite an das Bauteil starr gebunden. Die Freiknoten der Stempелеlemente lassen sich durch eine Zeitfunktion im Raum verschieben. Damit kann eine beliebige Druckfunktion auf die Verbindung realisiert werden. Für die betrachtete I-Stoßverbindung wurden 3 Stempel angesetzt. Ein rechteckiger Stempelkopf ($4 \times 4 \text{ mm}^2$) wurde ausgewählt. Die Steuerparameter der Stempel sind in Abbildung 100 dargestellt.

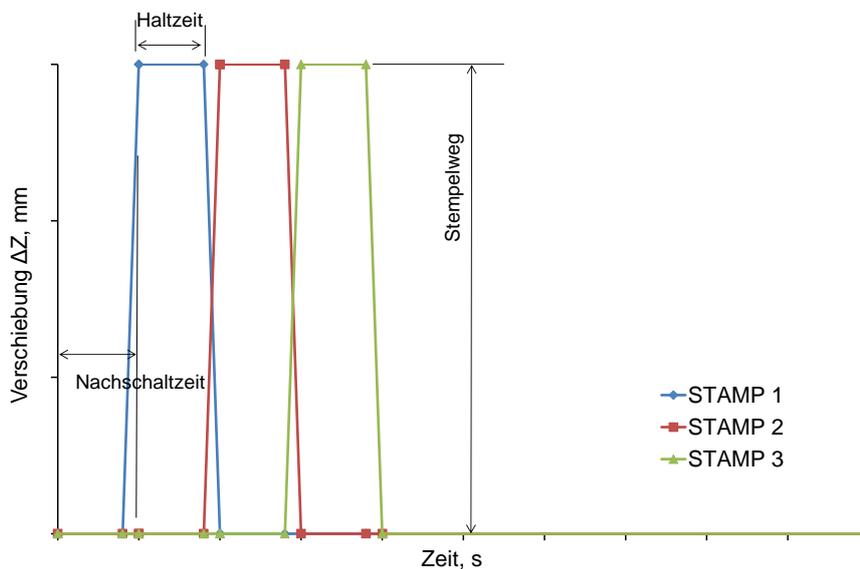


Abbildung 100: Funktionsparameter der Stempel

Der Einfluss der Steuerparameter wurde systematisch ermittelt, dafür wurden iterative Berechnungen durchgeführt. Die Einspannsituation beim Stempel zeigt Abbildung 101 auf.

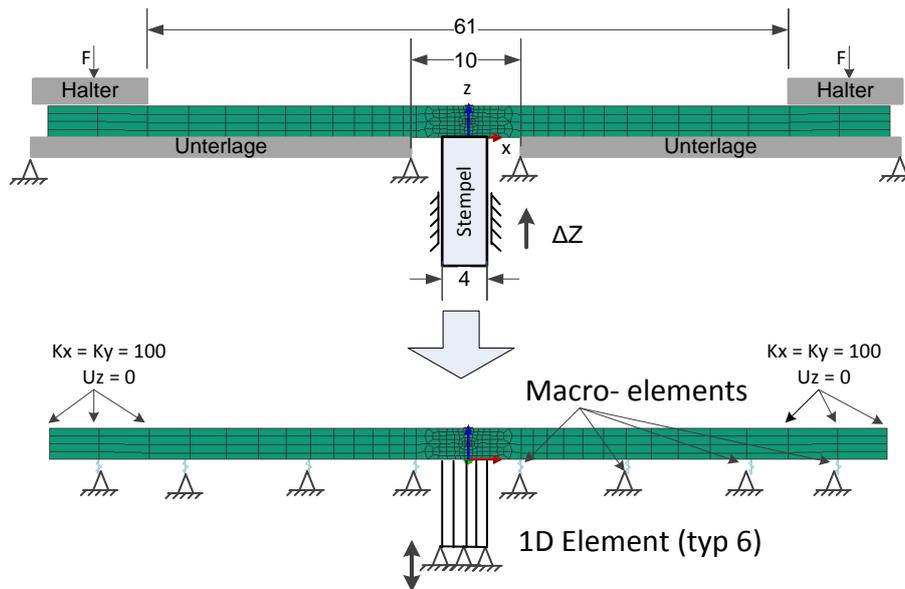


Abbildung 101: Einspannsituation und FE-Modell

Einfluss des Stempelwegs (ΔZ)

Mit einer Nachschaltzeit von 0,5 s wurde der Stempelweg für zwei unterschiedliche Haltezeiten variiert. Den resultierenden Verzug zeigt Abbildung 102.

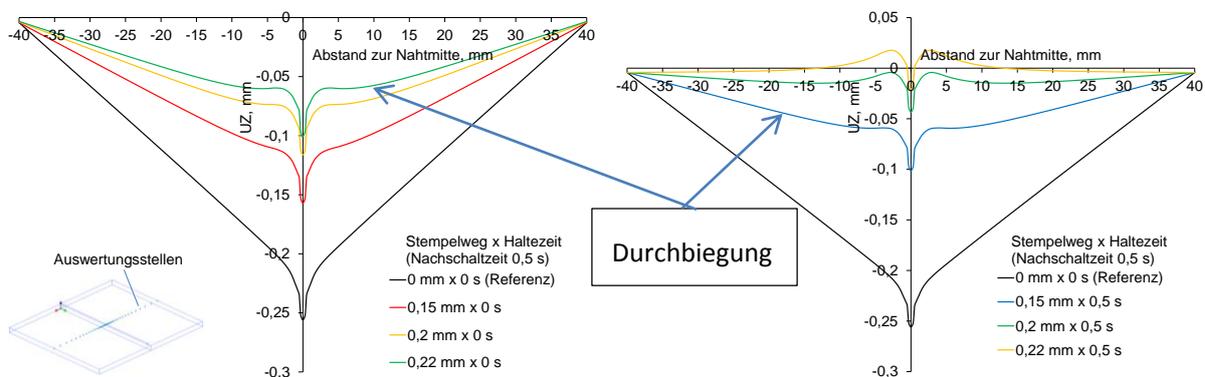


Abbildung 102: Einfluss des Stempelwegs auf den Winkerverzug, Nachschaltzeit 0,5 s \approx 400 °C

Für einen definierten Stempelweg nimmt der Winkerverzug mit steigender Haltezeit ab, Abbildung 102. Als Anfangsstempelweg bei der Simulation kann der Maximalverzug aus der statischen Analyse verwendet werden. Hierfür muss die passende Haltezeit iterativ bestimmt werden. Der Verschiebungsverlauf als Funktion des Abstands zur Nahtmitte stellt neben dem Winkerverzug eine Durchbiegung der einzelnen Fügepartner dar. Eine Anhebung der Haltezeit führt zur gleichzeitigen Reduzierung von Winkerverzug und Durchbiegung. Der Winkerverzug wird am Wirkungsort des Stempels ausgewertet. Bei einer Nachschaltzeit von 0,5 s und einer Haltezeit von 0,5 s liefert der Stempelweg von 0,2 mm einen niedrigen Winkerverzug.

Die Eigenspannungen an der Oberfläche am Stempelort sind für alle betrachteten Parametern niedriger als die Referenzwerte, Abbildung 103. Hier ist zu bemerken, dass die Quereigenspannungen an der Oberfläche am Stempelort mit zunehmendem Stempelweg komplett in den Druckbereich gehen. Dabei werden die Amplituden erhöht.

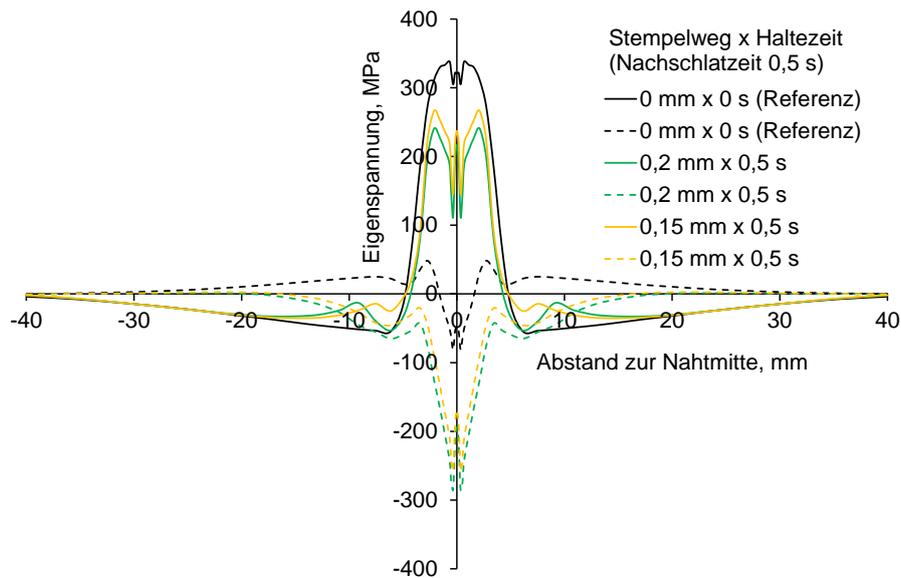
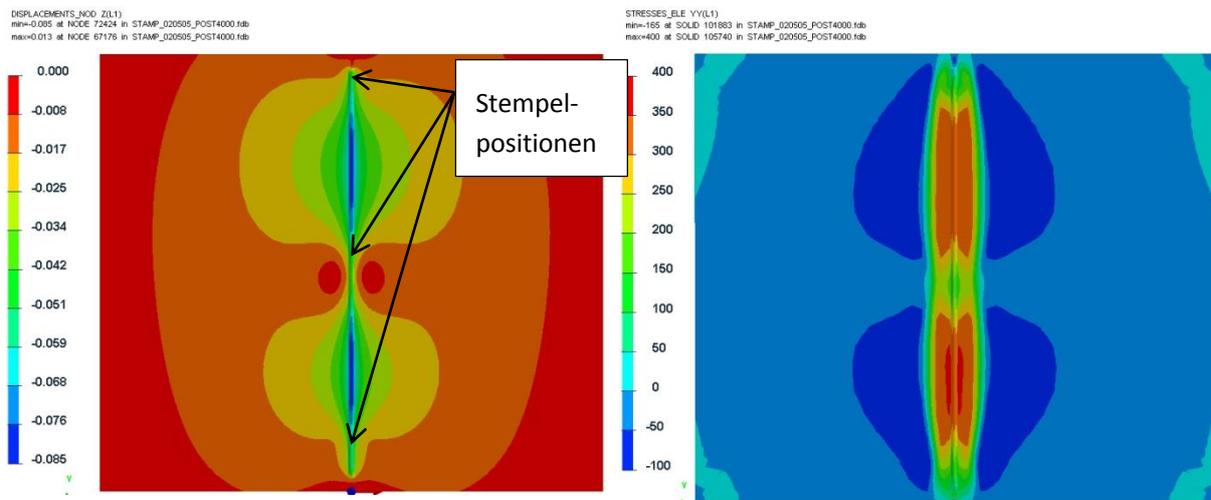


Abbildung 103: Einfluss des Stempelwegs auf die Eigenstressungen, Nachschaltzeit 0,5 s

Die Bereiche außerhalb der Stempelorte werden vom Stempel nur teilweise in Abhängigkeit seines Abstands zu den Stempeln beeinflusst, was sich in einer inhomogenen Verteilung des Verzugs und der Eigenstressungen äußert.



Verschiebung in Dickenrichtung(z) auf der Verbindungsoberseite

Verteilung der Längseigenstressung auf der Verbindungsoberseite

Abbildung 104: Verzug in Dickenrichtung und Längseigenstressung auf der Verbindungsoberseite, Stempelweg 0,2 mm und Haltezeit der Stempel 0,5 s

Einfluss der Haltezeit

Für einen Stempelweg von 0,2 mm wurde die Haltezeit untersucht. Der Winkelverzug nimmt mit steigender Haltezeit ab und wechselt die Richtung, wenn die Haltezeit ein Niveau übersteigt, Abbildung 105. Mit steigender Haltezeit werden die Temperaturen am Stempelwirkungsort niedriger, ebenso die noch zu erwartende plastische Verformung, d.h. wenn der Stempelweg zu einer vollständigen Kompensation bei hohen Temperaturen führt, wird er zu Überkompensation bei niedrigen Temperaturen führen. Entscheidend für

das Verhalten ist die Grenztemperatur, unterhalb derer keine plastische Verformung bei statischen Einspannsituationen vorkommt, siehe Abbildung 74.

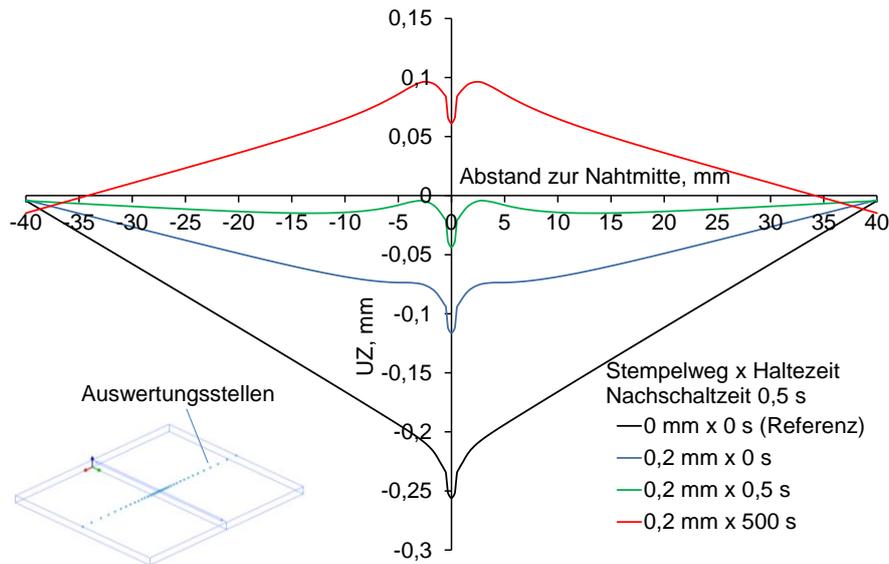


Abbildung 105: Einfluss der Haltezeit auf den Winkelverzug, Nachschaltzeit 0,5 s \approx 400 °C

Die Längseigenspannungen und Quereigenspannungen nehmen mit steigender Haltezeit (d.h. mit abnehmenden Temperaturen am Stempelwirkungsort) ab. Die Quereigenspannungen gehen komplett in den Druckbereich und bleiben nahezu unabhängig von der Haltezeit, Abbildung 106.

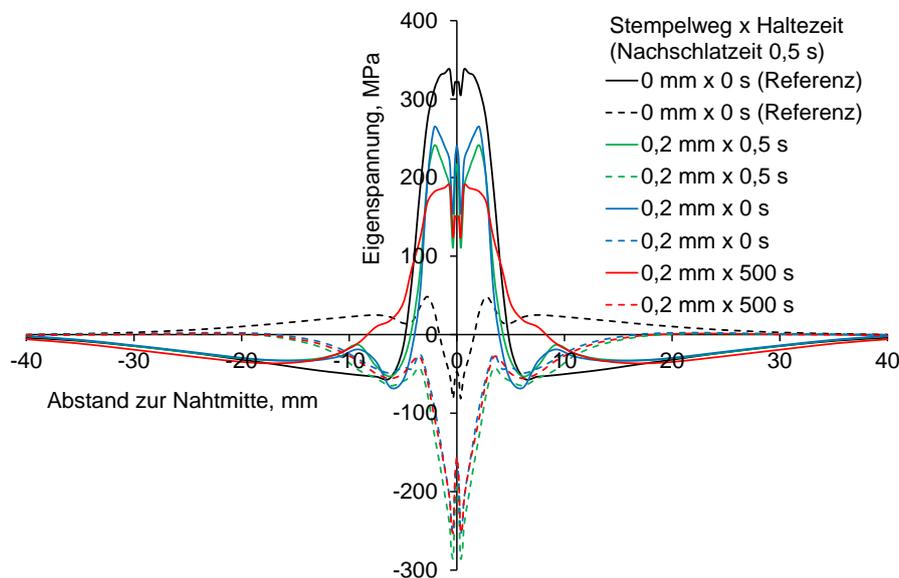


Abbildung 106: Einfluss der Haltezeit auf die Eigenspannungen, Nachschaltzeit 0,5 s \approx 400 °C

Einfluss der Nachschaltzeit

Der Einfluss der Nachschaltzeit ist auf die vorliegenden Temperaturen am Stempelwirkungsort zurückzuführen, siehe Abbildung 72. Mit zunehmender Nachschaltzeit nimmt die Stempelwirkung auf den Verzug ab, da die vorliegende Temperatur am Stempelort niedriger wird, Abbildung 107. Die Durchbiegung der einzelnen Fügepartner nimmt mit steigender Nachschaltzeit (abnehmender Temperatur) ab.

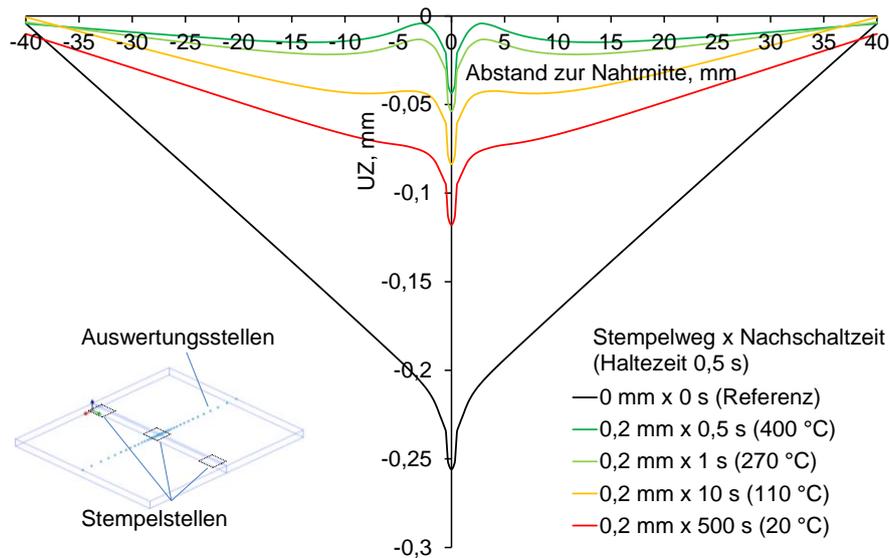


Abbildung 107: Einfluss der Nachschaltzeit auf den Winkelverzug

Die Nachschaltzeit beeinflusst stark die Eigenspannungen. Abbildung 108 zeigt die Eigenspannungen als Funktion der Nachschaltzeit (Maximaltemperatur im Stempelort). Hierfür wurden die in Abbildung 107 aufgeführten Nachschaltzeiten in Temperaturen umgerechnet. Mit abnehmenden Temperaturen werden die Längseigenspannungen reduziert, die Quereigenspannungen gehen in den Druckbereich.

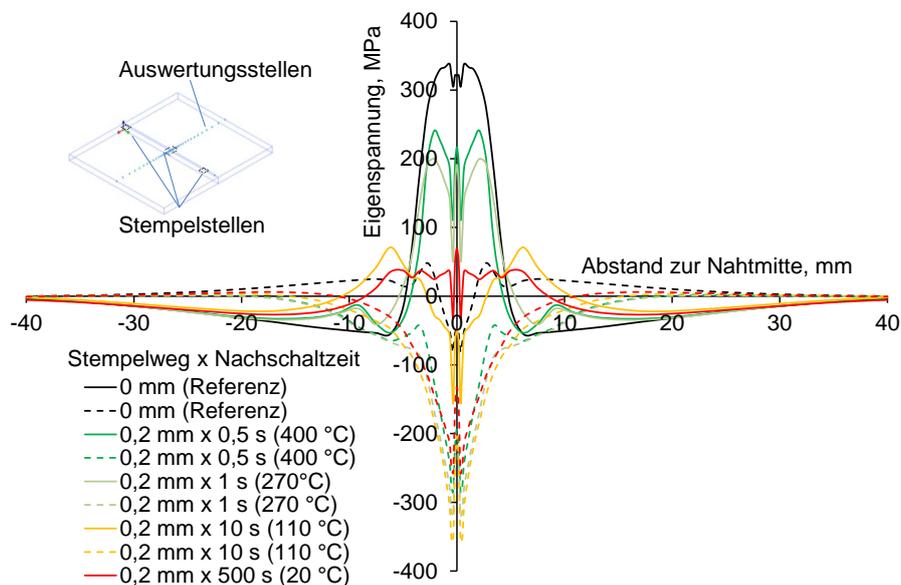


Abbildung 108: Einfluss der Nachschaltzeit auf die Eigenspannungen, Haltezeit 0,5 s, Temperaturen entsprechen den Maximaltemperaturen an der Wirkungsstelle

Eine Änderung des Stempelwegs liefert vergleichbare Ergebnisse, Abbildung 109.

