

Entwicklung von Maßnahmen zur Heißrissvermeidung beim Einseitenschweißen langer Schweißnähte

Dissertation

zur Erlangung des akademischen Grades

**Doktoringenieur
(Dr.-Ing.)**

von Dipl.-Ing. Alexander Pshennikov

geb. am 04.10.1974 in Orenburger Gebiet, Russland

genehmigt durch die Fakultät für Maschinenbau
der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg

Gutachter:

Prof. Dr.-Ing. habil. Dr. E. h. Horst Herold

Prof. Dr.-Ing.habil. Klaus-Jürgen Matthes

Prof. Dr.-Ing. Martin Heilmeier

Prof. Dr.-Ing. Thomas Böllinghaus

Promotionskolloquium am 03.05.2005

Danksagung

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit am Institut für Füge- und Strahltechnik der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg durch Anregung aus der schiffbaulichen Fertigung.

Dem Institutsleiter, Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Dr. E. h. H. Herold, danke ich für die Aufnahme im Institut, für die mir dadurch gebotene Möglichkeit zur Promotion und für die wissenschaftliche Betreuung meiner Arbeit ganz besonders.

Weiterhin möchte ich Herrn Prof. Dr.-Ing. N. Woywode, Frau Prof. Dr.-Ing. habil. I. Martinek, Frau Dipl.-Ing. M. Streitenberger und Herrn Dr.-Ing. Zwickert für die Hilfe bei der Beantragung der Forschungsmittel und die fachliche Unterstützung bei der Organisation der Experimente danken.

Für die Einführung ins Forschungsgebiet meiner Arbeit sowie für weitere wissenschaftliche Unterstützung und die fachlichen Diskussionen gebührt Herr Prof. Dr.-Ing. habil. E. L. Makarov, Moskauer Staatlichen Technischen Bauman Universität, mein Dank.

Bei allen Mitarbeitern und Mitarbeiterinnen des Institutes bedanke ich mich für Ihre ständige Hilfe beim Aufbau der Versuchsvorrichtungen, bei der Durchführung und Auswertung der Experimente und Simulationsberechnungen, sowie bei der Korrektur der Arbeit.

Den Mitarbeitern der IMG Ingenieurtechnik und Maschinenbau GmbH Rostock danke ich auch sehr. Sie gaben den Anstoß zur Forschung auf dem Gebiet, das zum Hauptziel meiner Arbeit geworden ist.

Bei den Mitarbeitern der Aker-MTW Werft GmbH Wismar bedanke ich mich für die gute Zusammenarbeit während der Versuchsdurchführung an der UP-Tandemschweißanlage.

Allen nicht genannten Personen, die durch persönliche Unterstützung und sachdienliche Anregungen zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben, danke ich ebenfalls recht herzlich.

Kurzfassung

Das UP-Tandemschweißen von Stumpfnähten an ebenen Blechen in Wannenposition hat derzeit einen hohen Stellenwert in der schiffbaulichen Fertigung und speziell in der Vorfertigung aufgrund der guten Nahtqualität, der hohen Leistung und Schweißgeschwindigkeit sowie des hohen Entwicklungsstandes der Technologie.

Trotz geeigneter Anlagentechnik und hochentwickelter Schweißtechnologien treten beim Schweißen sehr langer Nähte regelmäßig in einem ca. 1 bis 3 m langen Abschnitt am Nahtende Heißrisse als längs verlaufende Erstarrungsrisse auf. Der fehlerhafte Nahtbereich wird derzeit nachgebessert oder als Abfall beim Zuschnitt einkalkuliert. Beides sind sehr teure und wirtschaftlich unbefriedigende Lösungen. Deshalb wurde als Aufgabe formuliert, die Ursachen der Risse am Nahtende aufzuklären und Maßnahmen zur Rissvermeidung zu entwickeln.

Mit Hilfe eines FEM-Programms wurden die Verschiebungen der geschweißten Bleche während des Schweißprozesses simuliert. Dabei wurde festgestellt, dass sich die Blechen sehr stark voneinander wegbewegen. Diese Verschiebungen verursachen kurze Heißrisse am Schweißnahtende, was auch durch praktische Messungen nachgewiesen wurde.

Wird eine der zahlreichen Heftstellen durch den Lichtbogen aufgeschmolzen, bewegen sich die Blechkanten bis 0,1 mm mit außerordentlich hoher Geschwindigkeit auseinander. Außergewöhnlich hoch ist diese Verschiebung (bis 0,7 mm), wenn der Mehrdrahtprozess die Zusammenbaunähte am Übergang zum Auslaufblech aufschmilzt. Voraussetzung für die Entstehung der Heißrisse ist, dass nicht nur die Querverschiebung, sondern auch die Geschwindigkeit der Querverschiebungen einen kritischen Wert übersteigen. Darum treten Heißrisse bei ca. 90% der Schweißnähte in den letzten 300 mm vor dem Schweißnahtende auf. Seltener bilden sich Heißrisse auch hinter der letzten Heftstelle aus, wenn das Auslaufblech in unzureichender Nahtgüte mit den zu verbindenden Blechen zusammengeschweißt wurde. Bisher wurde diese Problematik der unerwünschten Rissbildung nur durch eine Optimierung metallurgischer Auswirkungen der Pulver-Draht-Kombination und der Schweißparameter minimiert.

Gegenstand der eigenen Forschungen waren deshalb die bauteil- und zusammenbaubedingten Einflussfaktoren. Zur Verringerung der Blechverschiebungen bzw. der Heißrisssgefahr am

Blechende wurden verschiedene konstruktive und technologische Maßnahmen durch FEM-Simulation und Experimente erprobt.

Zunächst kamen zwei unabhängige Wärmequellen zum Einsatz, die sich parallel mit dem Lichtbogen bewegen und nur die äußeren Blechkanten der Blechpläne erwärmen. Diese Verfahrensweise basiert auf der Annahme, dass die zusätzliche thermische Ausdehnung der äußeren Blechkanten die lokale Verlängerung in der Schweißzone kompensiert und damit den durch das Schweißen hervorgerufenen Querverschiebungen entgegen wirkt. Die Energie, die für die Erwärmung einer Blechkante erforderlich ist, beträgt nur ca. 10-20 % der für das Schweißen benötigten Energie. Für die praktische Erprobung wurde eine spezielle Wärmvorrichtung entwickelt und angewendet. Als eine zusätzliche positive Wirkung der Erwärmung der äußeren Blechkanten erwies sich die Verbesserung der Maßhaltigkeit der gefertigten Blechpläne. Die Erwärmung ist geeignet für Blechdicken ab 10 mm.

Eine konstruktive Maßnahme für die Vermeidung der Heißrisse beim Einlagenschweißen der Blechdicke von 5 bis 17 mm ist die Anwendung nachgiebiger trapezförmiger Auslaufbleche. Die Abmessungen solcher Auslaufbleche sollten etwas größer als die der konventionellen Auslaufbleche (300 x 300 mm) sein, um Heißrisse am Blechende sicher vermeiden zu können.

Die höchste Sicherheit der Rissvermeidung kann erreicht werden, wenn die Erwärmung der äußeren Blechkanten gleichzeitig mit den nachgiebigen trapezförmigen Auslaufblechen ausgeführt wird. Dabei müssen sich die Abmessungen der Auslaufbleche nicht vergrößern.

Für das Mehrlagenschweißen der Blechdicke $t \geq 18$ mm ist die zweischrittige Ausführung der 1. Lage am Nahtende zur Vermeidung der Heißrisse vorteilhafter. Beim Schweißen des ersten Nahtabschnittes am Nahtende wird der gleiche Schweißkopf in der gleichen Schweißrichtung verwendet, so dass der Endkrater ebenfalls ins Auslaufblech verlagert wird.

Die Anwendung dieser Maßnahmen hat während des Schweißens auf der Paneellinie der Aker-MTW Werft GmbH Wismar ein heißrissefreies Schweißen ermöglicht.

Gliederung

Verzeichnis der Formelzeichen und Abkürzungen	7
1. Einleitung, Ausgangssituation, Theorie und Zielstellung der Arbeit	10
1.1 Einleitung	10
1.2 Analyse des Fertigungsablaufes zur Herstellung der Blechpläne in der schiffbaulichen Vorfertigung	11
1.3 Heißrissproblematik beim einseitigen UP-Tandemschweißen	19
1.4 Definition der Heißrisse	21
1.5 Klassifikation der Heißrisse	21
1.6 Theorie zur Heißrissbildung	23
1.7 Einflussfaktoren auf die Heißrissbildung beim UP-Tandemschweißen	25
1.8 Heißrissprüfverfahren	28
1.8.1 Programmierter Verformungs-Riss-Versuch (PVR-Versuch)	29
1.8.2 Modifizierter Varestreint- und Transvarestreintversuch (MVT-Versuch)	32
1.8.3 Heiß-Deformationsrate-Versuch (HDR-Versuch)	33
1.8.4 MIS-1-Versuch	34
1.9 Aufgabenstellung der Arbeit	35
2. Untersuchungen und Ergebnisse	36
2.1 Untersuchungen der Heißrissbildung am Ende langer Schweißnähte	36
2.1.1 Laboruntersuchung der bauteilbedingten Einflussfaktoren auf die Heißrissanfälligkeit	36
2.1.2 Untersuchung der prozessbedingten Einflussfaktoren auf die Heißrissneigung	39
2.1.3 Kriterium für die Abschätzung der Heißrissneigung	45
2.1.4 Modellvorstellung zur Erklärung der Heißrissbildung	46
2.1.5 Experimentelle Erfassung der Querverschiebungen am realen Bauteil	54
2.1.6 Schlussfolgerung zur Heißrissbildung am Ende langer Schweißnähte	58
2.2 Wege zur Vermeidung bzw. Minimierung der Heißrisse	60
2.2.1 Mögliche Maßnahmen zur Vermeidung von Heißrissen am Nahtende	60

2.2.2 FEM-Simulation zur Minimierung der Blechbewegung infolge zusätzlicher lokaler Erwärmungen	62
2.2.3 Überprüfung der errechneten Werte und Erprobung einer speziellen Wärmvorrichtung für die synchrone Erwärmung der äußeren Blechkanten durch praktische Messungen	66
2.2.4 Einschätzung der Wirksamkeit der dosierten Erwärmung der äußeren Blechkanten	70
2.2.5 Gestaltung und Optimierung der Auslaufbleche einschließlich ihrer Auswirkung	71
2.2.6 Bewertung der Schweißungen mit nachgiebigen Auslaufblechen	75
2.2.7 Einfluss der Heftstellen auf die Heißrissneigung	82
2.2.8 Diagramm zur Abschätzung der Heißrissneigung beim Einseitenschweißen	82
2.2.9 Kombinierte Verfahren (dosierte Erwärmung und nachgiebiges Auslaufblech) zur Vermeidung von Heißrissen	85
2.2.10 Optimierung der Gestaltung trapezförmiger nachgiebiger Auslaufbleche	87
2.2.11 Blechpläne aus unterschiedlich langen Blechen	88
2.2.12 Überprüfung der Wirksamkeit trapezförmiger Auslaufbleche zur Heißrissvermeidung beim einlagigen UP-Tandemschweißen im Blechdickenbereich von 5 bis 17 mm	91
3. Schlussfolgerungen aus den Untersuchungsergebnissen für die Erarbeitung von Zusammenbauplanen und Schweißanweisungen zum UP-Tandemschweißen	94
3.1 Arbeitsschritte zum heißrissfreien einlagigen UP-Tandemschweißen im Blechdickenbereich von 5 bis 17 mm	94
3.1.1 Einseitenschweißanlage mit magnetischen Spannelementen	94
3.1.2. Einseitenschweißanlage mit hydraulischen Spannelementen	97
3.2 Arbeitsschritte zum heißrissfreien mehrlagigen UP-Tandemschweißen	99
3.3 Wirtschaftliche Auswirkungen der empfohlenen technologischen Maßnahmen	101
4. Zusammenfassung	102
5. Literaturverzeichnis	105
Anlage	112

Verzeichnis der Formelzeichen und Abkürzungen

Zeichen	Dimension	Bezeichnung
α	$1/^\circ\text{C}$	thermische Ausdehnung
δ	%	Minimalverformung
δ_{min}	%	Minimalverformung im TIS
Δh	mm	Zunahme der Breite des Schmelzbades
Δt_{TIS}	s	Dauer des Aufenthaltes im TIS
Δu_y	mm	Änderung der Verschiebung quer zur Schweißrichtung
ε_i	%	innere Verformung
ε_t	%	thermische Verformung
$\varepsilon_{\text{äuß}}$	%	äußere bzw. messbare Verformung
λ	$J/(s \cdot m \cdot ^\circ\text{C})$	Wärmeleitfähigkeit
η	%	thermischer Wirkungsgrad des Lichtbogens
ρ	g/cm^3	Dichte
σ	MPa	Spannung
Θ		Dihedralwinkel
B	$\%/^\circ\text{C}$	Verformungsrate im TIS (Ableitung der inneren Verformung nach der Temperatur im TIS)
B_{kr}	$\%/^\circ\text{C}$	kritische Verformungsrate im TIS (kritische Ableitung der inneren Verformung nach der Temperatur im TIS)
c	$J/(kg \cdot ^\circ\text{C})$	thermische Kapazität
d	mm	Blechdicke
E	kJ/cm	Streckenenergie
h	mm	Breite des Schmelzbades
I_{krit}	mm/s	Querverformungsgeschwindigkeit im HDR-Versuch
I_s	A	Schweißstromstärke
L_0	mm	Basislänge bei der Messung der Querverschiebungen
L_S	mm	Länge des Schmelzbades
L_{TIS}	mm	Länge des TIS in Schweißrichtung
q	W	Effektive Leistung des Lichtbogens
R_m	N/mm^2	Zugspannung
t	s	Zeit

T	$^{\circ}\text{C}$	Temperatur
$T_{DTR\ ob}$	$^{\circ}\text{C}$	obere Grenze von ductility-dip temperature range (DTR)
$T_{DTR\ un}$	$^{\circ}\text{C}$	untere Grenze von ductility-dip temperature range (DTR)
t_{ob}	s	der der oberen Grenze des TIS entsprechende Zeitpunkt
T_{ob}	$^{\circ}\text{C}$	obere Grenze des Temperaturintervalls der Sprödigkeit (TIS)
t_{un}	s	der der unteren Grenze des TIS entsprechende Zeitpunkt
T_{un}	$^{\circ}\text{C}$	untere Grenze des Temperaturintervalls der Sprödigkeit (TIS)
U_s	V	Schweißspannung
u_x	mm	Verschiebung entlang der Schweißrichtung
u_y	mm	Verschiebung quer zur Schweißrichtung
$v_{q\ kr}$	mm/s	kritische Geschwindigkeit der Querverschiebungen
$v_{kr\ PVR}$	mm/min	kritische Zuggeschwindigkeit
v_{PVR}	mm/min	Prüfgeschwindigkeit im PVR-Versuch
$v_{q\ MIS}$	mm/s	Prüfgeschwindigkeit im MIS-1-Versuch,
v_q	mm/s	Geschwindigkeit der Querverschiebungen am Bauteil
v_s	cm/min	Schweißgeschwindigkeit
bzw.		beziehungsweise
ca.		cirka
CNC		Computerized Numerical Control
d. h.		das heißt
DDC		Ductility-Dip-Cracks (Risse durch Verformbarkeitsabfall)
DIN		Deutsches Institut für Normung
DTR		Ductility-dip temperature range (Rissbereich durch Verformbarkeitsabfall)
DNC		Direct Numerical Control
DVS		Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e. V.
EN		Europäische Normen
ER		Erstarrungsrisse
FEM		Finite-Element-Methode
FMI-Prozess		Fluxocord-Mikro-Injection-Prozess
GL		Germanischer Lloyd
HDR-Versuch		Heiß-Deformationsrate-Versuch
MAG-Schweißen		Metall-Aktivgasschweißen
MIG-Schweißen		Metall-Inertgasschweißen

max	maximal
MVT-Versuch	Modifizierter Vareststraint- und Transvareststraintversuch
PVR-Versuch	Programmierter Verformungs-Riss-Versuch
TIS (BTR)	Temperaturintervall der Sprödigkeit (Brittleness temperature range)
UP-Schweißen	Unterpulverschweißen
WAR	Wiederaufschmelzrisse
WIG-Schweißens	Wolfram-Inertgasschweißen
z. B.	zum Beispiel

1. Einleitung, Ausgangssituation, Theorie und Zielstellung der Arbeit

1.1 Einleitung

Risse bilden ein grundsätzliches Problem der Schweißbarkeit verschiedener Legierungen. Besonders oft tritt dieses Problem auf, wenn neue Legierungen, neue hochproduktive Schweißverfahren, neue Zusatzwerkstoffe und neue Konstruktionen in der Fertigung zum Einsatz kommen.

In der Geschichte der Schweißtechnik sind Risse häufig die Ursache für große Schadensfälle gewesen und haben ständig die Entwicklung von Technologien und Prüfverfahren mit dem Ziel der Rissvermeidung beim Schweißen vorangetrieben. So barsten z. B. in den USA zwischen 1940 und 1946 mehrere geschweißte Schiffe im Dock oder bei der Probefahrt selbst bei niedriger Geschwindigkeit und bei geringsten Wellenhöhen (**Bild 1**). Die maximale berechnete Spannung im Schiffkörper hat dabei 100 N/mm^2 nicht überschritten. Der Bruch hatte dabei spröden Charakter, so dass durch Werkstoff- und Schweißtechnologieentwicklungen das Spröbruchrisiko im Schiffbau nahezu voll beseitigt werden konnte. Untersuchungen solcher Schadensfälle haben die Anwesenheit von kleinen Rissen in den Schweißnähten bestätigt, die bereits während der Fertigung entstanden waren. Die nicht bis zur Oberfläche kommenden Risse konnten damals durch die visuelle Prüfung der Schweißnähte nicht festgestellt werden. Die Möglichkeit zur zerstörungsfreien Prüfung von Schweißnähten fehlte zu dieser Zeit gänzlich.

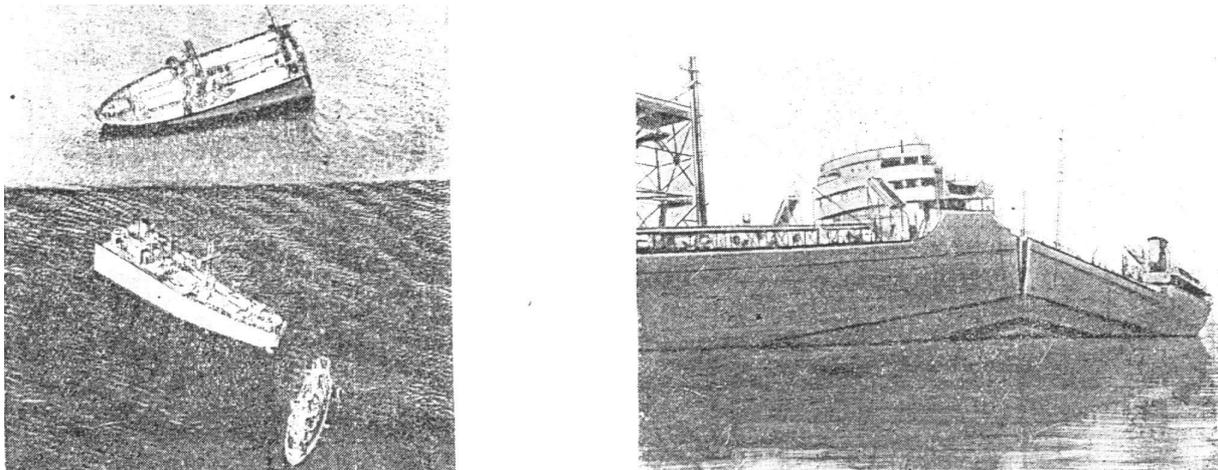


Bild 1. Spröbruchversagen von Schiffen

Die verschiedenen Arten von Rissbildungen während des Schweißens können die Tragfähigkeit und/oder Lebensdauer deutlich beeinträchtigen, wenn Betriebsbeanspruchungen wirksam werden. Deswegen lassen schweißtechnische Abnahmevorschriften, wie z. B.

DIN 26520, DIN 25817 oder der Germanischer Lloyd, im Schiffbau grundsätzlich keine Makrorisse in den Schweißnähten zu. Bis heute jedoch stellen Heißrisse in der Schiffskörpervorfertigung ein Problem dar, das nicht sicher beherrscht wird. Es ist deshalb Stand der Technik, dass der nach der zerstörungsfreien Schweißnahtprüfung ermittelte fehlerbehaftete Bereich durch eine Reparaturschweißung ausgebessert wird oder als Abfall in den Zuschnitt einkalkuliert werden muss.

Aufwand und Kosten zur Beseitigung der Heißrisse beim Schweißen sehr großer Blechpläne mindern die Wettbewerbsfähigkeit innovativer Schweißtechnologien. Es ist deshalb eine wirtschaftlich notwendige und eine wissenschaftlich anspruchsvolle Aufgabe, die Heißrissursachen zu untersuchen und Wege zur Vermeidung der Risse am Nahtende zu finden.

1.2 Analyse des Fertigungsablaufes zur Herstellung der Blechpläne in der schiffbaulichen Vorfertigung

In der Paneelfertigung werden Blechpläne (**Bild 2**) aus einzelnen Blechtafeln geschweißt. Pro Jahr werden auf einer Werft bis ca. 1000 Blechpläne gefertigt. Deswegen ist dieser Prozess sehr gut mechanisiert und automatisiert worden. Aus Blechplänen, Profilen und Blechtafeln werden dann Volumensektionen und Blocksektionen hergestellt.

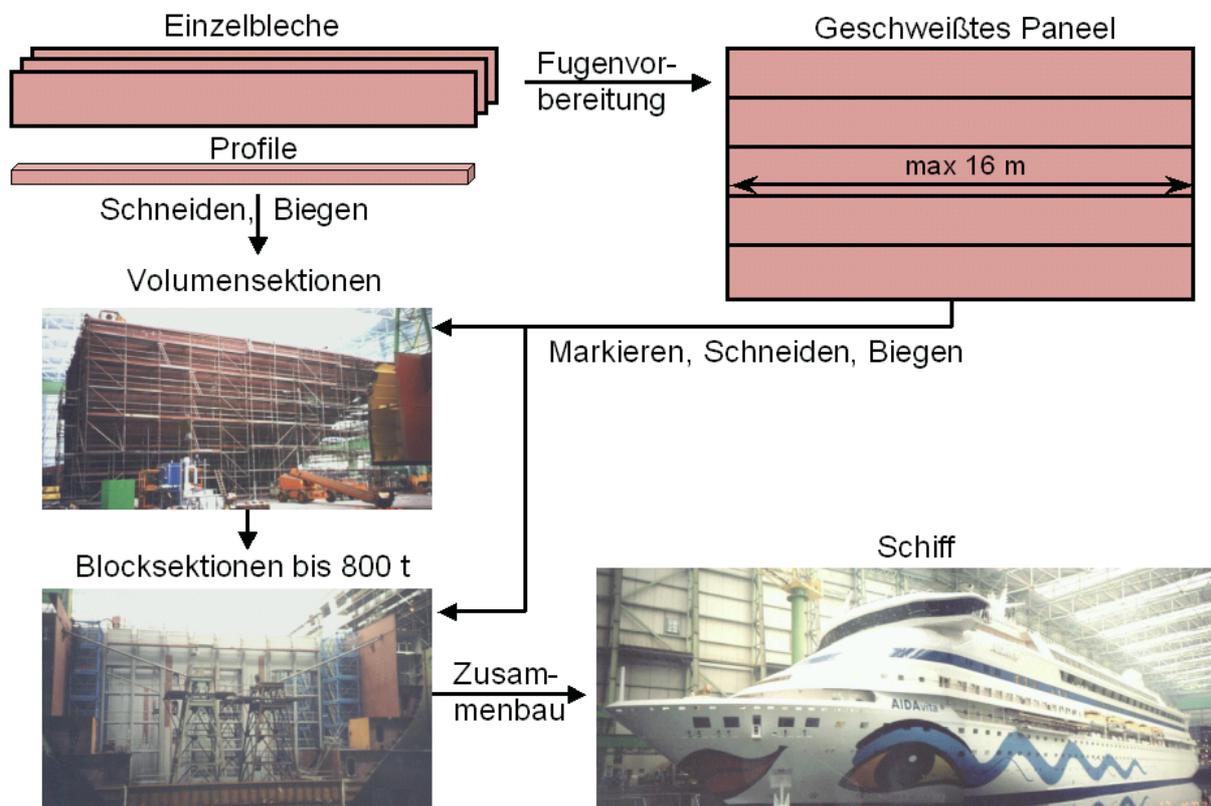


Bild 2. Schema der Fertigung eines Schiffes

Aus den Blocksektionen wird dann das Schiff zusammengebaut.

Nach älteren Schiffbau-Technologien werden die Blechpläne beidseitig geschweißt. Dazu wird zunächst eine Schweißlage hergestellt, die über 50% der Blechdicke erfassen muss (**Bild 3**). Dann wird der Blechplan gewendet (**Bild 4**) und von der Gegenseite geschweißt (**Bild 5**).

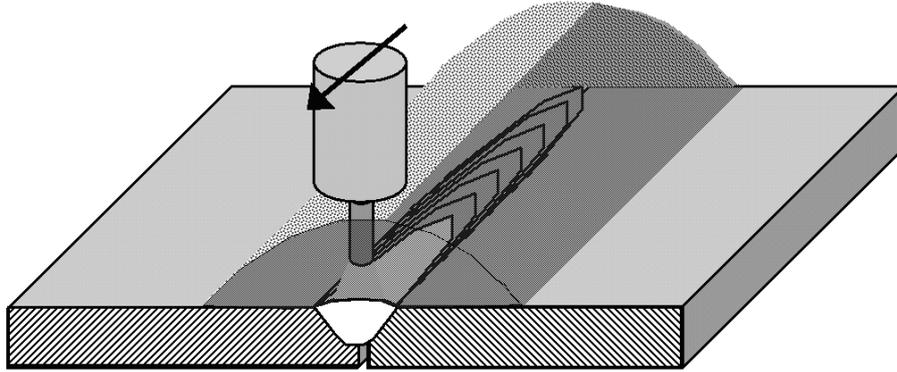


Bild 3. UP-Schweißen des Blechplans von einer Seite

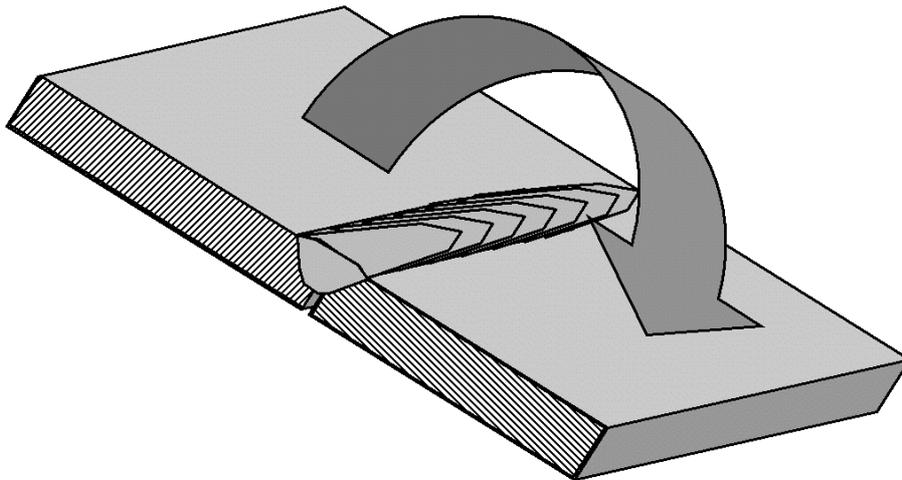


Bild 4. Wenden des von einer Seite geschweißten Blechplans

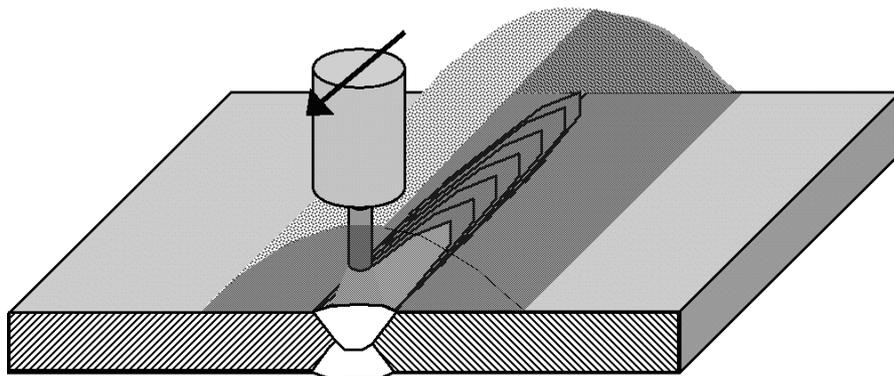


Bild 5. UP-Schweißen des Blechplans von der Gegenseite

Bei dieser älteren Schweißtechnologie sind Schweißbadsicherungen nicht unbedingt erforderlich, sicherheitshalber erfolgt das Schweißen der ersten Raupe auf einer Pulver-Badsicherung.

Wesentlicher Nachteil dieser Technologie ist der große Zeitaufwand und Raumbedarf für das Wenden der Blechpläne. Außerdem bedeutet das Wenden für das Paneel eine zusätzliche hohe Belastung und erfordert Wende- und Transportausrüstungen. Je größer die Abmessungen der Paneele, um so komplizierter wird der Wendevorgang, insbesondere wenn die geplanten Paneelabmessungen 12 x 18 m bzw. 16 x 22 m betragen.

Zur Vermeidung der aufwendigen Wendevorgänge und zur Erhöhung der Produktivität des Schweißens der Blechpläne wurde das einseitige UP-Tandemschweißen entwickelt (**Bild 6**), das zur Herstellung sehr langer Stumpfnähte an Paneelen (Nahtlängen bis 16 m) im Blechdickenbereich von 5 - 25 mm in zunehmendem Maße angewendet wird [1, 2, 3, 4].

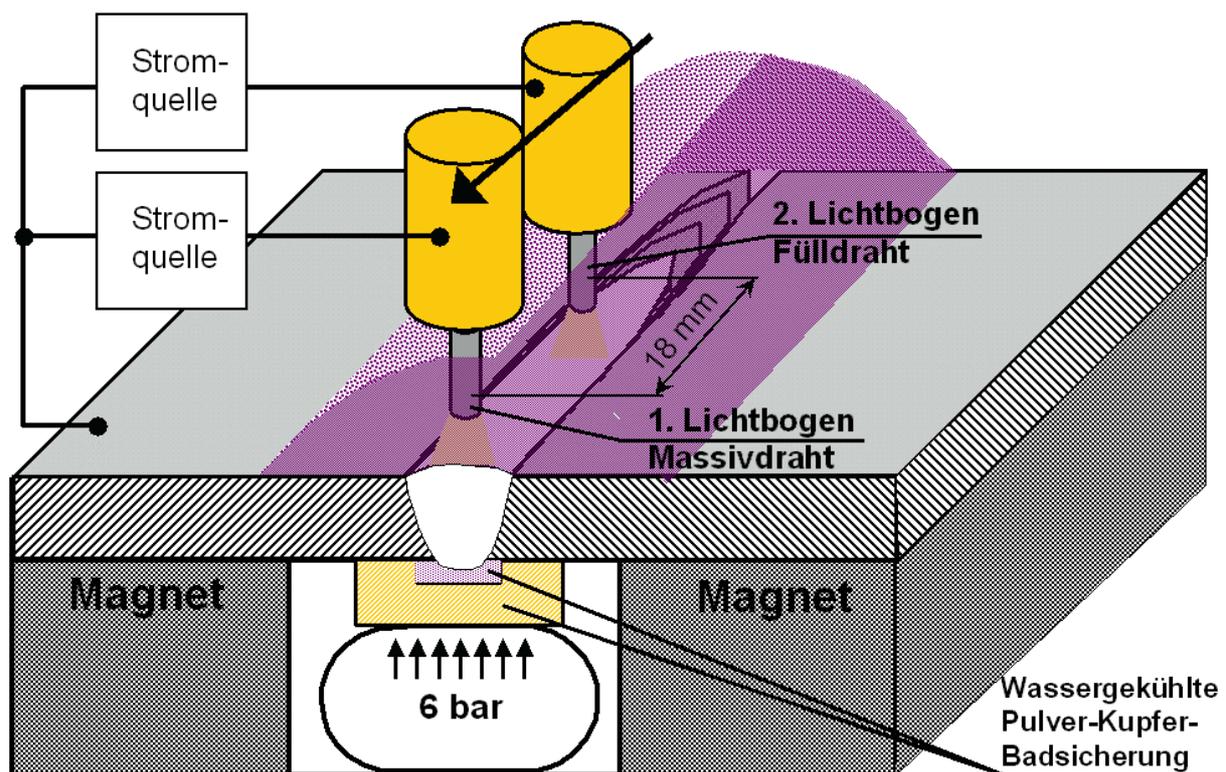


Bild 6. Einseitiges UP-Tandemschweißen eines Blechplans

Beim UP-Tandem- oder UP-Mehrdrahtschweißen brennen zwei oder mehr als zwei hintereinander liegende Schweißlichtbögen in einem Schmelzbad. Zum Erreichen einer guten Wurzelqualität wird hier meistens eine Pulver-Kupfer-Badsicherung eingesetzt. Diese Badsicherung wird über einen Schlauch, in den Luft mit einem Druck von ca. 6 bar gepumpt

wird, an die untere Seite des Stoßes gedrückt. Für die Schweißbadsicherung wird ein speziell entwickeltes Pulver angewendet, das sich von dem Pulver zum Schutz des Schmelzbades unterscheidet.

Beim einlagigen UP-Tandem- oder UP-Mehrdrahtschweißen fehlt der Vergütungseffekt, der beim Mehrlagenschweißen mit einem Draht ausgenutzt wird. Zur Vermeidung des extremen Kornwachstums im Schweißgut muss beim UP-Tandem- oder UP-Mehrdrahtschweißen der Schweißmetallurgie besondere Beachtung geschenkt werden [5]. Hochwertige Nähte sind mit dem sogenannten FMI-Prozess (Fluxocord-Mikro-Injection) herstellbar [1, 3, 6, 7], bei dem kornfeinende Legierungselemente in geringeren Mengen zugeführt werden. Bei UP-Tandem- oder UP-Mehrdrahttechnologien wird ein Ti-B-überlegierter (Impf-)Fülldraht als hintere Schweißelektrode zugeführt, während die vorderen Schweißelektroden aus Massivdraht bestehen. Der FMI-Prozess ermöglicht deutliche Kosteneinsparungen sowie Verbesserungen des Zähigkeitsverhaltens der geschweißten Nähte. Diese Technik findet derzeit im Schiffbau zunehmenden Einsatz. Im Rahmen der Zwei- bzw. Drei-Draht-Technologie (FMI-Prozess) kommen sowohl Massivdrähte als auch Fülldrähte sowie vor allem optimierte Kombinationen Massiv-/Fülldraht/Pulver zum Einsatz, die eine Erhöhung der Abschmelzleistung und der Schweißgeschwindigkeit sowie eine günstige metallurgische Beeinflussung der Schweißnahtqualität gewährleisten.

Die Arbeitsstufen bei der Fertigung von Paneelen sind:

1. Fertigungsplanung,
2. Materialbestellung,
3. Lagerung,
4. Fugenvorbereitung,
5. Schweißen, Sichtprüfung,
6. Markieren und Schneiden,
7. Qualitätskontrolle mittels Ultraschall- und Röntgenprüfung,
8. Reparaturschweißen (falls erforderlich).

Die geometrische Gestaltung und die Abmessungen der Blechpläne bestimmen den Zusammenbau unter Berücksichtigung von Blechen aus der standardisierten Maßreihe in der Arbeitsstufe 1 „Fertigungsplanung“, um den Materialabfall zu minimieren sowie das Zuschneiden der Bleche vor dem Schweißen auszuschließen. Die Materialbereitstellung für die zu fertigenden Paneele erfolgt in der Arbeitsstufe 2 „Materialbestellung“. Etwa 90% der im Schiffbau einseitengeschweißten Stähle sind normalfeste Schiffbaustähle (vorwiegend GL-A) und 10% höherfeste Stähle (vorwiegend GL-A32 und in geringem Umfang GL-E36)

nach Germanischem Lloyd (GL). Die mechanischen und technologischen Eigenschaften, Zusammensetzung, Lieferzustand und Desoxydationsverfahren für Schiffbaustähle sind in der Anlage beigefügt (Tabellen 1A-6A). Der innerbetriebliche Materialdurchlauf der im geprimerten Oberflächenzustand angelieferten Bleche (maximale Abmessungen 16 m Länge und 3,2 m Breite) passiert das Plattenfreilager (Arbeitsstufe 3) innerhalb von 1 bis 4 Wochen (**Bild 7**). Das Plattenlager ist vollautomatisiert. Es wird rechnergestützt gesteuert und überwacht.



Bild 7. Plattenlager

Die Bleche gelangen über einen Rollengang in die Zuschnitthalle zur Fugenvorbereitung für das Schweißen der Stumpfnähte (Arbeitsstufe 4). Beim UP-Einseitenschweißen ist der Nahtvorbereitung besondere Aufmerksamkeit zu widmen, da in Abhängigkeit des Schweißverfahrens über die gesamte zu schweißende Nahtlänge eine Toleranz des Stegabstandes $\pm 0,5$ bis $\pm 1,0$ mm einzuhalten ist. Dafür kommen CNC- bzw. DNC-gesteuerte Blechkantenfräsmaschinen zum Einsatz (**Bild 8**).

Es können 2 Schweißkanten gleichzeitig mit einer Geschwindigkeit bis zu 4 m/min gefräst werden, wobei beliebige Fugenformen vorbereitet werden können. Das Fräsen ist teurer als das Brenn- oder Plasmaschneiden, garantiert jedoch eine sehr hohe Genauigkeit ($\pm 0,1$ mm bei 16 m Länge). Außerdem vermeidet es überhitzte Blechkanten, wie sie bei thermischen Schneidverfahren unvermeidlich sind.



Bild 8. CNC- bzw. DNC-gesteuerte Blechkantenfräsmaschine

Die Bleche mit exakter Nahtvorbereitung werden automatisch an das Zwischenlager vor der Einseitenschweißstation für das Schweißen der Blechpläne (Arbeitsstufe 5) transportiert. Moderne Werften verfügen über eine oder mehrere stationäre Einseitenschweißstationen, die aus einem Vollportal mit der Schweißgerätetechnik (**Bild 9**), einem Spannsystem (hydraulisches Spannsystem, Magnete, Vakuumbank) für die zu schweißenden Bleche, der Bodenausrüstung mit den Justier- und Plattenmanipulationssystemen und der wassergekühlten Schweißbadsicherung (**Bild 10**) bestehen [4, 8].



Bild 9. UP-Tandem-Anlage



Bild 10. Bodenausrüstung, Magnetspannelemente, Schweißbadsicherung

Die nachfolgend aufgeführten Arbeitsschritte der Arbeitsstufe 5 umfassen das Schweißen des Panels an der UP-Tandem-Schweißanlage und die Sichtprüfung der Nähte:

1. Absaugung des alten Badsicherungspulvers und Auftragung des neuen Badsicherungspulvers auf die Badsicherung, Reinigung der Magnete (**Bild 10**),
2. Transport der Bleche aus dem Zwischenlager neben der Paneellinie auf die Schweißstation (**Bild 11**),
3. Justierung der Bleche und Einstellung des vorgegebenen Stegabstandes (**Bild 12** und **Bild 13**),
4. Setzung der Heftstellen und Anschweißung der Ein- und Auslaufbleche (**Bild 14**),
5. Einstellung der Schweißparameter für die zu schweißende Blechdicke,
6. Schweißen der Längsnaht unter Kontrolle und Registrierung der Schweißparameter (**Bild 14**),
7. visuelle Kontrolle der Schweißnaht von oben,
8. Kontrolle der Wurzelausbildung von der Grube aus (**Bild 15**).



Bild 11. Transport der Bleche aus dem Zwischenlager neben der Paneellinie an die Schweißstation



Bild 12. Justierung des ersten Bleches auf die Mitte der Badsicherung

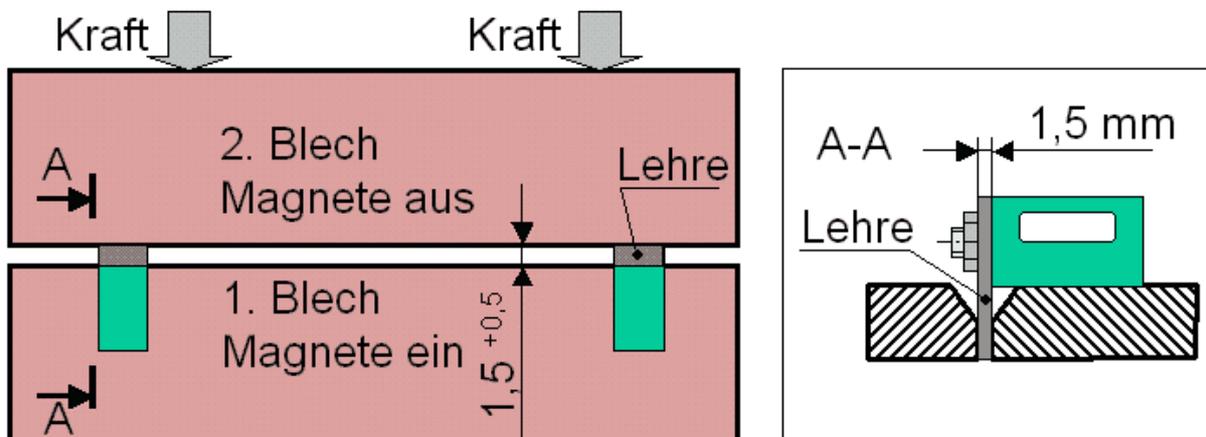


Bild 13. Beispiel für die Einrichtung des Stegabstandes (1,5 mm bei Blechdicke 16 mm) mit Hilfe von Lehren über die gesamte Schweißnahtlänge (Toleranz +0,5 mm)

Im allgemeinen werden Auslaufbleche mit den Abmessungen 300 x 300 x Dicke (mm) verwendet, die einteilig oder zweiteilig sind. Zweiteilige Auslaufbleche werden häufiger eingesetzt, da die Bleche in der Regel wegen der Längentoleranzen und der Blechplanformen unterschiedlich lang sind. Das manuelle oder teilautomatische Heften (**Bild 14**) mittels MAG-Schweißen dient der Einhaltung des vorgegebenen Stegabstandes. Der Abstand zwischen den Heftstellen beträgt 500 bis 800 mm. Beim nachfolgenden UP-Einseitenschweißprozess werden die Heftstellen vollständig aufgeschmolzen.

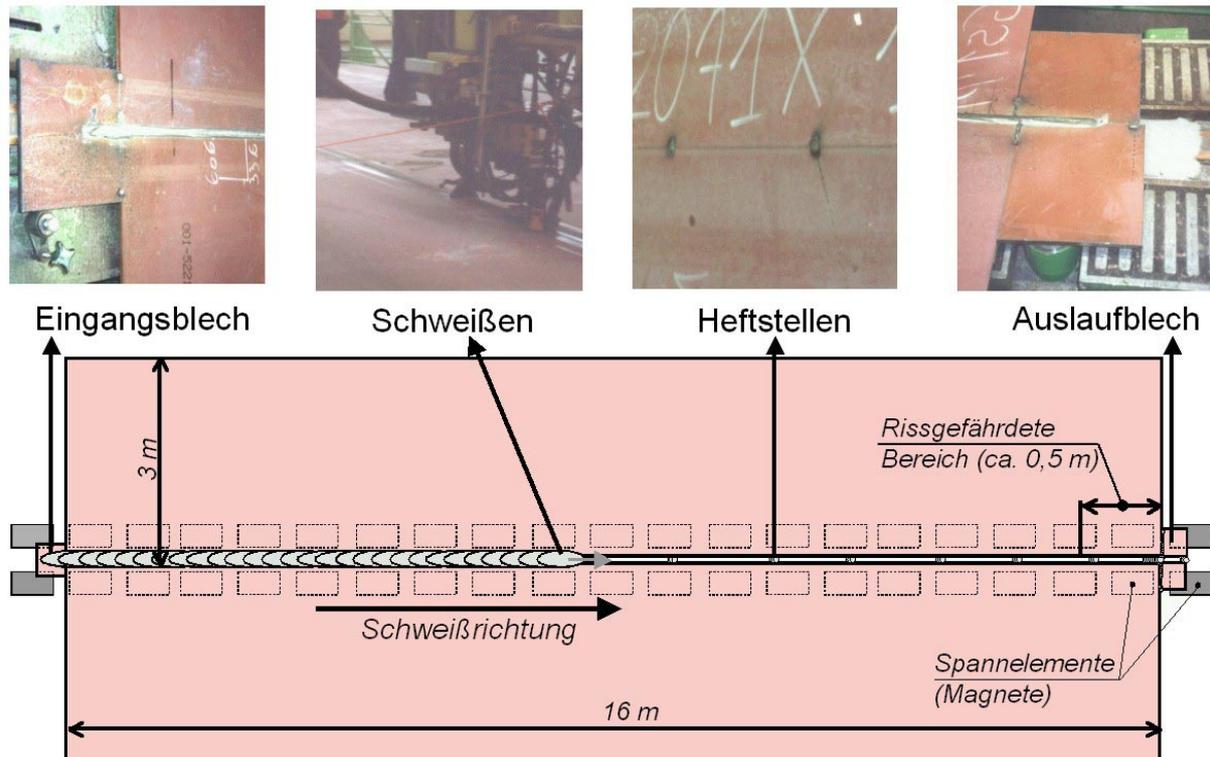


Bild 14. Arbeitsschritt: Schweißen der Längsnaht

Der fertig geschweißte Blechplan wird mit einer CNC-gesteuerten Konturenbrennschneidmaschine (**Bild 16**, links) in der Arbeitsstufe 6 besäumt und auf die erforderliche Form zugeschnitten. Die Einlauf- und Auslaufbleche gehen in den Abfall (**Bild 16**, rechts).

Die Qualitätskontrolle mittels Ultraschall- und Röntgenprüfung erfolgt in Arbeitsstufe 7 und zieht bei Bedarf das Reparaturschweißen in Arbeitsstufe 8 nach sich. Wegen der systematisch an Blechenden sehr langer Schweißnähte auftretenden Risse, ist der Reparaturaufwand in dieser Arbeitsstufe sehr hoch. Außerdem fallen die rissbehafteten Nahtenden in der Regel nicht in den ohnehin schon umfangreichen Besäumungsabfall.



Bild 15. Grube für visuelle Kontrolle der Wurzel

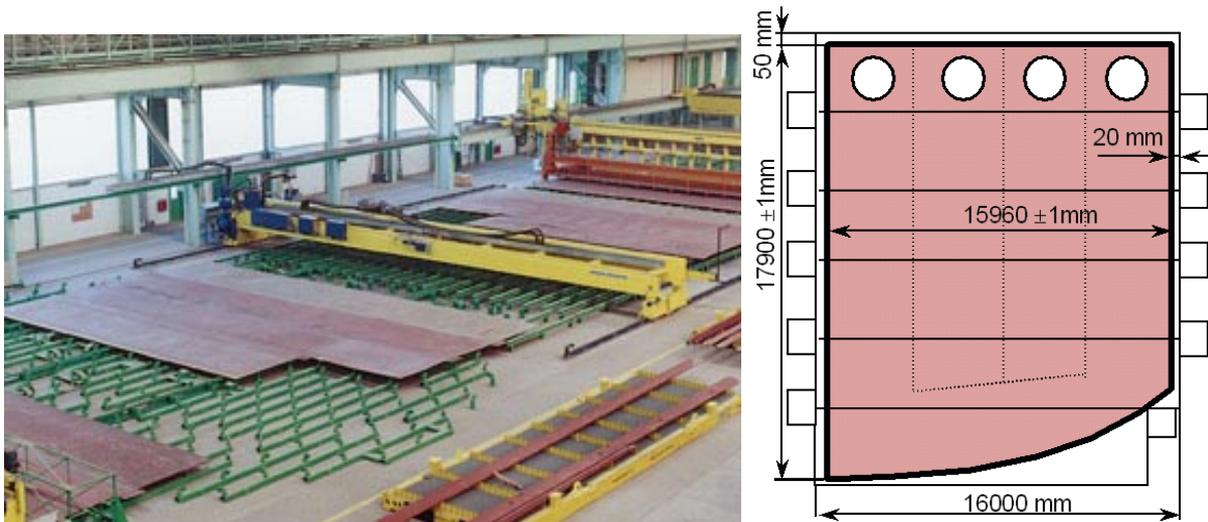


Bild 16. Konturenbrennschneidmaschine

1.3 Heißrissproblematik beim einseitigen UP-Tandemschweißen

Das Rissproblem beim einseitigen UP-Tandemschweißen leitet sich aus dem Widerspruch zwischen möglicher Effektivitätssteigerung und einer daraus resultierenden Qualitätseinschränkung durch Heißrissbildung (**Bild 14**) am Ende sehr langer Schweißnähte ab. Wegen der unerwünschten Rissbildung werden die Nahtabschnitte am Nahtende mittels Ultraschall oder Röntgen überprüft. Der fehlerhafte Nahtbereich wird derzeit auf den

Schiffbauwerften nachgebessert oder beim Besäumen der Blechpläne einkalkuliert. Dies bedeutet, dass von der einen Seite des Blechplans (**Bild 16**) anstelle der minimal erforderlichen 20 mm bis zu 300 mm als Abfall abgeschnitten werden. Beides sind wirtschaftlich unbefriedigende Lösungen, die letztlich zu Mehrkosten führen [9]. Wegen des Rissproblems bevorzugen andere Werften das einseitige und mehrlagige bzw. das beidseitige Schweißen der Paneele oder akzeptieren den aufkommenden Materialabfall [9].

