

Schlussbericht vom 17.02.2022

zu IGF-Vorhaben Nr. 20366 BG

Thema

Nutzung von Potentialen höherfester Stähle durch Schweißprozessoptimierung und
Entwicklung neuer lokaler Bemessungskonzepte

Berichtszeitraum

01.10.2018 - 30.09.2020; Kostenneutral verlängert auf den 31.07.2021

Forschungsvereinigung

Forschungsvereinigung Schweißen und verwandte Verfahren e.V. des DVS

Forschungseinrichtung(en)

Technische Universität Darmstadt, Fachgebiet Systemzuverlässigkeit, Adaptronik und
Maschinenakustik SAM

Technische Universität Braunschweig Institut für Füge- und Schweißtechnik ifs

Schweißtechnische Lehr- und Versuchsanstalt Halle GmbH (SLV)

Gefördert durch:

Inhaltsverzeichnis

Förderhinweis und Danksagung	3
1 Einleitung und Aufgabenstellung	4
1.1 Problemstellung und Motivation	4
1.2 Zielsetzung	4
1.3 Aufbau des Berichts	5
2 Methodische Grundlagen	5
2.1 Wöhlerlinie	5
2.2 Schwingfestigkeitsbewertung von Schweißverbindungen	6
2.3 Bewertung nachbehandelter Schweißnähte	7
2.3.1 Einfluss des Werkstoffs auf die Schwingfestigkeit	7
2.3.2 Einfluss des Schweißprozesses auf die Schwingfestigkeit	9
2.4 Nachbehandlung	10
3 Am ifs der TU-Braunschweig durchgeführte Arbeiten	12
3.1 Werkstoff	12
3.1.1 Chemische Zusammensetzung	12
3.1.2 Mechanische Eigenschaften	12
3.2 Probenfertigung und Schweißverfahren	13
3.2.1 Vorauswahl der MAG-Schweißverfahren	15
3.2.2 Schweißprozessoptimierung	16
3.2.3 Optimierung des MAG-Schweißprozesses	16
3.2.4 WIG-Schweißprozess	17
3.2.5 Nachbehandlungsverfahren	19
3.3 Probencharakterisierung	20
3.3.1 Metallografie	20
3.3.2 Nahtprofilanalyse	23
3.3.3 Eigenspannungsmessungen	25
3.4 Schwingfestigkeitsversuche	28
3.4.1 Schwingfestigkeitsergebnisse der T-Stoßverbindungen	29
3.4.2 Schwingfestigkeitsverhalten der Überlappstöße	32
3.4.3 Interpretation der Schwingfestigkeit auf die Nahtgeometrie	37
3.5 Fazit	38
4 An der SLV Halle durchgeführte Arbeiten	40
4.1 Grundwerkstoff	40
4.2 Optimierung des Fertigungsprozesses	40
4.2.1 Probengeometrie	41
4.2.2 Versuchsplanung	42
4.3 Probenherstellung	43
4.3.1 Technische Ausstattung und Randbedingungen	43
4.3.2 Nahtprofilanalyse	44
4.3.3 Schweißprozessoptimierung	47
4.3.4 Induktives Vorwärmen	50
4.3.5 Induktive Wärmenachbehandlung	55
4.3.6 Hochfrequentes Hämmern	58
4.4 Probencharakterisierung	59
4.4.1 Metallografie	59
4.4.2 Härteprüfung an den Schweißverbindungen	62
4.4.3 Nahtprofil	69
4.4.4 Eigenspannungen	71

4.5	Schwingfestigkeitsversuche.....	77
4.5.1	Versuchsaufbau	77
4.5.2	Probengeometrie und Versuchsdurchführung.....	78
4.5.3	Ergebnisse	79
4.6	Bewertung und Interpretation der Ergebnisse.....	83
5	Am SAM der TU-Darmstadt durchgeführte Arbeiten.....	84
5.1	Probenfertigung.....	84
5.1.1	Materialeigenschaften	84
5.1.2	Probengeometrie.....	85
5.1.3	Probenentnahme.....	86
5.1.4	Metallographische Untersuchung	86
5.2	Numerische Beanspruchungsanalyse.....	88
5.3	Schwingfestigkeitsversuche.....	89
5.3.1	Versuchsaufbau	90
5.3.2	Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche.....	92
5.4	Bewertung und Interpretation der Ergebnisse.....	97
6	Bewertungskonzept.....	99
6.1	Entwicklung des Konzeptes auf Basis der gekerbten Proben	99
6.2	Validierung des Konzeptes	105
6.2.1	Mittel- und Eigenspannungen	105
6.2.2	FE-Berechnungen	106
6.2.3	Bewertung	107
6.3	Diskussion der Ergebnisse	111
7	Zusammenfassung und Ausblick.....	113
7.1	Zusammenfassung der Projektergebnisse.....	113
7.2	Ausblick.....	114
7.3	Gegenüberstellung durchgeführter Arbeiten und Ergebnisse mit den Zielen.....	114
8	Verwendung der Zuwendung	115
8.1	Technische Universität Darmstadt, SAM	115
8.2	Notwendigkeit und Angemessenheit der geleisteten Arbeit	115
8.3	Darstellung des wissenschaftlich-technischen und wirtschaftlichen Nutzens für KMU.....	116
8.4	Plan zum Ergebnistransfer in die Wirtschaft	116
9	Literaturverzeichnis	119
10	Anhang.....	123
10.1	Grafische Darstellung der Versuchsergebnisse am ifs.....	123
10.2	Tabellarische Auflistung der Versuchsergebnisse am SAM	126

Förderhinweis und Danksagung

Das IGF-Vorhaben **Nr.: 20.366 BG / DVS-Nr.: 09.3051** der Forschungsvereinigung Schweißen und verwandte Verfahren e.V. des DVS, Aachener Str. 172, 40223 Düsseldorf, wurde über die AiF im Rahmen des Programms zur Förderung der industriellen Gemeinschaftsforschung (IGF) vom Bundesministerium für Wirtschaft und Klimaschutz aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages gefördert.

Die Bearbeitung erfolgte am Fachgebiet Systemzuverlässigkeit, Adaptronik und Maschinenakustik SAM der TU Darmstadt unter der Leitung von Herrn Professor Dr.-Ing. Tobias Melz, dem Institut für Füge- und Schweißtechnik der Technische Universität Braunschweig unter Leitung von Prof. Dr.-Ing Klaus Dilger und der Schweißtechnische Lehr- und Versuchsanstalt Halle GmbH unter der Leitung von Prof. Dr.-Ing. Steffen Keitel.

Den Teilnehmern des begleitenden Projektausschusses sei in besonderer Form gedankt.

1 Einleitung und Aufgabenstellung

1.1 Problemstellung und Motivation

Durch den Einsatz von höherfesten Stählen werden in vielen Anwendungsbereichen zahlreiche Möglichkeiten eröffnet: Im Automobilbau können durch die hohe Zugfestigkeit in den relevanten Karosseriebereichen die Sicherheit erhöht und Leichtbau betrieben, im Kranbau, insbesondere bei niedrig-zyklischer Belastung, die maximale Traglast und dadurch die Wirtschaftlichkeit verbessert und z.B. im Brückenbau architektonisch neue Konzepte verwirklicht werden. Diese Möglichkeiten werden durch die hohe statische Festigkeit erreicht.

Bei hoch-zyklisch beanspruchten Komponenten kann dieses Potential jedoch in den meisten Fällen nicht genutzt werden. Der Grund hierfür ist, dass üblicherweise als kostengünstiges Fügeverfahren das MAG-Schweißen zum Einsatz kommt. Durch das Schweißen werden jedoch scharfe Kerben eingebracht, die zu einer Unabhängigkeit der Schwingfestigkeit von der Werkstofffestigkeit führen.

Die Motivation des Forschungsvorhabens ist es, dieses Problem auf zwei Stufen zu lösen: Es soll einerseits eine Optimierung von Verfahren zum Schweißen von hochfesten Stahl-Werkstoffen erfolgen, so dass das Potential dieser Stähle in Bezug auf die Schwingfestigkeit durch eine gezielte Steuerung des Schweißprozesses nutzbar gemacht werden kann. Zudem sollen Bewertungsverfahren weiterentwickelt werden, mit denen die Schwingfestigkeit derartiger Schweißverbindungen unter Berücksichtigung der Werkstoffhärte bewertet werden kann. Ohne diesen zweiten Schritt wäre eine Umsetzung, insbesondere bei KMU, die typischerweise regelwerksbasiert auslegen, nicht möglich.

1.2 Zielsetzung

Das Forschungsvorhaben enthält zwei übergeordnete Ziele, die beide für die Ausschöpfung des Potentials von hochfesten Stählen erreicht werden sollen. Es sollen Wege aufgezeigt werden, mit denen der Einsatz von Stählen, die ein weit über den derzeitigen Anwendungsstand hinausgehendes Festigkeitspotential bieten, für schwingbeanspruchte Konstruktionen etabliert werden kann.

Das Ziel der Schweißprozessoptimierung besteht darin eine möglichst kerbarme Nahtgeometrie (milde Kerbe) reproduzierbar zu erzeugen. Auf Basis der Literaturdaten und eigener Voruntersuchungen wird erwartet, dass hierdurch eine signifikante Erhöhung der Schwingfestigkeit erzielt werden kann. In einem zweiten Schritt wird über Schwingfestigkeitsversuche der Zusammenhang zwischen Schwingfestigkeit und herstellungsbedingter Güte der Verbindungen geklärt. Über einen Vergleich der Schweißnahtgüte und der erreichten Schwingfestigkeitskennwerte können fertigungstechnische und praxisgerechte Maßnahmen empfohlen werden, wie ein Schweißprozess durchgeführt werden muss, um schlussendlich eine Schweißverbindung mit hoher Schwingfestigkeit fertigen zu können

Das Ziel der methodischen Untersuchungen an den Bewertungskonzepten ist es, ein Bewertungskonzept zu entwickeln, mit dem eine zuverlässige Bewertung der hochqualitativen Schweißnähte möglich ist. Gemäß den theoretischen Grundlagen für das Kerbspannungskonzept mit $r =$

1.0 mm ist dieser Radius für schlechte Nähte mit scharfen Kerben abgeleitet (worst-case Annahme einer rissartigen Kerbe). Es existieren jedoch Bewertungskonzepte, mit denen die reale Geometrie in die Bewertung einbezogen werden kann. Hierbei sollte dann auch die Festigkeit des Grundwerkstoffs Einfluss haben, wie sie typischerweise auch bei gekerbten (nicht-geschweißten) Bauteilen vorhanden ist. Auf Basis dieser Grundlagen, den Versuchen an Schweißnaht-ähnlichen Geometrien und an Schweißnähten soll schließlich ein erweitertes kerbspannungsbasiertes Bemessungskonzept abgeleitet werden, das den speziellen Eigenschaften und Anforderungen hochfester Stähle in besonderem Maße gerecht wird und diesen den verstärkten Einzug in schwingbeanspruchte Konstruktionen ermöglicht. Die Erweiterung umschließt im Detail drei wesentliche Aspekte:

- Berücksichtigung der Festigkeit der Grund- und Zusatzwerkstoffe
- Berücksichtigung der tatsächlich vorliegenden Nahtgeometrie
- Berücksichtigung der Schweißzugspannungen

1.3 Aufbau des Berichts

Der Schlussbericht gliedert sich in 3 grundlegende Abschnitte. In Kapitel 1 und 2 wird eine Einleitung in das Thema und die methodischen Grundlagen vorgestellt. Anschließend werden in Kapitel 3-5 die an den drei Forschungsstellen im Zuge des Projektes durchgeführten Arbeiten nacheinander vorgestellt. Der letzte Abschnitt umfasst die Kapitel 6 und 7 und befasst sich mit der Auswertung und Zusammenfassung der zuvor vorgestellten Projektergebnisse

2 Methodische Grundlagen

2.1 Wöhlerlinie

Wöhlerlinien beschreiben das Schwingfestigkeitsverhalten von Proben bzw. Bauteilen unter zyklischen Belastungen mit konstanter Amplitude. Üblicherweise sind die Belastungs- bzw. Beanspruchungsamplituden über der ertragbaren Schwingspielzahl als bilineare Kurven in doppellogarithmischer Auftragung dargestellt. Die ertragbare Schwingspielzahl für eine vorliegende Beanspruchungsamplitude σ_a kann anhand der Wöhlerliniengleichung berechnet werden:

für $\sigma_a \geq \sigma_k$

$$\frac{N_k}{N} = \left(\frac{\sigma_a}{\sigma_k}\right)^k \Rightarrow N = N_k \cdot \left(\frac{\sigma_a}{\sigma_k}\right)^{-k}$$

für $\sigma_a < \sigma_k$

$$\frac{N_k}{N} = \left(\frac{\sigma_a}{\sigma_k}\right)^{k^*} \Rightarrow N = N_k \cdot \left(\frac{\sigma_a}{\sigma_k}\right)^{-k^*}$$

mit:

k: Neigung der Wöhlerlinie für $N \leq N_k$

k*: Neigung der Wöhlerlinie für $N > N_k$

N_k : Schwingspielzahl am Abknickpunkt der Wöhlerlinie

σ_k : ertragbare Spannungsamplitude am Abknickpunkt der Wöhlerlinie

Wöhlerlinien werden auf Basis von experimentellen Schwingfestigkeitsergebnissen abgeleitet. Für die Beschreibung der Streufelder der Wöhlerlinien wird im Folgenden die logarithmische Normalverteilung verwendet. Es wird weiterhin davon ausgegangen, dass die Streuung unabhängig von der Schwingspielzahl ist, die Breite des Streubandes also für die gesamte Wöhlerlinie gleich ist. Die Streuung wird über das Streumaß

$$\frac{1}{T_N} = \frac{N_{P\ddot{U}=10\%}}{N_{P\ddot{U}=90\%}} \quad (\text{hier in Schwingspielzahlrichtung } N \text{ mit } P\ddot{U} = \text{Überlebenswahrscheinlichkeit})$$

2.2 Schwingfestigkeitsbewertung von Schweißverbindungen

Für die Schwingfestigkeitsbewertung von geschweißten Strukturen steht eine Vielzahl von Bewertungskonzepten zur Verfügung [Rad06]. Im industriellen Umfeld werden überwiegend das Nenn-, Struktur- und Kerbspannungskonzept angewandt. Für die Anwendung dieser Konzepte werden in den IIW-Empfehlungen [Hob16] Bemessungswöhlerlinien empfohlen, die sich in der Höhe der Beanspruchbarkeit (FAT-Wert), dem Abknickpunkt und der Neigung im Bereich der Zeitfestigkeit unterscheiden. Für normalbeanspruchte Schweißnähte an Blechen mit Blechdicken $t \geq 5\text{ mm}$ werden diese durch einen einheitlichen Wöhlerlinienexponenten von $k = 3$ und einen Abknickpunkt bei $N_k = 1 \cdot 10^7$ Schwingspielen charakterisiert. Für Strukturen mit geringerer Blechdicke wird eine flachere Neigungen von $k = 5$ empfohlen [Son10].

Für die Bewertung auf Basis des *Nennspannungskonzepts* steht ein umfangreicher Katalog von Kerbfallklassen in den Regelwerken zur Verfügung [Hob16, Eur10]. In diesem wird einem Kerbfall eine FAT-Klasse (Beanspruchbarkeit bei $N = 2 \cdot 10^6$, $R = 0,5$ und $P\ddot{U} = 97,7\%$) zugeordnet. Diese FAT-Klasse wird in einer Bewertung den im Bauteil auftretenden Nennspannungen gegenübergestellt. Durch die begrenzte Anzahl von Kerbfallklassen können nur solche Schweißverbindungen bewertet werden, in denen eine Nennspannung bestimmt und die eindeutig einer Kerbfallklasse zugeordnet werden können.

Aus dieser stark vereinfachten Bewertung wird ersichtlich, dass mit dem Nennspannungskonzept nicht die Nahtgeometrie berücksichtigt werden kann. Diese kann jedoch einen signifikanten Einfluss auf die Schwingfestigkeit von geschweißten Verbindungen ausüben [Ant94, Cac06, Lee09]. Hierbei sei vor allem der Einfluss des Nahtanstiegswinkel und des Nahtübergangsradius zu nennen. Der Einfluss der lokalen Nahtgeometrie kann somit nur durch lokale Bewertungskonzepte, wie dem Kerbspannungskonzept, berücksichtigt werden.

Mit dem *Kerbspannungskonzept* kann eine Bewertung von Nahtübergangs- und Nahtwurzelversagen unabhängig von der Komplexität der Verbindungsgeometrie vorgenommen werden. Hierfür werden die versagensrelevanten Schweißnahtkerben durch einen Referenzradius ausgerundet und linear-elastische Kerbspannung in diesem Radius berechnet. Für Grobbleche wurde von Radaj [Rad90] der Referenzradius von $r_{\text{ref}} = 1\text{ mm}$ eingeführt. Dieser kann theoretisch durch die Mikrostützwirkung [Neu68] an scharfen Kerben hergeleitet werden: Nach Neuber ist nicht die Maximalspannung σ_{max} in Kerben, sondern die über eine Mikrostrukturlänge ρ^* im Kerbligament gemittelte Spannung σ_{eff} versagensrelevant.

$$\sigma_{\text{eff}} = \frac{1}{\rho^*} \int_0^{\rho^*} \sigma(x) dx$$

Dieser Bewertungsansatz kann direkt auf Basis der vorliegenden Radien angewandt werden [Bau15], um eine Schwingfestigkeitsbewertung unabhängig von der Blechdicke, also auch für Feibleche mit einer Blechdicke von $t \geq 1$ mm, vorzunehmen.

2.3 Bewertung nachbehandelter Schweißnähte

Die Schwingfestigkeit von nachbehandelten Schweißverbindungen ist bereits in einer Vielzahl von Untersuchungen betrachtet worden. WIG-nachbehandelte Nähte wurden z.B. in [Min81, Lag05, Dah98, Haa05] untersucht und eine signifikante Steigerung der Beanspruchbarkeit identifiziert. Dies gilt in gleicher Weise für ein Ausschleifen der Nahtübergangskerben [Bap08, Mad07, Mor03, Ye07]. Der Effekt der Schwingfestigkeitssteigerung wurde jedoch nur auf Basis von Vergleichsversuchen zu nicht-nachbehandelten Nähten und somit auf Basis von Nennspannungen aufgezeigt.

Für die Bewertung von Schweißnähten mit milden Kerbradien und insbesondere nachbehandelten Schweißnähten existiert jedoch nur eine geringe Anzahl an Veröffentlichungen, in denen eine Bewertung auf Basis von lokalen Beanspruchungsgrößen durchgeführt wurde [Zha09, Heu83]. Hierfür wurde meist das lokale Dehnungskonzept verwendet, mit dem die in der Kerbe ermittelten Spannungs-Dehnungs-Hysteresen über die Anwendung von Schädigungsparametern bewertet wurde.

Aus der geringen Anzahl an Veröffentlichung und dem Fakt, dass eine Bewertung auf Basis des Dehnungskonzepts bis jetzt noch nicht in Regelwerken eingegangen ist, zeigt, dass entweder der Aufwand der Anwendung dieser Verfahren zu hoch oder die Abschätzungsgüte zu niedrig ist.

Aus den oben genannten Randbedingungen in den Richtlinien und den darin beinhalteten Bewertungskonzepten lassen sich folgende besondere Eigenschaften zusammenfassen:

- Die FAT-Klassen sind unabhängig von der Werkstofffestigkeit. Alle Kennwerte sind somit sowohl für niedrigfeste als auch für höchstfeste Werkstoffe anwendbar.
- Bei der Anwendung des Nennspannungskonzepts kann die Detailgestalt der Schweißnaht nicht berücksichtigt werden.
- Bei der Anwendung des Kerbspannungskonzepts mit definierten Referenzradien sind die FAT-Klassen unabhängig von dem real vorliegenden tatsächlichen Kerbradius.

Auf diese Punkte soll im Folgenden detailliert eingegangen werden, da diese direkt für das charakteristische Schwingfestigkeitsverhalten von Schweißverbindungen verantwortlich gemacht werden können.

2.3.1 Einfluss des Werkstoffs auf die Schwingfestigkeit

Die Festigkeit des Werkstoffs kann einen erheblichen Einfluss auf die Schwingfestigkeit von Bauteilen haben, wenn nur geringe Spannungsüberhöhungen vorliegen, **Abbildung 1**. Mit zunehmender Kerbschärfe ($K_t > 1$) wird der Zuwachs an Schwingfestigkeit aufgrund der zunehmenden Kerbempfindlichkeit jedoch geringer. Aus diesem Grund ist ab einer bestimmten Kerbschärfe

durch den Einsatz eines höherfesten Stahles kein Gewinn bezüglich der Schwingfestigkeit erzielbar.

Auch im geschweißten Zustand ist beim Einsatz von höherfesten Stählen aufgrund der durch die Schweißnähte hervorgerufenen Kerben ein Gewinn an Schwingfestigkeit nicht zu erzielen [Min81, Dis73, Hai76, Hai75a, Now75, Min78]. Im schlimmsten Fall z.B. beim Einsatz eines hochfesten Feinkornbaustahles S890Q anstelle eines herkömmlichen S235 ist sogar eine Verschlechterung möglich [Mue82, Schl05]. Dieses Ergebnis lässt sich auch in neueren Untersuchungen finden [Bru12, Due07] und lässt sich somit auch nicht einer mangelnden Kenntnis zur schweißtechnischen Verarbeitung dieser Werkstoffe in der damaligen Zeit zuordnen.

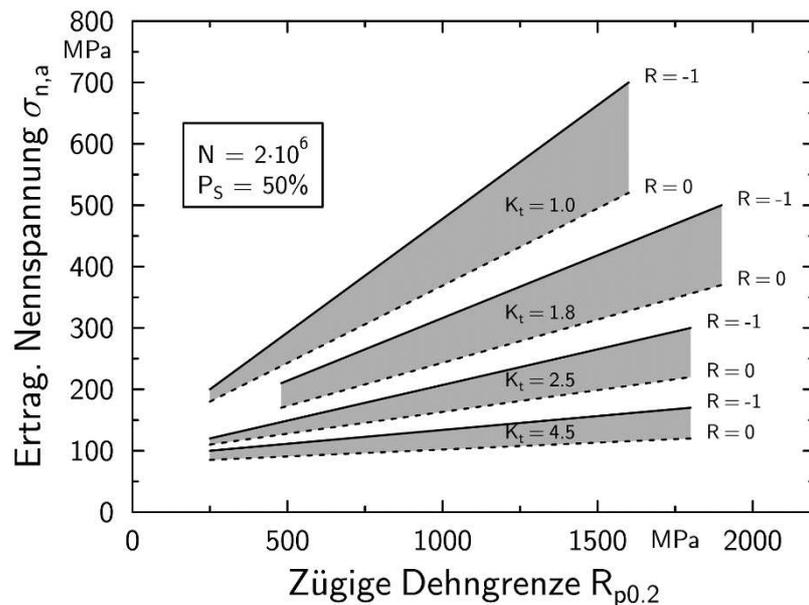


Abbildung 1: Einfluss der Werkstofffestigkeit auf die Schwingfestigkeit von Werkstoffproben nach [Dis73]

Demnach lassen sich hochfeste Feinkornbaustähle nur dort sinnvoll anwenden, wo aufgrund der Betriebsbedingungen sehr hohe statische Mittellasten zu erwarten sind [Hai75a, Hai75b, Hai76]. Auch in den umfangreichen Versuchen an geschweißten Doppel-T-Trägern mit unterschiedlichen Schweißnahtdetails ist [Fis70, Fis74] ein sowohl mittelspannungs- als auch werkstoffunabhängiges Schwingfestigkeitsverhalten festgestellt worden.

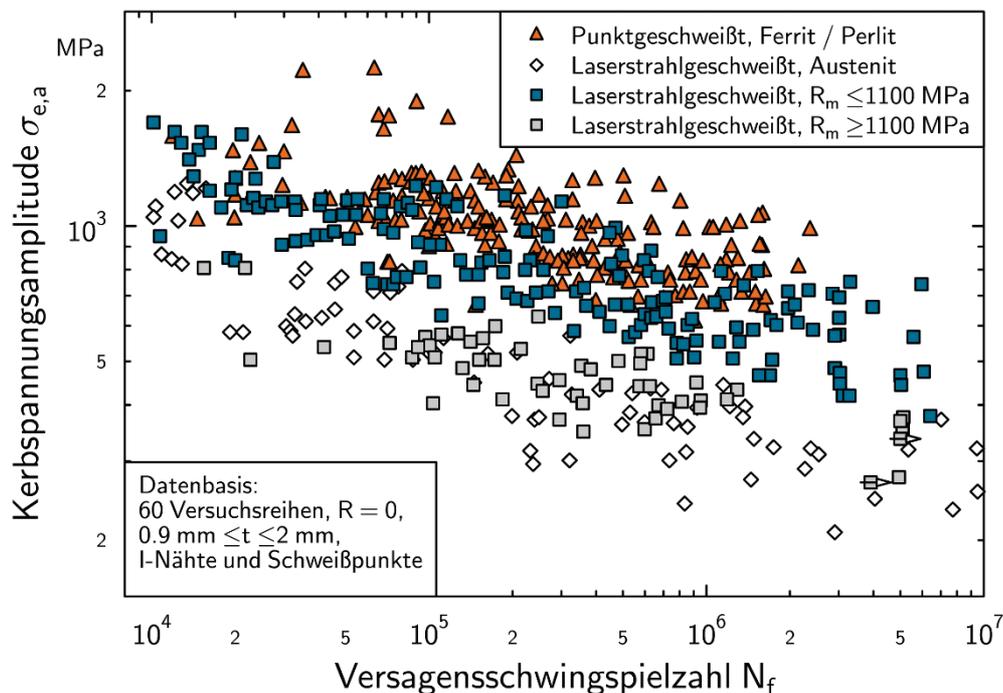


Abbildung 2: Einfluss der Werkstofffestigkeit bei laserstrahlgeschweißten Überlappstößen aus niedrigfesten, hochfesten und austenitischen Stählen [Stoe11]

Diese an Grobblechverbindungen mit Blechdicken von $t \geq 5$ mm gewonnenen Erkenntnisse lassen sich auch an geschweißten Feinblechverbindungen, typischerweise Scher- und Schälzugproben mit Blechdicken von $1 \text{ mm} \leq t \leq 2 \text{ mm}$ beobachten. Im Falle von laserstrahlgeschweißten hochfesten Feinblechverbindungen deuten bisherige Untersuchungen sogar eine Reduktion der lokalen Beanspruchbarkeit im Vergleich zu Proben mit Grundwerkstoffen geringerer Festigkeit an, **Abbildung 2**.

2.3.2 Einfluss des Schweißprozesses auf die Schwingfestigkeit

In der Literatur stehen praktisch keine Kenntnisse darüber zur Verfügung, wie durch eine Modifikation des Schweißprozesses die Schwingfestigkeit einer Verbindung gesteigert werden kann. Untersuchungen zu den Einflussparametern führen letztlich wie in [Hee86] zusammenfassend dargestellt immer dazu, dass ein Zusammenhang zwischen Nahtgeometrie und Schwingfestigkeit weniger verfahrensspezifisch, sondern vielmehr abhängig von der erzeugten lokalen Kerbgeometrie (Kerbradius und Nahtanstiegswinkel) beurteilt werden, **Abbildung 3**. Bei einer gezielten Optimierung des Schweißprozesses konnte in [Ast16] ein sehr großer Radius eingestellt werden, der letztendlich zu einer beträchtlichen Steigerung in der Schwingfestigkeit geführt hat.

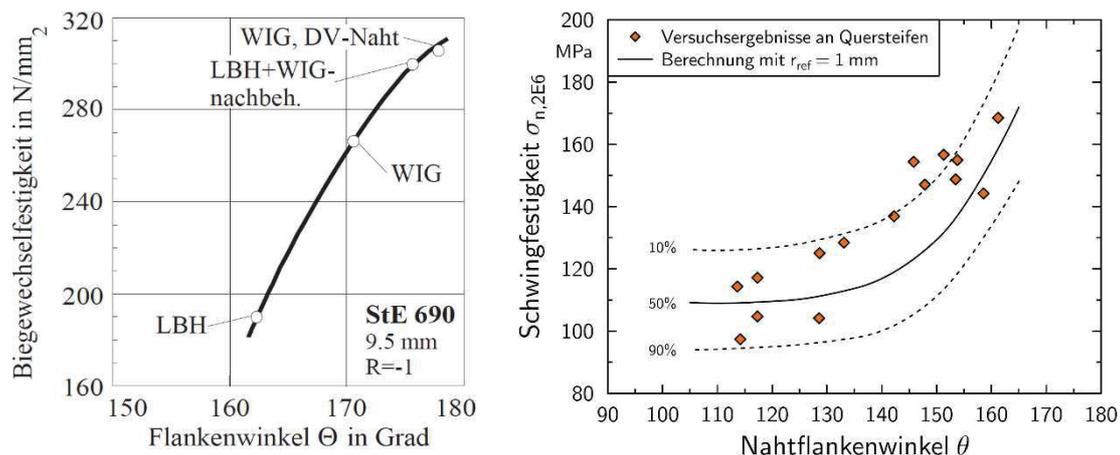


Abbildung 3: Zusammenhang zwischen Nahtflankenwinkel θ und der Schwingfestigkeit bei Stumpfnähten aus StE 690 [Hee86], links, und bei Quersteifen aus [Kob77] nach Auswertung von [Ant94], rechts

Die sich im Prozess einstellenden Geometrieparameter hängen letztlich natürlich von verfahrensabhängigen Besonderheiten der Prozesse ab. Daraus resultierende Unterschiede der Nahtgeometrie wurden in der Vergangenheit näher untersucht. Hieraus lässt sich ableiten, dass z.B. mit Stabelektroden geschweißte Verbindungen je nach Umhüllungstyp zu unterschiedlichen Nahtgeometrien führen. Diese lassen sich aber nicht im gewünschten Maße variieren, weil z.B. bei hochfesten, vergüteten Feinkornbaustählen wegen der vorrangigen Erfüllung der Zähigkeitsanforderungen vorzugsweise basische Typen zum Einsatz kommen müssen, die grundsätzlich schlechtere Nahtgeometrien nach sich ziehen. Bessere Voraussetzungen bietet hier schon das MAG-Schweißen mit Massivdrähten, das wegen der fehlenden starken Schlackebildung die Erzeugung flacherer und gleichmäßigerer Nahtprofile erlaubt. Dennoch sind nennenswerte Schwingfestigkeitsunterschiede bei praxisnah hergestellten Verbindungen bei beiden Verfahren kaum erkennbar. Dies hängt vor allem damit zusammen, dass die von den Leistungswerten abhängige Schweißwärme und das Abschmelzen des Zusatzwerkstoffes gekoppelt sind, und sich damit die Größe und Form der erstarrenden Schmelze nur innerhalb enger Grenzen variieren lässt. Eine bestehende Alternative stellt hierbei lediglich der WIG-Prozess dar, bei dem Wärme und Zusatzwerkstoff getrennt zugeführt werden und somit die Erzeugung äußerst kerbarmer Nahtprofile grundsätzlich möglich ist, wenn der Prozess mechanisiert durchgeführt wird. Entsprechende Erfahrungen aus systematischen Untersuchungen liegen hier seit langer Zeit vor [Hee86, Min81]. Eine Umsetzung findet man in der Praxis aber bisher nicht, weil die Wirtschaftlichkeit des WIG-Prozesses aufgrund der geringen Abschmelzleistung sehr begrenzt ist.