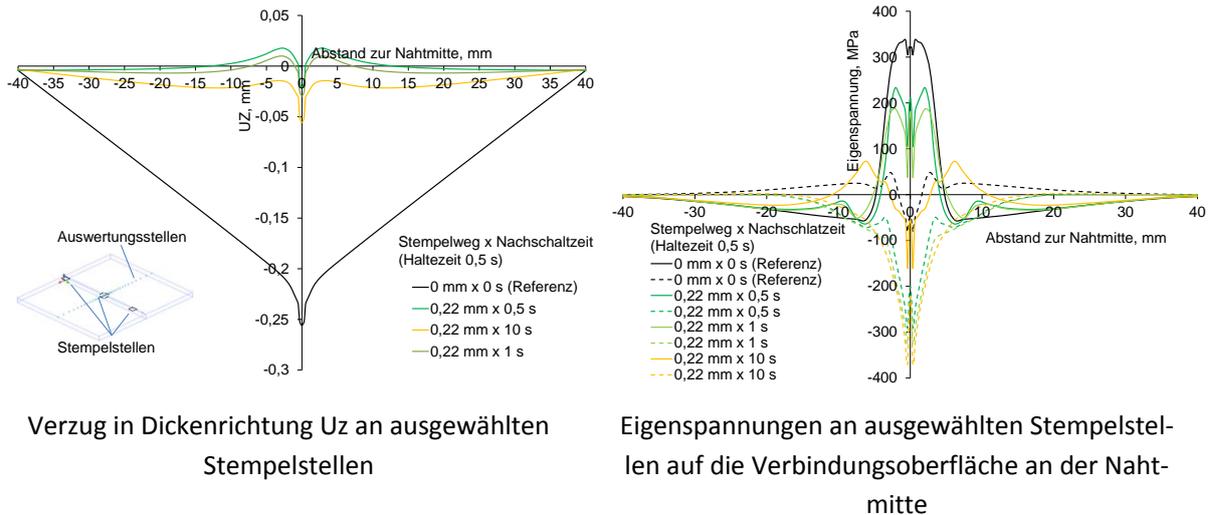


Abbildung 109: Verzug und Eigenspannungen an ausgewählten Stempelstellen auf der Verbindungsfläche an der Nahtmitte

Eine optimale Nachschalttemperatur, die zu einer kombinierten Verzugs- und Eigenspannungsreduktion führt, lässt sich aus der grafischen Darstellung der normierten Winkelverzugs- und Längseigenspannungsreduktion gegen die Nachschalttemperatur bestimmen, Abbildung 110.

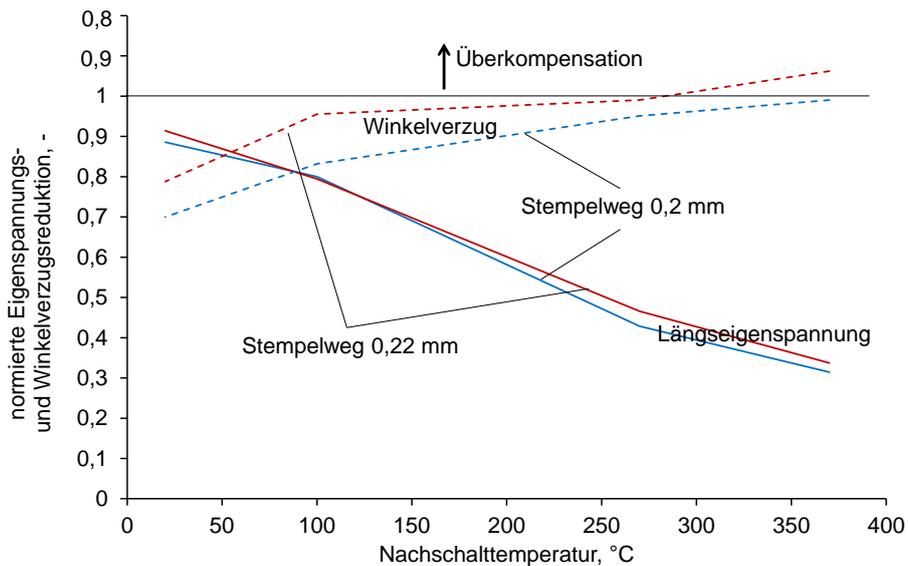
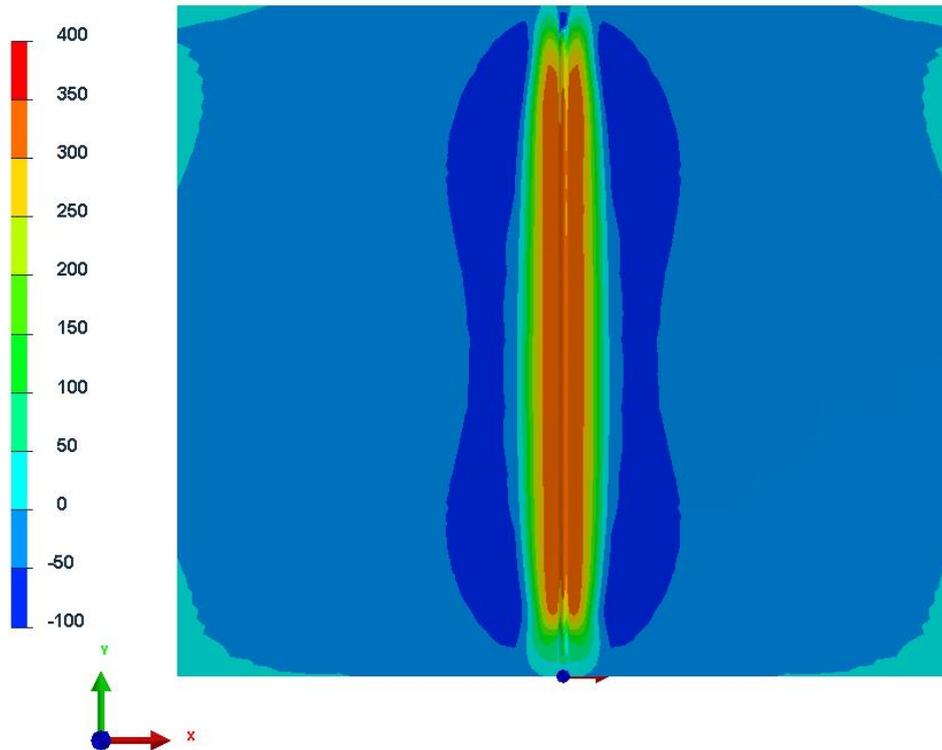


Abbildung 110: Optimale Anschalttemperatur, Haltezeit 0,5 s und Stempelweg 0,2 mm

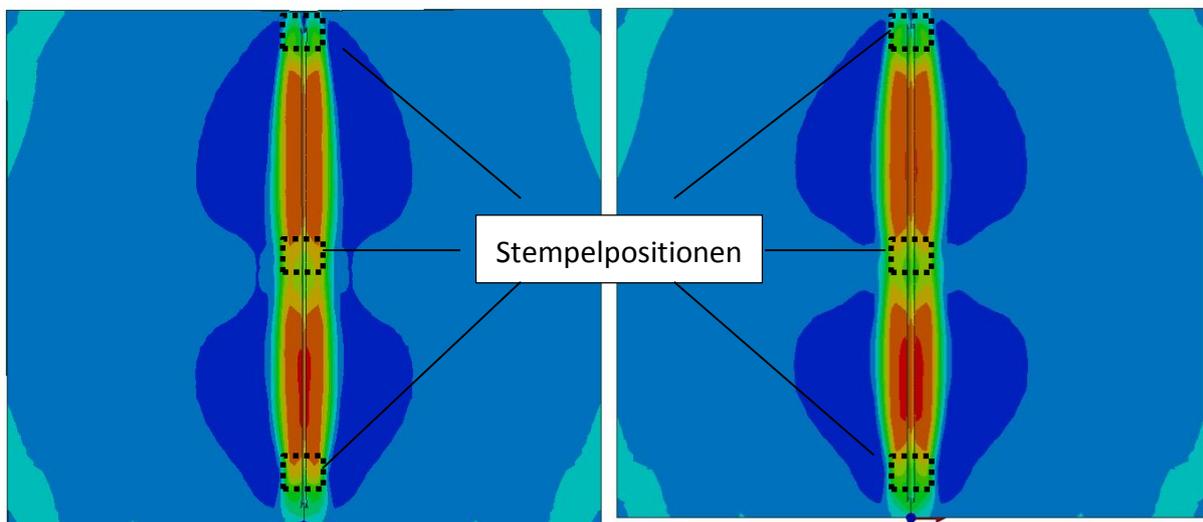
Da die Stempel an ausgewählten Orten angebracht wurden, entsteht eine inhomogenes Eigenspannungsfeld, Abbildung 111.

REFERENCE

STRESSES_ELE YY(L1)
min=-100 at SOLID 103691 in STAMP_REF_POST4000.fdb
max=431 at SOLID 105778 in STAMP_REF_POST4000.fdb



Referenz- Statisch



Stempelweg = 0,22 mm und Haltezeit = 0 s

Stempelweg = 0,22 mm und Haltezeit = 0,5 s

Abbildung 111: Verteilung der Längseigenstressen auf der Nahtoberseite, Stempelnachschaltzeit 0,5 s

Die Längseigenstressen sind am Stempelort stark reduziert. Wegen der Inhomogenität der Spannungen eignet sich das Stempelverfahren vor allem für Kurz- bzw. Stichnähte.

Validierung der Vorgehensweise an einem Demonstratorbauteil

Die im Folgenden dargestellten Ergebnisse wurden im Rahmen der Bearbeitung von AP 7 „Übertragung und Anwendung der Erkenntnisse auf eine bauteilähnliche Probe“ erzielt.

FE-Model

5.10 Ein Verfestigungsteil wurde auf ein Längsblech durch Überlappstoß laserstrahl-geschweißt, siehe Kapitel 4.2. Solche Bauteile werden in der Automobilindustrie als maßgeschneiderte Bauteile gefertigt. Abbildung 112 zeigt die Schweißnahtkonfiguration der Verbindung in Kombination mit Schliffbildern.

5.10

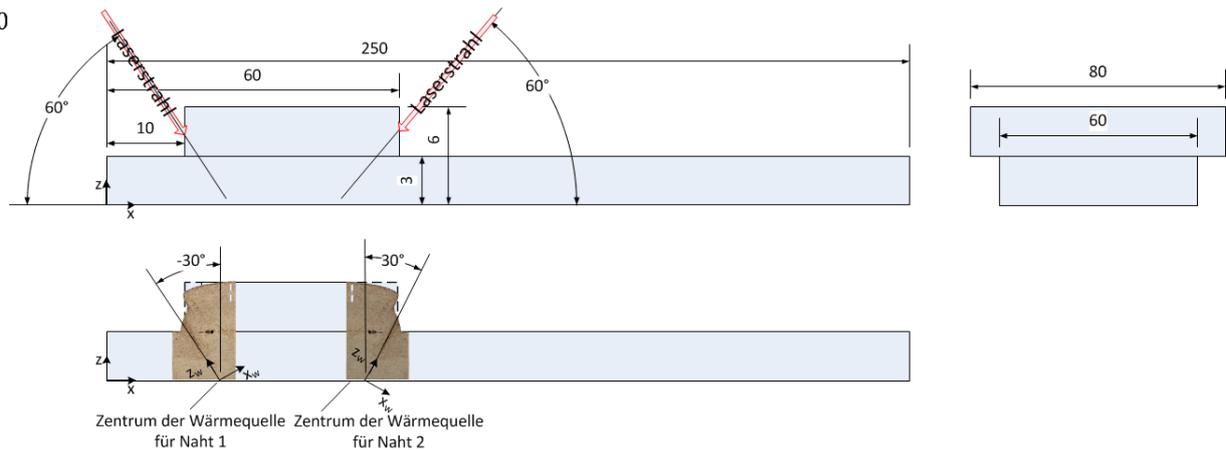


Abbildung 112: Überlappstoß, Breite der Bleche 20 mm, schematisch

Die Vernetzung des Modells erfolgte unter Berücksichtigung der ausgebildeten Naht, Abbildung 113.

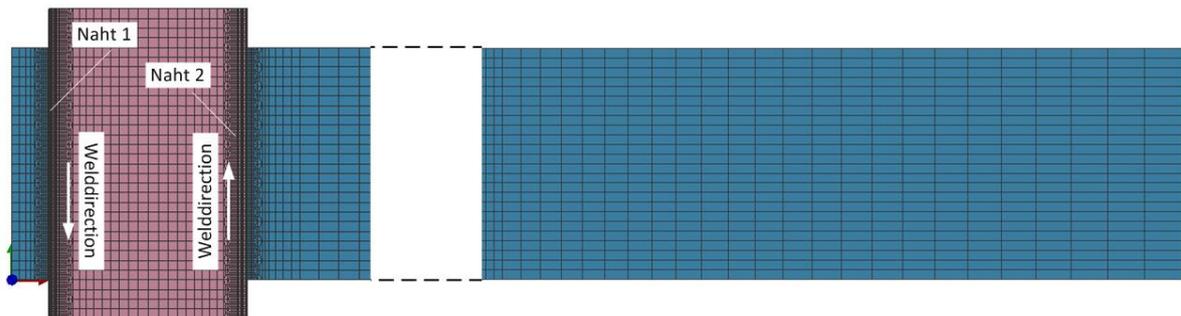


Abbildung 113: FE-Netz des Modells

Die Anzahl der Knoten beträgt 55603 und die Anzahl der 3D-Elemente beträgt 44544. Um den Einfluss der dynamischen Einspannung auf die Eigenspannungs- und Verzugsentwicklung an dem Demonstratorbauteil zu bestimmen, wurden sowohl statische als auch dynamische Einspanbedingungen untersucht.

Schweißreihenfolge:

1. Schweißnaht 1 in ca. 2,5 mm von Rand des Längsbleches starten und 2,5 mm vom Gegenrand enden,
2. in Einspannung Naht 1 abkühlen lassen,
3. Entspannen und das Bauteil umdrehen, um die Naht 2 zu realisieren,
4. Wiedereinspannung und Schweißnaht 2 gespiegelt zu Naht 1 durchführen,
5. Bauteil abkühlen lassen,
6. Bauteil entspannen.

Kalibrierung der Wärmequelle und Temperaturfeldberechnung

Eine konisch-Gauß-normalverteilte Volumenwärmequelle wurde für die Modellierung des Laserstrahles verwendet, siehe Abbildung 44. Hierbei wurden die lokalen Koordinaten der Wärmequelle benutzt. Die relative Lage der Wärmequelle zu den Globalkoordinaten wurde wie folgt berechnet:

Verschiebung in der XZ- Ebene:

$$x_W = x + 11,82; z = 0; y = 60$$

Drehung um die Schweißrichtungssachse (Y-Achse):

$$x_W = x \cos(-30) - z \sin(-30)$$

$$z_W = x \sin(-30) + z \cos(-30)$$

Für die Kalibrierung der Wärmequelle für die zweite Naht wurden die gleichen Parameter wie bei der ersten Naht verwendet. Das Zentrum der Wärmequelle wurde in die XZ- Ebene verschoben:

$$x_W = x + 58,25; z = 0; y = 0$$

Drehung um die Schweißrichtungssachse (Y-Achse):

$$x_W = x \cos(30) - z \sin(30)$$

$$z_W = x \sin(30) + z \cos(30)$$

Die Verbindung wurde mit Laserstrahlschweißen bei 6000 W und einer Schweißgeschwindigkeit von 100 mm s^{-1} realisiert. Der Laserstrahl hat einen Spot von $\varnothing 0,6 \text{ mm}$. Die Parameter der Wärmequelle wurden iterativ kalibriert, bis die Schmelzbadgeometrie nachgebildet war. Abbildung 114 zeigt die Schmelzzone durch die Ersatzwärmequellen im Vergleich zu einem Schliffbild der realen Schweißnaht.

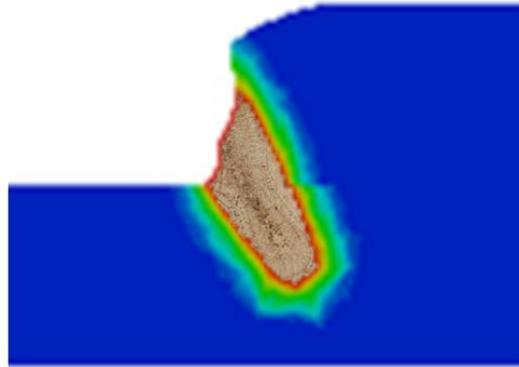
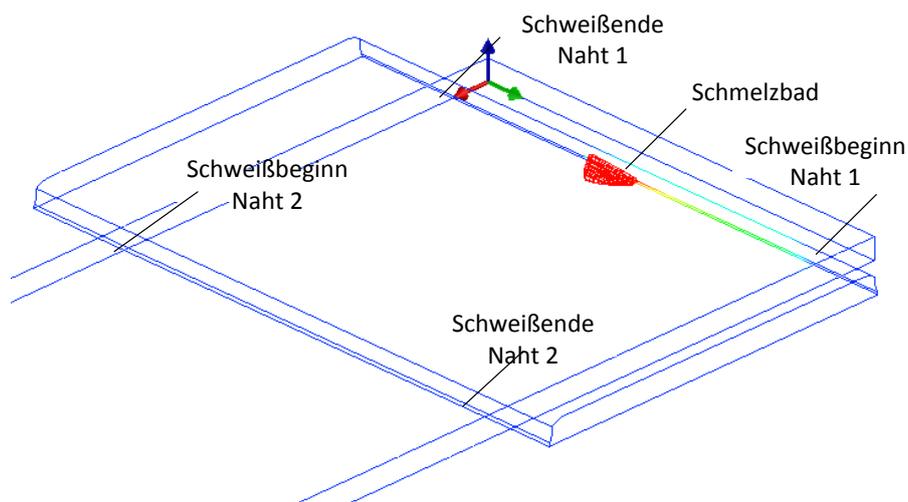


Abbildung 114: Vergleich der berechneten Wärmeverteilung mit der realen Wärmewirkung, Schmelzzone innerhalb der roten Kontur

Die Falschfarben stellen die erreichten Temperaturen des aufgeschmolzenen Bereichs (Transparentbereich innerhalb der Rotkontur) und des Bereichs der Wärmeeinflusszone bis hin in den Grundwerkstoff (blau) dar. Die Berechnungsergebnisse korrelieren in Bezug auf Breite und Tiefe der Schweißnaht gut mit den experimentellen Ergebnissen. Die Wärmeabfuhr findet durch Strahlung und Konvektion statt. Die Länge des Schmelzbads beträgt ca. 5.5 mm, Abbildung 115.