Bei Anwendung des FMI-Prozess (Flux-Mikro-Injektion) [1, 10] ist die Heißrissbildung auf den Einbrandbereich des mit höherem Wärmeeintrag im gemeinsamen Schmelzbad geführten ersten Lichtbogens lokal begrenzt (**Bild 17**).

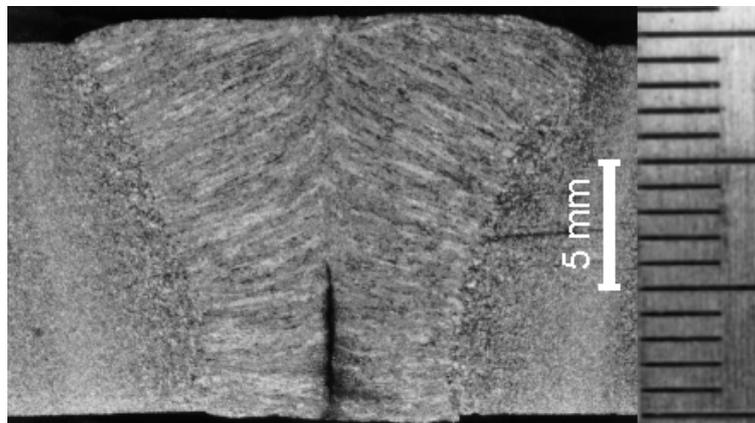


Bild 17. Erstarrungsriss am Schweißnahtende

Die Rissproblematik betrifft mit unterschiedlichem Ausmaß eine Vielzahl von Einseitenschweißungen mit Ein- und Mehrdraht-Prozessen für das Stumpfschweißen von Blechplänen mit sehr großen Längen-Breiten-Verhältnissen. Bei Nahtlängen über 6 m entstehen in den letzten 500 mm der Schweißnaht sehr häufig Heißrisse. Die Heißrisslänge kann dabei zwischen 25 und 300 mm betragen. Heißrisse entstehen bei der Einseitenschweißung in der Regel als aufeinanderfolgende einzeln begrenzte Längsrisse in der Nahtmittenrippe am Ende langer Bleche. Das Problem ist nicht neu. Eine Vielzahl von Veröffentlichungen [11, 12, 13, 14] belegen das dringende Interesse an der Lösung dieses Problems, wobei durch die Entwicklung von Heißrisstheorien und Anwendung von effektiven Heißrissprüfverfahren zwar die Ursachen und der Mechanismus der Heißrissbildung weitgehend geklärt werden konnten, eine grundsätzliche und umfassende befriedigende Vermeidung der Heißrisse in Bauteilen bisher jedoch nicht erreicht werden konnte.

Damit bleibt die Heißrissproblematik beim Schweißen großer Blechpläne im weltweiten Schiffbau bis zum heutigen Tagen aktuell.

1.4 Definition der Heißrisse

Definiert werden Heißrisse als Materialtrennungen entlang der Korngrenzen, die während des Schweißens mit beginnender Abkühlung im Übergang von der flüssigen in die feste Phase entstehen, und fast immer mit niedrighschmelzenden Substanzen (Eutektika) auf den Korngrenzen in Verbindung gebracht werden [15].

Der Bereich der Primärkristallisation zwischen kurz unterhalb der Liquidus- und der Solidustemperatur wird als kritisches Temperaturintervall für die Heißrisbildung angesehen [32]. Da beim Schmelzschweißen ein Durchlaufen dieses kritischen Temperaturintervalls unvermeidbar ist, haben alle Legierungen eine höhere oder geringere Heißrisneigung beim Schmelzschweißen. Die Heißrisse beim Schweißen können sowohl im Schweißgut selbst als auch in der WEZ liegen. Typisch für die Heißrisse ist der überwiegend interdendritische bzw. interkristalline Rissverlauf mit Restschmelzefilmen auf der Rissoberfläche. Damit unterscheiden sie sich deutlich von Rissen, die bei Temperaturen unterhalb der effektiven Solidustemperatur im festen Zustand (kritisches Temperaturintervall für Risse durch Verformbarkeitsabfalls) entstehen und andere charakteristische interkristalline und transkristalline Rissverläufe zeigen, wie beispielweise die Kaltrisse [16, 17].

1.5 Klassifikation der Heißrisse

Nach einem Vorschlag [16, 18, 19] werden die Heißrisse nach ihrer Lage eingeteilt in:

- Längsrisse,
- Querrisse,
- Endkraterrisse,
- Wurzel- oder Kerbrisse.

Längsrisse sind besonders häufig [19]. Heißrisse am Ende langer Schweißnähte sind gerade Längsrisse im Wurzelbereich. Ebenso häufig treten Endkraterrisse auf, die vor allem bei heißrissempfindlichen Werkstoffen sehr schwer vermeidbar sind.

Das DVS-Merkblatt [15] unterscheidet Heißrisse nach der Lage in der Schweißverbindung: Erstarrungsrisse im Schweißgut (ER), Wiederaufschmelzrisse im wärmebeeinflussten Grundwerkstoff oder Schweißgut vorangeschweißter Schweißraupen (WAR) und Ductility-Dip-Cracks als Risse durch Verformbarkeitsabfall (DDC).

Anstelle der Bezeichnung der Heißrisse nach Form und Lage schlagen Hemsworth, Bonizewski und Eaton eine Klassifizierung nach dem Bildungsmechanismus vor [20, 21]. Der

wesentlichste Unterschied beider Typen besteht hier in der Temperatur zum Zeitpunkt der Rissbildung.

Typ 1 – Rissbildung durch Seigerungen [16, 17, 18, 21, 22, 23]

Durch die Mikroseigerungen entstehen niedrigschmelzende Phasen, die auf den Korngrenzen liegen oder zwischen den Dendriten eingeschlossen sind. Unter der Einwirkung von Verformungen bei der Abkühlung reißen die flüssigen Phasen auf. Heißrisse des Typs 1 entstehen im Bereich des Schmelzintervalls oder knapp unterhalb der Solidustemperatur.

Typ 2 – Rissbildung durch Verformbarkeitsabfall [18, 21, 22, 23]

Im Temperaturbereich um die Rekristallisationstemperatur nimmt die Verformbarkeit des Werkstoffes ab (**Bild 18**). Als Ursache des Verformbarkeitsabfalls werden feste Ausscheidungen auf den Korngrenzen angesehen. Bildet sich in diesem Temperaturbereich unter der Wirkung von Verformungen beim Abkühlen ein Riss, so ist dessen Rissoberfläche durch den Rissbildungsmechanismus geprägt und damit deutlich von Heißrissen des Typs 1 zu unterscheiden.

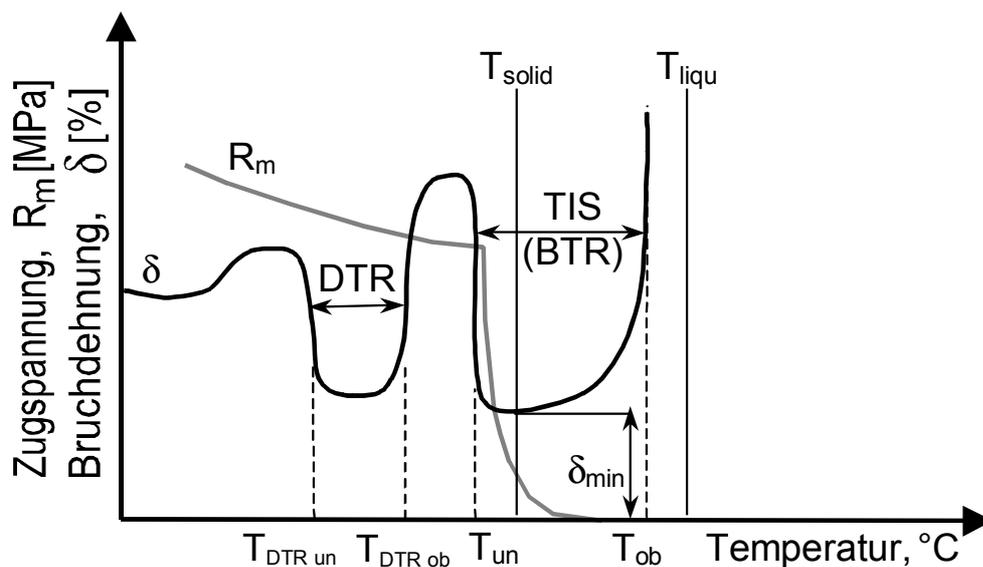


Bild 18. Zugspannung und Bruchdehnung bei höheren Temperaturen in TIS und DTR [24]

Wie im **Bild 18** zu erkennen ist, verursachen sowohl die flüssigen Phasen (beim Risstyp 1) als auch die festen Ausscheidungsphasen (beim Risstyp 2) einen ausgeprägten temperaturabhängigen Abfall im Verformungsvermögen des jeweiligen Werkstoffes. Dieses verringerte Verformungsvermögen ist die Ursache für die Heißrissbildung. Der Temperaturbereich in der Nähe der Solidustemperatur mit einem verminderten Verformungsvermögen durch flüssige Phasen wird als TIS (Temperaturintervall der

Sprödigkeit) bzw. BTR (Brittleness temperature range) bezeichnet. Der zweite, tiefer liegende Temperaturbereich geringen Verformungsvermögens wird als DTR (ductility-dip temperature range) bzw. Rissbereich durch Verformbarkeitsabfall identifiziert. Die Existenz und die Breite der genannten Temperaturbereiche (TIS, DTR) sowie deren Lage sind werkstoffspezifisch [20, 21, 33].

Erstarrungsrisse, wie sie deshalb auch genannt werden, stehen mit der Kristallisation des Schweißgutes in engem Zusammenhang.

Schiffbaustähle sind seitens ihrer werkstoffbedingten kritischen Temperaturbereiche sehr wenig heißrissegefährdet. Jedoch werden beim Schweißen un- und niedriglegierter Baustähle sowie höherfester Feinkornstähle Erstarrungsrisse immer dann beobachtet, wenn es durch die Dynamik des Schweißprozesses in den Schweißteilen zu großen Schrumpfungen und Verformungen kommt [25]. Wesentlichen Einfluss auf die Erstarrungsrisseigung hat dabei das Element Schwefel [26, 27, 28, 29, 30].

1.6 Theorie zur Heißrissebildung

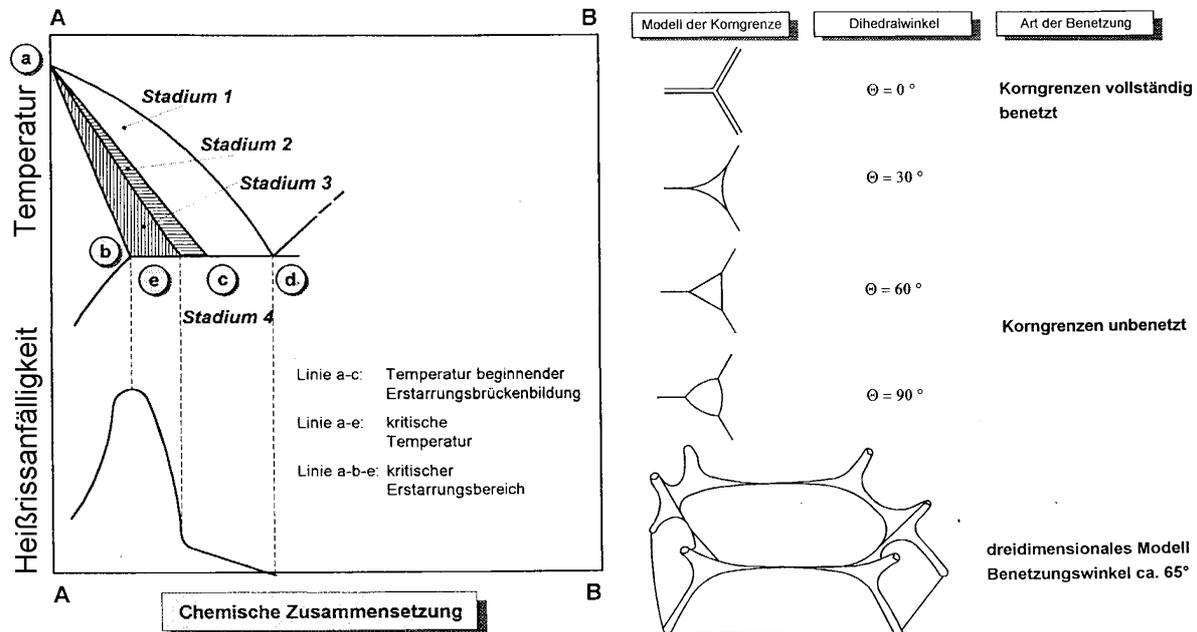
Von den verschiedenen weit verbreiteten Heißrisstheorien eignen sich die von Borland [31], Prokhorov [32, 33] und Matsuda [34, 35] am besten zur Erklärung der Heißrissebildung.

Nach der Heißrisstheorie von Borland gibt es 4 Stadien der Kristallisation, in denen die Heißrissebildung stattfindet, **Bild 19**.

Nach Borland spielen bei der Erstarrung die Mengenverhältnisse zwischen fester und flüssiger Phase eine entscheidende Rolle. Im Stadium 1 ist noch genügend Schmelze vorhanden, Heißrisse können nicht entstehen, da die wenigen gebildeten Kristalle von Schmelze umschlossen sind. Im Stadium 2 beginnen die Kristalle zusammenzuwachsen. Heißrissebildung wird hier möglich, ist jedoch unwahrscheinlich, weil noch genügend Schmelze vorhanden ist, um entstehende Trennungen wieder auszufüllen. Im Stadium 3, dem kritischen Erstarrungsgebiet, können, da nicht mehr genügend Schmelze vorhanden ist, rissartige Trennungen nicht mehr ausgeheilt werden. Im Stadium 4 ist alles erstarrt, der Werkstoff verhält sich duktil. Es tritt keine Heißrissebildung mehr auf.

Eine sehr wichtige Rolle spielt im Stadium 3 auch die Verteilung der flüssigen Phase auf den Korngrenzen, **Bild 20**. Eine filmartige Anordnung ist besonders negativ. Wenn die flüssige Phase die Fähigkeit zu koagulieren hat (das ist der Fall, wenn sie sich kugelförmig in der Ecke

zwischen beispielsweise drei Körnern anordnet), ist die Heißrisssgefahr geringer. Die Bildung von Erstarrungs- und Wiederaufschmelzrisen erfolgt durch Trennung in den flüssigen Filmen, was durch Rissflächenbetrachtungen im Rasterelektronenmikroskop nachweisbar ist.



Mit zunehmender Breite des Erstarrungsintervalls nimmt die Heißrisneigung zu. Niedrigschmelzende Phasen vergrößern den kritischen Bereich erheblich, was zu einer Erhöhung der Heißrissempfindlichkeit führt. Die Heißrissempfindlichkeit wird aber nicht nur allein durch die Anwesenheit einer flüssigen Phase bestimmt, sondern auch von deren Verteilung auf der Korngrenzenoberfläche. Die Verteilung der flüssigen Phase auf der Korngrenze lässt sich durch den Benetzungswinkel darstellen, der auch Dihedralwinkel Θ genannt wird. Dieser Winkel wird aus den die flüssige Phase einschließenden Korngrenzen gebildet, **Bild 20**. Der Dihedralwinkel Θ ist somit ein Maß für die Benetzbarkeit der Kornoberfläche durch die flüssige Phase [36]. Ist der Dihedralwinkel Θ größer als 90° , so liegt die flüssige Phase entlang der Kornkanten. Nähert sich Θ dem Wert Null, verbreitet sich die flüssige Phase filmartig über die gesamte Kornoberfläche (**Bild 20**). Die Heißrissempfindlichkeit wird in der Weise beeinflusst, dass eine globulare Anordnung der flüssigen Phase ($\Theta > 90^\circ$) eine geringere Heißrisneigung verursacht. Ein flüssiger Film ($\Theta \approx 90^\circ$) hat eine hohe Heißrissempfindlichkeit zur Folge.

Während Borland's Heißrisstheorie vorwiegend metallurgische Einflussfaktoren während der Kristallisation berücksichtigt, stellt Prokhorov's Theorie einen Zusammenhang zwischen den

physikalischen Größen und den metallurgischen Einflussfaktoren während der Kristallisation her.

Prokhorov [32, 33] definiert entsprechend **Bild 21** ein werkstoffspezifisches Temperaturgebiet [Temperaturintervall der Sprödigkeit (TIS) bzw. Brittleness Temperature Range (BTR)], in dem Heißrisse auftreten können. Begrenzt ist das TIS durch die obere Temperatur, bei der bei Abkühlung die unbehinderte Zirkulation der flüssigen Phase um die Körner durch deren beginnendes Zusammenwachsen erstmals behindert wird und die untere Temperatur, die unterhalb der Solidustemperatur liegt, bei der alle Korngrenzenfilme gerade erstarrt sind.

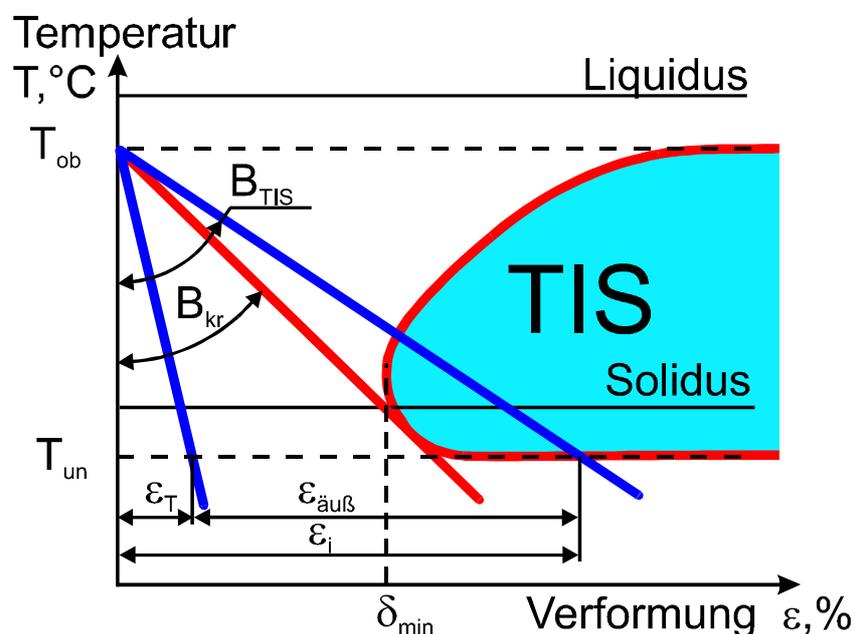


Bild 21. Temperaturintervall der Sprödigkeit (TIS) nach Prokhorov [32]

Damit Heißrisse während der Abkühlung im TIS entstehen können, müssen als deren charakteristische Merkmale eine Minimalverformung $\delta_{min}[\%]$ und eine kritische Verformungsrate bzw. die Ableitung der inneren Verformung $\varepsilon_i[\%]$ nach der Temperatur $B_{kr} [\%/^{\circ}C]$ erreicht oder überschritten werden.

1.7 Einflussfaktoren auf die Heißrisbildung beim UP-Tandemschweißen

Für die Sicherheit von Schweißkonstruktionen sind Qualitätsanforderungen zu erbringen, die im Sinne der Schweißbarkeit durch Berücksichtigung der besonderen werkstoff-, fertigungs- und bauteilbedingten Einflüsse während des Schweißens garantiert werden müssen. Die

während des UP-Tandemschweißens entscheidend auf die Heißrissbildung wirkenden Einflussfaktoren werden nachstehend systematisch untersucht (**Bild 22**).

Metallurgisch bedingte Einflussfaktoren sind von der chemischen Zusammensetzung des Grund- und Zusatzwerkstoffes bzw. von der Draht-Pulver-Kombination abhängig.

Um die Heißrissigkeit zu beherrschen, ist intensiv an den metallurgischen Faktoren gearbeitet worden, die die Breite des TIS und die Duktilität im TIS durch heißrissfördernde Legierungsbestandteile wie S, Si, C und O₂ beeinflussen [25, 37, 10]. Wesentlichen Einfluss auf die Erstarrungsrissneigung hat dabei Schwefel [25, 26, 27, 28, 29, 30], der in erhöhter Konzentration auf den Rissflächen nachgewiesen wird, obwohl der S-Gehalt im Schweißgut gering ist.

Das Vorhandensein eines TIS ist an die Bildung niedrigschmelzender Korngrenzeneutektika gebunden, die sich metallurgisch selbst bei Schiffbaustählen mit kontrollierten S-Gehalten im Grundwerkstoff und im Zusatzwerkstoff sowie beim Einsatz optimierter Draht-Pulver-Kombinationen nach [37] und [38] nicht vermeiden, sondern nur minimieren lassen. Die Verunreinigungen sammeln sich bei ungünstiger Kristallisation als niedrigschmelzende Phasen entlang der Schweißgutmitte und begünstigen beim Auftreten von Schrumpfungen die Bildung von Heiß- bzw. Erstarrungsrissen. Zu den heißrissfördernden chemischen Elementen zählen nach [10] P, S, Ni, Si, O₂ u.a..

Für Stähle im Apparatebau [39] wurde eine Wichtung der die Heißrissneigung fördernden Elemente, z. B. S/ P/ As/ Sn = 40 /20 /2 /1 vorgenommen. Für das UP-Schweißen wird beispielweise ein Heißrissanfälligkeitsfaktor [40] vorgeschlagen: $USC (\%) = 230xC + 190xS + 75xP + 45xNb - 12,3 xSi - 5,4xMn - 1$. Da auch dem Sauerstoff eine Schlüsselstellung bezüglich der Heißrissneigung [41] zugerechnet wird, findet er in der folgenden Abschätzung [42] Berücksichtigung: $42xC + 847xS + 265xP - 10xMo - 3042xO + 19 < 20$. [43] kommt zu dem Schluss, dass zwar Schwefel und Sauerstoff die Heißrissneigung beeinflussen, besondere Maßnahmen (Eingrenzung von Legierungsgehalten) für den Einsatz unlegierter Stähle im Apparatebau jedoch nicht gefordert werden müssen.

Ein wesentlicher Einflussfaktor auf die Heißrissempfindlichkeit ist die Draht-Pulver-Kombination, die sehr eng sowohl die metallurgischen als auch die technologischen Faktoren miteinander verknüpft. Da eine starke Abhängigkeit zwischen Basizitätsgrad und Heißrissneigung [10] besteht, werden die Einflüsse durch die Draht-Pulver-Kombination jedoch von den rein prozessbedingten Einflussfaktoren wie Drahtdurchmesser und Stromdichte leicht überbewertet.

Prozessbedingte Einflussfaktoren sind die Schweißparameter, der Typ und Durchmesser der Drahtelektroden, die Schweißfolge, die Vorwärmung sowie andere Bestandteile der Prozessführung [80]. Prozessbedingte Einflüsse charakterisieren hier die wärme- und lichtbogenphysikalischen Wirkungen, die beim Mehrdrahtschweißen das gemeinsame Schmelzbad erzeugen. Das bedeutet, dass das Schmelzbad über Form, Größe und Schweißgeschwindigkeit gemeinsam mit den metallurgischen Einflussfaktoren auf die Kristallisation einwirkt. Diese Größen bleiben während der Schweißung immer konstant. Das sich mit der Schweißgeschwindigkeit fortbewegende Temperaturfeld erzeugt ein Feld induzierter inhomogener Wärmedehnungen und nachfolgender Schrumpfungen, woraus beachtenswerte Verschiebungen und Bewegungen der Bleche resultieren.

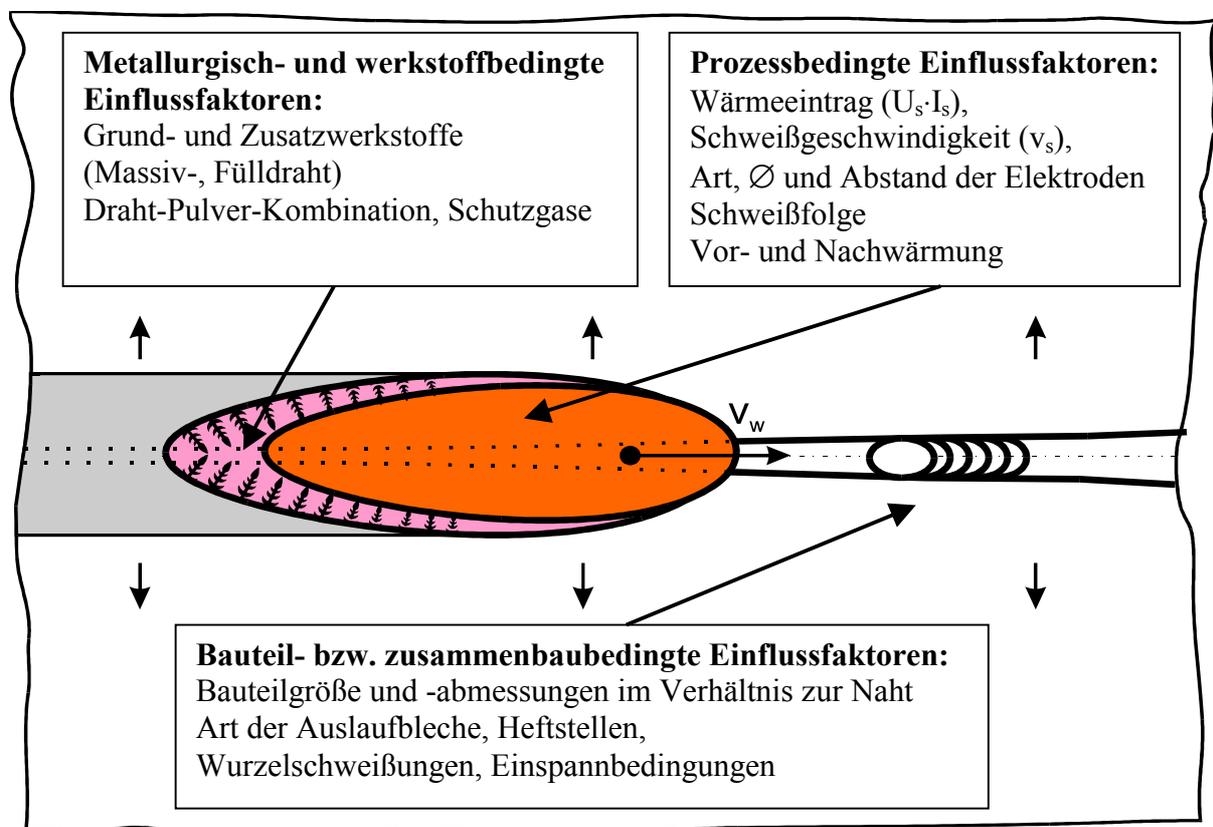


Bild 22. Einflussfaktoren auf die Heißrissbildung

Dadurch ist der Aufwand, den Schweißspalt konstant zu halten, sehr hoch. In der Aufheizphase verursacht der fortlaufende Schweißprozess infolge der lokalen Erwärmung durch das Temperaturfeld ebene örtliche Verschiebungen in den Blechen. Sie bewirken, dass sich die beiden Bleche trotz Heftstellen, Spannelementen und Auslaufblechen besonders an den Nahtenden gegeneinander verschieben. Der Betrag der örtlichen Verschiebungen spielt hinsichtlich der Schweißspalterhöhung eine große Rolle, hat aber hinsichtlich der Heißrissbildung weniger Bedeutung. Für die Heißrissbildung ist die zeitliche Veränderung der

örtlichen Verschiebungen entscheidend. Wenn Heißrisse nur am Nahtende langer Blechpläne auftreten, ist es erforderlich, neben den metallurgisch- und prozessbedingten Einflüssen, die bei der Verfahrensprüfung bereits nachgewiesen wurden, die **bauteil- bzw. zusammenbaubedingte Einflussfaktoren** besonders zu berücksichtigen.

Bauteil- und zusammenbaubedingte Faktoren sind Bauteilgröße und -abmessungen, Typ und Abmessungen der Ein- und Auslaufbleche, Abstand zwischen den Heftstellen und deren Abmessungen, Kräfte der Spannelemente sowie andere Einflüsse, die auf Verformungen, Spannungen und Bewegungen in den Bauteilen infolge des Schweißprozesses wirken. Damit stehen auch die prozess- und bauteilbedingten Einflussfaktoren in engem Zusammenhang.

Der Einfluss der bauteilbedingten Faktoren auf die Heißrissneigung am Blechende wird in [74] beschrieben. Die Verformungsgeschwindigkeit am Nahtende wurde hier für einfache Schweißbedingungen durch die Gleichungen nach Rykalin [44] und durch die Elastizitätstheorie abgeschätzt. Da die metallurgischen und prozessbedingten Faktoren während des Schweißprozesses fast immer konstant bleiben, kommt den bauteilbedingten Faktoren als Ursache der Heißrissbildung am Nahtende eine Schlüsselstellung zu, die bisher nicht allgemeingültig geklärt ist.

Es gibt zwar in ausreichendem Maße Literatur über FEM-Simulationen der Auswirkungen thermischer Zyklen auf Verformungen, Verschiebungen und Spannungen in Schiffbaublechen [79, 45, 46, 47, 48, 49, 50, 51, 52]. Aber all diese Modellierungen betreffen nicht die Heißrissproblematik. Die Simulationen beziehen sich zum Beispiel auf die Untersuchungen der Verschiebungen und Verformungen nach dem Schweißprozess [79, 45] oder nach dem Schneiden [47, 48]. Das bedeutet, dass die Verschiebungen und Verformungen im Bauteil, die durch die Dynamik des Schweißprozesses induziert werden, bereits mit den verfügbaren Mitteln berechenbar sind.

1.8 Heißrissprüfverfahren

Für die Untersuchung und Quantifizierung der **metallurgischen und prozessbedingten Einflüsse** auf die Heißrissanfälligkeit wurden mehrere Heißrissprüfverfahren entwickelt, beispielweise der HDR-Versuch, der MVT-Versuch, der PVR-Versuch und der Heißzugversuch nach DVS-Merkblatt 1004 [15].

1.8.1 Programmierter Verformungs-Riss-Versuch (PVR-Versuch)

Der PVR-Versuch wurde als Technologisches Verfahren zur Ermittlung der Heißrissanfälligkeit von Grundwerkstoffen und Schweißzusätzen mit hoher quantitativer Aussagekraft bezüglich des Bauteileinflusses in Anlehnung an die Heißrisstheorie von Prokhorov bei Böhler-Kapfenberg [53, 54] entwickelt und angewendet. Das Versuchsprinzip in **Bild 23** besteht darin, dass einer beliebigen Auftragschweißung auf einer flachen Probe gleichzeitig eine Zugbeanspruchung mit einer linear zunehmenden Zuggeschwindigkeit in Schweißrichtung überlagert wird. Die Besonderheit des PVR-Versuches besteht nach Folkhard [53] darin, dass die ansteigende Zuggeschwindigkeit in der Probe am besten die Bauteilbewegungen während des ein- und mehrlagigen Schweißens oder infolge des Auftragschweißens simuliert.

Als Heißrisskriterien gilt die kritische Zuggeschwindigkeit $v_{kr\ PVR}$. Sie wird auf der Probe als Ort des Auftretens des jeweils ersten Heißrisses ermittelt, wobei Erstarrungsrisse (ER), Wiederaufschmelzrisse (WAR) und Risse durch Verformbarkeitsabfall [ductility Dip Cracks (DDC)] unterschieden werden. Damit beschreibt die kritische Zuggeschwindigkeit $v_{kr\ PVR}$ die Heißrissempfindlichkeit eines Werkstoffes bzw. Zusatzwerkstoffes quantitativ. Die kritische Zuggeschwindigkeit $v_{kr\ PVR}$ [mm/min] steht nach der Theorie von Prokhorov im Zusammenhang mit der kritischen Verformungsrate B_{kr} [%/°C] [55].

Zuggeschwindigkeit

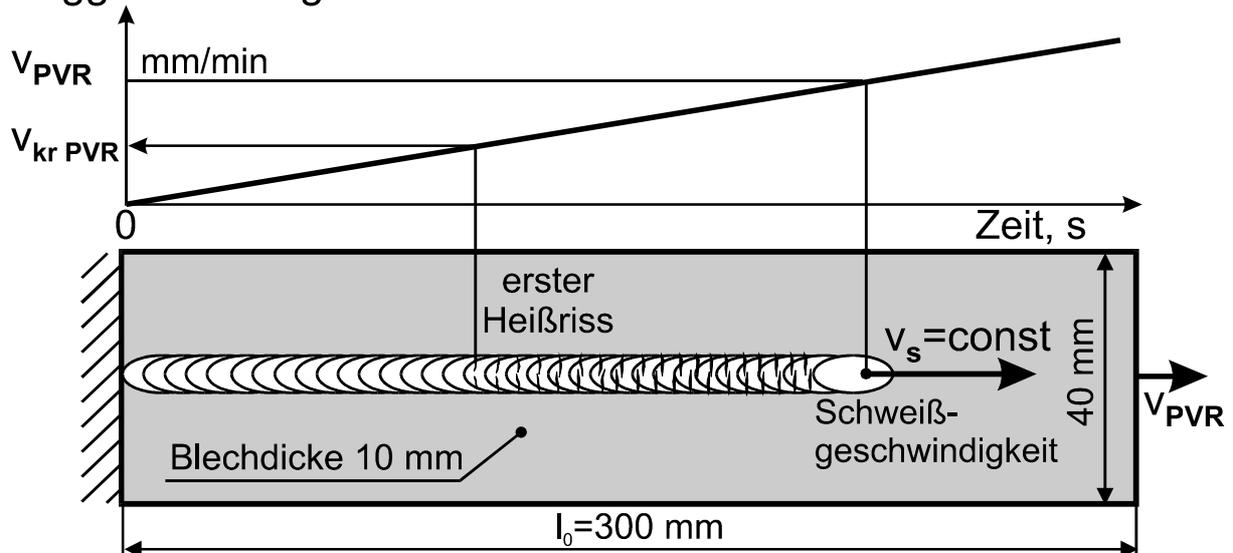


Bild 23. Schema des PVR-Versuches

Die Vorteile des Prüfverfahrens sind der sehr geringe Probenaufwand, die sehr gute Reproduzierbarkeit der Versuchsergebnisse sowie die gute Unterscheidbarkeit zwischen den drei Heißrissarten (Erstarrungs- und Wiederaufschmelzrisse sowie Ductility-Dip-Cracks). Der PVR-Versuch bietet die Möglichkeit, verschiedene Schweißverfahren und Technologien in weiten Grenzen zu untersuchen.

Dem Konzept des PVR-Versuches entsprechend, wurde im Rahmen der eigenen Untersuchungen am IFST der Uni-Magdeburg ein neuer Heißriss- und Technologieprüfstand aufgebaut (**Bild 24**).

Der Heißriss- und Technologieprüfstand besteht aus einer horizontalen Zugprüfmaschine mit servohydraulischer Steuerung und einer automatisierten Schweißanlage für austauschbare Schweißverfahren sowie der synchronen Steuerung der Schweiß- und Prüfvorgänge [56].

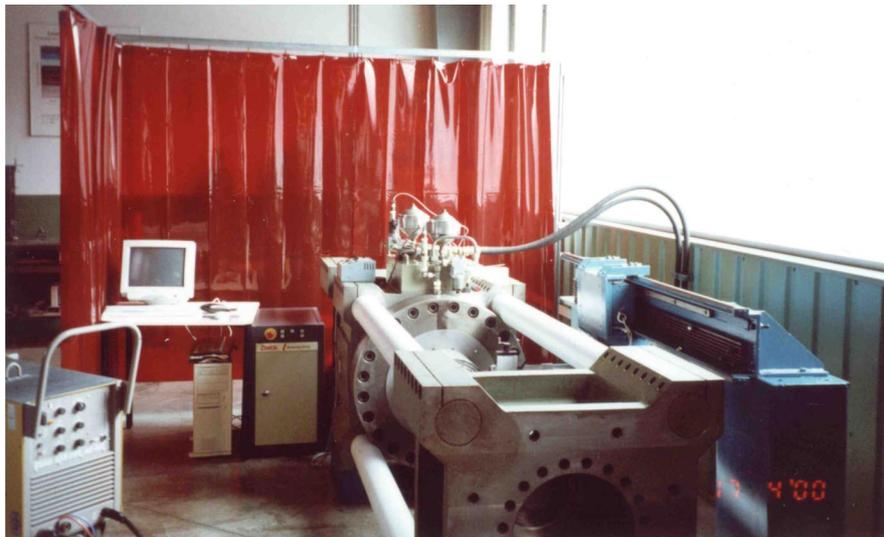


Bild 24. Heißriss- und Technologieprüfstand: hydraulisches Zugprüfmaschine, Servohydraulische Steuerung mit dem Rechner, WIG-Schweißanlage mit der mechanischen Vorrichtung für das automatisierte Schweißen

Die Zugvorrichtung des neuen Prüfstandes entspricht einer servohydraulisch gesteuerten horizontalen Viersäulen-Zugprüfmaschine. Die servohydraulische Steuerung und der Rechner bekommen das Signal vom Wegaufnehmer und ermöglichen die Verlängerung der Probe mit linear steigender Zuggeschwindigkeit. Die Kraftmessung zu Beginn des PVR-Versuches ist besonders wichtig. Um die Reproduzierbarkeit der Versuche gewährleisten zu können, müssen die Proben vor jedem Versuch auf die gleiche Spannung unmittelbar unter der Streckgrenze vorgespannt werden. Dazu wurde die servohydraulisch gesteuerte Zugprüfmaschine mit zwei Druckaufnehmern ausgerüstet, dank derer der Rechner die auf die

Probe wirkende Kraft berechnet. Während des Versuches speichert der Rechner automatisch die Verlängerung der Probe, die Zuggeschwindigkeit und die Kraft. Diese abgespeicherten Parameter können zu einem beliebigen Zeitpunkt des Versuches eingesehen werden.

Die automatisierte Schweißung erfolgt zur Realisierung der möglichen Schweißverfahren (WIG-Schweißen, MIG/MAG-Schweißen, Lichtbogenhandschweißen, Laserschweißen u. a.) auf einem schweißtechnischen Führungssystem, das neben der servohydraulisch gesteuerten Zugprüfmaschine aufgebaut wurde (**Bild 25**).

Die synchrone Prozessführung der dem Zugvorgang überlagerten Schweißung stellt besondere Anforderungen an die Systemsteuerung:

Die Zündung des Lichtbogens findet nach dem Konzept des PVR-Versuches genau zeitgleich mit dem Beginn der zu steigernden Probenverlängerung statt. Da die Hochfrequenzzündung die Elektronik an der Zugprüfmaschine beeinträchtigt, wurde die Zündung des WIG-Lichtbogens durch das Liftarcverfahren realisiert, in dem die Anwendung der Hebevorrichtung mit dem Schrittmotor und der entsprechend programmierbaren Schrittmotorsteuerung ermöglicht wurde. Diese Schrittmotorsteuerung steuert auch die Bewegung des WIG-Brenners entlang der Probe.

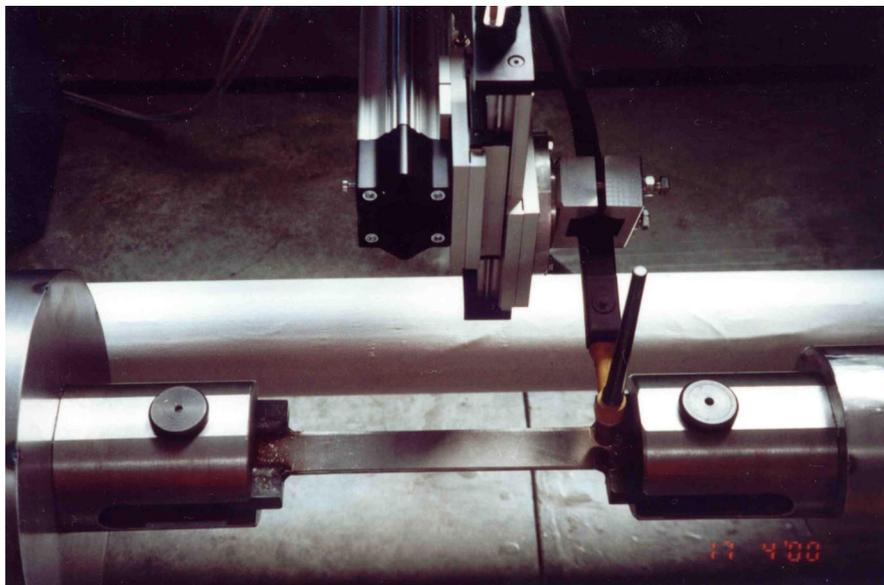


Bild 25. Die PVR-Probe und der WIG-Brenner

Dank der Schrittmorteknik ist es gelungen, neben der Liftarczündung des WIG-Lichtbogens auch während des PVR-Versuches die gewünschte Schweißgeschwindigkeit sehr genau einzustellen. Außerdem ermöglicht es die Schrittmorteknik, auch die

Lichtbogenlänge bzw. Lichtbogenspannung bei nicht ideal ebenen Proben während des PVR-Versuches automatisch konstant zu halten. Die exakte Wiederholbarkeit der eingestellten Schweißparameter gewährleistet dadurch eine sehr gute Reproduzierbarkeit der Versuche.

Deswegen kann der im Rahmen der vorgelegten Arbeit aufgebaute Technologie- und Heißrissprüfstand die Vorteile des PVR-Versuches (geringer Probenaufwand) besser realisieren als seine Vorläufer. Im Idealfall reicht eine Probe aus, um die Heißrissanfälligkeit des Grundwerkstoffes, des Schweißgutes und des angewandten Schweißprozesses zu quantifizieren. Alle anderen Heißrissprüfverfahren benötigen dafür 10 bis 20 Proben.

1.8.2 Modifizierter Varestraint- und Transvarestraintversuch (MVT-Versuch)

Der „Modifizierte Varestraint- und Transvarestraintversuch“ ist eine Weiterentwicklung des international verbreiteten Varestraint- und Transvarestraintversuches. Während des WIG-Schweißens ohne Schweißzusatz mit einer bestimmten Streckenenergie erfährt die MVT-Probe (100 x 40 x 10 mm) eine definierte Biegedehnung, **Bild 26**. Kriterien der Beurteilung der Heißrissempfindlichkeit von Grundwerkstoffen, Schweißgütern und von Schweißverbindungen sind Gesamtrisslängen L_{ges} der unterschiedlichen Heißrissarten. Diese ergeben sich aus der Summe der optisch vermessenen Heißrisslängen.

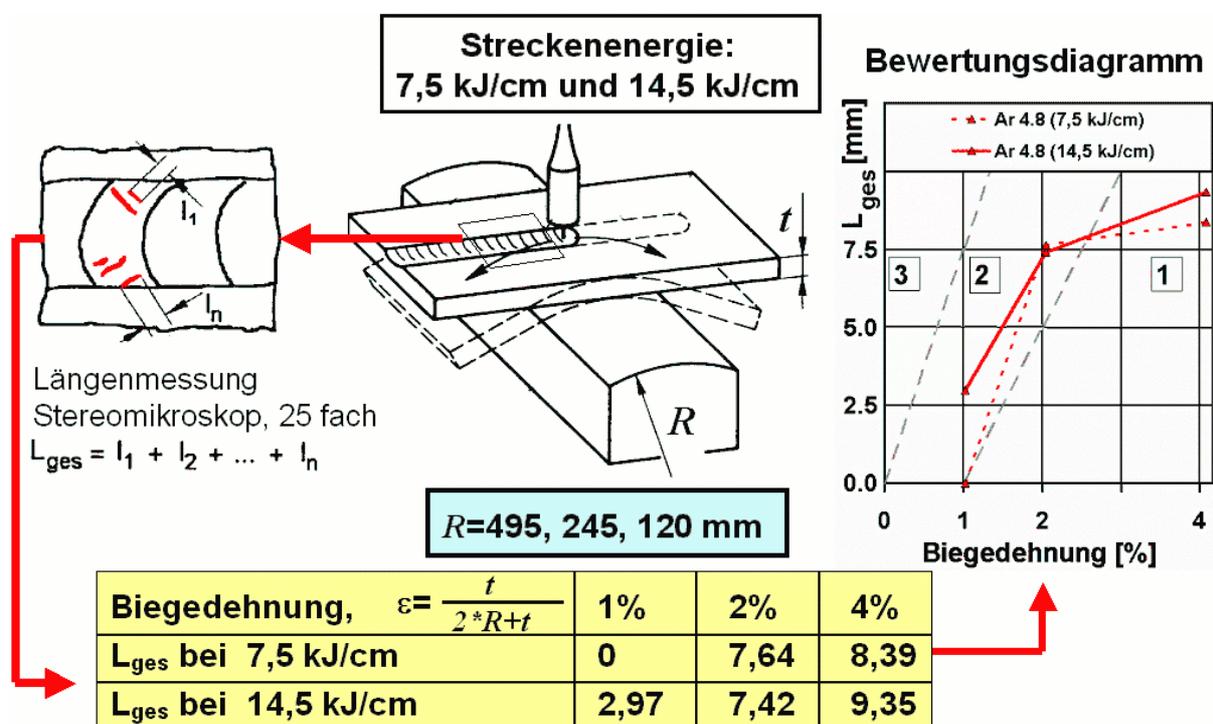


Bild 26. MVT-Versuch

Aus der graphischen Darstellung der Versuchsergebnisse – die Gesamtrisslänge über der Biegedehnung – ist anhand empirischer Erkenntnisse ein Drei-Sektoren-Diagramm als graphisches Bewertungsschema abgeleitet worden, **Bild 26** rechts. Die drei Sektoren qualifizieren den untersuchten Grundwerkstoff oder Schweißzusatz als heißrissicher (Sektorfeld 1), zunehmend heißrissempfindlich (Sektorfeld 2) und heißrissempfährdet (Sektorfeld 3).

1.8.3 Heiß-Deformationsrate-Versuch (HDR-Versuch)

Zur Versuchsdurchführung werden zwei Bleche mit entsprechender Fugenvorbereitung in waagerechter Position auf Kupferkühlplatten gespannt, die ihrerseits auf zwei Grundplatten befestigt sind, **Bild 27**. Diese Grundplatten werden mit Hilfe der starr daran befestigten Verformungsarme um eine gemeinsame, parallel zur Schweißraupe liegende Drehachse gedreht. Dadurch wird der gesamte Schweißraupenquerschnitt einer Zug-Biegebeanspruchung quer zur Schweißrichtung unterworfen. Durch Steigerung der Beanspruchungsgeschwindigkeit von Versuch zu Versuch kann - abhängig von den Schweißparametern und der chemischen Zusammensetzung des Schweißgutes - eine kritische Querverformungsgeschwindigkeit ermittelt werden, bei der sich erstmals ein Erstarrungsrisse in der Mittelrippe des Schweißgutes bildet. Dieser Wert (I_{krit} in mm/s), der sich aus den Maßen der Prüfmaschine, der Spindeldrehzahl und dem Abstand des Risses zum Drehpunkt der Vorrichtung errechnet, ermöglicht durch Gegenüberstellung verschiedener Versuchsergebnisse eine vergleichende Beurteilung bezüglich der Heißrisseanfälligkeit des jeweiligen Schweißgutes.