Mit Blick auf das für die Schwingfestigkeitsbemessung relevante Regelwerk verlieren die unterschiedlichen Schweißprozesse völlig an Bedeutung.

2.4 Nachbehandlung

Während der Nachweis einer rein prozesstechnisch erreichbaren Verbesserung der Schwingfestigkeit bei hochfesten Stählen bisher noch aussteht, haben viele Untersuchungen, z.B. [Now75, Mue82, Hee86, Min81, Haa87, Haa89, Mar13], gezeigt, dass durch Einsatz von Schweißnahtnachbehandlungsverfahren erhebliche Schwingfestigkeitssteigerungen zu erzielen sind. Die einsetzbaren Verfahren lassen sich in *thermische* und in *mechanische Methoden* gliedern.

Die bekanntesten *thermischen Verfahren* sind das Wiederaufschmelzen der Nahtländer und die damit verbundene Einebnung von Übergangskerben. Bei diesem Verfahren finden sich in der Literatur vielfach gesicherte Hinweise für eine effektive Schwingfestigkeitsverbesserung.

Die sowohl hinsichtlich ihrer Vielfalt als auch ihrer Anwendung sehr viel stärker verbreiteten Verfahren zur Schwingfestigkeitsverbesserung sind die *mechanischen Oberflächenbehandlungsverfahren* [Woh00]. Einerseits gehören hierzu Methoden, die durch eine Vorbeanspruchung im plastischen Bereich von Bauteilen auf den Abbau von Zugeigenspannungen zielen. Durch die mechanische Beseitigung von Kerben oder der Abminderung der Kerbschärfe können die lokalen Beanspruchungen verringert werden. Die klassische Methode ist das Abschleifen der Nahtübergangskerben.

Die effektiveren Methoden zur Nachbehandlung beruhen auf der gleichzeitigen Ausnutzung mehrerer Mechanismen. Hierzu gehören die sehr weit verbreiteten Strahlverfahren, zu denen vor allem das Kugelstrahlen zu rechnen ist, das durch eine gezielte Kaltverformung der bestrahlten Oberflächen eine Kaltverfestigung mit der Erzeugung oberflächennaher Druckeigenspannungen kombiniert. Die bekannten Methoden des Hämmerns oder Nadelstrahlens (auch „Nageln“ oder „needle peening“) können zusätzlich mit Veränderungen der Nahtübergangsgeometrie verknüpft werden.

Die aufgeführte und zitierte Literatur enthält eine große Zahl an experimentellen Belegen für die Wirksamkeit unterschiedlicher Nachbehandlungen oder auch der Kombination unterschiedlicher Verfahren. Die Frage, ob kerbgeometrische Verbesserungen wie durch das örtliche Schleifen („burr grinding“) oder Wiederaufschmelzen („TIG-dressing“, „Plasma-dressing“) erreichbar oder mechanische Oberflächenbehandlungen wie das Kugelstrahlen oder Hämmern effektiver sind, lässt sich nicht generell eindeutig beantworten.

Bei hochfesten vergüteten Feinkornbaustählen hat sich gezeigt [Hee86, Haa87], dass ein optimaler Erfolg erst dann zu erzielen ist, wenn geometrische Verbesserungen mit einer Oberflächenverfestigung kombiniert werden. In solchen Fällen kann die Kerbwirkung der Nahtübergänge soweit kompensiert werden, dass die Bruchausgänge in den schwächeren Grundwerkstoff verschoben werden und das Grundwerkstoffpotential voll ausgenutzt werden kann. Grundvoraussetzung hierfür sind fehlerfreie, also qualitativ hochwertige, Verbindungen, die keine konkurrierenden Kerbstellen wie z.B. unverschweißte Wurzelspalte aufweisen, die der Nachbehandlung nicht zugänglich sind. Die Entscheidung über den Sinn einer Nachbehandlung erfordert dann sehr detaillierte Kenntnisse über den an jedem Schweißnahtübergang vorliegenden Spannungszustand infolge der äußeren Belastung.

Neuere Untersuchungen, die auch die Auswertung älterer Versuchsergebnisse in die Bewertung mit einbeziehen [Mar13], weisen ganz eindeutig auf, dass der im Schweißzustand häufig nicht erkennbare Einfluss der Werkstoffgüte auf die Schwingfestigkeit nach der Anwendung von Nachbehandlungsverfahren zunehmend zum Tragen kommt.

3 Am ifs der TU-Braunschweig durchgeführte Arbeiten

3.1 Werkstoff

Die Schwingfestigkeit wurde an zwei Stählen unterschiedlicher Festigkeit untersucht. Zum einen erfolgte die Untersuchung an einem thermomechanisch gewalzten Feinkornbaustahl „S420MC“, welcher im Automobilbau für schwingbeanspruchte Fahrwerkskomponenten (Vorder- und Hinterachse, Federbeinaufnahme, Quer- und Dreieckslenker, Aggregateträger, Hinterachsrahmen, etc.) eingesetzt wird. Zum anderen wurde der höherfeste Komplexphasenstahl „CPW800“ untersucht. Der CPW800 liefert ein hohes Potenzial für den Leichtbau an ungefederten Massen.

Überwiegend werden die Stähle als Dünnbleche im Automobilbau verarbeitet und eingesetzt. Demzufolge wurden für die Untersuchungen übliche Blechdicken verwendet. Für die Untersuchungen wurden Blechdicken von 3,0 mm für den S420MC und 3,80 mm CPW800 eingesetzt.

3.1.1 Chemische Zusammensetzung

Mittels Spektralanalysen wurden beide Stähle auf ihre genaue chemische Zusammensetzung untersucht. Die Konzentration der wichtigsten Legierungsbestandteile sind in **Tabelle 1** dargestellt.

Tabelle 1: Chemische Zusammensetzung der Legierungen S420MC und CPW800

Legierung	C [%]	Si [%]	Mn [%]	Fe [%]	Cu [%]	Al [%]	Mo [%]	Cr [%]	Ti [%]
S420MC	0,07	0,18	0,78	98,88	0,008	0,04	0,006	0,03	0,001
CPW800	0,08	0,33	1,85	97,13	0,07	0,03	0,14	0,04	0,09

3.1.2 Mechanische Eigenschaften

Zugversuche:

Die mechanischen Eigenschaften der untersuchten Werkstoffe wurden mithilfe von Zugversuchen nach DIN EN 10002 ermittelt. Für eine vollständige Auswertung wurden die Ergebnisse von mindestens 6 Proben je Werkstoff verwendet. Repräsentative Ergebnisse zu den Zugversuchen sind in **Abbildung 4** dargestellt.

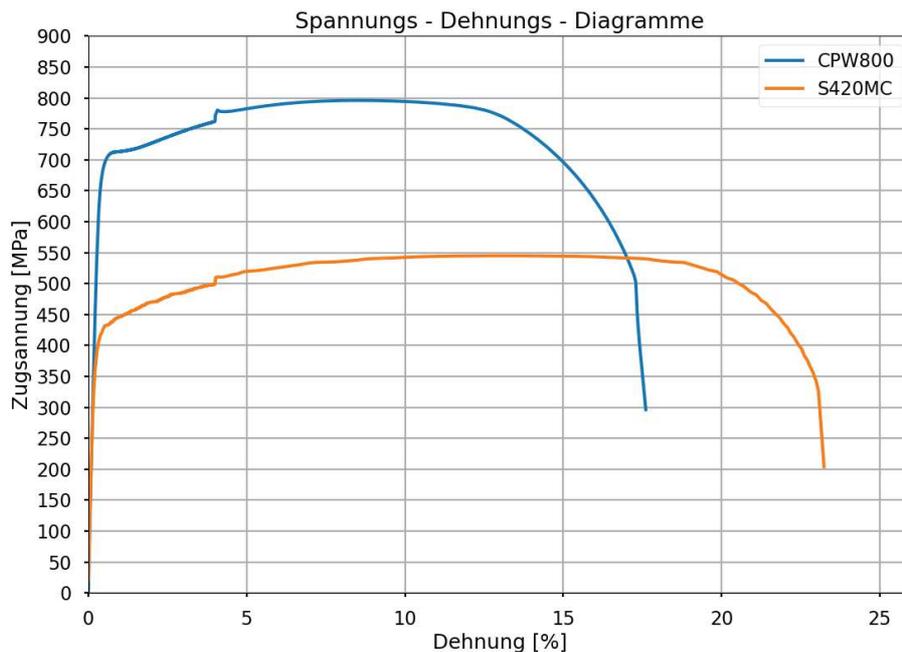


Abbildung 4: Spannungs-Dehnungs-Diagramm der Legierungen S420MC und CPW800

Der höherfeste Stahl *CPW800* weist eine etwa 40 % höhere Streckgrenze und Zugfestigkeit auf. Die Bruchdehnung ist des *CPW800* ebenfalls mit 16 % etwa ein Drittel höher als die Bruchdehnung des *S420MC*. Die ermittelten Kennwerte aus dem Zugversuch sind in **Tabelle 2** aufgeführt.

Tabelle 2: Mechanische Eigenschaften der Legierungen S420 MC und CPW800

Legierung	Streckgrenze R_e [MPa]	Zugfestigkeit R_m [MPa]	Bruchdehnung A [%]
S420MC	491	560	12
CPW800	692	797	16

3.2 Probenfertigung und Schweißverfahren

Zur Herstellung der Schweißproben wurden die angelieferten Kleinfomattafeln in 500 x 280 mm große Belche zugeschnitten. Ein Anfasen der Bleche war vor dem Schweißen nicht erforderlich. Vor dem Schweißvorgang wurden die Bleche geheftet und gebürstet. Die gehefteten Stellen wurden beim Herausarbeiten der Schweißproben nicht weiter berücksichtigt. Eine extra für die Versuche gefertigte Spannvorrichtung wurde eingesetzt, um thermisch bedingten Verzug vorzubeugen. Eine Abbildung der Schweißvorrichtung ist in der **Abbildung 5** dargestellt.

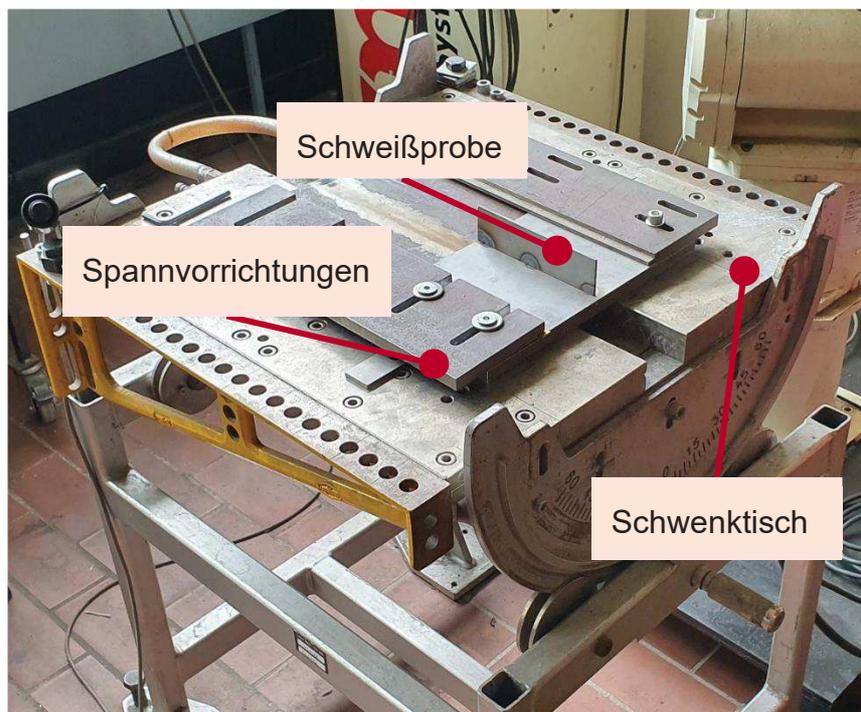


Abbildung 5: Spannvorrichtung zum Schweißen

Die Stoßarten T-Stoß und Überlappstoß wurden mittels Metall-Aktiv-Gas (MAG) und Wolfram-Inert-Gas (WIG) Verfahren geschweißt. Die für die verschiedenen Schweißvarianten eingesetzten Schweißparameter sind in **Tabelle 3** zusammengefasst.

Tabelle 3: Schweißparameter

Schweißverfahren	MAG	WIG
Zusatzwerkstoff	X-90	X-90
Drahtdurchmesser	1,2 mm	1,0 mm
Schweißgeschwindigkeit	650 mm/min	15 mm/min
Schutzgas	M-21	Ar
Schweißstrom	207 A	200 A
Schweißspannung	26 V	15,5 V
Drahtgeschwindigkeit	10 m / min	1 m / min
Drahtstrom	---	130 A

Die Überlappstöße wurden beidseitig mit einer Kehlnaht verschweißt. Die Schweißung an den T-Stößen erfolgte durch eine einseitige Kehlnaht. Das Heraustrennen der für die Schwingversuche verwendeten Proben erfolgte endbearbeitet mittels Wasserstrahlschneiden. Form und Abmaße der verwendeten Schwingproben sind **Abbildung 6** zu entnehmen.

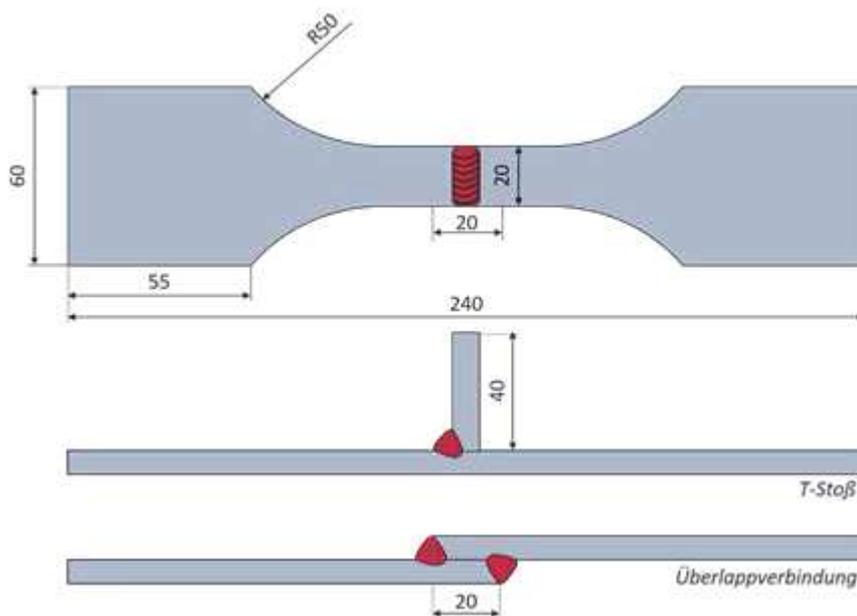


Abbildung 6: Geometrie der am ifs geprüften Proben

3.2.1 Vorauswahl der MAG-Schweißverfahren

Für die Herstellung der Schweißproben wurden die Schweißverfahren MAG und WIG-Heißdraht eingesetzt. Aufgrund der hohen Abschmelzleistungen, welche mit den MAG-Verfahren erreicht werden können, sind die MAG Schweißverfahren von größerer Industrieller Relevanz und deshalb priorisiert untersucht. Für die Vorauswahl wurden deshalb die Drei verschiedenen MAG-Verfahren (MAG-DC, MAG-AC und MAG-Impuls) untersucht. Kriterien für die Auswahl waren Nahtgeometrie, Einbrandverhalten sowie die Auswertung der metallischen Schlitze.

In den metallographischen Schliffen, welche in der **Abbildung 7** dargestellt sind, ist eine schlechte Anbindung an die Grundbleche bei den Schweißverfahren MAG-DC und MAG-AC zu sehen. Eine sichere Anbindung mit ausreichendem Einbrand konnte ausschließlich mittels MAG-Impulsschweißen gewährleistet werden. Die im Weiteren vorgestellten Untersuchungen und Parameterstudien beziehen sich somit auf das MAG-Impulsschweißen.

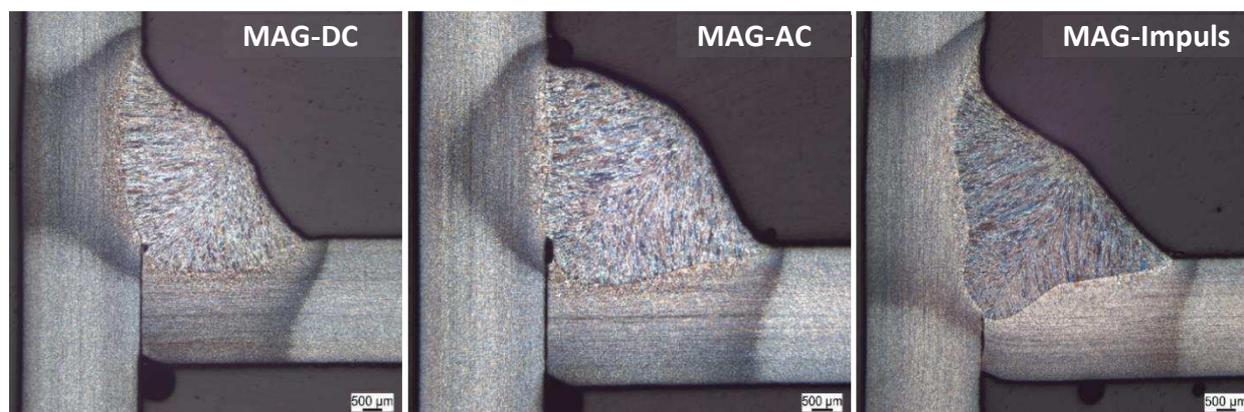


Abbildung 7: Metallographische Analyse MAG-Schweißverfahren

3.2.2 Schweißprozessoptimierung

Die Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen hängt primär von der Schärfe innerer und der am Nahtübergang zum Grundwerkstoff wirksamen Kerben ab. Die Kerbschärfe des Nahtübergangs kann durch den Übergangsradius (Kerbradius) und den Nahtanstiegswinkel am Übergang (Flankenwinkel) charakterisiert werden. Bezugnehmend auf ältere Untersuchungen von Heeschen (**Abbildung 8**) konzentrierten sich daher die Versuche, durch Prozessoptimierung eine Reduzierung der Kerbwirkung zu erzielen, auf den Flankenwinkel als Qualitätsmerkmal. Gemeinsam mit den Industriepartnern des Forschungsprojekt wurde als Zielgröße für die Prozessoptimierung ein angestrebter Flankenwinkel $>160^\circ$ und ein Kerbradius >1 mm definiert.

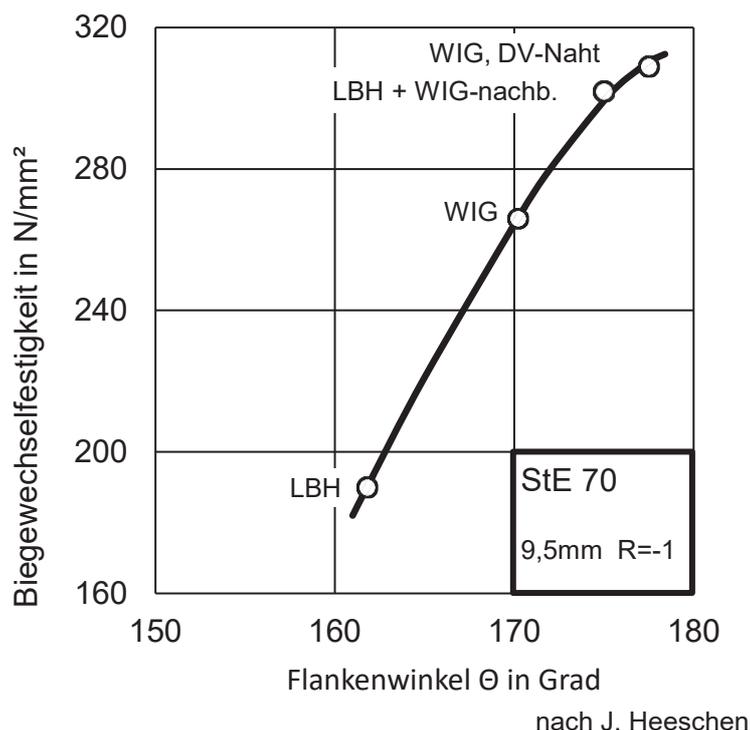


Abbildung 8: Einfluss des Nahtflankenwinkels auf die Dauerfestigkeit

3.2.3 Optimierung des MAG-Schweißprozesses

Die Ergebnisse der Versuche, durch Variation einzelner Verfahrensparameter beim MAG-Schweißen den Zielkorridor hinsichtlich Flankenwinkel und Kerbradius zu erreichen, sind in

Tabelle 4 zusammengefasst. Die Ergebnisse weisen anfängliche Nahtgeometrien mit einem Nahtflankenwinkel von $117,2^\circ$ und einem Kerbradius von $0,25$ mm auf. Ein maximaler Nahtflankenwinkel von 124° konnte bei reduzierter Schweißgeschwindigkeit erreicht werden. Jedoch wurde bei reduzierten Schweißgeschwindigkeiten ebenfalls ein geringer Kerbradius festgestellt. Mit der Schweißposition PB 90° gedreht konnte ein maximaler Kerbradius von $0,65$ mm erreicht werden. Der Nahtflankenwinkel war dabei mit $118,2^\circ$ nur geringfügig geringer wie der Nahtflankenwinkel bei reduzierter Schweißgeschwindigkeit.

Tabelle 4: Versuchstabelle zur Untersuchung des Einflusses verschiedene Parameter auf die Nahtausbildung für MAG-Schweißen am T-Stoß

Parameter	Varianten	Ergebnis	
		NFW [°]	KR [mm]
Ausgangslage		117,2	0,25
Brenneranstellwinkel (längs zur Schweißrichtung)	stechend	120,8	0,36
	schleppend	98,2	0,57
Brenneranstellwinkel (quer zur Schweißrichtung)	> 45°	113,9	0,57
	< 45°	113,1	0,37
Schweißposition	PB	107,1	0,39
	PB 90° gedreht	118,7	0,65
Spaltmaß	1 mm	115,9	0,31
Erweiterung der Schweißposition	leicht steigend	99,2	0,42
	leicht fallend	101,0	0,44
Drahtvorschubgeschwindigkeit	+	117,8	0,33
	-	116,2	0,27
Schweißgeschwindigkeit	+	110,7	0,39
	-	124,8	0,32

Man erkennt klar, dass die Veränderungen von Größen wie Brennerstellung, Schweißposition und Schweißgeschwindigkeit nur marginale Auswirkungen haben, der Zielkorridor aber stets in weiter Ferne liegt. Auch die restlichen Parameter beeinflussen die Nahtflankenwinkel praktisch überhaupt nicht im positiven Sinn.

3.2.4 WIG-Schweißprozess

Die Optimierung der Schweißparameter erfolgte beim WIG Schweißen ähnlich wie dem MAG Schweißen. Aufgrund der höheren Genauigkeit des WIG Schweißens war die Nahtgeometrie in der Ausgangslage bereits deutlich besser als bei der MAG Schweißung. Die geforderte Nahtgeometrie mit einem NFW >160° und KR > wurde bereits durch die Standardeinstellungen erreicht.

Tabelle 5: Versuchstabelle zur Untersuchung des Einflusses der verschiedene Parameter auf die Nahtausbildung für WIG-Schweißen am T-Stoß

Parameter	Varianten	Ergebnis	
		NFW [°]	KR [mm]
Ausgangslage		161,3	1,08
Brenneranstellwinkel (quer zur Schweißrichtung)	> 45°	146,0	0,34
	< 45°	Vorrichtungstechnisch nicht möglich	
Schweißposition	PA	152,2	1,33
	PB 90° gedreht	158,8	1,34
Erweiterung der Schweißposition	leicht steigend	158,3	0,96
	leicht fallend	158,6	1,07
Drahtvorschubgeschwindigkeit	+	141,4	0,37
	-	164,0	1,70
Schweißgeschwindigkeit	+	154,5	1,30
	-	158,7	1,37
Stromstärke	+	Elektrode defekt	
	-	129,7	0,24
Stromstärke Draht	+	Elektrode defekt	
	-	155,3	0,99

Eine Verbesserung der Nahtgeometrie war nur durch Reduzierung der Drahtvorschubgeschwindigkeit möglich. Der Nahtflankenwinkel konnte dadurch geringfügig auf 164° vergrößert werden bei gleichzeitig deutlich vergrößertem Kerbradius auf 1,7 mm. Änderungen der übrigen Schweißparameter führten zu einer Verschlechterung der Nahtgeometrie. Eine Erhöhung der Stromstärke bzw. der Stromstärke des Drahtes führte zu einer Überlastung der Wolframelektrode.

3.2.5 Nachbehandlungsverfahren

Weitere Möglichkeiten zur Steigerung der Schwingfestigkeit wurden anhand verschiedener Nachbearbeitungsverfahren untersucht. Zur Verbesserung der Nahtgeometrie von MAG-geschweißten Proben wurden die Nahtübergänge der Schweißnähte WIG-nachbehandelt. Darüber hinaus wurde die Wirkung des Kugelstrahlens untersucht.

WIG Aufschmelzen

Bei der WIG-Nachbehandlung werden der bzw. die kritischen Nahtübergänge ohne Zusatzwerkstoffzufuhr wieder aufgeschmolzen. Ein großer Vorteil dieses Nachbehandlungsverfahrens liegt in der Ausnutzung der hohen Abschmelzleistungen des MAG-Schweißens, bei gleichzeitigem Erreichen einer Nahtübergangsgeometrie wie beim WIG-Schweißen. Weiterhin ist das WIG-Aufschmelzen ein einfach zu reproduzierendes Nachbehandlungsverfahren, welches ohne Schwierigkeiten zur Erhöhung der Schwingfestigkeit in der Industrie umgesetzt werden kann. **Abbildung 9** zeigt beispielhaft die Nahtgeometrieveränderung am Beispiel einer MAG-geschweißten Kehlnaht.

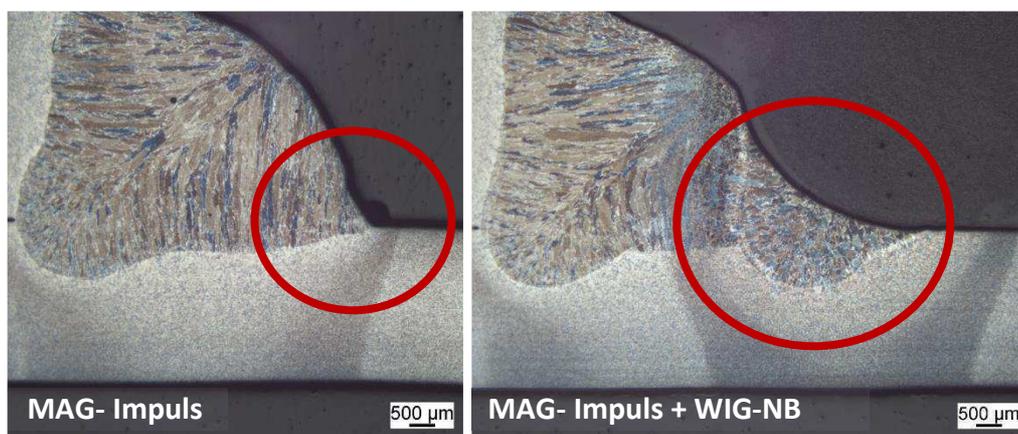


Abbildung 9: Schliffbild MAG-Impulsschweißung (links) und MAG-Impuls + WIG Nachbehandlung (rechts)

Ein Bewertungskonzept für die Ermüdungssicherheit wird nach dem Nennspannungskonzept bei WIG-Aufgeschmolzenen Schweißverbindungen in [5] empfohlen. Für geschweißte Konstruktionsdetails mit Rissbeginn am Nahtübergang wird bei niedrigfesten Stählen eine Erhöhung um 30 % empfohlen. Höherfeste Stähle können bis max. 50 % auf die Kerbgruppe 100 gesteigert werden.

Kugelstrahlen

Beim Kugelstrahlen wird das Bauteil mit einem kugelförmigen Strahlmittel, das über eine mechanische Zentrifuge (Schleuderrad) oder einen Druckluftinjektor beschleunigt wird, bestrahlt. Die beim Aufprall auf die Oberfläche freiwerdende kinetische Energie bewirkt randnahe Plastizierungen des Werkstücks. Die dabei Erreichte lokale Kaltverformung führt besonders bei relativ duktilen Werkstoffen zu Steigerungen der Randschichthärte und erzeugt randnahe Druckeigenspannungen. Härtesteigerung und Höhe der Druckeigenspannungen hängen vom Werkstoffzustand des Bauteils, der Art und der Härte des Strahlmittels sowie von Prozessgrößen wie der Aufprallgeschwindigkeit und dem Aufprallwinkel sowie dem Überdeckungsgrad ab. Das Kugelstrahlen ist

aufgrund seiner nachgewiesenen hohen Wirksamkeit als Verfahren der Schwingfestigkeitssteigerung industriell in großem Umfang bei Serienbauteilen vor allem aus hochfesten Werkstoffen eingeführt [3]. In der schweißtechnischen Anwendung wird der Prozess überwiegend zum Reinigen von Halbzeugen und Schweißbauteilen (Reinigungsstrahlen) verwendet und unterscheidet sich im Wesentlichen durch die dann fehlende Prozesskontrolle und ein oft einfacheres Strahlmittel (z.B. arrondiertes Stahlschrot). Dennoch konnte auch bei Schweißverbindungen die hohe Wirksamkeit des Festigkeitsstrahlens [4, 8] wie auch des Reinigungsstrahlens bereits nachgewiesen werden [2].

3.3 Probencharakterisierung

Für die Bewertung der Schwingfestigkeitsergebnisse wurden die beschriebenen Schweißverbindungen in unterschiedlichen Bearbeitungszuständen hinsichtlich aller schwingfestigkeitsrelevanten Merkmale umfangreich untersucht. In den folgenden Abschnitten wird auf die hierfür verwendeten Prüfmethoden genauer eingegangen.

3.3.1 Metallografie

An den Schweißproben wurden metallographische Querschliffe entnommen, welche auf schweißbedingte Gefügestände und Härte untersucht wurden. Die Gefügestände wurden unter dem Lichtmikroskop mikroskopisch bestimmt. Zur Herstellung der Querschliffe wurden Proben aus den geschweißten Bereichen entnommen. Anschließend erfolgte eine Präparation der Querschliffproben sowie eine lichtmikroskopische Untersuchung. Zur Bewertung des Gefügestandes und des Einbrandverhaltens wurden die Querschliffe mit einer 2 %igen alkoholisch verdünnten Salpetersäure (Nital) angeätzt.

Die Härteverteilungen wurden mittels Vickersprüfung (HV0,5) an den Querschliffen ermittelt. Die Messungen erfolgten mittels Ultrasonic Contact Impedance (UCI)-Methode. Da die Auswertung der Härteeindrücke hierbei nicht lichtmikroskopisch, sondern anhand der ultraschallangeregten Impedanz zwischen Indenter und Werkstück vorgenommen wird, erlaubt diese Methode eine einfache Automatisierung und erleichtert somit wesentlich den Aufwand bei der flächigen Bestimmung von fein aufgelösten Härteverteilungen über den größten Teil der untersuchten Querschlifffläche. Zur Kalibrierung werden nachfolgend Einzeleindrücke mittels konventioneller Kleinlasthärteprüfung optisch ausgewertet.