5.10.3

Abbildung 115: Schmelzbadgeometrie, Schmelztemperatur 1500 °C

Modellierung der Kontaktfläche

Die Schweißung erfolgte ohne Zusatzwerkstoff. Die Elemente der Schmelzzone wurden für die Struktursimulation beim Schweißbeginn deaktiviert. Beim Erstarren des Schmelzbads wurden die Elemente der Schmelzzone wieder aktiviert und somit die beiden Bleche am Schmelzbad miteinander fest verbunden. Die Kontaktfläche zwischen den beiden Blechen wurde durch „Interface Media“ abgebildet.

5.10.4

Entfernen der Einspannbedingungen

Nach der Abkühlung der Schweißverbindungen wurden die Einspannbedingungen entfernt und die globale Beweglichkeit „BODY MOTION“ durch ein 3-Punktsystem sichergestellt, Abbildung 116.

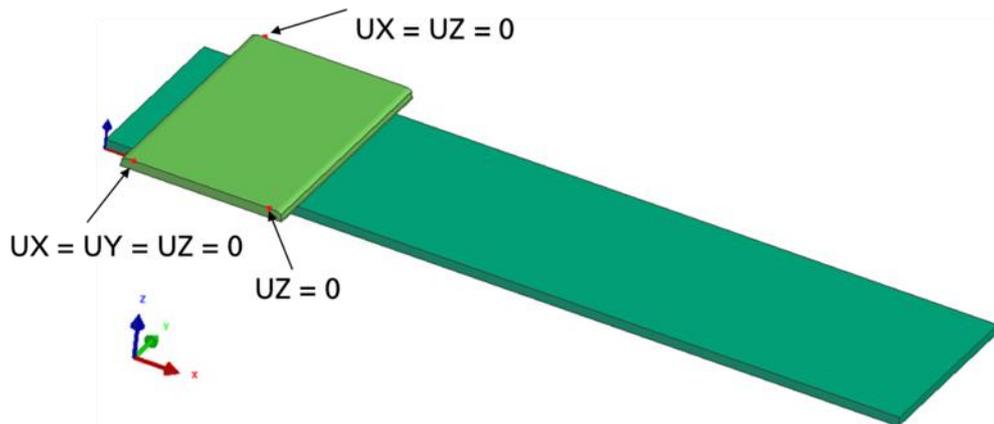


Abbildung 116: Lagerung des Modells für die Entspannung

Berechnung der Eigenspannungen und Verzüge bei statischer Einspannung

Ziel der Berechnung mit statischen Einspannbedingungen ist es, eine vergleichbare Referenz für die Berechnung mit dynamischen Einspannungen zu bestimmen. Hierfür werden die Bleche aufeinander gelegt und durch einen Spannblock eingespannt, wie in Abbildung 117 schematisch gezeigt. Diese Einspannsituation wurde durch eine elastische Randbedingung von 10 N/mm in der XY-Ebene (KX und KY) und starre Randbedingungen in Z-Richtung modelliert.

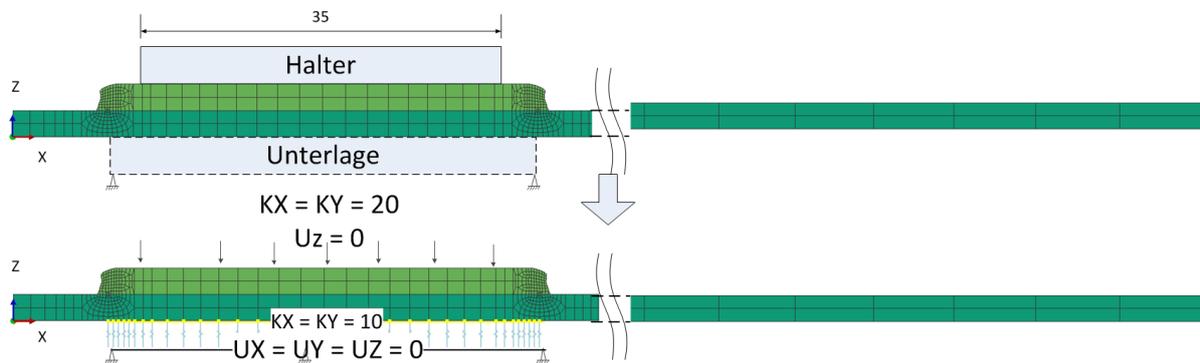


Abbildung 117: Statische Einspannbedingungen

Die Verzüge in X-, Y- und Z-Richtungen zeigt Abbildung 118 auf.

STATIC CLAMPING
 DISPLACEMENTS_NOD X(L1)
 min=-0.20 at NODE 606396 in STATIC_DEMO_POST2010.fdb
 max=0.13 at NODE 612611 in STATIC_DEMO_POST2010.fdb

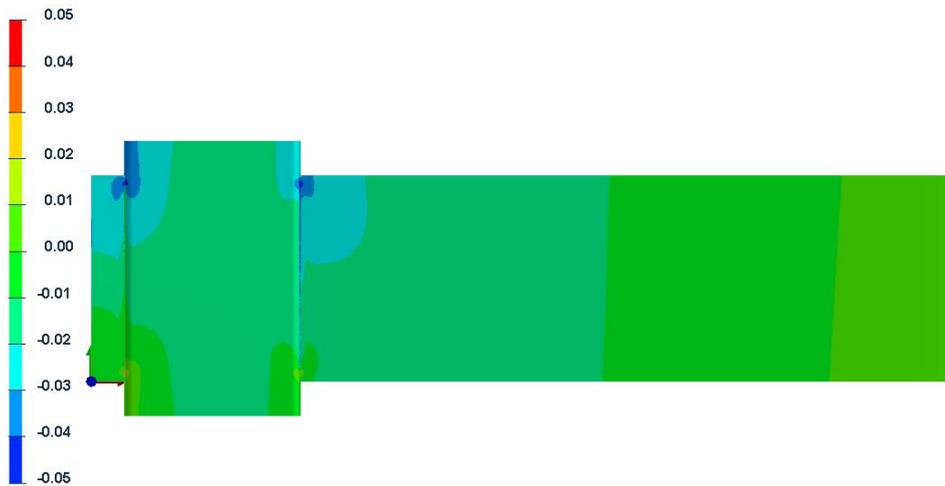
57 / 600.000000



Verzug quer zur Schweißrichtung (UX)

DISPLACEMENTS_NOD Y(L1)
 min=-0.15 at NODE 539544 in STATIC_DEMO_POST2010.fdb
 max=0.05 at NODE 525122 in STATIC_DEMO_POST2010.fdb

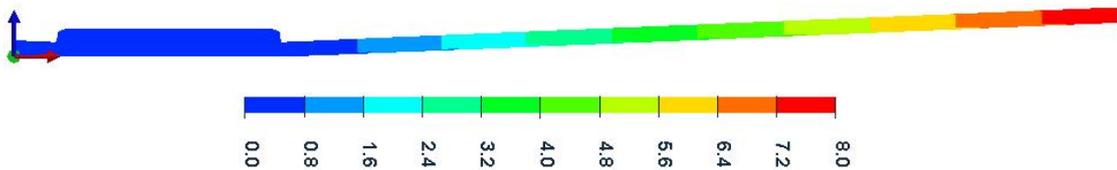
57 / 600.000000



Verzug in Schweißrichtung (UY)

STATIC CLAMPING
 DISPLACEMENTS_NOD Z(L1)
 min=0.0 at NODE 569754 in STATIC_DEMO_POST2010.fdb
 max=7.9 at NODE 604338 in STATIC_DEMO_POST2010.fdb

57 / 600.000000



Verzug in die Dickenrichtung (UZ), max. 7.9 mm, Winkelverzug = 2,3°

Abbildung 118: Verzüge in X-, Y- und Z- Richtung

Ein Maximalverzug in Z-Richtung von ca. 8 mm bildet sich an der Außenkante des Längsblechs aus. Dies ergibt einen Winkelverzug von ca. 2,4 °. Der Verzugsverlauf an der Außenkante des Längsbleches zeigt, dass

die Maximalverschiebung in Dickenrichtung innerhalb von 2 s nach Schweißbeginn ihr Maximum erreicht, Abbildung 119.

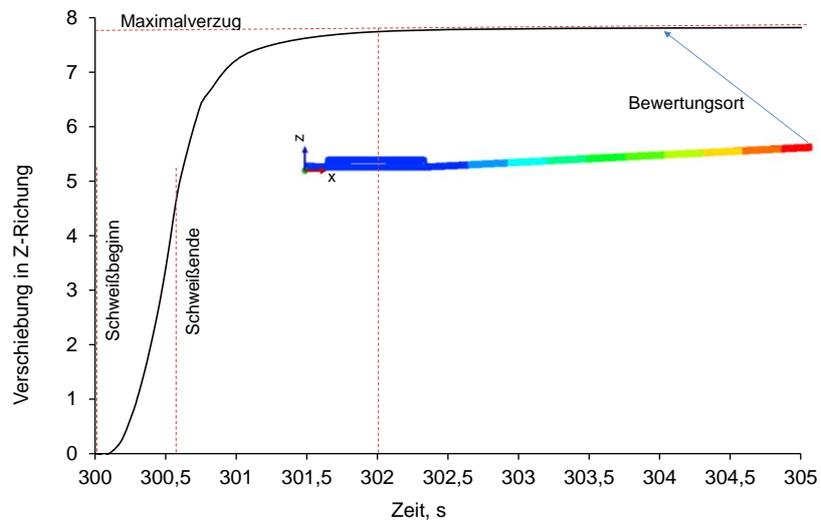


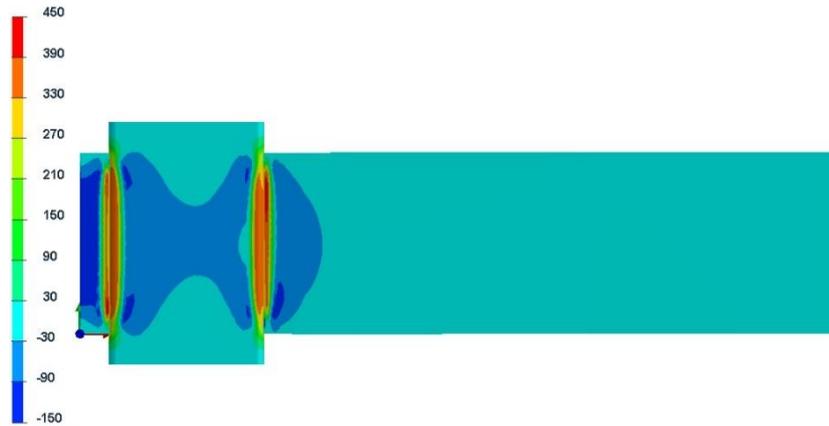
Abbildung 119: Verschiebungsverlauf an der Außenkante des Längsbleches

Der berechnete Verzug stimmt qualitativ und quantitativ mit dem experimentell gemessenen Verzug überein.

Die Längseigenstressen auf der Nahtoberseite und der Nahtunterseite sowie in Querschnitten der Verbindung zeigt Abbildung 120.

STATIC CLAMPING
STRESSES_ELE_YY(L1)
min=-150 at SOLID 584882 in STATIC_DEMO_POST2010.fdb
max=913 at SOLID 549847 in STATIC_DEMO_POST2010.fdb

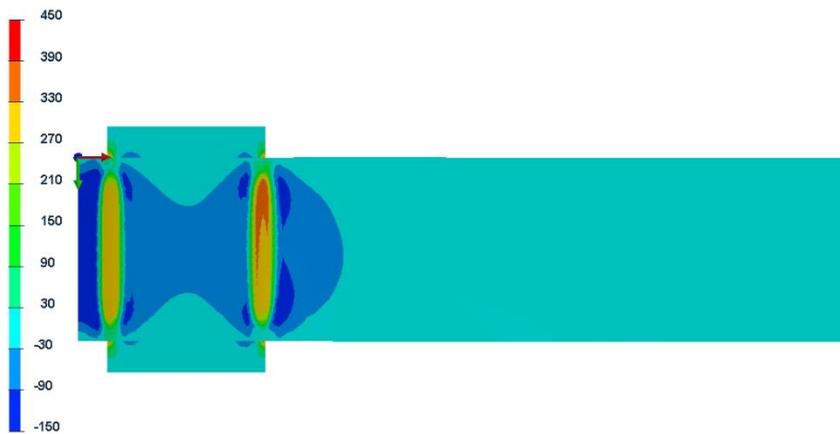
57 / 600.000000



Längseigenspannungen, Nahtoberseite

STATIC CLAMPING
STRESSES_ELE_YY(L1)
min=-150 at SOLID 584882 in STATIC_DEMO_POST2010.fdb
max=913 at SOLID 549847 in STATIC_DEMO_POST2010.fdb

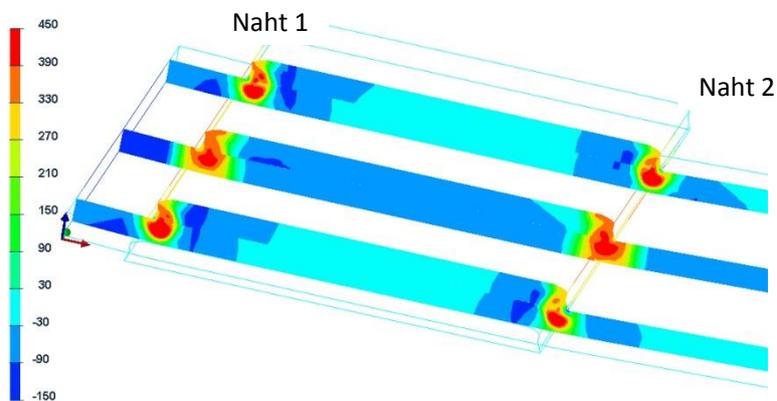
57 / 600.000000



Längseigenspannungen, Nahtunterseite

STATIC CLAMPING
STRESSES_ELE_YY(L1)
min=-150 at SOLID 584882 in STATIC_DEMO_POST120.fdb
max=1145 at SOLID 505514 in STATIC_DEMO_POST120.fdb

60 / 600.000000



Längseigenspannungen, Querschnitt Mitte, 5 mm vom Rand (2,5 mm von Nahtbeginn und-ende)

Abbildung 120: Längseigenspannungen

Die Abbildungen zeigen, dass Naht 2 höhere Eigenspannungen als Naht 1 besitzt. Die Naht 1 hat aufgrund der größeren Entfernung von der Wärmequelle der Naht 2 eine geringere Wärmemenge von ihr bekommen. Daher wurden die Eigenspannungen der Naht 1 thermisch nicht beeinflusst. Vielmehr ist die Eigenspannungsdifferenz zwischen den beiden Nähten auf die erhöhte Einspannung der Naht 2 zurückzuführen. Die Eigenspannungen des Längsblechs zeigt Abbildung 121 und Abbildung 122.

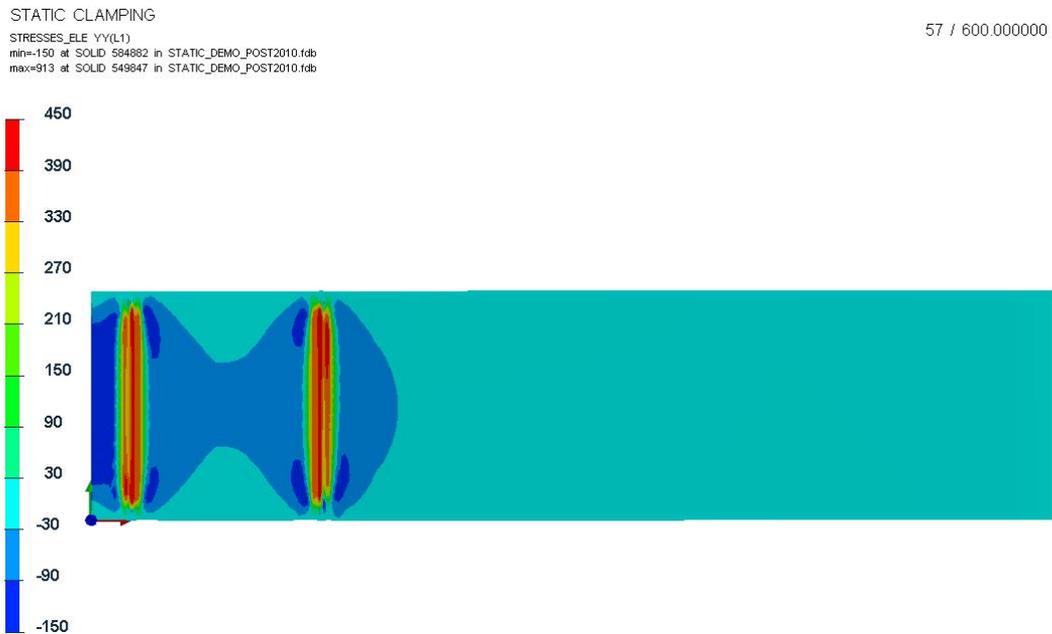


Abbildung 121: Längseigenspannung des Längsstreifens

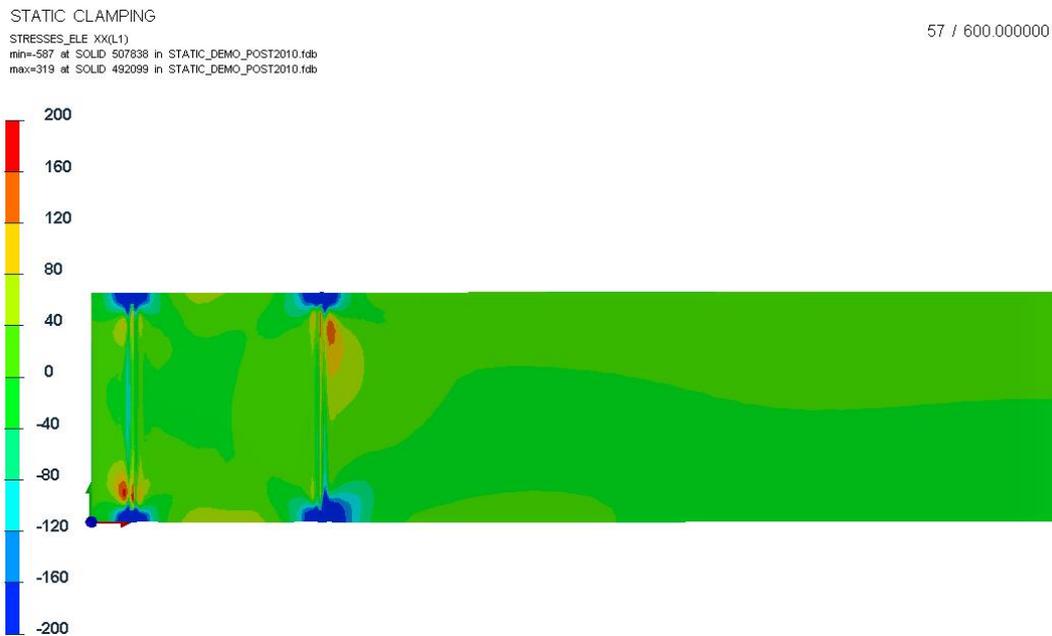


Abbildung 122: Quereigenspannungen des Längsstreifens

Der Abgleich der numerisch berechneten Längseigenspannungen mit den Experimenten zeigt eine gute Übereinstimmung, Abbildung 123. Die Messungen wurden röntgenografisch durchgeführt. Dabei betrug

der Durchmesser des Messspots ca. $\varnothing 0,93$ mm, d.h. die Messergebnisse stellen einen Durchschnitt innerhalb des Messbereichs dar; sie können somit um ± 20 MPa schwanken. Die Stoßart der Verbindung (Überlappstoß) erlaubt eine Messung der Quereigenspannungen nur an nahtfernen Zonen, wo niedrige Quereigenspannungen zu erwarten sind. Daher wurden die Quereigenspannungen nicht gemessen.