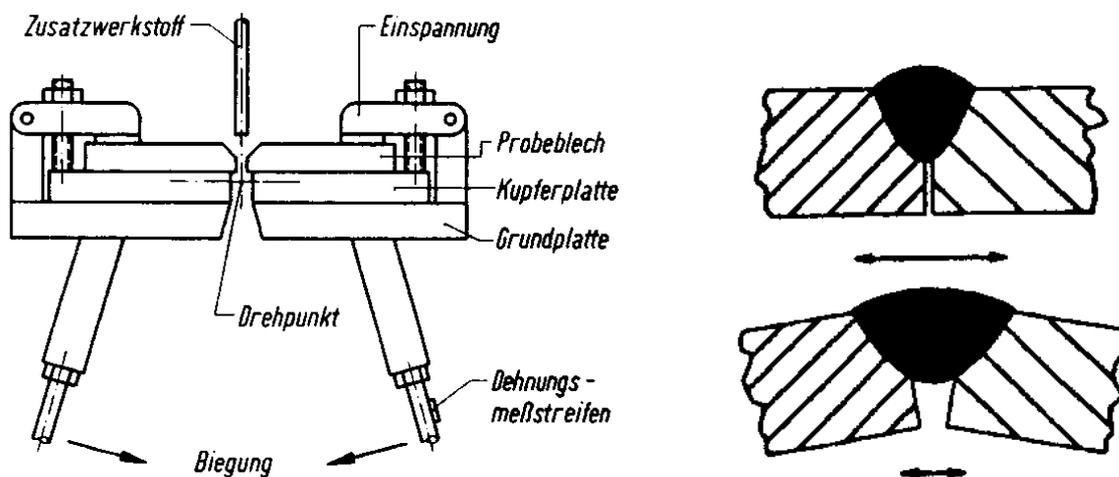


Bild 27. Schema des HDR-Versuches, erzwungene Verformung beim HDR-Versuch

1.8.4 MIS-1-Versuch

Das Heißrissprüfverfahren der Moskauer Staatlichen Technischen Bauman Universität (MIS-1) [33, 57] wird entsprechend **Bild 28** zur Ermittlung der kritischen Prüfgeschwindigkeit v_{kr} angewendet. Es reproduziert die geometrischen Verhältnisse von Rissverlauf und Beanspruchungsrichtung beim Schweißen von Stumpfstößen besser als die Heißrissprüfverfahren aus dem DVS-Merkblatt [15] (z. B. modifizierter Varestreint-Transvarestreint-Versuch, Heiß-Deformationsrate-Versuch oder programmierter Verformungs-Riss-Versuch). Bei dem Heißrissprüfverfahren MIS-1 entsprechen sowohl der angewendete Schweißprozess als auch die Belastungsrichtung in der Probe der realen Belastung des Schweißguts während des Stumpfnahschweißens.

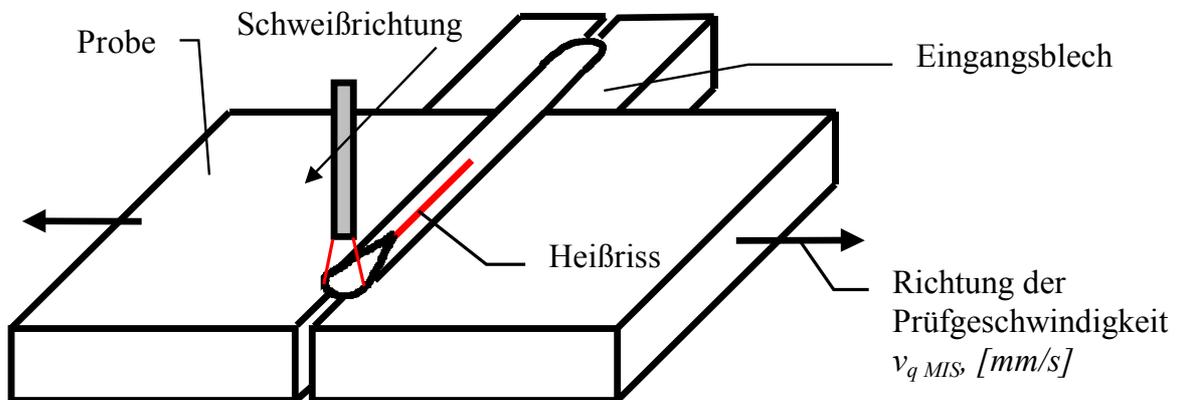


Bild 28. Heißrissprüfverfahren MIS-1

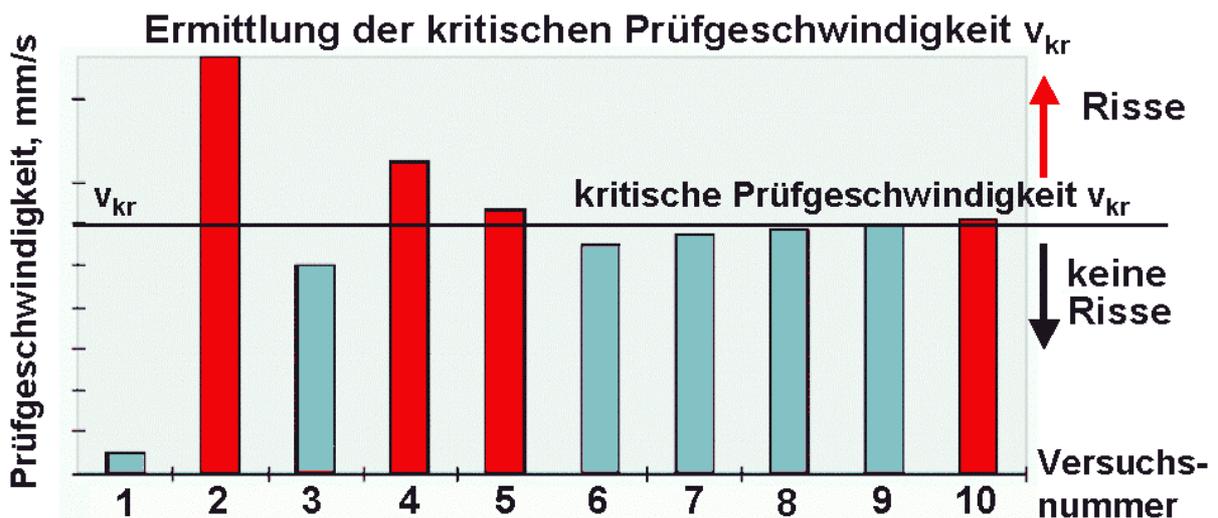


Bild 29. Auswertung des MIS-1-Versuches

Bei diesem Versuch werden zwei Probenhälften während des Schweißprozesses durch eine Prüfgeschwindigkeit in v_{qMIS} [mm/min] quer zur Schweißnaht beansprucht. Zur Bestimmung

der kritischen Prüfgeschwindigkeit v_{kr} sind mindestens 5 bis 10 Versuche erforderlich (**Bild 29**).

Die aus diesen Versuchen ermittelte kritische Prüfgeschwindigkeit gilt als die kritische Geschwindigkeit der Querverschiebungen der Probenhälften v_{qkr} , welche die Heißrissneigung unter den gegebenen Schweißbedingungen quantitativ charakterisiert. Sie ist von der chemischen Zusammensetzung des Zusatz- und Grundwerkstoffes sowie den Schweißparametern des Schweißprozesses abhängig.

1.9 Aufgabenstellung der Arbeit

Das Problem der Heißrissbildung am Ende langer Blechpläne stellt ein Qualitätsproblem dar, das aus der Anwendung des hoch effektiven Einseitenschweißens mit dem UP-Tandemschweißen folgt und einen unverhältnismäßig hohen Nacharbeits- und Materialaufwand bei Anwendung modernster Schiffbautechnologien nach sich zieht. Es ist deshalb notwendig, Wege zur Vermeidung der Heißrisse zu finden.

Aus der Analyse der Einflussfaktoren auf die Heißrissbildung (1.7) geht hervor, dass seitens der Technologieentwicklung bei Zusatzwerkstoffherstellern und Anwendern im Schiffbau die metallurgischen und prozessbedingten Einflussfaktoren auf die Heißrissneigung sehr umfangreich untersucht und optimiert worden sind, ohne jedoch das Heißrissproblem grundsätzlich zu lösen. Durch die Optimierung der metallurgischen Einflussfaktoren auf die Heißrissneigung bzw. durch die Optimierung der Draht-Pulver-Kombination konnte die Länge des rissgefährdeten Nahtabschnittes am Ende der Bleche von 3 m auf 0,5 m reduziert werden. Die Minderung der Heißrissbildung durch die Änderung der Schweißparameter war nur durch die Reduzierung der Schweißgeschwindigkeit bzw. durch die Reduzierung der Produktivität des Schweißprozesses erreichbar.

Die bauteil- und zusammenbaubedingten Einflussfaktoren wurden bisher nur selten untersucht. Die Zielstellung der Arbeit besteht deshalb darin, aufbauend auf theoretischen und praktischen Untersuchungen der bauteil-, zusammenbau- und prozessbedingten Einflussfaktoren auf die Heißrissneigung, die Ursachen der Heißrisse am Nahtende festzustellen und Wege zur Vermeidung von Heißrissen zu entwickeln.

Mit Hilfe des modernen Computerprogramms ANSYS für die Anwendung der Finite Elemente Methode (FEM) können diese Einflüsse auf die Heißrissneigung für Blechpläne berechnet werden. Die Berechnungsergebnisse können die Zahl teurerer Versuche bei Produktionsschweißungen minimieren. Für das Schweißen von Blechplänen im Schiffbau ist die Minimierung der Versuche besonders wichtig. Aufwendige Versuchsserien sind auf den

Paneellinien nicht nur ausgeschlossen, weil sie zu teuer sind, sondern auch, weil die laufende Produktion auf der Werft nicht unterbrochen werden darf.

Folgende Arbeiten leiten sich für die Aufgabenstellung der vorliegenden Arbeit ab:

1. Untersuchung der bauteilbedingten Einflussfaktoren mit Hilfe von Laborversuchen und der FEM-Simulation an kleinen Blechen,
2. Entwicklung eines FEM-Modells für die Erklärung der Heißrissbildung am Ende langer Schweißnähte,
3. Überprüfung der Berechnungsergebnisse aus dem FEM-Modell durch reale Messungen der Verschiebungen während des Produktionsschweißens auf der Paneelanlage,
4. Entwicklung von effektiven Maßnahmen zur Heißrissvermeidung mit Hilfe der FEM-Simulation,
5. Erprobung der entwickelten Maßnahmen unter Produktionsbedingungen,
6. Festlegung der Arbeitsschritte beim Schweißen langer Bleche auf Panelanlagen, um Heißrissbildung auszuschließen.

2. Untersuchungen und Ergebnisse

2.1 Untersuchungen der Heißrissbildung am Ende langer Schweißnähte

2.1.1 Laboruntersuchung der bauteilbedingten Einflussfaktoren auf die Heißrissanfälligkeit

Ob und in welcher Weise die **bauteil-** und **zusammenbaubedingten** Einflussfaktoren auf die Heißrissneigung wirken, wurde mittels FEM-Simulation und vergleichenden Laborversuchen an kleinen Blechen ermittelt.

Dafür wurden zunächst die Bewegungen von unterschiedlich zusammengebauten Blechen verschiedener Abmessungen beim UP-Schweißen unter Laborbedingungen untersucht. Alle Bleche waren aus Stahl S235JR nach DIN EN 10025 und lagen in einer Blechdicke von 5 mm vor. Die Schweißparameter wurden bei allen Versuchen konstant gehalten: Stromstärke $I_s=300$ A, Schweißspannung $U_s=30$ V, Schweißgeschwindigkeit $v_s=50$ cm/min. Alle Bleche wurden einlagig auf einer Pulverbadsicherung geschweißt.

Während dieser Schweißungen wurden die Querverschiebungen an den gekennzeichneten Punkten in den Blechen mittels induktiver Wegsensoren gemessen.

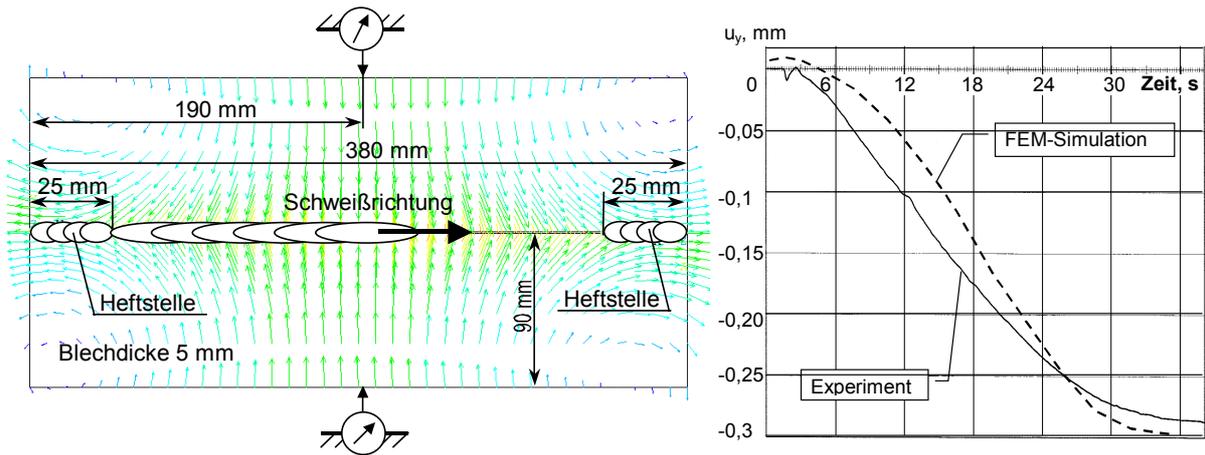


Bild 30. Verschiebungen der am Nahtanfang und Nahtende gehefteten Bleche mit den Abmessungen 380x90 mm während des Schweißens

Analog zu diesen Schweißversuchen wurden die Bewegungen der geschweißten Bleche durch das FEM-Programm ANSYS berechnet.

Bei der Setzung von Heftstellen am Schweißnahtanfang und am Schweißnahtende bewegen sich beide äußeren Blechkanten während des Schweißens in der Mitte um jeweils 0,3 mm zueinander (**Bild 30**). Die Heißrissneigung ist bei dieser Zusammenbauart minimal, da die Schweißnaht während des Schweißens Druckverformungen erfährt.

Anders ist es, wenn die Bleche vor dem Schweißen nur an einer Seite geheftet wurden. Die 300x95 mm großen Bleche biegen in der Ebene während des Schweißens auseinander (**Bild 31**).

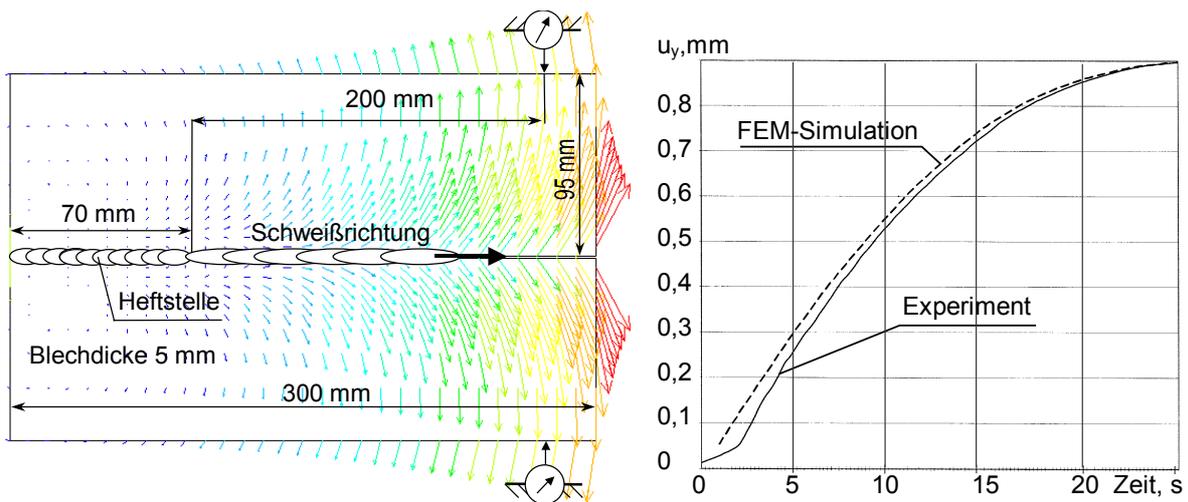


Bild 31. Verschiebungen der Bleche mit den Abmessungen 300x95 mm einer einseitigen Befestigung

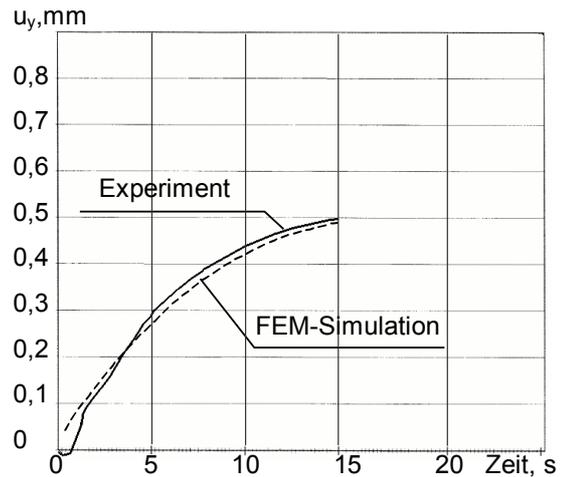
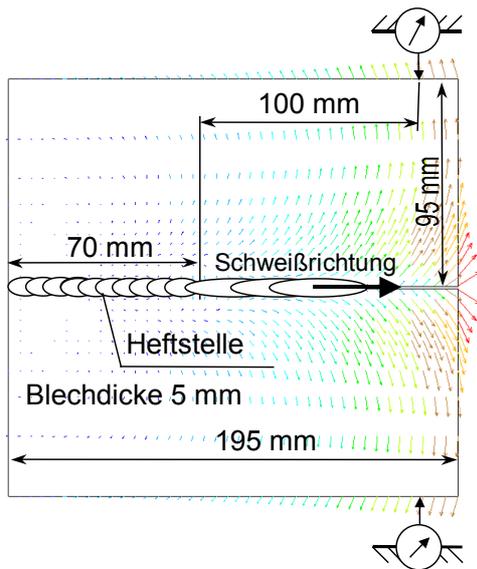


Bild 32. Verschiebungen der Bleche mit den Abmessungen 195x95 mm bei einer einseitigen Befestigung

Um die bauteilbedingten Einflüsse auf die Verschiebungen der Bleche während des Schweißens zu untersuchen, wurden die Längen-Breiten-Verhältnisse der Bleche variiert. Werden Bleche mit gleicher Breite (95 mm) aber kürzerer Länge (195 mm) bei einseitiger Heftung miteinander verschweißt, halbieren sich die Querverschiebungen in den Messpunkten im Vergleich zu den 300x95 mm großen Blechen (**Bild 32**).

Die Ursachen für diese Verschiebungen der Bleche während des Schweißens liegen in den Druckspannungen unmittelbar neben der Naht (**Bild 33**), die durch das vom Lichtbogen initiierte Temperaturfeld entstehen (**Bild 34**). Richtung und Wert dieser Verschiebung ist in hohem Maße von der Art der Einspannung und der Geometrie der geschweißten Bleche abhängig.

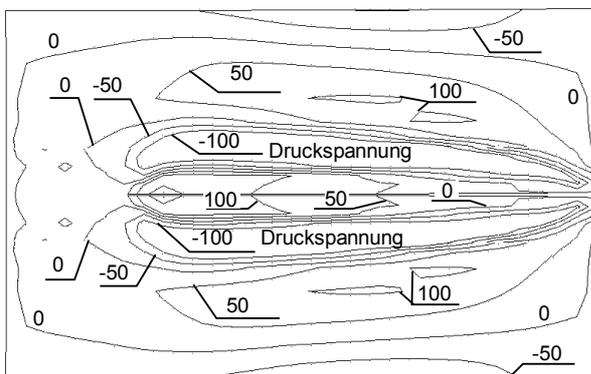


Bild 33. Spannungen [N/mm^2] bei einseitiger Befestigung der Bleche, FEM-Berechnung

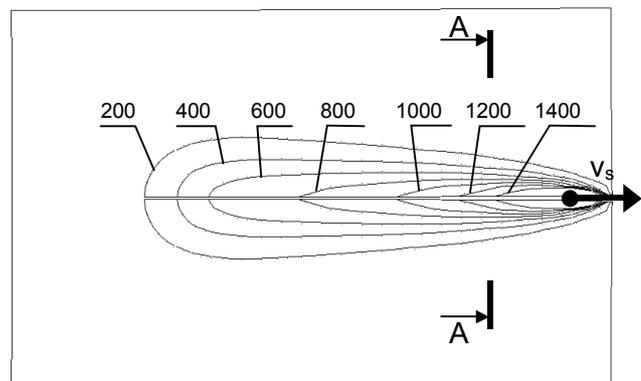


Bild 34. Temperaturfeld [$^{\circ}\text{C}$] beim Schweißen, FEM-Berechnung

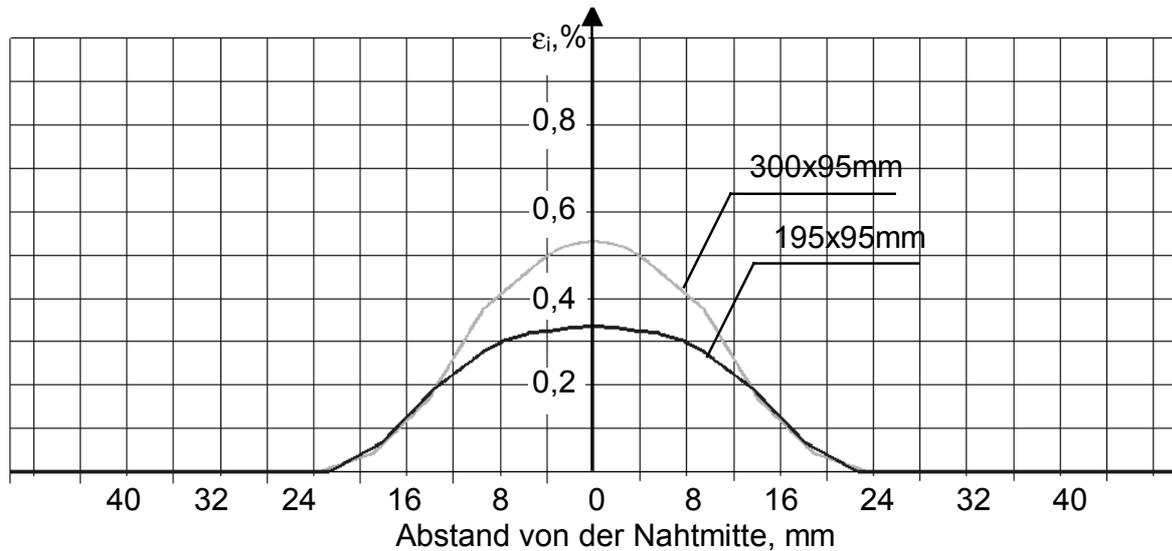


Bild 35. Plastische bzw. innere $\varepsilon_{i y}$ Verformung quer zur Schweißnaht im Querschnitt A-A zu **Bild 34** bei der Beendigung des Schweißprozesses am Nahtende

Die Querverschiebungen verursachen in der Schweißnaht der einseitig befestigten Bleche große äußere Querverformungen $\varepsilon_{äuß y}$ und innere Querverformungen $\varepsilon_{i y}$.

Die innere Querverformungen $\varepsilon_{i y}$ im Querschnitt A-A (**Bild 34**), der dem Ort des TIS unmittelbar hinter dem Schmelzbad des sich fortbewegenden Lichtbogens entspricht, ist während des Schweißens hauptsächlich in der Schweißnaht konzentriert (**Bild 35**). Im Fall des Schweißens von längeren Blechen kommt es sowohl zu größeren Verschiebungen der Bleche als auch zu stärkerer innerer Verformung $\varepsilon_{i y}$ quer zur Naht als beim Schweißen von kürzeren Blechen (**Bild 35**).

Folglich erhöht sich mit zunehmender Länge der Bleche auch die Heißrissanfälligkeit, d. h. es gibt bauteibedingte Einflussfaktoren auf die Heißrissneigung.

2.1.2 Untersuchung der prozessbedingten Einflussfaktoren auf die Heißrissneigung

Eine Erhöhung der effektiven Wärmeleistung $q = \eta \cdot U_s \cdot I_s$ erhöht die Verschiebungen der Bleche, da noch mehr Wärme in die Bleche kommt. Das ist die erste Ursache dafür, dass sich die Heißrissanfälligkeit beim Schweißen mit steigender effektiver Wärmeleistung im Bauteil erhöht.

Die zweite Ursache der Erhöhung der Heißrissanfälligkeit bei steigendem effektiven Wärmeeintrag besteht darin, dass sich die Verformungsfähigkeit der Schweißnaht mit zunehmendem effektiven Wärmeeintrag verringert. Das beweisen alle quantitativen Heißrissprüfverfahren. So verringerte sich beim PVR-Versuch die kritische

Zuggeschwindigkeit $v_{kr\ PVR}$ bzw. der Heißrisswiderstand mit steigender Streckenenergie entsprechend **Bild 36**. Beim MVT-Versuch nimmt die Gesamtrisslänge bzw. die Heißrissneigung auch mit steigender Streckenenergie zu [58].

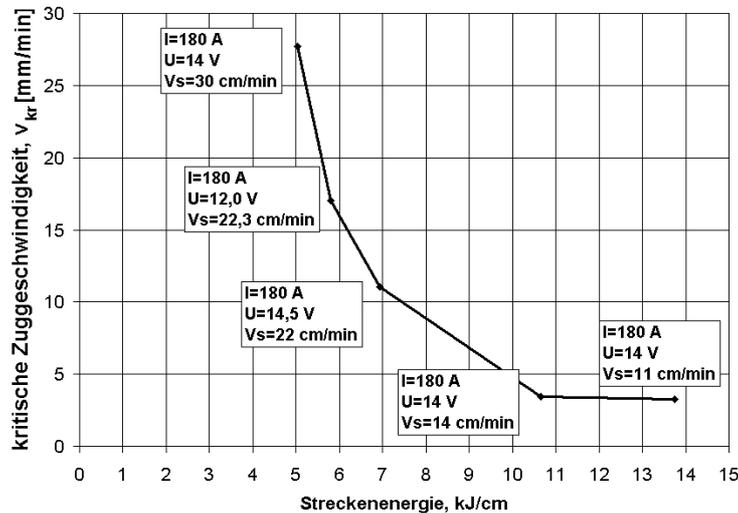


Bild 36. Änderung der kritische Zuggeschwindigkeit beim PVR-Versuch in der Abhängigkeit von der Streckenenergie [59]

Für das einlagige UP-Schweißen mit höheren Schweißgeschwindigkeiten lässt sich der Zusammenhang zwischen dem Heißrisswiderstand der Schweißnaht und den Schweißparametern mathematisch abschätzen.

Die mittlere äußere bzw. messbare Querverformung im heißrissanfälligen Teil des Schmelzbades (**Bild 37**), die sich zwischen der oberen und unteren Grenze des TIS (T_{ob} und T_{un}) einstellt, kann nach Gleichung (1) abgeschätzt werden.

$$\varepsilon_{äu\beta} \approx \frac{\Delta h}{h} \quad (1)$$

$\varepsilon_{äu\beta}$ = äußere, bzw. messbare Verformung im Bereich des Schmelzbades

h = Breite des Schmelzbades

Δh = Zunahme der Breite des Schmelzbades während der Existenzzeit des TIS

$$\Delta h \approx v_q \cdot \Delta t_{TIS} \quad (2)$$

v_q = Geschwindigkeit der Querverschiebungen, mit der sich die Bleche während des Schweißens voneinander weg bewegen.

Δt_{TIS} = Zeit des Aufenthaltes des Punktes B im TIS

$$\Delta t_{TIS} = \frac{L_{TIS}}{v_s} \quad (3)$$

L_{TIS} = $CB = B'A'$ Länge des TIS (in Schweißrichtung)

v_s = Schweißgeschwindigkeit

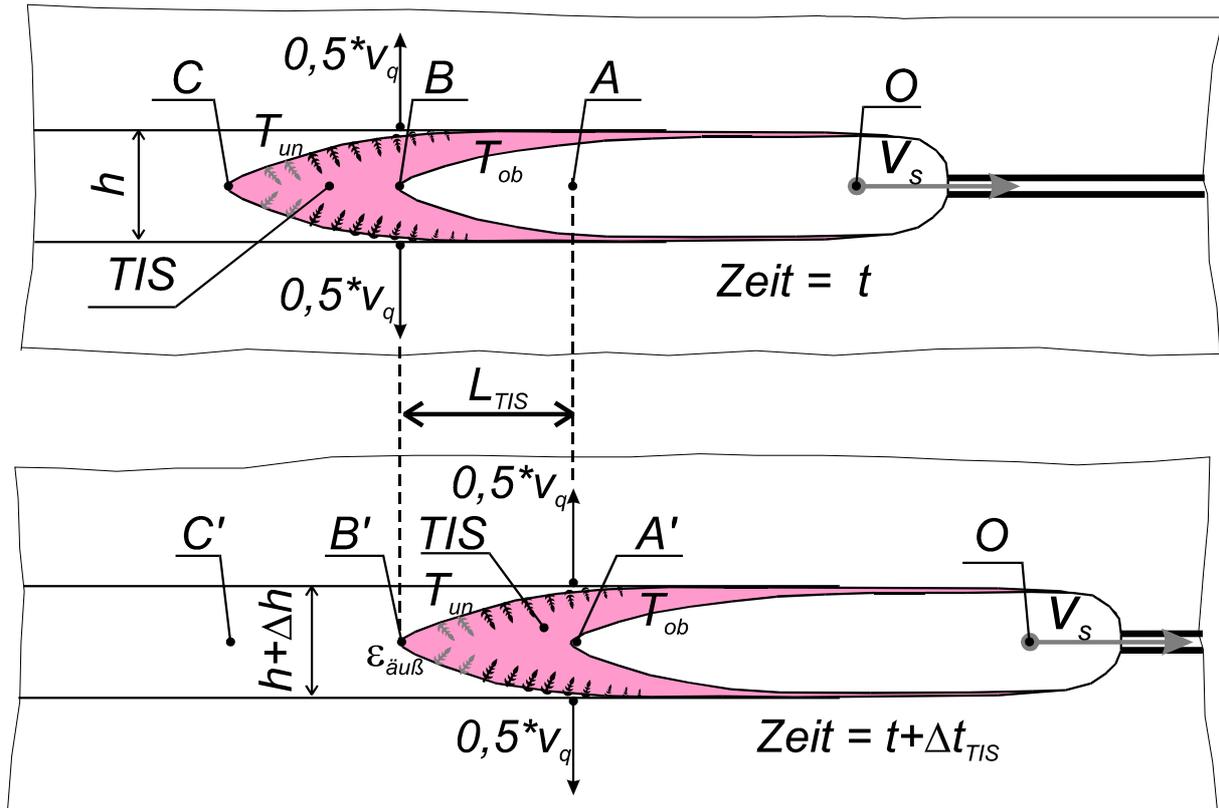


Bild 37. Schema zur Abschätzung von $v_{q\ kr}$ beim UP-Schweißen

Mit Berücksichtigung von (2) und (3) kann die Gleichung (1) neu geschrieben werden:

$$\varepsilon_{\text{äu\ss}} = \frac{v_q \cdot \Delta t}{h} = \frac{v_q \cdot L_{TIS}}{h \cdot v_s} \quad (4)$$

bzw.
$$v_q = \frac{\varepsilon_{\text{äu\ss}} \cdot h \cdot v_s}{L_{TIS}} \quad (5)$$

Die Breite des Schmelzbades h und die Länge des TIS L_{TIS} können für den Fall des einlagigen UP-Schweißens bei höherer Geschwindigkeit mit einer sich schnell bewegenden Energiequelle entsprechend [60, 61] abgeschätzt werden. Diese Gleichung basiert auf der Gleichungen von Rykalin [44] für eine sich schnell bewegende Energiequelle im Blech.

$$h = \frac{q \cdot \sqrt{\frac{2}{\pi \cdot e}}}{2 \cdot v \cdot c \rho \cdot d \cdot T_{un}} \quad (6)$$

$$L_{TIS} = OB - OC = \frac{q^2 \cdot (e - 1)}{4 \cdot \pi \cdot e \cdot \lambda \cdot c \rho \cdot v_s \cdot d^2} \left[\frac{1}{(T_{un})^2} - \frac{1}{(T_{ob})^2} \right] \quad (7)$$

Der Abstand vom Lichtbogen bis zu den Isothermen, die das TIS begrenzen, wird auch nach [60, 61] abgeschätzt:

$$OB = \frac{q^2 \cdot (e - 1)}{4 \cdot \pi \cdot e \cdot \lambda \cdot c \rho \cdot v_s \cdot d^2 \cdot (T_{ob})^2} = \text{Abstand vom Lichtbogen bis zur Isotherme } T_{ob}.$$

$$OC = \frac{q^2 \cdot (e - 1)}{4 \cdot \pi \cdot e \cdot \lambda \cdot c \rho \cdot v_s \cdot d^2 \cdot (T_{un})^2} = \text{Abstand vom Lichtbogen bis zur Isotherme } T_{un}$$

T_{ob} = obere Grenze des TIS

T_{un} = untere Grenze des TIS

λ = Wärmeleitfähigkeit,

c = thermische Kapazität

ρ = Dichte

d = Blechdicke

q = $\eta \cdot I \cdot U$ = Effektive Leistung des Lichtbogens

I = Stromstärke

U = Lichtbogenspannung

η = Wirkungsgrad

e = 2.72

π = 3.14

Nach der Heißbristheorie von Prokhorov [33] stehen die äußere ($\varepsilon_{\text{äu\beta kr}}$), innere ($\varepsilon_{i kr}$) und thermische (ε_t) Verformung entsprechend der Gleichung (8) im Zusammenhang:

$$\varepsilon_{\text{äu\beta}} = \varepsilon_i - \varepsilon_t \quad (8)$$

Die Verformungsrate nach der Temperatur im Temperaturintervall der Sprödigkeit (TIS) bzw. Brittleness Temperature Range (BTR) spielt eine entscheidende Rolle bei der Heißbrissbildung.

Die kritische äußere (messbare) Verformung $\varepsilon_{\text{äu\beta kr}}$, deren Überschreitung während des Aufenthaltes des Punktes A im TIS die Entstehung eines Heißrisses verursacht, steht mit der kritischen Verformungsrate $B_{kr} \left(\frac{\%}{\text{°C}} \right)$ entsprechend der Gleichung (9) im Zusammenhang.

$$\varepsilon_{\text{äu\beta kr}} = \varepsilon_{i kr} - \alpha \cdot (T_{ob} - T_{un}) = \left(\frac{\varepsilon_{i kr}}{T_{ob} - T_{un}} - \alpha \right) \cdot (T_{ob} - T_{un}) = (B_{kr} - \alpha) \cdot (T_{ob} - T_{un}) \quad (9)$$

Unter Berücksichtigung der Gleichungen (6), (7) und (9) folgt für $v_{q kr}$ und B_{kr} :

$$v_{q kr} = \frac{(B_{kr} - \alpha) \cdot (T_{ob} - T_{un}) \cdot \frac{q \cdot \sqrt{\frac{2}{\pi \cdot e}}}{2 \cdot v_s \cdot c \rho \cdot d \cdot T_{un}} \cdot v_s}{\frac{q^2 \cdot (e - 1)}{4 \cdot \pi \cdot e \cdot \lambda \cdot c \rho \cdot v_s \cdot d^2} \cdot \left[\frac{1}{(T_{un})^2} - \frac{1}{(T_{ob})^2} \right]} = \frac{(B_{kr} - \alpha) \cdot (T_{ob} - T_{un}) \cdot \frac{\sqrt{\frac{2}{\pi \cdot e}}}{T_{un}} \cdot v_s}{\frac{q \cdot (e - 1)}{2 \cdot \pi \cdot e \cdot \lambda \cdot d} \cdot \frac{(T_{ob} - T_{un}) \cdot (T_{ob} + T_{un})}{(T_{un} \cdot T_{ob})^2}}$$

$$v_{qkr} = \frac{(B_{kr} - \alpha) \cdot v_s \cdot \lambda \cdot d \cdot \sqrt{\frac{2}{\pi \cdot e}}}{\frac{q \cdot (e - 1) \cdot (T_{ob} + T_{un})}{2 \cdot \pi \cdot e} \cdot T_{un} \cdot (T_{ob})^2} = \frac{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot e}}{(e - 1) \cdot 0.97} \cdot (B_{kr} - \alpha) \cdot \lambda \cdot d \cdot T_{un} \cdot T_{ob} \cdot \frac{v_s}{q}$$

Bei der Umwandlung dieser Zusammenhänge von v_{qkr} und B_{kr} wird die Vereinfachung (10) benutzt, da zwischen T_{un} und T_{ob} keine großen Unterschiede bei Schiffbaustählen existieren ($T_{ob} \approx 1440$ °C, $T_{un} \approx 1350$ °C).

$$\frac{1}{2} \cdot (T_{ob} + T_{un}) \approx 0.97 \cdot T_{ob} \quad (10)$$

Endgültig besteht dann zwischen der kritischen Geschwindigkeit der Querverschiebungen v_{qkr} und der kritischen Verformungsrate im TIS B_{kr} für das einlagige Schweißen mit einer höheren Schweißgeschwindigkeit der folgende Zusammenhang:

$$v_{qkr} \approx 2.48 \cdot (B_{kr} - \alpha) \cdot \lambda \cdot d \cdot T_{un} \cdot T_{ob} \cdot \frac{v_s}{\eta \cdot I \cdot U} \quad (11)$$

Entsprechend der Gleichung (11) nimmt v_{qkr} und damit der Heißrisswiderstand in der Schweißnaht mit abnehmender effektiver Wärmleistung und mit zunehmender Schweißgeschwindigkeit zu. Diese mathematische Feststellung stimmt qualitativ mit den Ergebnissen aus den PVR-Versuchen überein (**Bild 36**, **Bild 38**).

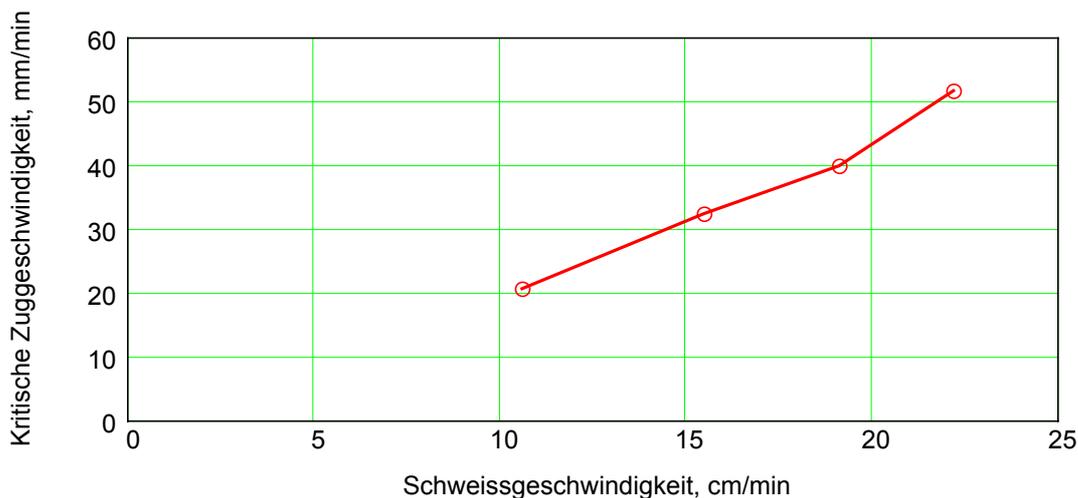


Bild 38. Abhängigkeit der kritischen Zuggeschwindigkeit $v_{kr PVR}$ von der Schweißgeschwindigkeit v_s im PVR-Versuch bei konstanter Lichtbogenleistung

Aus Gleichung (11) folgt weiterhin, dass v_{qkr} bzw. der Heißrisswiderstand mit steigender Blechdicke zunimmt. Das stimmt qualitativ mit den eigenen Ergebnissen aus dem PVR-Versuch überein (**Bild 39**). Die gleiche Tendenz ermittelte auch [62] im HDR-Versuch.

Entscheidend ist $v_{q\,kr}$ bzw. der Heißrisswiderstand des Schweißgutes von dem Werkstoffverhalten bei höheren Temperaturen abhängig. In Gleichung (11) stehen solche Werkstoffeigenschaften wie die kritische Verformungsrate im TIS B_{kr} , untere (T_{un}) und obere (T_{ob}) Grenzen des TIS und die Wärmeleitfähigkeit λ . In Wirklichkeit gibt es noch weitere Einflussfaktoren auf die Heißrissneigung, die diese vereinfachte Gleichung jedoch nicht berücksichtigt.

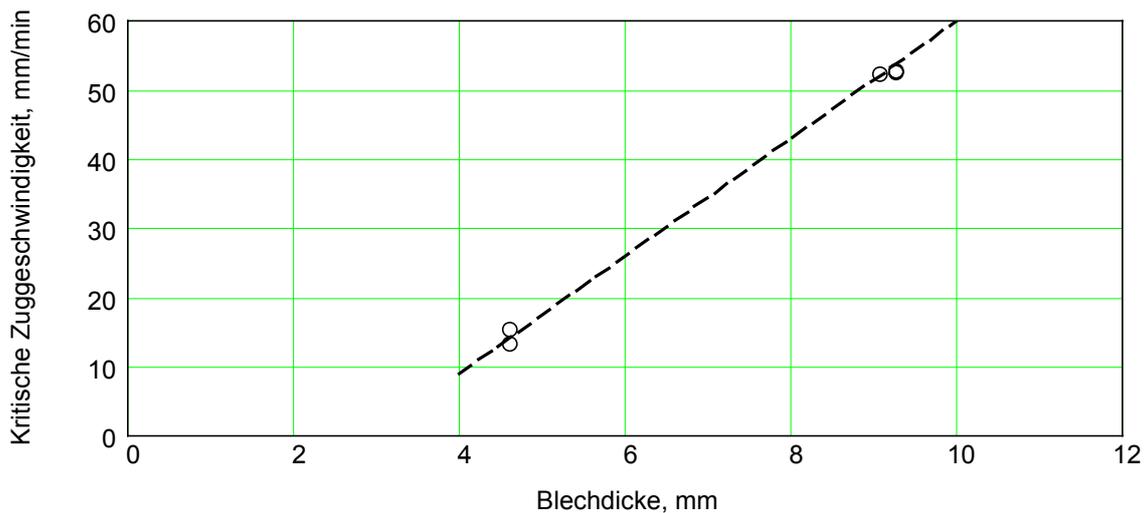


Bild 39. Erhöhung der kritischen Zugeschwindigkeit bei zunehmender Blechdicke im PVR-Versuch bei konstanter Lichtbogenleistung und konstanter Schweißgeschwindigkeit

So nimmt der Heißrisswiderstand deutlich ab, wenn die Schmelzbadlänge sehr groß im Verhältnis zur Nahtbreite ist [63, 64]. Beim UP-Tandemschweißen ist das Schmelzbad 10 mal so lang wie breit. Diese für die Rissvermeidung besonders ungünstige Schmelzbadform entsteht bei höheren Schweißgeschwindigkeiten (**Bild 40**, rechts).

Die Dendriten wachsen dabei senkrecht aufeinander. In der Nahtmittelrippe konzentrieren sich viele Verunreinigungen, die den Heißrisswiderstand der Schweißnaht beeinträchtigen.

Auch ist die Wahrscheinlichkeit der Heißrissbildung sehr hoch, wenn das Nahtformverhältnis Nahtbreite zu Nahttiefe zu gering ist (**Bild 41**, links).

Aufgrund dieser Untersuchungen kann man folgende Schlussfolgerungen ziehen. Das Schweißen mit höherem Wärmeeintrag bzw. mit höherer Produktivität bewirkt eine größere Heißrissneigung als das Schweißen mit geringerem Wärmeeintrag. Aus wirtschaftlichen Gründen sind aber gerade die Schweißtechnologien interessant, die mit hohen Lichtbogenleistungen und damit mit produktiver Abschmelzleistung arbeiten.

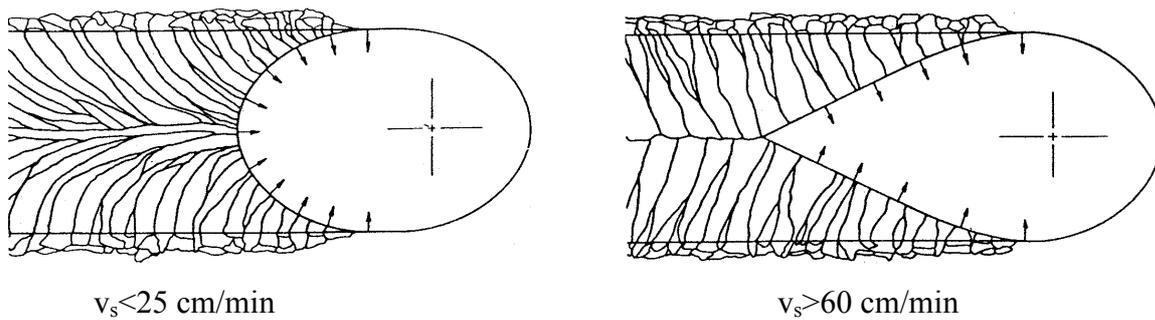


Bild 40. Kristallisation bei niedrigerer und bei erhöhter Schweißgeschwindigkeit [63]

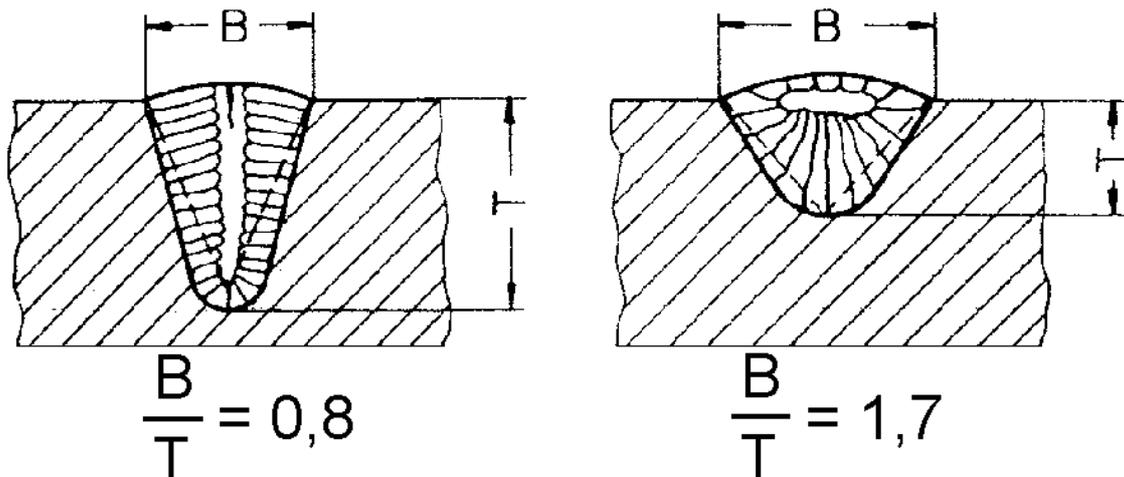


Bild 41. Heißrissbildung in Abhängigkeit vom Nahtbreiten-Nahttiefen Verhältnis [64]

2.1.3 Kriterium für die Abschätzung der Heißrissneigung

Das theoretisch begründete Kriterium für die Entstehung von Heißrissen basiert nach Prokhorov auf der Verformungsrate, d. h. der Ableitung der inneren Verformung nach der Temperatur. Es vergleicht die im Bauteil auftretende Verformungsrate B_{TIS} mit der kritischen Verformungsrate des kristallisierenden Schweißguts B_{kr} , die das Schweißgut gerade noch rissfrei aufnehmen kann:

$$B_{TIS} < B_{kr} \quad (12)$$

Für die praktische Anwendung der Heißrisstheorie nach Prokhorov ist eine Vereinfachung der theoretischen Verformungsrate B_{TIS} [%/°C] erforderlich, die mit der Größe der Geschwindigkeit der Querverschiebungen $v_{q\ kr}$ [mm/s] als messbare und berechenbare Größe gegeben ist. Damit wird als technologisches Heißrisskriterium nur die Geschwindigkeit der Querverschiebungen v_q angewendet, die für das Bauteil mit dem kritischen Wert $v_{q\ kr}$ aus dem MIS-1-Versuch vergleichbar ist. Heißrissbildung tritt im Bauteil auf, wenn die Bedingung

$$v_q \geq v_{q\ kr} \quad (13)$$

erfüllt ist.