In **Abbildung 10** und **Abbildung 11** sind jeweils Übersichtsaufnahmen der verschiedenen Schweißverbindungen mit den dazugehörigen flächenhaften Härteverteilungen der Überlappstöße dargestellt. Die angezeigte Härteskala umfasst dabei die Härtebereiche von 100 HV bis 530 HV.

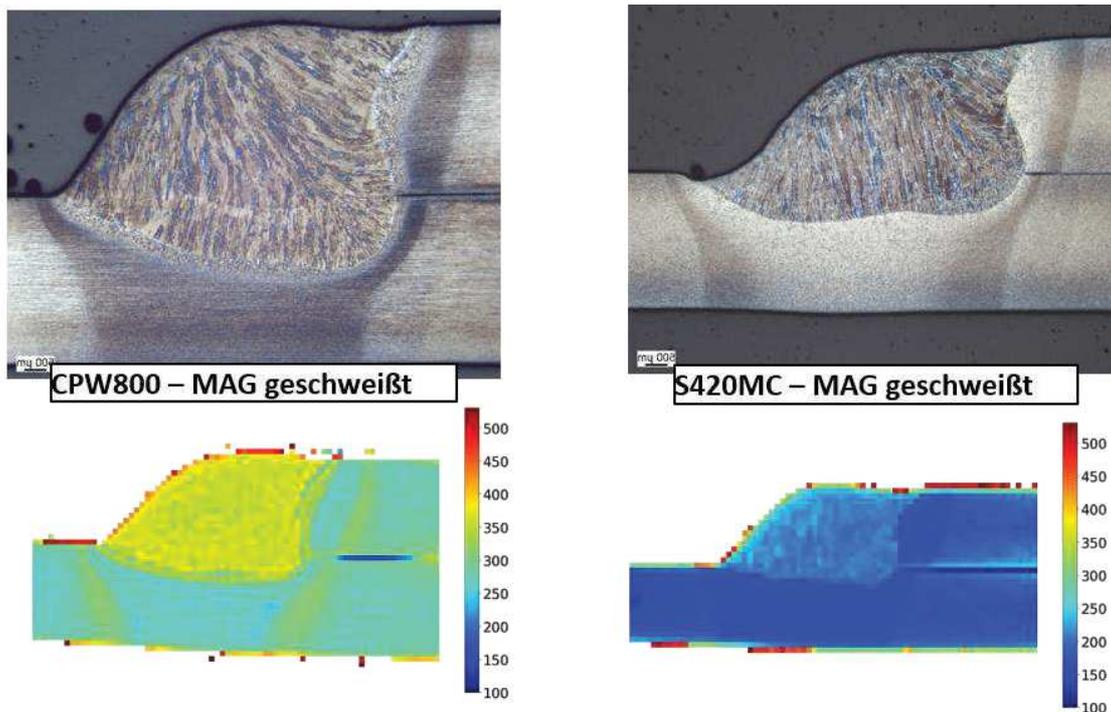


Abbildung 10: Metallographische Querschliffe und UCI-Aufnahmen an MAG-Nähten

Die Härteverteilungen zeigen in den Schweißstößen einen leichten Härteabfall in der Wärmeeinflusszone, also eine leichte lokale Entfestigung in diesem Bereich. Die Entfestigungszone bei den MAG-geschweißten Proben verläuft über die gesamte Blechdicke.

Bei dem S420MC liegt die Härte des Grundwerkstoffes bei etwa 165 HV. Die Härtemessungen in den Wärmeeinflusszonen liegen bei etwa 150 HV. Die Grundwerkstoffhärte des CPW800 liegt bei etwa 270 HV. In den Entfestigungszonen liegen die Härtewerte bei etwa 265 HV.

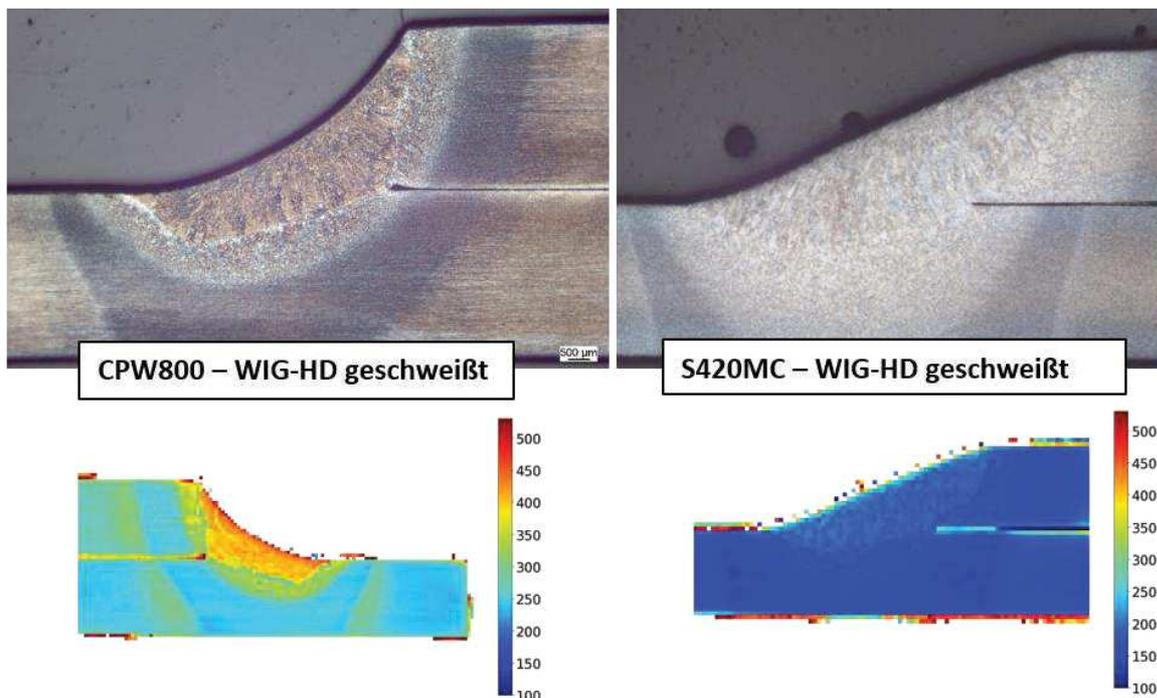


Abbildung 11: Metallographische Querschliffe und UCI-Aufnahmen an WIG-Nähten

Die Härtemessungen zeigen eine erhöhte Härte des Grundwerkstoffes an den *CPW800* Stählen, was durch die höhere Festigkeit folgt. Ebenso ist eine starke Aufhärtung der Schweißnähte an den *CPW800* Stählen zu erkennen. Eine deutlich geringere Wärmeeinflusszone ist bei den WIG geschweißten Proben zu erkennen. Grund dafür ist der geringere Wärmeeintrag des WIG-Schweißverfahrens. Die Schweißnähte zeigen einen typischen Verlauf der WIG-Schweißungen. Ungewöhnliche Aufhärtungen sind dabei nicht zu erkennen.

Die Härteverläufe der T-Stöße sind anhand eines *CPW800* WIG-geschweißten und *S420MC* MAG-geschweißten Verbindung in **Abbildung 12** dargestellt. Hier können ebenfalls Entfestigungen, aufgrund der Schweißnaht, in den Wärmeeinflusszonen sowie Aufhärtungen in der Schweißnaht festgestellt werden.

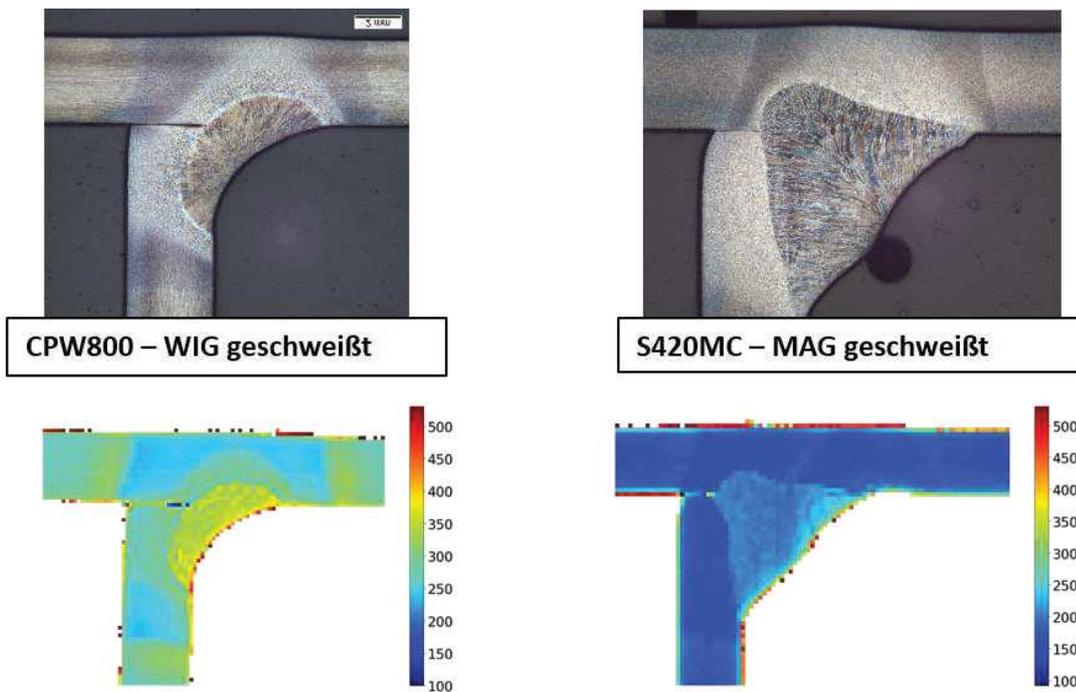


Abbildung 12: Metallographische Querschliffe und UCI-Aufnahmen an MAG geschweißten T-Stößen

3.3.2 Nahtprofilanalyse

Zur Vermessung der Nahtgeometrien wurden Linienprofile der Schweißproben mittels Lasertriangulation aufgenommen. Die Messungen erfolgten von dem Grundwerkstoff über die Schweißnaht. Die aufgenommenen Höhenunterschiede wurden als y-Koordinaten aufgenommen. Der verfahrene Weg des Lasers als x-Koordinaten. Aus den gewonnenen Höhenunterschieden und dem Verfahrweges wird bei späteren Auswertungen der Kerbradius und der Flankenwinkel ermittelt. Für die Vermessung wurde ein Laser der Firma Micro-Epsilon eingesetzt. Pro Schweißprobe wurden mindestens 3 Linienprofile aufgenommen. **Abbildung 13** zeigt die Vermessung anhand eines T-Stoßes.

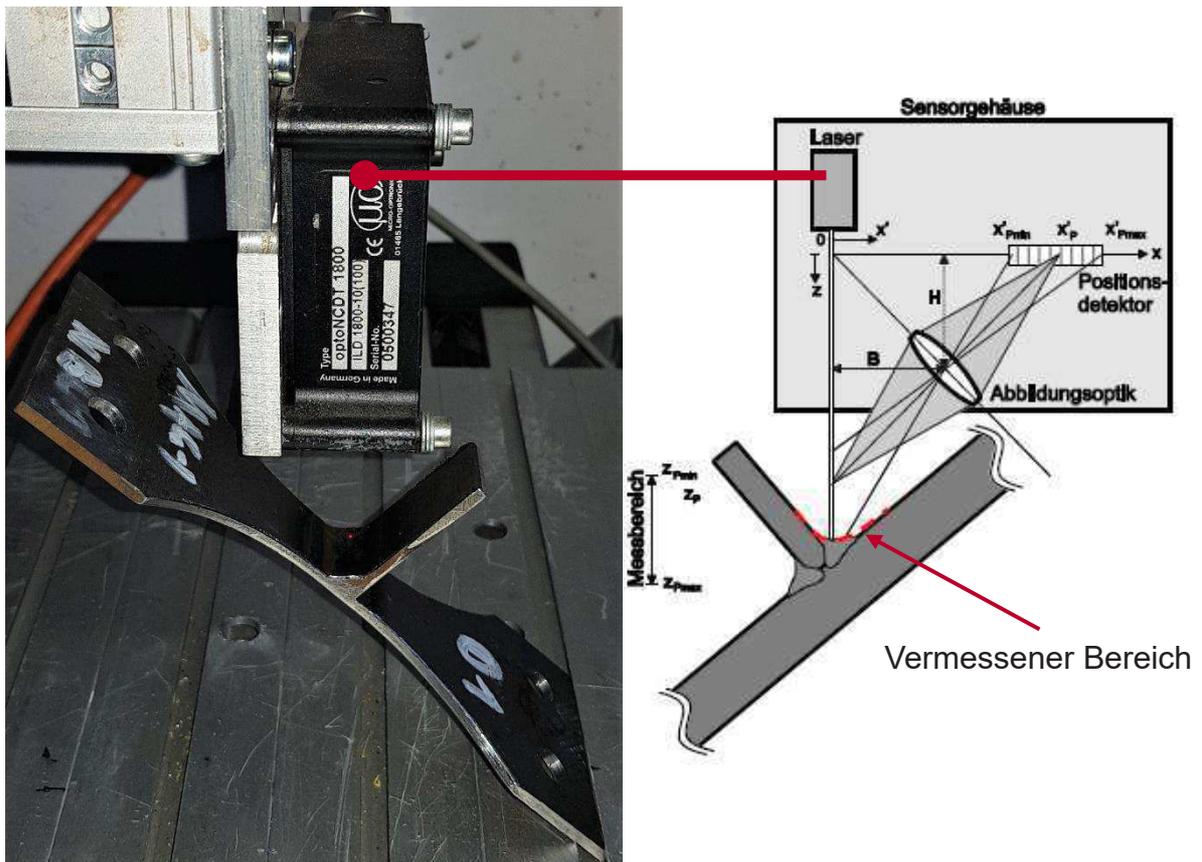


Abbildung 13: Vermessung eines T-Stoßes mittels Lasertriangulation (links), Schematische Darstellung der Messung (rechts)

Die Nahtgeometrie ist mit den wesentlichen Kenngrößen (Nahtflankenwinkel und Kerbradius) in **Abbildung 14** beschrieben. Die Auswertung der Linienprofile erfolgte nach einem entwickelten Auswertalgorithmus. Alle als relevant einzustufenden Kenngrößen wurden damit aus den gemessenen Profilen berechnet.

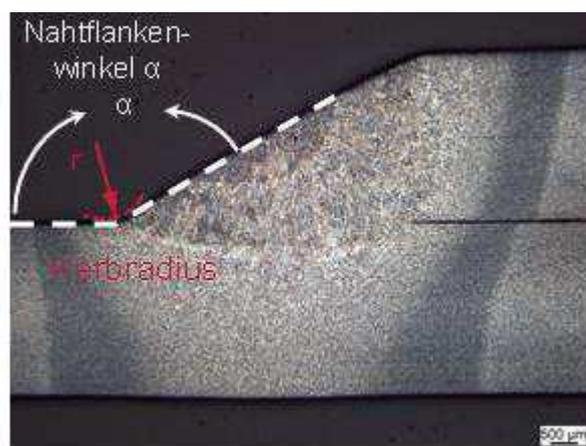


Abbildung 14: Beschreibung der Nahtgeometriemerkmale von Kerbradius und Nahtflankenwinkel

Die in **Tabelle 6**: Übersicht der mittleren Nahtflankenwinkel und Kerbradien an Überlappstößen aufgezeigten Nahtflankenwinkeln und Kerbradien beziehen sich auf die optimierten Schweißverfahren. Weiterhin wurden hier die Mittelwerte der Messungen angegeben.

Tabelle 6: Übersicht der mittleren Nahtflankenwinkel und Kerbradien an Überlappstößen

Stahl	Schweißverfahren	Nahtflankenwinkel [°]	SD	Kerbradius [mm]	SD
CPW800	WIG-Heißdraht	169,8	4,7	2,4	2,8
	MAG-Impuls	133,5	20,7	1,3	0,2
S420MC	WIG-Heißdraht	158,4	12,8	3,4	1,0
	MAG-Impuls	133,5	26,6	1,2	0,6

SD - Standardabweichung

Beide Stähle weisen eine vergleichbare Nahtgeometrie auf. Die Abweichungen beim Kerbradius der MAG geschweißten Proben betragen 0.1mm, die der Flankenwinkel 11,4 °. Dabei ist die Standardabweichung beim CPW800 um 1,8 mm höher. Durch das WIG-Schweißen verbessert sich die Kerbgeometrie deutlich, Der Kerbradius steigt von 1.2 mm auf 3.4mm (S420MC) bzw. von 1.3 mm auf 2.4 mm (CPW800), der Flankenwinkel von 133.5° auf 159.5° (S420MC) bzw. 169.4° (CPW800) und erreicht damit die angestrebte Größenordnung.

3.3.3 Eigenspannungsmessungen

Die Oberflächeneigenspannungen wurden beidseitig an den Überlappstößen röntgenographisch entlang einer Linie quer zur Schweißnaht röntgenographisch bestimmt (siehe **Abbildung 15**). Die {211}-Interferenzlinien des Ferrits/Martensits wurden hierzu mittels CrK_α -Strahlung-Strahlung unter 11 Einstrahlwinkeln ψ gemessen. Der Kollimatordurchmesser betrug 2 mm, der Messpunkt- abstand betrug 1 mm. Die Berechnung der Eigenspannungen aus den gemessenen Interferenz- linien erfolgte mithilfe des $\sin^2\psi$ -Verfahrens unter Verwendung der röntgenographischen Elastizi- tätskonstante $1/2s_2 = 6.08 \cdot 10^{-6} \text{ mm}^2/\text{N}$.

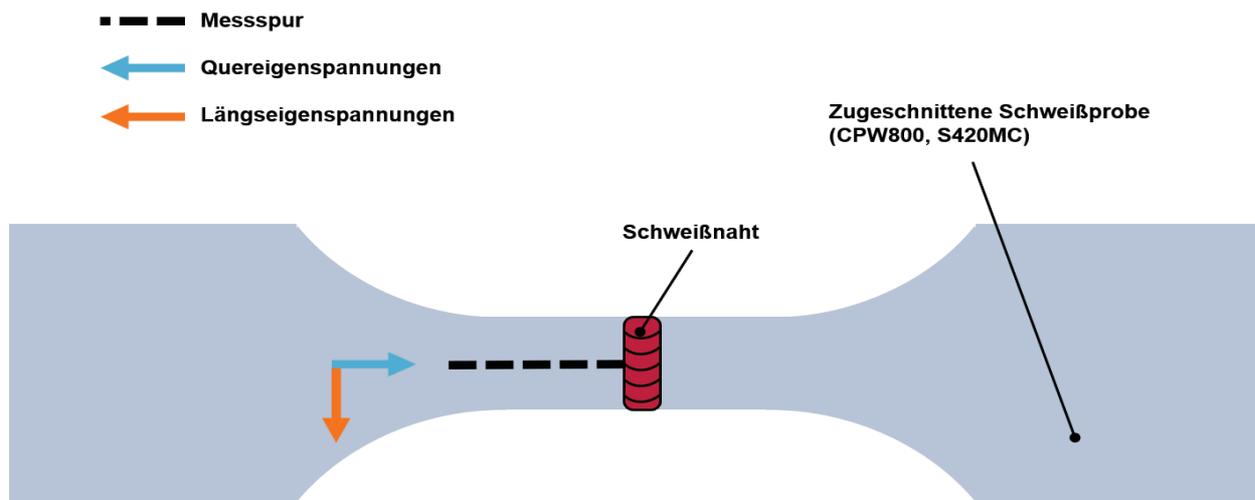


Abbildung 15: Messverlauf bei Eigenspannungsmessungen

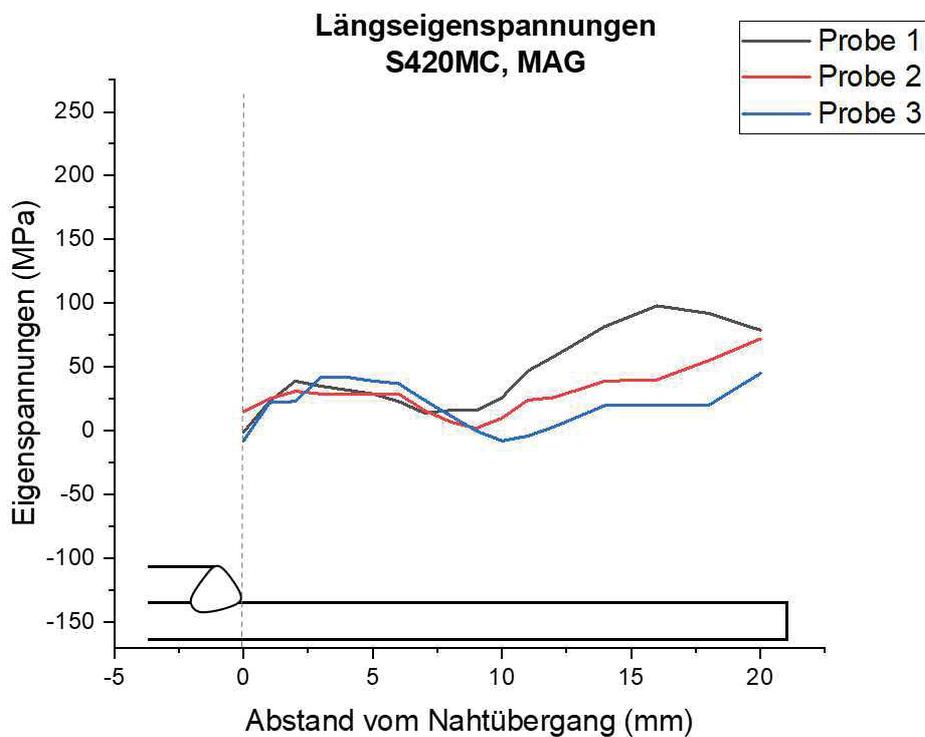


Abbildung 16: Eigenspannungsverlauf der Längseigenspannungen an MAG-geschweißten Blechen auch S420MC

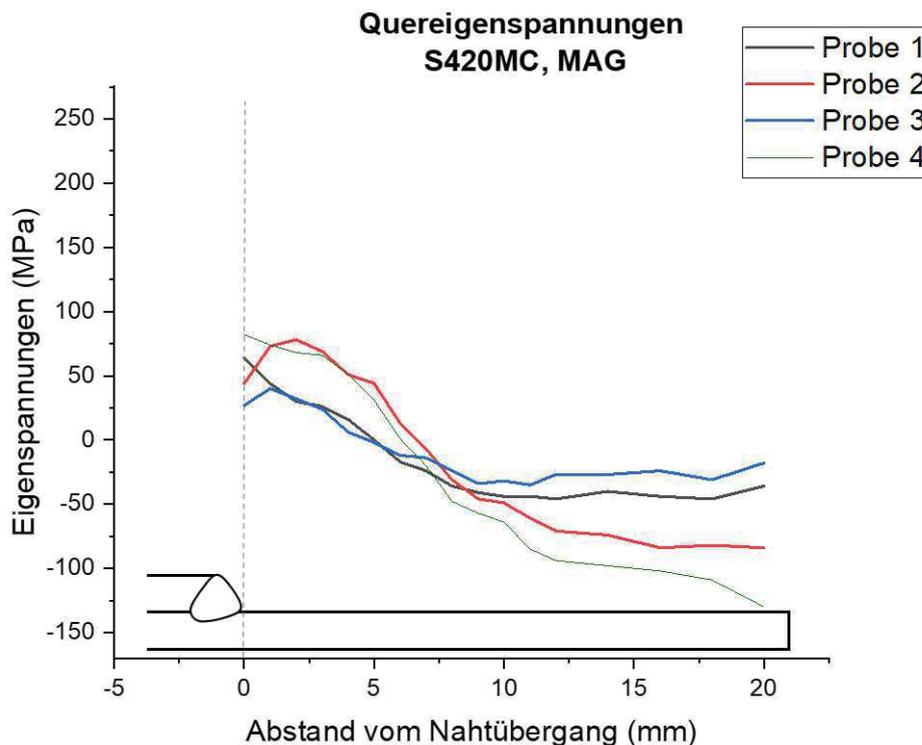


Abbildung 17: Eigenspannungsverlauf der Quereigenspannungen an MAG-geschweißte Blechen auch S420MC

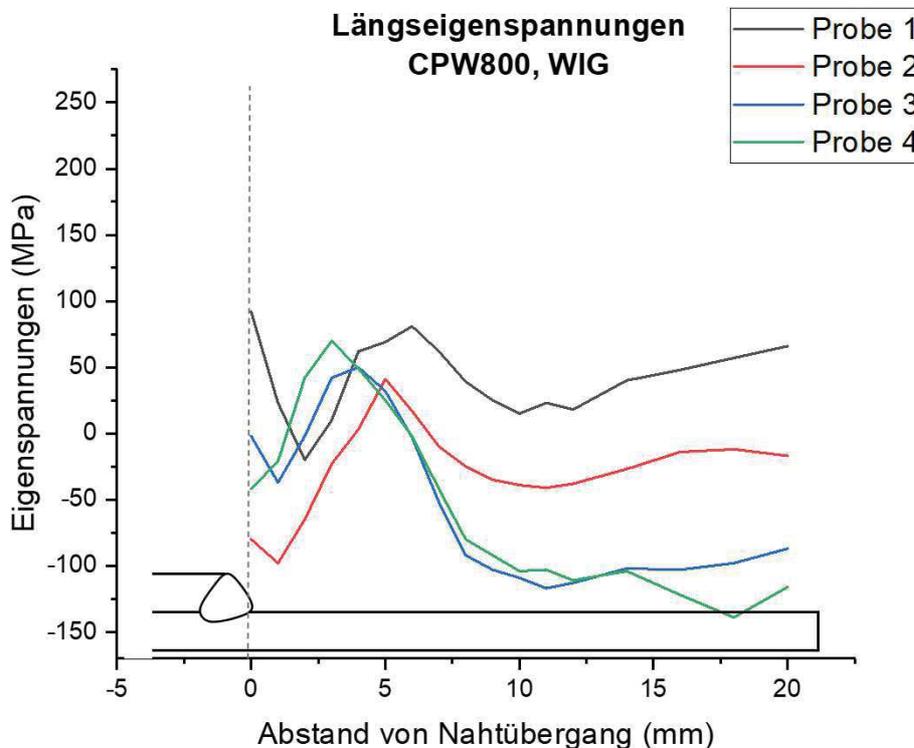


Abbildung 18: Eigenspannungsverlauf der Längseigenspannungen an WIG-geschweißte Blechen auch CPW800

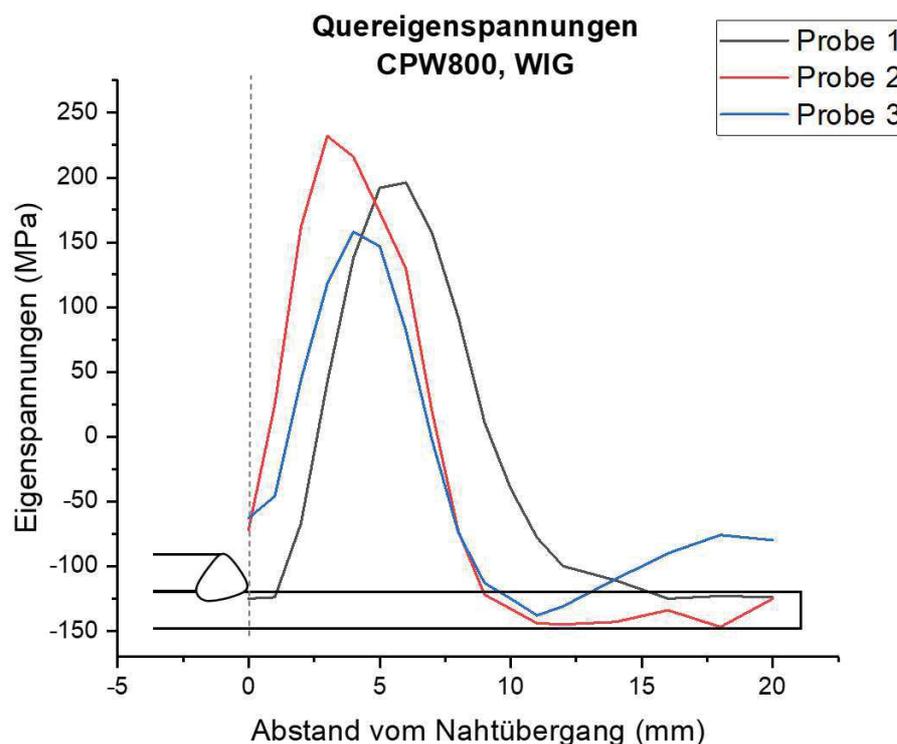


Abbildung 19: Eigenspannungsverlauf der Quereigenspannungen an WIG-geschweißten Blechen auch CPW800

3.4 Schwingfestigkeitsversuche

Die Schwingfestigkeitsversuche wurden unter Biegebeanspruchung mithilfe einer elektromechanischen Flachbiegetorsionsmaschine durchgeführt. Die Prüffrequenz betrug hierbei einheitlich 25 Hz. Die Festlegung der Lasthorizonte und die Auswertung der Versuche erfolgte nach dem Perlschnurverfahren. Die Grenzschnurspielzahl N_D war auf bei $2 \cdot 10^6$ Lastspiele festgelegt. Um die Schwingfestigkeiten zu vergleichen, wird die Spannungsschwingbreite der Nennspannungen ($\Delta\sigma$) an den Abknickpunkten der Zeitfestigkeitsgeraden zur Dauerfestigkeitsgeraden bei einer Überlebenswahrscheinlichkeit von 97,5 % ($P_{97,5}$ %) und einer Grenzschnurspielzahl $N = 2.000.000$ herangezogen. Steigungen in vorgegebenen Regelwerken wie dem Eurocode 9 und den IIW-Regelwerken beziehen sich bei geschweißten Stählen auf eine einheitliche Steigung von $k = 3$. Grundwerkstoffe werden mit einer Steigung von $k = 5$ angenommen [6, 9]. Für die Auswertung der hier vorgestellten Versuchsergebnisse ist eine variable Steigung k nach folgender Formel berechnet.

$$k = \frac{y_2 - y_1}{x_2 - x_1}$$

Bei der Berechnung der Streuung wird von einer logarithmischen Normalverteilung mit logarithmischer Standardabweichung ausgegangen. Damit ergibt sich ein Zusammenhang zwischen der Streuspanne T_N und der logarithmischen Standardabweichung $S_{\log,N}$ welche sich wie folgt beschreibt [1, 10]:

$$T_N = 10^{2,56 \cdot S_{\log,N}}$$

Anschließend wird die Streuung T_S aus der Streuspanne T_N und der Steigung k berechnet.

$$T_S = T_N^{1/-k}$$

Die Berechnung der FAT-Werte auf der Basis der ermittelten Schwingfestigkeiten wurde eine Mittelspannungskorrektur nach IIW vorgenommen und damit die experimentellen Schwingfestigkeit auf ein Spannungsverhältnis von $R=0.5$ umgerechnet. Nach IIW ist dabei für kleine Proben, bei denen Eigenspannungen in Beanspruchungsrichtung postuliert werden, die 20% R_e nicht überschreiten, der Ansatz

$$f(R) = -0,4 * R + 1,2$$

Dieser Ansatz wurde hier angewendet, da durch die explizit durchgeführten Eigenspannungsmessungen nachweislich am Nahtübergang vernachlässigbare Quereigenspannungen im Schweißzustand nachgewiesen werden konnten. Dieser Ansatz wurde auch für die druckeigenbeanspruchten kugelgestrahlten Versuchsreihen verwendet, da die Berücksichtigung der Eigenspannungen bei der Bewertung des Mittelspannungswirkung im IIW-Konzept generell nur Zugeigenspannungen vorsieht (vergl. dazu Abbildung 16 -Abbildung 19).