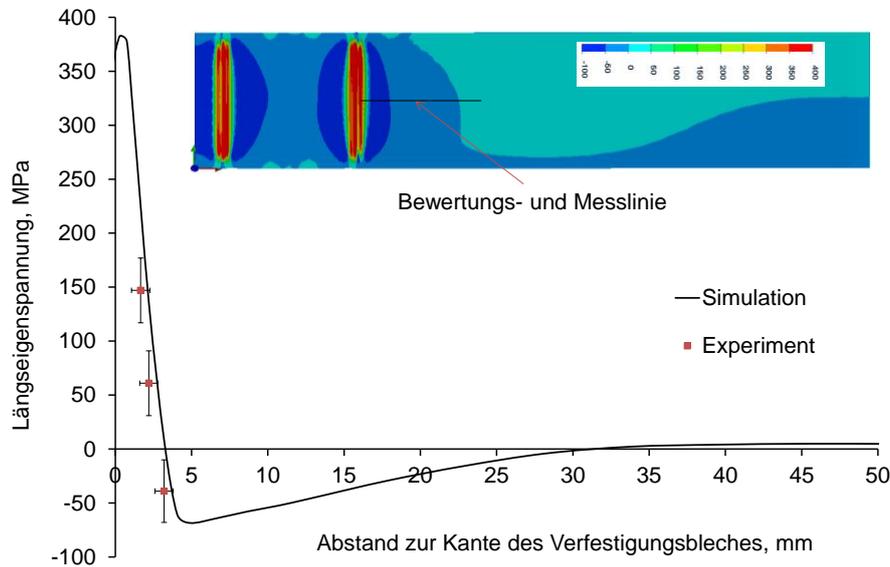


Abbildung 123: Abgleich der berechneten Längseigenspannungen an den Knoten (Extrapolation + Durchschnitt) mit den Experimenten, 3 stichprobenartige Messpunkte

Der Verlauf der berechneten Längseigenspannungen in Abbildung 123 bezieht sich auf Knoteneigenspannungen entlang der gekennzeichneten Bewertungslinie. Aufgrund der plastischen Deformationen in die WEZ erfolgt eine Verfestigung in die WEZ, Abbildung 124.

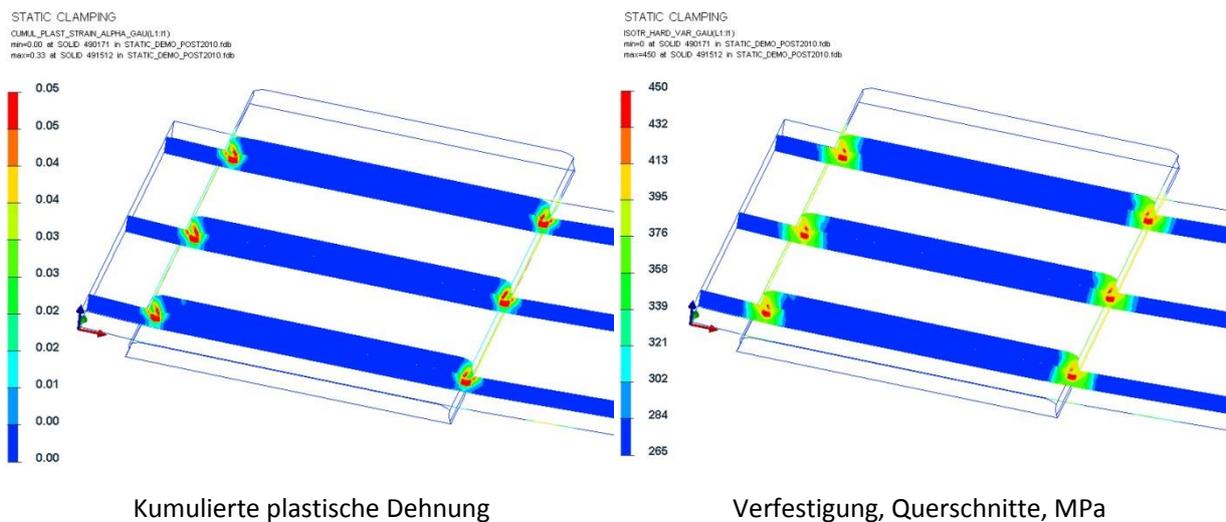


Abbildung 124: Kumulierte plastische Dehnung und Verfestigung nach der Abkühlung auf RT

Hier ist zu bemerken, dass die akkumulierten plastischen Dehnungen und demzufolge die Verfestigung an der Nahtwurzel Maximalwerte erreichen. Bei einer Verzugkompensation muss die Verfestigung durch die

Kompensationskraft überwunden werden, ohne die Nachbarbereiche, die keine plastische Deformation und somit keine Verfestigung erfahren haben, plastisch zu deformieren.

Einfluss des Umspannens zwischen erster Naht und zweiter Naht

Wie schon erwähnt, muss das Bauteil nach dem Durchziehen der ersten Naht umgespannt werden, um die zweite Naht realisieren zu können. Die Simulation mit statischen Einspannungen hat bestätigt, dass das Umspannen einen vernachlässigbaren Einfluss auf den Verzug und die Eigenspannungen ausübt, Abbildung 125.

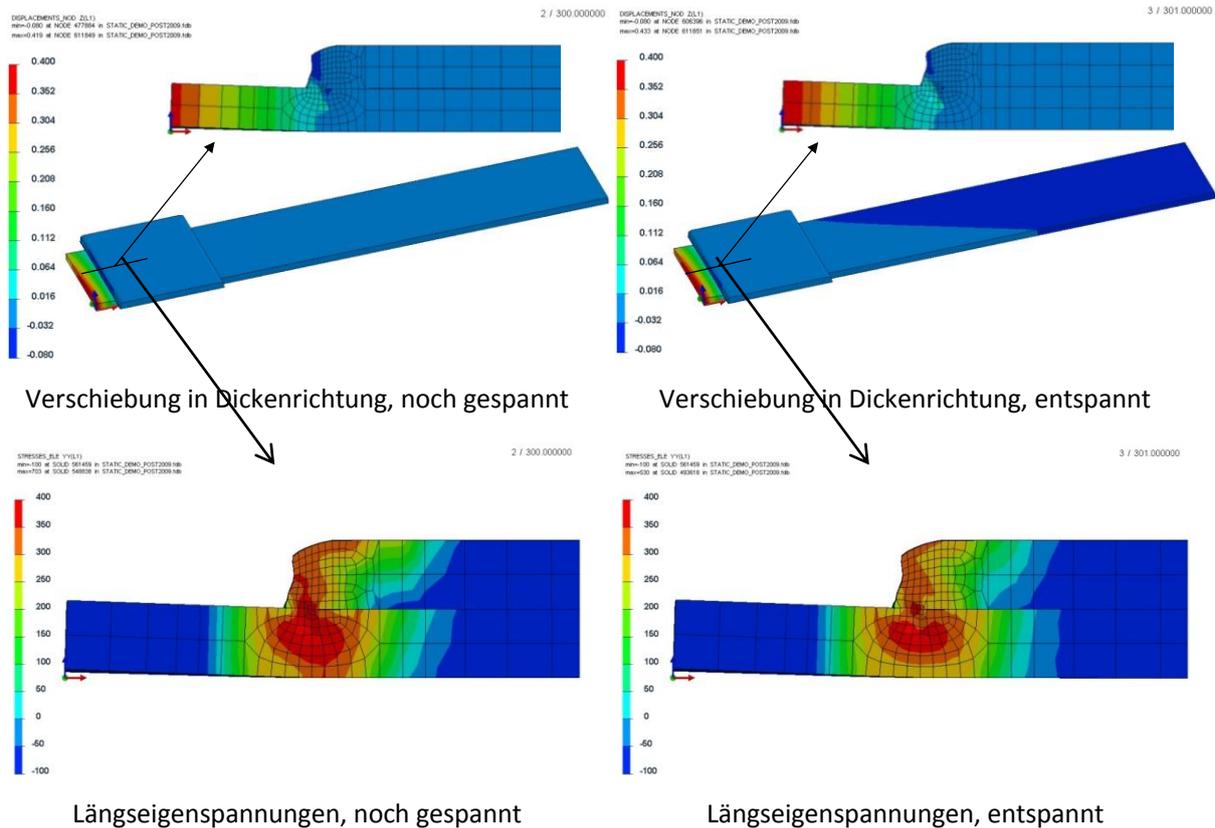


Abbildung 125: Einfluss des Entspannens auf den Verzug und die Eigenspannungen

5.10.6

Reduzierung des Verzugs durch optimierte statische Einspannungen

Bei den statischen Einspannbedingungen handelt es sich um feste Einspannungen, die sich durch den Einspanngrad beschreiben lassen. Um den Verzug zu minimieren, kann der Einspanngrad erhöht werden. Dies kann zur Erhöhung der Eigenspannungen führen. Dafür wurden die statischen Einspannungen um eine weitere Einspannung erweitert, wie Abbildung 126 zeigt.

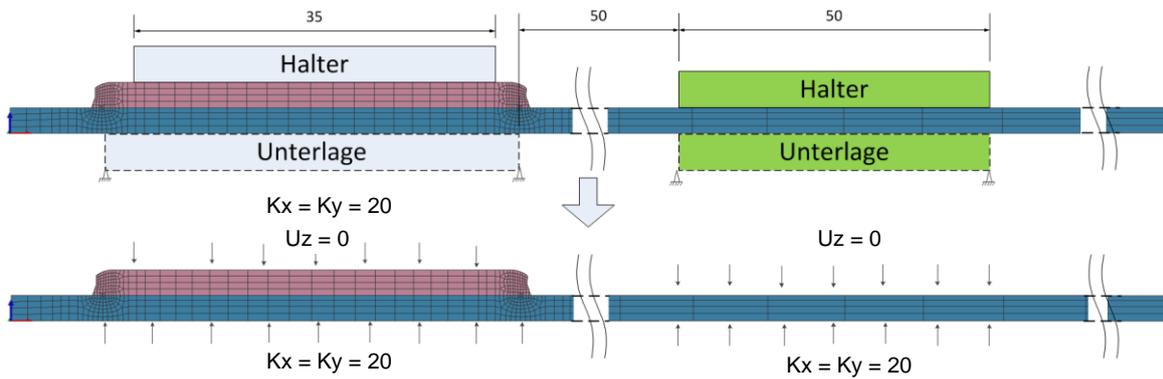


Abbildung 126: Erweiterte statische Randbedingungen

Abbildung 127 stellt den Winkelverzug mit den erweiterten Einspannungen dar.

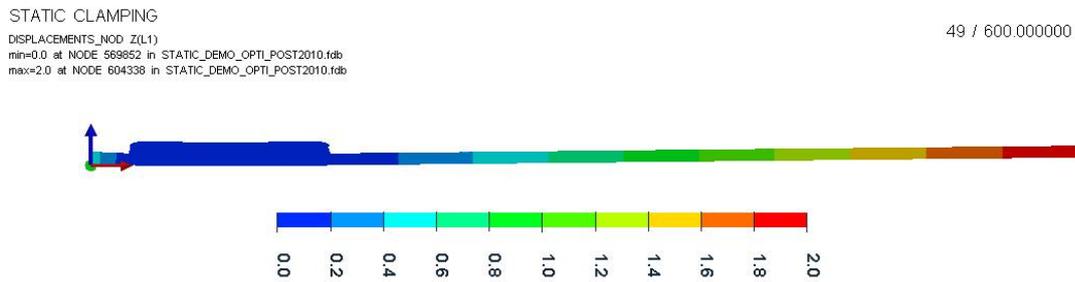
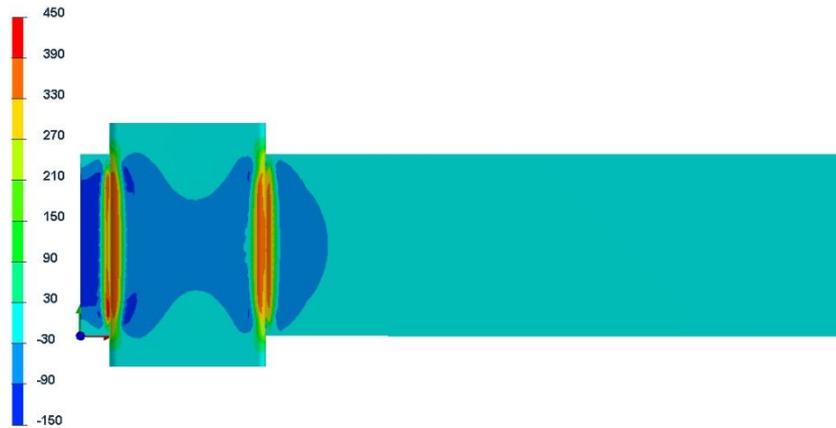


Abbildung 127: Verzug in Dickenrichtung (UZ), Winkelverzug = 0,6°

Ein Vergleich von Abbildung 118 mit Abbildung 127 ergibt, dass der Winkelverzug durch die optimierte Einspannung von 2,4 ° auf 0,6 ° reduziert werden konnte. Die Längs- und Quereigenspannungen sind jedoch leicht erhöht worden, Abbildung 128 und Abbildung 120.

STATIC CLAMPING
STRESSES_ELE_VY(L1)
min=-150 at SOLID 584882 in STATIC_DEMO_OPTI_POST2010.fdb
max=885 at SOLID 549847 in STATIC_DEMO_OPTI_POST2010.fdb

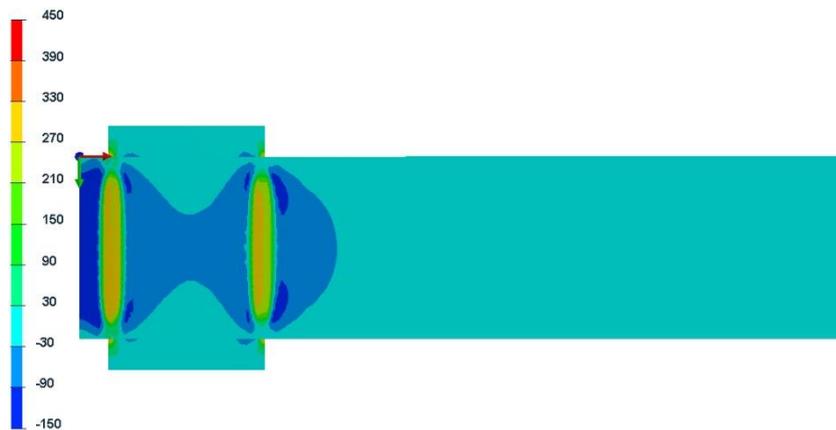
49 / 600.000000



Längseigenspannung an der Nahtoberseite, MPa

STATIC CLAMPING
STRESSES_ELE_VY(L1)
min=-150 at SOLID 584882 in STATIC_DEMO_OPTI_POST2010.fdb
max=885 at SOLID 549847 in STATIC_DEMO_OPTI_POST2010.fdb

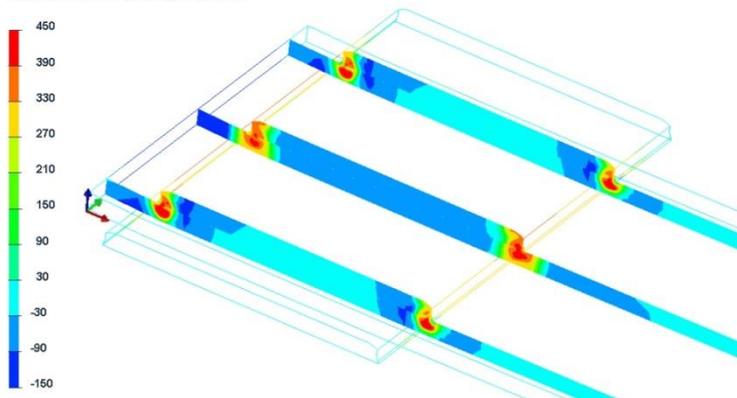
49 / 600.000000



Längseigenspannung an der Nahtunterseite, MPa

STATIC CLAMPING
STRESSES_ELE_VY(L1)
min=-150 at SOLID 584882 in STATIC_DEMO_OPTI_POST2010.fdb
max=885 at SOLID 549847 in STATIC_DEMO_OPTI_POST2010.fdb

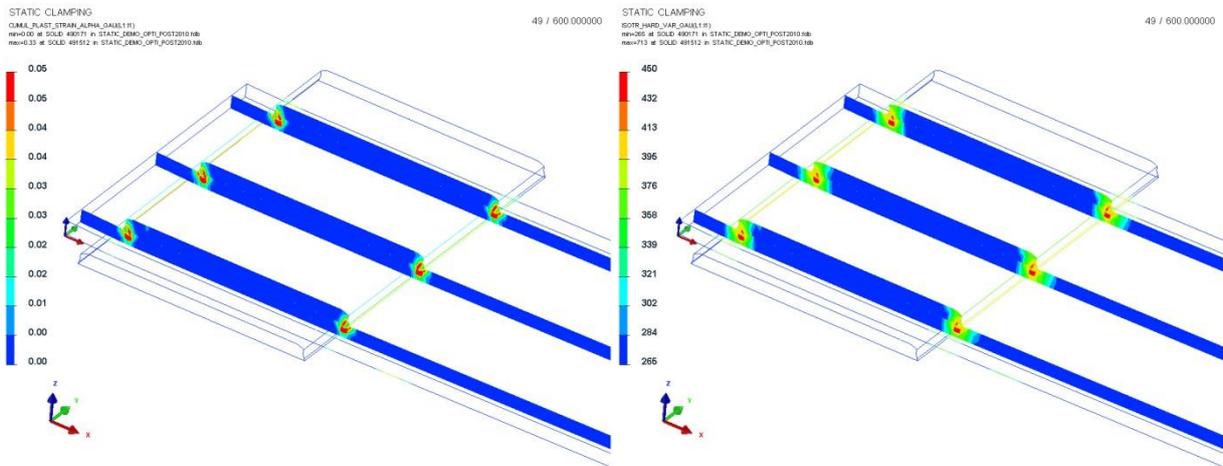
49 / 600.000000



Längseigenspannung, Querschnitte, 5 mm von Ränder des Längsblechs und in die Mitte

Abbildung 128: Längseigenspannungen, MPa

Die akkumulierten plastischen Dehnungen sowie die Verfestigungen um die Nähte zeigt Abbildung 129 in Querschnitten.



Kumulierte plastische Dehnung nach der Abkühlung auf RT

Verfestigung nach der Abkühlung auf RT, Querschnitt, MPa

Abbildung 129: Kumulierte plastische Dehnung und Verfestigung nach der Abkühlung auf RT

Die kumulierten plastischen Dehnungen konzentrieren sich an der Schmelzzone und erstrecken sich in die WEZ. Die plastischen Dehnungen innerhalb der Schmelzzone bis hin in die Mushy-Zone werden während der Berechnung gelöscht, da sie eine flüssige Phase besitzen. Dies äußert sich als niedrigere kumulierte plastische Dehnungen in diesem Bereich.

Der Werkstoff wird wegen der plastischen Dehnungen in der WEZ verfestigt. Aufgrund der Verfestigung überschreiten die Längseigenspannungen die Ausgangsdehngrenze des Werkstoffes und erreichen dementsprechend ca. 400 MPa.