2.1.4 Modellvorstellung zur Erklärung der Heißrissbildung

Die bauteil- und zusammenbaubedingten Einflussfaktoren auf die Heißrissbildung am Schweißnahtende wurden für das UP-Schweißen von längeren Blechen analysiert und mit dem FEM-Programm ANSYS [65, 66, 67, 68, 69] simuliert. Das FEM-Modell besteht sowohl aus einem Temperaturmodell, das das Temperaturfeld im Blechplan errechnet, als auch aus einem Strukturmodell, das die Verschiebungen, Spannungen und Verformungen im Blechplan berechnet (**Bild 42**).

Im ersten Schritt berechnet das Temperaturmodell das Temperaturfeld für die gesamte Schweißzeit und speichert die Ergebnisse, die später als Eingangsdaten in die Berechnung des Strukturmodells eingehen.

Eingangsparameter für das Temperaturmodell sind:

- Temperaturabhängige physikalische Werkstoffeigenschaften: Wärmeleitfähigkeit (**Bild 43**, links) und Wärmekapazität (**Bild 43**, rechts);
- Abmessungen des Blechplans, der Eingangs- und Auslaufbleche; Anordnung, Anzahl und Abmessungen der Heftstellen;
- Wärmeeintrag (Schweißparameter, Wirkungsgrad) und Wärmeabfuhr (Abkühlung durch Konvektion, Strahlung und Schweißbadsicherung).

Die Wärmeabgabe durch Konvektion und Strahlung wird mit Hilfe des gemeinsamen Wärmeübergangskoeffizienten (**Bild 44**) berücksichtigt [70]. Das ist unter Anwendung der 2D-Elemente für die Berechnung der Temperaturfelder „Shell 55“ möglich.

Die Berechnung des Strukturmodells im zweiten Schritt fordert weitere temperaturabhängige physikalische und mechanische Werkstoffeigenschaften:

- thermische Ausdehnung (**Bild 45**),
- Elastizitätsmodul (**Bild 46**),
- Spannungs-Dehnungs-Kurven (**Bild 47**).

Die Anwendung der wahren thermischen Ausdehnungen, die bei den Phasenumwandlungen während der Erwärmung und während der Abkühlung (graue und schwarze Linien im **Bild 45**) unterschiedlich sind, komplizieren das FEM-Modell und vergrößern die Rechenzeit wesentlich, so dass sie vernachlässigt werden. Außerdem kann das Programm die Berechnung des Modells unter Anwendung der wahren thermischen Ausdehnung vorzeitig abbrechen.

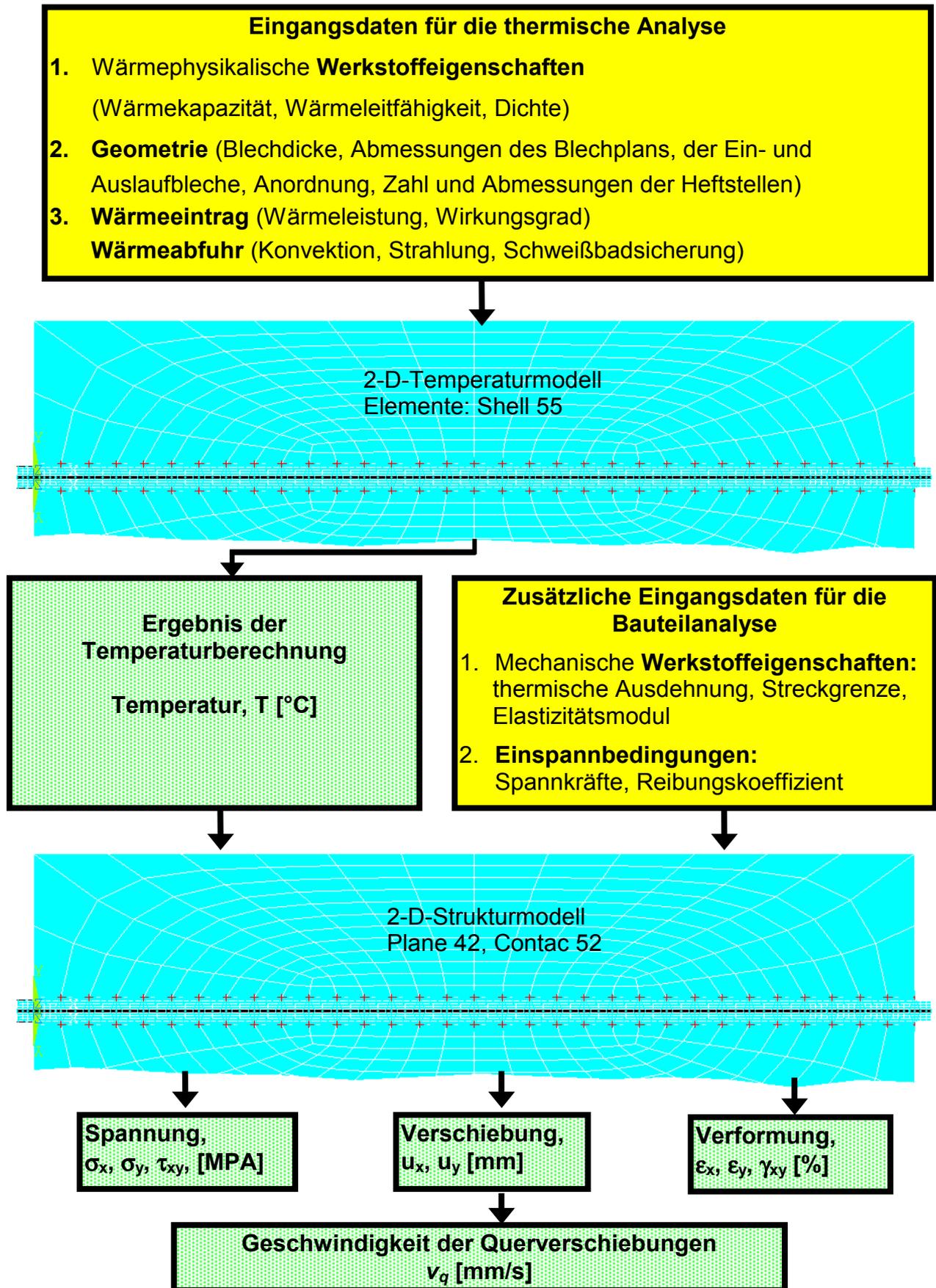


Bild 42. Schema des FEM-Modells

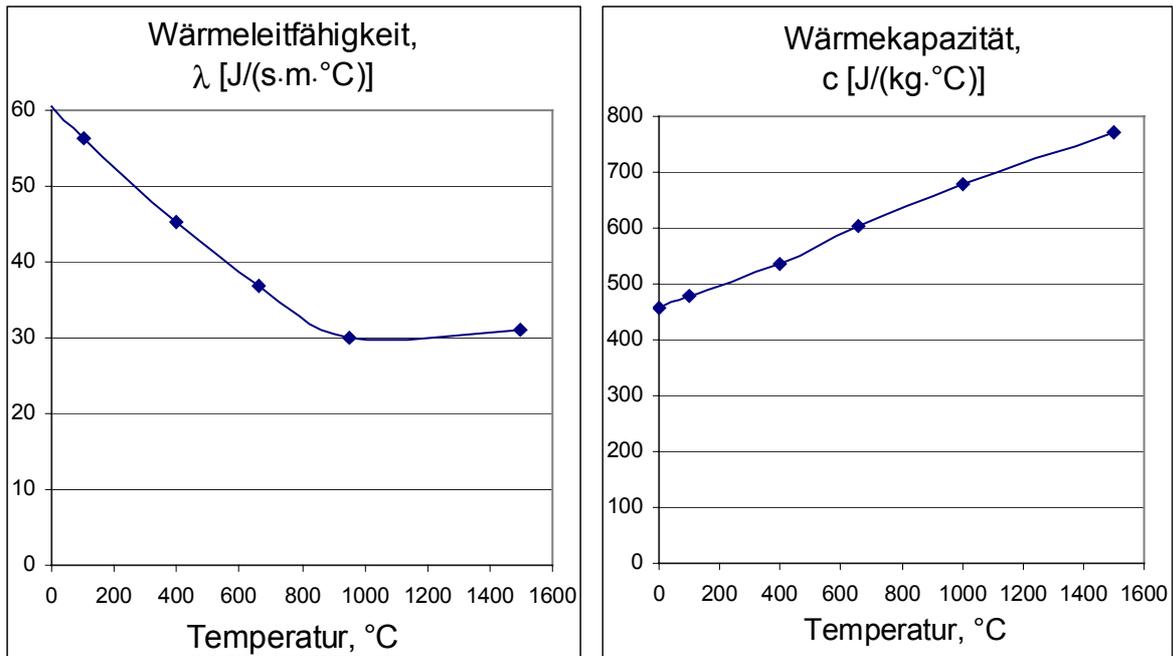


Bild 43. Wärmeleitfähigkeit und Wärmekapazität der unlegierten Stähle

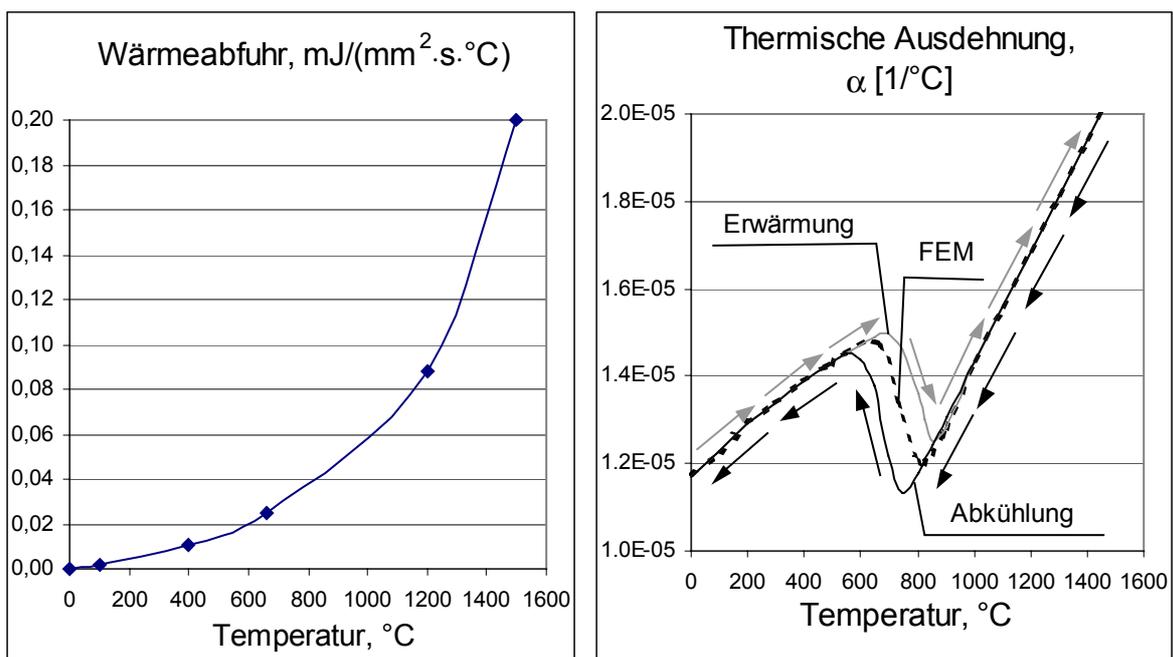


Bild 44. Wärmeabfuhr für die Bleche in der PA-Position **Bild 45.** Thermische Ausdehnung der unlegierten Stähle

Das Hauptziel dieser Simulation bestand in der Berechnung der globalen Verschiebungen im Blechplan. Deswegen wurde die thermische Ausdehnung so vereinfacht, dass sie für die Erwärmung und für die Abkühlung gleich angenommen wurde (punktierter Linie im **Bild 45**). Die Werkstoffeigenschaften in der Nähe sowie oberhalb des Schmelzpunktes haben keinen Einfluss auf die globalen Bewegungen des Blechplans. Sie werden in diesem FEM-Modell

nicht berücksichtigt, um die Rechenzeit zu minimieren. Das Strukturmodell verwendet hauptsächlich 2D-Elemente „Plane 42“.

Die Fixierung der Bleche durch Magnetspannelemente wird über die Verteilung der Streckenlast mit 70kN/m im Modell mittels Kontaktelementen „Contac 52“ berücksichtigt. Diese Kontaktelemente sind geeignet, die quer zur Magnetkraft entstehenden Reibungskräfte zwischen dem Magnet und dem Blech im FEM-Modell zu berücksichtigen.

Die FEM-Elemente werden am Schweißspalt außer denen an den Heftstellen vor dem Schweißen deaktiviert. Während des Schweißens werden sie eines nach dem anderen wieder aktiv, was eine Schweißnahtbildung unter der Zugabe von Zusatzwerkstoff simuliert.

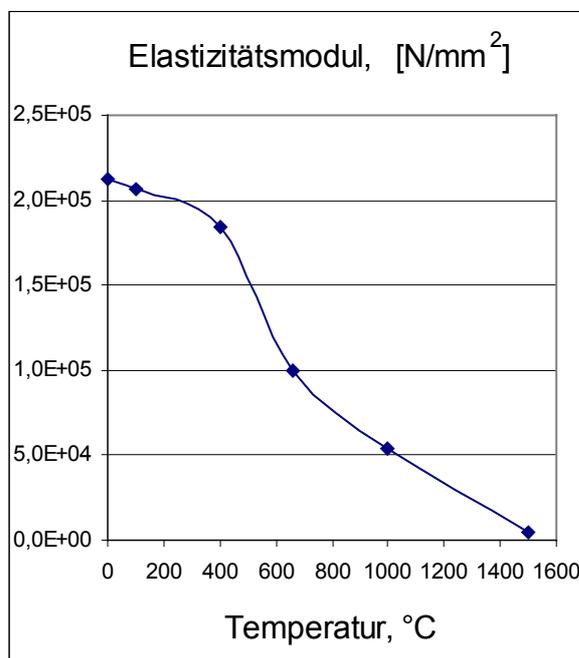


Bild 46. Elastizitätsmodul

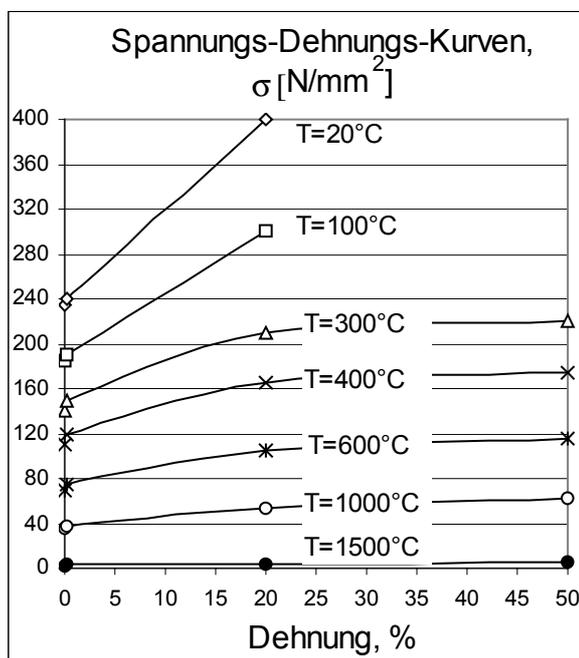


Bild 47. Spannungs-Dehnungs-Kurven bei Temperaturen von 0 bis 1500°C

Weitere Vorgaben zur FEM-Berechnung für das UP-Tandemschweißen von zwei Blechen:

- Abmessung: 16000×3000×16 mm
- Schiffbaustahl GL-A ($C_{\max}=0.21\%$, $Mn_{\min}=2.5xC$, $Si_{\max}=0.35$, $P_{\max}=0.040$, $S_{\max}=0.040$)
- Schweißparameter $I_1=920$, $U_1=32$, $I_2=600$, $U_2=37$, $v=67$ mm/min

1. Lichtbogen: Stromstärke $I_1 = 920$ A, Spannung $U_1 = 32$ V, Massivdraht OES-2, \varnothing 4mm;

2. Lichtbogen: Stromstärke $I_2 = 600$ A, Spannung $U_2 = 37$ V, Fülldraht 35.25 2D, \varnothing 4mm;
Schweißgeschwindigkeit $v_s = 67$ cm/min;

Schweißpulver: OP122FB; Pulver für die Badsicherung: OKFlux10.69).

Die Heftstellen sind in dem FEM-Modell 25x2 mm groß und jeweils 800 mm voneinander entfernt. Unterschiedliche Arten der Auslaufbleche sind in **Bild 48** und **Bild 49** dargestellt (in

der Praxis werden am häufigsten die zweiteiligen Auslaufbleche entsprechend **Bild 49** angewendet).

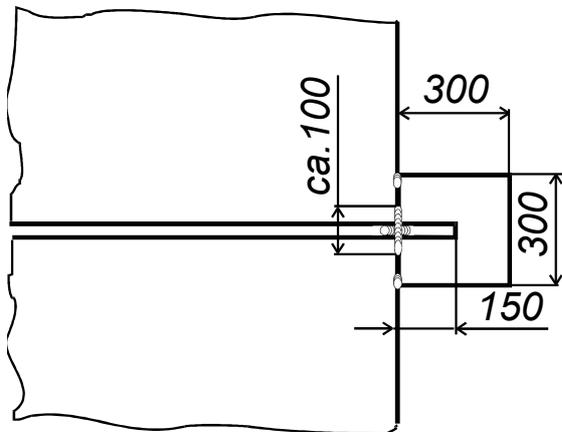


Bild 48. Einteiliges Auslaufblech bei Blechplänen mit gleich langen Blechen

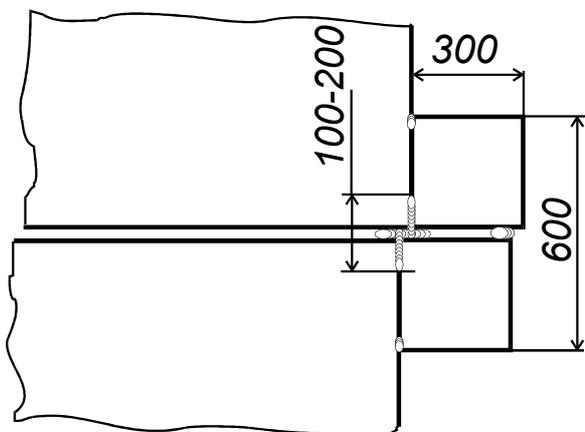


Bild 49. Zweiteiliges Auslaufblech bei Blechplänen mit unterschiedlich langen Blechen

Aus der Berechnung der ebenen Verschiebungen in den Blechen während des Schweißens nach dem vorgestellten Modell ergibt sich folgendes. Nach dem Schweißen der halben Nahtlänge treten nur geringe ebene Verschiebungen mit Beträgen von etwa 0,1 mm auf, die im **Bild 50** in vektorieller Form dargestellt sind. Zum Zeitpunkt des Schweißprozesses am Blechende schieben sich die Bleche nur am Nahtende um den Betrag von 0,8 bis 1 mm auseinander (**Bild 51**), das heißt, der Spalt verbreitert sich hier wesentlich.

Zur detaillierten Feststellung der Tendenz der Querverschiebung der Bleche im Laufe des Schweißprozesses werden die charakteristischen Punkte betrachtet, die in einer Reihe parallel zur Naht angeordnet sind (**Bild 51**). In den Punkten 1-6, die etwa dem ersten Drittel der Schweißnahtlänge zuzuordnen sind, treten negative Querverschiebungen auf (**Bild 52**). Folglich wird der Spalt hier enger, so dass in diesem Bereich der Naht Heißrisse ausgeschlossen sind. In den folgenden Punkten 7-11 nehmen die Querverschiebungen (**Bild 53**) wieder zu.

Nach einer Zeitdauer des UP-Tandemschweißens von $t = 700 \dots 900$ s nehmen die Querverschiebungen in den Punkten 12 bis 15 zum Blechende hin stärker zu (**Bild 54**).

Zu diesem Zeitintervall ist der Lichtbogen noch 2 bis 4 m vom Blechende entfernt. Ist jedoch eine Schweißzeit von $t = 1145$ s verstrichen, nimmt die Querverschiebung im Punkt 16 besonders extrem zu. Genau zu diesem Zeitpunkt beginnt der Lichtbogen, von der Blechnaht auf das Auslaufblech überzugehen.

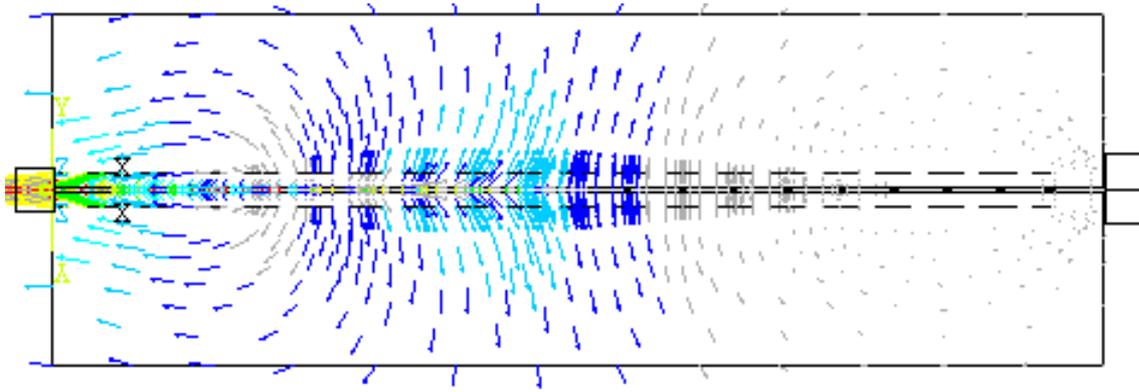


Bild 50. Ebene Verschiebungen in den geschweißten Blechen nach der halben Nahtlänge

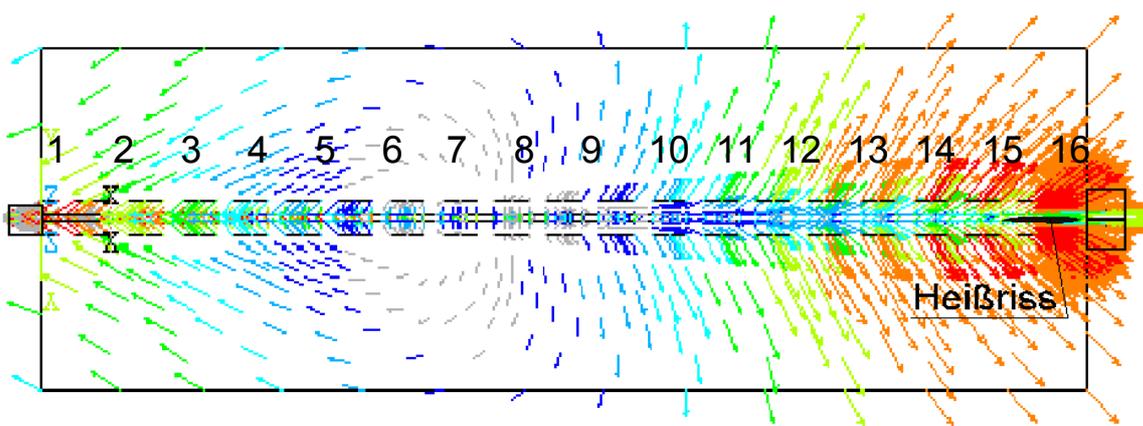


Bild 51. Ebene Verschiebungen in den geschweißten Blechen am Ende des Schweißprozesses

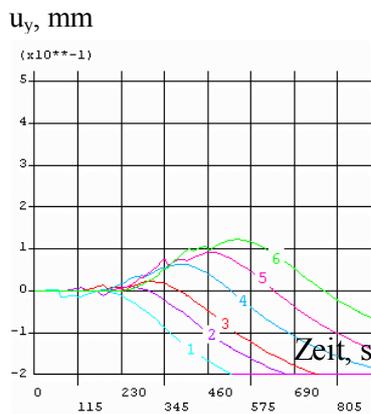


Bild 52. Querverschiebungen in den Messpunkten im Abstand von 1,2,3,4,5,6 m vom Blechanfang

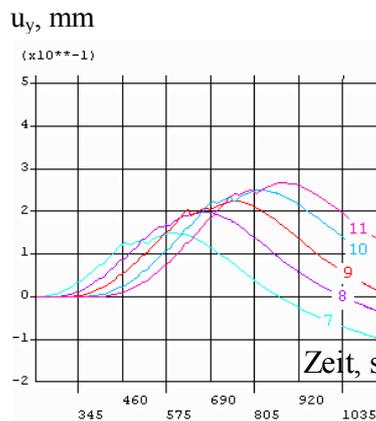


Bild 53. Querverschiebungen in den Messpunkten im Abstand von 7,8,9,10,11 m vom Blechanfang

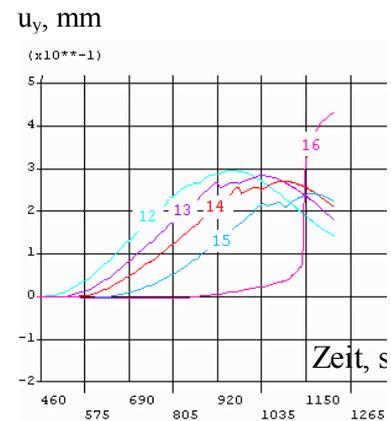


Bild 54. Querverschiebungen in den Messpunkten im Abstand von 12,13,14,15,16 m vom Blechanfang

An Hand der FEM-Simulation wurde nachgewiesen, dass sich die Blechenden zum Ende des Schweißprozesses auf Paneellinien bei den typischen Blechplanabmessungen voneinander weg bewegen. Das hat zur Folge, dass sich der Stegabstand um ca. 0,8 mm vergrößert und die Gefahr besteht, dass das Schmelzbad durchfällt, was unbedingt vermieden werden muss.

Auch in der Praxis wurde eine deutliche Erhöhung des Stegabstandes für das einlagige UP-Tandemschweißen nachgewiesen [71, 72, 73].

Außerdem fördert die Schweißspaltbewegung die Heißrissbildung. Deshalb wurden die Geschwindigkeiten der Querverschiebungen v_q , die entsprechend des MIS-1-Versuches und der Heißrissstheorie eine entscheidende Rolle bei der Rissbildung spielen, entlang der UP-Tandemschweißung nach der Gleichung 12 berechnet.

$$v_q = d(u_{y,l}(t) + u_{y,r}(t)) / dt \quad (12)$$

Die Geschwindigkeit der Querverschiebungen v_q wird dazu an jeder Stelle der Schweißnaht genau zu dem Zeitpunkt t nach der Gleichung 13 berechnet, zu dem das Ende des Schmelzbades (d.h. Temperaturintervall der Sprödigkeit) die betrachtete Stelle passiert.

$$t = (X + L_s) / v_s \quad (13)$$

Für das UP-Tandemschweißen an 16 mm dicken Blechen beträgt die Schmelzbadlänge L_s ca. 200 mm.

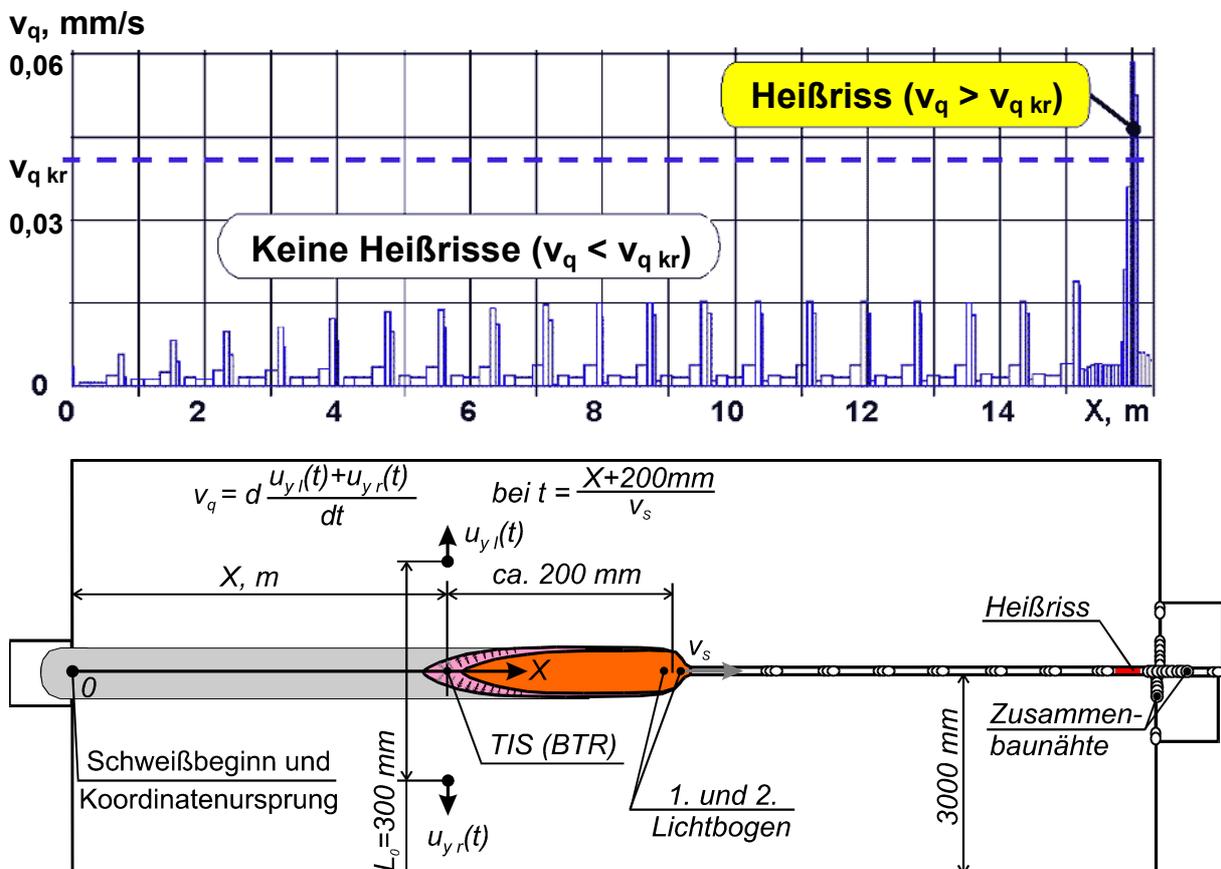


Bild 55. Berechnete Geschwindigkeit der Querverschiebungen v_q entlang der Schweißnaht.

Als Ergebnis der FEM-Berechnung wird die Geschwindigkeit der Querverschiebungen v_q in **Bild 55** über die Länge der gesamten Schweißnaht dargestellt. In dieses Diagramm ist auch die kritische Geschwindigkeit der Querverschiebungen $v_{q\ kr}$ (punktierte Linie) als eine während der gesamten Schweißzeit konstante Eigenschaft eingetragen, die das erstarrende Schweißgut gerade noch rissfrei aufnehmen kann. Während der Betrag v_q sowohl rechnerisch als auch experimentell ermittelt werden kann, ist der von den jeweils gewählten metallurgischen und prozessbedingten Einflussfaktoren abhängige Betrag $v_{q\ kr}$ nur experimentell feststellbar.

Eine Möglichkeit für die experimentelle Ermittlung der $v_{q\ kr}$ bietet der MIS-1-Versuch, der entweder in der Moskauer Staatlichen Technischen Bauman Universität oder auch prinzipiell am Technologie- und Heißrissprüfstand im IFST durchführbar ist. Das Problem besteht jedoch darin, dass der MIS-1 Versuch nicht unter realen Schweißbedingungen wie auf der Portalanlage durchgeführt werden kann. Der Heißrissprüfstand am IFST müsste mit enorm großem Aufwand für das UP-Tandemschweißen eingerüstet werden, um die Beträge von $v_{q\ kr}$ für die realen Schweißbedingungen ermitteln zu können. Die Prüfanlage MIS-1 in der Moskauer Staatlichen Technischen Bauman Universität kann ebenfalls nicht ohne großen Kostenaufwand für das UP-Tandemschweißen umgerüstet werden. Deshalb wurde $v_{q\ kr}$ mit einem eigens entwickelten Messverfahren ermittelt, das unter Praxisbedingungen während des Schweißens der Blechpläne auf der Portalanlage durchführbar ist.

Ob Heißrisse beim Schweißen langer Bleche entstehen oder nicht, entscheidet die Geschwindigkeit der Querverschiebungen v_q . Ihr Betrag ist von den bauteil- und energieeintragbedingten Einflussfaktoren abhängig. Die Geschwindigkeit der Querverschiebungen hat charakteristische Ausschläge. Diese Ausschläge entsprechen den vorhandenen Heftstellen, die während des Schweißens aufgeschmolzen wurden. Das Aufschmelzen der Heftstellen setzt die Kräfte frei, mit der die Heftstellen die Bleche zusammenhalten. Die frei werdenden Kräfte werden als Bewegungen der Bleche wirksam. Der letzte und höchste Bewegungsausschlag in **Bild 55** entspricht der Aufschmelzung einer kurzen Heftnaht, die die großen Bleche und das Auslaufblech zusammenhält. Der letzte Ausschlag ist in der Regel um 4 bis 10 mal höher als alle anderen Ausschläge. Hier überschreitet die bauteilbedingte Geschwindigkeit der Querverschiebungen v_q den kritischen Betrag $v_{q\ kr}$. Darum entstehen Heißrisse am Ende sehr langer Nähte beim Schweißen, obwohl der Schiffbaustahl und die angewendeten Schweißzusätze eine sehr geringe Heißrisseigung haben.

2.1.5 Experimentelle Erfassung der Querverschiebungen am realen Bauteil

Die beschriebenen Heißrissursachen wurden durch die Messung der Querverschiebungen an den Nahtenden verschiedener Blechpläne während der Produktionsschweißungen im Schiffbau praktisch überprüft. Dazu wurde eine Messvorrichtung entwickelt (**Bild 56**), die vier induktive Wegaufnehmer enthält, um die ebenen Querbewegungen der Bleche an ausgewählten Messpunkten während der Schweißung zu registrieren. Als Messpunkte dienen im Versuch kleine aufsetzbare Magnete, die vor dem Schweißen leicht eingerichtet und nach dem Schweißen ohne Aufwand und Werkstoffbeeinflussung wieder entfernt werden können.

Die induktiven Wegaufnehmer wurden an das Datenspeichergerät „DASH 8“ angeschlossen, das bei jeder Schweißung vier Funktionen $u_{y1}(t)$, $u_{y2}(t)$, $u_{y3}(t)$, $u_{y4}(t)$ speicherte. Die gespeicherten Ergebnisse können nach jeder Serie der Messungen mittels Computertechnik überarbeitet und in graphische Form transformiert werden.

Die Beträge der gemessenen Querverschiebungen und der daraus ermittelten Verschiebungsgeschwindigkeiten sind nach **Bild 57** am Blechende an den Messpunkten 1 und 4 am größten. Bei der UP-Tandemschweißung ($I_1=730\text{A}$, $U_1=32\text{V}$, $I_2=680\text{A}$, $U_2=38\text{V}$, $v_s=95\text{ cm/min}$) der 16 m langen und 10 mm dicken Bleche beträgt die Summe der Querverschiebungen in den Messpunkten 1 und 4 unmittelbar am Blechende 0,75 mm. Die Geschwindigkeit der Querverschiebungen v_q kann wie im Fall der FEM-Berechnung entsprechend **Bild 55** bzw. Gleichung 12 nicht an allen Punkten entlang der Naht ermittelt werden, da die Querverschiebungen nur an zwei Stellen am Nahtende gemessen wurden. Die in **Bild 57** dargestellten Kurven wurden nach den Gleichungen 14 (schwarze Kurve) und 15 (graue Kurve) berechnet.

$$v_{q\ 23} = d(u_{y\ 2}(t) + u_{y\ 3}(t)) / dt \quad (14)$$

$$v_{q\ 14} = d(u_{y\ 1}(t) + u_{y\ 4}(t)) / dt \quad (15)$$

Hierin sind $u_{y\ 1}(t)$, $u_{y\ 2}(t)$, $u_{y\ 3}(t)$, $u_{y\ 4}(t)$ die mit den Wegsensoren 1, 2, 3, 4 gemessenen Querverschiebungen (**Bild 57**). Die Geschwindigkeiten der summierten Querverschiebungen $v_{q\ 23}$ und $v_{q\ 14}$ erreichen die charakteristischen Ausschläge genau in den Momenten, in den die Heftstellen an den Blechen aufgeschmolzen werden (**Bild 57**). Besonders hoch ist der Ausschlag, wenn die Aufschmelzung der sich am Blechende kreuzenden Zusammenbaunähte der langen Bleche mit den Auslaufblechen stattfindet.

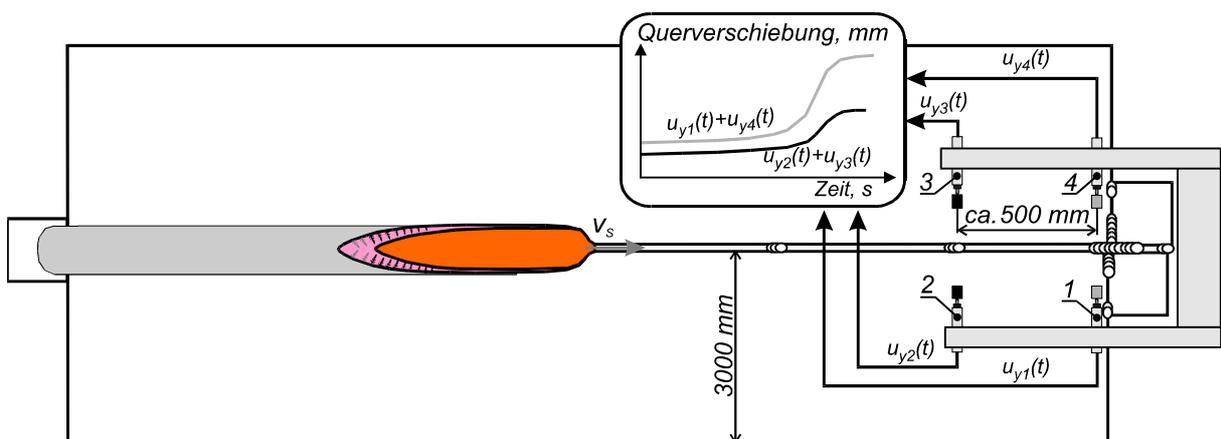


Bild 56. Messung der Querverschiebung am Blechende

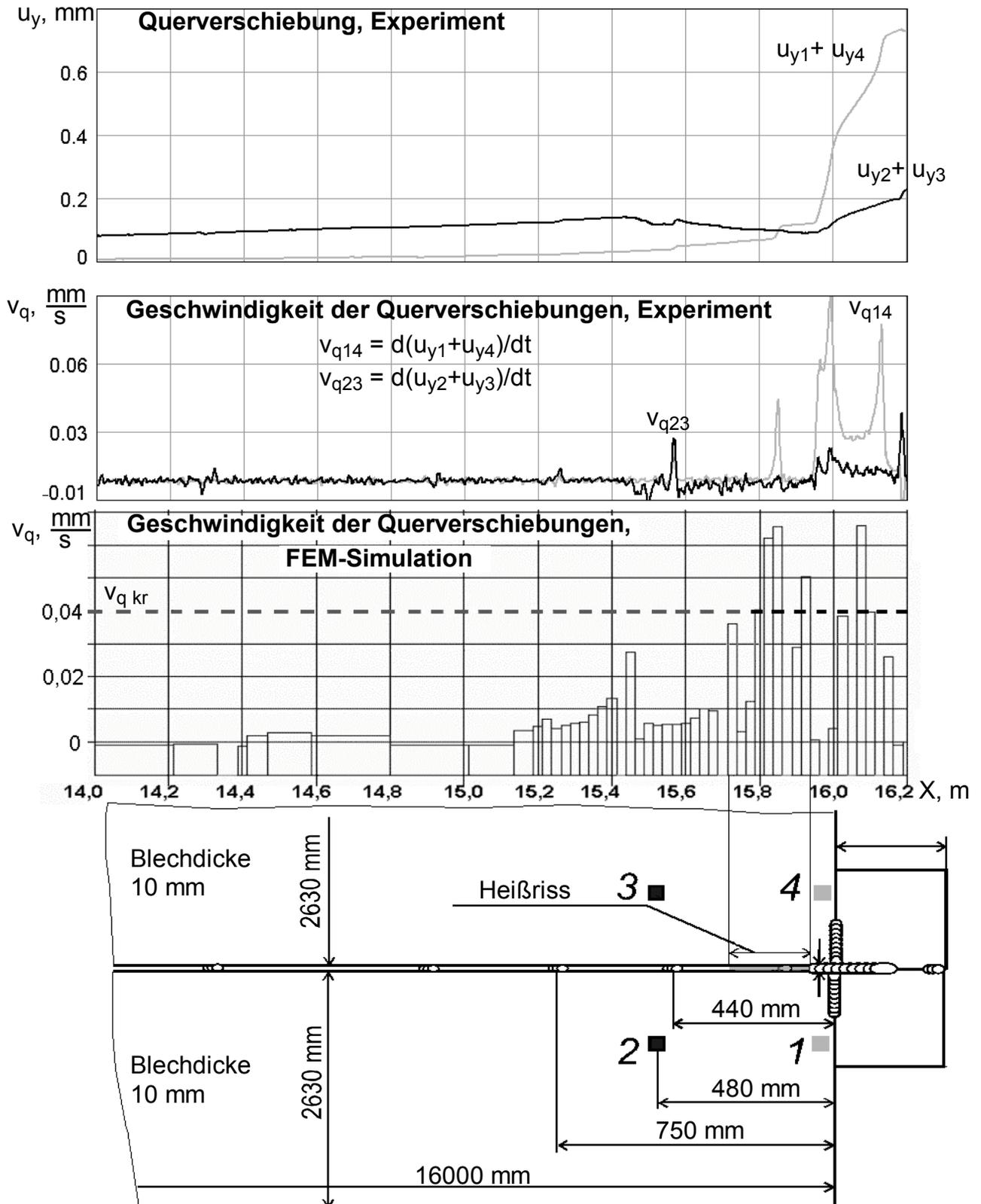


Bild 57. Querverschiebungen und deren Geschwindigkeit am Schweißnahtende

Heißrisse entstehen jedoch nicht an den Orten, wo aus den Messungen der Querverschiebungen die größten Geschwindigkeiten der Querverschiebungen v_{q14} und v_{q23} errechnet wurden, sondern dort, wo die Verformungsfähigkeit des Schweißgutes am geringsten ist. Dieser Ort ist als TIS hinter dem Schmelzbad bekannt. Deshalb wurde mit Hilfe des FEM-Modells die Geschwindigkeit der Querverschiebungen v_q für diese Schweißung unter Berücksichtigung des TIS nach dem Schema im **Bild 55** berechnet. Während die experimentellen Messungen die Position des Lichtbogens berücksichtigen, bezieht sich das FEM-Modell auf die Position des TIS. Die Ergebnisse der FEM Simulation sind ebenfalls im **Bild 57** dargestellt.

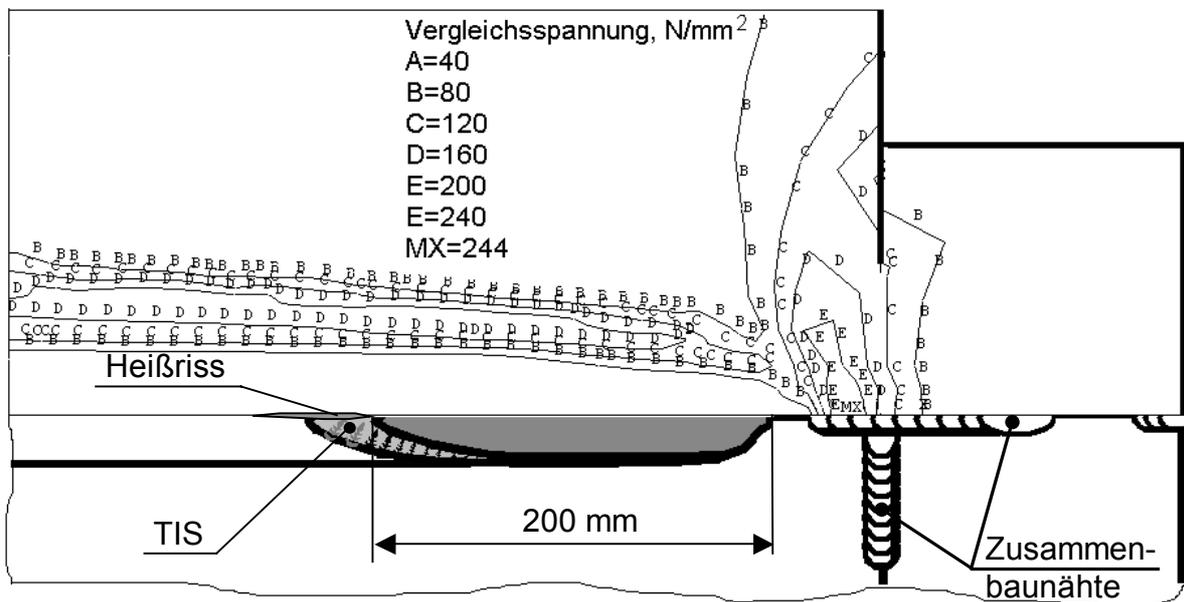


Bild 58. Spannungsverteilung am Blechende vor Anfang der Heißrissbildung

Um die auslösenden Aspekte der Heißrissbildung besser zu erklären, stellt **Bild 58** die berechnete Vergleichsspannungsverteilung am Blechende innerhalb des messtechnisch erfassten Ausschnittes aus **Bild 57** zu dem Zeitpunkt dar, bevor der Lichtbogen die 50 mm lange die Bleche verbindende Zusammenbaunäht aufschmilzt. Diese Zusammenbaunäht hat einen maximalen Zugspannungsbetrag von 244 N/mm^2 an der Stelle, wo die Blechenden zusammengehalten werden. Während der Aufschmelzung dieser Zusammenbaunäht, die die langen Bleche und die Auslaufblechteile verbindet, werden die Spannungen freigesetzt, so dass sich die Blechenden besonders schnell auseinander bewegen, was Heißrissbildung auslöst.

Die rissgefährdete Stelle befindet sich dabei ca. 200 mm (das entspricht etwa der Schmelzbadlänge) weiter hinter dem Beginn der Zusammenbaunäht am Ende des

Schmelzbades, wo das Temperaturintervall der Sprödigkeit (TIS) liegt.

Die während der Produktionsschweißung gemessenen Querverschiebungen und deren Geschwindigkeiten stimmen qualitativ mit den Werten der FEM-Berechnung der Blechpläne überein. Der quantitative Vergleich ist eingeschränkt, weil die von Hand ausgeführten Heftstellen mit idealisierten Beträgen ihrer Abmessungen und Abstände in die Berechnungen eingehen und nicht den realen Heftungen entsprechen. Außerdem wären für eine genauere FEM-Berechnung eine höhere Anzahl von Elementen sowie die Anwendung von 3D-Modellen erforderlich, was jedoch die Rechenzeit extrem verlängern würde. Das hier entwickelte FEM-Modell berechnet die Verschiebungen in den Blechplänen während der Zeitdauer von 1 bis 3 Stunden und reicht für die Untersuchungen der bauteil- bzw. zusammenbaubedingten sowie prozessbedingten Einflüsse auf die Heißrissanfälligkeit völlig aus.

Beim Schweißen der 16 m langen Bleche betragen die Querverschiebungen am Ende der Schweißnaht ca. 0,8 mm (**Bild 57**). Dabei beträgt v_q ca. 0,1 mm/s, und es treten Heißrisse in den letzten 300 mm der Schweißnaht auf.

Im Abschnitt 2.1.1 wurden Laborversuche dargestellt, bei denen die Querverschiebungen an unterschiedlich langen Blechen gemessen wurden. In Anlehnung an die Messergebnisse bei den Laborschweißungen in 2.1.1 kann erwartet werden, dass sich bei realen Schweißungen mit abnehmender Länge der Bleche die Querverschiebungen und deren Geschwindigkeiten am Nahtende auch verringern, was die Heißrissgefahr herabsetzen würde. Um das zu überprüfen, wurden die Querverschiebungen bei Produktionsschweißungen kürzerer Bleche gleicher Blechdicke gemessen. Wenn die Schweißnaht entsprechender Bleche nur 6,1 m lang ist, schieben sich die großen Bleche am Ende nur 0,45 mm auseinander (**Bild 59**). Das bedeutet, die Querverschiebungen haben sich auch während der Produktionsschweißungen mit abnehmender Länge der geschweißten Bleche wesentlich reduziert. Die Geschwindigkeit v_{q14} verringerte sich dabei nur unwesentlich von 0,1 mm/s auf 0,08 mm/s. Deshalb entstehen auch bei 6,1 m langen Schweißnähten Heißrisse.