3.4.1 Schwingfestigkeitsergebnisse der T-Stoßverbindungen

Gemäß IIW-Richtlinien werden keine Empfehlungen für einseitig geschweißte T-Stöße an Flachstählen gegeben. Ein ähnliches Strukturdetail bezieht sich in den IIW-Richtlinien auf einseitig geschweißte T-Stöße an Rohren (vgl. **Abbildung 20** Nr. 842). Bei Stahl wird dafür ein FAT63 angenommen. Ein direkter Vergleich ist jedoch nicht möglich.

Table 3.1 (continued)

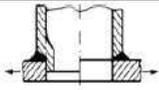
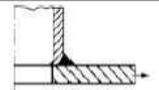
No.	Structural Detail	Description (St. = steel; Al. = aluminium)	FAT St.	FAT Al.	Requirements and remarks
841		Nozzle welded on plate, root pass removed by drilling	71	25	If diameter >50 mm, stress concentration of cutout has to be considered Analysis based on modified nominal stress. However, structural hot spot stress recommended
842		Nozzle welded on pipe, root pass as welded	63	22	If diameter > 50 mm, stress concentration of cutout has to be considered Analysis based on modified nominal stress. However, structural hot spot stress recommended

Abbildung 20: Strukturdetail 842 nach IIW – einseitig geschweißter T-Stoß [3]

Die Ergebnisse der Schwingfestigkeitsuntersuchungen an den T-Stößen sind in den folgenden **Abbildung 21** **Abbildung 24** dargestellt.

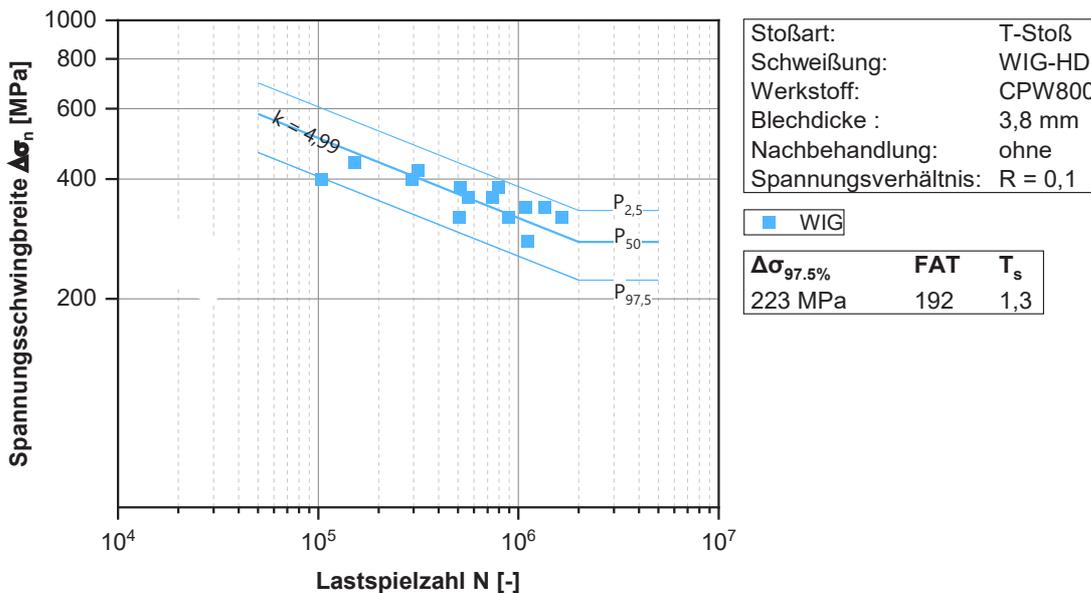


Abbildung 21: Wöhlerdiagramm für WIG geschweißten CPW800 - T-Stoß

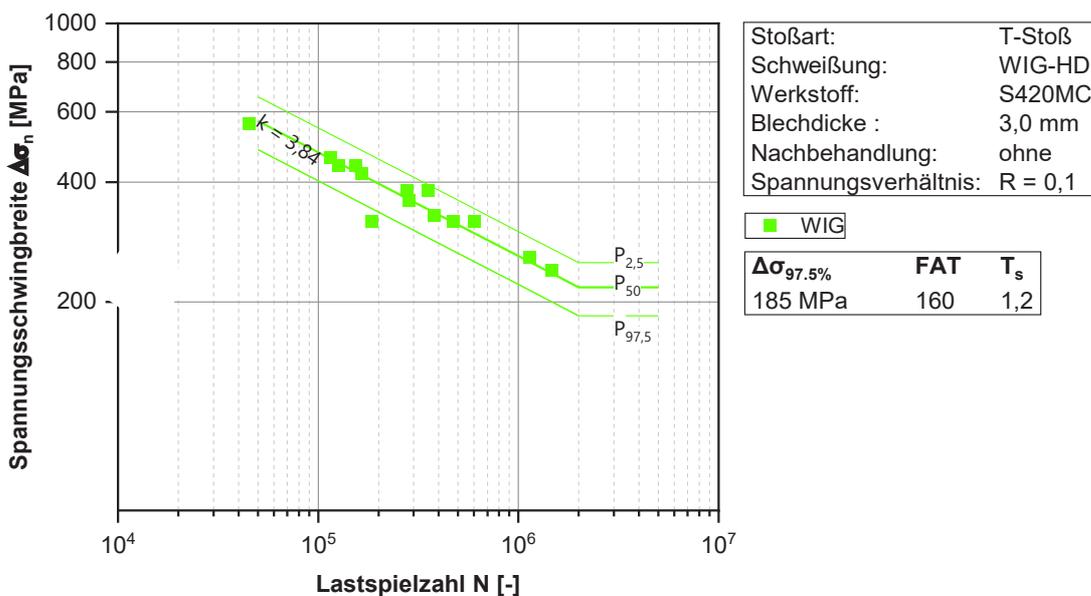


Abbildung 22: Wöhlerdiagramm für WIG geschweißten S420MC - T-Stoß

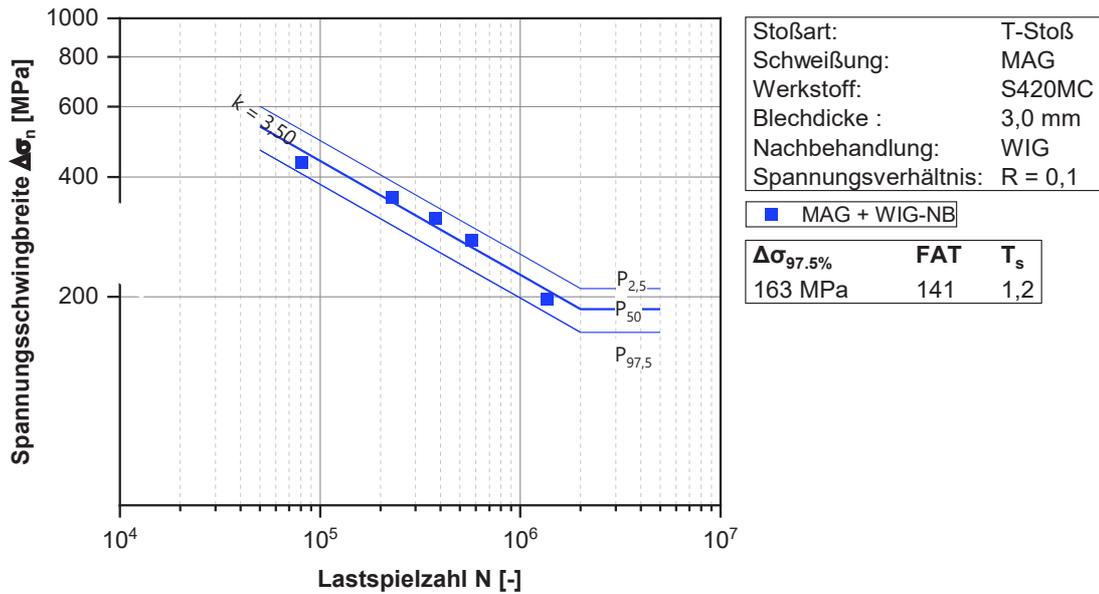


Abbildung 23: Wöhlerdiagramm für MAG geschweißten und WIG Nachbehandelten CPW800 - T-Stoß

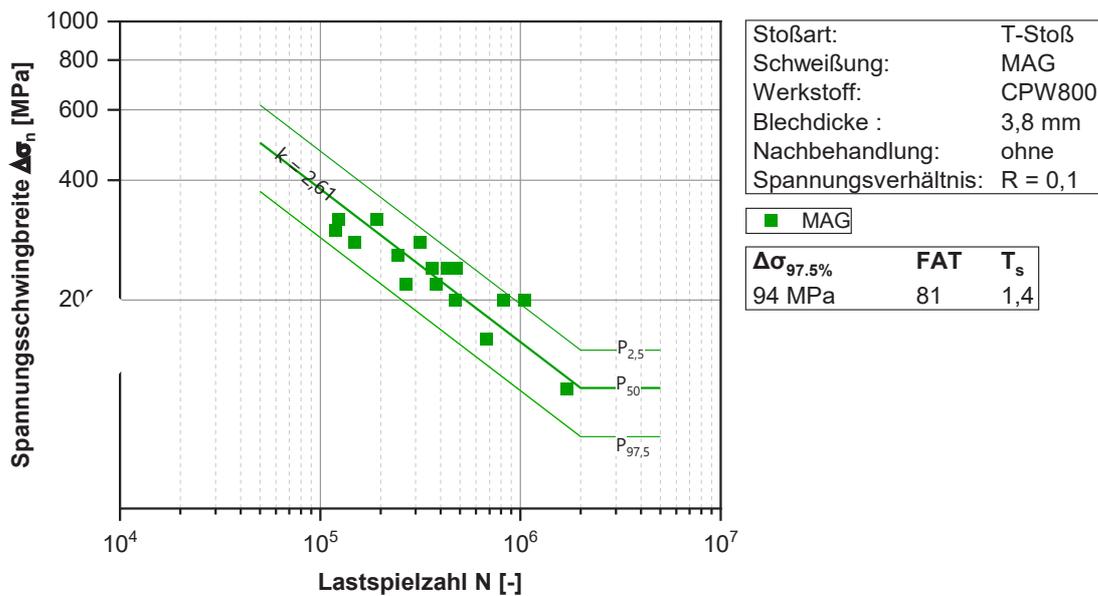


Abbildung 24: Wöhlerdiagramm für MAG geschweißten CPW800 - T-Stoß

Die errechnete Steigung der untersuchten Schweißproben schwankt von $k = 2,61$ bis $k = 4,99$, je nach eingesetztem Schweißverfahren und Nachbehandlung. Der steilste Abfall ist bei den MAG-geschweißten CPW800 zu erkennen. Eine flache Steigung ist bei den WIG-geschweißten CPW800 Proben zu erkennen.

Die Schwingfestigkeit $\Delta\sigma_{97,5\%}$ konnte durch das WIG-Schweißen bzw. eine WIG Nachbehandlung verbessert werden. Sie steigt beim CPW 800 von 91 MPa (MAG) auf 223 MPa (WIG), eine Folge der verbesserten Nahtgeometrie. Die deutlich verringerte Kerbschärfe des Nahtübergangs ist bereits im Querschliff gut erkennbar (**Abbildung 25**).

Die WIG geschweißten Proben aus S420MC Stähle weisen mit einem $\Delta\sigma_{97,5\%} = 185 \text{ MPa}$ eine etwas geringere Schwingfestigkeit als die aus CPW800 auf, liegen aber immer noch merklich über dem Vergleichswert der MAG-geschweißten Variante

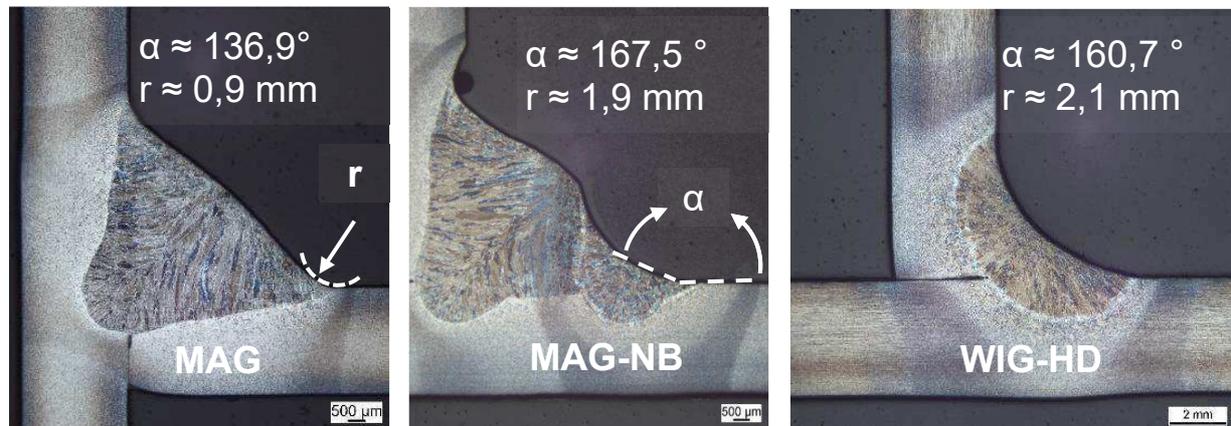


Abbildung 25: Schweißnahtgeometrie der untersuchten T-Stöße

3.4.2 Schwingfestigkeitsverhalten der Überlappstöße

Die Strukturdetails der Überlappstöße sind in den IIW-Richtlinien unter der Nr. 614 mit einem FAT-Wert von FAT63 für Axialbeanspruchung angegeben, siehe **Abbildung 26**. Mangels eines entsprechenden Wertes für Biegebeanspruchung werden diese als Referenzwert herangezogen

Table 3.1 (continued)

No.	Structural Detail	Description (St. = steel; Al. = aluminium)	FAT St.	FAT Al.	Requirements and remarks
613		Lap joint gusset, fillet welded, non-load-carrying, with smooth transition (sniped end with $\phi < 20t$ or radius), welded to loaded element $c < 2At$, but $c \leq 25 \text{ mm}$ to flat bar to bulb section to angle section	63 56 50	22 20 18	t = thickness of gusset plate
614		Transverse loaded overlap joint with fillet welds Stress in plate at weld toe (toe crack) Stress in weld throat (root crack)	63 36	22 12	Stresses to be calculated using a plate width equalling the weld length For stress in plate, eccentricity to be considered, as given in chapters 3.8.2 and 6.3 Both failure modes have to be assessed separately

Abbildung 26: Strukturdetails Überlappstöße [3]

In den kommenden Abschnitten werden ausgewählte Versuchsreihen miteinander verglichen. Eine detaillierte Darstellung der einzelnen Wöhlerkurven der jeweiligen Versuchsreihen befindetet sich im Anhang (**Kapitel 10.1**).

Einfluss der Nahtgeometrie auf die Schwingfestigkeit:

Die MAG-geschweißten Proben erreichen eine Schwingfestigkeit von $\Delta\sigma_{97,5} = 165 \text{ MPa}$ (für $R=0,1$). Mittelspannungskorrigiert ergibt dies einen resultierenden FAT-Wert von 142 MPa, der damit etwa doppelt so hoch wie der entsprechende Referenzwert nach IIW ist. Die mit dem WIG-HD-Verfahren einhergehende Nahtgeometrieverbesserung bewirkt einen Anstieg auf $\Delta\sigma_{97,5} = 548 \text{ MPa}$ (für $R=0,1$), was mittelspannungskorrigiert zu einem FAT-Wert von 472 MPa führt. Ein Vergleich der beiden Versuchsreihen am Stahl CPW800 ist in **Abbildung 27** dargestellt.

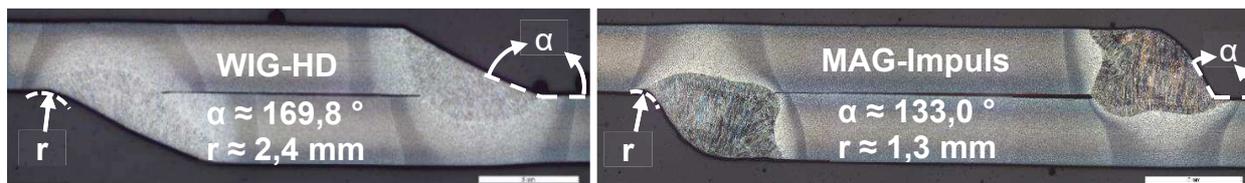
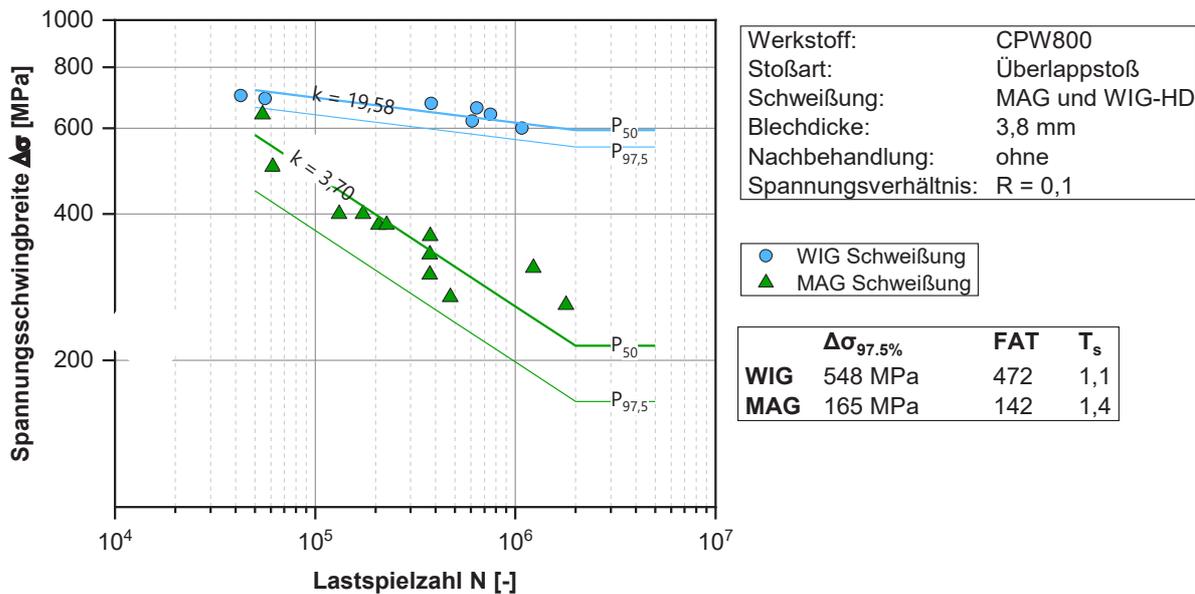


Abbildung 27: Einfluss der Schweißverfahren am CPW800

Die errechnete Steigung der MAG geschweißten Stähle liegt im MAG-geschweißten Zustand mit $k=3$ nahe den IIW-Richtlinien oder dem Eurocode 3 [6, 7]. WIG geschweißte Proben liegen mit einer Steigung $k=19,6$ weit über den Richtwerten bestehender Richtlinien.

Auch die Nachbehandlung (**Abbildung 28**) bewirkt einen merklichen Schwingfestigkeitsanstieg, der mit einer resultierenden Schwingfestigkeit von $\Delta\sigma_{97,5} = 407$ MPa (für $R=0,1$) einhergeht. Der mittelspannungskorrigierte FAT-Wert beträgt hierbei 351 MPa. Die Schwingfestigkeit liegt trotz größeren Flankenwinkels unter der der WIG-HD-geschweißten Proben. Dabei ist die Wöhlerlinie allerdings mit einer größeren Anzahl an Proben statistisch besser belegt.

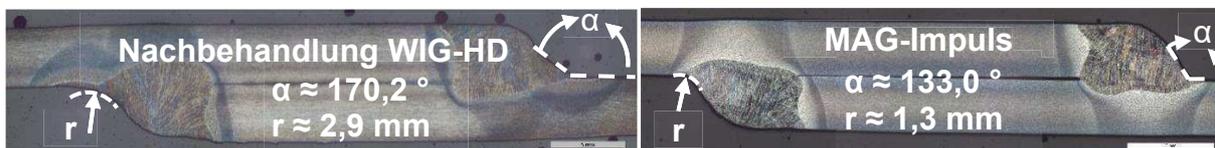
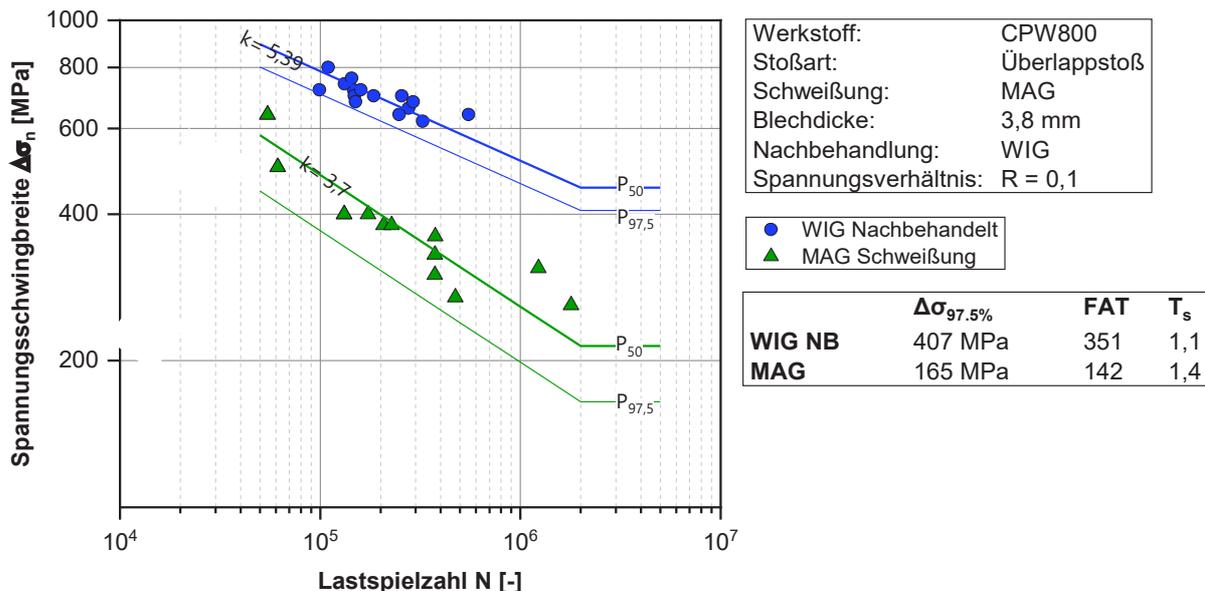


Abbildung 28: Einfluss WIG Nachbehandlung am CPW800

Abbildung 29 zeigt im Vergleich die Schwingfestigkeiten der Überlapverbindungen der beiden Stähle *S420MC* und *CPW800*. Auch die Proben aus *S420MC* weisen mit FAT 255 einen weit über dem Referenzwert liegende Schwingfestigkeit auf. Neben der merklichen Erhöhung der Schwingfestigkeit durch die Nahtgeometrieverbesserung wird deutlich, dass insbesondere im Übergang zur Dauerfestigkeit die höhere Zugfestigkeit des *CPW800* effektiv ausgenutzt werden kann.

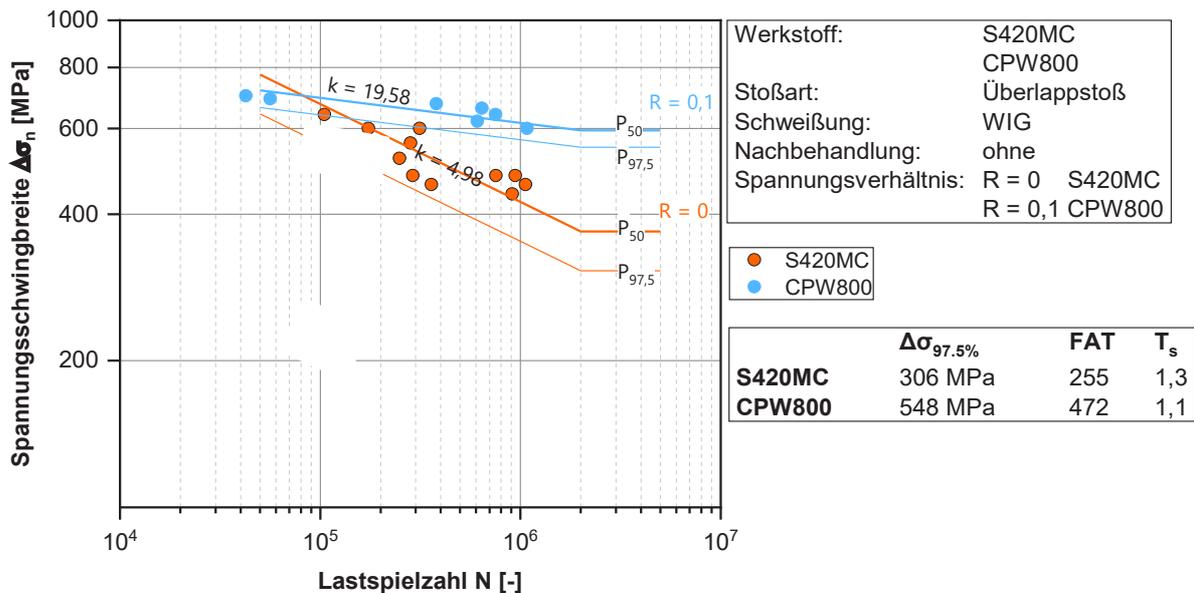


Abbildung 29: Werkstoffeinfluss auf die Schwingfestigkeit

Wirkung des Kugelstrahlens:

Abbildung 30 zeigt am Beispiel der WIG-HD-geschweißten Variante aus S420MC die Wirksamkeit einer zusätzlichen Kugelstrahlbehandlung. Die Schwingfestigkeit steigt gegenüber dem Schweißzustand noch einmal um ca. 50% an. Der resultierende FAT-Wert liegt hiermit bei 394 MPa. Dies bedeutet, dass durch die Strahlbehandlung und die damit verbundenen Randschichtveränderungen, insbesondere die Erzeugung oberflächennaher Druckeigenstressungen (Abbildung 30) die verbleibende Kerbwirkung der bereits optimierten Nahtübergänge offensichtlich weitgehend kompensiert werden kann. Die Steigerung kommt primär bei hohen Lastspielzahlen zum Tragen. Im Zeitfestigkeitsbereich verschwinden diese Unterschiede, was darauf zurückzuführen ist, dass aufgrund von Oberspannungen nahe der Werkstoffstreckgrenze die Stabilität der schwingfestigkeitssteigernden Druckeigenstressungen verloren geht und sich diese daher nicht mehr lebensdauererweiternd auswirken können.

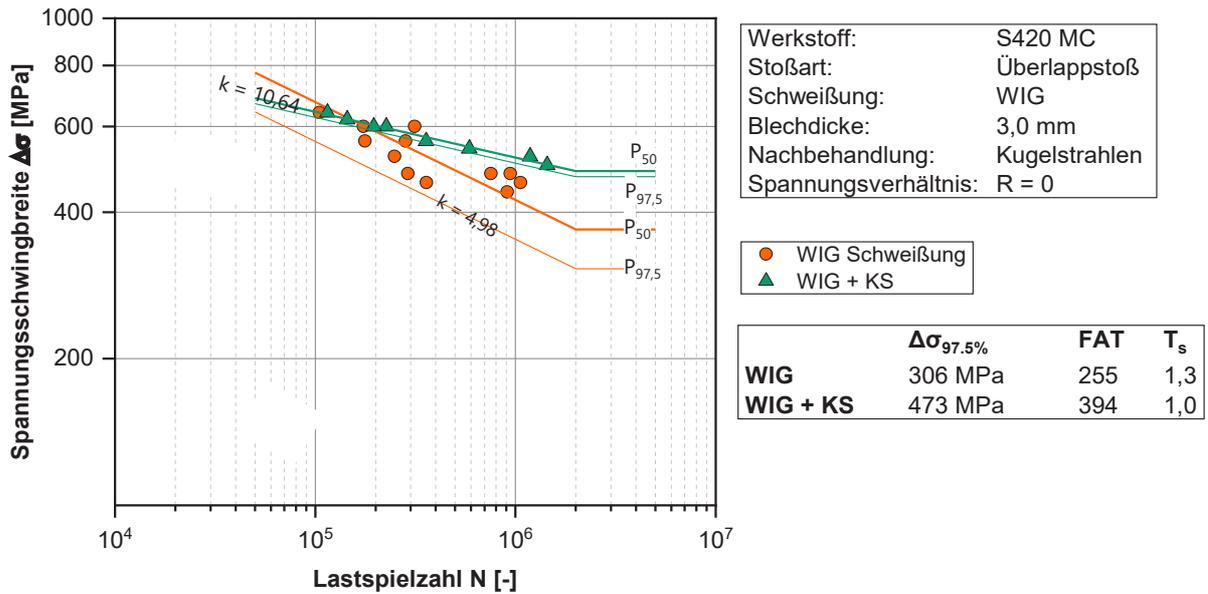


Abbildung 30: Einfluss des Kugelstrahlens an Überlappstößen

Im Vergleich zu den vorher gemessenen Eigenspannungen (**Abbildung 17, Abbildung 19**), sind die gemessenen Quereigenspannungen nach dem Kugelstrahlen vollständig in den Druckbereich verlagert (vgl. **Abbildung 31**).