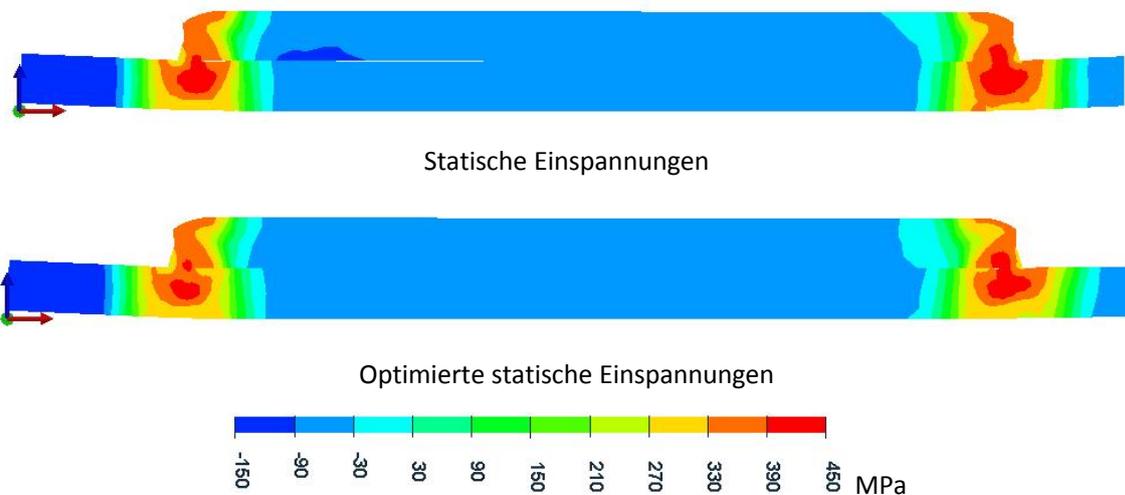


Abbildung 130: Längseigenspannungen an einem Querschnitt der Naht

Die Abbildung zeigt, dass die Eigenspannungen leicht durch die optimierte Einspannungen reduziert werden können.

Berechnung der Eigenspannungen und Verzüge bei dynamischer Einspannung

5.10.7.1 Kompensationsmethode

Für die Verzugskompensation wurde die Stempelmethode ausgewählt, siehe Abschnitt 4.2. Dabei wird das freie Ende des Längsblechs mit einem Stempel gedrückt, Abbildung 131.

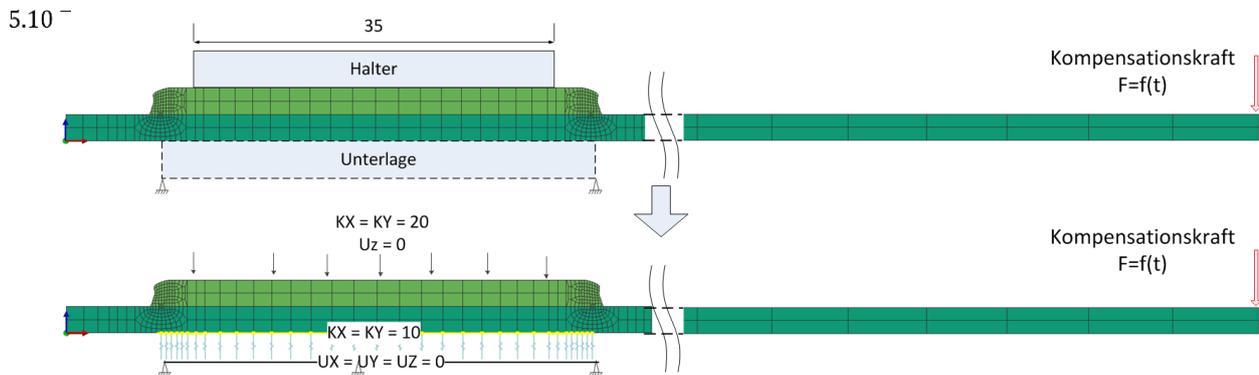


Abbildung 131: Randbedingungen und Kompensationsort, schematisch

Die Kompensationskraft bzw. der Kompensationsweg sind auf die Außenkante des Längsblechs verteilt. Simulationstechnisch wurde die Kompensationskraft als konzentrierte Kraft auf Knoten innerhalb des Druckbereichs verteilt. Bei der Nutzung der Verschiebungsvariante wurden die Knoten der Außenkante mit einer zeitabhängigen Verschiebungsfunktion belastet. Bei Kompensationsende wurde die Belastung aufgehoben. Ein dreieckiger Kraftverlauf wurde für die Kompensation benutzt. Somit erreicht die Kraft das Maximum zur Hälfte der Kompensationszeit und geht innerhalb der Kompensationsrestzeit wieder auf null. Abbildung 132 zeigt exemplarisch ein Kompensationsprofil, wo der Kompensationspeak 1,4 s nach Schweißende erreicht wird.

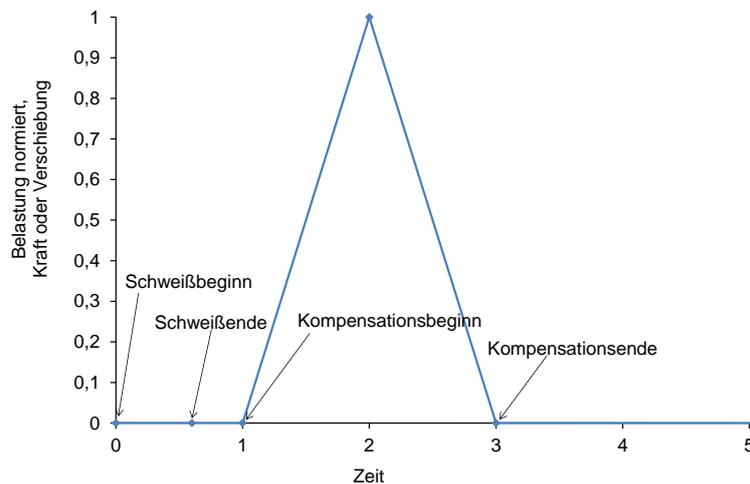


Abbildung 132: Exemplarisches Kompensationsprofil, Maximum bei 1,4 s nach Schweißende

Bei der FE-Simulation wurden verschiedene Kompensationsstartzeiten und Krafthöhen bzw. Kompensationswege untersucht. Entscheidend bei der Kompensation mit dynamischen Einspannungen ist die vorliegende Temperaturverteilung an der Naht. Die Temperaturverteilung an der Schweißnaht 2 bei unterschiedlichen Zeiten während der Abkühlung zeigt Abbildung 133.

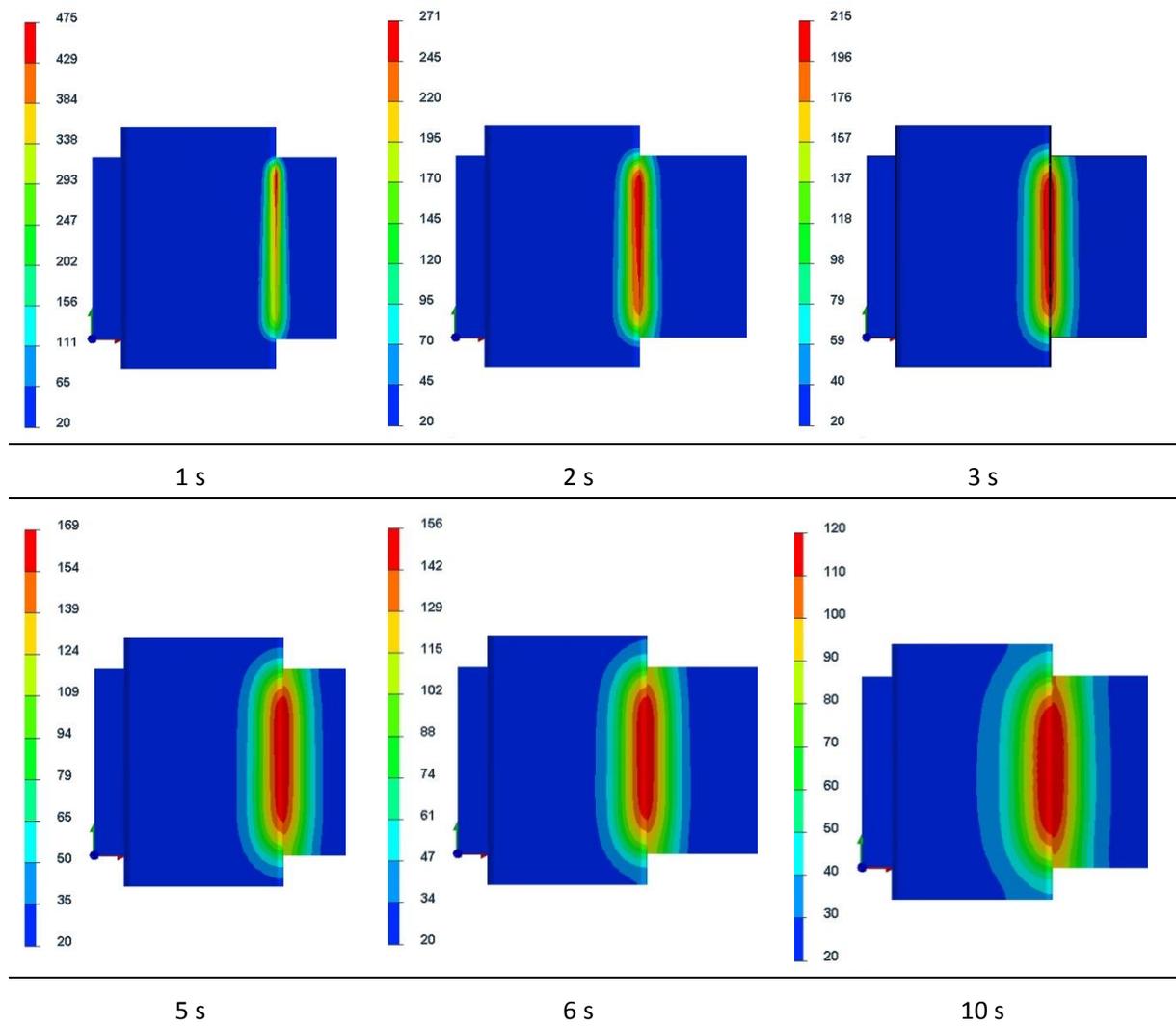


Abbildung 133: Temperaturverteilung bei unterschiedlichen Zeiten nach Schweißbeginn, Schweißdauer ca. 0,6 s, Temperatur in °C

5.10.7.2 Verzug und Eigenspannungen

Verzugkompensation durch Kompensationsweg

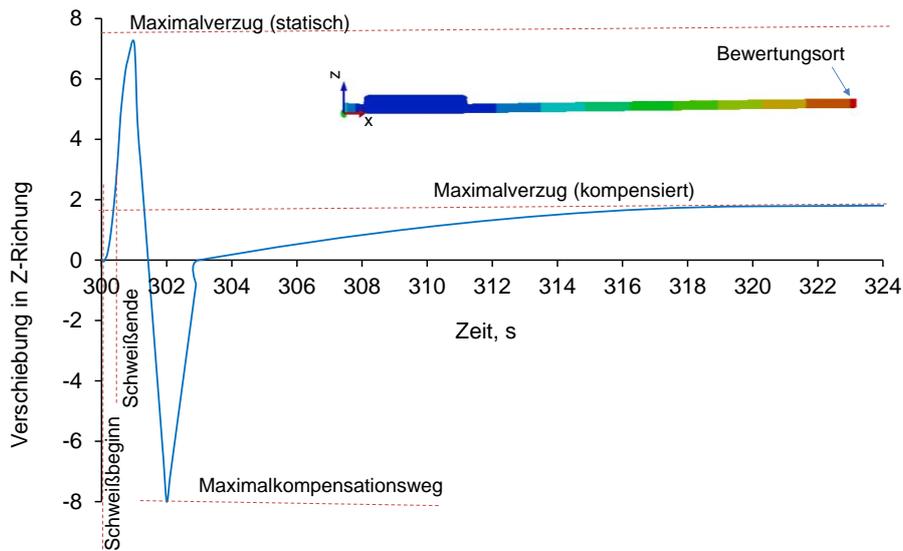
Die Verzugkompensation durch Verschiebung bestimmter Knoten stellt eine industriell leicht umsetzbare Kompensationsmethode dar, da ein einstellbarer Stoppmechanismus an die Einspannvorrichtung angebracht werden kann.

Die Knoten der Außenkante des Längsblechs wurden durch eine Zeitfunktion um einen Kompensationsweg verschoben. Als Ausgangsparameter für die Winkelverzugkompensation wurde dann der Verzug in Dickenrichtung aus der Berechnung mit statischen Einspannungen verwendet. Eine Maximalverschiebung in Z-Richtung von ca. 8 mm wird schon in den ersten zwei Sekunden nach Schweißbeginn mit statischen Einspannungen erreicht, Abbildung 119. Ein Kompensationsprofil gemäß Abbildung 132 wurde verwendet. Der Kompensationsweg betrug -8 mm. Die Berechnung zeigt, dass ein Verzug (Rückfederung) von ca. 2 mm sich am Ende der Abkühlung einstellt. Dies korreliert mit dem Berechnungsergebnis unter optimierten statischen Einspannungen, siehe Abbildung 127.



Kompensationsweg -8 mm

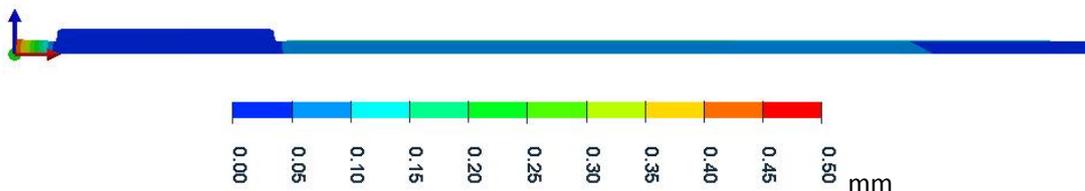
Maximalverschiebung in 2 s nach Schweißbeginn (Maximaltemperatur in die Naht 270°C)



Maximalverschiebung 2 s nach Schweißbeginn (Maximaltemperatur in die Naht 270°C) Kompensationsbeginn 301 s, Kompensationsende 302 s, Kompensationsweg -8 mm

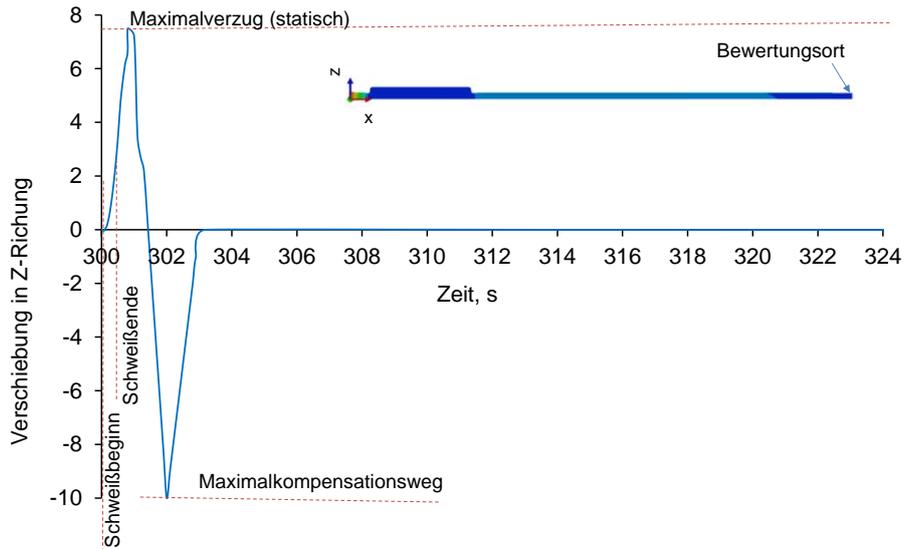
Abbildung 134: Verzugskompensation, Kompensationsweg -8 mm,

Die Berechnung ergeben, dass die plastische Verformung und die Rückfederung bis 18 s nach Schweißbeginn mitberücksichtigt werden müssen, um eine Vollkompensation zu erreichen. Dafür wurde der Kompensationsweg um weitere 2 mm auf 10 mm unter gleichen Bedingungen aufgestockt. Der Verzug in Dickenrichtung (Z-Richtung) und der Verschiebungsverlauf an der Außenkante des Längsbleches ist Abbildung 135 dargestellt.



Kompensationsweg -10 mm

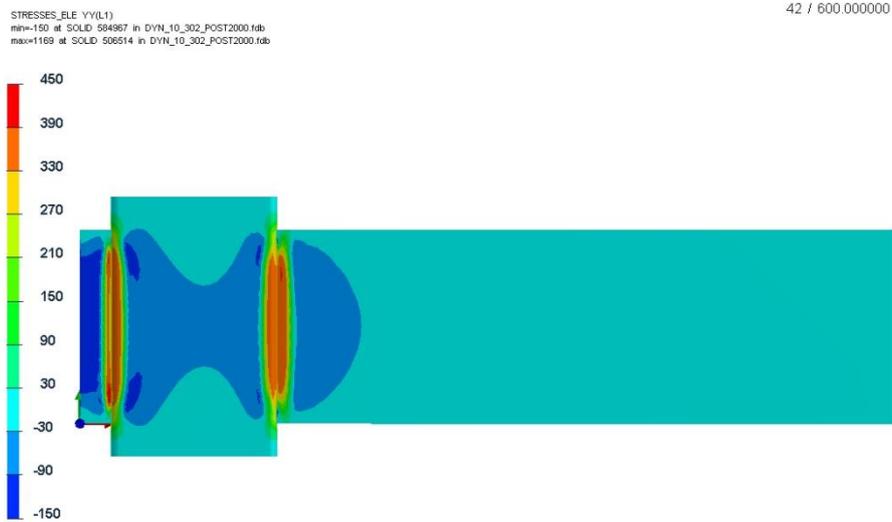
Maximalverschiebung 2 s nach Schweißbeginn (Maximaltemperatur in der Naht 270°C)



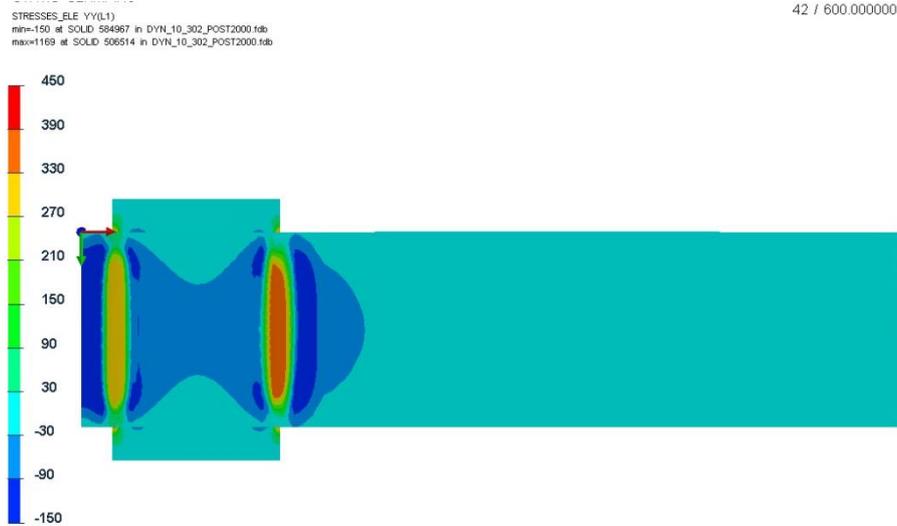
Kompensationsbeginn 301 s, Kompensationsende 302 s, Kompensationsweg 10 mm

Abbildung 135: Verzugskompensation, Kompensationsweg 10 mm

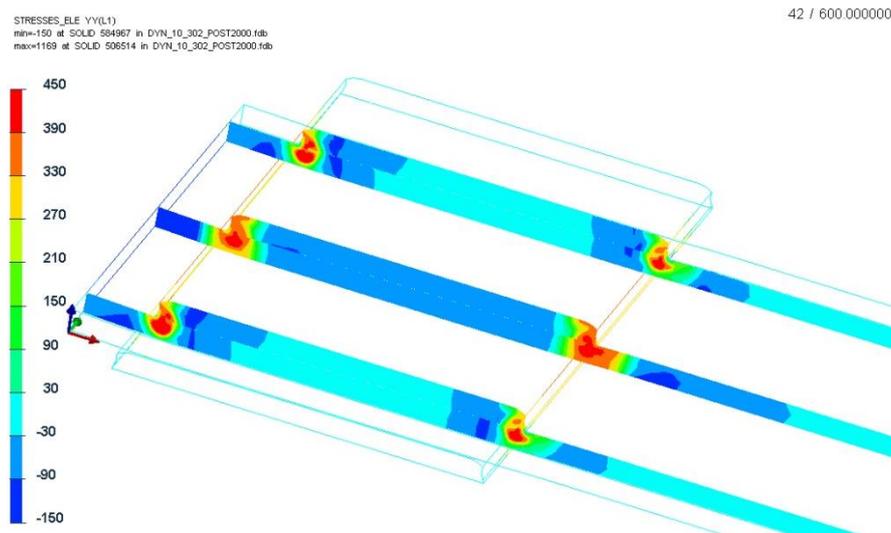
Abbildung 135 zeigt, dass bei einem Kompensationsweg von 10 mm eine Vollkompensation erzielt werden kann. Eine leichtere Durchbiegung zwischen der Naht und dem Wirkungsort der Kompensation entsteht. Die Eigenspannungen auf der Nahtoberseite und -unterseite sowie in Querschnitten zeigt Abbildung 136 auf.