2.1.6 Schlussfolgerung zur Heißrissbildung am Ende langer Schweißnähte

Anhand der FEM-Berechnung und der Messungen während der Produktionsschweißungen wurde festgestellt, dass Heißrisse an den Blechenden beim einseitigen UP-Tandemschweißen langer Schweißnähte durch bauteil- und zusammenbaubedingte Einflüsse hervorgerufen werden.

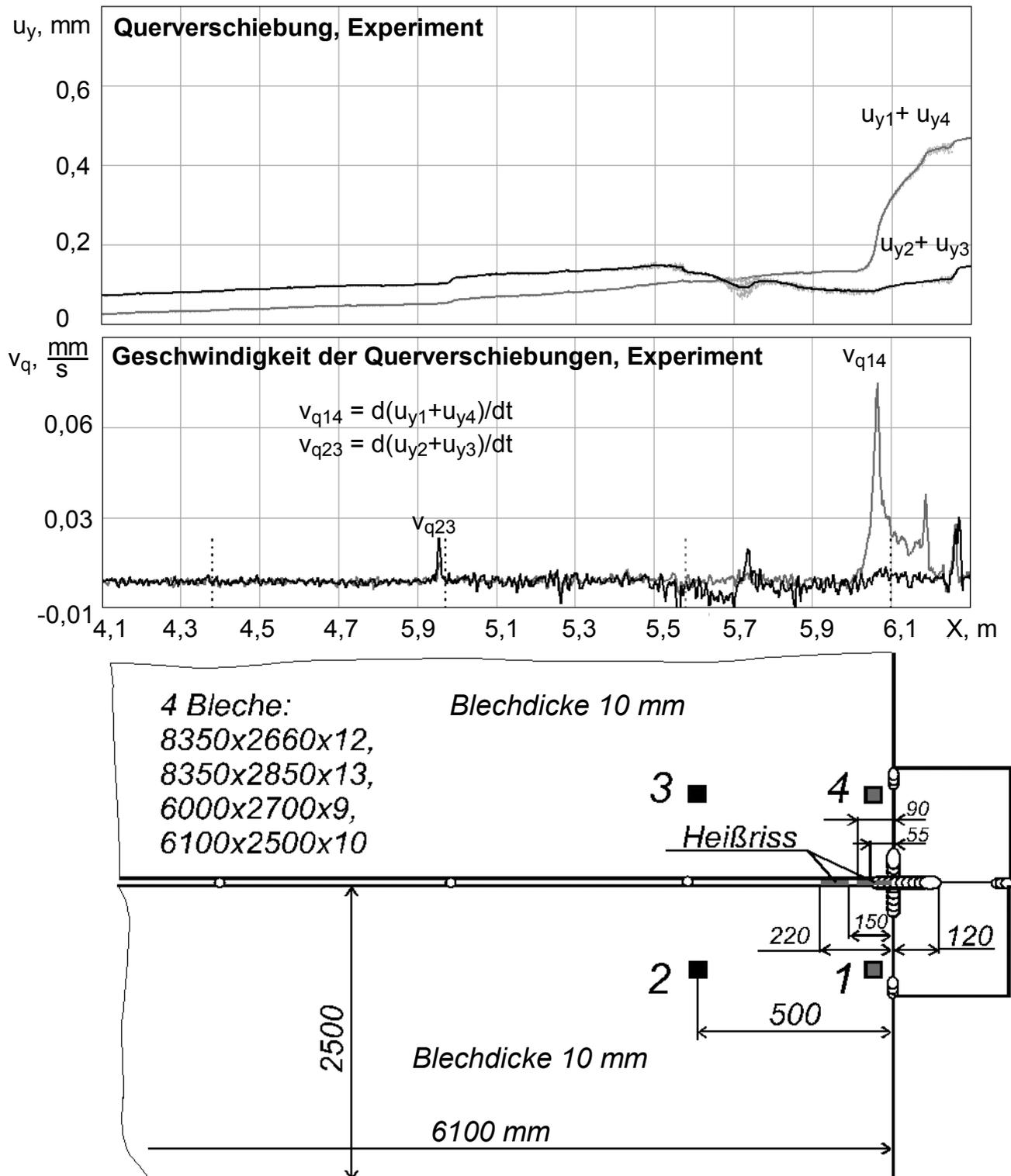


Bild 59. Querverschiebungen und deren Geschwindigkeit am Schweißnahtende beim Schweißen der 6,1 m langen Schweißnaht

Sie treten entsprechend der Heißrisstheorie auf, wenn die bauteil- sowie wärmeeintrag- und prozessbedingte Geschwindigkeit der Querverschiebungen des Schweißprozesses v_q eine metallurgisch- und prozessbedingte kritische Geschwindigkeit der Querverschiebungen $v_{q\,kr}$ überschreitet. Da der Betrag der Geschwindigkeit der Querverschiebungen am Schweißnahtende v_q den Betrag v_q in Nahtmitte um das 10-fache überschreiten kann, konnten alle Versuche zur Optimierung der Schweißparameter und der Draht-Pulver-Kombinationen nicht zu einer Vermeidung der Heißrisse führen, sondern nur eine Verringerung der Risslänge bewirken. Es ist deshalb eine vordringliche wissenschaftliche Aufgabe, Wege aufzuzeigen, die eine vollständige Vermeidung von Heißrisen am Ende langer Nähte ermöglichen.

2.2 Wege zur Vermeidung bzw. Minimierung der Heißrisse

2.2.1 Mögliche Maßnahmen zur Vermeidung von Heißrisen am Nahtende

Aus dem Heißrissekriterium und dem Heißrisssdiagramm (**Bild 55**) werden zwei Wege zur Vermeidung von Heißrisen beim Einseitenschweißen langer Bleche abgeleitet. Das sind Maßnahmen, die entweder zur Minimierung der Blechbewegungen beitragen oder solche, die den Betrag der kritischen Geschwindigkeit der Querverschiebungen durch werkstoff- und prozessbedingte Einflussfaktoren erhöhen.

Maßnahmen, die die Blechbewegungen bzw. die Geschwindigkeit der Querverschiebungen v_q minimieren:

- Schweißfolge (Schrittverfahren, gegenläufige Prozessführung),
- Einspannkräfte am Blechende,
- zusätzliche Abkühlung,
- zusätzliche lokale Erwärmungen,
- Abmessungen, Art und Geometrie der Auslaufbleche.

Maßnahmen, die den Heißriswiderstand der Schweißnaht bzw. die kritische Geschwindigkeit der Querverschiebungen $v_{q\,kr}$ erhöhen:

- Draht-Pulver-Kombination,
- Prozessänderung (z.B. Verringerung der Schweißgeschwindigkeit).

Die einfachste Methode zur Heißrisvermeidung am Blechende bzw. für die Heißrisminimierung ist nach [74] eine Wurzelschweißung am Blechende mittels des MAG-Schweißens. Diese Technologie wurde bereits an der Paneelanlage getestet, ohne jedoch Heißrisse gänzlich zu beseitigen.

Eine gegenläufige Prozessführung, bei der gleichzeitig oder nacheinander von Blechanfang und Blechende aus in entgegengesetzten Richtungen geschweißt wird, ist eine sehr sichere Methode zur Vermeidung der Heißrissbildung. Da die UP-Tandemanlage nur in einer Richtung schweißen kann, ist ein zweiter Schweißkopf für diese Methode erforderlich. Bedingung für den Einsatz dieser Methode ist jedoch auch die Zulässigkeit eines überschweißten Endkraters in der Naht.

Für die durchgehende Einseitenschweißung ist eine lokale Abkühlung neben der Schweißnaht vorteilhaft, da sie die Verschiebungen am Blechende verringert [75]. Außerdem nimmt der Heißrisswiderstand der Schweißnaht bzw. v_{qkr} auch durch Erhöhung der Abkühlgeschwindigkeit zu. Der Vorzug der auf diesem Weg herabgesetzten Heißrissneigung erfolgt jedoch auf Kosten der über die Abkühlgeschwindigkeit gesteuerten mechanischen Eigenschaften und der Kaltrissbeständigkeit. Diese Lösung erfordert eine sehr enge und genaue Optimierung der Abkühlung. Dazu sind umfangreiche Untersuchungen über die Art der zusätzlichen Kühlelemente und ihre Positionierung notwendig. Die zusätzliche Abkühlung kann jedoch erst auf einer neu zu projektierenden Anlage angewendet werden, da es bei den gegenwärtig auf der Werft arbeitenden Panellinien keinen zusätzlichen Platz für die Kühlelemente gibt, weil die magnetischen Spannelemente dicht neben der Badsicherung angeordnet sind.

Des Weiteren wurde bereits untersucht, wie sich durch geeignete Wärmeeinwirkung die Querverschiebungen an den Blechenden verringern lassen. In Schweden wurde ein Verfahren getestet [76, 77], bei dem mittels Erwärmung der Bleche über die volle Breite, jedoch ohne den Nahtbereich am Nahtende zu erwärmen, Einfluss auf die Heißrissneigung genommen wurde. Dabei konnte die prozentuale Heißrissrate von 7 auf 1 % verringert werden.

Die Möglichkeit, durch zusätzliche lokale Erwärmungen ebene Verschiebungen beim thermischen Zuschnitt von langen Blechen durch Parallelbrennschneiden zu minimieren, ist praktisch erprobt. Deshalb wird eine Übertragung dieser Form der Kompensation der Verschiebungen auf die Einseitenschweißung im Abschnitt 2.2.2 untersucht.

In Japan wurde eine Technologie eingesetzt [78, 79], bei der beim Zusammenbau der Bleche am Nahtende zunächst keine Heftstellen gesetzt werden. Der nicht geheftete Nahtabschnitt an den Blechenden wird auf Temperaturen zwischen 220 °C und 290 °C erwärmt, um die Blechenden thermisch zu strecken. Anschließend werden die Heftstellen gesetzt sowie das Auslaufblech angeschweißt. Der Schweißprozess der gesamten Naht wird erst nach etwa

1 Stunde begonnen, wenn sich Druckspannungen quer zu Naht am Ende der Bleche wegen der Abkühlung auf Raumtemperatur aufbauen.

Durch die Änderung der Kristallisation in der Schweißnaht kann die Heißrissanfälligkeit bzw. die kritische Geschwindigkeit der Querverschiebungen v_{qkr} wesentlich beeinflusst werden. Um der Heißrissbildung entgegenzuwirken, muss nach [80, 81] die Schweißgeschwindigkeit auf ca. 20-30 cm/min reduziert werden. Das ist aus betriebswirtschaftlichen Gesichtspunkten uneffektiv, da die Produktivität im Vergleich zu den zur Zeit angewendeten Schweißparametern dann um das 3- bis 5-fache herabgesetzt werden müsste. Eine örtlich begrenzte Änderung der Schweißgeschwindigkeit von 80-100 cm/min auf 20-30 cm/min am Nahtende macht die Entwicklung einer sehr komplizierten Steuerung zur Konstanthaltung der Streckenergie notwendig. Bei einer manuellen Änderung der Schweißparameter gibt es keine Garantie, dass eine gute und stabile Qualität der Schweißnaht bei der einseitigen Schweißung gewährleistet würde. Außerdem erfordern solche Veränderungen weitere Untersuchungen, um nicht bei den sich ändernden und geänderten Schweißparametern Beeinträchtigungen der Festigkeitswerte des Schweißgutes hervorzubringen.

Von den diskutierten Möglichkeiten erwies sich die lokale zusätzliche Erwärmung am erfolgversprechendsten.

2.2.2 FEM-Simulation zur Minimierung der Blechbewegung infolge zusätzlicher lokaler Erwärmungen

Zur Verringerung der Blechbewegungen bzw. der Heißrissgefahr am Blechende kommen zwei unabhängige Wärmequellen (**Bild 60**) zum Einsatz, die sich parallel zu den Lichtbögen beim UP-Tandemschweißen bewegen und nur die äußeren Längskanten der Blechpläne erwärmen. Diese Verfahrensweise basiert auf der Annahme, dass die zusätzliche thermische Ausdehnung der äußeren Blechkanten die lokale Verlängerung in der Schweißzone kompensiert. Die Energie, die für die bandförmige Durchwärmung einer Blechkante erforderlich ist, beträgt entsprechend der FEM-Berechnung nur ca. 10-20 % der für das Schweißen benötigten Energie, da der Temperaturbereich von 30 °C bis 200 °C maximale Wirkung auf die thermische Verlängerung hat. Bei höheren Temperaturen oberhalb 200 °C gibt es keine Verlängerung und Spannungserhöhung, da die temperaturabhängige Streckgrenze erreicht wird. Bei Temperaturen oberhalb 300 °C nimmt dann die Streckgrenze ab.

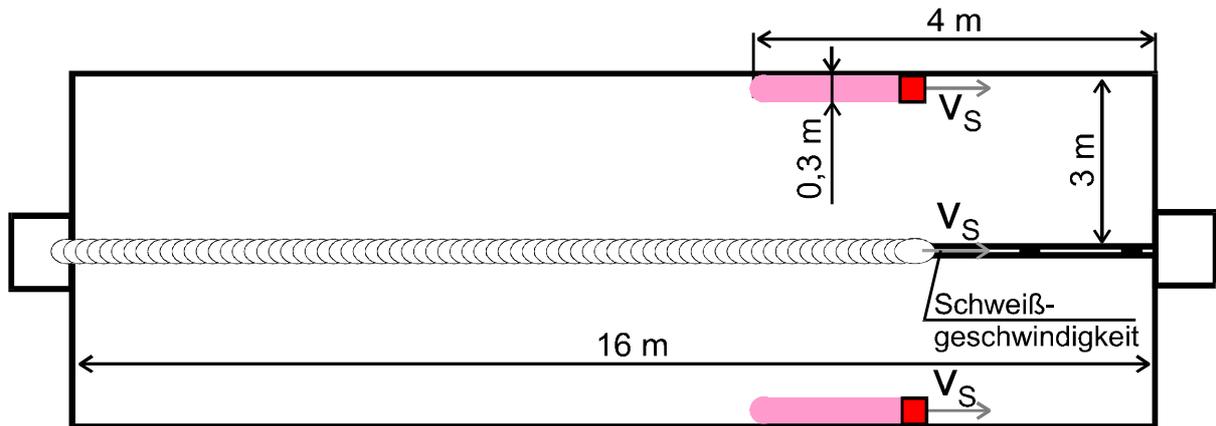


Bild 60. Schema zur Erwärmung der äußeren Blechkanten beim Stumpfnahtschweißen von 2 Blechen größerer Länge

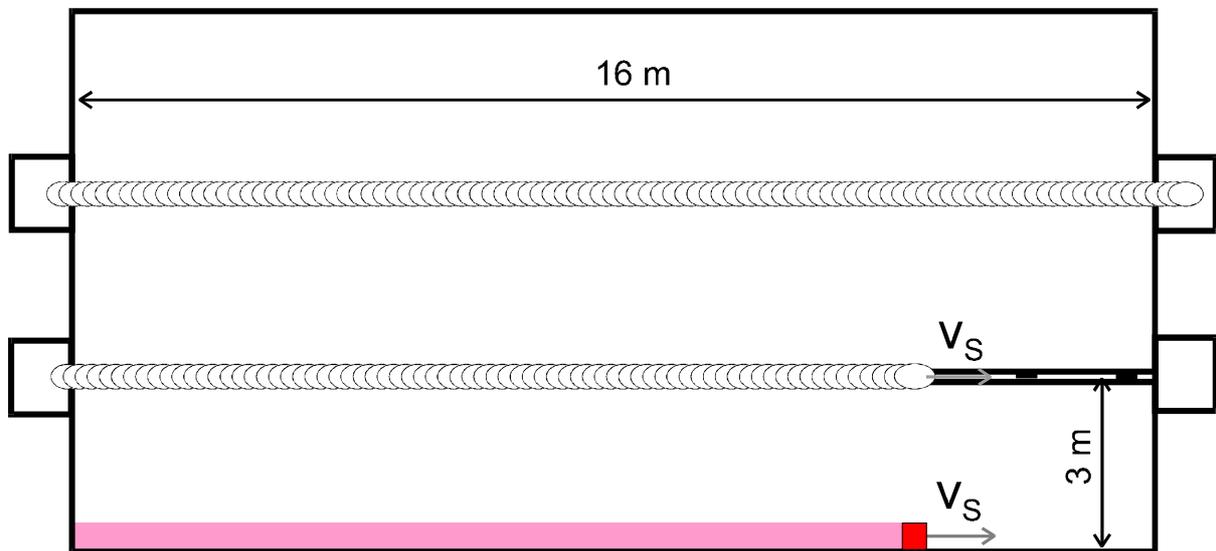


Bild 61. Erwärmung der Blechkanten bei der Komplettierung eines Blechplans.

Bei der Komplettierung eines asymmetrischen Blechplans (z. B. mit den Abmessungen 3 m x 16 m und ≥ 6 m x 16 m) ist das Erwärmen der Kante des breiteren Bleches nicht mehr erforderlich. Die schmalere Blechkante muss jedoch von Anfang bis Ende der Nahtlänge (**Bild 61**) bandförmig durchwärmt werden.

Bild 62 zeigt den wirksamen Einfluss eines Wärmebandes entlang der äußeren Blechkanten auf die Geschwindigkeit der Querverschiebungen beim UP-Tandemschweißen der Bleche mit den Abmessungen 16x3000x16000 mm und 16x6000x16000 mm. Die mit Hilfe des FEM-Programms berechnete erforderliche Temperaturerhöhung unmittelbar hinter der rechteckigen Wärmequelle beträgt über die Umgebungstemperatur hinaus 32 °C bei einer Breite der Wärmequelle von 300 mm an der äußeren Blechkante. Die effektive Leistung für die

Erwärmung beträgt dabei 6,2 kJ/s. Für einen Gasbrenner mit einem Wirkungsgrad von ca. 30 % entspricht dieser Wert einem Propanverbrauch von 13 l/min.

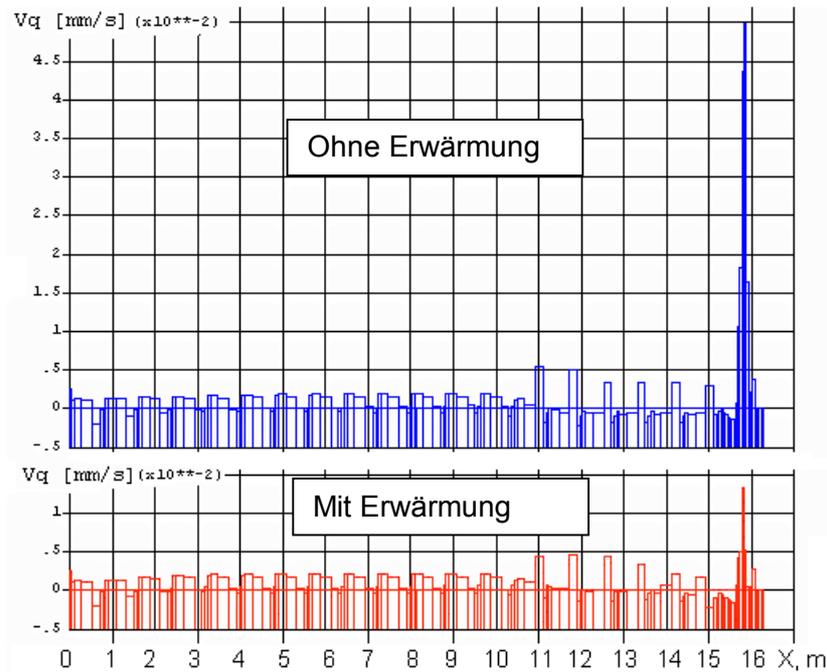


Bild 62. Vergleich der berechneten Geschwindigkeiten der Querverschiebungen v_q für das Einseitenschweißen mit und ohne Erwärmung der äußeren Blechkanten

Die Berechnungen der lokalen vektoriellen Verschiebungen während und unmittelbar nach dem Schweißen asymmetrischer Blechpläne werden sowohl für die konventionelle Schweißung (**Bild 63**) als auch für die Schweißung mit dosierter Erwärmung einer äußeren Blechkante (**Bild 64**) gegenübergestellt. Beim ersten Blick auf das einseitige Erwärmen entsteht der Eindruck, dass sich die erwärmte Blechkante des schmaleren Bleches verzieht. Das passiert allerdings nur während des Schweißens und unmittelbar nach dem Schweißen. Nach der Abkühlung ist die Blechkante wieder gerade, weil die Wärmezufuhr so dosiert wurde, dass keine plastischen Verformungen durch die lokale Erwärmung hervorgerufen werden.

In **Bild 65** werden die berechneten Schrumpfungen des asymmetrischen Blechplans nach vollständiger Abkühlung gegenübergestellt, wenn mit und ohne zusätzlicher Erwärmung der äußeren Blechkanten geschweißt wurde. Dass die Erwärmung der äußeren Blechkante des schmalen Bleches während des Schweißens auch die Maßhaltigkeit erhöht und nicht nur zur Heißrissvermeidung beiträgt, erweist sich als Vorteil der entwickelten Maßnahme.

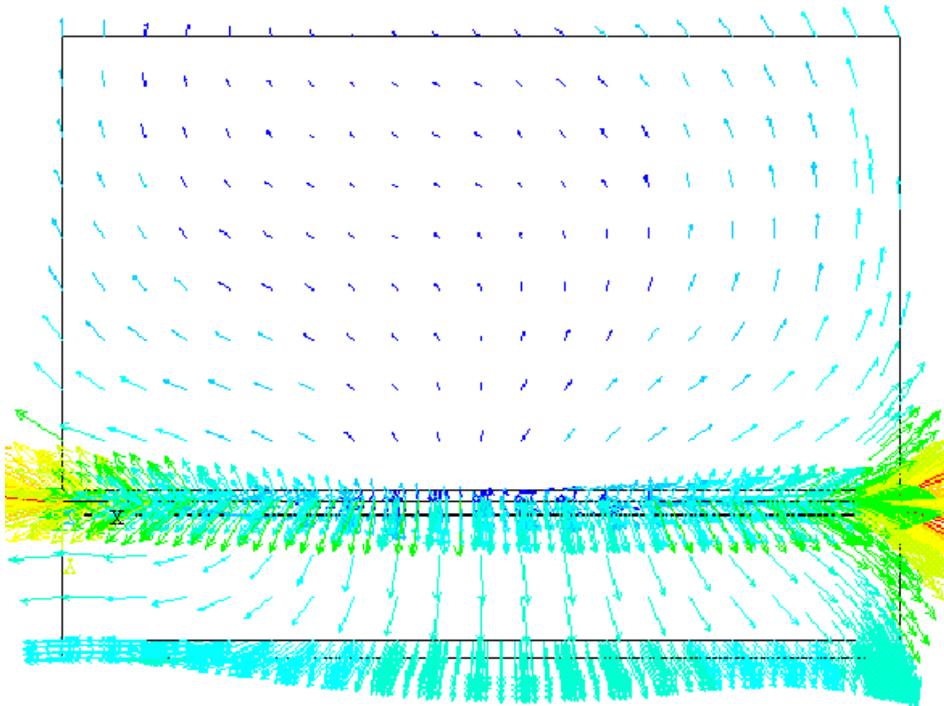


Bild 63.
Berechnete
Verschiebungen
der Blechpläne
unmittelbar nach
dem Schweißen
ohne Erwärmung.

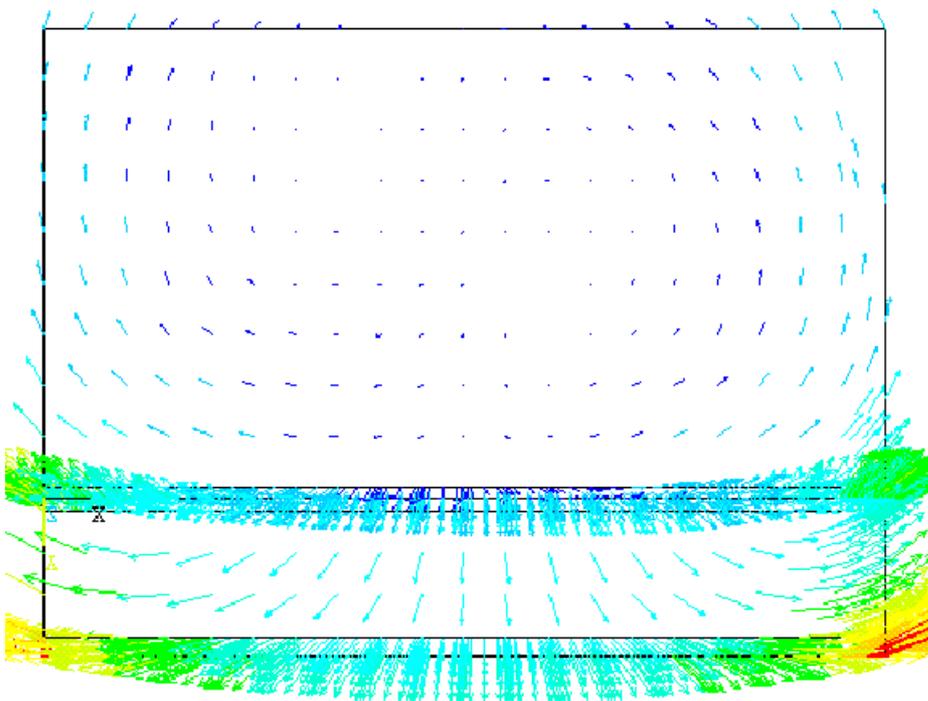


Bild 64.
Berechnete
Verschiebungen
der Blechpläne
unmittelbar nach
dem Schweißen
bei synchroner
Erwärmung.

Die zusätzliche Erwärmung der äußeren Blechkanten beim UP-Einseitenschweißen ist sehr wichtig bei der Komplettierung der Paneele, da eine bestimmte Toleranz des Stegabstandes ($\pm 0,5$ bis $\pm 1,0$ mm, abhängig vom Schweißverfahren) über die gesamte zu schweißende Nahtlänge eingehalten werden kann. Neben der positiven Wirkung auf die Heißrissvermeidung bringt die dosierte Erwärmung der äußeren Blechkanten auch den Vorteil der besseren Maßhaltigkeit der Blechpläne.

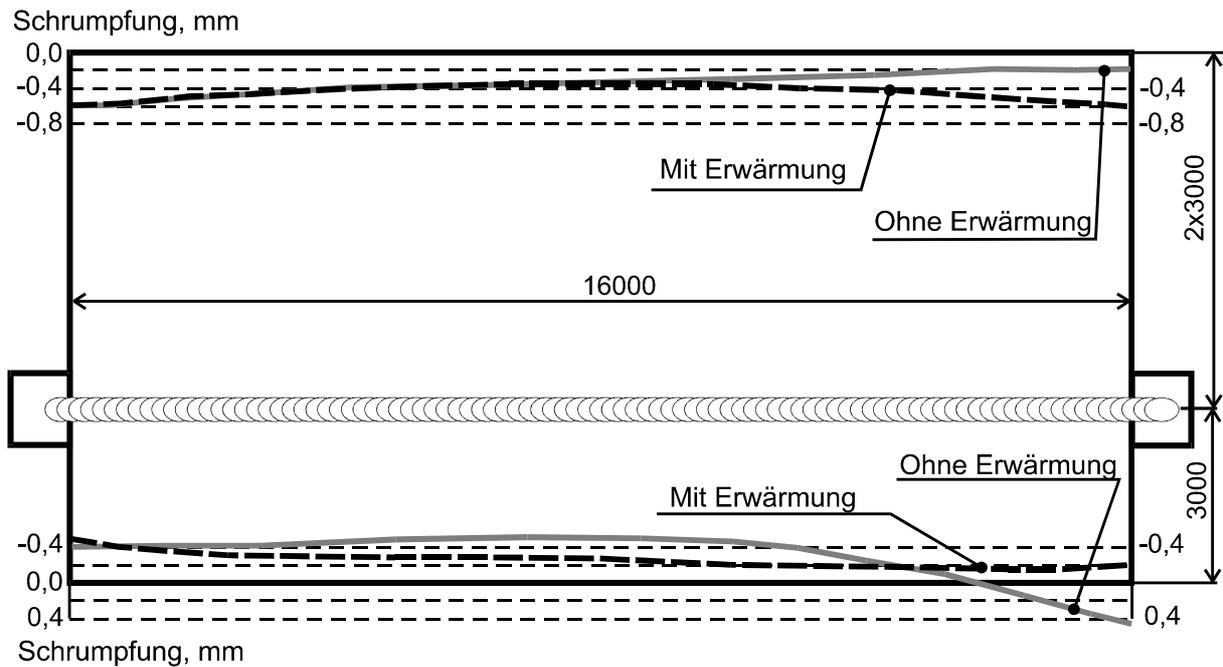


Bild 65. Schrumpfung des Blechplans im **Bild 63** und **Bild 64** nach der Abkühlung.

Tabelle 1. Parameter für die Erwärmung der äußeren Blechkanten

Blechdicke, mm	1. Lichtbogen		2. Lichtbogen		v_s cm/min	Effektive Leistung kJ/s	Propanmenge bei 30% Wirkungsgrad l/min	ΔT , °C
	I_1 A	U_1 V	I_2 A	U_2 V				
8	630	32	580	37	100	4,9	10,3	34
9	720	32	600	38	95	5,4	11,4	35
10	730	32	680	38	95	5,8	12,2	34
11	910	32	600	39	87	6,2	13,0	36
12	920	32	600	39	85	6,3	13,1	34
13	950	32	600	39	80	6,4	13,3	34
14	950	32	600	37	72	6,2	13,0	34
15	950	32	600	37	68	6,2	13,0	34
16	950	32	600	37	67	6,2	13,0	32
18 (1.Lage)	950	32	600	36	67	6,2	12,9	28
20 (1.Lage)	750	31	550	31	60	4,8	10,0	22
22 (1.Lage)	750	31	550	31	60	4,8	10,0	20

Die berechneten Parameter für die Erwärmung der äußeren Blechkanten verschiedener Blechdicken und entsprechender Schweißparameter sind in Tabelle 1 dargestellt.

2.2.3 Überprüfung der errechneten Werte und Erprobung einer speziellen Wärmvorrichtung für die synchrone Erwärmung der äußeren Blechkanten durch praktische Messungen

Für die praktische Erprobung der Erwärmung wurde eine spezielle Wärmvorrichtung konzipiert und gebaut (**Bild 66**). Sie besteht aus einer Gasmischanlage, die ein Propan-Luft-

Gemisch erzeugt, und aus drei linienförmigen Lamellarbrennern der Fa. Weber der Länge 300 mm.

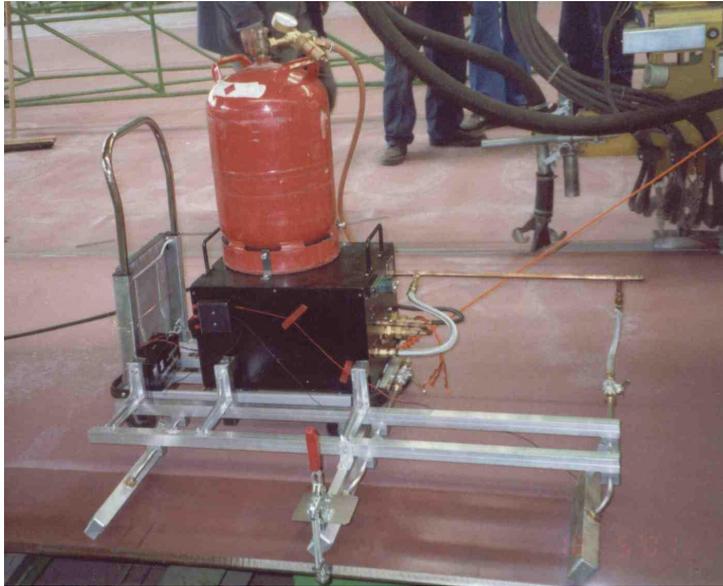


Bild 66. Spezielle Wärmvorrichtung für die synchrone Erwärmung einer Blechkante

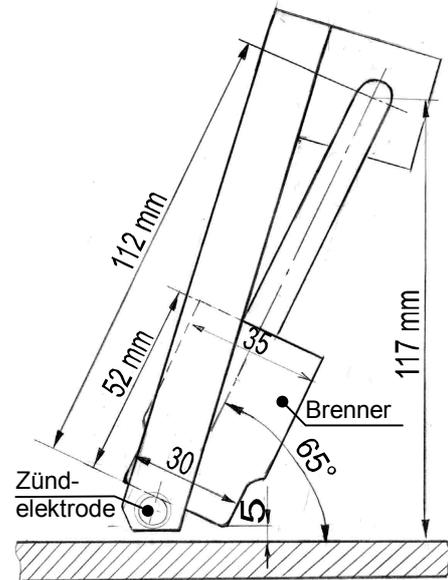


Bild 67. Anordnung des Lamellarbrenners mit justierbarem Einstellwinkel zur Optimierung der Wärmeleistung

Mit Hilfe eines elektronischen Durchflussmengenmessgerätes ist die genaue Dosierung der erforderlichen Gasmenge zur Steuerung der Wärmeleistung möglich, die unabhängig von der Temperatur und dem Gasdruck ist. Die lamellaren Gasbrenner wurden mit Zündelektroden ausgerüstet, um eine schnelle und bequeme Anzündung der Gasflammen zu gewährleisten. Um die erforderliche Durchwärmungstemperatur im lokalen Wärmeband an der äußeren Blechkante zu erzeugen, ohne Schrumpfspannungen zu verursachen, wurden drei Gasbrenner hintereinander angeordnet.

Die Wärmvorrichtung bewegt sich an der äußeren Blechkante parallel und zeitgleich mit dem Schweißlichtbogen. Um den Wirkungsgrad bei der dosierten Durchwärmung der Blechkante beeinflussen zu können, ist es erforderlich, den Abstand und die Winkeleinstellung des Lamellarbrenners zu optimieren (**Bild 67**). Der Abstand zwischen den Lamellarbrennern und dem Blech wird während des Schweißprozesses konstant gehalten, damit die Durchwärmung entlang der Blechkante gleichmäßig ist. Darum wurde eine Bewegungsvorrichtung für die Brenner, die Gasmischanlage und eine Propanflasche entwickelt und gebaut (**Bild 66**). Diese Bewegungsvorrichtung wird beim Schweißen mit der UP-Tandemanlage mitgeschleppt. Eine Stahlrolle sichert dabei, dass der Wagen immer genau am Blechrand während des gesamten Schweißprozesses fährt.

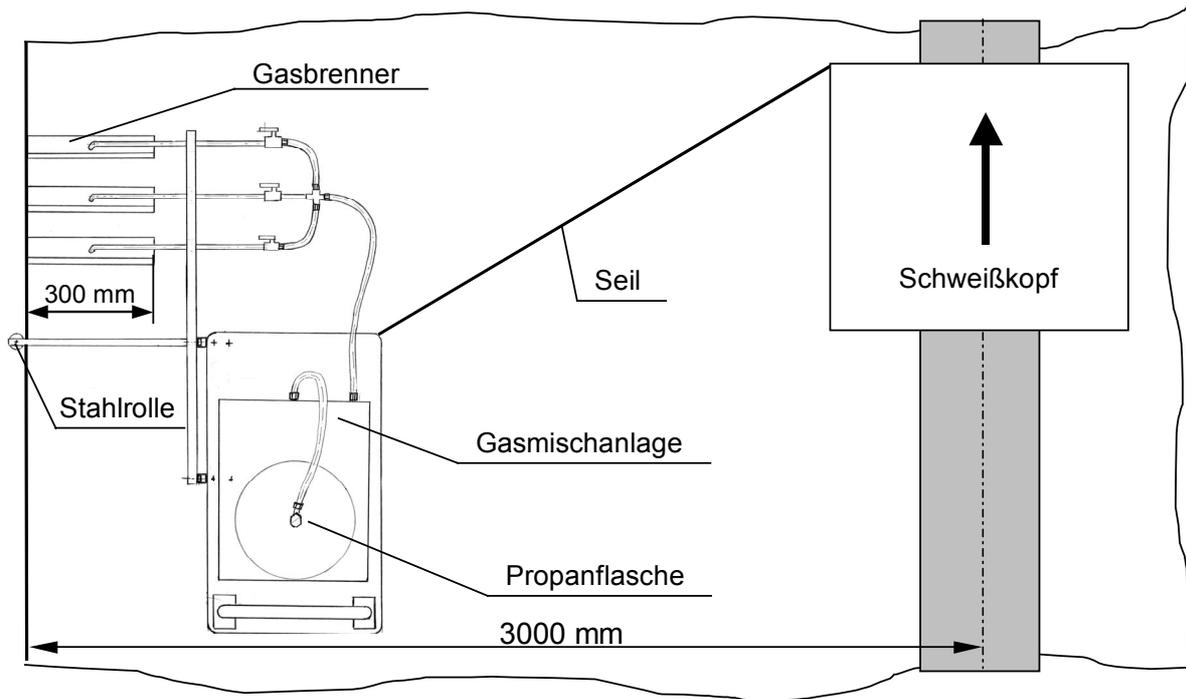


Bild 68. Schematischer Aufbau der speziellen Wärmevorrichtung

Wegen der einfach realisierbaren Bewegung der Wagens durch die Nachschleppmethode mussten die Gasbrenner sich ca. 1 m hinter dem Schweißkopf befinden (**Bild 68**). Dabei verringert sich zwar die Wirkung der Erwärmung, aber diese Nachschleppmethode hat in der Erprobungsphase die prinzipielle Wirksamkeit der lokalen Erwärmung mit Wärmevorrichtung nicht beeinträchtigt.

Die Wirksamkeit der dosierten Erwärmung der äußeren Blechkanten wurde während der Produktionsschweißungen an den Blechplänen durch gleichzeitige Messung der Querverschiebungen an den gegenüberliegenden Messpunkten am Schweißnahtende detailliert nachgewiesen. Beispielgebend werden Messbeispiele für zwei vergleichbare Blechpläne gegenübergestellt. In **Bild 57** wurden bereits die Querverschiebungen an einem Blechplan dargestellt, der ohne Erwärmung der äußeren Blechkanten geschweißt wurde. Die Summe der Querverschiebungen $u_{y1}+u_{y4}$ am Blechende an den Wegsensoren 1 und 4 beträgt hier 0,8 mm. Aus **Bild 69** wird ersichtlich, dass sich an einem mit Wärmevorrichtung geschweißten Blechplan die Summe der gemessenen Querverschiebungen $u_{y1}+u_{y4}$ an den Wegsensoren 1 und 4 auf maximal 0,24 mm reduziert.

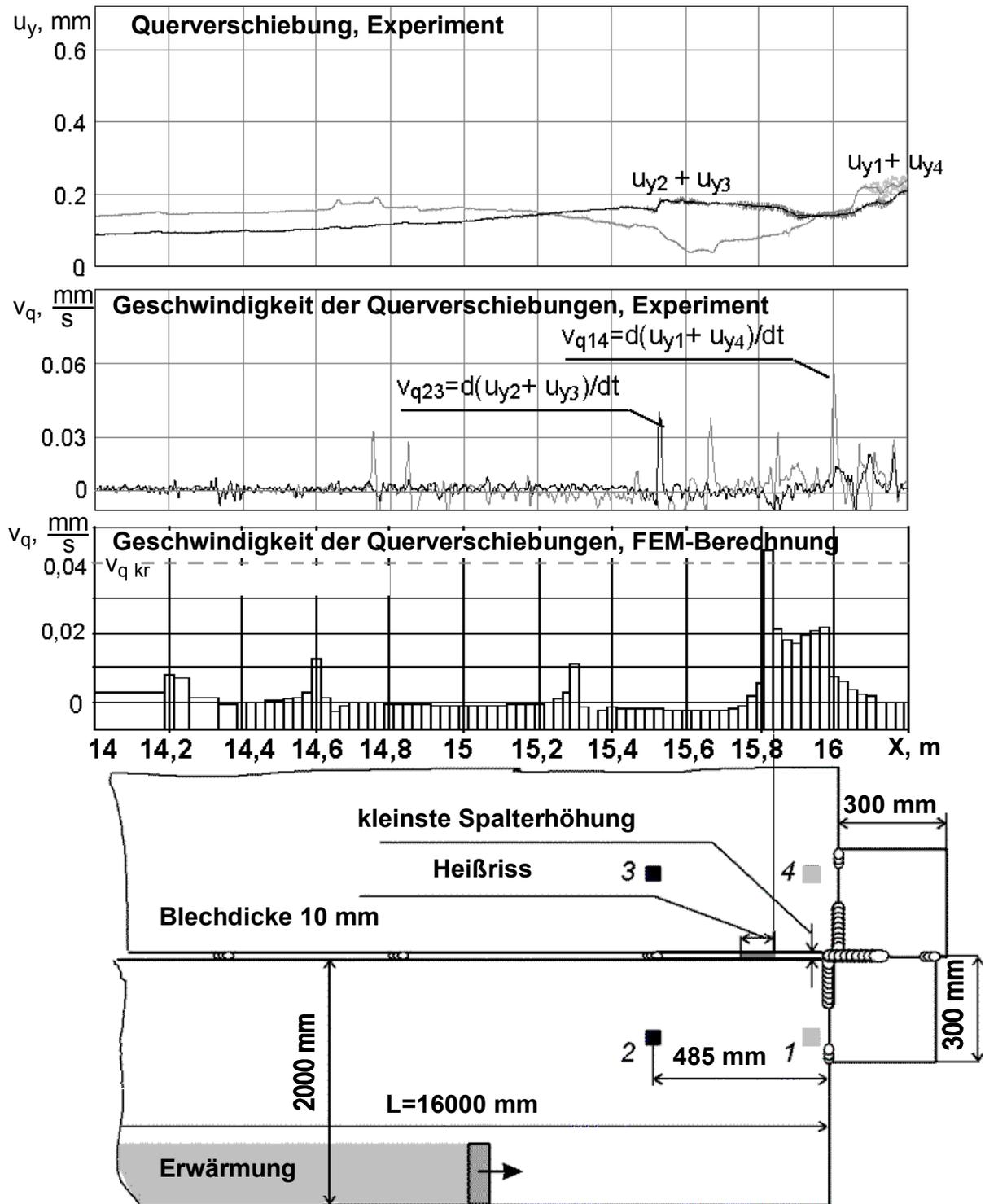


Bild 69. Querverschiebungen und deren Geschwindigkeit am Schweißnahtende bei Versuchsschweißung mit Erwärmung.

Der Erfolg der Betragsminimierung der Verschiebungen reichte in diesem Fall allerdings nicht aus, um Heißrisse zu vermeiden. Das belegt auch die berechnete Geschwindigkeit der Querverschiebungen v_{q14} , die im Falle der zusätzlichen Erwärmung zwar um die Hälfte von 0,1 mm/s auf 0,5 mm/s aber nicht unter dem kritischen Wert v_{qkr} herabgesetzt wurde. Die experimentellen Untersuchungen stützen die Ergebnisse der FEM-Berechnung und belegen die prinzipielle Eignung der Wärmvorrichtung zur Minimierung der prozess- und bauteilbedingten Verschiebungen.

2.2.4 Einschätzung der Wirksamkeit der dosierten Erwärmung der äußeren Blechkanten

Eignungsuntersuchungen der Wärmvorrichtung zur dosierten Erwärmung der äußeren Blechkanten erfolgten an Blechplänen verschiedener Abmessungen und Blechdicken. Anhand theoretischer Berechnungen und experimenteller Untersuchungen wurde nachgewiesen, dass die schweißprozessbedingten Blechbewegungen (Querverschiebungen und Schweißspaltöffnung) während des Schweißprozesses durch den Einsatz der Wärmvorrichtung effektiv kompensiert werden.

Die Versuchsergebnisse (**Bild 69**) zeigen aber auch, dass außer den schweißprozess- und bauteilbedingten Blechverschiebungen zusätzliche Blechbewegungen ausgelöst werden, die dem Aufschmelzen der Heftstellen und besonders der sich kreuzenden Zusammenbaunähte zum Verbinden der langen Blechen und Auslaufbleche miteinander und untereinander geschuldet sind. Daraus folgt, dass die Besonderheiten des Zusammenbaus und der Vorbereitungen für das Einseitenschweißen einer zusätzlichen Beachtung bedürfen. Dieser negative Einfluss des Aufschmelzens der Zusammenbaunähte stimmt mit Literaturdaten [82, 83, 84] überein.

Schlussfolgernd wird eingeschätzt, dass der Einsatz der Wärmvorrichtung grundsätzlich zur Kompensation der schweißprozess- und bauteilbedingten Blechverschiebungen geeignet ist. Eine zusätzliche lokale Erwärmung der Blechkanten kann jedoch die zusammenbaubedingten ruckartigen Unstetigkeiten beim Aufschmelzen der sich kreuzenden Zusammenbaunähte nicht kompensieren. Zur Lösung dieses Problems gibt es zwei Wege:

1. Kompensation der zusammenbaubedingten Unstetigkeiten durch weitere Optimierung der dosierten Erwärmung der äußeren Blechkanten. Diese Maßnahme bringt die Gefahr mit sich, dass die erwärmten äußeren Blechkanten ihre Stabilität verlieren können, bzw. Verwerfungen auftreten.

2. Entwicklung von Maßnahmen zur Vermeidung der zusätzlichen zusammenbaubedingten Blechbewegungen, die allein durch das Aufschmelzen der sich kreuzenden Zusammenbaunähte verursacht werden.

Eine höhere Wärmezufuhr an die äußeren Blechkanten beeinträchtigt die Stabilität des Blechplans. Es kommt zu Verwerfungen an den äußeren Blechkanten, die die weitere Komplettierung des Blechplans erschweren. Die folgenden theoretischen und experimentellen Untersuchungen konzentrieren sich deshalb auf die Untersuchung des Einflusses der Auslaufbleche und deren Zusammenbaunähte. Dazu wurden verschiedene Formen von Auslaufblechen analysiert, die von der bisher konventionellen Form einfacher quadratischer Auslaufbleche abweichen. Des Weiteren wurden sowohl die Abmessungen der Heftstellen entlang der Bleche, ihre Größe, Verteilung, Anordnung und Setzfolge untersucht als auch die Gestaltung und Anordnung der Zusammenbaunähte mit den Auslaufblechteilen optimiert.

Es wurden erste Versuche mit solchen Auslaufblechen durchgeführt, die besser geeignet sind, die zusammenbaubedingten Blechbewegungen zu kompensieren.

2.2.5 Gestaltung und Optimierung der Auslaufbleche einschließlich ihrer Auswirkung

Die Form der Auslaufbleche ist ein wesentlicher Einflussfaktor auf die Querverschiebungen und deren Geschwindigkeit am Blechende. So wurde in ersten Vorversuchen [85] der Unterschied zwischen zweiteiligen und einteiligen Auslaufblechen, die sich aus dem Zusammenbau der Blechpläne zufällig ergeben haben, nachgewiesen. Allein die Vergrößerung der Abmessungen der Auslaufblechteile von 300x300 mm auf bis zu 1000x1000 mm hat bei Untersuchungen auf der Aker-MTW Werft GmbH Wismar nicht zur Heißrissvermeidung beigetragen.

Um die heißrissfördernde Wirkung der Auslaufbleche am Blechende zu vermeiden, wurde sowohl die Gestaltung der Auslaufbleche als auch die Anordnung der sich kreuzenden Zusammenbaunähte so optimiert, dass es beim Übergang des Lichtbogens auf das Auslaufblech zu keinen Steifigkeitssprüngen mehr kommt. Dazu wurde ein nachgiebiges Auslaufblech entwickelt, das die Querverschiebungen beim Übergang des Lichtbogens von den langen Blechen auf das Auslaufblech minimiert (**Bild 70**).

Dieses Auslaufblech ist mit zwei Schlitzten so gestaltet, dass der Lichtbogen mit dem langen Schmelzbad in einen frei beweglichen Abschnitt der Auslaufblechteile übergehen kann (**Bild 70**). Die über eine Anschlussnaht mit den Blechenden verschweißten Bereiche der

Auslaufblechteile erwärmen sich nicht durch den Schweißprozess und behalten so ihre Festigkeit und Steifigkeit (**Bild 70**).