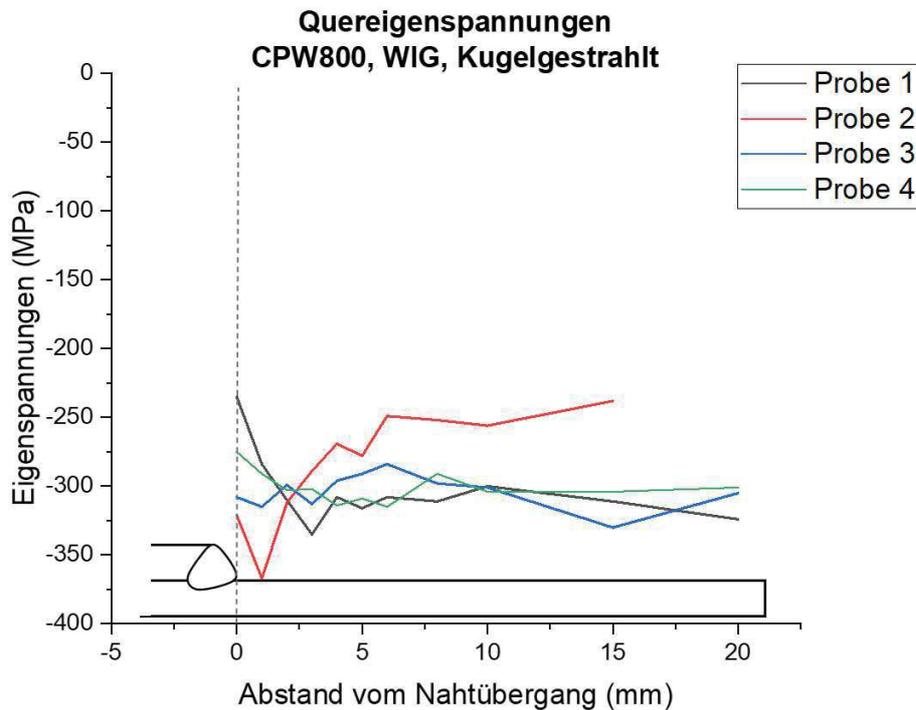


Abbildung 31: Eigenspannungen nach Kugelstrahlen

3.4.3 Interpretation der Schwingfestigkeit auf die Nahtgeometrie

An beiden untersuchten Verbindungsformen (Überlapp- und T-Stoß) versagten die Schweißproben stets infolge der fertigungsbedingten Kerben. Bei den Überlappverbindungen ist dies der Nahtübergang von der Schweißnaht zum Grundwerkstoff. Die Rissinitiierung der T-Stöße beginnt stets in der Nahtwurzel. In **Abbildung 32** sind die Rissverläufe der beiden Stöße abgebildet.

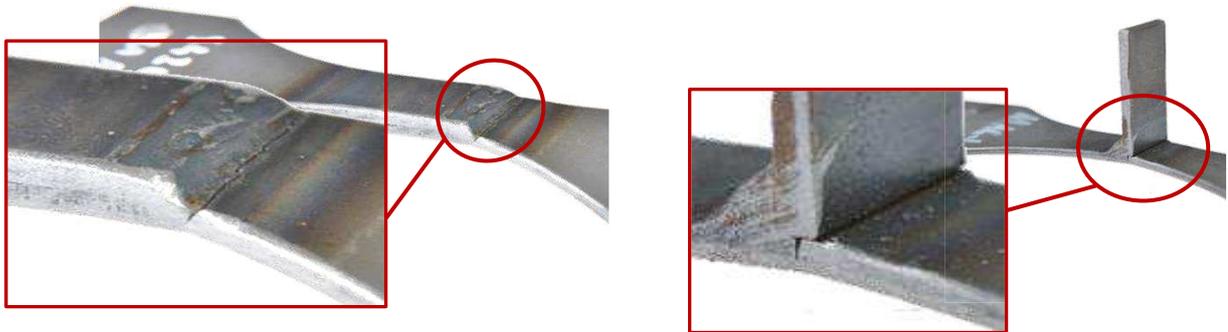


Abbildung 32: Versagensort der Schweißverbindungen

Aufgrund der einheitlichen Rissinitiierung in der Nahtwurzel an den T-Stößen, ist nicht davon auszugehen, dass eine verbesserte Nahtgeometrie zu einem Anstieg der Schwingfestigkeit beiträgt. Der beobachtete Anstieg kann durch ein verbessertes Spannungsverhältnis in der Schweißnaht begründet werden. Es ist denkbar, dass die Schwingfestigkeitssteigerung durch unterschiedliche Kerbwirkungen aufgrund unterschiedlicher Einbände zu begründen ist. Wie in **Abbildung 25** ersichtlich, verläuft der Einbrand bei WIG-schweißungen eher flach. MAG-geschweißte T-Stöße weisen einen stechenden Einbrand auf. Eine genaue Aussage über e Kerbwirkungen in der Nahtwurzel kann jedoch nicht genau getroffen werden, da hier weitere Untersuchungen notwendig sind.

Ein hohes Potenzial zur Verbesserung der Schwingfestigkeit weisen die Überlappverbindungen auf. Durch die Optimierung der Nahtgeometrie, konnte die Schwingfestigkeit deutlich erhöht werden. Erweitert man das Diagramm von Heesch mit den Spannungsamplituden der Schwingversuche ist erkennbar, dass das Schweißverfahren und damit die Nahtgeometrie einen Einfluss auf die Schwingfestigkeit aufweist (vgl. **Abbildung 33**). Weiterhin ist zu erkennen, dass die höhere Festigkeit des Stahles sich ebenfalls positiv auf die Schwingfestigkeit auswirkt.

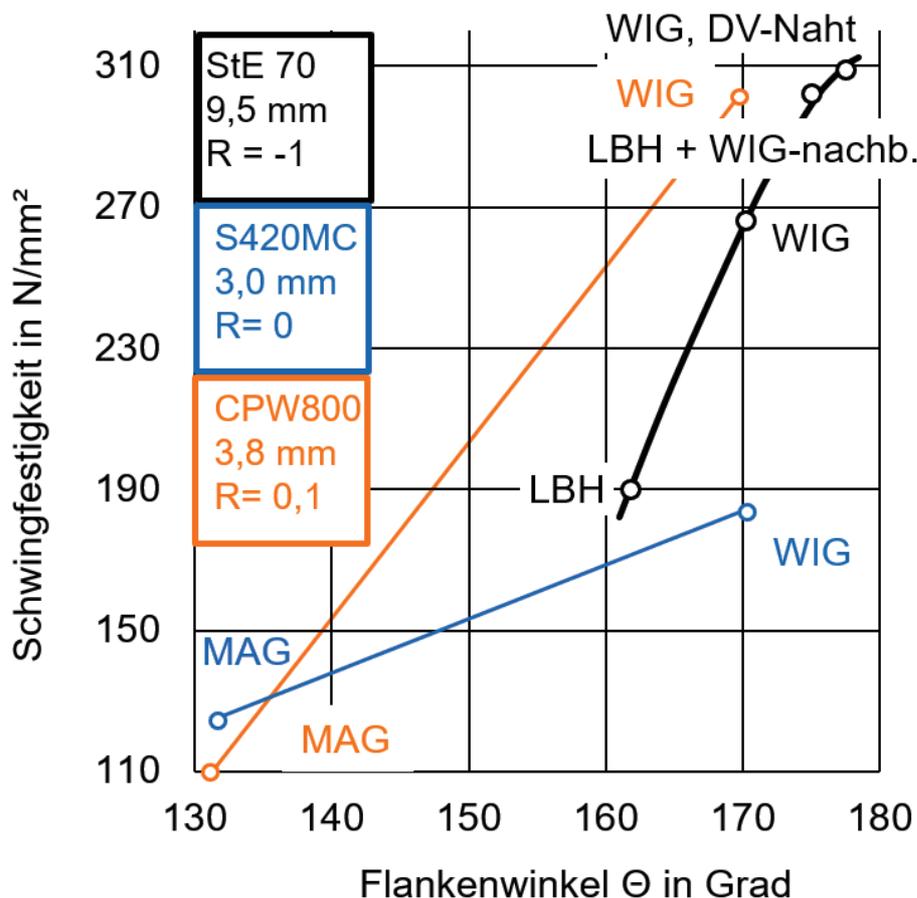


Abbildung 33: Erweiterung Heeschendiagramm

3.5 Fazit

Der vorher definierte Zielkorridor mit einem Nahtflankenwinkel $>160^\circ$ und einem Kerbradius >1 mm konnte bei reiner MAG Schweißung selbst nach der Optimierung der Schweißparameter nicht erreicht werden. MAG geschweißte Stähle wiesen maximal einen Nahtflankenwinkel von 133° und einem Kerbradius von 1,3 mm auf. Um die festgelegte Nahtgeometrie zu erreichen, war eine WIG-Nachbearbeitung notwendig. WIG-geschweißte Stähle erreichten die geforderte Nahtgeometrie selbst ohne Nachbearbeitung. Eine Verbesserung der Schweißnahtparameter war durch die Optimierung der Schweißparameter in beiden Fällen möglich.

Eine Korrelation zwischen Nahtgeometrie und Schwingfestigkeit ist bei den Überlappstößen erkennbar. Neben der steigenden Schwingfestigkeit kann ein Abflachen der Wöhlerkurve im Zeitfestigkeitsbereich beobachtet werden. Ebenfalls zeigt sich das WIG Aufschmelzen als eine effektive Methode zur Steigerung der Schwingfestigkeit. Dabei konnten ähnliche Nahtgeometrien und Schwingfestigkeitswerte wie bei der WIG-HD Schweißung erreicht werden. Somit ist es besonders bei mehrlagigen Verbindungen sinnvoll die Effizienz des MAG schweißen zu nutzen, um anschließend die gute Nahtgeometrie durch eine WIG Nachbearbeitung zu erhalten. Damit ist eine erhebliche Steigerung der Schwingfestigkeit bei einer effizienten Schweißung möglich. Neben der Nahtgeometrie weist auch die Festigkeit der Stähle einen großen Einfluss auf die Schwingfestigkeit auf. Die Schwingfestigkeit des S420MC liegt bei gleichen Bedingungen deutlich unter der Schwingfestigkeit des höherfesten Stahles CPW800. Das Potenzial des höherfesten Stahles konnte jedoch nur genutzt werden, wenn die Nahtgeometrie einen Nahtflankenwinkel $>$

160° und Kerbradien > 2 mm aufweist. Weiterhin ist das Potenzial von hochfesten Stählen erst sinnvoll nutzbar, wenn der Versagensort am Schweißnahtübergang liegt. Liegt der Versagensort in der Nahtwurzel, ist der positive Einfluss auf die Schwingfestigkeit durch eine gute Nahtgeometrie und dem Einsatz des höherfesten Stahles nur bedingt nutzbar.

Einen ebenfalls positiven Einfluss hatte die Nachbehandlung durch Kugelstrahlen gezeigt. Hier konnten die Eigenspannungen vollständig in den Druckbereich verschoben werden. Die Schwingfestigkeit konnte dadurch um etwa 50 % gesteigert werden.

Bestehende Regelwerke und Normen basieren überwiegend auf den Ergebnissen von Stählen mit einer Streckgrenze $R_m < 355$ MPa. Eine Berücksichtigung der Nahtgeometrie oder der Festigkeit geschweißter Stähle wird dabei nicht ausreichend vorgenommen. Die Versuchsergebnisse zeigen, dass hier weitere Unterteilungen sinnvoll sind. Anhand der verglichenen Strukturdetails aus den IIW-Empfehlungen, wird für beide Verbindungen eine einheitliche Festigkeitsklasse von FAT63 angenommen. Diese Festigkeitsklasse ist jedoch bei einer guten Nahtgeometrie und dem Einsatz eines hochfesten Stahles als sehr konservativ anzusehen. Besonders an Überlappstößen konnten weit höhere Schwingfestigkeiten von $\Delta\sigma_{97,5\%} = 548$ MPa (FAT 422) erreicht werden. Neben der höheren Schwingfestigkeit ist ebenfalls die Steigung zu berücksichtigen. Die in bestehenden Regelwerken festgelegte Steigung von $k=3$ konnte nicht bestätigt werden. Es empfiehlt sich hier ebenfalls die Regelwerke diesbezüglich genauere zu unterteilen. Zu berücksichtigen ist dabei jedoch der geringe Versuchsumfang in diesem Forschungsprojekt. Für eine statistische Absicherung der Ergebnisse sind weitere Untersuchungen durchzuführen.

4 An der SLV Halle durchgeführte Arbeiten

Im Anwendungsbereich Mobilkranbau erfolgten die Untersuchungen an Blechdicken von $t = 10$ mm und zwei unterschiedlichen Probenformen. An beiden Versuchskörpern wurden schweißtechnische Untersuchungen durchgeführt, mit denen angestrebt wurde, eine für die Schwingfestigkeit dieser Verbindungen optimale Nahtgeometrie (große Nahtübergangsradien, geringe Nahtanstiegswinkel) einzustellen. Als Referenz dienten von einem PbA-Mitglied bereitgestellte Versuchskörper mit zugehörigen Schweißanweisungen – WPS – (siehe Anhang).

4.1 Grundwerkstoff

Als Versuchswerkstoff wurde ein S960QL eingesetzt, welcher im Mobilkranbau sehr häufig zum Einsatz kommt. Beim Stumpfstoß wurden teilweise auch Referenzproben aus S355MC bereitgestellt und den geplanten werkstofftechnischen Untersuchungen unterzogen. Da für den verwendeten Grundwerkstoff S960QL ein Abnahmeprüfzeugnis nach DIN EN 10204 – 3.1 [DIN10204] vorlag, wurden die chemische Zusammensetzung bzw. die mechanischen Eigenschaften nicht nochmal überprüft. Das Abnahmeprüfzeugnis ist dem Anhang beigefügt.

4.2 Optimierung des Fertigungsprozesses

Im Rahmen der Schweißprozessoptimierung wurden schweißtechnische Möglichkeiten zur gezielten Verbesserung der Nahtgeometrie an Probekörpern untersucht. Hierbei wurden folgende unterschiedlichen Verfahrensvarianten untersucht.

- a) Unbehandelt:
Durch Industrievertreter des PbA wurden Referenzproben laut firmenspezifischen WPS´sen hergestellt und im unbehandelten geschweißten Zustand zur Verfügung gestellt.
- b) Ausschleifen der Nahtübergangsradien:
Das Ausschleifen der Nahtübergangsradien ist eine im industriellen Bereich sehr häufig angewandte Methode, die Schwingfestigkeit zu steigern. Hierfür wird mit einem Schleifer die Nahtübergangskerbe entfernt und ein milder Nahtübergangsradius eingestellt. Hierdurch wird die Spannungskonzentration an dieser Stelle signifikant reduziert und dadurch eine Schwingfestigkeitsverbesserung vorgenommen.
- c) Schweißprozessoptimierung:
Durch eine gezielte Anpassung von Schweißprozessparametern bzw. der Wahl und Gestaltung des MAG-Prozesses sollte geklärt werden, ob sich schwingfestigkeitsrelevante Nahtgeometrieoptimierungen erreichen lassen, z.B. einen Nahtübergangswinkel $> 160^\circ$ bzw. der Kerbradius.
- d) Induktive Vorwärmung und Wärmebehandlung:
Der Vorteil der induktiven Erwärmung liegt darin, dass durch auf das zu erwärmende Bauteil angepasste Induktoren die Wärme direkt im Material erzeugt wird, was einen hohen Wirkungsgrad bei niedrigen Energiekosten zur Folge hat. Durch einen kontrollierbaren Induktionsprozess dient dieses Verfahren entweder zur Beseitigung eines groben oder ungleichmäßigen Gefüges (Normalglühen) oder zur Minimierung bzw. Beseitigung innerer Spannungen (Spannungsarmglühen) als Wärmenachbehandlung. Beim Einsatz der Induktion als Vorwärmung galt es zu ermitteln, inwieweit eine höhere Vorwärmtemperatur

in Verbindung mit höherer Schweißgeschwindigkeit und angepassten Schweißprozessparametern Auswirkungen auf die Schwingfestigkeit haben.

e) Hochfrequentes

Hämmern:

Mit dieser Verfahrensvariante kann bei vielen Konstruktionen die Lebensdauer gesteigert werden. Das hochfrequente Hämmern ist insbesondere bei dickeren Blechen universell einsetzbares Verfahren, welches trotz geringen technischen Aufwands hohe Reproduzierbarkeit aufweist. Durch den Einsatz am Nahtübergang werden eine Verringerung der Kerbwirkung und eine Kaltverfestigung erzielt sowie Druckeigenspannungen erzeugt.

Aufgrund der umfangreichen Untersuchungsergebnisse am ifs Braunschweig zum Reinigungsstrahlen wurde in Absprache mit dem PbA die Versuchsreihe durch das induktive Vorwärmen ersetzt.

4.2.1 Probengeometrie

In Absprache mit den Industrievertretern aus dem PbA wurde die Nahtvorbereitung des Stumpfstoßes der Probenform 1 zu einer V-Naht abgeändert, da die angedachte Doppel-V-Naht in der anzuwendenden Blechdicke kaum angewendet wird. In Bezug auf die zur Verfügung gestellten WPS'sen (siehe Anhang) betrug der Nahtöffnungswinkel 50° und die Ausführung erfolgte mit einer Gegenlage. Die schweißtechnische Umsetzung der Probenherstellung erfolgte in Arbeitsposition PA. Die Probenlänge betrug jeweils 400 mm. **Abbildung 34** zeigt die Nahtvorbereitung des Stumpfstoßes und in **Abbildung 35** ist schematisch der Lagenaufbau und die Schweißreihenfolge dargestellt.

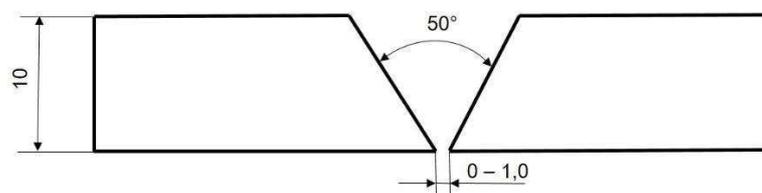


Abbildung 34: Schweißnahtvorbereitung Stumpfstoß V-Naht

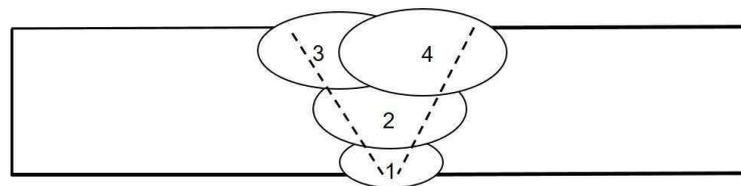


Abbildung 35: Schematischer Lagenaufbau und Schweißreihenfolge am Stumpfstoß mit V-Naht und Gegenlage

Für die Probenform 2 wurde ein T-Stoß mit einlagiger Doppelkehlnaht festgelegt. Ebenso in Orientierung an eine bereitgestellte WPS wurde für die Blechdicke von $t = 10$ mm eine Kehlnahtdicke a_5 gefordert. Die Referenzproben laut WPS wurden in der Arbeitsposition PB geschweißt, wobei für die Schweißprozessoptimierungen auch Versuche in Arbeitsposition PA erfolgten. Die Probenform 2 ist in **Abbildung 36** dargestellt.

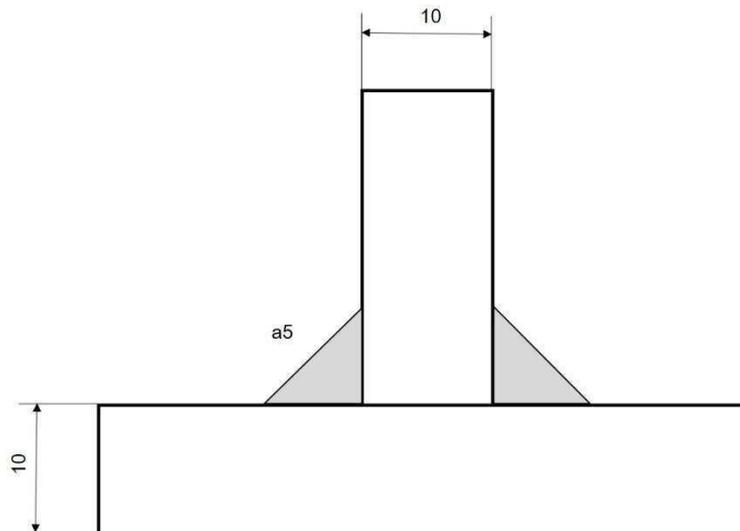


Abbildung 36: Probenform 2 - T-Stoß mit einlagiger Doppelkehlnaht

4.2.2 Versuchsplanung

Zum Projektstart wurde der geplante Versuchsumfang in Abstimmung mit dem PbA aufgestellt. Dabei wurde das Reinigungsstrahlen durch die Versuchsreihe „Induktives Vorwärmen“ ersetzt. Weiterhin wurde während der Projektbearbeitung die Versuchsreihe PH10 (S960QL; T-Stoßes; Arbeitspositionen PB) um die Arbeitsposition PA erweitert. Die Kurzbezeichnung „Tm“ (Bsp. PH10ATm) gibt den Hinweis, dass aufgrund von zu starkem Winkelverzug der T-Stöße die Prüfkörper mechanisch gerichtet wurden. Der Buchstabe „A“ verweist auf die Arbeitsposition PA und „B“ auf PB. Hieraus ergibt sich die Versuchsmatrix, wie sie in **Tabelle 7** zu sehen ist.

Tabelle 7: Versuchsmatrix an MAG-geschweißten Grobblechen aus S960QL und S355MC mit t = 10 mm

Nr.	Proben-bezeichnung	Probe	Werkstoff	Stoßart	Art der Behandlung
1	PH01	Referenzprobe	S960QL	Stumpfstoß	unbehandelt
2	PH02	Referenzprobe			Nahtübergänge ausschleifen
3	PH03	Referenzprobe	S355MC		unbehandelt
4	PH04	Referenzprobe			Nahtübergänge ausschleifen
5	PH05 / PH05E	Vergleichsprobe	S960QL		Variation des Kerbradius (Anpassung der Schweißprozessparameter)
6	PH06	Vergleichsprobe			Induktives Vorwärmen
7	PH07	Vergleichsprobe			Induktive Wärmenachbehandlung
8	PH08	Vergleichsprobe			Hochfrequentes Hämmern
9	PH09	Referenzprobe			T-Stoß

10	PH10ATm	Vergleichsprobe	Variation des Kerbradius (Pos. PA) (Anpassung der Schweißprozessparameter)
10	PH10BTm	Vergleichsprobe	Variation des Kerbradius (Pos. PB) (Anpassung der Schweißprozessparameter)
11	PH11Tm	Vergleichsprobe	Induktives Vorwärmen
12	PH12Tm	Vergleichsprobe	Induktive Wärmenachbehandlung
13	PH13Tm	Vergleichsprobe	Hochfrequentes Hämmern

Die aus den schweißtechnischen Untersuchungen an den Versuchskörpern resultierenden herstellungsabhängigen Nahtgeometrieparameter wurden bestimmt. Dies erfolgte durch Makroschliffe und Vermessungen mittels Profilmeter. An den Makroschliffen durchgeführte Härtemessungen dienten der Überprüfung der zulässigen Härte in HV10 und damit der Bewertung der gewählten Wärmeführung bzw. der gemessenen Abkühlzeiten $t_{8/5}$. Zudem wurden an den Nahtübergängen die wirksamen Schweißspannungen röntgenographisch ermittelt.

4.3 Probenherstellung

4.3.1 Technische Ausstattung und Randbedingungen

Die schweißtechnische Probenherstellung erfolgt vollmechanisch in den Arbeitspositionen PA bzw. PB, wofür ein Versuchsstand an einem gesteuerten 3-Achs-Linearportal einschließlich entsprechender Spannvorrichtungen zur Bauteilaufnahme aufgebaut wurde. Für die Durchführung der Schweißversuche wurde durch die Firma Carl Cloos Schweißtechnik GmbH eine MSG-Stromquelle „Qineo Champ 450“ bereitgestellt. In Absprache mit dem PbA wurden keine herstellereinspezifischen Prozessregelvarianten eingesetzt, sondern nur ein Standard- und Impulsprozess als Gleichstrom (DC+). Zudem wurden alle Schweißprozessparameter mit einem „WeldAnalyst“ der Firma HKS Prozesstechnik GmbH messtechnisch dokumentiert. Zusätzlich wurden mit einem Thermointerface teilweise die Abkühlzeiten $t_{8/5}$ der Schweißraupen mittels Thermoelementen gemessen.

In Bezug auf die zugrundeliegenden WPS'en wurden laut **Tabelle 8** folgende Zusatzwerkstoffe, Hilfsstoffe und Randbedingungen angewandt.

Tabelle 8: Verwendeter Zusatzwerkstoff und Schutzgas

Grundwerkstoff	S355MC	S960QL
Zusatzwerkstoff	DIN EN ISO 14341-A G 46 4 M21 4Si1 [DIN14341] ESAB AristoRod 12.63; Ø1,2 mm	DIN NEN ISO 16834-A G89 6 M21 Mn4Ni2CrMo [DIN16834] Voestalpine Union X90; Ø1,2 mm
Schutzgas	DIN EN ISO 14175 – M21 – ArC – 18 [DIN14175]	
Schutzgasmenge	16 l/min	

Stromkontakt- rohrabstand K_A	15 mm
------------------------------------	-------

Für die Versuchsreihen mit induktiver Vorwärmung und Wärmenachbehandlung wurde eine vorhandene Induktionsanlage „Alesco A4000“ mit maximal 18 kW Leistung eingesetzt. Ein festgelegter Induktor mit 60 mm Feldverstärker wurde durch die Firma VauQuadrat GmbH zur Verfügung gestellt. **Abbildung 37** zeigt eine beispielhafte Prüfkörperherstellung eines Stumpfstoßes in der Spannvorrichtung.



Abbildung 37: Beispielhafte Herstellung eines Stumpf- und T-Stoßes; teilweise $t_{8/5}$ -Messung mit Thermoelementen

4.3.2 Nahtprofilanalyse

Die Nahtprofilanalyse wurde mittels eines Profilschanners durchgeführt. Für die Messungen / Scans wurden fertig herausgearbeitete Schwingproben verwendet (siehe Kapitel 4.5). Es wurden jeweils die Decklagen- und Kapplagenseite bei jeder Probe der verschiedenen Testserien vermessen. Weitere Angaben zum Messprozess sind **Tabelle 9** zu entnehmen.

Tabelle 9: Spezifikationen der 3D Oberflächenvermessung

Prüfverfahren:	Optische Oberflächencharakterisierung
Zielstellung der Prüfung:	Bestimmung der Oberflächentopographie und Vermessung
Variante/Methode:	Optische Triangulation mittels Projektor/dual-Kamera-System
Prüfgerät:	Profilometer VD5000
Hersteller:	Keyence

Abbildung 38 und **Abbildung 39** zeigen beispielhaft jeweils eine T-Stoß- und Stumpfstoßprobe im Messgerät.

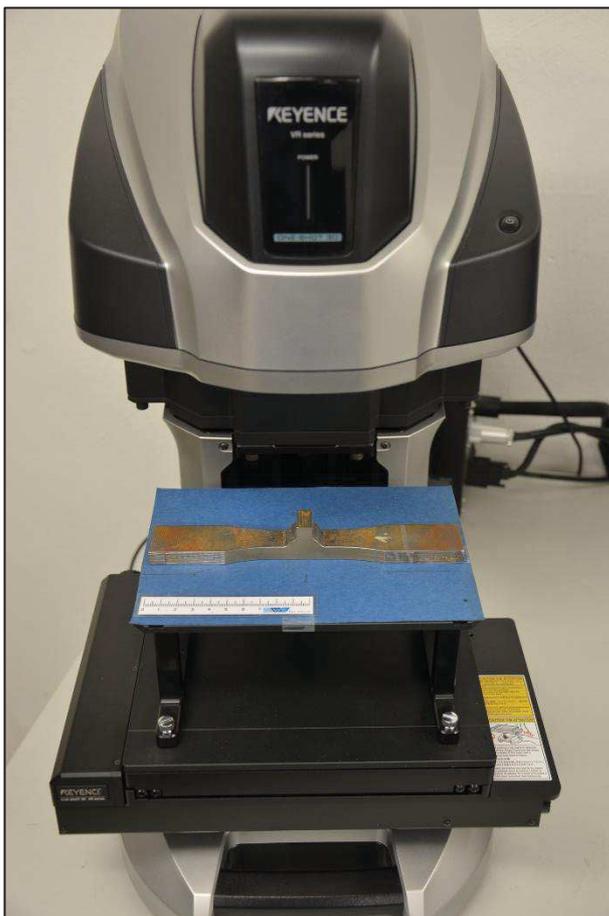


Abbildung 38: Probe im Prüfgerät - T-Stoß



Abbildung 39: Probe im Prüfgerät - Stumpfstoß

Die Messmethode beruht auf dem Prinzip der optischen Triangulation. Dabei wird während der Messung durch den Projektor ein Streifenmuster auf die Oberfläche des Messobjekts projiziert und dabei durch die Geometrie gebrochen. Dieses wird durch zwei Kameras erfasst. Mittels Triangulierung werden durch die Software für jede einzelne Messung hochgenaue 3D-Punkte berechnet. Die Positionierung der Probe erfolgt über einen XY-Tisch. Aus den aufgenommenen Einzelpunkten wird in der Software ein 3D-Oberflächenmodell erstellt, an dem hochpräzise Messungen / Auswertungen von Geometriekeigenschaften durchgeführt werden können.

Die ausgewerteten Nahtgeometrieigenschaften (Kantenversatz, Winkelverzug, Nahtübergangswinkel, Nahtübergangsradius und Nahtüberhöhung) wurden jeweils an einer gemittelten Profillinie (bestehend aus 15 Einzelprofilinien mit 1 mm Abstand) ausgewertet (siehe **Abbildung 40**)

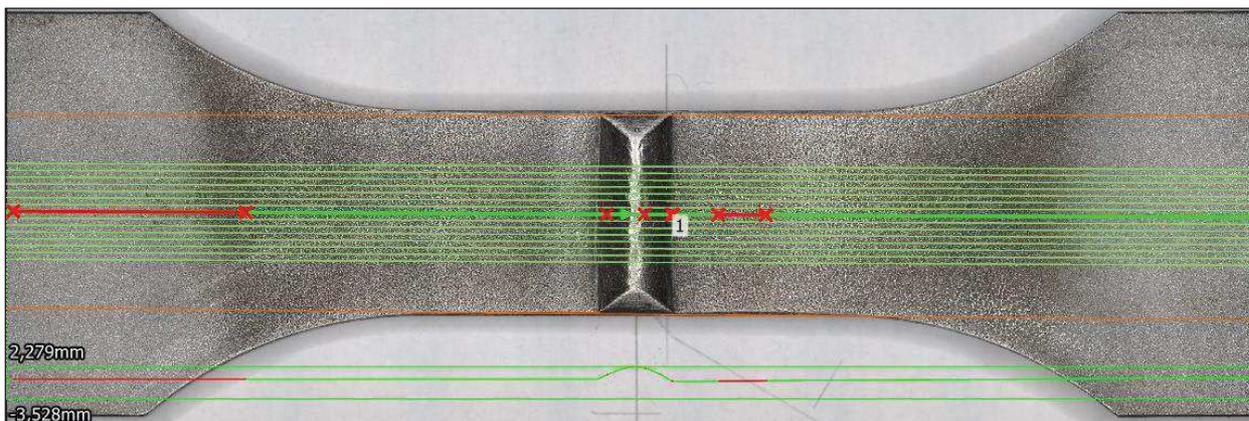


Abbildung 40: Beispiel für gemittelte Profillinien auf einer Stumpfnahtprobe

Abbildung 41 bis **Abbildung 44** zeigen beispielhaft die Ausgewerteten Eigenschaften im Detail. Die Nahtüberhöhung, der Kantenversatz und der Winkelverzug konnten automatisiert bei den Proben bestimmt werden. Winkel und Radien in den Nahtübergangsbereichen wurden manuell mit den gegebenen Softwaretools der Messsoftware bestimmt / ausgewertet. Dabei wurde ein Bereich von ca. 1 mm links und rechts des Nahtübergangs in die Auswertung einbezogen.