Längseigenspannung an der Nahtoberseite, MPa



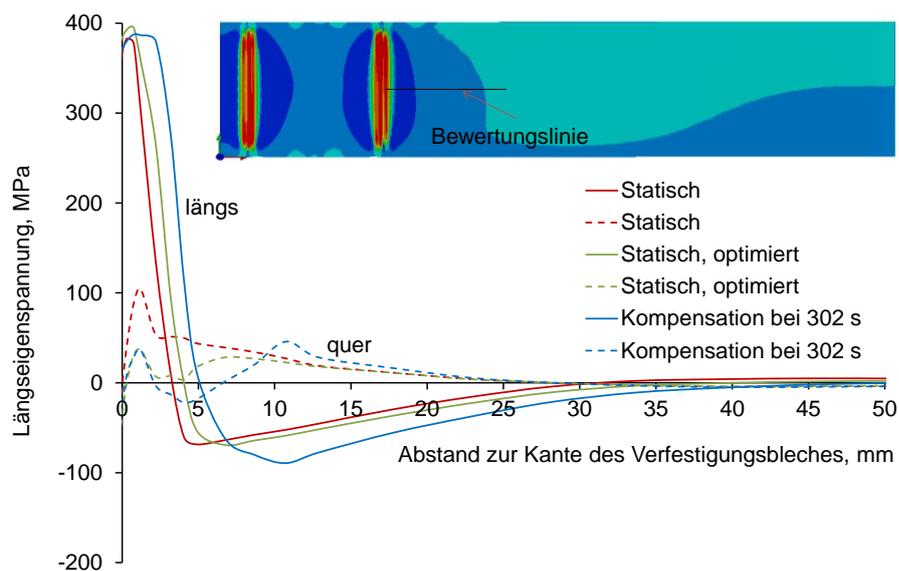
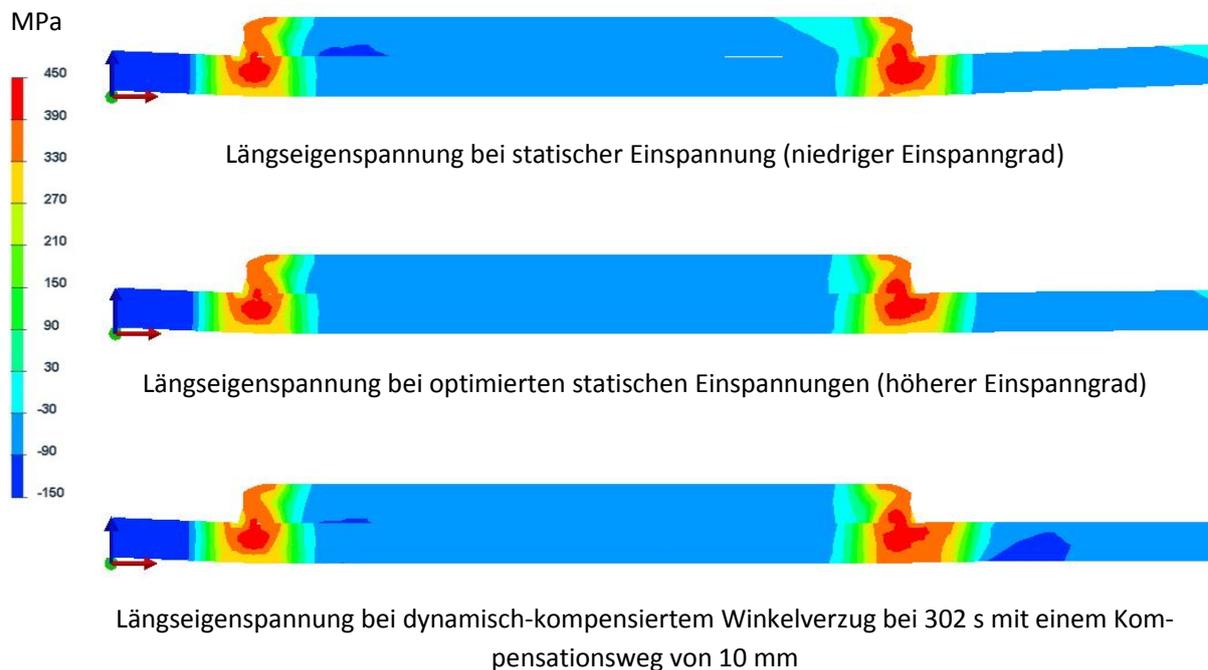
Längseigenspannung an der Nahtunterseite, MPa



Längseigenspannung, Querschnitte, 5 mm vom Rand des Längsblechs und in der Mitte

Abbildung 136: Längseigenspannungen in MPa, Maximalkompensationsweg von -10 mm in 2 s nach Schweißbeginn (Maximaltemperatur in die Naht 270°C)

Beim Vergleich der Abbildung 136 mit der Abbildung 120 ist zu erkennen, dass die Zone der Maximallängseigenspannungen im Allgemeinen bei einer Kompensation 2 s nach Schweißbeginn erweitert wurde. Die Quereigenspannungen wurden bei den optimierten statischen Einspannungen als auch bei der Kompensation 2 s nach Schweißbeginn reduziert.



Verteilung der Längs- und Quereigenspannungen auf die Oberfläche des Längsbleches an die Bewertungslinie

Abbildung 137: Vergleich der Eigenspannungen bei verschiedenen Einspannsituationen in einem Querschnitt in der Verbindungsmittle

Würde die Kompensation mit einem Kompensationsweg von -10 mm eine Sekunde später einsetzen, würde die Verbindung eine Maximaltemperatur von ca. 215 °C erreichen. Das plastische Vermögen nimmt dann mit verspäteter Kompensation ab und demzufolge weist die Verbindung eine kleine Rückfederung von 0,1 mm auf. Wenn die Kompensation mit einem Kompensationsweg von -10 mm in der zehnten Sekunde nach Schweißbeginn einsetzt, wird die Maximaltemperatur in der Verbindung ca. 120 °C erreichen. Die

Rückfederung nimmt auf 0,85 mm zu. Abbildung 138 stellt den Einfluss der Kompensationszeit auf den Verzug dar.

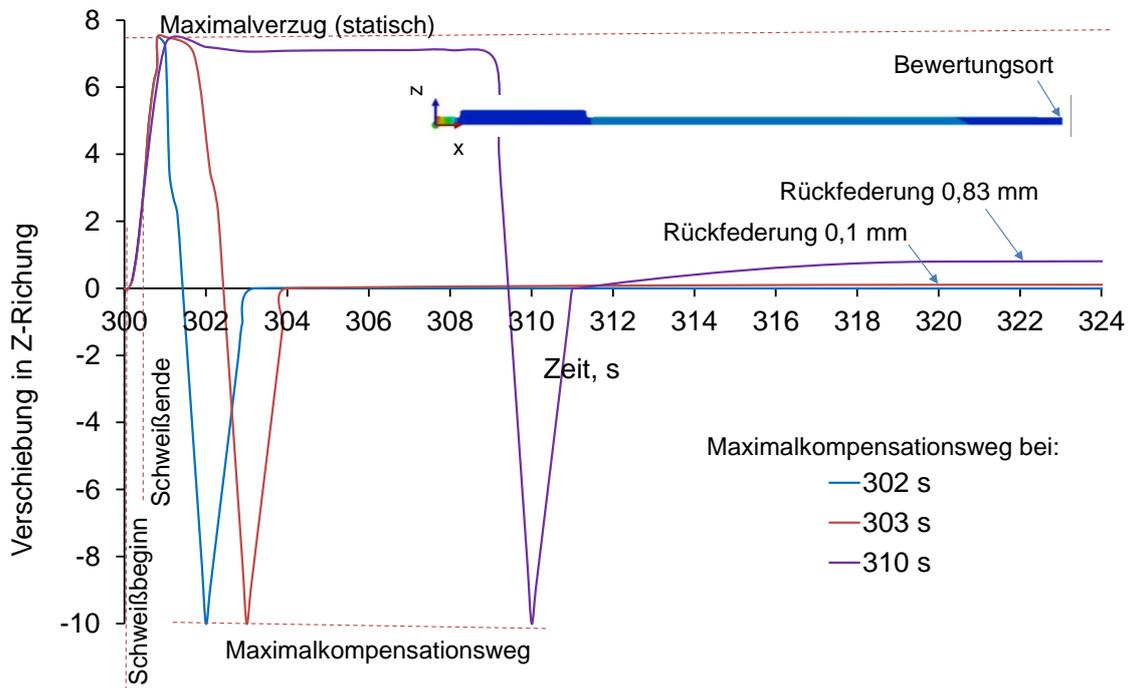
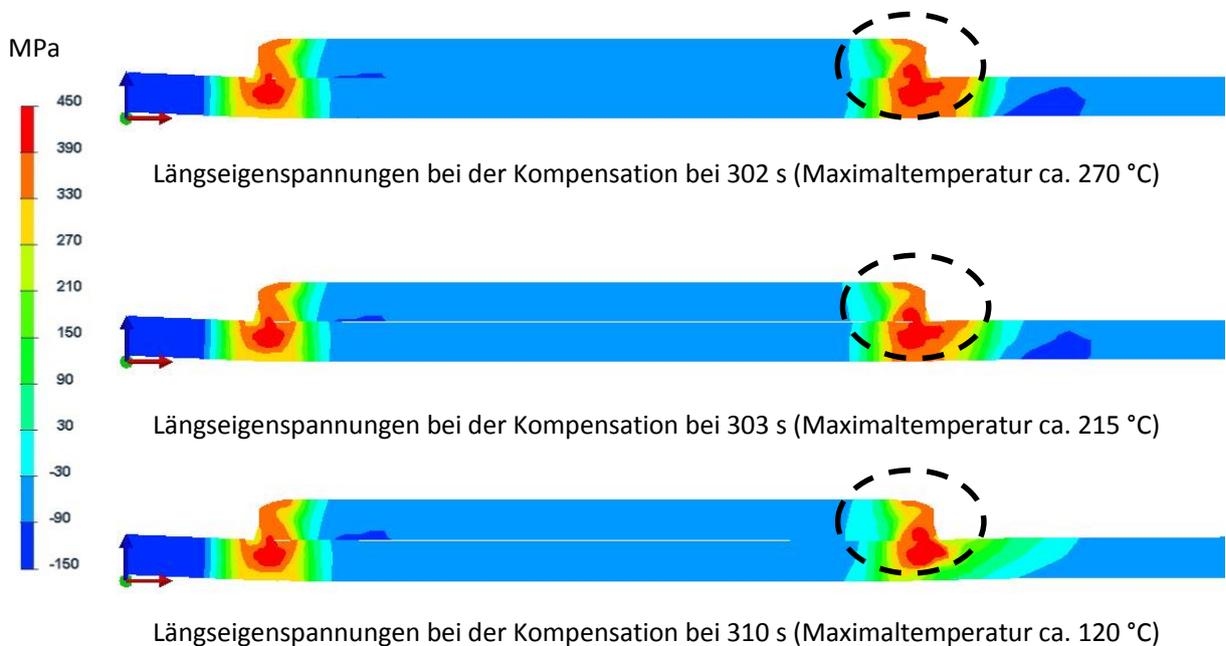
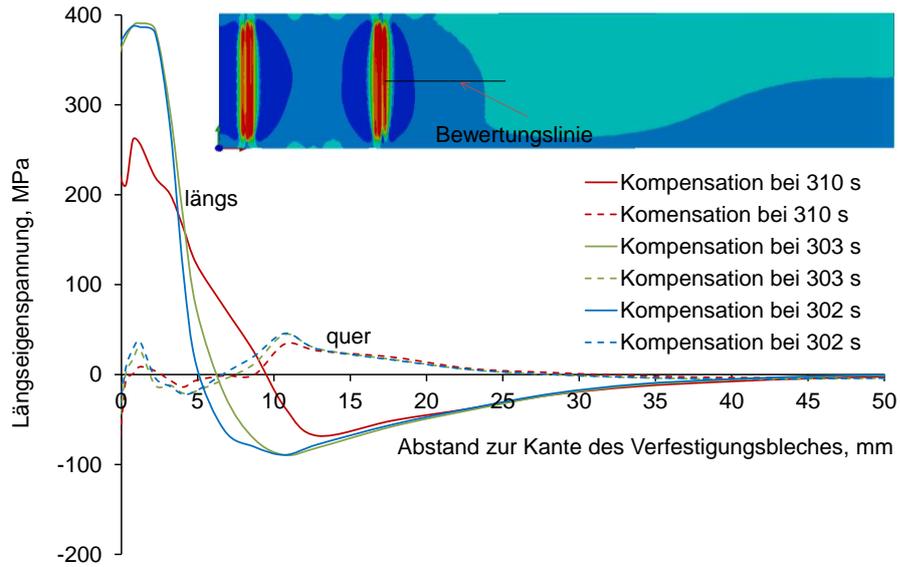


Abbildung 138: Einfluss der Kompensationszeit auf den Verzug

Die Verzugskompensation mit fortgeschrittener Abkühlung führt zur gleichzeitigen Abnahme der Eigen-
spannungen. Abbildung 139 zeigt, dass die Längs- und Quereigen-
spannungen bei der Kompensation in 3
bzw. 10 s nach Schweißbeginn niedriger sind als bei der Kompensation 2 s nach Schweißbeginn.





Verteilung der Längs- und Quereigenspannungen auf der Oberfläche des Längsbleches in der Betrachtungslinie

Abbildung 139: Eigenspannung in einem Querschnitt in Verbindungsmittle, Kompensationsweg 10 mm

Die Ergebnisse der Untersuchungen am Demonstratorbauteil korrelieren gut mit den Schlussfolgerungen aus der Untersuchung an der I-Stoßverbindung sowie der Blindnaht bezüglich der Abhängigkeit des Verzugs und der Eigenspannungen von der Kompensationstemperatur.

Verzugskompensation durch Kompensationskraft

Eine Verzugskompensation kann durch iterative Berechnungen mit verschiedenen Kompensationskräften erreicht werden. Abbildung 140 stellt den Winkelverzug als Funktion der Kompensationskraft für 2 unterschiedliche Kompensationsprofile dar.

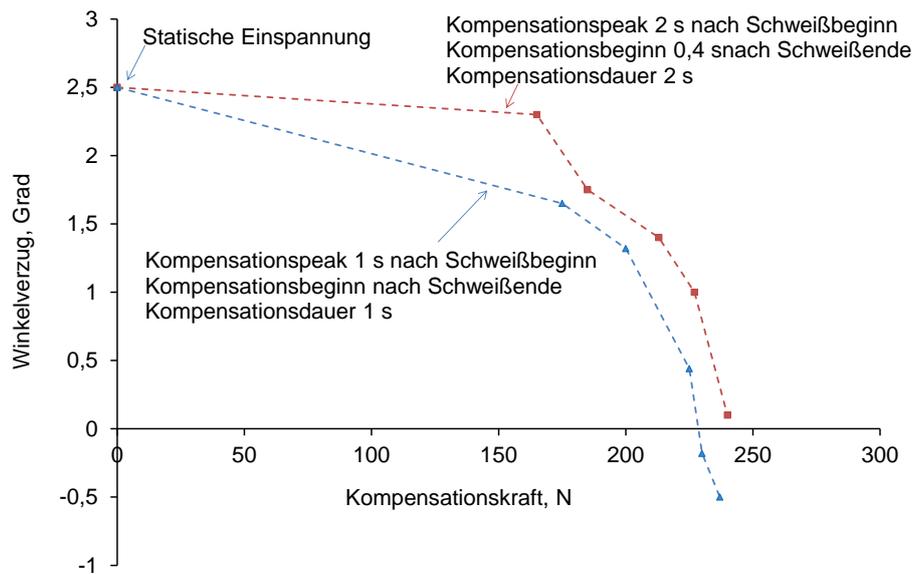


Abbildung 140: Winkelverzug als Funktion der Kompensationskraft

Bei der Kompensationsvariante mit einem Peak 1 s nach Schweißbeginn erreicht die Maximaltemperatur an der Naht 475 °C. Dabei weist die Verbindung eine große Sensibilität zur Kompensationskraft auf. Die Längseigenstressen an der Oberfläche des Längsbleches zeigt Abbildung 141.

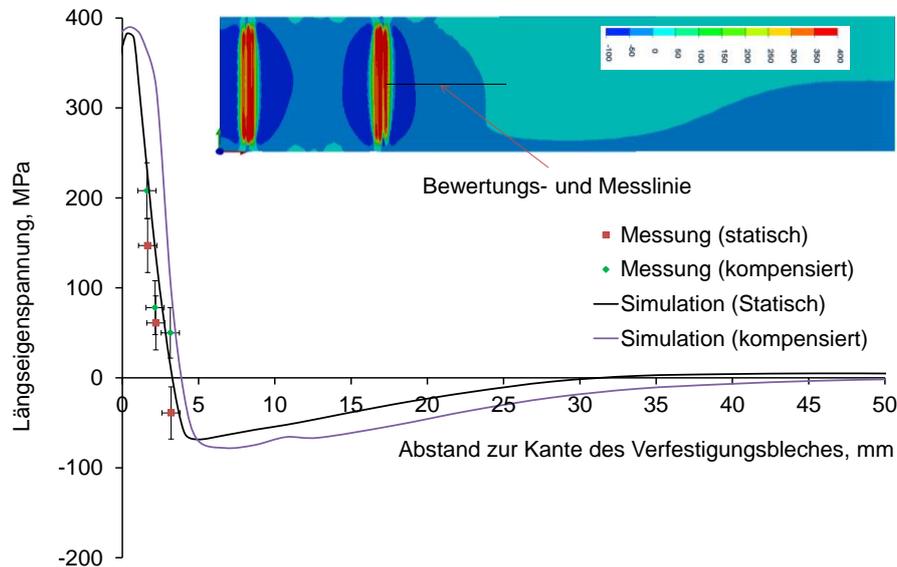


Abbildung 141: Längseigenstressen an der Oberfläche von statischem und kompensiertem Demonstrator, Kompensationskraft von 230 N 1 s nach Schweißbeginn, Kompensationszeit 1 s

Abbildung 141 zeigt, dass die Simulationen mit den Experimenten qualitativ und quantitativ gut übereinstimmen. Aufgrund der noch hohen Maximaltemperatur an der Verbindung werden die Längseigenstressen nicht reduziert. Dafür wurde der Winkelverzug minimiert.

Die Ergebnisse korrelieren gut mit den Schlussfolgerungen der Simulationen an der I-Stoßverbindung im Hinblick auf Abhängigkeit des Verzugs und der Eigenstressen mit der noch herrschenden Maximaltemperatur in die Verbindung.