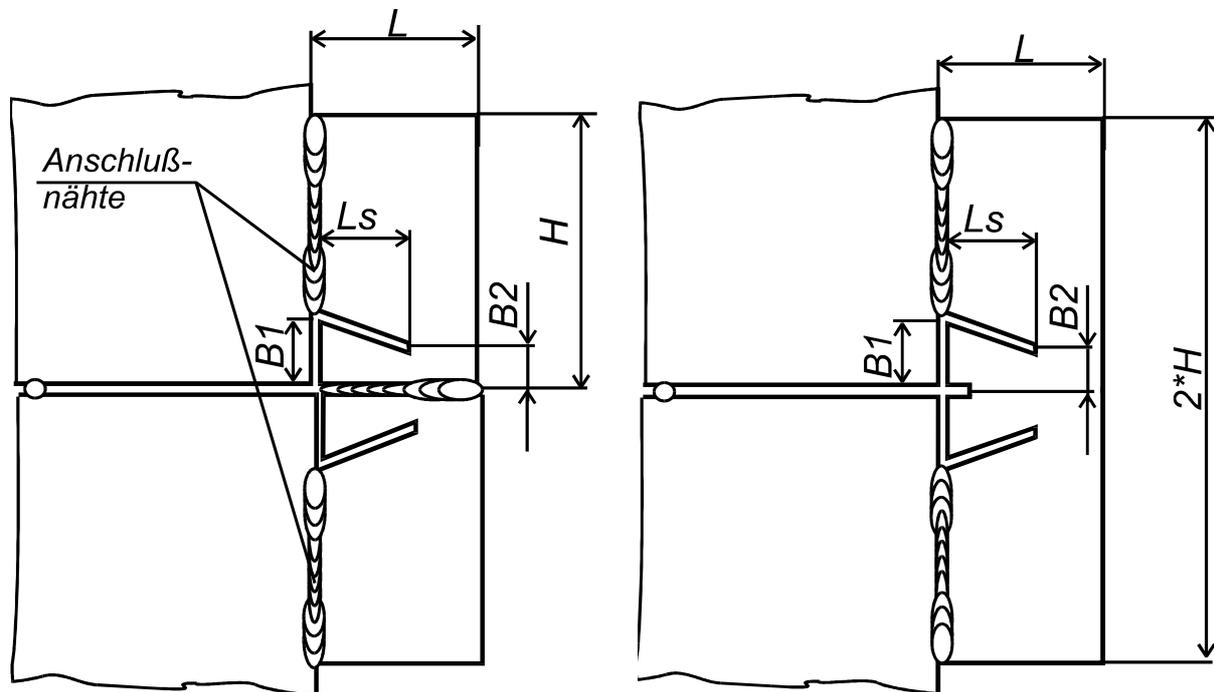


Bild 70. Zweiteilige und einteilige nachgiebige Auslaufbleche

Der frei bewegliche Abschnitt beider Auslaufblechteile L_s muss dabei mindestens der Schmelzbad- bzw. der Endkraterlänge entsprechen. Für den UP-Tandemschweißprozess beträgt die Mindestlänge des Schlitzes L_s ca. 200 mm. Die Breiten $B1$ und $B2$ des trapezförmigen frei beweglichen Abschnittes müssen so experimentell ermittelt werden, dass starke Überhitzungen und eine mögliche Aufschmelzung der Kupfer-Pulver-Badsicherung mit Sicherheit vermieden werden. Für die Blechdicken von 5 bis 16 mm haben sich in Experimenten die Breiten $B1=150$ mm und $B2=50$ mm als geeignet erwiesen. Für geringere Blechdicken von 5 bis 7 mm dürfen diese Breiten auf $B1=100$ mm und $B2=30$ mm verringert werden. Um eine effektivere Wirkung der nachgiebigen Auslaufbleche zur Heißrissvermeidung zu gewährleisten, wurden Formen und Abmessungen der nachgiebigen Auslaufbleche mit Hilfe der FEM berechnet.

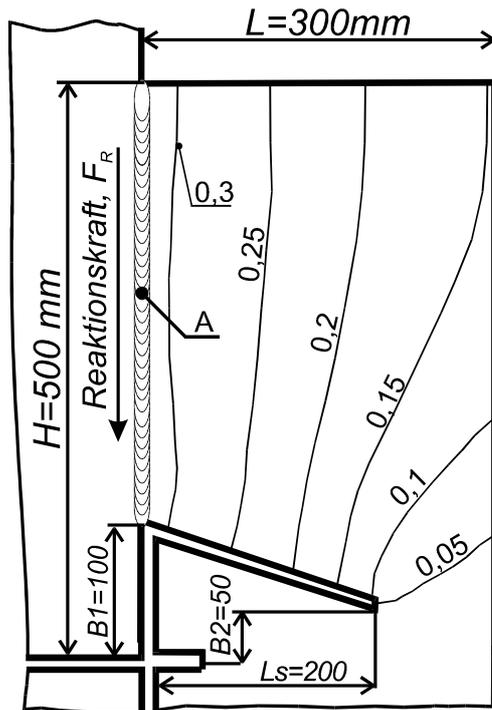


Bild 71. Verteilung der Querverschiebungen u_y [mm] in einer nachgiebigen Auslaufblechhälfte bei der Reaktionskraft $F_r=260\text{ kN}$ (Blechdicke = 16 mm)

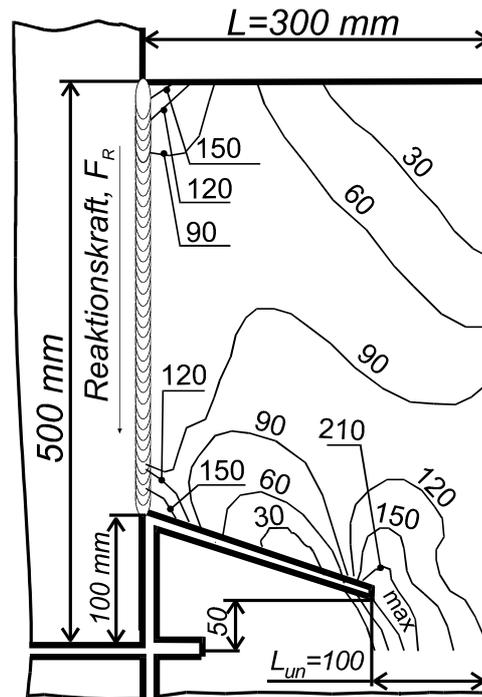


Bild 72. Verteilung der Vergleichsspannung $[\text{N}/\text{mm}^2]$ in einer nachgiebigen Auslaufblechhälfte bei der Reaktionskraft $F_r=260\text{ kN}$ (Blechdicke = 16 mm)

Aufgrund der sich während des Schweißens auseinander bewegenden Bleche entsteht in jedem Auslaufblechteil eine Reaktionskraft, die der Querverschiebung der Bleche entgegenwirkt. Bei einer maximalen Querverschiebung von 0,375 mm während der Versuchsschweißungen beträgt die Reaktionskraft 260 kN für nachgiebige Auslaufblechteile mit den Abmessungen 500x300x16 mm. Die Verteilungen der Querverschiebungen und der Vergleichsspannungen sind in **Bild 71** und **Bild 72** für eine Auslaufblechhälfte der Abmessungen (500x300x16 mm, $B_1=100\text{ mm}$, $B_2=50\text{ mm}$, $L_s=200\text{ mm}$) gegenübergestellt. In **Bild 73** wird der Zusammenhang zwischen der Querverschiebung und der Reaktionskraft dargestellt. Für den Punkt A der Auslaufblechhälfte in **Bild 71** gibt **Bild 73** die berechnete Reaktionskraft mit der Kennzeichnung „500x300“ an. Für Reaktionskräfte von 0 bis etwa 300 kN ist die Abhängigkeit zwischen der Querverschiebung und der Reaktionskraft linear-elastisch, die Querverschiebung im Punkt A liegt unter 0,375 mm. Die graue horizontale Linie in **Bild 73** markiert diejenige gemessene Querverschiebung, oberhalb deren Betrages das Schmelzbad durchfällt. Überschreitet die Vergleichsspannung im ungeschlitzten Bereich des Auslaufbleches (als „max“ gekennzeichnet in **Bild 72**) die Streckgrenze des Schiffbaustahls (in der FEM-Berechnung $R_{0,2}=270\text{ N}/\text{mm}^2$), können die Auslaufblechhälften unter weiterer Reaktionskraftaufnahme elasto-plastisch auseinander gezogen werden. Die Länge des

ungeschlitzten Bereiches $L_{un}=L-L_s$ ist damit ein Maß, bei welcher Reaktionskraft die Plastifizierung des ungeschlitzten Bereiches im Auslaufblech einsetzt.

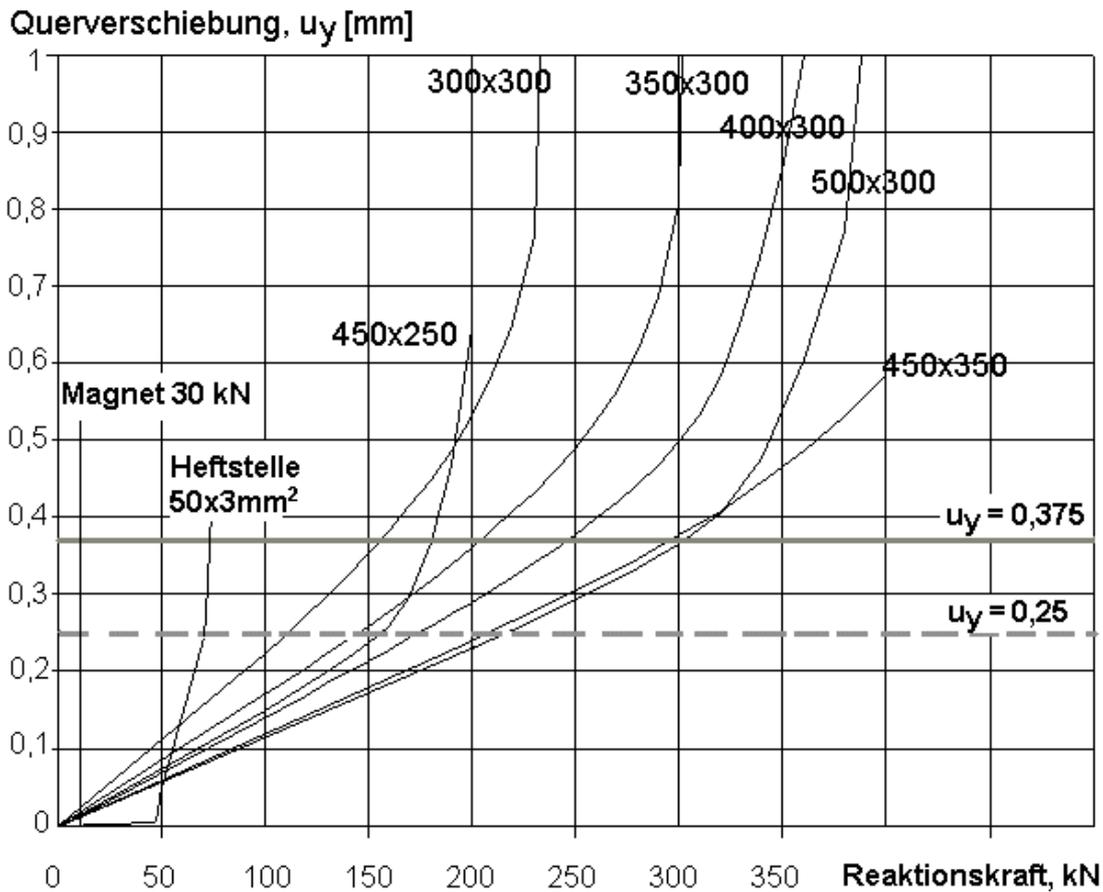


Bild 73. Einfluss der Abmessungen (HxL) der einteiligen nachgiebigen Auslaufblechhälften auf die von den Auslaufblechen infolge der Querverschiebung aufzunehmenden Reaktionskräfte unter Berücksichtigung der maximal tolerierbaren (punktierter graue Linie $u_y=0,25\text{mm}$) und gemessenen (graue Linie $u_y=0,375\text{mm}$) halben Spaltöffnung zur Sicherung der Spaltüberbückbarkeit des Schweißprozesses

Da bei den UP-Tandemschweißungen die gemessenen Querverschiebungen im Punkt A den Betrag von maximal 0,375 mm praktisch nicht überschreiten dürfen, weil sonst das Schweißgut durchfällt, bringt die Anwendung eines Auslaufbleches mit $L > 300$ mm keine weitere Verbesserung der Steifigkeit. Das Auslaufblech 450x350 mm hat zwar eine größere Fläche als das Auslaufblech mit den Abmessungen 500x300 mm ($157,5 \text{ cm}^2 > 150 \text{ cm}^2$), es erzeugt aber eine geringere Reaktionskraft bei der Querverschiebung von 0,375 mm. Unterschreitet das Maß L des Auslaufbleches deutlich den Wert von 300 mm wie z.B. beim Auslaufblech 450x250mm, so wird im Auslaufblech bereits ab einer Querverschiebung von 0,25 mm die Streckgrenze erreicht. Deshalb sind diese Abmessungen ebenfalls ungünstig.

Durch die FEM-Berechnung wurde ermittelt, dass die optimale Länge (L) des nachgiebigen Auslaufbleches ca. 300 mm betragen muss, wenn die Länge der Schlitze $L_s = 200$ mm beträgt. Je größer dabei die Höhe (H) der Auslaufblechhälfte ist, desto höher ist auch die Reaktionskraft.

Im Vergleich zu den nachgiebigen Auslaufblechen können die Magnetspannelemente nur viel geringere Kräfte (ca. 6 kN) in Querrichtung aufnehmen. Eine Heftstelle mit dem Querschnitt $50 \times 3 = 150 \text{ mm}^2$ am Blechende kann bis ca. 50 kN Querkraft aufnehmen. Die entwickelten nachgiebigen Auslaufbleche können bedeutend höhere Querkräfte aufnehmen. Diese hervorragende Eigenschaft rechtfertigt den erhöhten Materialeinsatz.

2.2.6 Bewertung der Schweißungen mit nachgiebigen Auslaufblechen

Die FEM-Berechnung des Einflusses der nachgiebigen Auslaufbleche auf die Querverschiebungen und deren Geschwindigkeiten v_q hat ergeben, dass beim Übergang des Lichtbogens auf das nachgiebige Auslaufblech am Blechende kein Ausschlag der Geschwindigkeit der Querverschiebungen v_q auftritt, während dieser im Falle des Einsatzes konventioneller Auslaufbleche extrem hoch ist. Das Ausbleiben eines starken Ausschlages am Blechende beim Einsatz nachgiebiger Auslaufbleche geht mit ca. 20% höheren Ausschlägen an den letzten und vorletzten Heftstellen im Vergleich zum Einsatz konventioneller Auslaufbleche einher (**Bild 74**).

Die errechneten Ergebnisse wurden durch Messungen während realer Schweißungen mit nachgiebigen Auslaufblechen überprüft und in [86] publiziert. In diesen Versuchen hatten die Auslaufblechhälften einen beweglichen Abschnitt $L_s = 200$ mm, $B_1 = 100$ mm, $B_2 = 50$ mm und variierbare Abmessungen 500x300 mm, 450x300 mm, 400x300 mm, 350x300 mm, 300x300 mm. Während dieser Schweißungen wurden die Querverschiebungen u_{y1} , u_{y2} , u_{y3} , u_{y4} am Nahtende gemessen.

Bild 75 zeigt den effektiven Einfluss des nachgiebigen zweiteiligen Auslaufbleches auf die gemessenen Querverschiebungen am Blechende und die ermittelte Verschiebungsgeschwindigkeit. Die Querverschiebungen werden schon in den Blechen an den Messpunkten 1-4 wirksam, wenn der Lichtbogen noch ca. 2000 mm vom Übergang zum nachgiebigen Auslaufblech entfernt ist. Die Querverschiebungen nehmen kontinuierlich aber nur geringfügig zu, werden jedoch an den Heftstellen kurzzeitig angehoben. Das Maximum der Summe der Querverschiebungen u_{y14} beträgt am Nahtende nur 0,5 mm.

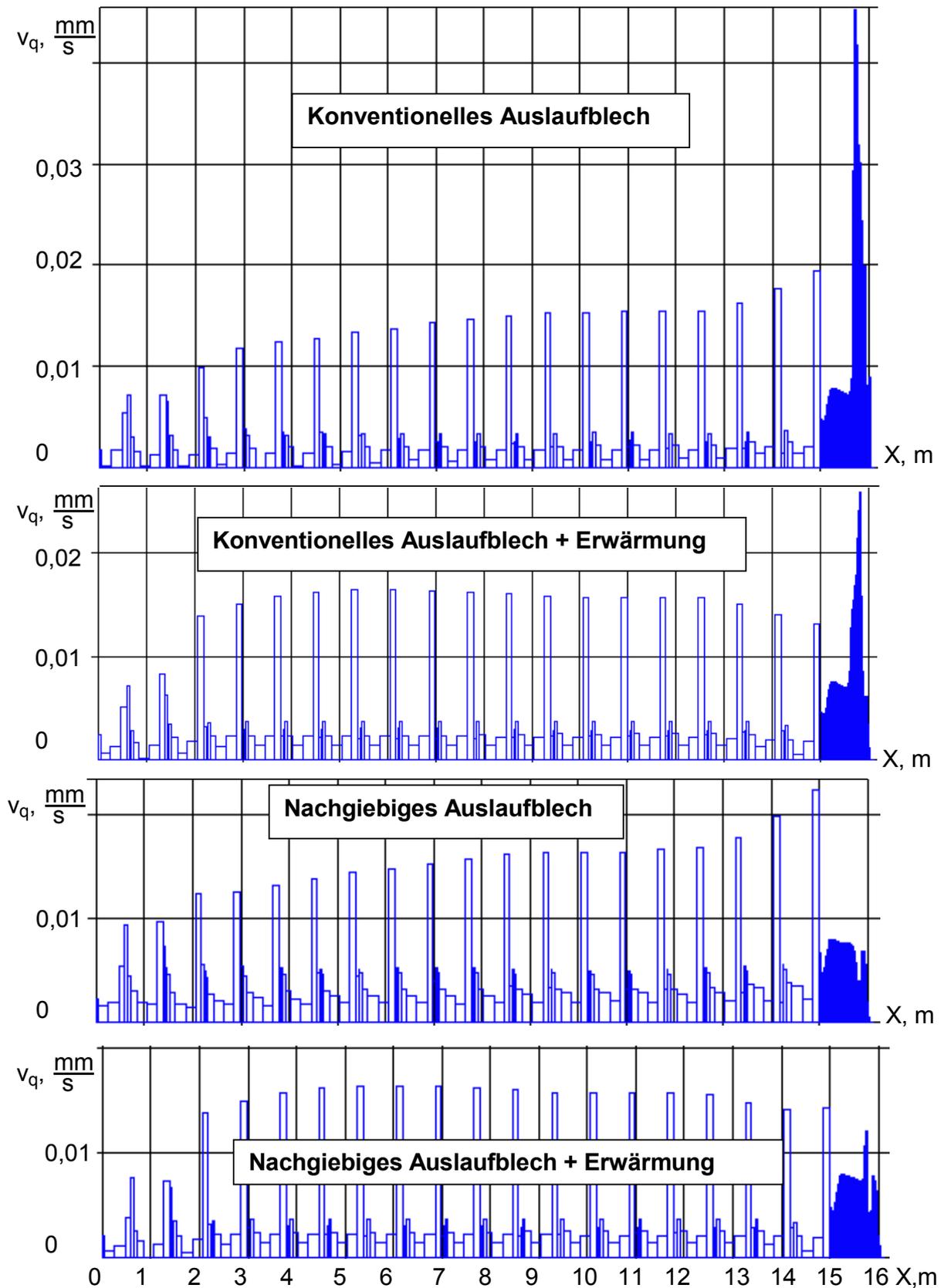


Bild 74. Geschwindigkeiten der Querverschiebungen bei verschiedenen prozess- und zusammenbaubedingten Einflüssen während des Schweißens zweier Bleche (16000x3000x16 mm)

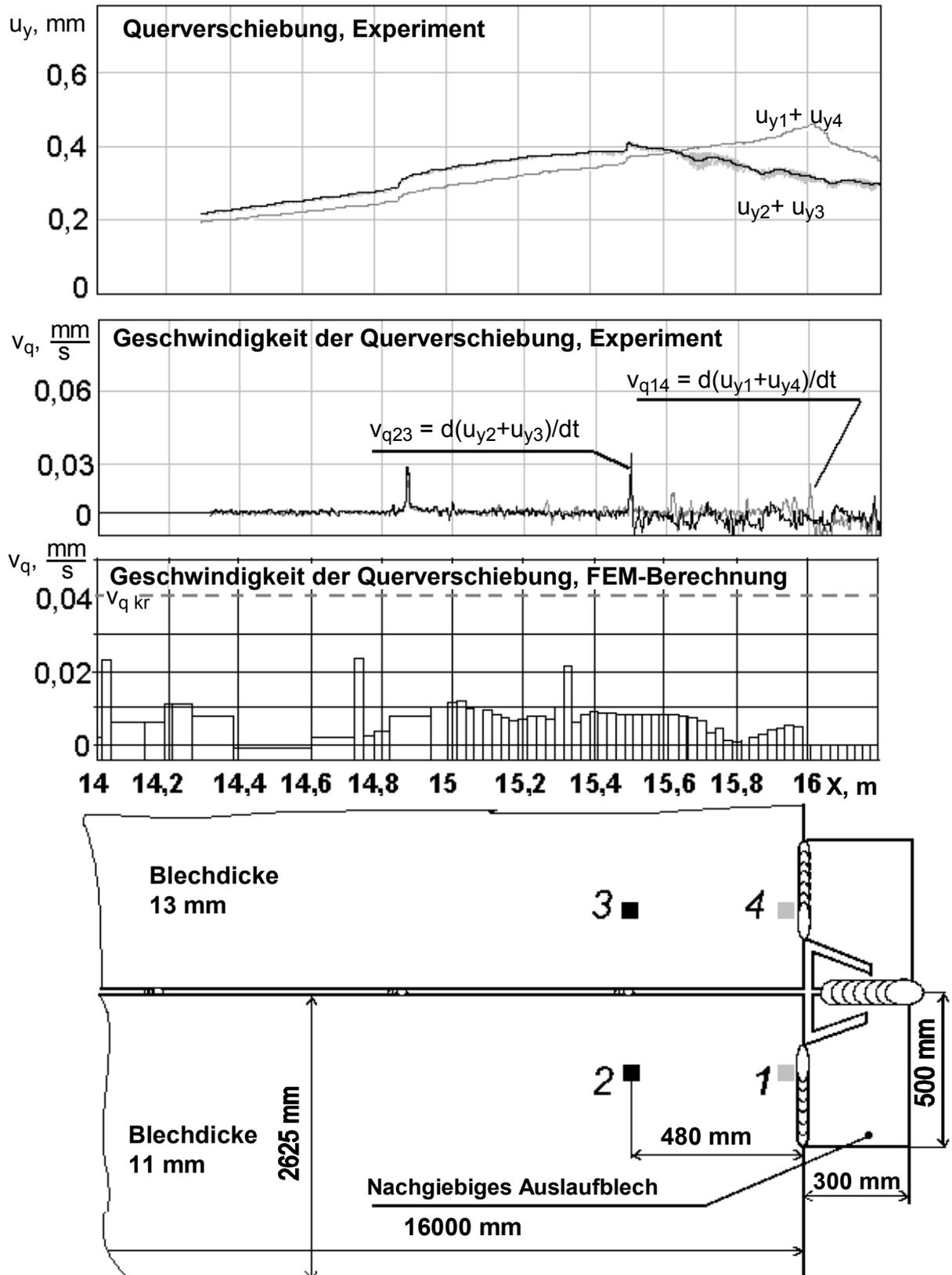


Bild 75. Querverschiebungen und deren Geschwindigkeit am Schweißnahtende bei einer Versuchsschweißung mit nachgiebigem Auslaufblech

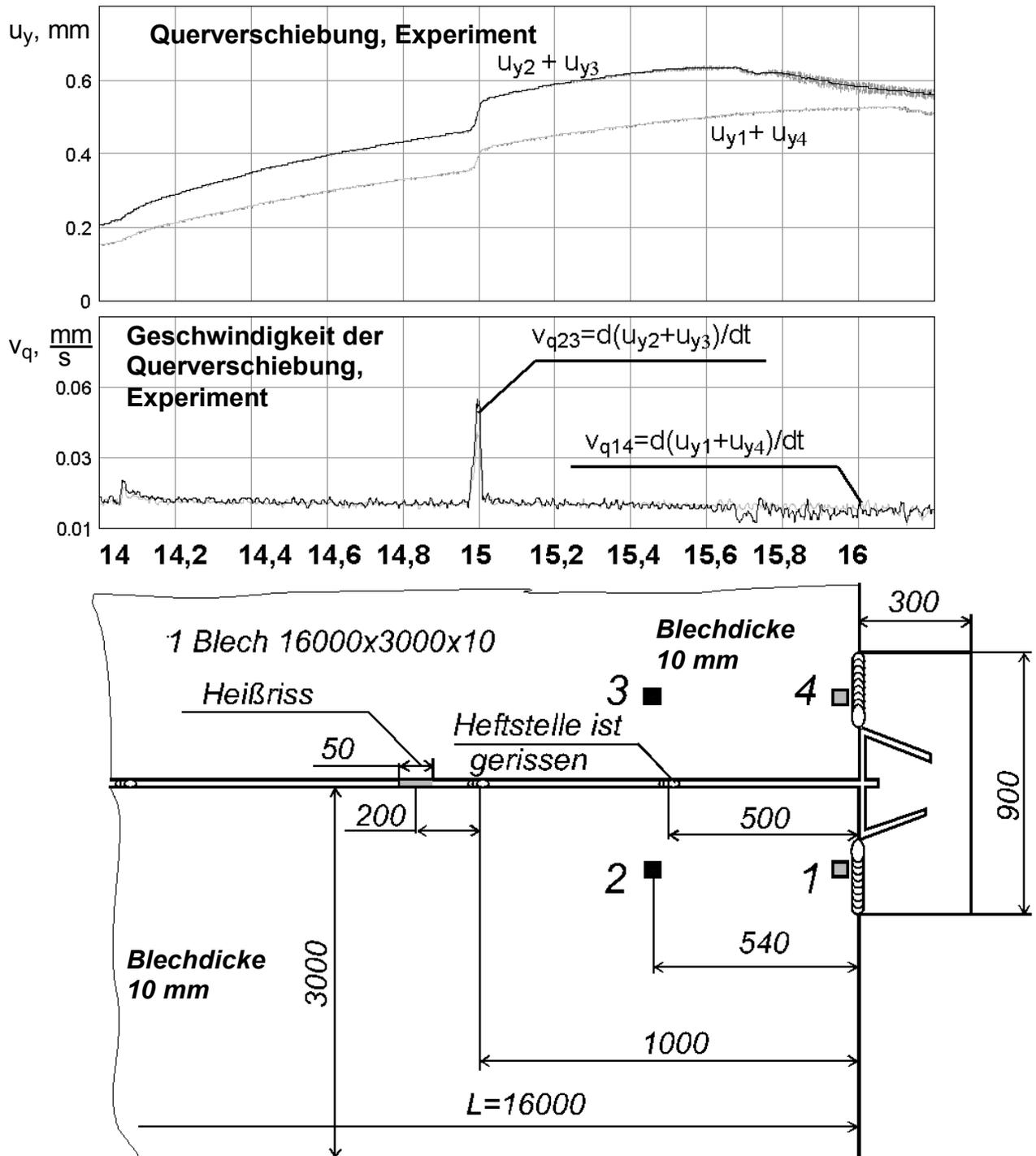


Bild 76. Querverschiebung und deren Geschwindigkeit bei Schweißung unter Anwendung eines einteiligen nachgiebigen Auslaufbleches (Abmessungen einer Auslaufblechhälfte 450x300x10 mm)

Die Geschwindigkeit der Querverschiebungen erfährt durch das Aufschmelzen der Heftstellen besonders deutliche Ausschläge, die jedoch keine Rissbildungen bewirken. Beim Übergang des Lichtbogens auf das nachgiebige Auslaufblech wird kein hoher Ausschlag in den Geschwindigkeiten der Querverschiebungen v_{q14} und v_{q23} mehr festgestellt, da das nachgiebige Auslaufblech jegliche Steifigkeitssprünge unterbindet.

Bei Anwendung der nachgiebigen zweiteiligen Auslaufbleche mit den Abmessungen 500x300xBlechdicke werden beim UP-Tandemschweißen verschiedener Blechpläne grundsätzlich keine Heißrisse mehr mit der zerstörungsfreien Prüfung detektiert.

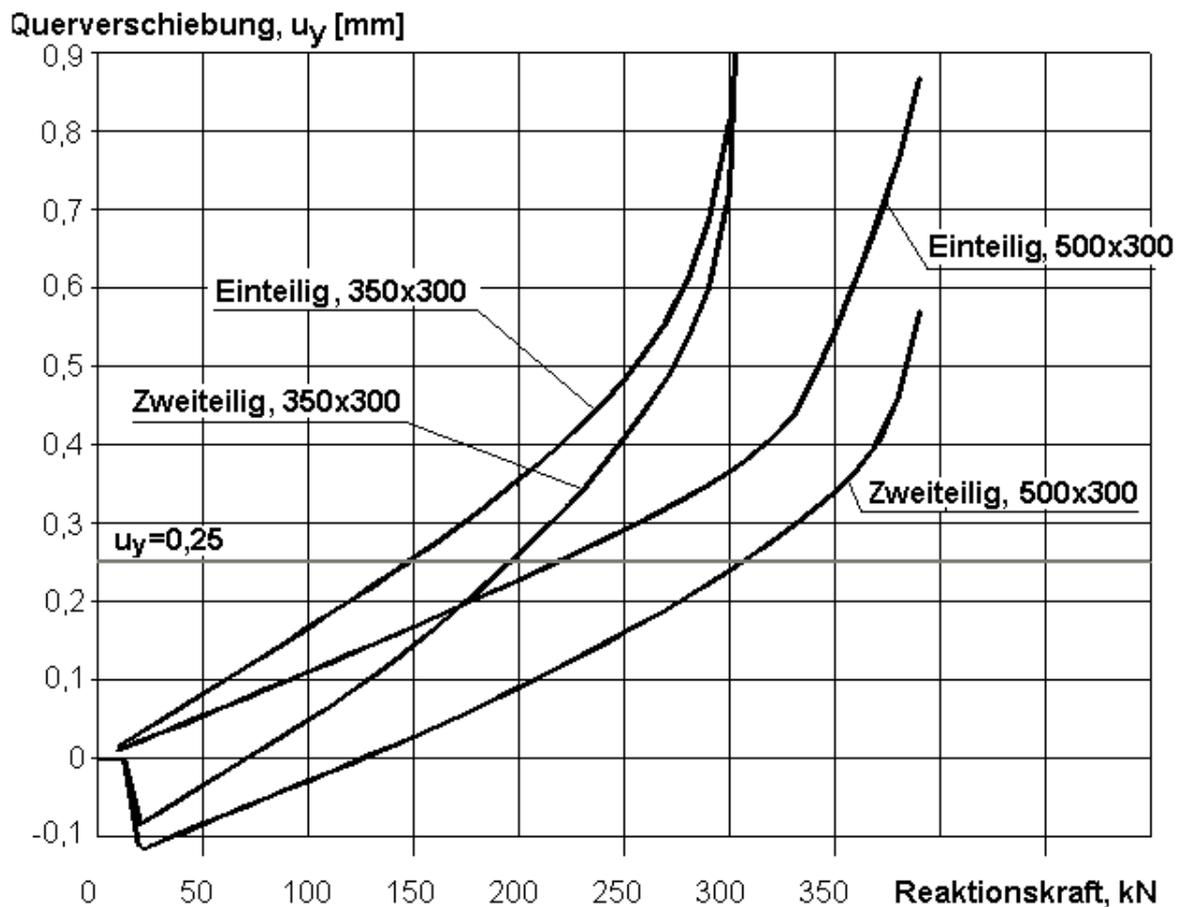


Bild 77. Vergleich der zweiteiligen und einteiligen nachgiebigen Auslaufbleche. Einfluss der Abmessungen (HxL) der nachgiebigen Auslaufbleche auf die infolge der Querverschiebung von den Auslaufblechen aufzunehmenden Reaktionskräfte unter Berücksichtigung einer tolerierbaren halben Spaltöffnung von $u_y=0,25$ mm

Um dem Gesichtspunkt eines wirtschaftlichen Materialeinsatzes Rechnung zu tragen, wurden zusätzliche Versuche mit etwas kleineren zweiteiligen und einteiligen nachgiebigen Auslaufblechen 450x300 mm, 400x300 mm, 350x300 mm und 300x300 mm durchgeführt. Auch für diese Abmessungen konnte eine deutliche Reduzierung der Querverschiebungen und

deren Geschwindigkeit am Schweißnahtende im Vergleich zu herkömmlichen Auslaufblechen bestätigt werden.

Allerdings traten in einzelnen Ausnahmefällen Heißrisse hinter der letzten bzw. hinter der vorletzten Heftstelle auf. Im Beispiel in **Bild 76** reißt die letzte Heftstelle vor Blechende bereits in dem Moment auf, wenn der Lichtbogen die vorletzte Heftstelle aufschmilzt. D.h., in dem Moment wurde die vorletzte Heftstelle mit einer verdoppelten Geschwindigkeit der Querverschiebungen von ca. 0,06 mm/s belastet. Das ist etwas weniger, als beim Schweißen mit konventionellen quadratischen Auslaufblechen (maximale $v_{q14}=0,1 \text{ mm/s}$), aber ausreichend, um einen Heißriss zu erzeugen.

Das Risiko des Auftretens von solchen Heißrissen ist deutlich höher, wenn nachgiebige einteilige Auslaufbleche benutzt werden. Die nachgiebigen zweiteiligen Auslaufbleche sind offensichtlich effektiver, da die Ausgangsteile des nachgiebigen zweiteiligen Auslaufbleches durch die Schrumpfung der MAG-Verbindungsnaht vorgespannt werden.

Um die Wirkung der MAG-Verbindungsnaht zwischen den Ausgangsteilen des nachgiebigen Auslaufbleches besser verstehen zu können, wurde diese Verbindungsnaht in einem FEM-Modell simuliert. In **Bild 77** kreuzt die Kurve „Zweiteilig, 500x300“ die Linie $u_y=0$ bei einer Kraft von 125 kN. Dies bedeutet, dass die 100 mm lange MAG-Verbindungsnaht die beiden Teile des nachgiebigen Auslaufbleches infolge der Schrumpfung auf den Betrag von ca. 125 kN vorspannt. Werden die verbindungsgeschweißten Auslaufblechteile während des UP-Tandemschweißens auf Zug beansprucht, entsteht eine ca. 40% höhere Reaktionskraft im nachgiebigen zweiteiligen Auslaufblech im Vergleich zu dem nachgiebigen einteiligen Auslaufblech der Abmessung 500x300xBlechdicke mm. Wenn die Querverschiebung u_y den Wert 0,25 mm für die tolerierbare halbe Spaltöffnung zur Sicherung der Spaltüberbückbarkeit beim UP-Einseitenschweißen nicht überschreitet, ist das zweiteilige Auslaufblech (Abmessung einer Auslaufblechhälfte 350x300xBlechdicke mm) dem einteiligen Auslaufblech (Abmessung einer Auslaufblechhälfte 500x300xBlechdicke mm) überlegen.

Um diese Wirkung der Vorspannung effektiv zu nutzen, müssen zunächst die letzten vier Heftstellen am Blechende nacheinander in Schweißrichtung gesetzt werden. Dann müssen die Teile des nachgiebigen Auslaufbleches an die großen Bleche angeschweißt werden. Zum Schluss wird die MAG-Verbindungsnaht zwischen den beiden Auslaufblechteilen hergestellt.

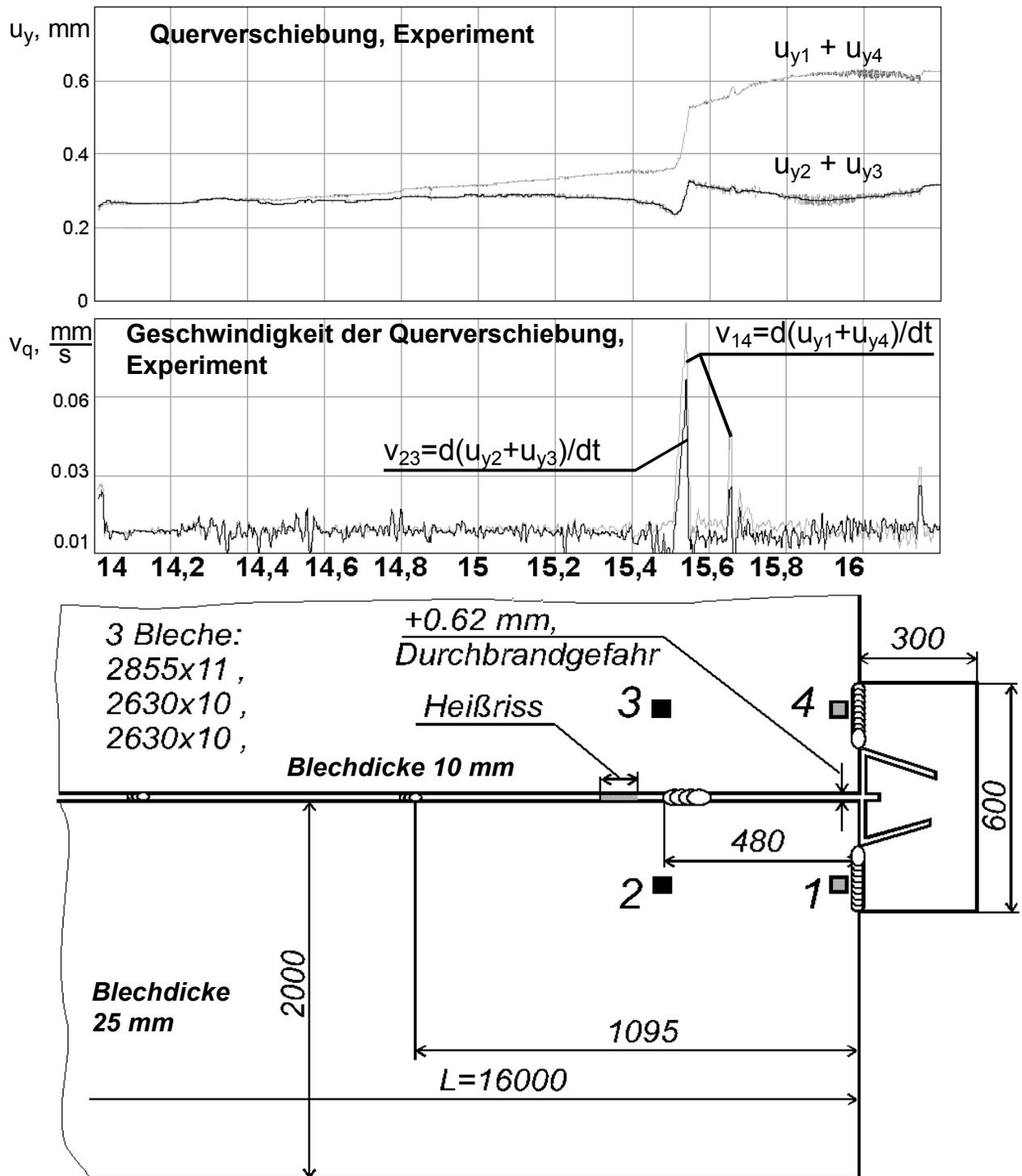


Bild 78. Auslösung eines Heißrisses beim Aufschmelzen einer zu langen Heftstelle

2.2.7 Einfluss der Heftstellen auf die Heißrissneigung

Mit deutlich längeren Heftstellen (ca. 15...25 mm) im Vergleich zu kürzeren Heftstellen (ca. 5...10 mm) erhöht sich das Risiko des Auftretens von Heißrissen durch das Aufschmelzen der letzten Heftstelle. So wurde bei der Schweißung des Blechplans in **Bild 78** ein Heißriss beim Aufschmelzen einer längeren Heftstelle ausgelöst, weil sich die Geschwindigkeit der Querverschiebungen dabei auf 0,1 mm/s erhöht hat, was der Geschwindigkeit der Querverschiebungen bei den konventionellen quadratischen Auslaufblechen (**Bild 57**) entspricht. Eine längere Heftstelle nimmt die gesamte Belastung der sich auseinander schiebenden Bleche am Blechende auf und beeinträchtigt damit die kontinuierliche Erhöhung der Querverschiebung. Wenn diese Heftstelle nun durch den UP-Lichtbogen aufgeschmolzen wird, bewegen sich die Bleche mit erhöhter Geschwindigkeit auseinander. In diesem Falle summiert sich die Rissbildung aus den ungünstigen Wirkungen der zu langen Heftstelle, des nachgiebigen einteiligen Auslaufbleches sowie den zu kleinen Abmessungen der Auslaufblechhälften von jeweils 300x300xBlechdicke mm.

Bei der Analyse mehrerer Messungen der Querverschiebungen an unterschiedlichen Blechplänen wurde festgestellt, dass nicht allein die Geschwindigkeit der Querverschiebungen entscheidet, ob ein Heißriss entsteht oder nicht, sondern auch der Betrag der Querverschiebung von Bedeutung ist. Das ist schon in der Heißrissstheorie von Prokhorov begründet.

2.2.8 Diagramm zur Abschätzung der Heißrissneigung beim Einseitenschweißen

Um die beschriebenen Einflüsse der prozess- und zusammenbaubedingten Verschiebungen auf die Auslösung von Heißrissen beim UP-Tandemschweißen präventiv einschätzen zu können, wurde ein Diagramm zur Abschätzung der Heißrissbildung entwickelt und in [87] publiziert. Mit Hilfe dieses Diagramms (**Bild 79**) wird aus dem Temperaturzyklus beim Schweißen (Temperatur-Zeit-Diagramm links oben) über das wirksame Temperaturintervall der Sprödigkeit (TIS) nach der Theorie von Prokhorov (Diagramm in der Mitte) ein neues Diagramm abgeleitet (oben rechts), in dem die gemessene Erhöhung der Querverschiebung $\Delta u_y(t)$ durch die beschriebenen prozess- und zusammenbaubedingten Einflüsse als Funktion der Zeit (t) dargestellt wird.

Die Erhöhung der Querverschiebung $\Delta u_y(t)$ wurde entsprechend der Gleichung (16)

$$\Delta u_y(t) = u_y(t) - u_y(t_{ob}) = (u_{y2}(t) + u_{y3}(t)) - (u_{y2}(t_{ob}) + u_{y3}(t_{ob})) \quad (16)$$

ermittelt. Die Querverschiebungen $u_{y,2}(t)$ und $u_{y,3}(t)$ zu beliebigen Zeitpunkten (t) sind während der Abkühlung des Schmelzbades an den Wegsensoren 2 u 3 gemessen worden. Die Querverschiebungen $u_{y,2}(t_{ob})$ und $u_{y,3}(t_{ob})$ charakterisieren die Messgrößen, die theoretisch der oberen Temperatur des TIS (T_{ob}) und dem Zeitpunkt t_{ob} für den Beginn des Filmstadiums zwischen den bereits festen Dendriten bei der Erstarrung des Schmelzbades zuzuordnen sind. Sie werden an den Wegsensoren 2 und 3 praktisch zum Zeitpunkt (t_{ob}) gemessen, wenn der Lichtbogen die letzte Heftstelle aufzuschmelzen beginnt. Das Aufschmelzen der Heftstelle löst zu diesem Zeitpunkt t_{ob} den Anstieg der Querverschiebungen aus.

Die innere Verformung ε_i [%] in der erstarrenden Schweißnaht, die nach der Heißrisstheorie von Prokhorov die entscheidende Rolle bei der Heißrisbildung spielt, hängt direkt von der Zunahme der Querverschiebung Δu_y ab, die bei Einseitenschweißungen gleicher Blechdicke gemessen wurde. Für eine sehr grobe Abschätzung kann diese Abhängigkeit (17) als

$$\varepsilon_i = \varepsilon_{\text{äuß}} + \varepsilon_i \approx \Delta u_y(t)/S_0 + \alpha^*(T_{ob}-T(t)) \quad (17)$$

vereinfacht dargestellt werden (**Bild 79**).

Wenn im Heißrisdiagramm von Prokhorov die Verformung ε [%] durch die Änderung der Querverschiebung Δu_y sowie die Temperatur (T) durch die Zeit (t) ersetzt werden und die verschiedenen gemessenen Kurven $\Delta u_y(t)$ statt der Verformung $\varepsilon(T)$ eingetragen werden, entsteht das im **Bild 79** rechts oben dargestellte Diagramm, das die Heißrisbildung anhand der gemessenen Querverschiebungen $\Delta u_y(t)$ abschätzt. Die graue schattierte Fläche charakterisiert das Gebiet, in dem für die Funktionen $\Delta u_y(t)$ grundsätzlich Heißrisereignisse experimentell nachgewiesen wurden. Damit grenzt dieses Diagramm heißrisfreie und heißrisgefährdete Gebiete für die Messgrößen von $\Delta u_y(t)$ ab und definiert eine Grenzkurve. Die Möglichkeit, diese Funktion $\Delta u_y(t)$ in dem Diagramm durch geeignete prozess- und zusammenbaubedingten Maßnahmen darzustellen, bildet damit die Basis für die sichere präventive Abschätzung der Heißrisauslösung.

Falls eine Kurve $\Delta u_y(t)$ das Gebiet der Rissbildung schneidet, muss ein Heißris erwartet werden. Man erkennt in diesem Diagramm auch, dass bei einer Geschwindigkeit der Querverschiebungen, die eine kritische Geschwindigkeit der Querverschiebungen $v_{q,kr} \approx 0,04 \text{ mm/s}$ übersteigt, auch dann keine Heißrisse entstehen, wenn eine minimale Änderung des Betrages der Querverschiebung von $\Delta u_{y,min} \approx 0,05 \text{ mm}$ nicht überschritten wurde.

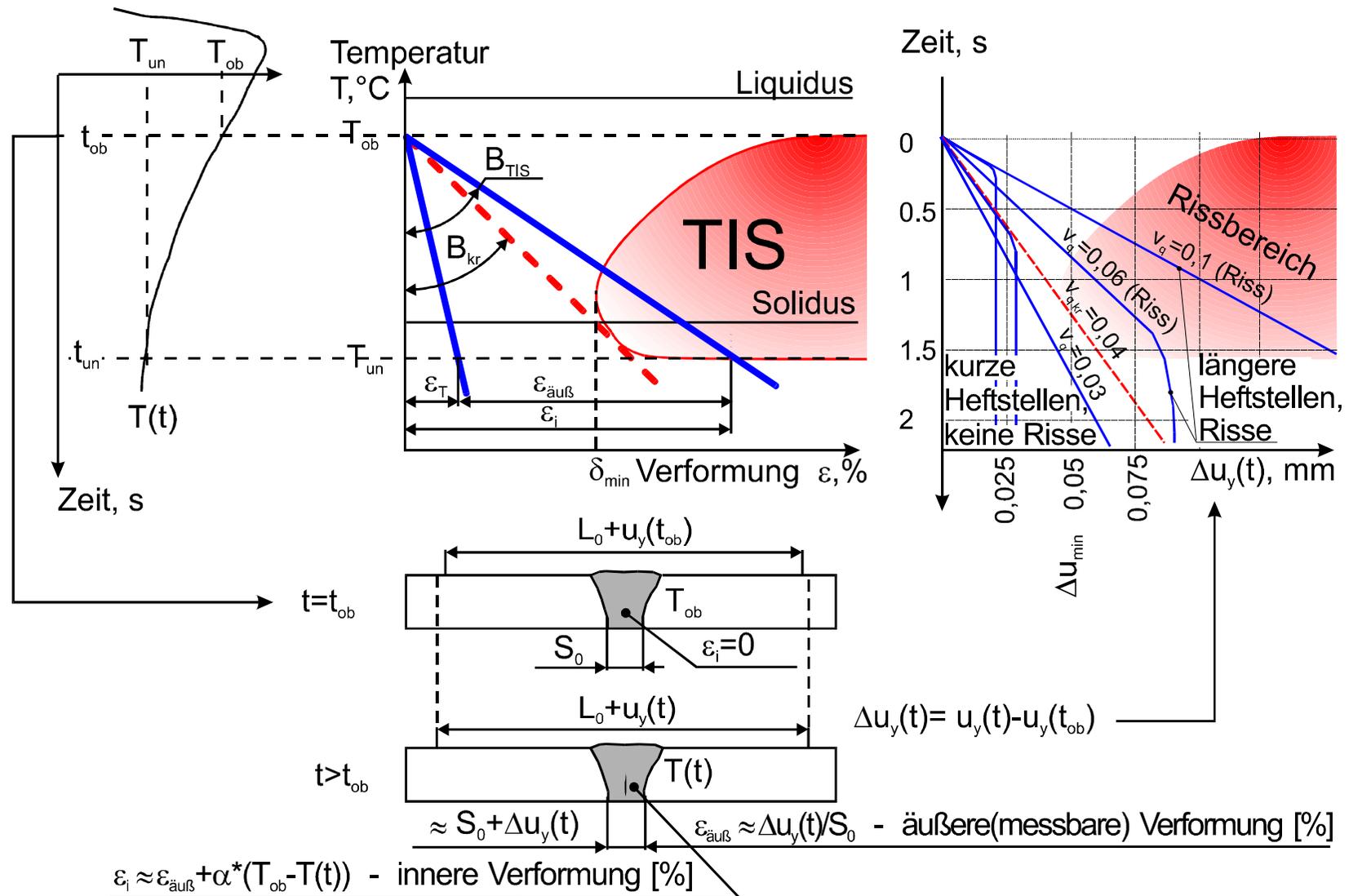


Bild 79. Diagramm zur Absch\u00e4tzung der Hei\u00dfri\u00dfbildung beim einseitigen UP-Tandemschwei\u00dfen der Blechdicke 10 mm, Stahl GL-A, $I_1=730$ A, $U_1=32$ V, $I_2=680$ A, $U_2=38$ V, $v_S=95$ cm/min

Die minimale Erhöhung des Betrages der Querverschiebung $\Delta u_{y \min}$ charakterisiert zusammen mit der kritischen Geschwindigkeit der Querverschiebungen $v_{q \text{ kr}}$ die metallurgischen Schweißguteigenschaften für einen bestimmten Schweißprozess, der für eine ausgewählte Blechdicke (hier $t=10 \text{ mm}$) und festgelegte Schweißparameter (hier: $I_1=730 \text{ A}$, $U_1=32 \text{ V}$, $I_2=680 \text{ A}$, $U_2=38 \text{ V}$, $v_S=95 \text{ cm/min}$) vorgegeben ist.