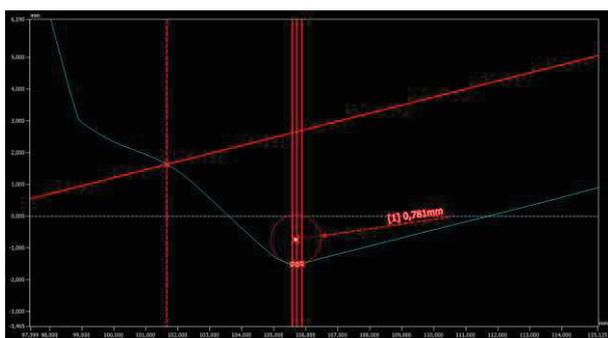


Abbildung 41: Auswertebeispiel für den Nahtübergangsradius - T-Stoß

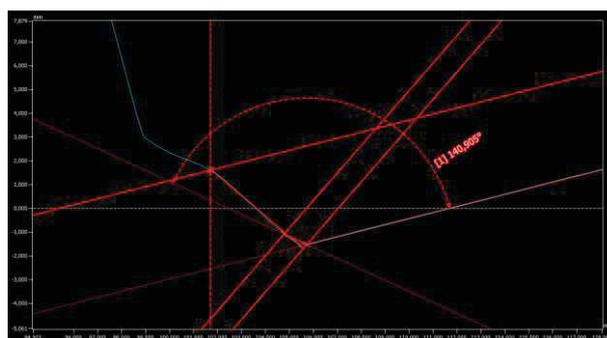


Abbildung 42: Auswertebeispiel für den Nahtübergangswinkel - T-Stoß

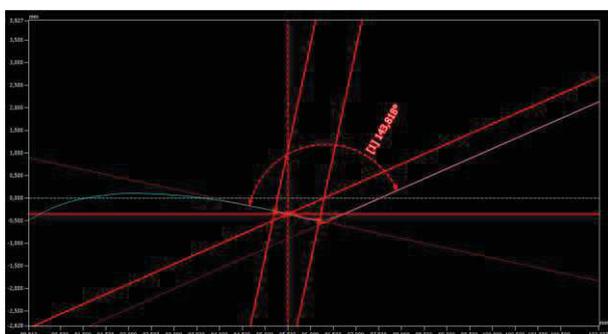


Abbildung 43: Auswertebeispiel für den Nahtübergangsradius - Stumpfstoß

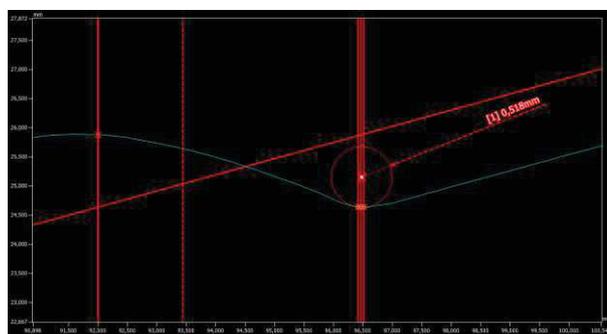


Abbildung 44: Auswertebeispiel für den Nahtübergangswinkel - Stumpfstoß

4.3.3 Schweißprozessoptimierung

- Stumpfstoß (PH05 / PH05E)

Für die Versuchsreihe PH05 wurden im Rahmen von Auftragsschweißungen die Dimensionen geometrischer Kenngrößen durch ausgewählte Prozessparameter-anpassungen für die nachgebildeten Decklagen der V-Naht ermittelt. Die Parameteranpassungen betrafen dabei den Brennerneigungswinkel (neutral und stechend), die Schweißgeschwindigkeit, die Lichtbogenspannung (Lichtbogenlängenkorrektur – LK) und die Lichtbogenart (Standard – SLB, Impuls – ILB). Die Drahtvorschubgeschwindigkeit v_D von 8,0 m/min wurde konstant gelassen. In **Tabelle 10** sind die Auftragsschweißungen mit den gewählten Änderungen der Prozessparameter aufgeführt.

Tabelle 10: Vorversuche zur Prozessparameteranpassung für die Stumpfnah (PH05)

Nr.	I_s [A]	U_s [V]	v_s [cm/min]	LK	Brennerneigungswinkel [°]	Probe	Lichtbogenart	Bemerkungen	Änderungen
1	204	29,6	47	0	0	VU_Pr-01	ILB	nach WPS	-
2	206	31,2		-20		VU_Pr-02		$U_s \uparrow$	
3	209	32,8		-40		VU_Pr-03		ungleichmäßige Nahtbreite	$U_s \uparrow$
4	202	29,6		0	5 - stechend	VU_Pr-04		stechend	
5	206	29,4			10 - stechend	VU_Pr-05		stechend	
6	206	29,5	42	0	0	VU_Pr-06		$v_s \downarrow$	
7	205	29,4	37			VU_Pr-07		$v_s \downarrow$	
8	235	25,8	47			-40		VU_Pr-08	Lichtbogenart
9	252	30,4		VU_Pr-09	etwas mehr Spritzer			Lichtbogenart + $U_s \uparrow$	
10	206	31,0		-20	10 - stechend			VU_Pr-10	ILB

Anschließend wurden die geometrischen Daten mittels Profilometer vermessen und ausgewertet (**Tabelle 11**). Die farbliche Gestaltung diente der theoretischen Abschätzung von kritischen Messergebnissen im Vergleich zu Probe VU_Pr-01. Zudem zeigt **Abbildung 45** exemplarisch die Ermittlung der geometrischen Messgrößen.

Tabelle 11: Auswertung der Profildaten der Auftragschweißungen

Probe	Messergebnis Profil		
	Nahtüberhöhung	Kerbradius	Nahtübergangswinkel
	1 mm	2 mm	1 °
VU_Pr-01	2,845	2,391	143,068
VU_Pr-02	2,854	1,789	146,327
VU_Pr-03	2,989	1,404	144,891
VU_Pr-04	2,924	1,539	142,792
VU_Pr-05	2,864	2,496	144,690
VU_Pr-06	3,099	1,767	140,243
VU_Pr-07	3,299	1,316	138,501
VU_Pr-08	3,219	1,015	126,408
VU_Pr-09	2,736	2,322	144,074
VU_Pr-10	2,757	0,317	144,328

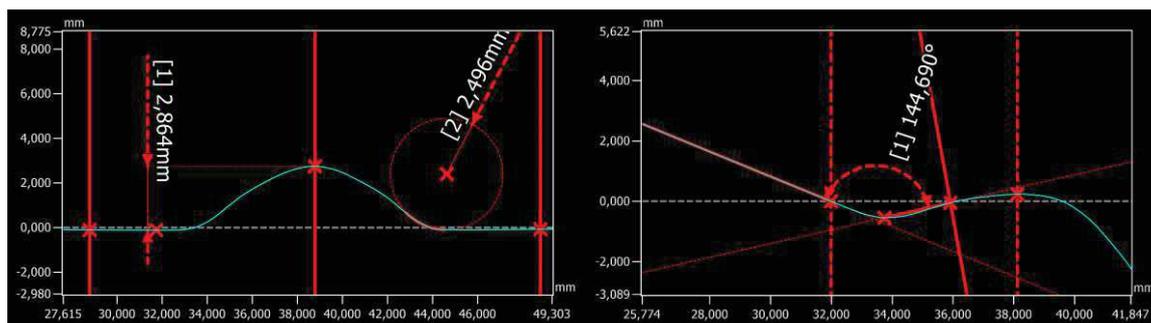


Abbildung 45: Ermittlung der geometrischen Messgrößen

Anhand der Ergebnisse wurde die Prozessparameteranpassung von 10° stechender Brennerneigung der Probe VU_Pr-05 für die Erstellung der Stumpfstöße vorerst festgelegt. Dies betraf die Gegenlage und die beiden Raupen der Decklage. An der Probe VU_Pr-05 wurde sowohl ein größerer Kerbradius und Nahtübergangswinkel gemessen.

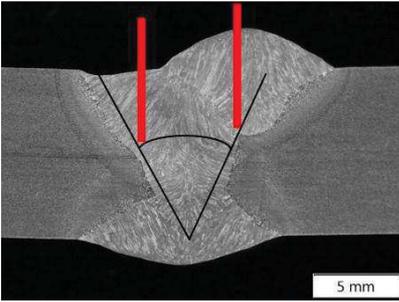
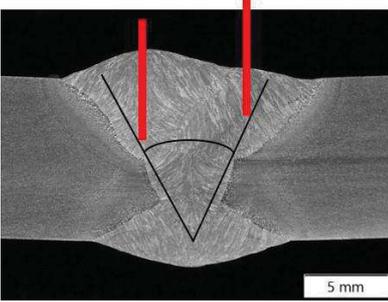
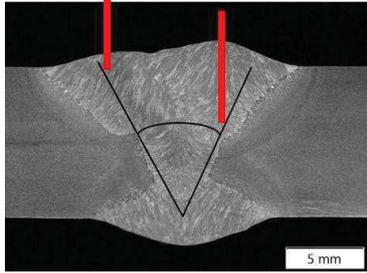
Die ersten Prüfkörper wurden mit den nachstehenden Prozessparametern in Strichraupentechnik geschweißt und autogen vorgewärmt (**Tabelle 12**). Im Gegensatz zur WPS wurde ein Spalt $b = 0$ mm gewählt, da im ersten Versuch die Gegenlage bei 1 mm durchgefallen ist. Die Zwischenlagentemperatur T_z wurde der Vorwärmtemperatur T_v gleichgesetzt.

Tabelle 12: Prozessparameter für die ersten Prüfkörper der Versuchsreihe PH05

Nr.	I_s [A]	U_s [V]	v_D [cm/min]	v_s [cm/min]	LK	Brennerneigungswinkel [°]	Vorwärmtemperatur T_v [°C]	Lichtbogenart	Lagen
1	150	26,0	5,0	30	0	10 – stechend	120	ILB	Gegenlage
2	253	26,3	8,3	50		neutral			Wurzellage
3	220	29,0	8,0	47		10 - stechend			Decklage 1
4	220	29,0	8,0	47		10 - stechend			Decklage 2

Die Ergebnisse der anschließenden Schwingfestigkeiten lagen niedriger im Vergleich zur Referenzprobe PH01. Ursachen könnten dabei im Unterschied des Kerbradius zwischen Vorversuchen (Auftragsraupen) und den eigentlichen Prüfkörpern liegen. Zudem lag auch ein Winkelverzug an den Schwingproben vor. Weiterhin stellte sich heraus, dass die Referenzproben in der Gegenlage mit Pendelung ausgeführt wurden und der Einfluss dieser Nahtausführung nicht abgeschätzt werden konnte. Daraufhin erfolgte in Absprache mit dem PbA eine Anpassung der Prozessparameter mit Ausführung der Gegenlage in Pendeltechnik zum Erstellen einer zweiten Versuchsreihe PH05E. Es erfolgten nun direkt Vorversuche der Gegenlage zur Ermittlung geeigneter Pendelparameter in Kombination mit den Schweißprozessparametern unter Berücksichtigung des Spaltes b . Zur deutlichen Minimierung des abschließenden Winkelverzuges wurde eine Winkelvorgabe von $1,5^\circ$ gewählt. Des Weiteren wurde überprüft, welchen Einfluss die Drahtposition auf die Nahtgeometrie im Decklagenbereich hat, um auch doch einen möglichst großen Kerbradius und Nahtübergangswinkel zu erzielen. **Tabelle 13** zeigt an 3 Positionen die Auswirkungen in der Drahtposition im Decklagenbereich der Stumpfnäht. Zudem führte die Ausführung der Gegenlage in Pendeltechnik bei einem vergrößerten Spalt b auch zu einer deutlich flacheren Nahtausbildung.

Tabelle 13: Einfluss der Drahtposition auf die Nahtgeometrie im Decklagenbereich

Position 1 DL1 DL2 	Position 2 DL2 DL1 	Position 3 DL1 DL2 
Decklagenunterwölbung (Kerbe)		
Zunahme der Nahtbreite →		
Verringerung der Nahtüberhöhung →		

Abschließend wurden die Prüfkörper der zweiten Versuchsreihe PH05E unter gleichen Randbedingungen wie PH05, aber mit den nachstehenden Prozessparametern in Pendeltechnik und der Drahtposition 3 für den Decklagenbereich geschweißt (**Tabelle 14**). Der Winkelverzug aller Prüfkörper für PH05E lag abschließend bei $\leq 0,6^\circ$.

Tabelle 14: Prozessparameter für die zweiten Prüfkörper der Versuchsreihe PH05E

Nr.	I_s [A]	U_s [V]	v_D [cm/min]	v_s [cm/min]	LK	Spalt b [mm]	Brennerneigungs-Winkel [°]	Pendelbreite [mm]	Pendelgeschwindigkeit [cm/min]	Lichtbogenart	Lagen
1	150	26,0	5,0	30	0	0,7 – 1,0	10 – stechend	6	140	ILB	Gegenlage
2	255	26,3	8,3	50			neutral			SLB	Wurzellage
3	220	29,0	8,0	47			10 - stechend			ILB	Decklage 1
4	220	29,0	8,0	47			10 - stechend			ILB	Decklage 2

- T-Stoß (PH10ATm / PH10BTm)

Im Gegensatz zur Stumpfnahtr betrafen die Vorversuche zur Parameteranpassungen nur einlagige Kehlnähte. Die gewählten Parameteranpassungen betrafen neben der Arbeitsposition den Brennerneigungswinkel (neutral und stechend), die Schweißgeschwindigkeit, die Lichtbogen-spannung (Lichtbogenlängenkorrektur – LK) und die Lichtbogenart (Standard – SLB, Impuls – ILB) sowie die Drahtvorschubgeschwindigkeit. In **Tabelle 15** sind die Vorversuche mit den gewählten Änderungen der Prozessparameter aufgeführt.

Tabelle 15: Vorversuche zur Prozessparameteranpassung für die Kehlnahtr (PH10ATm / PH10BTm)

Nr.	I_s [A]	U_s [V]	v_D [m/min]	v_s [cm/min]	LK	Brenneranstell-winkel [°]	Brennerneigungs-winkel [°]	Lichtbogenart	Position	Bemerkungen	Änderungen	
1	268	31,5	8,4	35	-40	40	0	SLB	PB		$U_s \uparrow$	
2	263	28,6		30	-20					überwölbt	$v_s \downarrow$	
3	240	26,3	7,5	30	-40					überwölbt	$v_D \downarrow, v_s \downarrow$	
4	241	28,1								$v_D \downarrow, v_s \downarrow, U_s \uparrow$		
5	226	31,2	8,4	35	-20					Lichtbogenart		
6	241	34,1	9,0	35	-40					ILB	a-Maß zu klein	$v_D \uparrow, U_s \uparrow$, Lichtbogenart
7	254	34,4	9,5								relativ groß	$v_D \uparrow, U_s \uparrow$, Lichtbogenart

8	248	34,2	9,2								$v_D \uparrow, U_s \uparrow$, Lichtbogenart
9	255	28,9			-20						stechend
10	261	31,6	8,4		-40		5° - stechend	SLB			stechend, $U_s \uparrow$
11	221	31,3			-20						stechend, Lichtbogenart
12	248	34,4	9,2		-40			ILB			$v_D \uparrow, U_s \uparrow$, stechend, Lichtbogenart
13	259	28,7			-20					ggf. vorlaufendes Schmelzbad	stechend
14	263	31,6	8,4		-40		10° - stechend	SLB		gut	$U_s \uparrow$, stechend
15	227	31,1			-20						stechend, Lichtbogenart
16	250	34,1	9,2		-40			ILB			$v_D \uparrow, U_s \uparrow$, stechend, Lichtbogenart
17	258	28,7			-20						Position
18	260	31,6	8,4				0	SLB		leicht überwölbt	$U_s \uparrow$, Position
19	251	34								eben	$v_D \uparrow, U_s \uparrow$, Lichtbogenart, Position
20	257	33,9	9,2		-40	0	5° - stechend	ILB		eben	$v_D \uparrow, U_s \uparrow$, stechend, Lichtbogenart, Position
21	266	31,5	8,4					SLB		eben	$U_s \uparrow$, stechend, Position

Nach vergleichender Auswertung der geometrischen Daten der 3D-Vermessung wurden die Prozessparameteranpassungen der Arbeitspositionen PA (Nr. 18) und PB (Nr. 10) für die Herstellung der Prüfkörper PH10ATm und PH10BTm festgelegt und angewandt (**Tabelle 16**).

Tabelle 16: Prozessparameter für die Prüfkörper der Versuchsreihen PH10ATm und PH10BTm

Versuchsreihe	I_s [A]	U_s [V]	v_D [m/min]	v_s [cm/min]	LK	Brenneranstellwinkel [°]	Brennerneigungswinkel [°]	Lichtbogenart	Position	Vorwärmtemperatur T_v [°C]
PH10BTm	261	31,6	8,4	35	-40	40	5° - stechend	SLB	PB	90
PH10ATm	260	31,6				0	-		PA	

4.3.4 Induktives Vorwärmen

Durch den Einsatz simultaner induktiver Vorwärmung sollte erprobt werden, ob in Verbindung mit Erhöhung der Schweißgeschwindigkeit Effekte in der äußerlichen Nahtgeometrie erzielen lassen, welche die Schwingfestigkeiten positiv beeinflussen. Da die Gegenlage als Stützlage für die Wurzellage agiert, ist das Prozessfenster für eine Erhöhung der Schweißgeschwindigkeit zu gering. Die Gegenlage sollte nicht durchfallen, aber einen leichten Durchhang aufweisen, um eine fehlerfreie Anbindung der Wurzellage zu gewährleisten. Daher wurde eine Erhöhung der Schweißgeschwindigkeit nur für die Wurzellage und Decklagen angestrebt.

Stumpfstoß (PH06)

Im ersten Schritt wurden anzuwendende Induktionsparameter (Induktionsleistung P_i und Vorschubgeschwindigkeit v_s) für einen Induktorabstand zum Bauteil von $a = 1$ mm ermittelt und deren erzielbare Vorwärmtemperaturen verteilt über die Blechdicke. Unter Betrachtung der notwendigen Prozessstabilität des nachfolgenden MSG-Prozesses sollten die Vorschubgeschwindigkeiten 60 cm/min nicht überschreiten. Mittels Bohrlochmethode im Flankenbereich der V-Naht erfolgten bei einer Probenlänge von 400 mm an zwei Messstellen Temperaturmessungen mittels Thermoelemente. Messstelle 1 wurde nach 100 mm platziert und Messstelle 2 nach 200 mm. Je Messstelle wurden 4 Bohrungen (Tiefe 2, 4, 6, und 8 mm) in linearen Verlauf zur Schweißrichtung eingebracht (**Abbildung 46**).



Abbildung 46: Probenvorbereitung zur Temperaturmessung bei induktiver Vorwärmung (Stumpfstoß)

Unter Berücksichtigung der werkstoffspezifischen Eigenschaften muss die angestrebte Vorwärmtemperatur bei erhöhter Schweißgeschwindigkeit ebenfalls angepasst werden. Es wurde daher eine Vorwärmtemperatur von 200 – 250 °C vorerst festgelegt anzustreben. **Abbildung 47** zeigt den Versuchsstand zur Ermittlung erzielbarer Vorwärmtemperaturen unter Einsatz der induktiven Vorwärmung.



Abbildung 47: Vorversuche zur Parameterermittlung für das induktive Vorwärmen

Die Auswertung der erzielten Temperaturen erfolgte für eine Annahme des Abstandes des nachlaufenden Schweißbrenners von 50 und 70 mm. Für diese Abstände zeigte sich eine relativ gleichmäßige Verteilung der erzielbaren Vorwärmtemperaturen. Die gemittelten Temperaturen T1 und T2 für einen zeitlich nachlaufenden Schweißbrenner mit Abstand zum Induktor von 50 und 70 mm sind in **Tabelle 17** aufgeführt.

Tabelle 17: Erzielte gemittelte Vorwärmtemperaturen am Stumpfstoß

Leistung P _i [%]	v _s [cm/min]	Nachlauf Schweißbrenner	T [°C] Schweißbrenner an Messstelle 1	T [°C] Schweißbrenner an Messstelle 2	ΔT _{Mittel} [°C]
			T _{1Mittel} [°]	T _{2Mittel} [°]	

100	40	50 mm	317,3	302,1	15,2
100	50		277,5	269,7	7,9
100	60		256,7	242,2	14,5
80	30		277,1	269,5	7,6
80	40		242,8	233,7	9,2
80	50		215,6	208,6	7,1
80	60		187,7	187,2	0,5
60	30		124,4	120,2	4,3
60	40		110,4	104,1	6,3
60	50		100,1	96,4	3,7
60	60		87,3	86,6	0,7
100	40		70 mm	291,9	279,0
100	50	251,5		245,7	5,8
100	60	237,0		224,5	12,6
80	30	255,0		248,5	6,5
80	40	222,9		215,3	7,6
80	50	202,2		196,2	6,0
80	60	176,1		175,4	0,7
60	30	115,5		112,0	3,6
60	40	105,1		97,8	7,3
60	50	94,8		91,6	3,2
60	60	82,7		82,0	0,8

Für die schweißtechnische Herstellung der Prüfkörper PH06 wurden unter Berücksichtigung der jeweiligen Schweißraupe Induktionsleistungen von 80 und 100 % bei einem Induktorabstand von $a = 1 \text{ mm}$ und einer Vorschubgeschwindigkeit von 60 cm/min festgelegt.

Damit durch die Erhöhung der Schweißgeschwindigkeit keine zusätzlichen Schweißraupen notwendig sind, wurden die Schweißprozessparameter in Bezug auf Abschmelzleistung angepasst und laut **Tabelle 18** zur schweißtechnischen Herstellung der Prüfkörper der Versuchsreihe PH06 verwendet. Wie die Versuchsreihe PH05 wurde PH06 in Strichraupentechnik ausgeführt, da die Erkenntnisse zur eingesetzten Pendelung der Gegenlage erst im fortgeschrittenen Projektverlauf vorlagen.

Tabelle 18: Prozessparameter für die Prüfkörper der Versuchsreihen PH10a und PH10b

Nr.	I_s [A]	U_s [V]	v_D [cm/min]	v_s [cm/min]	LK	$t_{8/5}$ [s]	T_{Start} [°C]	P_1 [%]	a [mm]	Lichtbogenart	Lagen
1	135 - 140	26 - 26,5	5,0	30	0	8,9	RT	80	1	ILB	Gegenlage
2	270 - 275	31,5 - 32	10,0	60		10,2	50	100		SLB	Wurzellage
3	255 - 260	32 - 32,5	10,2	60		10,2	75	100		ILB	Decklage 1
4	255 - 260	32 - 32,5	10,2	60		10,6	85	80		ILB	Decklage 2

- T-Stoß (PH11Tm)

Identisch zu den Vorversuchen am Stumpfstoß wurden ebenso anzuwendende Induktionsparameter (Induktionsleistung P_1 und Vorschubgeschwindigkeit v_s) und deren erzielbaren Vorwärmtemperaturen ermittelt. Aus den Erkenntnissen, dass sich bei einer Blechdicke t_{10} nachlaufend

zeitnah eine gleichmäßige Temperaturverteilung über die Blechdicke einstellt, erfolgte die Temperaturmessung direkt auf der Blechrückseite an einer Messstelle in Probenmitte. In **Abbildung 48** ist schematisch und der reale Versuchsaufbau zur Temperaturmessung dargestellt. Der Induktor wurde dabei in einem Abstand a von 1 mm zu den Flanken geführt.

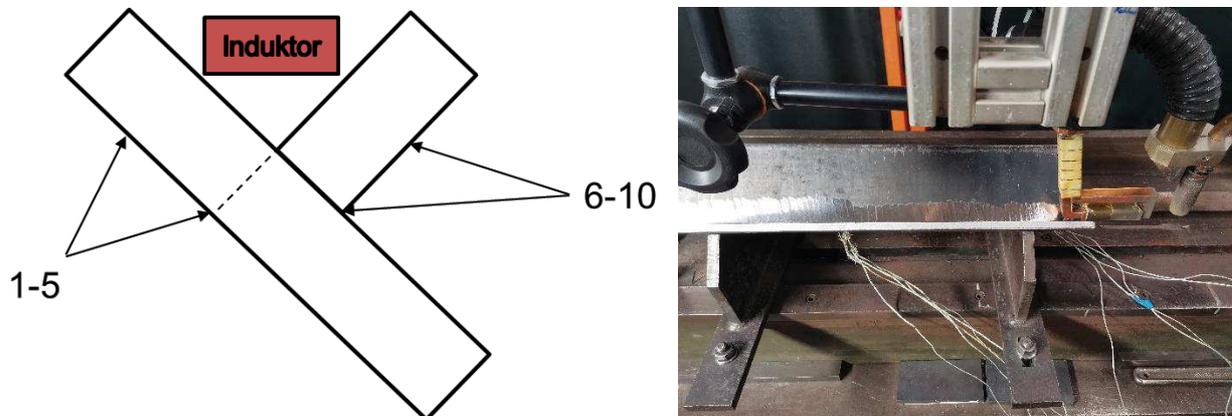


Abbildung 48: Schematische und reale Anordnung des Induktors für die Temperaturmessung (PH111Tm)

In den gekennzeichneten Bereichen 1-5 und 6-10 wurden je 5 Thermoelemente im Abstand von 5 mm angepunktet. Da der Induktor in der Nahtmitte einen größeren Abstand zur Bauteiloberfläche aufweist und somit die erzielbaren Temperaturen gegenüber dem Stumpfstoß vermutlich etwas niedriger ausfallen, wurde der Abstand zum Schweißbrenner ebenfalls auf 50 mm festgelegt. Genauso sollte bei erhöhter Schweißgeschwindigkeit auch eine Vorwärmtemperatur von 200 – 250 °C erzielt werden. Über die 10 Thermoelemente wurde mit 100% Induktionsleistung bei 50 mm Nachlauf eine gemittelte Vorwärmtemperatur von 209,4 °C erzielt, sodass diese Induktionsparameter für die Prüfkörper der Versuchsreihe PH111Tm angewandt wurden (**Abbildung 49**).

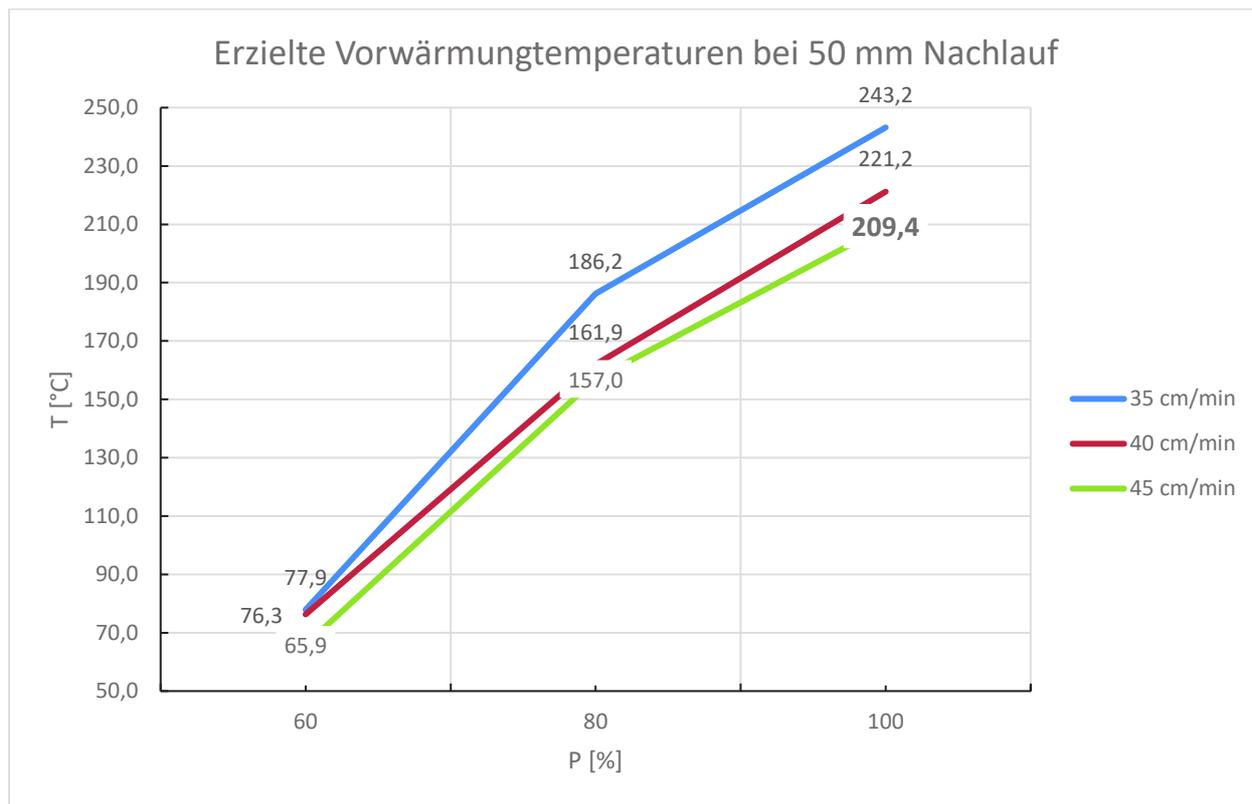


Abbildung 49: Erzielte gemittelte Vorwärmtemperaturen bei 50 mm Nachlauf am T-Stoß

Im folgenden Schritt wurden angepasste Schweißparameter für das Erreichen einer einlagigen Kehlnaht mit Nahtdicke a_5 bei einer Schweißgeschwindigkeit von 45 cm/min ermittelt. Die abschließend verwendeten Prozessparameter sind in **Tabelle 19** aufgeführt.

Tabelle 19: Prozessparameter für die Prüfkörper der Versuchsreihe PH11Tm

Nr.	I_s [A]	U_s [V]	v_D [cm/min]	v_s [cm/min]	LK	$t_{8/5}$ [s]	T_{Start} [°C]	P_1 [%]	a [mm]	Lichtbogenart	Lagen
1	260 - 270	30,5 - 31	9,0	45	-20	8,0	RT	100	1	SLB	Seite 1
2						8,2	50				Seite 2

Zur Absicherung der mechanisch-technologischen Gütewerte wurden genau wie bei den Stumpfstoßen die $t_{8/5}$ -Zeiten mittels Thermoelemente messtechnisch erfasst und sollten mindestens $> 5s$ sein. In **Abbildung 50** ist die Herstellung eines Prüfkörpers der Versuchsreihe PH11Tm mit integrierter $t_{8/5}$ -Messung dargestellt.

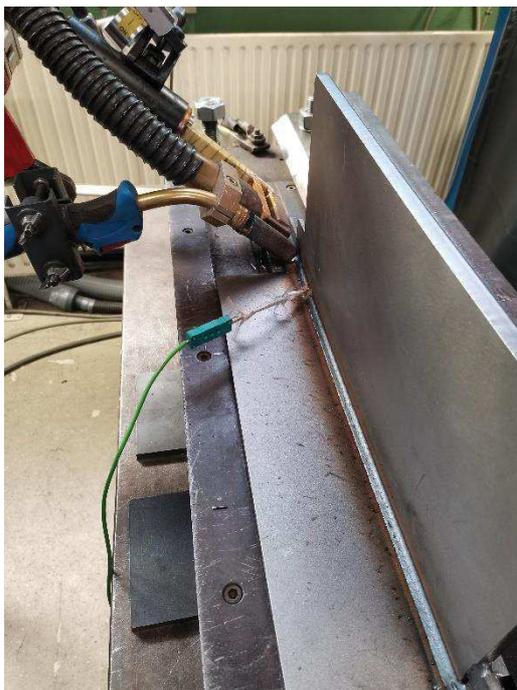


Abbildung 50: Beispielhafte Herstellung eines Prüfkörpers der Versuchsreihe PH11Tm mit $t_{8/5}$ -Messung

4.3.5 Induktive Wärmenachbehandlung

Ziel war es hierbei, zu überprüfen, ob sich der Spannungszustand durch Einsatz induktiver Wärmenachbehandlung verbessern lässt und dies sich positiv auf die Schwingfestigkeiten auswirkt.