6 Zusammenfassung und Schlussfolgerungen

Während der Erwärmungsphase beim Schweißen entwickelt sich ein inhomogenes Temperaturfeld um die Schweißprozesszone. Der Grad der Inhomogenität in Dickenrichtung hängt neben der Streckenenergie von der Nahtkonfiguration ab. Ausgehend von der Nahtmitte nehmen die Temperaturen während der Abkühlung einer Schweißnaht ab. Aufgrund dieses inhomogenen transienten Temperaturfelds entstehen lokale plastische Deformationen auch bei günstigen Randbedingungen. Die Größe der lokalen plastischen Deformationen hängt vom Werkstoff ab. Diese lokalen Deformationen führen zu Verzug sowie Eigenspannungen in den Schweißverbindungen. Der Verzug und die Eigenspannungen bedingen sich generell gegenseitig. Beim Schweißen von nicht umwandelnden Stählen wird die WEZ aufgrund der plastischen Deformation verfestigt. In der Praxis werden oft vor- oder nachgelagerte Prozesse wie z.B. Richten eingeschaltet, um den Verzug bzw. die Eigenspannungen in tolerierbaren Grenzen zu halten. Dies verteuert die Herstellung von Schweißkonstruktionen.

Die numerischen und experimentellen Arbeiten innerhalb dieses Projekts haben gezeigt, dass der Verzug und die Eigenspannungen durch eine prozessbegleitende dynamische Kompensation signifikant reduziert werden können. Entscheidend für die Reduzierung ist die während der Kompensation vorliegende Temperaturverteilung in der Kompensationsebene. Die Kompensation bei fortgeschrittener Abkühlung bewirkt eine stärkere Reduktion der Längseigenspannungen. Zwei Kompensationsmethoden (nachlaufende Anpressrolle und nachgeschaltete Stempel) wurden entwickelt und untersucht. Durch iterative FE-Simulation können die Kompensationsparameter bestimmt werden.

Zusammenfassung der Vor- und Nachteile der beiden Kompensationsmethoden

1- Nachlaufende Anpressrolle

- ✓ Unabhängig vom Kompensationszeitpunkt und dem damit verbundenen Temperaturen kann mittels der vorgestellten Methode eine vollständige Verzugskompensation erzielt werden. Durch gezielte Wahl des Kompensationszeitpunkts können die Quereigenspannungen annähernd halbiert werden.
- ✓ Bei fortgeschrittener Abkühlung kann zusätzlich ein signifikanter Abbau der Längseigenspannungen erzielt werden.
- ✓ Die Anpressrolle ergibt einen gleichmäßigen Verlauf des verbleibenden Winkelverzugs entlang der Naht und eine homogene Eigenspannungsverteilung.
- ✓ Auf dem Pfad nachlaufende Kräfte stellen eine praktische Modellierungsmöglichkeit der Anpressrolle dar.
- ✗ Der Anwendbarkeit einer Anpressrolle für komplexe Nahtgeometrien ist eingeschränkt.
- ✗ Die Simulation der stoßartigen Effekte beim Rolleneinlauf und -auslauf ist mit impliziten FE-Lösungsalgorithmus mit großem Rechenaufwand verbunden.

2- Nachgeschaltete Stempel

- ✓ Bei hohen Kompensationstemperaturen wird der Verzug lokal ohne Beeinflussung der Eigenspannungen kompensiert, dabei werden die Eigenspannungen nur geringfügig beeinflusst.
- ✓ Kombinierte lokale Verzugs- und Eigenspannungsreduktion bei fortgeschrittener Abkühlung.

- ✘ Es kann kein gleichmäßiger Abbau der Eigenspannungen entlang der Schweißnaht erreicht werden.
- ✘ Die Methode ist besser geeignet für kürzere als für längere Nähte.
- ✘ Es muss eine geeignete Lagerung für das Bauteil gefunden werden, um die Durchbiegungsgefahr der einzelnen Fügepartner zu minimieren.

Insbesondere beim industrierelevanten Demonstratorbauteil zeigte sich eine starke Streuung der auftretenden Winkelverzüge und der damit einhergehenden intolerablen Verletzung der geforderten Maßhaltigkeit. Mit der vorgestellten Kompensationsmethode konnte eine Vorgehensweise aufgezeigt werden, mittels derer eine vollständige Winkelverzugskompensation unabhängig vom Kompensationszeitpunkt erzielt wird. Mit fortschreitender Abkühlung können die für die Bauteilfestigkeit relevanten maximalen Längseigenspannungen dabei um circa 30 % reduziert werden.

Wirtschaftlicher Nutzen und industrielle Umsetzbarkeit der erreichten Forschungsergebnisse für KMU

Besonders KMU sehen sich häufig der Herausforderung gegenübergestellt, die Entwicklungszeiten verkürzen zu müssen und gleichzeitig den erhöhten Qualitätsansprüchen seitens ihrer Kunden zu genügen. Um diesem wirtschaftlichen Diktat noch gerecht werden zu können, ist der Einsatz rechnergestützter Methoden heute obligat. Erst so lässt sich ausreichend schnell auf die sich stetig wandelnden und gesteigerten Kundenbedürfnisse reagieren. Das zentrale Forschungsziel war die Entwicklung einer Methode zur gleichzeitigen Reduktion der Verzüge und der Eigenspannungen beim Schweißen von Bauteilen. Im Rahmen dieses Forschungsprojekts und insbesondere in der Umsetzung des industrierelevanten Demonstratorbauteils wurde die Zielstellung verfolgt, dass die Sollgeometrie des Bauteils nach dem Schweißen in der geforderten Maßhaltigkeit vorliegt, womit eine komplette Kompensation des Verzuges erreicht wird.

Es wurden zwei eigenständige Methoden entwickelt und umgesetzt. Mit der prozessbegleitenden dynamischen Kompensation mittels der Anpressrolle ließ sich eine mit röntgenografischen Messungen abgesicherte signifikante Reduktion der Eigenspannungen im Bauteil bei einer gleichzeitigen Kompensation der Winkelverzüge erzielen, womit die Umsetzbarkeit des diesem Forschungsprojekt zugrunde liegenden Forschungsansatzes bewiesen werden konnte. Insbesondere die in diesem Projekt entwickelten rechnerischen Methoden zur automatischen Identifikation von Kompensationsparametern (Kompensationszeitpunkt, Kompensationskraft) stellen dabei einen wesentlichen, neuartigen, wirtschaftlichen Mehrwert für den industriellen Anwender dar, da aufwändige numerische oder versuchstechnische Studien eingespart werden können.

Die zweite vorgestellte Methode zur Umsetzung der Kompensation des Verzugs am Demonstrator geht über einen reinen Machbarkeitsbeweis hinaus. Ein Großteil der verwendeten Komponenten ist handelsüblich und für den industriellen Einsatz gedacht. Dies betrifft insbesondere die steuerungs- und regelungstechnischen Elemente sowie die verwendeten pneumatischen Komponenten der Kraftaktorik.

Eine industrielle Umsetzung kann sich deshalb unmittelbar an die Vorgehensweise beim Demonstrator anlehnen. Die gerätebezogenen Kosten, die für den Aufbau des Demonstrators unterhalb von 2500 € liegen, können bei der Planung einer Realisierung in der Industrie zugrunde gelegt werden. Das umgesetzte Transferkonzept ist durch den Entfall der kostenintensiven Hydraulik um den Faktor 4 kostengünstiger als der Planungsstand in der Antragsphase. In Anbetracht des produktionstechnischen Potenzials einer in die Fertigungslinie eingebrachten Spannvorrichtung dieser Art sind die finanziellen Aufwände zur Verwirklichung und zum Betrieb dieser Vorrichtung als sehr gering einzuschätzen. Die kommerzielle Verfügbarkeit der Komponenten begünstigt ferner den schnellen Aufbau auch im industriellen Umfeld. Es wurde im umgesetzten Transferkonzept vollumfänglich die erarbeitete steuerungs- und regelungstechnische Vorgehensweise beschrieben, so dass eine Implementierung des vorgestellten Systems in die Fertigung eines industriellen Anwenders und insbesondere KMU innerhalb eines Jahres als realistisch einzuschätzen ist.

Die entwickelten Methoden lassen sich in vielen Branchen einsetzen. Insbesondere der Maschinen-, Fahrzeug-, Kraftwerksanlagen-, Schiff- sowie der allgemeine Stahlbau können durch die Ergebnisse dieses Projekts profitieren. Die Entwicklung und der erfolgreiche Einsatz eines neuartigen dynamischen Spannsystems, mit welchem sich die schweißbedingten Verzüge und Eigenspannungen prozessbegleitend reduzieren lassen, bietet Unternehmen die Chance, sich Wettbewerbsvorteile bei der Herstellung geschweißter Produkte zu erarbeiten. Nachfolgende Prozessschritte zur Eigenspannungsreduzierung und Verzugsbeseitigung können damit zukünftig vermieden werden.

Die erzielten Forschungsergebnisse wurden neben den Treffen des projektbegleitenden Ausschusses sowie den Zwischenberichten auch in Veröffentlichungen bzw. Präsentationen und über die Projektvorstellung auf den jeweiligen Instituts-Homepages zu potentiellen Anwendern transferiert. Des Weiteren wurden und werden auch zukünftig am iwB und IWM bei diversen internen sowie externen Präsentationen die erzielten

Projektergebnisse Vertretern aus der Industrie und Wissenschaft präsentiert und aktiv die Verbreitung des innovativen dynamischen Spannens vorangetrieben.

Zuordnung zu den Fachgebieten:

	Nutzung auch möglich
Werkstoffe, Materialien	Verfahrenstechnik
Konstruktion	Umwelttechnik
Produktion	Medizintechnik
Informationstechnik	

Zuordnung zu den Wirtschaftszweigen:

Abteilung	Hauptsächliche Nutzung	Nutzung auch möglich
27/28	Metallbearbeitung	
29	Maschinenbau	
34/35	Fahrzeugbau	
40/41		Energie- und Wasserversorgung
45		Baugewerbe
72/73	Erbringung von Dienstleistungen überwiegend für Unternehmen	

Gegenüberstellung der Projektziele und der Projektergebnisse

Nachfolgend werden die wesentlichen Projektziele des Forschungsvorhabens mit den erzielten Projektergebnissen gegenübergestellt und kurz erläutert.

AP1: Ziel dieses AP war die Entwicklung eines beispielhaften Versuchsaufbaus mit statischer Einspannung

Das Ziel wurde erreicht. Für eine systematische Untersuchung wurden einfache Fügeverbindungen, bestehend aus einer Blindnaht und einer I-Stoßverbindung, realisiert. Als Spannmittel wurden übliche Spannblöcke sowie Spannvorrichtungen aus Eigenentwicklungen verwendet. Als Werkstoff wurde der X6CrNiTi18-10 eingesetzt. Detaillierte Ausführungen hierzu sind dem Abschlussbericht in den Abschnitten 4.1.1, 5.1-5.3 zu entnehmen. In den Untersuchungen wurde gezeigt, dass eine gleichmäßige Einleitung der Kompensationskraft in das Bauteil anzustreben ist, so dass die Verwendung von Spannbacken einer Einspannung mit Spannhebeln vorzuziehen ist.

AP2: Ziel dieses AP war die experimentellen Verzugs- und Eigenspannungsuntersuchungen beim Laserstrahlschweißen mit statischer Einspannung

Das Ziel wurde erreicht. Am iwv wurden Schweißungen unter Variation der Einspannorte und der Anzugsmomente der Schrauben durchgeführt. Der Verzug wurde am iwv gemessen und die Eigenspannungsanalyse erfolgte röntgenografisch am IWM. Eine Gesamtübersicht der Ergebnisse ist im Schlussbericht in den Abschnitten 4.1.1 und 5.6 zu ersehen.

AP3: Ziel dieses AP war die Durchführung von rechnerischer Bauteil-Struktur-Analyse bei variierenden statischen Einspannungen und die Optimierung der Verzugs- und Eigenspannungssituation

Das Ziel wurde erreicht. Der Einfluss des Einspanngrads auf den Verzug und die Eigenspannungen wurde untersucht. Mit steigendem Einspanngrad wird der Verzug reduziert und die Eigenspannungen erhöht. Eine

Referenzspannsituation mit statischer Einspannung wurde für die nachfolgenden Untersuchungen der dynamischen Einspannungen bestimmt. Details zu diesem Arbeitspaket sind in den Abschnitten 4.1, 5.7 und 5.8 zu finden.

AP4: Ziel dieses AP war die Entwicklung und Aufbau einer dynamischen Spannvorrichtung für das Laserstrahlschweißen

Das Ziel wurde erreicht. Am iwB wurde eine Versuchsvorrichtung für die dynamische Einspannung durch eine nachlaufende Anpressrolle entwickelt. Weitere Vorgehensweisen zur dynamischen Einspannung, wie z.B. durch Stempel, wurden vom IWM aufgezeigt. Detaillierte Erläuterungen des Arbeitsprinzips des dynamischen Spannens können den Abschnitten 4.1.2-4.1.8 und 5.9 entnommen werden.

AP5: Ziel dieses AP war die experimentelle Verzugs- und Eigenspannungsuntersuchungen beim Laserstrahlschweißen mit dynamischer Einspannung

Das Ziel wurde erreicht. Innerhalb dieses AP wurden exemplarische Winkelverzugs- und Eigenspannungsmessungen durchgeführt. Der Winkelverzug wurde am iwB bestimmt, und die Eigenspannungen wurden röntgenografisch am IWM ermittelt. Die Ergebnisse haben gezeigt, dass der Verzug und die Eigenspannungen gleichzeitig durch dynamisches Spannen reduziert werden können. Detaillierte Ergebnisse sind im Schlussbericht in den Abschnitten 4.1.2-4.1.8 und 5.9 aufgeführt.

AP6: Dieses AP zielte laut Antrag auf die rechnerische Bauteil-Struktur-Analyse bei dynamischen Einspannungen mit variierenden Spannkräften zur Optimierung der Verzugs- und Eigenspannungssituation ab

Das Ziel wurde erreicht. Begleitend zu den Arbeiten innerhalb des AP5 wurde in diesem AP der Zusammenhang zwischen Verzug und Eigenspannungen unter dynamischen Einspannungen rechnerisch untersucht. Hierbei konnten optimale Kompensationsparameter, die zur kombinierten Verzugs- und Eigenspannungsreduktion führen, rechnerisch identifiziert werden. Ausführliche Ergebnisse dazu sind dem Abschlussbericht in den Abschnitten 4.1.2-4.1.8 und 5.9 zu entnehmen.

AP7: Ziel dieses AP ist die Übertragung und Anwendung der Erkenntnisse auf eine bauteilähnliche Probe

Das Ziel wurde erreicht. Die erworbenen Kenntnisse aus den bisherigen Arbeitspaketen wurden an einem industrierelevanten Demonstratorbauteil umgesetzt. Es handelt sich dabei um einen Handbremshebel, der aktuell bei Firma Conntronic in einem Punktschweißverfahren gefügt wird. Durch die Umsetzung der innerhalb des Projektes entwickelten Vorgehensweise (Kompensation mit dynamischen Einspannungen) konnte die Anforderung bezüglich der Maßhaltigkeit auch bei Laserstrahlschweißverfahren erfüllt werden. Umfangreiche experimentelle und rechnerische Arbeiten von iwB und IWM haben gezeigt, dass Verzug und Eigenspannungen gleichzeitig reduziert werden können. Die Kompensationsvorgehensweise kann für den Anwendungsfall angepasst werden, und die Kompensationsparameter lassen sich numerisch bestimmen. Details zu diesem Arbeitspaket sind in den Abschnitten 4.2 und 5.10 des Abschlussberichts zu finden.

Verwendung der Zuwendung

Wissenschaftlich-technisches Personal (Einzelansatz A.1 des Finanzierungsplans)

Die realisierten Arbeiten des iwb und IWM entsprachen im Umfang dem begutachteten und bewilligten Antrag und waren für die Umsetzung der erzielten Ergebnisse erforderlich und angemessen.

Für die bewerkstelligten Arbeiten und Untersuchungen wurden im Projektzeitraum ein wissenschaftlicher Mitarbeiter HPA Gr. A beschäftigt. Insgesamt beliefen sich die Personalaufwendungen für den wissenschaftlichen Mitarbeiter (HPA GR. A) auf 32,7 Personalmonate. Eine detaillierte Auflistung der gesamten Personalaufwendungen des iwb ist der untenstehenden Tabelle zu entnehmen.

Jahr	Personal (<i>iwb</i>)	Personalmonate (<i>iwb</i>)
2012	HPA Gr. A	7,7
2013	HPA Gr. A	11
2014	HPA Gr. A	12
2015	HPA Gr. A	2

Die geleisteten Arbeiten des Fraunhofer IWM entsprachen im Umfang dem begutachteten und bewilligten Antrag und waren für die Durchführung der Untersuchungen notwendig und angemessen. Für die erbrachten Arbeiten und Untersuchungen wurde während der Projektlaufzeit ein wissenschaftlicher Mitarbeiter HPA Gr. A als Hauptbearbeiter beschäftigt. Eine detaillierte Auflistung für die gesamten Personalaufwendungen des IWM ist der nachfolgenden Tabelle zu entnehmen.

Jahr	Personal (IWM)	Personalmonate (IWM)
2012	HPA Gr. A	9,2
2013	HPA Gr. A	11,2
2014	HPA Gr. A	10,5
2015	HPA Gr. A	0,9

Geräte (Einzelansatz B des Finanzierungsplans)

Von Seiten des iwb war die Beschaffung einer Systemtechnik aufbauend auf einem Hydraulikmodul vorgesehen. Im Rahmen des Forschungsprojekts wurde, wie im Antrag beschrieben, in Abstimmung mit dem Projektbegleitenden Ausschuss das industrierelevante Demonstratorbauteil vorgestellt und ausgewählt. Im Rahmen von durchgeführten Vorversuchen hat sich herausgestellt, dass sich die beantragte und bewilligte Systemtechnik zur Erfüllung der Projektziele nicht eignet.

Die Aufgabe der angedachten Systemtechnik ist die Einleitung einer dynamischen prozessbegleitenden Kraft in das Bauteil zur vollständigen Kompensation des Winkelverzugs unter gleichzeitiger Reduktion des Eigenspannungsniveaus. Dies stellte zum Zeitpunkt der Antragsstellung ein komplett neuartiges Verfahren dar, womit vor der Projektdurchführung keine Erfahrungswerte für die Prozessführung zur Verfügung standen.

In den durchgeführten Versuchen hat sich herausgestellt, dass zum einen das einfache Zu- und Abschalten (wie in der Begründung der Erforderlichkeit des Hydraulikaggregats beschrieben) der Spannelemente nicht

ausreichend ist, um ein reproduzierbares Winkelverzugsergebnis und eine signifikante Reduktion der Eigen-
spannungen zu bewirken. Vielmehr muss über die Spannelemente eine sehr genau steuerbare Kompensa-
tionskraft eingeleitet werden. Zum anderen war eine Prozessführung mit niedrigen Kräften zur Erreichung
der Projektziele erforderlich, entgegen der im Antrag zugrunde liegenden Erwartung. Somit ist die im Antrag
angedachte und bewilligte Systemtechnik mit hydraulischer Wirkungsweise für diese Kraftmaße nicht ge-
eignet, sondern vielmehr kontraproduktiv. Hydraulikzylinder verfügen konstruktionsbedingt über hohe
Reibkräfte aufgrund der Anforderungen an die Dichtigkeit. Diese Reibkräfte sind für marktübliche Spannzy-
linder in derselben Größenordnung der erforderlichen, niedrigen Prozesskräfte. Somit ist eine pneumati-
sche Wirkweise der Spannzyylinder zielführend. Das iwv verfügt über eine große Auswahl an vorhandener
Systemtechnik. Es wurde darauf aufbauend ein Versuchsstand konzipiert und realisiert, der mit pneumati-
sch wirkender Systemtechnik die Erreichung der Projektziele ermöglicht hat.

Es wurde dementsprechend seitens des iwv von der Beschaffung der Komponente „Elektro-Hydraulik-Ag-
gregat ohne Steuerung“ abgesehen.