Im Fall der Heißrissentstehung hinter einer Heftstelle (**Bild 76**) tritt die Kurve $\Delta u_y(t)$ in das Heißrissgebiet.

Aus dem Diagramm (**Bild 79**) folgt, dass die kurzen Heftstellen mit einer Länge von ca. 5..10 mm für die Verringerung der Heißrissneigung vorteilhafter sind als längere (ca. 15..25 mm), da diese keine größeren Blechbewegungen freisetzen.

Die Auswirkungen der Heftstellen verursachen einen zusätzlichen Beitrag zu der bauteil- und zusammenbau- sowie prozessbedingten Geschwindigkeit der Querverschiebungen. Dieses Diagramm bestätigt die Experimente mit der Wärmvorrichtung, bei denen trotz der Kompensation der prozessbedingten Gegebenheiten lokale Heißrissereignisse auftraten. Diesen experimentell und theoretisch belegten Ergebnissen folgend wird empfohlen, für ausgewählte Blechdicken (10-20 mm) kombinierte Verfahren zur Heißrissvermeidung einzusetzen.

2.2.9 Kombinierte Verfahren (dosierte Erwärmung und nachgiebiges Auslaufblech) zur Vermeidung von Heißrissen

Die nachgiebigen Auslaufbleche müssen ausreichend groß sein, um der Heißrissbildung effektiv entgegenwirken zu können. Für die untersuchten Schweißbedingungen wurden die Abmessungen 500x300 mm empfohlen. Das bedingt eine Erhöhung des Materialverbrauches. Die gleichzeitige Anwendung beider Maßnahmen zur Heißrissvermeidung sichert die Heißrissvermeidung (**Bild 74**) am besten und erweist sich auch als kostengünstig.

Beim kombinierten Verfahren wurden nachgiebige zweiteilige Auslaufbleche mit minimalen Abmessungen 300x300xBlechdicke mm und eine dosierte Erwärmung der äußeren Kanten gleichzeitig eingesetzt.

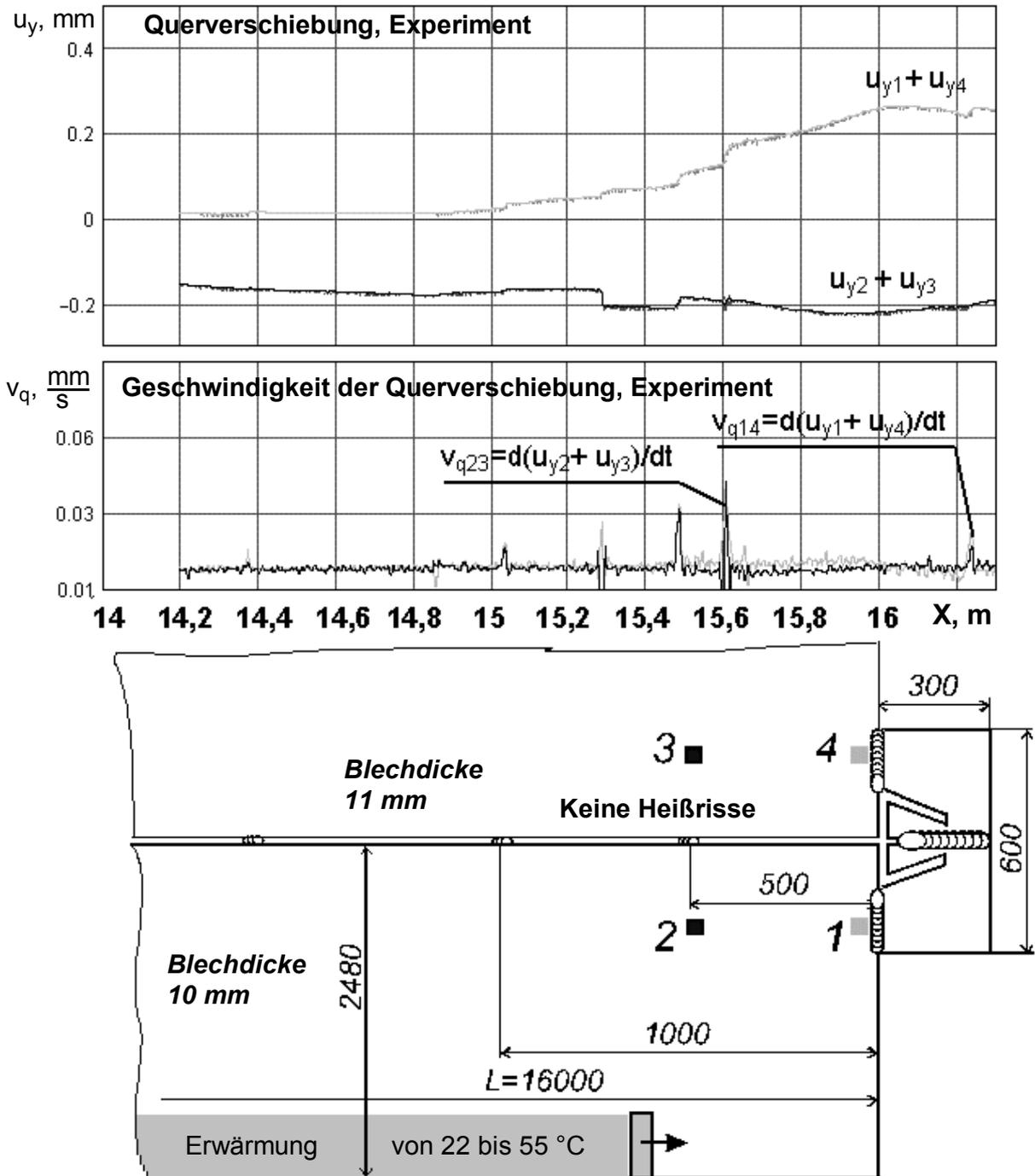


Bild 80. Minimierung der Querverschiebungen und deren Geschwindigkeit beim UP-Tandemschweißen unter Anwendung dosierter Erwärmung und des nachgiebigen Auslaufbleches (Abmessungen einer Auslaufblechhälfte 300x300x11 mm)

Die Erwärmung sorgt dafür, dass die bauteilbedingten Querverschiebungen nicht zu groß sind und das nachgiebige Auslaufblech vermeidet den zusammenbaubedingten Steifigkeitssprung, wenn der Lichtbogen von den Blechen auf das Auslaufblech übergeht. Für den Fall der gleichzeitigen Anwendung beider Maßnahmen haben die Messergebnisse an einer rissfreien Schweißung die Ergebnisse der vorangegangenen FEM-Simulation völlig bestätigt (**Bild 80**).

2.2.10 Optimierung der Gestaltung trapezförmiger nachgiebiger Auslaufbleche

Ein zu beachtendes Problem der in **Bild 70** dargestellten rechteckigen nachgiebigen Auslaufbleche bestand in der Positionierung der Anschlussnähte, die die großen Bleche mit den Auslaufblechteilen verbinden, zu den jeweiligen Einspannvorrichtungen.

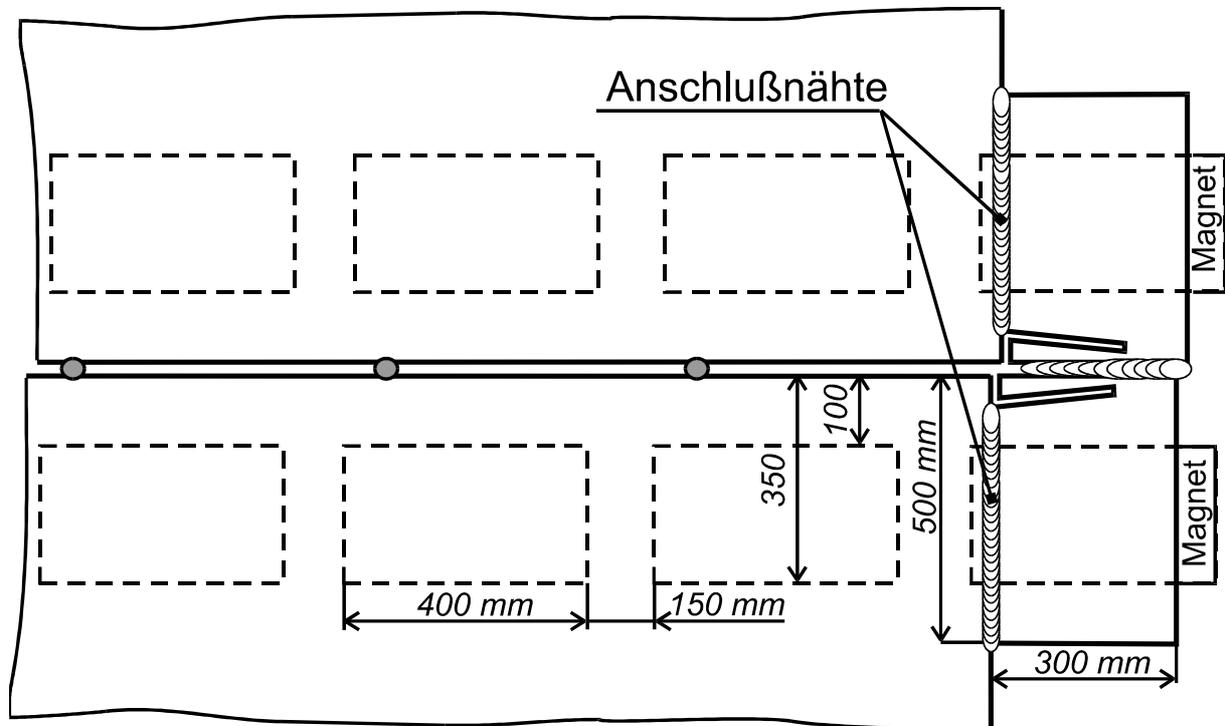


Bild 81. Probleme beim Schweißen der Anschlussnähte infolge des Magnetfeldes

Werden die Bleche beispielweise durch Magnete gehalten (**Bild 81**), so wird das Schweißen dieser Anschlussnaht durch die Spannmagnete gestört bzw. der Lichtbogen wird magnetisch beeinflusst. Die Magnete können für das Schweißen der Anschlussnähte nicht ausgeschaltet werden, da die Fixierung der Bleche aufrechterhalten werden muss, um möglichen Kantenversatz am Ende der Schweißnaht zu vermeiden. Außerdem wird bei dem rechteckigen Format der Auslaufbleche die obere rechte Ecke praktisch nicht belastet, bzw. die Vergleichsspannung hat dort einen sehr geringen Wert (**Bild 82**). Deswegen sind

Auslaufbleche mit rechteckigem Format für eine solche Magnetspannvorrichtung nicht optimal. Es war zu klären, wie die Gestaltung der Auslaufbleche optimiert werden konnte. Als erfolgversprechend stellte sich die Trapezform heraus. Die trapezförmigen Auslaufbleche (**Bild 82**, rechts) haben einerseits längere Anschlussnähte außerhalb der Einspannmagnete und andererseits trotz 20 %-iger Massereduzierung die gleiche Nachgiebigkeit im Vergleich zu den rechteckigen Auslaufblechen. Der Zuschnitt der trapezförmigen Auslaufbleche ist dank der modernen CNC-Maschinen für Brenn- oder Plasmaschneiden kein Problem.

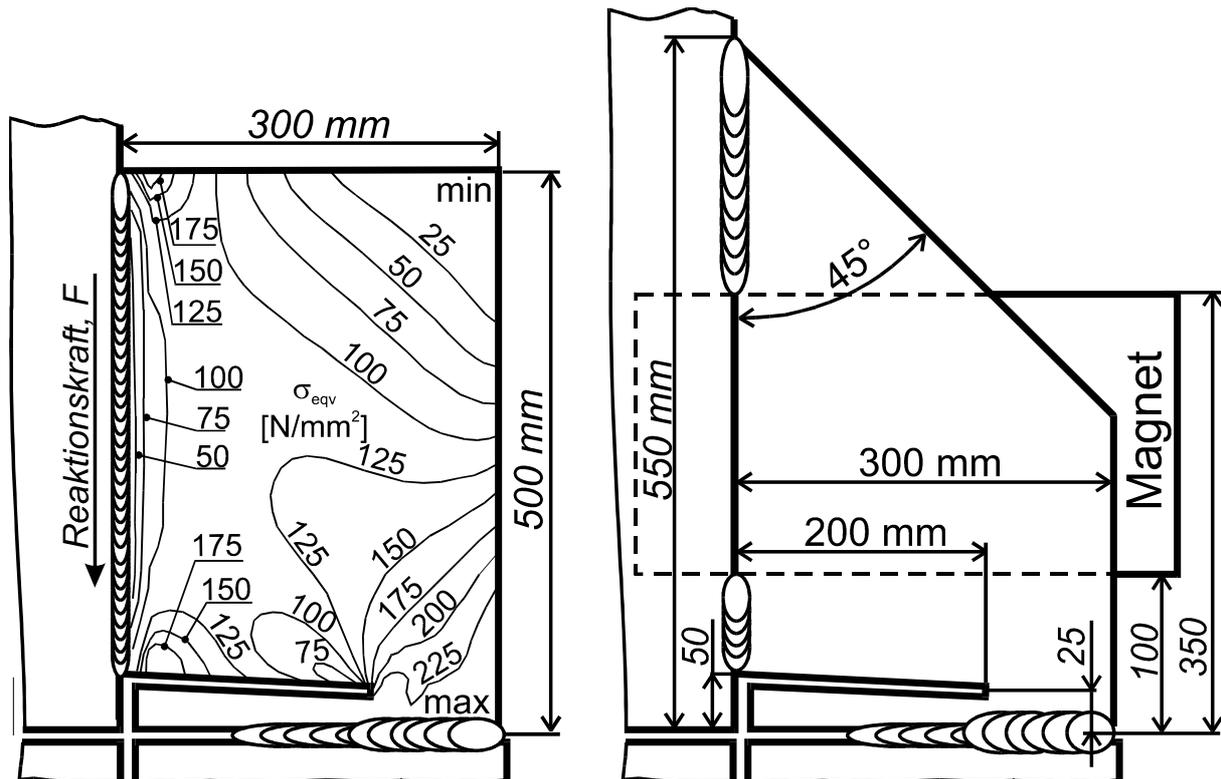


Bild 82. Gegenüberstellung rechteckiger und trapezförmiger zweiteiliger nachgiebiger Auslaufbleche gleicher Nachgiebigkeit

2.2.11 Blechpläne aus unterschiedlich langen Blechen

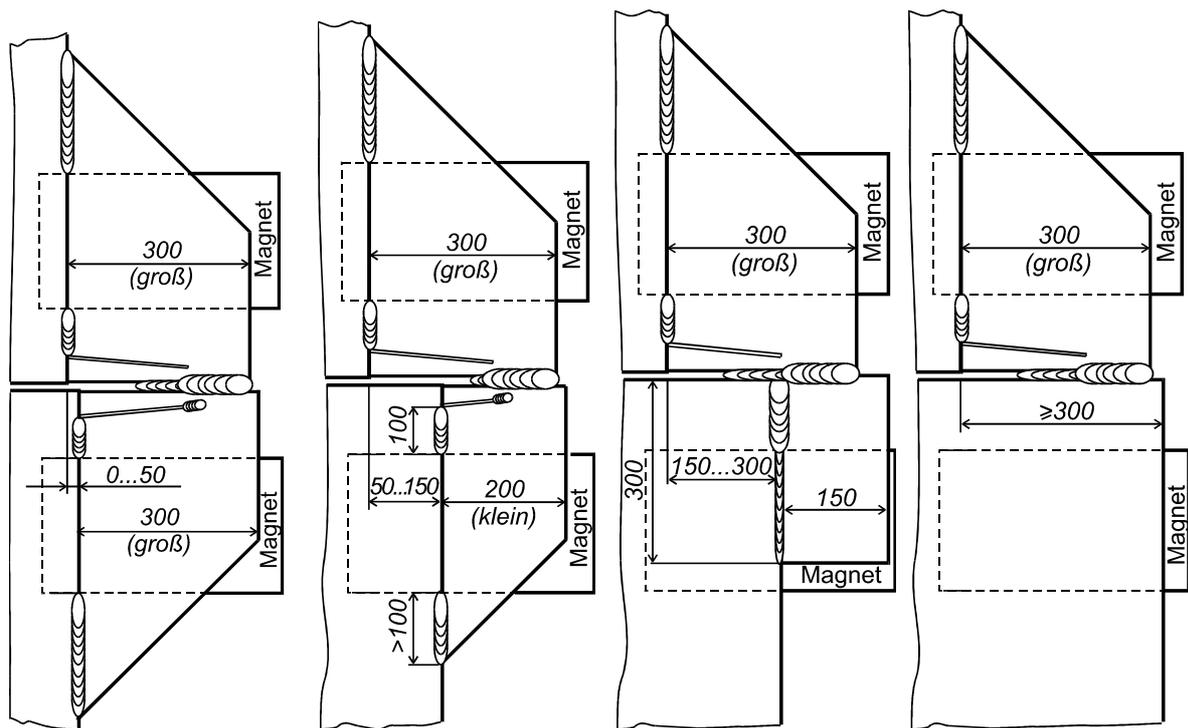
Die in Blechplänen verarbeiteten langen Bleche haben in 90% der Fälle unterschiedliche Länge. Geringere Längenunterschiede bis ca. 50 mm sind den Längentoleranzen der Bleche geschuldet. Größere Längenunterschiede entstehen durch die erforderlichen Formate der zu komplettierenden Blechpläne.

Es galt deshalb einzuschätzen, inwieweit sich derartige Längenunterschiede auf die Heißbrissanfälligkeit auswirken. Die Messergebnisse zeigen, dass bei ungeeigneter Anordnung der Auslaufbleche an den unterschiedlich langen Blechen mit zunehmendem

Längenunterschied die Nachgiebigkeit der trapezförmigen geschlitzten Auslaufbleche abnimmt und die Wahrscheinlichkeit der Rissbildung im Blechplan hinter der letzten Heftstelle wieder ansteigt.

Um Heißrisse sicher zu vermeiden, sind bei unterschiedlichen Blechlängen die Auslaufblechteile so zu gestalten und anzuordnen, dass jegliche Minderung der Nachgiebigkeit des Auslaufbleches unterbunden wird. Die aktuelle Längendifferenz zwischen den Blechen bestimmt die Form des Auslaufbleches. In **Bild 83** wird der Längendifferenzbereich in 4 charakteristischen Gruppen eingeteilt.

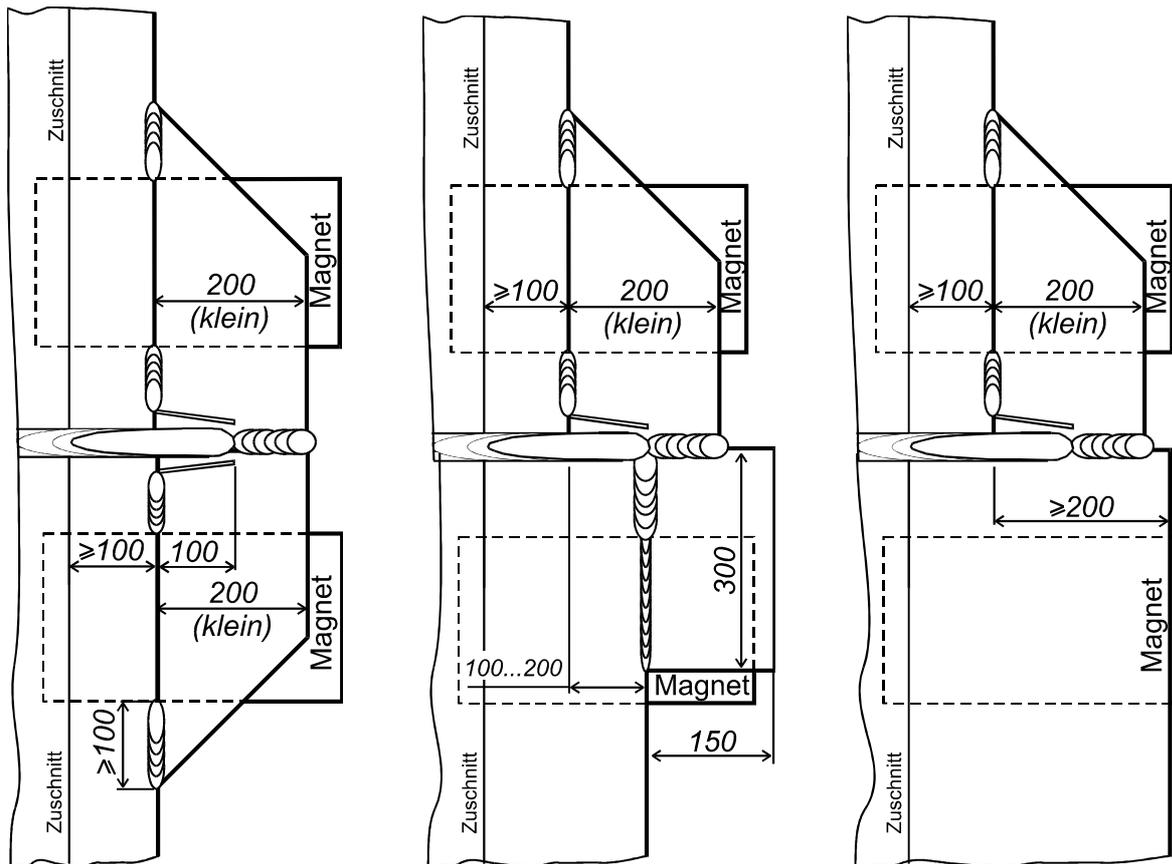
Für Längenunterschiede von weniger als 50 mm ist unbedingt zu beachten, dass die geschlitzten Enden in dem frei beweglichen Bereich der beiden nachgiebigen trapezförmigen Auslaufblechteile parallel neben dem Endkrater des Schweißprozesses auslaufen. Das wird z. B. dadurch erreicht, dass ein Schlitz entsprechend durch MAG-Schweißen verkürzt wird (**Bild 83a**).



a) Längendifferenz bis 50 mm **b)** Längendifferenz von 50 bis 150 mm **c)** Längendifferenz von 150 bis 300 mm **d)** Längendifferenz ab 300 mm

Bild 83. Möglichkeiten des Zusammenbaus unterschiedlich langer Bleche der Blechpläne unter Beachtung der konstruktivbedingten Längendifferenzen

Im Fall der konstruktiv bedingten Längenunterschiede von 50 bis 150 mm werden trapezförmige Auslaufblechteile mit 200 mm und 300 mm Länge angepasst (**Bild 83b**). Die verkürzten trapezförmigen Auslaufblechteile der Länge 200 mm werden entsprechend mit den um 100 mm verkürzten Schlitten gefertigt. Bei konstruktiv bedingten Längenunterschieden von 50 bis ca. 95 und von ca. 105 bis 150 mm wird ein Schlitz durch MAG-Schweißen so verkürzt, dass die Schlitze symmetrisch zur Verbindungsnaht enden (**Bild 83b**).



a) Längenunterschied bis 100 mm

b) Längenunterschied von 100 bis 200 mm

c) Längenunterschied ab 200 mm

Bild 84. Möglichkeiten des Zusammenbaus unterschiedlich langer Bleche unter Beachtung des Abstandes der Auslaufbleche von der Zuschnittlinie ab 100 mm

Beträgt der konstruktiv bedingte Längenunterschied der zu verbindenden Bleche im Blechplan 150 bis 300 mm, wird ein Auslaufblechteil als einfach rechteckiges Blech 150x300 mm ausgeführt (**Bild 83c**), das auch der Hälfte eines Einlaufbleches entspricht, das für den Zusammenbau zur Verfügung steht. Dass die Anschlussnaht teilweise auf dem Magnet liegt, ist nicht optimal, da der Lichtbogen beim Schweißen auf dem Magnet beeinflusst wird. Jedoch tritt dieser Fall nur selten auf.

Bei Längenunterschieden der Bleche über 300 mm, wird nur eine Hälfte des trapezförmigen Auslaufbleches benötigt (**Bild 83d**).

Der fertig geschweißte Blechplan wird in Arbeitsstufe 6 „Markieren und Schneiden“ mit der CNC-Konturenbrennschneidmaschine ausgeschnitten (**Bild 16**). Das ist notwendig, um die Paneele maßhaltig zuzuschneiden sowie die Ein- und Auslaufbleche zu entfernen. Zur effektiven Materialausnutzung muss bereits in der Arbeitsstufe 1 „Fertigungsplanung“ die Zuschnittlinie für das Paneel möglichst nah an den Blechrand gelegt werden. Die 300 mm langen Auslaufbleche (große Auslaufbleche) werden für die in **Bild 83** dargestellten Möglichkeiten des Zusammenbaus eingesetzt, wenn die Entfernung der Zuschnittlinie von dem kürzeren Blechende ca. 20 mm bis 100 mm beträgt.

Beträgt der Abstand von der Zuschnittlinie 100 bis 200 mm, reichen kleinere Auslaufbleche mit einer Länge von 200 mm aus (**Bild 84**), um Material für die Herstellung der Auslaufbleche zu sparen.

2.2.12 Überprüfung der Wirksamkeit trapezförmiger Auslaufbleche zur Heißrissvermeidung beim einlagigen UP-Tandemschweißen im Blechdickenbereich von 5 bis 17 mm

Die statistische Sicherheit der Wirksamkeit trapezförmiger Auslaufbleche zur Heißrissvermeidung wurde beim einlagigen UP-Tandemschweißen im Blechdickenbereich von 5 bis 17 mm anhand von ca. 50 Schweißungen an Paneelen auf der Portalschweißanlage unter Produktionsbedingungen nachgewiesen, indem die Querverschiebungen fertigungsbegleitend aufgezeichnet und anschließend verarbeitet werden.

Die Vielfalt der die Portalschweißanlage passierenden Blechpläne wurde nach Blechdicken klassifiziert, die mit jeweils gleichen Schweißparametern (Tabelle 1) bzw. Wärmeeinträgen geschweißt wurden.

Schweißnähte der Blechdicke von 7 mm

Die Querverschiebungen an den Wegsensoren 1 und 4 sind geringer als 0,2 mm. Es wurden keine Risse bei den 12 untersuchten Schweißnähten festgestellt. Die auftretenden Geschwindigkeiten der Querverschiebungen v_{q14} und v_{q23} betragen dabei max. 0,025-0,035 mm/s.

Die 7 mm dicken Bleche lassen sich völlig rissfrei mit den trapezförmigen nachgiebigen Auslaufblechen verschweißen.

Schweißnähte der Blechdicken von 9 bzw. 10 mm

Wenn trapezförmige nachgiebige Auslaufbleche angewendet werden, bewegen sich die 9-10 mm dicken Bleche am Nahtende nur 0,2 bis 0,45 mm auseinander. Die lokalen Ausschläge der Geschwindigkeiten der Querverschiebung $v_{q\ 14}$ und $v_{q\ 23}$ erreichen dabei an den Heftstellen maximal 0,02-0,035 mm/s, was in den acht messtechnisch überprüften Schweißnähten keine Risse erzeugte.

Schweißnähte mit unterschiedlichen Blechdicken 10 und 11 mm

Ausnahme bildet ein 10 mm langer Riss, der hinter der letzten Heftstelle beim Schweißen eines Stumpfstoßes aus den Blechdicken 10 und 11 mm nachgewiesen wurde, obwohl die Arbeitsschritte beim Setzen der Heftstellen und beim Anschweißen des nachgiebigen Auslaufbleches richtig waren. Bei der Rissbildung wurde ein Betrag der Geschwindigkeit der Querverschiebungen $v_{q\ 23}$ von 0,055 mm/s registriert.

Schweißnähte der Blechdicken von 11, 12 und 13 mm

Die Querverschiebungen am Nahtende waren hier mit Beträgen von 0,35-0,55 mm etwas höher als beim Schweißen der Blechdicken von 9 und 10 mm. Die Geschwindigkeiten der Querverschiebungen waren an allen der sechs untersuchten Schweißnähte gering genug, um Heißrisse am Nahtende und durch die Heftstellen auszuschließen.

Schweißnähte der Blechdicke von 17 mm

In zwei von drei Schweißnähten der Blechpläne aus 17 mm dicken Blechen wurde je ein 10-20 mm langer Riss hinter der letzten Heftstelle festgestellt. Die Ursache für die Entstehung dieser Risse lag in einer falschen Folge der Arbeitsschritte beim Zusammenbau, da die Heftstellen erst nach der Schweißung der Anschlussnähte und Verbindungsnaht der Auslaufblechteile gesetzt wurden.

Bei richtiger Arbeitsschrittfolge: Setzen der Heftstellen, Schweißung der Anschlussnähte der Auslaufblechteile, Schweißung der Verbindungsnaht der Auslaufblechteile, war die Schweißnaht rissfrei.

Einschätzung der zusammenbaubedingten Maßnahmen zur Vermeidung der Heißrissbildung beim einseitigen einlagigen UP-Tandemschweißen

Durch Einsatz der nachgiebigen trapezförmigen Auslaufbleche konnten Heißrisse beim einseitigen einlagigen UP-Tandemschweißen im Blechdickenbereich von 5 bis 9 mm grundsätzlich ausgeschlossen und für den Blechdickenbereich von 10 bis 17 mm bis auf wenige Ausnahmen beseitigt werden.

Um das rissfreie Schweißen bei der Anwendung trapezförmiger nachgiebiger Auslaufbleche sicher nachzuweisen, müssen bei Blechdicken ab 10 mm nur ausgewählte Nahtabschnitte mit zerstörungsfreier Schweißnahtprüfung untersucht werden. Da die Heißrisswahrscheinlichkeit unmittelbar hinter dem Schmelzbad während des Aufschmelzens der Hefstellen am größten ist, müssen nur die Nahtabschnitte ca. 200 mm hinter den letzten Hefstellen zerstörungsfrei überprüft werden.

Um die Heißrisse hinter den letzten Hefstellen vollständig vermeiden zu können, sind folgende Maßnahmen unbedingt zu beachten:

1. Die letzten Hefstellen müssen punktförmig mit gleichen Durchmessern vom 12 bis 15 mm ausgeführt sein, wozu die eingestellte Brenndauer des Lichtbogens durch die Stromquelle geregelt wird. Moderne Stromquellen für das MIG/MAG-Schweißen haben diese Funktion.
2. Um die Steifigkeit des Auslaufbleches zu erhöhen, kann die Länge der Schlitzes von 200 auf 180 mm reduziert werden, wodurch das rückwärtige Ende des Endkraters des UP-Tandemschweißprozesses auf das Blechende verlagert wird und mit den letzten 20 mm auf dem Abschnitt zu liegen kommt, der beim Genauzuschnitt des Blechplans besäumt wird. Das Ausschalten des Lichtbogens muss mit Millimetergenauigkeit an der Stelle erfolgen, bevor die Verbindungsnaht zwischen den Auslaufblechteilen aufzuschmelzen beginnt und der Endkrater gerade 20 mm vor dem Blechende zu liegen käme. Das ist jedoch schwierig, da beim UP-Schweißen das Pulver diese Stelle vollständig verdeckt. Da der Schweißer diese bestimmte Position nicht sehen kann, ist eine Positionierhilfe für den UP-Schweißkopf sinnvoll. Diese ist am Schweißkopf 130 mm vom ersten Lichtbogen in Schweißrichtung **Bild 85)** angebracht und zeigt dem Schweißer, wenn die Positionierhilfe das Auslaufblechende erreicht hat.

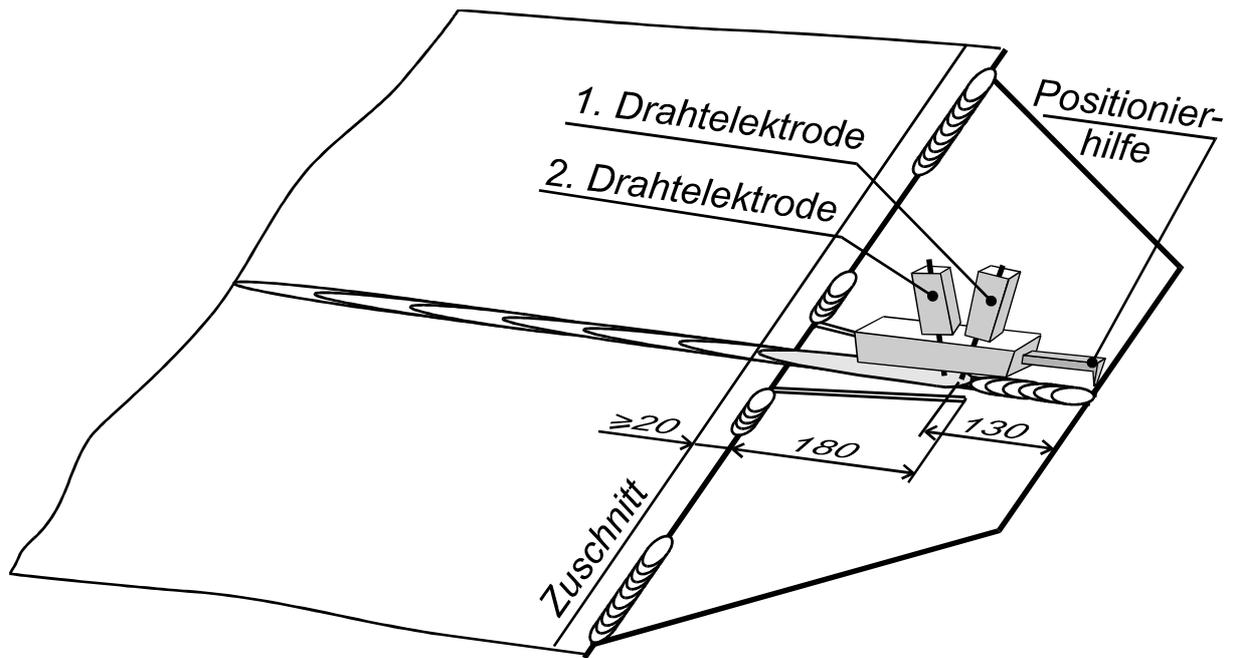


Bild 85. Positionierhilfe für ein kontrolliertes Ausschalten des Lichtbogens

3. Rissfreies Schweißen wird durch die Anwendung der kombinierten Maßnahme: trapezförmiges nachgiebiges Auslaufblech und synchrone Erwärmung äußerer Blechkanten, zur gleichzeitigen Minimierung der prozess- sowie bauteil- und zusammenbaubedingten Querverschiebungen und deren Geschwindigkeiten garantiert. Eine zusätzliche dosierte und synchrone Erwärmung der äußeren Blechkanten vermeidet nicht nur die Heißrissbildung sondern trägt auch zur Erhöhung der Maßhaltigkeit der Blechpläne besonders beim Schweißen größerer Blechdicken bei.

3. Schlussfolgerungen aus den Untersuchungsergebnissen für die Erarbeitung von Zusammenbauplanen und Schweißanweisungen zum UP-Tandemschweißen

3.1 Arbeitsschritte zum heißrissfreien einlagigen UP-Tandemschweißen im Blechdickenbereich von 5 bis 17 mm

3.1.1 Einseitenschweißanlage mit magnetischen Spannelementen

Ausgehend von den Forschungsergebnissen zum heißrissfreien einlagigen UP-Tandemschweißen werden für den Blechdickenbereich von 5-17 mm nachstehende Arbeitsschritte empfohlen und erfolgreich zur Anwendung gebracht. Beim Zusammenbau der Bleche wurde außer der Heißrissneigung auch der Kantenversatz berücksichtigt.

Für das heißrissfreie Schweißen müssen folgende Arbeitsschritte beim Zusammenbau der Blechpläne eingehalten werden:

1. Beide Bleche auf der Schweißanlage positionieren, Spaltbreite mit Hilfe der Lehre einrichten und Bleche durch Einschalten der Magnete fixieren (**Bild 13**).
2. Einlaufblech am Nahtanfang an die großen Blechen anschweißen.
3. Die Bleche von Anfang bis Ende im Abstände in Folge heften, um den erforderlichen Stegabstand über die ganze Fugenlänge zu garantieren. Zum Schluss die letzten vier Heftstellen am Blechende nach **Bild 86** nacheinander in Schweißrichtung punktförmig mit gleichen Durchmessern vom 12 bis 15 mm setzen, wozu eine eingestellte Brenndauer des Lichtbogens durch die Stromquelle empfohlen wird. Das Setzen der vier letzten Heftstellen am Blechende aller Blechpläne erfolgt mit Lineal oder Schablone (**Bild 86**).

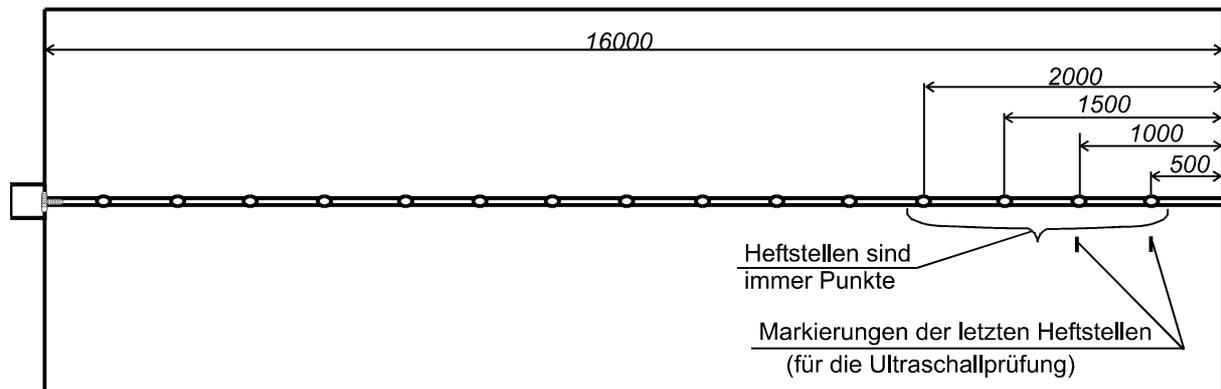


Bild 86. Positionieren der letzten vier Heftstellen

4. Die letzten zwei Heftstellen (500 mm und 1000 mm vor dem Blechende) für die spätere Ultraschallkontrolle mit Kreide markieren.
5. Die beiden Teile der nachgiebigen Auslaufbleche an die Enden der großen Bleche heften. Grundsätzlich werden zweiteilige Auslaufbleche angebaut. Die Auswahl der Auslaufbleche erfolgt unter Berücksichtigung der Längendifferenzen der Bleche und des Abstandes zur Zuschnittlinie für die geschweißten Blechpläne nach **Bild 83** und **Bild 84**.
6. Anschlussnähte beider Auslaufblechteile mit den großen Blechen in den Bereichen außerhalb der Einspannmagnete mit Hilfe des MAG-Verfahrens schweißen (**Bild 87**).
7. Verbindungsnaht zwischen beiden Auslaufblechteilen im ungeschlitzten Bereich 2-lagig schweißen und etwa die Hälfte des geschlitzten Bereiches einlagig schweißen (**Bild 88**).

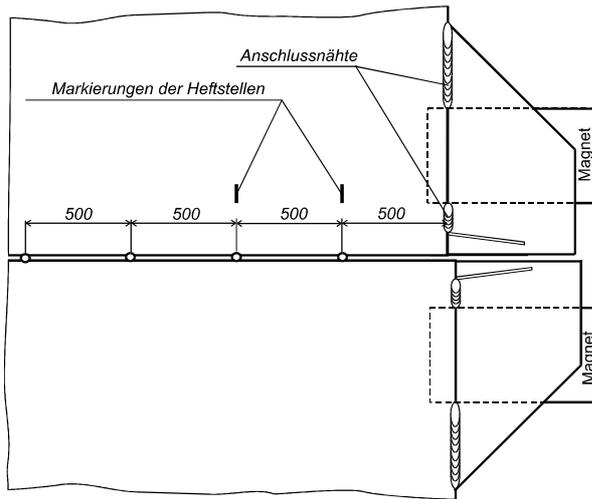


Bild 87. Schweißen der Anschlussnaht der Auslaufblechteile an die großen Bleche

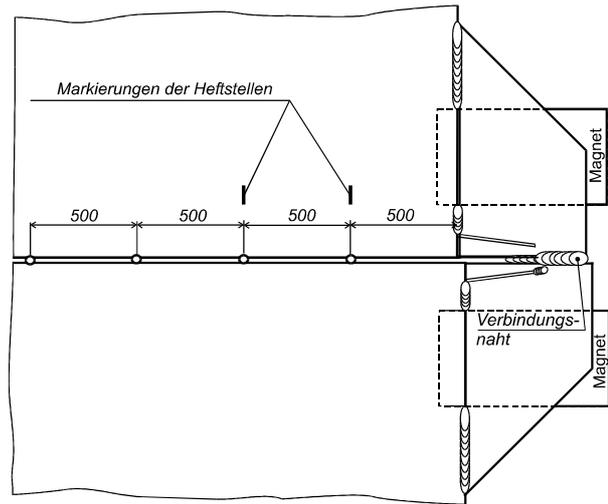


Bild 88. Schweißen der Verbindungsnaht zwischen den Auslaufblechteilen

8. UP-Tandemschweißung der Bleche ausführen und im nachgiebigen trapezförmigen Auslaufblech unmittelbar vor der zweilagigen Verbindungsnaht (entsprechend Schlitzende) beenden (**Bild 89**). Dafür ist eine Positionierhilfe auf dem Schweißkopf sinnvoll (**Bild 85**).

9. Die prinzipiell heißbrissgefährdeten Bereiche im Abstand der für den Schweißprozess typischen Endkraterlänge (beim einlagigen UP-Tandemschweißen der 10 bis 17 mm dicken Bleche ca. 200 mm) unmittelbar hinter den Markierungen an den letzten zwei aufgeschmolzenen Heftstellen besonders intensiv zerstörungsfrei prüfen (**Bild 89**).

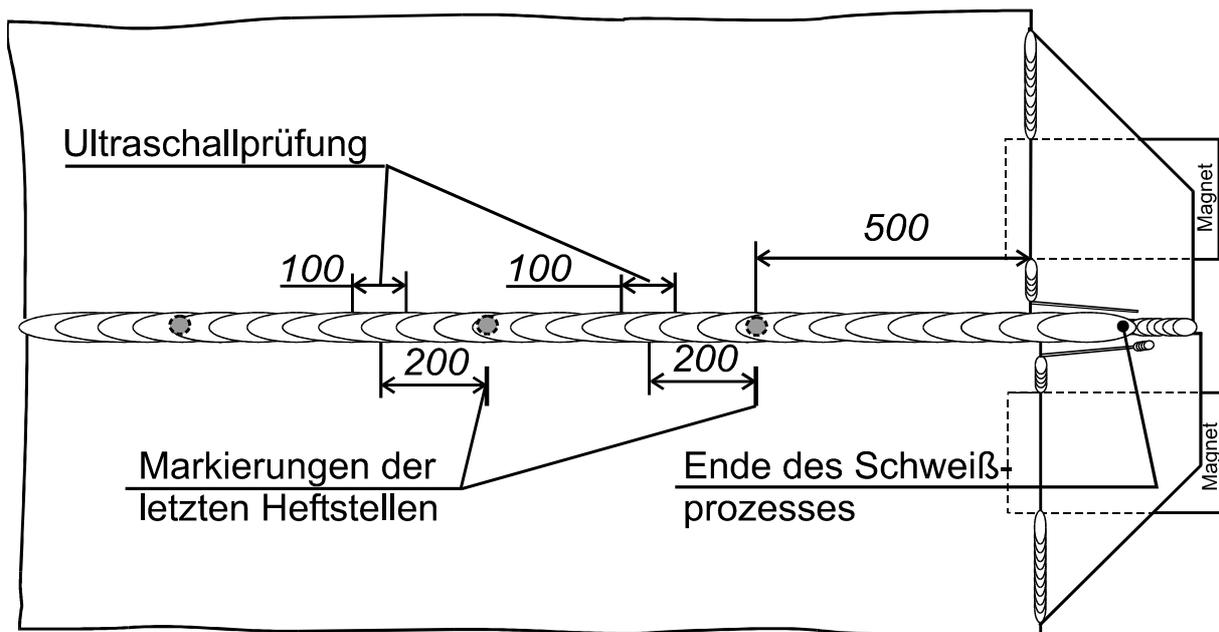


Bild 89. Prüfbereiche hinter den letzten zwei Heftstellen

Da Abmessung und Form der trapezförmigen nachgiebigen Auslaufbleche für die Bedingungen der auf der Aker-MTW Werft GmbH Wismar angewandten einlagigen UP-Tandem-Schweißung entwickelt wurden, können sie nicht auf jede beliebige Paneellinie übertragen werden. Für eine sichere heißrissfreie Schweißung auf anderen Paneellinien mit anderen Schweißprozessbedingungen müssen Abmessungen und Form der Auslaufblechteile für die zu schweißenden Blechdicken verifiziert werden. Für jeden anderen einseitigen Schweißprozess wird empfohlen, zuerst die wirksam werdenden Querverschiebungen und deren Geschwindigkeiten am Ende der längsten Bleche während des Schweißens mit den angepassten trapezförmigen nachgiebigen Auslaufblechen zu vermessen und auf Risse zerstörungsfrei zu prüfen. Wenn beim Schweißen der längsten Bleche keine Heißrisse auftreten, ist das angepasste trapezförmige nachgiebige Auslaufblech zur Kompensation der prozess-, bauteil- und zusammenbaubedingten Heißrisseinflüsse geeignet. Bei kürzeren Blechen ist die Heißrissgefahr ohnehin kleiner.

3.1.2. Einseitenschweißanlage mit hydraulischen Spannelementen

Beim Schweißen auf einer Einseitenschweißanlage mit hydraulischen Spannelementen (**Bild 90**) sind einige Besonderheiten zu beachten, bevor nachgiebige Auslaufbleche zur Heißrissvermeidung angewendet werden können. Wegen der geometrischen Gestaltung der hydraulischen Spannelemente ist es nicht möglich, die zu schweißenden Bleche an die Auslaufblechteile unmittelbar an der Schweißposition der Einseitenschweißstation entsprechend **Bild 87** zu schweißen. Deswegen sollen hier folgende Arbeitsschritte angewendet werden.

1. Die Bleche außerhalb der Schweißposition (**Bild 90**) nebeneinander anordnen und unter Berücksichtigung der Längendifferenzen der Bleche und des Abstandes zur Zuschnittlinie für die geschweißten Blechpläne die Auslaufblechteile nach **Bild 83** bzw. **Bild 84** auswählen. Die beiden Teile der nachgiebigen Auslaufbleche an die Enden der großen Bleche heften. Dafür sind manuelle magnetische oder andere Spannwerkzeuge erforderlich, um die Teile des nachgiebigen Auslaufbleches in gleicher Ebene mit den großen Blechen zu fixieren.
2. Anschlussnähte beider Auslaufblechteile mit den großen Blechen mit Hilfe des MAG-Verfahrens schweißen (**Bild 90**).
3. Beide Bleche an die Schweißposition der Einseitenschweißstation verschieben, Spaltbreite mit Hilfe der Lehre einrichten (**Bild 13**).