Stumpfstoß (PH07)

Da die Proben in einer Spannvorrichtung geschweißt wurden, bestand die Annahme, dass die Gegenlage die größten Eigenspannungen aufweist. Daher wurde in Absprache mit Mitgliedern des PbA festgelegt, die induktive Wärmenachbehandlung nur auf der Seite der Gegenlage auszuführen. Es sollte eine Temperaturverteilung von 300 – 400 °C erzielt werden. Artgleich zur Versuchsreihe PH06 erfolgte Vorversuche mittels Bohrlochmethode über Thermoelementmessungen. Der Induktor wurde im Abstand a von 2 mm zur Nahtoberfläche geführt, sodass keine Glühfarben erkennbar waren. Die Messstelle wurde ebenfalls in Blechmitte platziert mit Bohrlochabständen von 5 mm. Die Bohrlochtiefen variierten in 2 mm Schritten von 2 – 12 mm. Die Vorschubgeschwindigkeiten des Induktors v_I wurden von 30 – 60 cm/min variiert bei einer Induktionsleistung P_I von 80 %. Der schematische Versuchsaufbau zur Ermittlung anzuwendender Induktionsparameter ist in **Abbildung 51** dargestellt.

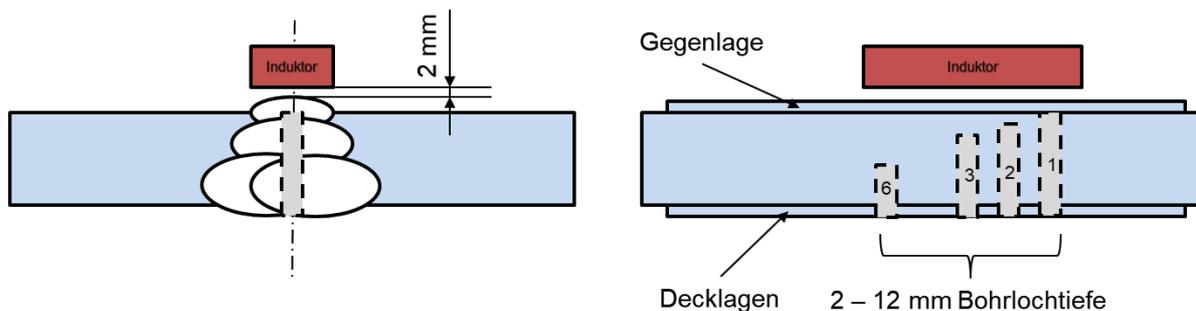


Abbildung 51: Schematische Anordnung des Induktors für die Temperaturmessung (PH07)

In **Abbildung 52** sowie **Tabelle 20** sind die erzielten maximalen Temperaturen bei unterschiedlichen Vorschubgeschwindigkeiten v_I und einer Induktionsleistung P_I von 80% aufgeführt. In Auswertung der Ergebnisse der Vorversuche erfolgte in Absprache mit dem PbA die induktive Wärmenachbehandlung an den Prüfkörpern der Versuchsreihe PH07 mit 50 cm/min Vorschub bei 80% Induktionsleistung und 2 mm Abstand des Induktors zur Nahtoberfläche der Gegenlage bei Raumtemperatur.

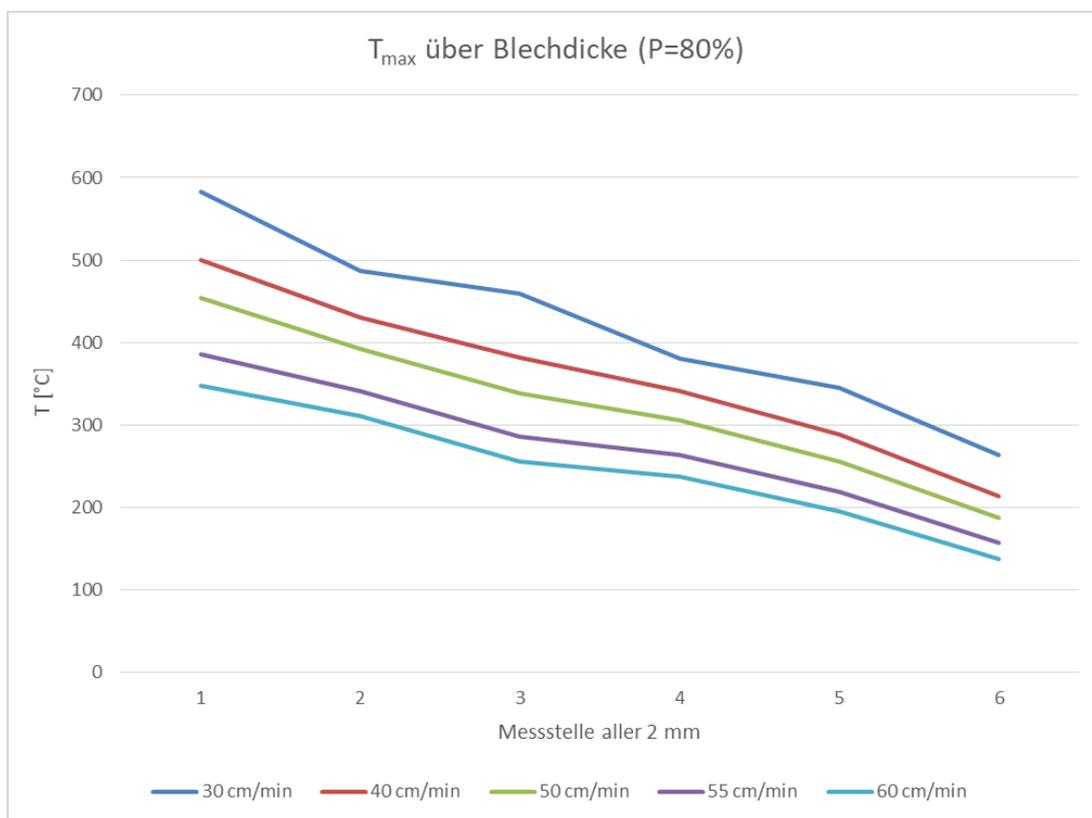


Abbildung 52: Verlauf den erzielten maximalen Temperaturen (T_{max}) über Messtelle 1-6 durch induktive Wärmenachbehandlung am Stumpfstoß

Tabelle 20: Werte der erzielten maximalen Temperaturen (T_{max}) über Messtelle 1-6 durch induktive Wärmenachbehandlung am Stumpfstoß

v_I [cm/min]	T_{max} [°C] an Messtelle bei $P_I = 80\%$					
	1	2	3	4	5	6
30	582,3	487,4	458,8	381,1	345,3	263,9

40	499,7	430	382,3	341,1	288,8	213,6
50	454,7	392,7	338,4	305	255,4	186,6
55	385,4	340,8	285,9	263,4	219,1	157,6
60	347,1	310,7	255,9	237,2	195,5	137,3

Die schweißtechnische Herstellung der Prüfkörper für die Versuchsreihen PH07 erfolgte nach Vorgaben der bereitgestellten WPS'en für den S960QL. Zur Absicherung der Prozessparameter wurden exemplarisch die $t_{8/5}$ -Zeiten gemessen. Wie die Versuchsreihe PH05 wurde PH07 in Strichraupentechnik ausgeführt, da die Erkenntnisse zur eingesetzten Pendelung der Gegenlage erst im fortgeschrittenen Projektverlauf vorlagen. In **Tabelle 21** sind die dokumentierten Prozessparameter der Schweißungen für PH07 aufgeführt.

Tabelle 21: Schweißparameter für die Prüfkörper der Versuchsreihe PH07

Versuchsreihe	I_s [A]	U_s [V]	v_0 [m/min]	v_s [cm/min]	LK	Brenneranstell- winkel [°]	$t_{8/5}$ [s]	Lichtbogenart	Vorwärmtemperatur T_v [°C]	Lagen
PH08	135 - 140	26 - 26,5	5,0	30	0	0	7,7	ILB	120	Gegenlage
	230 - 235	26,5 - 27	8,3	50			5,1	SLB		Wurzellage
	205 - 210	29,5 - 30	8,0	47			7,9	ILB		Decklage 1
	210 - 215	29,5 - 30	8,0	47			7,4	ILB		Decklage 2

T-Stoß (PH12Tm)

Die Temperaturmessung zur Ermittlung anzuwendender Induktionsparameter erfolgte ebenfalls durch Thermoelemente. Hierzu wurde durch ein eingebrachtes Bohrloch ein Thermoelement ca. 1-2 mm unterhalb der Kehlnahtoberfläche platziert und 4 weitere auf der Rückseite des durchgehenden Bleches im Abstand von ca. 5 mm. Bei einem Abstand des Induktors von 1 mm zu den Flanken war der Abstand zur Nahtoberfläche ca. 6 mm. Die Messstelle wurde ebenfalls in Blechmitte, nach 200 mm Nahtlänge, platziert. Ebenso sollte eine Temperaturverteilung von 300 – 400 °C erzielt werden. Den schematischen Aufbau zeigt **Abbildung 53**.

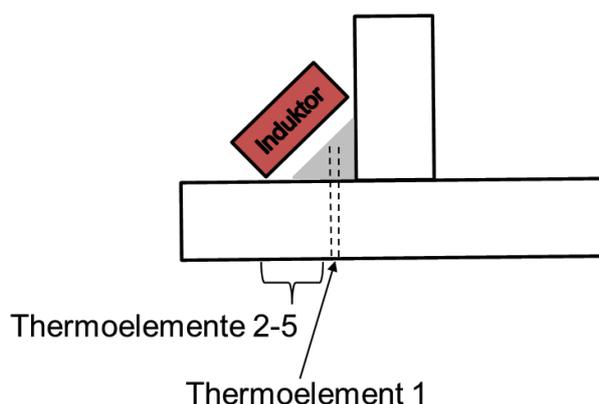


Abbildung 53: Schematische Anordnung des Induktors für die Temperaturmessung (PH12Tm)

In **Abbildung 54** und **Tabelle 22** sind die erzielten maximalen Temperaturen bei unterschiedlichen Vorschubgeschwindigkeiten v_f und einer Induktionsleistung P_I von 100% aufgeführt. In Auswertung der Ergebnisse der Vorversuche erfolgte in Absprache mit dem PbA die induktive Wärmenachbehandlung an den Prüfkörpern der Versuchsreihe PH12Tm mit 30 cm/min Vorschub bei 100% Induktionsleistung und 1 mm Abstand des Induktors zu den Flanken. Die Starttemperatur für die erste Raupe lag bei Raumtemperatur und für zweite Raupe bei ca. 90°C.

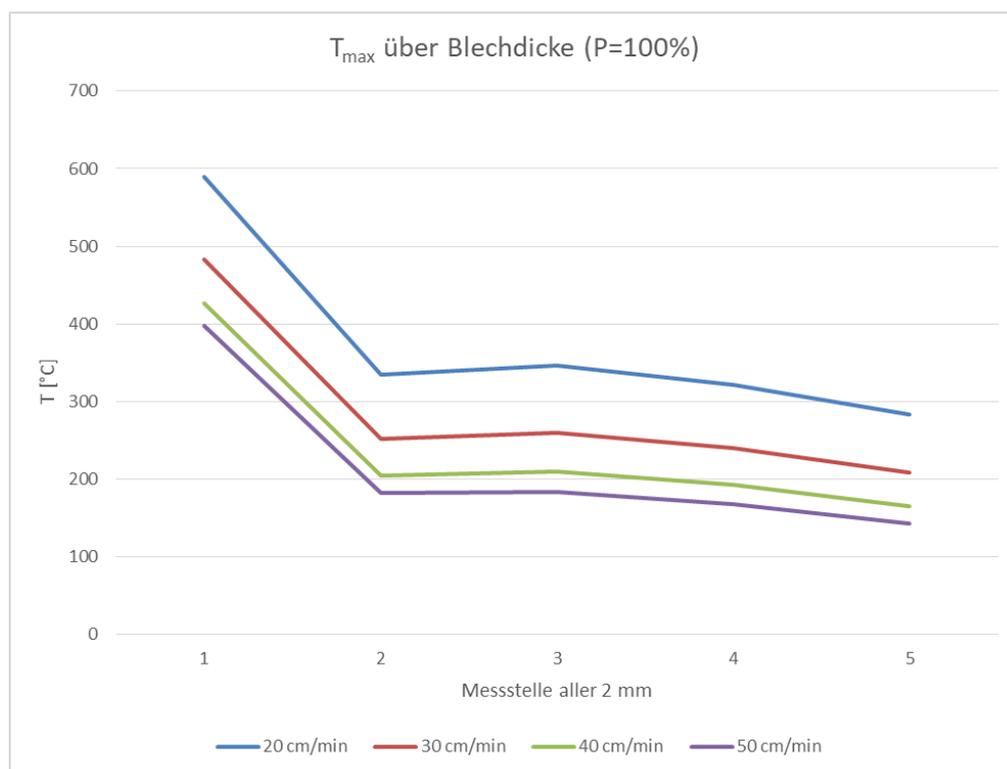


Abbildung 54: Verlauf den erzielten maximalen Temperaturen (T_{max}) über Messtelle 1-5 durch induktive Wärmenachbehandlung am T-Stoß

Tabelle 22: Werte der erzielten maximalen Temperaturen (T_{max}) über Messtelle 1-5 durch induktive Wärmenachbehandlung am T-Stoß

v_i [cm/min]	T_{max} [°C] an Messtelle bei $P = 100\%$				
	1	2	3	4	5
20	589,4	334,7	346,3	321,4	282,8
30	482,5	251,4	259,6	240,1	208,2
40	427,1	204,9	209,5	193	164,9
50	397,1	182	183,2	167,7	143,1

Die schweißtechnische Herstellung der Prüfkörper für die Versuchsreihen PH12Tm erfolgte nach Vorgaben der bereitgestellten WPS'sen für den S960QL. Zur Absicherung der Prozessparameter wurden exemplarisch die $t_{8/5}$ -Zeiten gemessen. In **Tabelle 23** sind die dokumentierten Prozessparameter der Schweißungen für PH12Tm aufgeführt.

Tabelle 23: Schweißparameter für die Prüfkörper der Versuchsreihe PH12Tm

Versuchsreihe	I_s [A]	U_s [V]	v_D [m/min]	v_s [cm/min]	LK	Brenneranstellwinkel [°]	$t_{8/5}$ [s]	Lichtbogenart	Vorwärmtemperatur T_v [°C]	Lagen
PH13Tm	240 - 245	29 - 29,5	8,4	35	-20	40	5,0	SLB	90	Seite 1 / 2

4.3.6 Hochfrequentes Hämmern

Die schweißtechnische Herstellung der Prüfkörper für die Versuchsreihen PH08 sowie PH13Tm erfolgte in gleicher Art und Weise nach Vorgaben der bereitgestellten WPS'sen für den S960QL

bzw. der Versuchsreihen PH07 und PH12Tm. Wie die Versuchsreihen PH05 und PH07 wurde auch PH08 in Strichraupentechnik ausgeführt, da die Erkenntnisse zur eingesetzten Pendelung der Gegenlage erst im fortgeschrittenen Projektverlauf vorlagen. Die angewandten Schweißparameter für die Prüfkörper der Versuchsreihen PH08 und PH13Tm sind identisch Tabelle 21 und **Tabelle 23**.

Das hochfrequente Hämmern wurde als Dienstleistung durch die Firma PITEC Deutschland GmbH durchgeführt. Die Parameter sind in Tabelle 24 festgehalten.

Tabelle 24: Angewandte Parameter für das hochfrequente Hämmern

Frequenz	90 Hz
Druck	6 bar
Radius R	2 mm
Kanten mit konkavem Bolzen	
Vorschub von Hand	ca. 20 cm/min

4.4 Probencharakterisierung

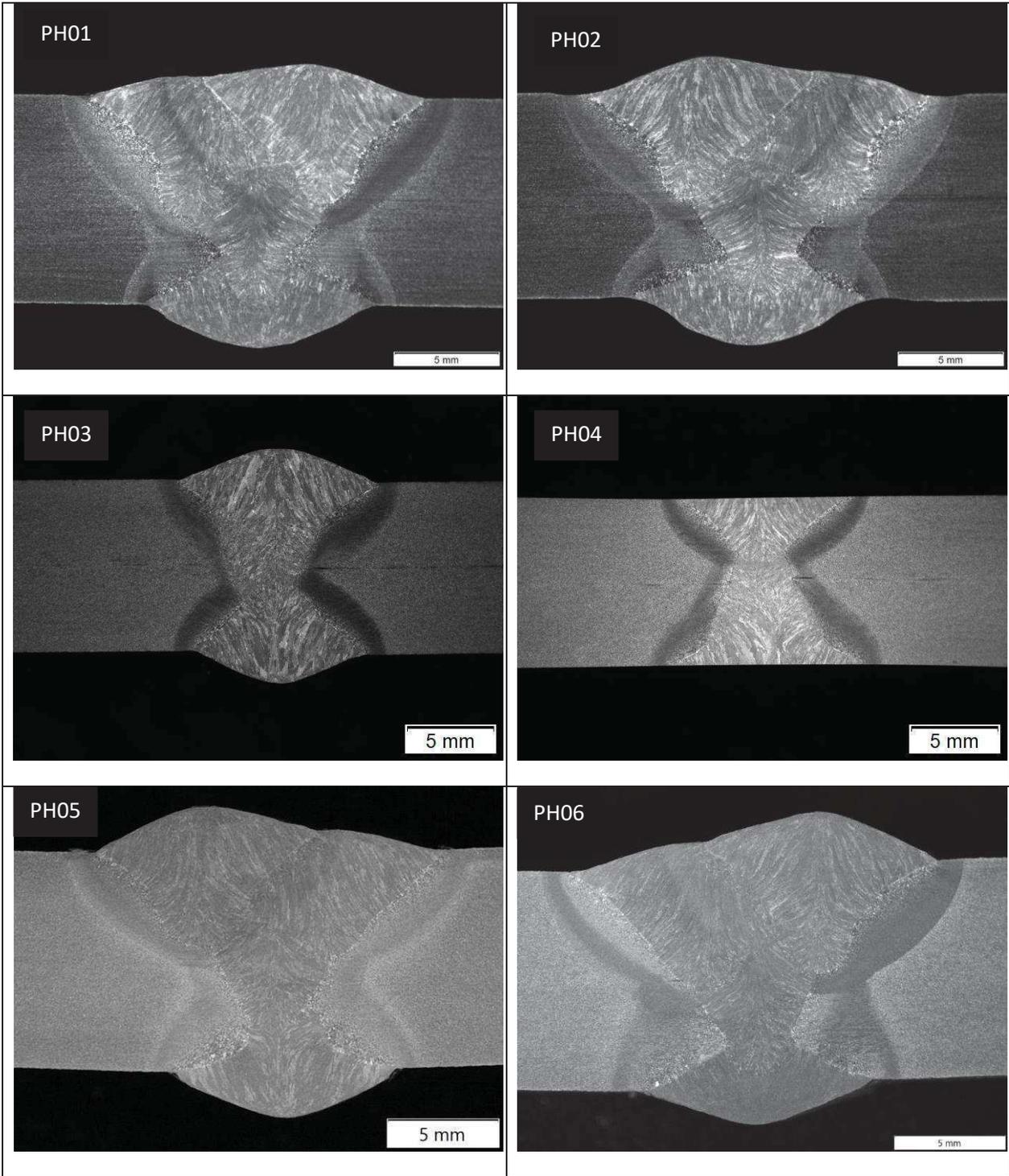
4.4.1 Metallografie

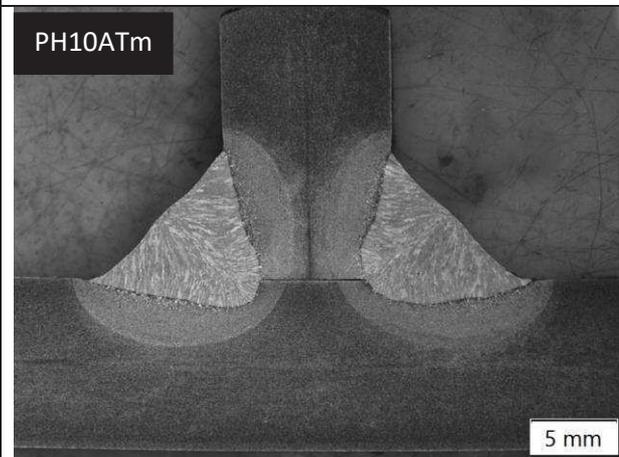
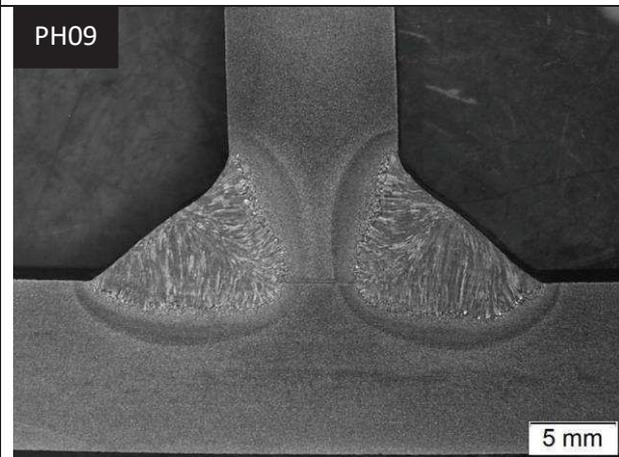
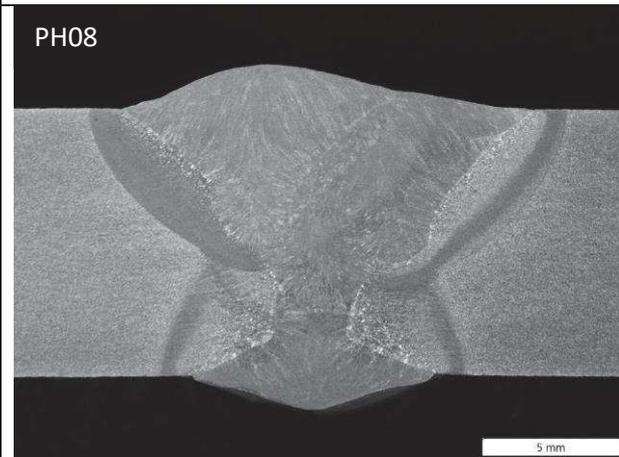
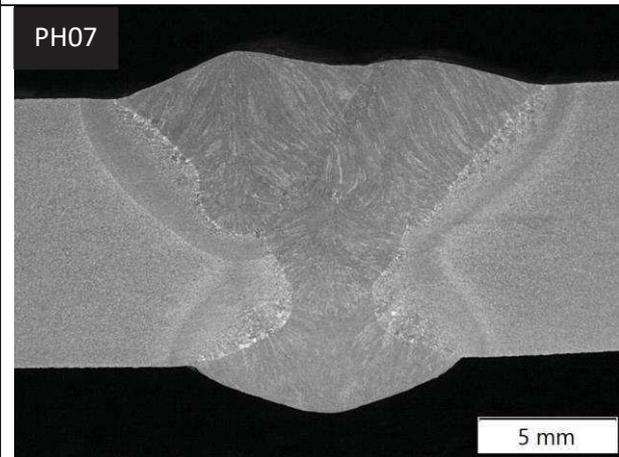
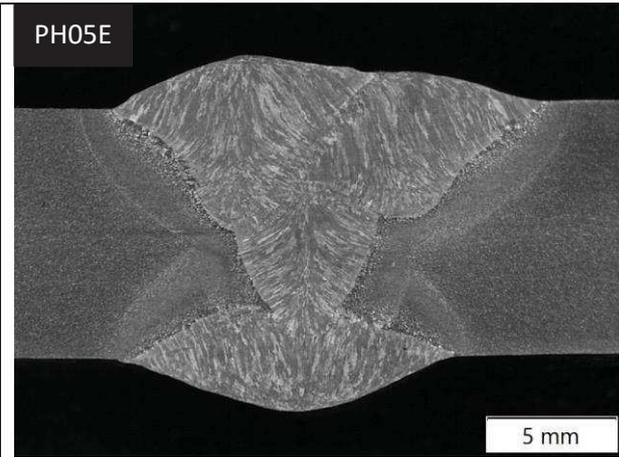
Die Erstellung der Makroschliffe erfolgte unter den nachfolgend aufgeführten Spezifikationen (Tabelle 25):

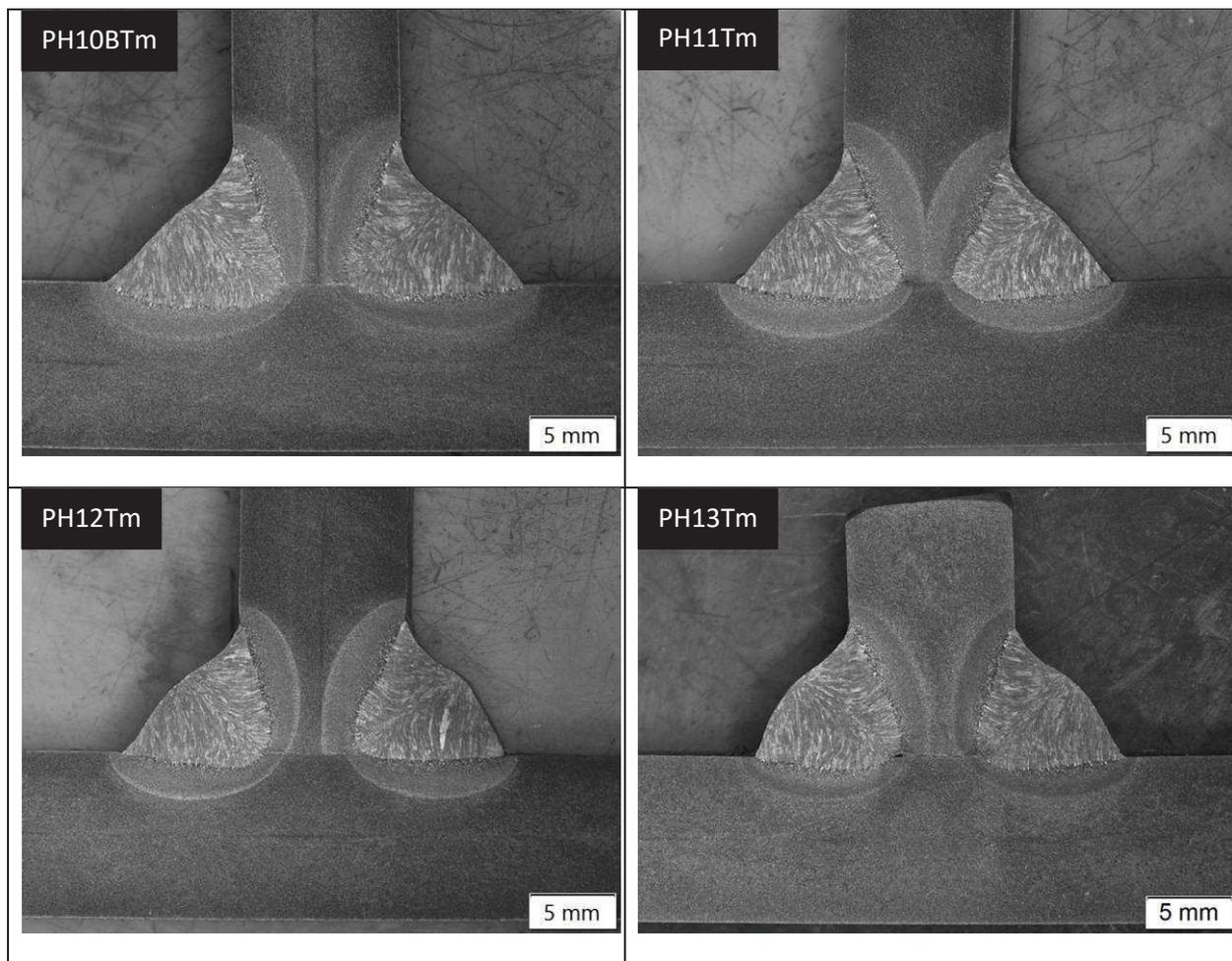
Tabelle 25: Spezifikationen der Metallografischen Untersuchungen

<i>Prüfverfahren:</i>	Metallographische Gefügeanalyse
<i>Zielstellung der Prüfung:</i>	Entwickeln des Makrogefüges
<i>Normativer Verweis:</i>	DIN EN ISO 17 639 [DIN17639]
<i>Variante/Methode:</i>	Makroschliff, Ätzmittel nach ADLER
<i>Prüfgerät:</i>	metallographisches Stereo-Mikroskop Olympus SZ 61
<i>Hersteller:</i>	Olympus
<i>Messunsicherheitsbetrachtung:</i>	Arbeitsanweisung AA-20-03-5 [AA20035] (laborintern)

In den folgenden Bildern sind die Aufnahmen der Makroschliffe der einzelnen Schweißverbindungen (PH01 bis PH13) dargestellt. Weiterhin ist zur Testserie PH05 noch eine Ersatzserie gefertigt worden. Dieses Schliffbild ist mit PH05E gekennzeichnet.