Von Seiten des IWM wurden keine Aufwendungen für Gerätebeschaffung beantragt und dementsprechend
keine Ausgaben getätigt.

Leistungen Dritter (Einzelansatz C des Finanzierungsplans)

Von Seiten des iwv wurden keine Aufwendungen für Leistungen Dritter beantragt und dementsprechend
keine Ausgaben getätigt.

Von Seiten des IWM wurden keine Aufwendungen für Leistungen Dritter beantragt und dementsprechend
keine Ausgaben getätigt.

7 Ergebnistransfer in die Wirtschaft

Durchgeführte spezifische Transfermaßnahmen während der Projektlaufzeit:

Maßnahme A

7.1

Transfer der Projektergebnisse in die Industrie

Ziel	Rahmen	Datum / Zeitraum
Weiterbildung von Mitarbeitern aus KMU	A1 Fortlaufende Diskussion der Forschungsergebnisse im Projektbegleitenden Ausschuss	16.07.2013 30.01.2014 21.10.2014 25.02.2015
	A2 Vorstellung der Ergebnisse im Rahmen von öffentlich zugänglichen Präsentationen an den Forschungsstellen	2013-2015

Maßnahme B

Tagungsbeteiligungen

Ziel	Rahmen	Datum / Zeitraum
Vorstellung des Projekts und Dialog mit Interessenten	B1 Simulationsforum Schweißen und Wärmebehandlung 2013 in Weimar	15.-17.10.2013
	B2 Münchener Kolloquium Führungskräftegipfel (Poster)	18./19.03.2014

Maßnahme C

Veröffentlichung von Forschungsergebnissen

Ziel	Rahmen	Datum / Zeitraum
Gezielte Ansprache von potenziellen Anwendern außerhalb des PA	C1 Regelmäßige Berichterstattung im Fachausschuss I2 der Mitgliedsvereingung	23.10.2012 18.03.2013 05.11.2013 18.03.2014 28.10.2014

Maßnahme D

Auswahl eines praxisrelevanten Werkstoffs für die Untersuchungen

Ziel	Rahmen	Datum / Zeitraum
Unmittelbar anwendbare Erkenntnisse Sicherung des Praxisbezugs	D1 Kick-off-Meeting des PA zu Projektbeginn	20.02.2013
	D2 Werkstoffauswahl	16.07.2013
	D3 Auswahl des Demonstrator-Bauteils	21.10.2014

Geplante spezifische Transfermaßnahmen nach der Projektlaufzeit:

Maßnahme C

7.2 **Veröffentlichung von Forschungsergebnissen**

Ziel	Rahmen	Datum / Zeitraum
Gezielte Ansprache von potenziellen Anwendern außerhalb des PA	C1 Vorstellung der Projektergebnisse im <i>iwb</i> -Newsletter	10/2015
	C2 Darstellung und Verbreitung der Ergebnisse im Rahmen des Fraunhofer-IWM-Jahresberichts	12/2015

Maßnahme E

Transfer der Projektergebnisse in die Industrie

Ziel	Rahmen	Datum / Zeitraum
Weiterbildung von Mitarbeitern aus KMU	E2 Anwendung der Forschungsergebnisse in bilateralen Projekten mit KMU	Fortlaufend

Maßnahme F

Publikation der Ergebnisse

Ziel	Rahmen	Datum / Zeitraum
Gezielte Ansprache von potenziellen Anwendern	F1 Publikation der Ergebnisse auf den Internet-Portalen des Fraunhofer IWM und des <i>iwb</i>	12/2015
	F2 Vortrag auf dem nationalen Workshop: DVS CONGRESS-GST-Workshop-Schweißsimulation	17.09.2015
	F3 Vortrag auf dem International Workshop: ESI DACH Forum	08.10.2015
	F4 Publikation der Ergebnisse in einer internationalen Zeitschrift	10/2015
	F5 Veröffentlichung in einer Zeitschrift des DVS	10/2015
	F6 Dissertation „Beherrschung von Schweißverzug und Schweißspannungen“ von M. Langhorst	16.02.2015 (Einreichdatum)

Maßnahme H

Einbindung in die Lehre

Ziel	Rahmen	Datum / Zeitraum
- Ausbildung der Studierenden - Weitergabe des aktuellen Stands der Technik / Forschung	H1 Vorstellung von Projektinhalten im Rahmen der Vorlesung „Fügetechnik“ des <i>iwb</i>	ab 04/2016

Literaturverzeichnis

- [1] Schenk, T.: Modelling of Welding Distortion: The Influence of Clamping and Sequencing. Dissertation. Technische Universität Delft. Delft, 2011.
- [2] McClung, R. C.: A literature survey on the stability and significance of residual stresses during fatigue. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol. 30, (2007), Issue 3, S. 173-205.
- [3] Dilthey, U: Schweißtechnische Fertigungsverfahren 2: Verhalten der Werkstoffe beim Schweißen. VDI-Verlag, Düsseldorf, 1995.
- [4] Radaj, D.: Heat Effects of Welding – Temperature Field, Residual Stress, Distortion. Springer-Verlag, Berlin, 1992.
- [5] Guan, Q.; Brown, K. W.; Guo, D.; Cao, J.; Li, C.; Shao, Y.; Liu, J.: Method and Apparatus for Low Stress No-Distortion welding of thin-walled structural elements. Patentschrift, Anmeldenummer: CN1987100959 19870228, 1987.
- [6] Michaleris, P.; Dantzig, J.; Tortelli, D.: Minimization of Welding Residual Stress and Distortion in Large Structures. *Welding Journal*, Vol. 78, (1999) 11, S. 361-366.
- [7] Coules, H. E.: Characterising the effects of high-pressure rolling on residual stress in structural steel welds. Dissertation, Cranfield University, Cranfield, 2012.
- [8] Pilipenko, A.: Computer simulation of residual stress and distortion of thick plates in multi-electrode submerged arc welding. Dissertation, Norwegian University of Science and Technology, Trondheim, 2002.
- [9] Voß, O.: Untersuchung relevanter Einflußgrößen auf die Schweißsimulation. Dissertation, Technische Universität Braunschweig (2001). Aachen: Shaker 2001.
- [10] Schwenk, C.: FE-Simulation des Schweißverzugs laserstrahgeschweißter dünner Bleche – Sensitivitätsanalyse durch Variation der Werkstoffkennwerte. Dissertation, Technische Universität Berlin (2007). Berlin: BAM 2007.
- [11] Michaleris, P.; Tortorelli, D. A.; Vidas, C. A.: Analysis and Optimization of Weakly Coupled Thermoelastoplastic Systems with Applications to Weldment Design. *International Journal for Numerical Methods in Engineering* 38 (1995) 8, S. 1259–1285.
- [12] Lindgren, L. E.: Finite Element Modeling and Simulation of Welding. Part 3: Efficiency and Integration. *Journal of Thermal Stresses* 24 (2001) 4, S. 305–334.
- [13] Gu, M.; Goldak, J.: Mixing Thermal Shell and Brick Elements in FEA of Welds. 10th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Vol. 3A, Stavanger, Norwegen, 23.–28. Juni 1991, S. 1-6.
- [14] Nässtrom, M.; Wikander, L.; Karlsson, L.; Lindgren, L. E.; Goldak, J.: Combined Solid and Shell Element Modelling of Welding. In: Karlsson, L. et al. (Eds.): *Mechanical Effects of Welding*. IUTAM Symposium. Luleå, Schweden, 10.–14. Juni 1991. Berlin: Springer 1992
- [15] Runnemalm, K. H.; Hyun, J.: Three Dimensional Welding Analysis Using an Adaptive Mesh Scheme. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 189 (2000) 2, S. 515–523
- [16] Faure, F.; Bergheau, J.-M.; Leblond, J. B.: Simulating Welding with Shell Elements. *Journal Physics IV France* 120 (2004), S. 347–354
- [17] Zaeh, M. F.; Papadakis, L.; Roeren, S.; Hornfeck, T.: Use of Shell Elements for the FEM-Simulation of the Welding Process of Sheet Metal Parts. *Advanced Materials Research* 6–8 (2005), S. 209–216

- [18] Brand, M.; Schweizer, F.; Luke, M.: Effiziente numerische Schweißsimulation großer Strukturen. Schlussbericht für das Forschungsvorhaben Nr.: 15274 N / 1 im Cluster „Anwendungsnahe Schweißsimulation komplexer Strukturen“. 2011.
- [19] Hackmair, C.: Messung und numerische Simulation der Schweißverzüge an Aluminium-Fahrwerkskomponenten. Dissertation, Technische Universität München (2003). Aachen: Shaker. 2003
- [20] Rick, F.: Simulationsgestützte Gestaltung von Produkt und Prozess am Beispiel Laserstrahlschweißen. Dissertation, Technische Universität München (2001). München: Utz 2001.
- [21] Lenz, B.: Finite Elemente-Modellierung des Laserstrahlschweißens für den Einsatz in der Fertigungsplanung. Dissertation, Technische Universität München (2001). München: Utz 2001.
- [22] Tikhomirov, D.; Rietman, B.; Kose, K.; Makkink, M.: Computing Welding Distortion: Comparison of Different Industrially Applicable Methods. *Advanced Materials Research* 6–8 (2005), S. 195-202.
- [23] Souloumiac, B.; Boitout, F.; Bergheau, J.-M.: A New Local-Global Approach for the Modelling of Welded Steel Component Distortions. In: Cerjak, H. (Ed.): *Mathematical Modelling of Weld Phenomena 6*. London: Institute of Materials 2002, S. 573-590.
- [24] Radaj, D.: *Schweißprozesssimulation: Grundlagen und Anwendungen*. Düsseldorf: DVS 1999.
- [25] Roeren, S.: Komplexitätsvariable Einflussgrößen für die bauteilbezogene Struktursimulation thermischer Fertigungsprozesse. Dissertation, Technische Universität München (2006). München: Utz 2007.
- [26] Zäh, M. F.; Papadakis, L.; Föckerer, T.: Systematik bei der Schweißsimulation. 7th Stahl-Symposium – Werkstoffe, Anwendung, Forschung. Düsseldorf, 25. April 2007.
- [27] Schulz, A.; Cui, C.; Fritsching, U.; Baukhage, K.; Mayr, P.: Verzugsminimierung von Wälzlagerkomponenten im Fertigungsprozess durch Sprühkompaktieren. *HTM Z. Werkst. Wärmebeh. Fertigung* 59 (2004) 3, S. 161-168.
- [28] Thoben, K.-D.; Lübben, Th.; Clausen, B.; Prinz, Chr.; Schulz, A.; Rentsch, R.; Kusmierz, R.; Nowag, L.; Surm, H.; Frerichs, F.; Hunkel, M.; Klein, D.; Mayr, P.: „Distortion Engineering“: Eine systemorientierte Betrachtung des Bauteilverzugs. *HTM Z. Werkst. Wärmebeh. Fertigung* 57 (2002) 4, S. 276-282.
- [29] Blättry, H.: Spannzeuge für Drehmaschinen. *Werkstatt und Betrieb* 106 (1973) 2, S. 89-92.
- [39] Volkmuth, J.; Hengerer, F.; Wünning, J.: Erfahrungen mit Einzel-Gasabschreckung von Ringen aus durchhärtendem Wälzlagerstahl. *HTM Journal of Heat Treatment and Materials* 56 (2001) 3, S. 179-184.
- [31] Pfeiffer, R.: *Richten und Umformen mit der Flamme, Leitfaden für Ausbildung und Praxis*. 2. Aufl. DVS-Verlag, Düsseldorf, 1989.
- [32] Peiter, A.; Gebhardt, R.; Seitel, D.: Verformungen und Eigenspannungen beim Flammrichten. *Bänder Bleche Rohre* 24 (1983) 2, S. 39-43.
- [33] Namba, Y.: Laser forming of metals and alloys. *Proc. LAMP '87*, 21.–23. Mai 1987 in Osaka, Japan, Arata, Y. (Hrsg.), S. 601-606.
- [34] Shirai, H.; Urushizaki, M.; Sawamoto, S.; Mochizuki, M.; Toyoda, M.: Analysis of bending deformation behaviour during circumferential welding of cylindrical parts: study of deformation behaviour at micron to sub-micron level of laser-welded automotive parts. *Welding Int.* 18 (2004) 8, S. 626-634.
- [35] Jurčí, P.; Stolař, P.; Št'astný, P.; Podkovičák, J.; Altena, H.: Investigation of distortion behaviour of machine components due to carburizing and quenching. *HTM Journal of Heat Treatment and Materials* 63 (2008) 1, S. 27-32.

- [36] Edenhofer, B.; Gräfen, W.; Müller-Ziller, J.: Umgang mit der Verzugsproblematik in der industriellen Wärmebehandlungspraxis. *HTM Journal of Heat Treatment and Materials* 58 (2003) 6, S. 328-335.
- [37] Mauri, H.: *Vorrichtungen. Bd .1: Einteilung, Aufgaben und Elemente der Vorrichtungen.* Berlin: Springer, 1976.
- [38] Lien, T. K.; Lind, M.: Instrumented fixtures for on-line correction of welding paths. In: *The 41st CIRP conference on manufacturing systems.* 2008, S. 435-438.
- [39] Sikstrom, F.; Ericsson, M.; Christiansson, A.-K. et al.: Tools for simulation based fixture design to reduce deformation in advanced fusion welding. In: *The 1st International conference on intelligent robotics and applications. Part II.* 2008, S. 398-407.
- [40] Li, B.; Shiu, B. W.; Lau, K. J.: Principle and simulation of fixture configuration design for sheet metal assembly with laser welding. Part 1: finite element modeling and a prediction and correction method. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 18 (2001) 4, S. 266-275.
- [41] Li, B.; Shiu, B. W.; Lau, K. J.: Robust fixture configuration design for sheet metal assembly with laser welding. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 125 (2003) 1, S. 120-127.
- [42] Ruge, J.: *Handbuch der Schweißtechnik. Bd. II: Verfahren und Fertigung.* Berlin: Springer, 1993.
- [43] Rief, A.; Geiger, M.; Pollmann, W.: Verfahrensentwicklung zum kombinierten Laserstrahlschneiden und -schweißen. In: *Strahltechnik 91.* Karlsruhe, 1991. Düsseldorf: DVS, 1991, S. 87.
- [44] Trbola, J. F.: Die Integration des CO₂-Lasers in Bearbeitungssysteme zum Schweißen und Schneiden. In: *Strahltechnik 91.* Karlsruhe, 1991. Düsseldorf: DVS, 1991, S. 246.
- [45] Rippl, P.: Industrieroboter zum Laserstrahlschweißen und -schneiden in der Fahrzeugindustrie. In: *European Laser Marketplace 94,* Hannover, 1994.
- [46] Hanicke, L.: Utilisation of Laser Welding in Series Production. In: *Vorträge des European Laser Marketplace 94,* Hannover, 1994.
- [47] Hornig, J.: Laser-strahlende Zukunftsaussichten beim Schweißen im Karosseriebau. In: *Entwicklungen im Karosseriebau. Vorträge der Tagung der VDI-Gesellschaft Fahrzeug- und Verkehrstechnik,* Düsseldorf, 1996. Düsseldorf: VDI, 1996, S. 149.
- [48] Flohr, J.; Bayerlein, H.: Prozessoptimierung beim Laserstrahlschweißen im Karosseriebau. In: *Dausinger, F.; Bergmann, H. W.; Sigel, J. (Hrsg.): Proc. of the 6th European Conference on Laser Treatment of Materials ECLAT 96.* Stuttgart: AWT, 1996, S. 41.
- [49] Bachhofer, A.: Multispot-Welding with Nd:YAG-Laser. In: *Roller, D. (Hrsg.): Proc. of the 30th International Symposium on Automative Technology and Automation, Florence, Italy, 1997.* Croydon, England: Automative Automation Ltd. 1997, S. 289.
- [50] Masubuchi, K.: *Analysis of Welded Structures Residual Stresses, Distortion and their Consequences.* Massachusetts Institute of Technology: Pergamon 1980. (International Series on Material Science and Technology 33).
- [51] Schenk, T.; Richardson, I. M.; Kraska, M.; Ohnimus, S.: A study on the influence of clamping on welding distortion. *Computational Materials Science* 45 (2009) 4, S. 999-1005.
- [52] Raghu, A.; Melkote, S. N.: Analysis of the effects of fixture clamping sequence on part location errors. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 44 (2004), S. 373-382.
- [53] Papadakis, L.: *Simulation of the Structural Effects of Welded Frame Assemblies in Manufacturing Process Chains.* Dissertation, Technische Universität München. München: Herbert Utz 2008.
- [54] Mayr, P.; Hoffmann, F.; Walter, A.: *Beherrschung von Wärmeprozessen im Fertigungsablauf. Schlussbericht Vordringliche Aktion 19.* Universität Bremen, Bremen 2001. ISBN: 3-88722-506-6.
- [55] Radaj, D.: *Welding residual stresses and distortion – Calculation and measurement.* DVS-Verlag GmbH, Düsseldorf, 2003.

- [56] Degenkolbe, J.; Uwer, D.; Wegmann, H.: Kennzeichnung von Schweißtemperaturzyklen hinsichtlich ihrer Auswirkung auf die mechanischen Eigenschaften von Schweißverbindungen durch die Abkühlzeit $t_{8/5}$ und deren Ermittlung. Thyssen Technische Berichte und IIW-Doc. IX-1336-84, 1984, Heft 1, S. 57-73.
- [57] Langhorst, M.: Beherrschung von Schweißverzug und Schweißeigenspannungen. Dissertation, Technische Universität München (2015). München, in Veröffentlichung.
- [58] Marder, C.; Langhorst, M.; Dreibati, O.; Sommer, S.; Zäh, M. F.: Prozessbegleitende dynamische Kompensation des Winkerverzuges und Reduktion der Eigenspannungen beim Laserstrahlschweißen. In: Hildebrand, J.: Simulationsforum 2013 Schweißen und Wärmebehandlung. Weimar: Verein zur Förderung der numerischen Analyse der Wärmebehandlungs- und Schweißprozesse 2013, S. 101-110.
- [59] Dilger K., Michailov V.: Werkzeug zur vollständigen numerischen Simulation des Schmelzschweißens. Institut für Füge- und Schweißtechnik - TU Braunschweig.: Schlussbericht zum BMBF-Verbundprojekt SST-Schweißsimulationstool, 2005.
- [60] Manninen T., Myllykoski P., Taulavuori T., Korhonen A.S.: Large-strain Bauschinger effect in austenitic stainless steel sheet. *Materials Science and Engineering A*. 2009, Bd. 499, S. 333-336.
- [61] Wohlfahrt H.: New calculations checking an adequate materials law- New results on distortion measurements“. Report on the Round Robin Tests on Residual Stresses. IIW-Document IIW-X-1668-09, XIII-2291-09, XV-1326-09. 2009.
- [62] Wohlfahrt H., Dilger K.: New results of the IIW Round Robin Residual Stress Measurements-Report on the Experimental Round Robin Tests on Residual Stresses- . IIW-Document IIW-XIII-2241r1-08, IIW-XV-1283r1-08. 2008, S. 20.
- [63] Heinze C., Schwenk C., Reithmeier M.: The effect of tack welding on numerically calculated welding-induced distortion. *Journal of Materials Processing Technology* 1, Bd. 212, 2012, S. 308-314.
- [64] K. Satoh, Y. Ueda, H. Kihara. Recent trend of researches on Restraint stresses and strains for weld cracking. *Transactions of JWRI*. 1972, Bd. 1, 1, S. 53-68.
- [65] Schwenk C., Kannengiesser Th., Reithmeier M.: Restraint Conditions and Welding Residual Stresses in Self-Restrained Cold Cracking Tests. ASM International, 2008, Trends in Welding Research, Proceedings of the 8th ASM International Conference. Pine Mountain, Georgia, USA S. 766-773.
- [66] Sysstus, Sysweld Analysis reference Manual, ESI Group, 2009.