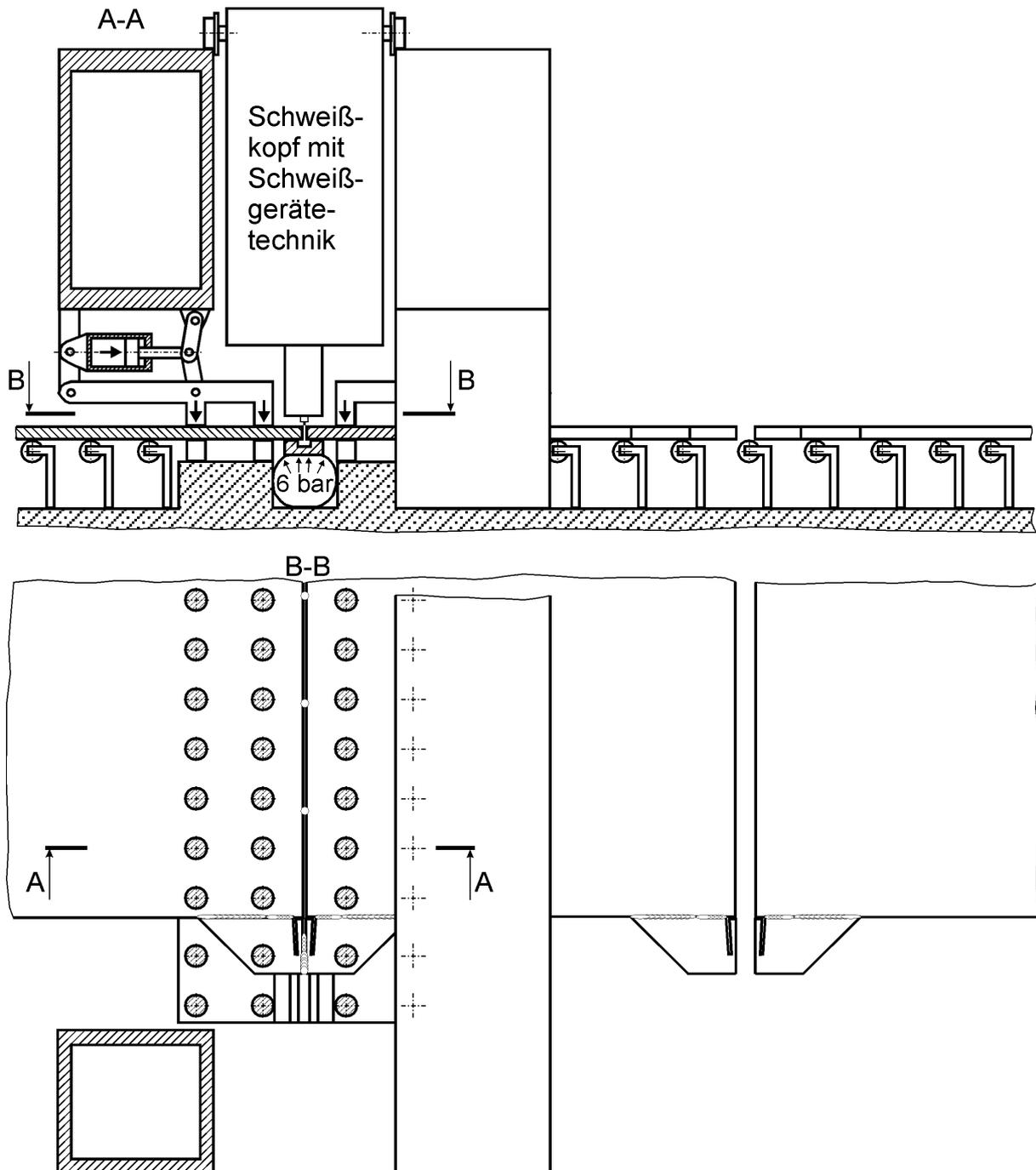


Bild 90. Schema einer Einseitenschweißanlage mit hydraulischen Spannelementen

4. Bleche mit Hilfe der hydraulischen Spannelemente fixieren
5. Einlaufblech am Nahtanfang mit den großen Blechen zusammenschweißen.
6. Die Bleche von Anfang bis Ende heften, um den erforderlichen Stegabstand über die ganze Naht zu garantieren. Zum Schluss die letzten vier Heftstellen am Blechende gemäß **Bild 86** nacheinander in Schweißrichtung punktförmig mit gleichen Durchmessern von 12 bis 15 mm setzen, wozu die erforderliche Brenndauer des Lichtbogens an der Stromquelle einzustellen

ist. Das Setzen der vier letzten Heftstellen am Blechende aller Blechpläne erfolgt mit Lineal oder Schablone.

7. Die letzten zwei Heftstellen (500 mm und 1000 mm vor dem Blechende) für die spätere Ultraschallkontrolle mit Kreide markieren (**Bild 86**).

8. Korrektur der Schlitzenden in den trapezförmigen Auslaufblechen. Passen die Enden beider Schlitzende nicht zueinander, einen Schlitz entsprechend den Beispielen in **Bild 83** und in **Bild 84** durch MAG-Schweißen verkürzen.

9. Verbindungsnaht zwischen beiden Auslaufblechteilen im ungeschlitzten Bereich 2-lagig und etwa die Hälfte des geschlitzten Bereiches einlagig schweißen (**Bild 90**).

10. UP-Tandemschweißung der Bleche ausführen und im nachgiebigen trapezförmigen Auslaufblech unmittelbar vor Erreichen der zweilagigen Verbindungsnaht (entsprechend Schlitzende) beenden (**Bild 89**). Dafür ist eine Positionierhilfe auf dem Schweißkopf sinnvoll (**Bild 85**).

11. Nach dem Schweißen die Schweißnahtabschnitte unmittelbar hinter den Markierungen an den letzten zwei aufgeschmolzenen Heftstellen besonders intensiv zerstörungsfrei prüfen (**Bild 89**).

3.2 Arbeitsschritte zum heißrissfreien mehrlagigen UP-Tandemschweißen

Bleche ab 18 mm werden im Schiffbau mehrlagig geschweißt. Das Mehrlagenschweißen erfordert zur Vermeidung der Heißrisse weitere besondere Maßnahmen, da die trapezförmigen nachgiebigen Auslaufbleche die Heißrisse nur beim Schweißen der 1. Lage, nicht aber beim Schweißen der Folgelagen, verhindern können.

Um Blechdicken über 18 mm heißrissfrei in Mehrlagentechnik ausführen zu können, muss die Querverschiebung der Bleche am Nahtende vermieden werden. Diese Forderung lässt sich realisieren, wenn dort anstelle der Heftstellen eine durchlaufende Naht geschweißt wird. Damit wird eine zweischrittige Schweißfolge für die 1. Lage des UP-Tandemschweißprozesses eingesetzt. Im ersten Schritt der Schweißfolge wird der heißrissanfällige Nahtabschnitt am Blechende über eine Länge von 3 m bis auf das konventionelle Auslaufblech geschweißt. Danach wird im zweiten Schritt beginnend am Einlaufblech von Nahtanfang bis zum Ansatz des ersten Nahtschrittes in der gleichen Schweißrichtung UP-

Tandem geschweißt. Eine saubere Überschweißung des Ansatzes und Füllung des Endkraters ist Bedingung für die Zulässigkeit dieser Verfahrensweise.

Ausgehend von dieser Grundüberlegung, die durch Versuchsschweißungen unter Praxisbedingungen überprüft worden ist, werden für das mehrlagige UP-Tandemschweißen für Blechdicken ab 18 mm folgende Arbeitsschritte empfohlen:

1. Beide Bleche auf der Schweißanlage positionieren, Spaltbreite mit Hilfe der Lehre einrichten und Bleche durch Einschalten der magnetischen oder hydraulischen Spannelemente fixieren.
2. Einlaufblech am Nahtanfang mit den großen Blechen zusammenschweißen (**Bild 91**).
3. Die Bleche von Anfang bis Ende heften (**Bild 91**), um den erforderlichen Stegabstand zu garantieren.
4. Konventionelles Auslaufblech bzw. zwei konventionelle Auslaufblechteile (300x300mm) mit den großen Blechen verschweißen.
5. UP-Tandemschweißen des 1. Schrittes der Schweißfolge der 1. Lage im Abstand von 3 m vom Blechende beginnen und auf dem Auslaufblech beenden (**Bild 91**).
6. UP-Tandemschweißen des 2. Schrittes der Schweißfolge der 1. Lage vom Eingangsblech bis Beginn des bereits geschweißten Nahtabschnittes durchführen. Position des Endkraters mit Kreide markieren (**Bild 92**).

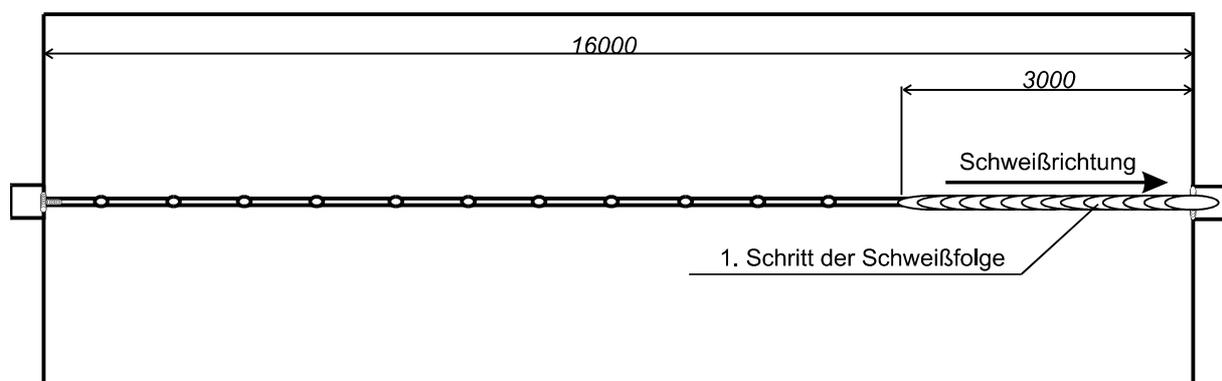


Bild 91. Darstellung des im 1. Schritt der Schweißfolge geschweißten Nahtabschnittes am Blechende der 1. Lage

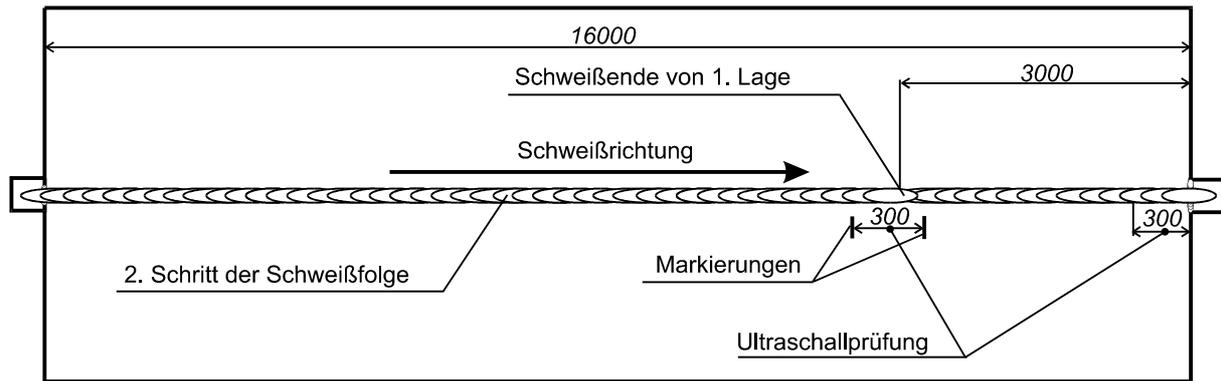


Bild 92. Darstellung des im 2. Schritt der Schweißfolge geschweißten Nahtabschnittes der ersten Lage des Blechplanes und Markierungen des Prüfabschnittes der zerstörungsfreien Prüfung

7. Falls der Endkrater Unterwölbung aufweist, manuell ausbessern und säubern, um Lichtbogeninstabilitäten bei den Folgelagen zu vermeiden.

8. Zweite und dritte Lage von Anfang bis Ende durchschweißen.

9. Das Schweißnahtende (ca. 300 mm) und die Überlappung zerstörungsfrei prüfen (**Bild 92**).

Im Blechplan wurden keine Risse am Nahtende sowie keine Bindefehler in der Überschweißung bei der Anwendung dieser Maßnahme zur Heißrissvermeidung beim mehrlagigen UP-Tandemschweißen festgestellt.

3.3 Wirtschaftliche Auswirkungen der empfohlenen technologischen Maßnahmen

Die vorgeschlagenen technologischen Maßnahmen sind ein wichtiger Beitrag zur Beherrschung der Rissproblematik beim Schweißen. Sie tragen zur Qualitätssicherung beim UP-Einseitenschweißen von Blechplänen im Schiffbau bei, steigern die Produktivität durch den Wegfall der aufwendigen Nachbesserungen, ermöglichen eine Reduzierung des Umfangs der zerstörungsfreien Prüfung und führen zur Einsparung von Material und Arbeitszeit dort, wo die mit Übermaß einkalkulierten fehlerhaften Blechabschnitte bisher abgetrennt wurden. Der zu erwartende Nutzen wird auf den Werften auf ca. 50.000,- bis 80.000,- € je Paneellinie pro Jahr geschätzt.

Die in den Abschnitten 2.3 und 2.4 beschriebenen Maßnahmen zum Zusammenbau der Blechpläne mit Hilfe der trapezförmigen nachgiebigen Auslaufbleche zur Heißrissvermeidung am Ende langer Schweißnähte sind auf der Aker-MTW Werft GmbH Wismar erfolgreich in die Schweißfertigung überführt worden.

Um die nachgiebigen Auslaufbleche auf beliebigen UP-Tandemanlagen verwenden zu können, sind ca. 5-10 Versuchsschweißungen pro Blechdicke mit den für den jeweiligen Schweißprozess entwickelten trapezförmigen nachgiebigen Auslaufblechen erforderlich. Diese Versuchsschweißungen müssen mit einer prozessbegleitenden Messung der Querverschiebungen am Schweißnahtende durchgeführt werden, um die erforderlichen Abmessungen für die nachgiebigen Auslaufbleche zu ermitteln.

Die erarbeiteten Lösungen sind grundsätzlich auf andere Anwendungsgebiete z. B. Behälterbau und Schienenfahrzeugbau übertragbar, da die praxisorientierte Methodik der FEM-Berechnung und die einfachen Messungen der Querverschiebungen und deren Geschwindigkeiten zur Abschätzung der Heißrissgefahr in geschweißten Bauteilen grundsätzlich für verschiedene Konstruktionen und Werkstoffe angewendet werden können.

4. Zusammenfassung

Ausgangspunkt für die Dissertation war die Tatsache, dass in der schiffbaulichen Vorfertigung beim einseitigen UP-Tandemschweißen langer Bleche regelmäßig in einem mindestens 0,5 m langen Abschnitt am Nahtende unerwünschte Heißrisse als längs verlaufende Erstarrungsrisse auftreten. Daraus wurde die Aufgabestellung abgeleitet, durch theoretische Überlegungen, rechnerunterstützte Methoden und experimentelle Untersuchungen unter Praxisbedingungen die Ursachen der Heißrissbildung zu ergründen und Maßnahmen zu ihrer Vermeidung vorzuschlagen.

Von den möglichen Einflussfaktoren auf die Heißrissbildung, die sich in metallurgische bzw. werkstoffbedingte, prozess- sowie bauteil- bzw. zusammenbaubedingte untergliedern lassen, wurden insbesondere die bauteil- und zusammenbaubedingten Einflussfaktoren untersucht, die bei der Rissbildung am Ende langer Bleche eine entscheidende Rolle spielen. Mit Hilfe der FEM-Simulation und Messungen an den Blechenden während der Produktionsschweißungen der Blechpläne wurde festgestellt, dass sich die Bleche während des Schweißens auseinander schieben.

Unter Berücksichtigung der Heißrisstheorie nach Prokhorov und der Erkenntnisse aus den Heißrissprüfverfahren wurde die Geschwindigkeit der Querverschiebungen als wichtiges Kriterium für die Heißrissbildung abgeleitet, die mit Hilfe der FEM-Simulation berechnet

sowie während der Produktionsschweißungen gemessen werden kann. Entscheidungskriterium dafür, ob ein Heißriss entsteht oder nicht, ist das Gleichgewicht zwischen den bauteil- und zusammenbaubedingten Einflüssen des Schweißprozesses auf die Geschwindigkeit der Querverschiebungen v_q einerseits und den metallurgisch bedingten Einflüssen während der Kristallisation des Schweißguts im TIS (BTR) des selben Schweißprozesses ($v_{q\ kr}$).

Besonders hoch ist die bauteil- und zusammenbaubedingte Geschwindigkeit der Querverschiebungen v_q am Nahtende, wenn der UP-Tandemschweißprozess die kreuzenden Zusammenbaunähte aufschmilzt, welche die zu schweißenden Bleche mit den Teilen der konventionellen Auslaufbleche zusammenhalten. Dabei überschreitet die Geschwindigkeit der Querverschiebungen v_q die metallurgisch- und prozessbedingte kritische Geschwindigkeit der Querverschiebungen $v_{q\ kr}$ und es treten Heißrisse auf.

Da die Erhöhung des Heißrisswiderstandes bzw. der kritischen Geschwindigkeit der Querverschiebungen $v_{q\ kr}$ nur zur Reduzierung der Heißrisslänge beiträgt, müssen die Beträge der Querverschiebungen und deren Geschwindigkeiten am Nahtende der langen Bleche wesentlich unter das Niveau der kritischen Werte reduziert werden.

Zwei Maßnahmen zur Reduzierung der prozess-, bauteil- und zusammenbaubedingten Querverschiebungen werden mittels FEM-Simulation und schweißprozessbegleitender Messungen entwickelt und erprobt.

Die synchrone Erwärmung der äußeren Blechkanten während des Schweißens mit Hilfe der Gasbrenner verringert die Beträge der Querverschiebungen um das Dreifache und die Geschwindigkeit v_q um das Zweifache. Sie ist besonders geeignet, die thermische Ausdehnung in der Umgebung der Schweißnaht zu kompensieren und dadurch die Beträge der Querverschiebungen herabzusetzen, die durch das Schweißen der langen Bleche entstehen, also schweißprozess- und bauteilbedingt sind. Die Erwärmung der äußeren Blechkanten ist jedoch nicht ausreichend geeignet, um den harten Steifigkeitssprung beim Übergang des Schweißprozesses von den großen Blechen zu den Auslaufblechen weich aufzunehmen.

Um den zusammenbaubedingten Steifigkeitssprung am Blechende auszuschließen, wurden für das einlagige UP-Tandemschweißen im Blechdickebereich von 5 bis 17 mm zweiteilige nachgiebige trapezförmige Auslaufbleche ausreichender Abmessungen entwickelt. Die

zusammenbaubedingten Einflussfaktoren auf die Heißrissbildung wie Heftstellen, Anschlussnähte zwischen trapezförmigen Auslaufblechteilen und großen Blechen sowie die Verbindungsnaht zwischen den Auslaufblechteilen untereinander beeinflussen insbesondere die lokalen Anstiege der Geschwindigkeit der Querverschiebungen v_q am Nahtende.

Eine optimale Lösung des Heißrissproblems liefert die Kombination der synchronen Erwärmung der äußeren Blechkanten mit der Anwendung nachgiebiger Auslaufbleche minimierter Abmessungen. Die synchrone Erwärmung der äußeren Blechkanten sorgt dafür, dass die Beträge der Querverschiebungen am Nahtende gesenkt werden. Die nachgiebigen Auslaufbleche vermeiden den großen Steifigkeitssprung, der mit dem Anstieg der Geschwindigkeit der Querverschiebungen einhergeht, wenn der Lichtbogen von den Blechen auf das Auslaufblech übergeht.

Die zusätzliche synchrone Erwärmung der äußeren Blechkanten zur Anwendung der trapezförmigen nachgiebigen Auslaufbleche vermeidet nicht nur die Heißrissbildung sondern trägt auch zur Erhöhung der Maßhaltigkeit der Blechpläne besonders beim Schweißen größerer Blechdicken bei.

Um Blechdicken über 18 mm heißrissfrei in Mehrlagentechnik ausführen zu können, wird nach erfolgreicher Erprobung eine zweischrittige Nahtfolge für die 1. Lage des UP-Tandemschweißprozesses empfohlen. Zuerst wird der heißrissanfällige Nahtabschnitt am Blechende bis auf das Auslaufblech geschweißt, bevor der zweite Schritt in der gleichen Schweißrichtung beginnend am Einlaufblech von Nahtanfang bis zum Ansatz der zuvor geschweißten UP-Tandem-Naht ausgeführt wird. Eine saubere Überschweißung des Ansatzes und Füllung des Endkraters sind Bedingung für die Zuverlässigkeit dieser Verfahrensweise.

Der zu erwartende Nutzen wird auf den Werften auf ca. 50.000,- bis 80.000,- € je Paneellinie pro Jahr geschätzt, dabei sind die erarbeiteten Lösungen grundsätzlich auch auf andere Anwendungsgebiete z. B. den Behälterbau und Schienenfahrzeugbau übertragbar.

5. Literaturverzeichnis

- [1] Oster, E.: *Rechnergestützte Prozeß- und Schweißkopfführung beim vollmechanisierten Lichtbogenschweißen im Behälter- und Schiffbau. DVS-Berichte Bd. 186, Deutscher Verlag für Schweißtechnik, Düsseldorf, 1997, S.129-133.*
- [2] Kvidahl, L.G.: *One Side Welding Challenges Shipbuilders. Welding Journal (New York) 71 (1993), 2, S.47-53.*
- [3] Gehring, M.: *Vorteile des UP-Schweißens mit Fülldrahtelektroden. ESAB Fenster 1(1996), S.15*
- [4] N.N.: *Unterpulverschweißen - Verfahren, Schweißeinrichtungen, Arbeitstechniken. Firmenhandbuch ESAB GmbH Solingen 1995.*
- [5] Niesz, H., Schlatter, B: *Leistungssteigende Verfahrensvarianten beim Unterpulverschweißen. Praktiker 1 (1995), S. 25-28.*
- [6] Engindeniz, E.: *Unterpulver-Hochleistungsschweißen mit Fülldrahtelektroden. Oerlikon-Schweißmitteilungen 60 (1992), 130, S. 11-20.*
- [7] Engindeniz, E.: *Unterpulver-Hochleistungsschweißen mit Fülldrahtelektroden. DVS-Berichte Bd. 155, Deutscher Verlag für Schweißtechnik, Düsseldorf, 1993, S.170-178.*
- [8] IMG Rostock: *Persönliche Mitteilung, 1998.*
- [9] Hinneberg, D.: *Optimierte Schweißfertigung. Schweißen im Schiffbau und Ingenieurbau. Tagungsband zur 1. Sondertagung 11-12.01.2000 Hamburg, S. 19-25.*
- [10] Böhme, D.; Heuser, H.: *Möglichkeiten der Einflussnahme auf die Heißrissneigung beim Unterpulverschweißen von Schiffbaustählen. Schweißen & Schneiden 39 (1987), 11, S. 534 - 548.*
- [11] Satoh, K.; Ueda, Y.: *Studies on deformation and cracking in one sided welding (1st Report). Journal of the Society of the NAVAL Architects of Japan, Vol. 136 (1974), p. 441-458 (in Japanese).*
- [12] Satoh, K.; Ueda, Y.: *Studies on deformation and cracking in one sided welding (2nd Report). Journal of the Society of the NAVAL Architects of Japan, Vol. 137 (1975), p. 360-368 (in Japanese).*

-
- [13] Terai, K.; Yoyooka, T a. o.: *On the end cracking in the one side automatic welding*. *Journal of the Japan Welding Society*, Vol. 40 (1971), p. 1242-1248 (in Japanese).
- [14] Satoh, K.; Yada, T. a. o.: *Studies on deformation and cracking in one-side welding*. *IHI Engineering Review*, Vol. 10, No.4 (1977), Oct., p. 1-16.
- [15] *Merkblatt DVS 1004: Heißrissprüfverfahren, Teile 1 bis 4. Deutscher Verband für Schweißtechnik e.V., Düsseldorf.*
- [16] Homberg, G.; Schmidtman, E.; Wellnitz, G.: *Entstehung und Ursache von Heißrissen beim Schweißen von Stählen. Bruchuntersuchung und Schadenerklärung. Allianz Versicherung-AG München und Berlin 1976 S. 181-186, 199-200.*
- [17] Müsch, H.: *Heißrisse und ihre Entstehung: Vortrag beim Kolloquium über Heißrisse 1977, SLV –Duisburg.*
- [18] Homberg, G.; Wellnitz, G.: *Über die Heißrissigkeit beim Schweißen von Stählen. Schweißen und Schneiden 1975, S. 90-93.*
- [19] Wilken, K.: *Aussagefähigkeit von Warmrissprüfverfahren für die Warmrissicherheit von geschweißten Bauteilen. Chemie-Ingenieur Technik 1972, S. 777-783*
- [20] Hemsworth, B.; Boniczewski, N.; Eaton, F.: *Classification and definition of high temperature welding cracks in alloys. Metal Konstruktion, 1969, S. 5-16.*
- [21] Arata, Y.; Matsuda, F.; Katayama, S.: *Solidifikation crack susceptibility in Weld Metals of Fully Austenitic Stainless Steels (Report II). Transaction of JWRI 1/1977, S. 105-116.*
- [22] Müsch, H.: *Über die Ursachen der Heißrissbildung in Schweißverbindungen austenitischer Stähle mit 16% Chrom und 16 % Nickel. Diss. T. H. Aachen 1971.*
- [23] Homberg, G.: *Untersuchungen zur Heißrissneigung vollaustenitischer unstabilisierter Stähle des Typs X3CrNi 16 16 beim Unterpulverschweißen. . Diss. T. H. Aachen 1976.*
- [24] Jakushin, B; Herold, H.: *Nautschnyje osnovy garmonisazii standartow RF und ES na ispytanija svariwajemosti (Wissenschaftliche Grundlagen der Übereinstimmung der Standarten von RF und EU zur Schweißbarkeitsprüfung). Internationale Conference „Welding-Quality-Competitiveness“, Moskau, 23-24.10.2002*

-
- [25] Senda, T.; Matsuda, F.; Takano, G.; Watanabe, K.; Kobayashi, T.; Matsuzaka, T.: *Fundamental Investigations on Solidification Crack Susceptibility for Weld Metals with Trans-Varestraint Test. Transaction of Japan Welding Society 2 (1971), 2, S. 45 - 66.*
- [26] Lundin, S.: *Schweißbarkeitsfragen und Rissprobleme beim Schweißen von unlegierten und niedriglegierten Stählen. EASB Revue 41 (1964), 11, S. 1 – 14.*
- [27] Dahl, W.: *Werkstoffliche Grundlagen zum Verhalten von Schwefel im Stahl. Stahl und Eisen 97 (1977), S. 402 - 409.*
- [28] Homberg, G.; Wellnitzer, G.: *Über die Heißrissigkeit beim Schweißen von Stählen. Schweißen & Schneiden 27 (1975), 3, S. 90 - 93.*
- [29] Wilber, G. A.; Batra, R.; Savage, W. F.; Childs, W. J.: *The Effect of Thermal History and Composition on the Hot Ductility of Low Carbon Steels. Metallurgical Transactions A (1975), 6A, S. 1727 - 1735.*
- [30] Weyland, F.: *Auswahl von Zusatzwerkstoffen für das Lichtbogenschweißen von unlegierten und niedriglegierten Baustählen. Oerlikon Informationsbroschüre, Eisenberg. 1981.*
- [31] Borland, J. C.: *Suggested Explanation of hot cracking in mild and low alloy steel welds. British Welding Journal 8(1961), 11, S. 526-540.*
- [32] N. N. Prokhorov: *Gorjachije treshiny pri svarke. Moskau, Maschgis, 1952, 220 S.*
- [33] Prokhorov, N. N.; Jakuschin, B. F.; N.N.; Prokhorov, N. N.: *Theorie und Verfahren zum Bestimmen der technologischen Festigkeit von Metallen beim Schweißen. Schweißtechnik (Berlin) Vol. 19, (1968), 1, S. 8-11.*
- [34] Matsuda, F.: *J. Jpn. Weld. Soc. 40 (1971), 4, p.276-296.*
- [35] Matsuda, F. u.a.: *Fundamental investigations on Solidification Crack Susceptibility for weld metals with Transvarestraint Test. Transaction of Japan Welding Society 2 (1971), 2, S. 1 - 22.*
- [36] Gärtner, A.; Schmidtman, E.: *Prüfung der Heißrissneigung von hochfesten Baustählen in der wärmebeeinflussten Zone beim Schweißen und ihre Ursache. DVS-Berichte, Bd. 15, S. 99 – 102, S. 231- 232*

-
- [37] Tremmer, D.; Bültmann, F.: *Beiträge zur Metallurgie des UP-Schweißens, Teil 1, Klassifikation von Pulvern. Schweißen & Schneiden* 47(1995), 10, S. 842-849.
- [38] Tremmer, D.; Schreiber, S.: *Beiträge zur Metallurgie des UP-Schweißens, Teil 2, Beeinflussung von Sulfidausscheidungen. Schweißen & Schneiden* 47(1995), 12, S. 978-985.
- [39] Huxley, H.V.: *Effect of S, P, As, Sn and Cu on the Weldability of 2% NiCr-Mo low Alloy Steel Sheet. Welding and Metal Fabrication* (1970), 7, S. 288 ff
- [40] Balley, N.; Jones, S.B.: *Solidification Cracking of ferritic steel during submerged arc welding. TWI* 1977
- [41] Morgan-Warren, E. J.; Jordan, A.: *Quantitative Study of the Effect of Composition on Weld Solidification Cracking in Low Alloy Steels, Metals technology* (1974), 6, p. 271
- [42] Thier, H.: *Heißrissneigung unlegierter Werkstoffe unter besonderer Berücksichtigung des Sauerstoffgehaltes. DVS-Berichte, Band 117, DVS-Verlag* 1989, S. 10 ff.
- [43] Hanus, F.; Häring, H.-W.; Heuser, A.; Klappert, K.-H.: *Erfahrungen zum Heißrißverhalten von unlegierten Stählen des Apparatebaus. DVS-Berichte, Band 151, DVS-Verlag* 1994, S. 60 - 68.
- [44] Rykalin, N.: *Berechnung der Wärmevorgänge beim Schweißen, VEB Verlag Technik, Berlin, 1957, (Moskau 1951), 326 S.*
- [45] Ueda, Y.; Murakawa, H u. a.: *Simulation of welding deformation for precision ship assembling (Report I) – In-plane deformation of butt welded plate. Transaction of JWRI, Vol. 21 (1992), No.2, p. 125-135.*
- [46] Ueda, Y.; Murakawa, H.; Gu, S.M.; Okumoto, Y.; Karnichika, R.: *Simulation of Welding Deformation for Accurate Ship Assembling (Report II). Transactions of JWRI, Vol.22, (1993), 1, pp. 93-102.*
- [47] Ueda, Y.; Murakawa, H.; Gu, S.M.; Okumoto, Y.; Ishiyama, M.: *Simulation of Welding Deformation for Accurate Ship Assembling (Report III). Transactions of JWRI, Vol.25, (1996), 1, pp. 69-79.*
- [48] Ueda, Y.; Murakawa, H.; Gu, S.M.; Okumoto, Y.; Ishiyama, M.: *FEM Simulation of Gas and Plasma Cutting with Emphasis on Precision of Cutting. Transactions of JWRI, Vol.23, (1994), 1, pp. 93-102.*

-
- [49] Ueda, Y.; Yao, T.; Nakacho, K.; Yuan, M.G.: *Prediction of Welding Residual Stress, Deformation and Ultimate Strength of Plate Panels. Transactions of JWRI, Vol.21, (1992), 2, pp. 137-143.*
- [50] Masubuchi, K.: *Prediction and Control of Residual Stresses and Distortion in Welded Structures. Transactions of JWRI, Vol.25, (1996), 2, pp. 53-67.*
- [51] R. Kamichika, T. Yada, T. Maeda: *Evaluation of transient strain in weld metal in one sided welding. Report Publ: Tokyo 100, Japan; Ishikawajima-Harima Heavy Industries Co Ltd. (1978) April, 31 pp,*
- [52] R. Kamichika, T. Yada: *Analysis of non-stationary elastic and plastic deformations using the method of finite element analysis – Application to welding. Ishikawajima-Harima Engineering Review, Vol. 14, No.4 (1974), p.380-388.*
- [53] Folkhard, E.; Rabensteiner, G.; Schabereiter, H.; Fuchs, K.; Tösch, J.: *Der PVR-test, ein neues Verfahren zur Ermittlung der Heißrissicherheit von Schweißwerkstoffen mit hoher quantitativer Aussagekraft. Jubiläumsschrift “50 Jahre Böhler Schweißtechnik”. Kapfenberg: VEW 1977.*
- [54] Klug P.: *Beitrag zur Prüfung der Heißrissanfälligkeit von hochlegierten Schweißzusatzwerkstoffen mit dem PVR-Test der VEW-Kapfenberg. Dissertation der Fakultät Maschinenbau an der Technischen Universität Graz, 5/1980.*
- [55] Herold, H.; Streitenberger, M.; Pchennikov, A.: *Modelling of the PVR-Test to examine the origin of different hot cracking types. In: Mathematical modelling of weld phenomena 5. Edited by H. Cerjak. London: IOM-Communications, 2001, p.783-792.*
- [56] Herold, H.; Pchennikov, A; N. Woywode: *Weiterentwicklung der Prüftechnik zur Schweißbarkeitsbeurteilung von Hochleistungswerkstoffen. Bericht zur Forschungsprojekt 01.10.1997-31.03.2000 des Kultusministeriums des Landes Sachsen-Anhalt LSA 2404A/0086R*
- [57] GOST 26389-84: *Welded joints. Test methods on resistance to shrinkage crack formation under fusion welding (Schweißverbindungen. Prüfverfahren der Widerstand zur Heißrissbildung beim Schmelzschweißen). SS 23*

-
- [58] *Heißrissprüfung mit dem MVT-Test von Thermanit-Schweißgütern aus Stabelektroden der Nickel-Basis-Legierungen Nimo C und Nimo C 24 sowie der Cr-Ni-Legierungen 25/22 H. Abschlußbericht AIF 9745, BAM Berlin, 1995*
- [59] *Herold, H.; Pchennikov, A.; Hübner, A.; Slyvinskyy, A.; Krafka, H.: Was sagen die Heißrissprüfungen mit dem PVR- und MVT-Verfahren über die Schweißbarkeit aus? DVS-Berichte, Band, „Große Schweißtechnische Tagung Düsseldorf 2001“*
- [60] *Prokhorov, N. N.: Fisitscheskie prozessy v metallah pri svarke. Band 1. Moskva, Metallurgija 1968*
- [61] *Prokhorov, N. N.: Fisitscheskie prozessy v metallah pri svarke. Band 2. Moskva, Metallurgija 1971*
- [62] *Vergleich der Aussagefähigkeit und der Differenzierungsmöglichkeiten von neuartigen Heißrissprüfverfahren an Dünnblechschweißungen. Abschlußbericht Forschungsvorhaben AIF 7972. SLV Duisburg und BAM, Berlin. 1992*
- [63] *Homberg, G: Untersuchungen zur Heißrissneigung vollaustenitischer unstabilisierter Stähle des Types X 3 Cr Ni 16 16 beim Unterpulverschweißen. Dissertation, RWTH Aachen, 1976*
- [64] *Probst, R: Grundlagen der Schweißtechnik, Schweißmetallurgie . Berlin, VEB Verlag Technik, 1971*
- [65] *Müller, G; Rehfeld, I; Katheder, W. : FEM für Praktiker: die Methode der Finiten Elemente mit dem FE-Programm ANSYS Rev. 5.0 - Renningen-Malmsheim: expert-Verl., 1994 (Kontakt & Studium; Bd. 441)*
- [66] *Groth, C.; Müller, G.: FEM für Praktiker - Temperaturfelder. Basiswissen und Arbeitsbeispiele zur Methoden der Finiten Elemente mit dem FEM-Programm ANSYS (R) 5.0: Temperaturfeldberechnungen; mit 75 Tabellen - Renningen-Malmsheim: expert-Verl., 1995 (Kontakt & Studium; 463)*
- [67] *Müller, G; Groht, C. : FEM für Praktiker: die Methode der Finiten Elemente mit dem FE-Programm ANSYS. 3., völlig neubearbeitete Auflage:- Renningen-Malmsheim: expert-Verl.,, 1997, SS.857.*
- [68] *S. Moaveni: Finite element analysis: theory and application with ANSYS, Upper Saddle River, NJ [u.a.]: Prentice Hall, 1999, 527p.*

-
- [69] K. L. Lawrence: *ANSYS Tutorial Releases 5.7 and 6.0*, Schroff Development Corp. Publications; 2002, May, 170p.
- [70] *VDI-Wärmeatlas: Berechnungsblätter für den Wärmeübergang*. VDI-Verlag, Düsseldorf, 1994.
- [71] Satoh, K.; Terasaki, T. a. o.: *Changes of root gap during welding in case of butt weld joints (1st Report)*. *Journal of the Japan Welding Society*, Vol. 49 (1980), No.7, p. 478-483 (in Japanese).
- [72] Satoh, K.; Terasaki, T. a. o.: *Changes of root gap during welding in case of butt weld joints (2nd Report)*. *Journal of the Japan Welding Society*, Vol. 49 (1980), No.10, p. 707-712 (in Japanese).
- [73] Satoh, K.; Terasaki, T. a. o.: *Changes of root gap during welding in case of butt weld joints (3rd Report)*. *Journal of the Japan Welding Society*, Vol. 50 (1981) No.4, p. 392-398 (in Japanese).
- [74] Machnenko, W.; Mandelberg, S.; Petun, L.; Ribakow, A.; Schekera, W.: *Obrasowanije gorjatschich tretschtschin pri okontschanii dugowoj swarki s powischennoj skorostju (Die Heißrissbildung am Ende des Schweißprozesses bei erhöhter Schweißgeschwindigkeit)*. *Avtomaticheskaja svarka*, (1967), 8, S.6-10.
- [75] Maeda, T.; Yada, T. a. o.: *On the prevention of end cracking in the one side welding (1st Report)*. *Journal of the Society of the NAVAL Architects of Japan*, Vol. 129 (1971), p. 167-177 (in Japanese).
- [76] Karlsson, L: *Mathematical Models Approximating Butt Welding Processes - Cause and Prevention of Hot Cracking*. IIW-Doc. X-806-76 und IIW-Doc. IX 1006-76.
- [77] Akesson B., Karlsson, L: *Prevention of hot cracking in butt welds in steel panels*.- *Metall Konstruktion*, 1977, (9), Nr.2, S. 74-77.
- [78] Fujita, I.; Terai, K.: *Prevention of cracking in one-side automatic welding*. *Transaction of the Welding Society*, Vol. 2, (1973) 4, S.25 – 34.
- [79] Ueda, Y.; Murakawa, H.; Gu, S.M.; Okumoto, Y.; Karnichika, R.: *Simulation of Welding Deformation for Accurate Ship Assembling (Report I)*. *Transactions of JWRI*, Vol.21, (1992), 2, pp. 265-275.

-
- [80] *Djatlov, V.; Sidoruk, V.: Vlijanije technologitscheskich uslowij swarki na obrasowanije prodolnich gorjatschich tretschtschin (Einfluss der technologischen Schweißbedingungen auf die Heißrissentstehung entlang der Schweißnaht). Avtomaticheskaja svarka, 156, (1966), 3, S. 21-25.*
- [81] *Masumoto, I., Tamaki, K., Katsuna, M., Ozaki, H.: Einfluss der Primärkristallisation bei peritektischer Reaktion auf die Heißrissneigung von Stahlschweißgut. Schweißen und Schneiden 27 (1975), Heft 11, S. 450-454.*
- [82] *Fujita, Y.; Terai, K. a. o.: Studies on prevention of end cracking in the one side automatic welding (1st Report). Journal of the Society of the NAVAL Architects of Japan, Vol. 133 (1973), p. 267-275 (in Japanese).*
- [83] *Fujita, Y.; Terai, K. a. o.: Studies on prevention of end cracking in the one side automatic welding (2nd Report). Journal of the Society of the NAVAL Architects of Japan, Vol. 135 (1974), p. 379-391 (in Japanese).*
- [84] *Fujita, Y.; Terai, K. a. o.: Studies on prevention of end cracking in the one side automatic welding (3rd Report). Journal of the Society of the NAVAL Architects of Japan, Vol. 136 (1974), p. 459-465 (in Japanese).*
- [85] *Herold, H; Streitenberger, M; Pchennikov, A; Makarov, E; Neumann, R.: Modellierung der Einseitenschweißung zur Berechnung der Heißrissbildung am Ende langer Schweißnähte. DVS-Berichte, Band 194 (1998) Seite 35-42.*
- [86] *Pchennikov, A.; Streitenberger, M.; Herold, H; Marotz, N.: Praktische Möglichkeiten der Heißrissvermeidung beim Einseitenschweißen großflächiger Komponenten. Konferenz-Einzelbericht: DVS-Berichte, Band 225 (2003) Seite 195-200*
- [87] *Herold, H.; Streitenberger, M.; Pchennikov, A.: Heißrissneigung beim UP-Einseitenschweißen - Beispiel einer Schweißprozessbedingten Schädigungsmechanik. DVM-Berichte 234. 34.DVM-Tagung - Fortschritte der Bruch- und Schädigungsmechanik, Freiberg. DVM 2002, S. 187-196.*

Anlage**Tabelle A1.** Mechanische und technologische Eigenschaften für normalfeste Stähle nach GL mit Erzeugnisdicken bis 50 mm

Gütegrad	Streckgrenze R_{eH} [N/mm ²]	Zugfestigkeit R_m [N/mm ²]	Bruchdehnung A5 [%] min	Kerbschlagbiegeversuch		
				Prüftemp. [°C]	KV	
					[J] längs, min	[J] quer, min
GL-A	235	400-490	22	20	27	-
GL-B				0	27	25
GL-D				-20	27	25
GL-E				-40	27	25

Tabelle A2. Chemische Zusammensetzung und Desoxydationsverfahren für normalfeste Stähle

Gütegrad	GL-A	GL-B	GL-D	GL-D
Desoxydationsverfahren	Jedes, kein unberuhigter Stahl	Jedes, kein unberuhigter Stahl	Für Dicke ≤ 25 mm beruhigt, für Dicke ≥ 25 mm beruhigt und feinkornbehandelt	beruhigt und feinkornbehandelt
Chemische Zusammensetzung	Die Summe aus Kohlenstoff und 1/6Mangan darf 0,40 nicht überschreiten			
C_{max}	0,21	0,21	0,21	0,18
Mn_{max}	2,5xC	0,80	0,60	0,70
Si_{max}	0,35	0,35	0,35	0,35
P_{max}	0,040	0,040	0,040	0,040
S_{max}	0,040	0,040	0,040	0,040
Al (gesamt) _{min}	-	-	0,020	0,020

Tabelle A3. Lieferzustand für normalfeste Stähle

Gütegrad	Dicke	Lieferzustand
GL-A	alle	Jeder
GL-B	alle	Jeder
GL-D	≤ 35	Jeder
	> 35	Normalgeglüht, normalisiert oder thermomechanisch gewalzt
GL-E	alle	Normalgeglüht, normalisierend oder thermomechanisch gewalzt

Tabelle A4. Mechanische und technologische Eigenschaften für höherfeste Stähle nach GL mit Erzeugnisdicken bis 50 mm

Gütegrad	Streckgrenze R_{eH} [N/mm ²]	Zugfestigkeit R_m [N/mm ²]	Bruchdehnung A5 [%] min	Kerbschlagbiegeversuch		
				Prüftemp. [°C]	KV	
					[J] längs, min	[J] quer, min
GL-A 32	315	440-590	22	0	31	22
GL-D 32				-20	31	22
GL-E 32				-40	31	22
GL-A 36	355	490-620	21	0	34	24
GL-D 36				-20	34	24
GL-E 36				-40	34	24

Tabelle A5. Chemische Zusammensetzung und Desoxydationsverfahren für höherfeste Stähle GL-A 32, GL-D 32, GL-E 32, GL-A 36, GL-D 36, GL-E 36

Element	C _{max}	Mn	Si _{max}	P _{max}	S _{max}	Al _{min}	Nb	V	Ti _{max}	Cu _{max}	Cr _{max}	Ni _{max}	Mo _{max}
%	0,18	0,9-1,6	0,50	0,040	0,040	0,020	0,02-0,05	0,05-0,1	0,02	0,3	0,2	0,4	0,08
Nb+V+Ti ≤ 0,12%													
Kohlenstoff-Äquivalent : $C_{Äq} = C + Mn/6 + (Cr + Mo + V)/5 + (Ni + Cu)/15$													
Desoxydationsverfahren: beruigt und feinkonbehandelt													

Tabelle A6. Lieferzustand für höherfeste Stähle

Gütegrad	Verwendete Feinkornbilder	Dicke	Lieferzustand
GL-A 32 GL-A 36	Al, Nb,V	$\leq 12,5$ $> 12,5$	Jeder Normalgeglüht, normalisiert oder thermomechanisch gewalzt
GL-A 32 GL-A 36	Al allein oder mit Ti	≤ 20 $> 20 \leq 35$ > 35	Jeder, aber im Walzzustand nur bei Sondergenehmigung des GL Normalgeglüht_ normalisierend oder thermomechanisch gewalzt
GL-D 32 GL-D 36	Al, Nb,V	$\leq 12,5$ $> 12,5$	Jeder Normalgeglüht, normalisiert oder thermomechanisch gewalzt
GL-D 32 GL-D 36	Al allein oder mit Ti	≤ 20 $> 20 \leq 25$ > 25	Jeder, aber im Walzzustand nur bei Sondergenehmigung des GL Normalgeglüht, normalisierend oder thermomechanisch gewalzt
GL-E 32 GL-E 36	alle	jede	Normalgeglüht oder thermomechanisch gewalzt

Lebenslauf

Alexander Pshennikov

Fasslochsberg 23, 39104 Magdeburg
Tel. +49 391 5560719, Handy +49 179 678 3868
e-mail: Alexandre.Pchennikov@web.de

Persönliche Angaben

Familienstand: verheiratet
Staatsangehörigkeit: Russland
geboren 04.10.1974
Geburtsort: Dorf Kirsanowo, Orenburgskaja Gebiet (Südural), Russland
Eltern: Pshennikov Alexej, geb. Orenburgskaja Gebiet, Russland, Rentner
Pshennikova Marija, geb. Orenburgskaja Gebiet, Russland, gest.

1981 - 1988	Grundschule Dorf Kirsanowo, Orenburgskaja Gebiet, Russland
1988 - 1991	Mittelschule in Petuschki, Wladimirskaja Gebiet, Russland Abschluss: mit Silbermedaille
1991 - 1996	Studium an der Fakultät Maschinenbautechnologien an der Moskauer Staatliche Technische Universität Bauman, Russland Fach: Die Technologie und die Einrichtung der Schweißproduktion
Dezember 1996 - Juli 1997	Teilstudium an der Otto - von - Guericke Universität Magdeburg, Deutschland
September 1997 - Oktober 1997	Beendigung des Studiums an der Fakultät Maschinenbautechnologien an der Moskauer Staatliche Technische Universität Bauman, Russland Fach: Die Technologie und die Einrichtung der Schweißproduktion
Februar 1998 – Juli 2001	Wissenschaftlicher Mitarbeiter im Institut für Füge- und Strahltechnik der Otto- von-Guericke-Universität Magdeburg, Bearbeiter der Forschungsvorhaben «Weiterentwicklung der Prüftechnik zur Schweißbarkeitsbeurteilung von Hochleistungswerkstoffen» und «Rissproblematik beim UP-Einseitenschweißen sehr langer Nähte»
August 2001 – Dezember 2003	Promotionsstudent im Institut für Füge- und Strahltechnik der Otto-von- Guericke-Universität Magdeburg
Januar 2004 – Mai 2004	Promotionsstudent und Hilfwissenschaftler im Institut für Füge- und Strahltechnik der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg,
Juni 2004	Wissenschaftlicher Mitarbeiter im Institut für Füge- und Strahltechnik der Otto- von-Guericke-Universität Magdeburg,
3. Mai 2005	Verteidigung der Promotionsarbeit