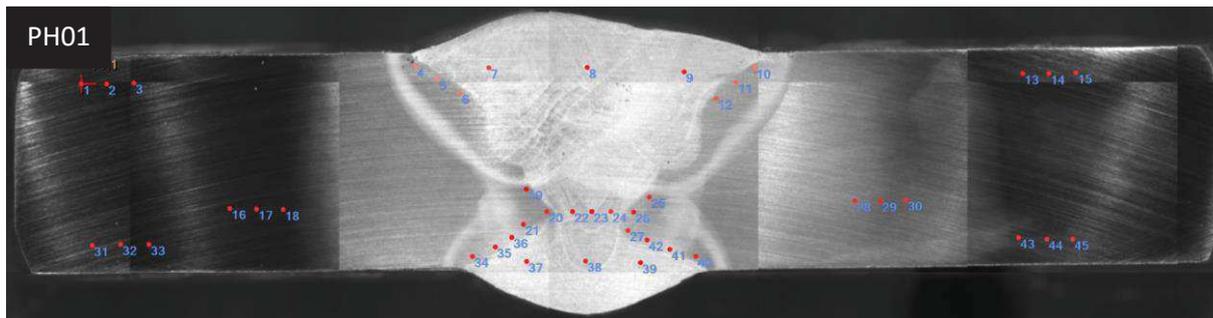
4.4.2 Härteprüfung an den Schweißverbindungen

Die Durchführung der Härteprüfung erfolgte unter den nachfolgend aufgeführten Spezifikationen (Tabelle 26):

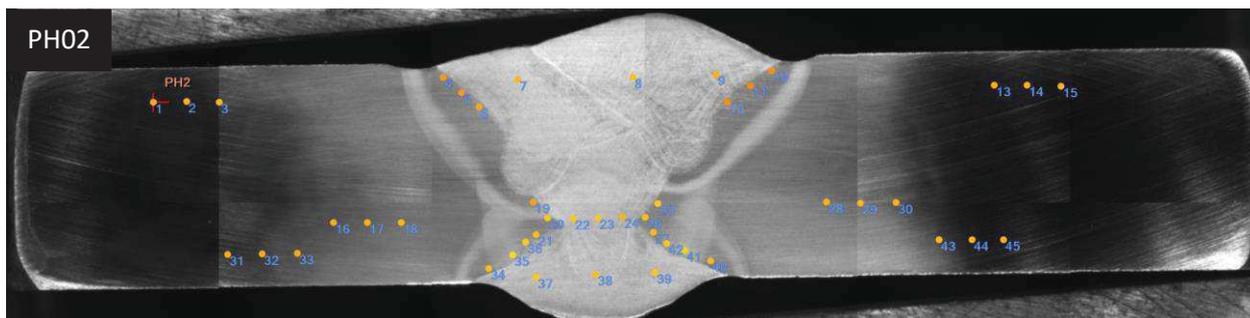
Tabelle 26: Spezifikationen der Härteprüfung

<i>Prüfverfahren:</i>	Härteprüfung nach VICKERS
<i>Zielstellung der Prüfung:</i>	Bestimmung des Härteverlaufs über den Querschliff
<i>Normativer Verweis:</i>	DIN EN ISO 6507-1 [ISO6507]
<i>Variante/Methode:</i>	HV 5, Belastung: 49,035 N, Belastungsdauer: 15 s
<i>Prüfgerät:</i>	Härteprüfgerät vom Typ „KB 30“
<i>Hersteller:</i>	KB Prüftechnik GmbH
<i>Messunsicherheitsbetrachtung:</i>	Arbeitsanweisung AA-20-03-3 [AA20033] (laborintern)

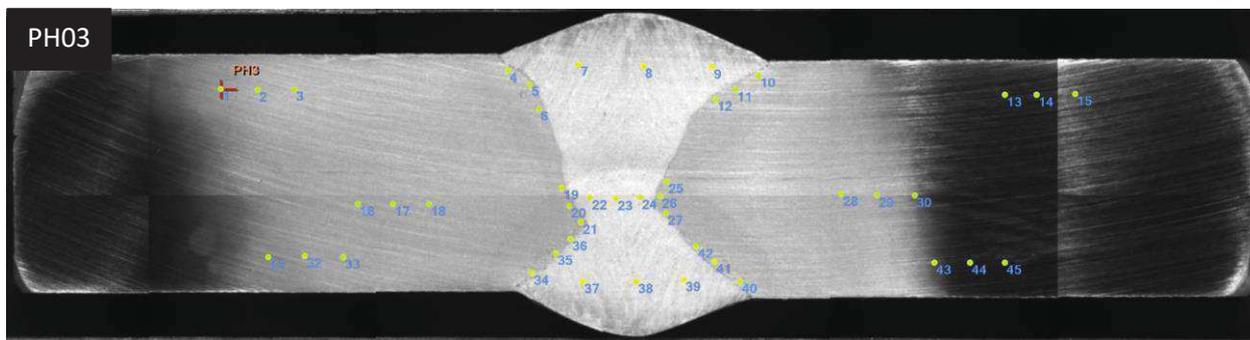
In den folgenden Bildern und Tabellen sind die Positionen und die Messwerte der Härteprüfungen der einzelnen Schweißverbindungen (PH01 bis PH13) dargestellt.



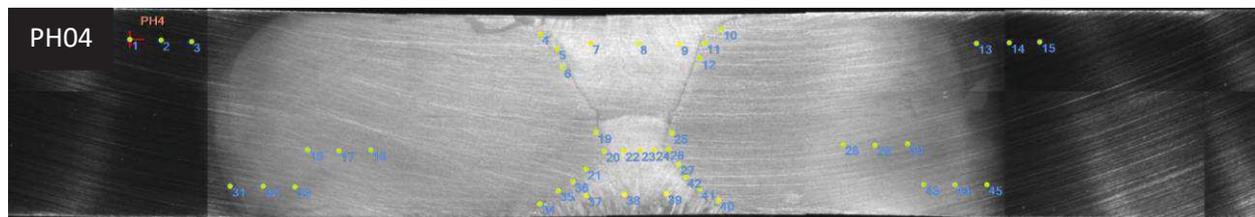
Bezeichnung	Lage*	Härte Vickers HV 5 - DIN EN ISO 6507-1:2018-07														
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
Z18-PH-1-6M	①	339	342	342	406	410	401	359	325	322	401	390	378	339	345	347
Z18-PH-1-6M	②	342	344	342	312	344	328	320	309	355	344	332	348	341	344	347
Z18-PH-1-6M	③	348	347	343	337	323	301	328	338	313	335	284	324	345	348	347



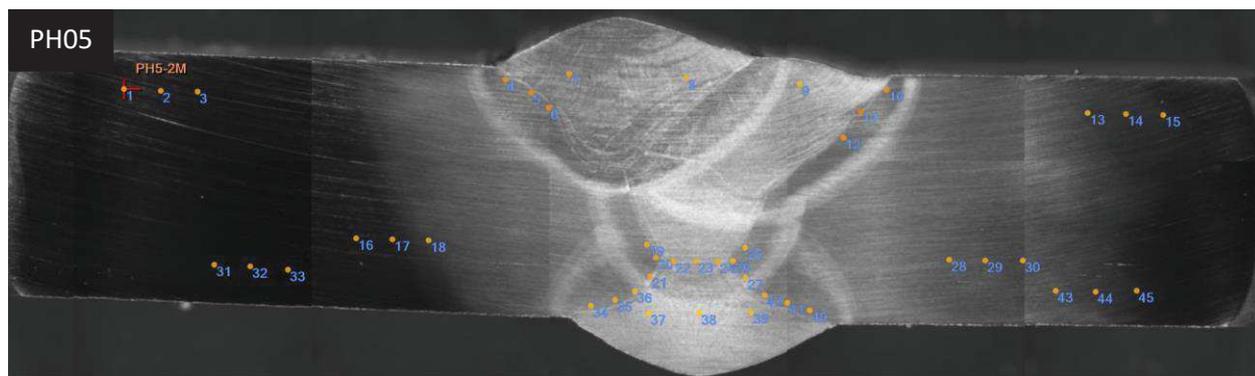
Bezeichnung	Lage*	Härte Vickers HV 5 - DIN EN ISO 6507-1:2018-07														
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
Z18-PH-2	①	345	347	348	391	385	376	338	332	354	407	409	402	349	348	344
Z18-PH-2	②	354	348	344	372	328	330	327	319	348	318	333	342	351	348	350
Z18-PH-2	③	354	357	364	336	297	320	328	335	315	338	301	324	344	346	347



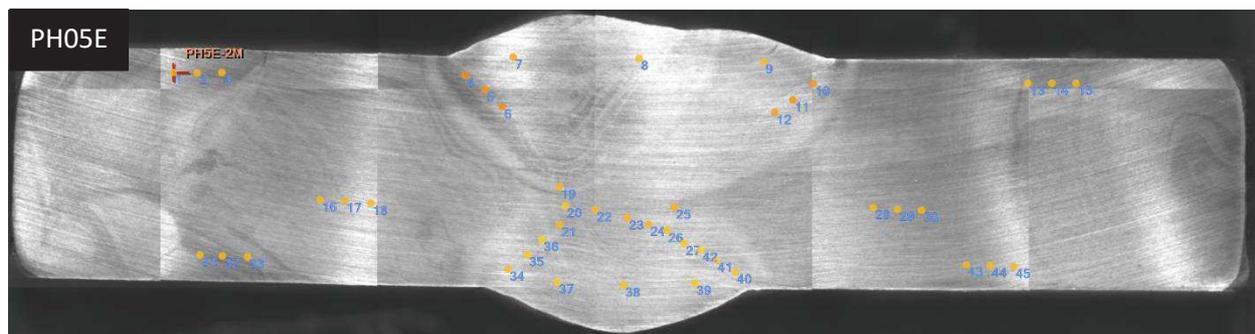
Bezeichnung	Lage*	Härte Vickers HV 5 - DIN EN ISO 6507-1:2018-07														
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
Z18-PH-3	①	174	175	176	190	189	188	221	230	231	191	190	207	174	172	174
Z18-PH-3	②	165	169	170	197	180	195	207	221	218	194	188	196	169	166	165
Z18-PH-3	③	172	177	178	205	199	197	233	224	233	199	204	200	176	174	168



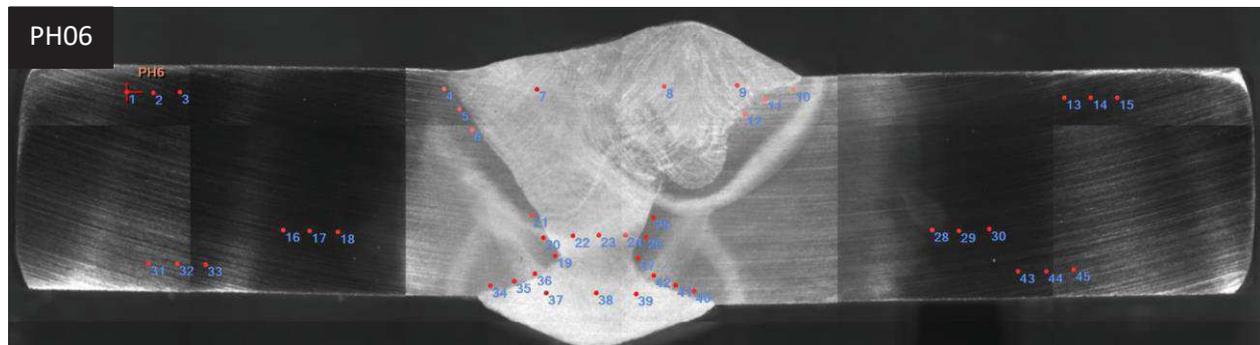
Bezeichnung	Lage*	Härte Vickers HV 5 - DIN EN ISO 6507-1:2018-07														
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
Z18-PH-4	①	171	170	172	204	199	196	233	229	231	195	199	194	178	179	178
Z18-PH-4	②	164	168	171	200	200	204	228	231	232	206	208	207	165	169	168
Z18-PH-4	③	169	166	170	198	200	199	234	230	237	200	208	211	171	168	167



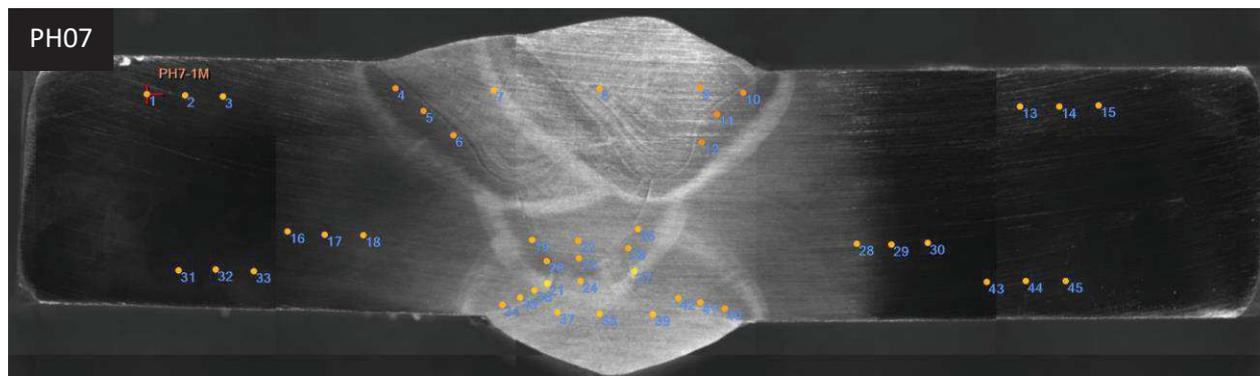
Bezeichnung	Lage*	Härte Vickers HV 5 - DIN EN ISO 6507-1:2018-07														
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
Z18-PH-5-2M	①	345	344	340	400	398	385	339	367	398	404	408	413	348	349	351
Z18-PH-5-2M	②	342	347	350	341	355	281	361	366	341	351	366	277	346	344	347
Z18-PH-5-2M	③	350	345	347	350	337	328	328	328	325	374	353	355	348	350	350



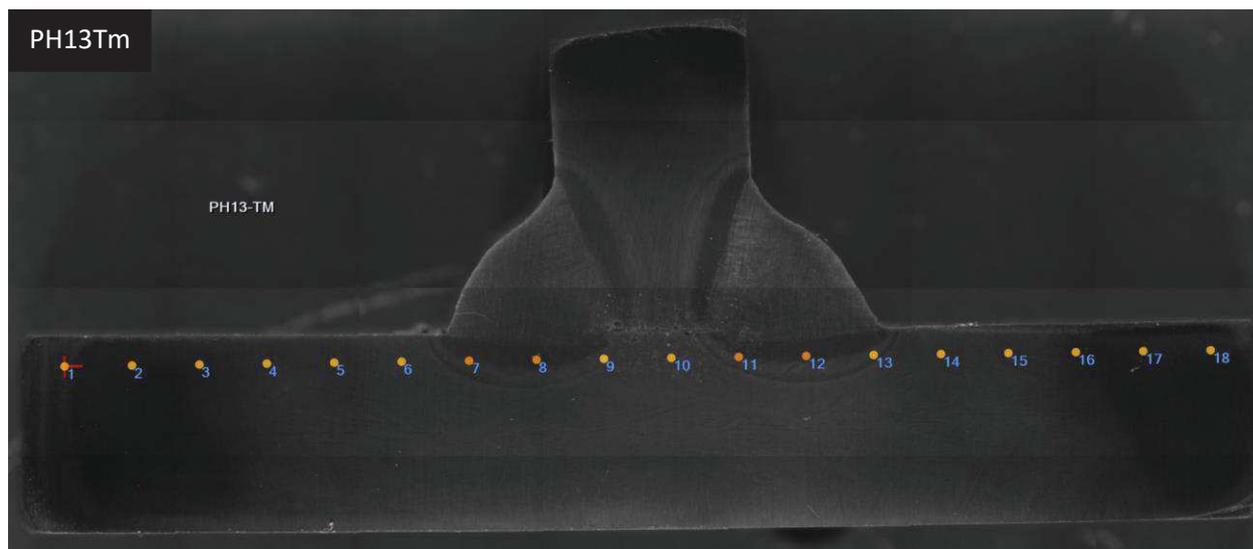
Bezeichnung	Lage*	Härte Vickers HV 5 - DIN EN ISO 6507-1:2018-07														
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
Z18-PH-5E-2M	①	342	342	342	408	393	408	362	332	336	400	399	390	343	347	343
Z18-PH-5E-2M	②	342	348	344	347	314	344	341	350	350	354	333	323	344	342	344
Z18-PH-5E-2M	③	341	342	342	343	321	308	311	328	315	329	328	305	341	344	348



Bezeichnung	Lage*	Härte Vickers HV 5 - DIN EN ISO 6507-1:2018-07														
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
Z18-PH-6-S2M	①	341	346	349	393	390	392	318	363	361	403	400	402	348	345	351
Z18-PH-6-S2M	②	356	353	350	332	319	363	330	341	368	330	337	337	358	345	342
Z18-PH-6-S2M	③	349	350	345	334	330	281	298	311	302	339	321	282	345	342	348



Bezeichnung	Lage*	Härte Vickers HV 5 - DIN EN ISO 6507-1:2018-07														
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
Z18-PH-7-1M	①	347	349	350	407	415	407	381	358	351	398	436	399	345	348	355
Z18-PH-7-1M	②	351	347	348	352	361	374	369	363	361	345	343	340	347	361	351
Z18-PH-7-1M	③	351	353	351	350	348	337	328	315	332	355	358	354	348	354	354



Bezeichnung	Lage*	Härte Vickers HV 5 - DIN EN ISO 6507-1:2018-07														
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
Z18-PH-13	①	346	343	346	344	342	345	407	401	308	340	409	411	327	344	344
Z18-PH-13	②	341	346	347												

4.4.3 Nahtprofil

Tabelle 27 zeigt die Ergebnisse der ausgewerteten Nahgeometrieigenschaften der Stumpfstoßproben. Details über das Messgerät bzw. die Messmethode sind Abschnitt 4.3.2 zu entnehmen. Folgende Abkürzungen wurden verwendet.

- DL ... Decklage
- KL ... Kapplage
- WV ... Winkelverzug
- KV ... Kantenversatz
- NüW ... Nahtübergangswinkel
- NüR ... Nahtübergangsradius
- Nü ... Nahtüberhöhung
- MW ... Mittelwert

Tabelle 27: Ergebnisse der Nahtvermessungen der Stumpfstoßproben

Serie		WV [°]			KV [mm]			NüW [°]			NüR [mm]			Nü [mm]		
		min	MW	max	min	MW	max	min	MW	max	min	MW	max	min	MW	max
PH1	DL	0,05	0,36	0,84	0,00	0,09	0,19	162	167	172	1,16	1,77	2,80	0,62	1,34	1,92
	KL	0,05	0,35	0,84	0,01	0,10	0,19	150	155	162	0,33	1,01	2,14	1,39	1,93	2,21
PH2	DL	0,00	0,36	0,92	0,00	0,11	0,28	164	167	170	3,13	4,63	6,75	1,24	1,62	2,15
	KL	0,00	0,36	0,90	0,02	0,17	0,36	149	157	164	2,38	4,07	5,88	1,61	1,94	2,40
PH3	DL/KL	0,01	0,36	0,76	0,00	0,19	0,47	145	155	165	0,49	1,02	2,14	1,33	1,98	2,74
PH4	DL	0,11	0,30	0,68												
PH5	DL	1,56	2,49	3,82	0,00	0,05	0,21	158	161	166	1,48	1,87	2,29	0,91	1,45	1,99
	KL	1,55	2,48	3,82	0,01	0,06	0,26	151	154	158	0,34	0,57	1,18	1,87	2,17	2,38
PH5E	DL	0,01	0,73	1,24	0,00	0,07	0,17	158	163	168	1,86	2,72	4,35	1,61	1,82	2,05
	KL	0,02	0,73	1,26	0,00	0,06	0,20	148	154	159	0,78	1,63	2,64	1,73	2,13	2,58
PH6	DL	0,01	0,19	0,40	0,08	0,31	0,55	159	164	171	1,63	2,76	6,75	0,81	1,44	2,03
	KL	0,01	0,20	0,36	0,10	0,36	0,62	138	145	151	0,20	0,32	0,64	1,66	1,93	2,29
PH7	DL	1,25	2,04	2,79	0,01	0,10	0,27	155	159	167	1,68	2,29	4,36	0,84	1,20	1,57
	KL	1,23	2,03	2,76	0,03	0,10	0,24	145	149	155	0,28	0,65	1,09	1,88	2,16	2,41
PH8	DL	0,01	0,55	1,24	0,00	0,09	0,26	163	166	169	2,08	3,02	6,72	1,24	2,09	2,36
	KL	0,03	0,54	1,27	0,03	0,14	0,26	130	152	162	1,04	3,02	4,38	1,26	1,63	1,98

T-Stoßproben:

Tabelle 28 zeigt die Ergebnisse der ausgewerteten Nahtgeometrieigenschaften der T-Stoßproben. Details über das Messgerät bzw. die Messmethode sind Abschnitt 4.3.2 zu entnehmen.

Tabelle 28: Ergebnisse der Nahtvermessungen der T-Stoßproben

Serie	WV [°]			KV [mm]			NüW [°]			NüR [mm]			Nü [mm]		
	min	MW	max	min	MW	max	min	MW	max	min	MW	max	min	MW	max
PH9T	0,11	0,27	0,52				141	146	150	0,28	0,46	0,74			
PH10ATm	0,03	0,19	0,38				150	153	156	0,66	1,73	4,62			
PH10BTm	0,02	0,09	0,19				133	138	141	0,31	0,41	0,55			
PH11Tm	0,01	0,11	0,25				133	139	145	0,30	0,60	1,08			
PH12Tm	0,01	0,13	0,37				120	127	133	0,29	0,38	0,69			
PH13T	0,10	0,25	0,47				145	149	153	1,07	1,59	1,99			

4.4.4 Eigenspannungen

Angaben zur Messmethode und Gerätetechnik:

Die Eigenspannungen wurden zerstörungsfrei (bzw. teilzerstörend) röntgenografisch gemessen. Bei dieser Messmethode können Eigenspannungen mit Hilfe von hochenergetischer Strahlung empirisch in Qualität und Quantität nachgewiesen werden. In Werkstoffen, welche eine Gitter- oder Kristallstruktur aufweisen, sind Eigenspannungen der makroskopische Effekt von mikroskopischen Veränderungen im Gitter / Kristall. Für die Messung werden Röntgenstrahlen in die meist nur obersten Schichten des Prüfstückes eingebracht. Durch die Messung und Auswertung von Beugungswinkeln der wieder austretenden Strahlen, können durch physikalische Zusammenhänge die Struktureigenschaften der Werkstoffe bestimmt werden. Darunter zählen auch Gitterdehnungen, welche Rückschlüsse auf die vorhandenen Spannungen bzw. Eigenspannungen zulassen. Die Eindringtiefe dieses Messverfahrens beträgt nur wenige Mikrometer und ist stark von der verwendeten Strahlung abhängig. Im Folgenden werden Zugspannungen mit positiven Vorzeichen und Druckspannungen mit negativen Vorzeichen dargestellt. Nähere Angaben zum Messgerät, Einstellungen und Methodik sind den **Tabelle 29** und **Tabelle 30** zu entnehmen.

Tabelle 29: Spezifikationen der Eigenspannungsmessungen

Prüfverfahren:	röntgendiffraktometrische Eigenspannungsmessung (XRD)
Zielstellung der Prüfung:	Bestimmung der lokalen Eigenspannungen
Normativer Verweis:	DIN EN 15305:2009-01 [DIN15305]
Variante/Methode:	modifiziertes Chi-Verfahren
Prüfgerät:	Röntgendiffraktometer XSTRESS G2R
Hersteller:	Stresstech GmbH
Messunsicherheitsbetrachtung:	in Prüfsoftware integriert (Software XTronic 1.7.0)

Tabelle 30: Einstellungen in Software und am Messgerät

Spannungsberechnung:	
<i>φ Offset:</i>	0
<i>Schubspannung berechnen:</i>	aktiviert
<i>Berechnungsmethode Schubspannung:</i>	elliptisch
<i>Hauptspannung berechnen:</i>	deaktiviert
<i>Spannungstensor berechnen:</i>	deaktiviert
Linienlage:	
<i>Linienverschiebung:</i>	Kreuzkorrelation
<i>Parabel Level:</i>	85
<i>Schwelle:</i>	20
<i>2θ Position:</i>	kalibriert
<i>Benutzte Detektoren:</i>	A und B
Korrekturen:	
<i>Peakgrenzen:</i>	deaktiviert
<i>Glättung:</i>	aktiviert
<i>Glättungstyp:</i>	gleitender Mittelwert
<i>Intervall:</i>	6
<i>Iterationen:</i>	2
<i>Hintergrund Abzug:</i>	aktiviert
<i>Hintergrund Typ:</i>	linear
<i>Hintergrund Pixel:</i>	30
<i>Kα 2 Korrektur:</i>	deaktiviert
Materialdaten:	
<i>REK setzen:</i>	deaktiviert
<i>K benutzt:</i>	Kα
<i>Possionszahl:</i>	0,3
<i>E-Modul [N/mm²]:</i>	211.000
<i>2θ Wert [°]:</i>	156,4

Die Messungen wurden mit einem Kollimator mit 2 mm Durchmesser ausgeführt. Dies führt zu einer örtlichen Auflösung von 2 mm (über diese Kreisfläche werden die Spannungsinformationen pro Messpunkt gemittelt). Die Messungen wurden auf den fertig herausgearbeiteten Schwingproben durchgeführt.

Ergebnisse der Messung an den Stumpfstoßproben:

Bei den Messungen wurden jeweils die Kapplage und die Decklage vermessen (**Abbildung 55**). Dabei wurde eine lineare Messung mit 22 Einzelmesspunkten auf der Decklage und 19 auf der Kapplage durchgeführt.

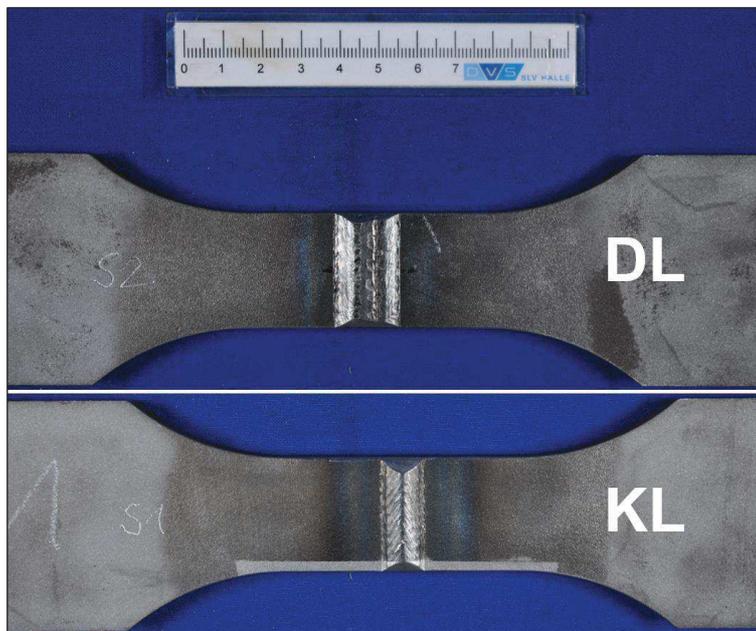


Abbildung 55: Beispiel - Stumpfstoßproben - Eigenspannungsmessung (KL-Kapplage, DL-Decklage)

Die Messung verlief quer über die Schweißnaht und mittig hinsichtlich der Probenbreite (siehe **Abbildung 56**). Es wurden maßgeblich die Eigenspannungen quer zur Schweißnaht betrachtet. Die Eigenspannungen längs zur Schweißnaht konnten vernachlässigt werden, da diese durch das Heraustrennen der Proben größtenteils abgebaut wurden. Die Messfehler waren im Allgemeinen max. $\pm 20 \text{ N/mm}^2$ (auf der Schweißnaht teilweise $\pm 50 \text{ N/mm}^2$).

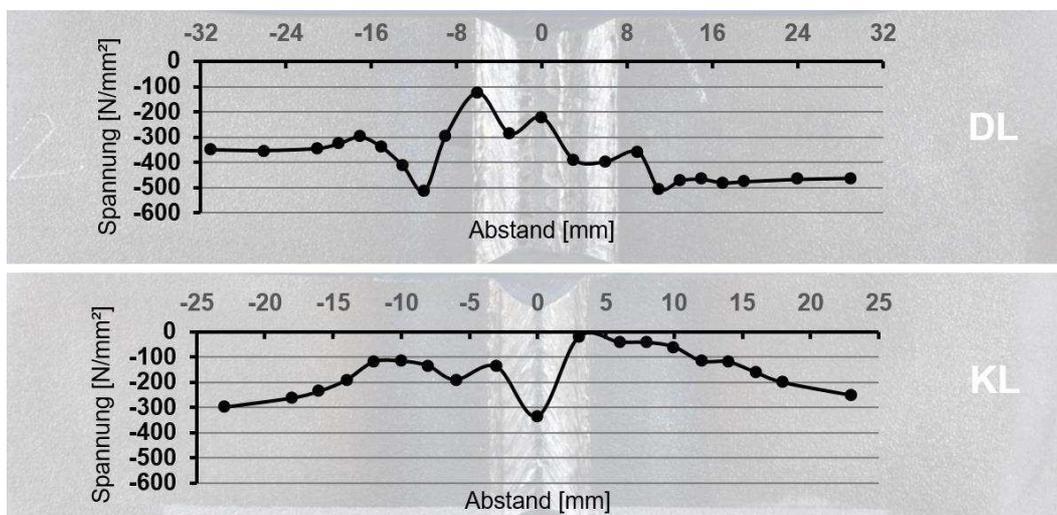


Abbildung 56: Beispiel - Eigenspannungsverlauf - Stumpfstoßproben (PH01)

Abbildung 57 zeigt beispielhaft eine Stumpfstoßprobe im Messgerät.



Abbildung 57: Eigenspannungsmessung an Stumpfstoßprobe (Versuchsaufbau)

Die Messergebnisse für die Stumpfstoßschweißungen sind in **Tabelle 31** und **Tabelle 32** dargestellt. Dabei sind in den Spalten jeweils die einzelnen Messpunkte mit Messwert (Eigenspannungswert in N/mm²) und Abstand zur Schweißnahtmitte eingetragen. Die farbliche Darstellung zeigt jeweils die höchsten Werte (röter) und die niedrigsten Werte (grüner) innerhalb einer Spalte, d. h. für denselben Messpunkt verglichen in allen Testserien.

Tabelle 31: Ergebnisse der Eigenspannungsmessungen der stumpfgeschweißten Testserien - Kapplage

Testserie	Abstand zur Nahtmitte [mm]																		
	-23	-18	-16	-14	-12	-10	-8	-6	-3	0	3	6	8	10	12	14	16	18	23
PH01	-299	-262	-235	-190	-118	-115	-134	-190	-137	-335	-21	-39	-41	-58	-114	-118	-160	-200	-251
PH02	-242	-212	-267	-264	-318	-334	-348	46	-130	-428	-80	-66	-217	-337	-351	-250	-262	-277	-238
PH51	112	67	112	-27	-236	-282	-363	-308	12	-364	-279	90	-332	-76	184	168	214	338	306
PH06	-4	58	57	77	123	169	143	295	-12	-295	388	315	175	192	195	173	144	98	53
PH07	-355	-291	-296	-257	-203	-139	-106	47	66	-94	111	-160	-193	-253	-282	-261	-285	-339	-401
PH08	-330	-319	-285	-276	-309	-379	-584	-507	-364	-470	-110	-638	-437	-319	-258	-229	-276	-315	-309

Tabelle 32: Ergebnisse der Eigenspannungsmessungen der stumpfgeschweißten Testserien - Decklage

Testserie	Abstand zur Nahtmitte [mm]																					
	-31	-26	-21	-19	-17	-15	-13	-11	-9	-6	-3	0	3	6	9	11	13	15	17	19	24	29
PH01	-350	-353	-344	-325	-299	-340	-414	-512	-295	-124	-285	-221	-389	-396	-358	-504	-472	-467	-481	-476	-467	-463
PH02	-347	-355	-407	-430	-426	-423	-452	-468	-46	-231	-279	-332	-480	-156	71	-468	-543	-415	-387	-412	-444	-445
PH51	-341	172	-71	-31	-130	-254	-401	-559	-386	-361	-369	-409	-416	-260	-331	-434	-336	-301	-313	-273	243	5
PH06	-377	-355	-335	-302	-255	-206	-178	-183	-311	-196	-204	68	-45	335	-328	-212	-217	-262	-294	-322	-383	-391
PH07	-374	-390	-387	-379	-360	-366	-322	-290	-231	-1	18	159	58	188	-222	-278	-348	-394	-379	-347	-378	-396
PH08	-347	-355	-407	-430	-426	-423	-452	-468	-46	-231	-279	-332	-480	-156	71	-468	-543	-415	-387	-412	-444	-445

Ergebnisse der Messung an den T-Stoßproben

Bei den Messungen wurden jeweils die plane Blechrückseite und eine der Kehlnahtseiten vermessen (siehe **Abbildung 58** und **Abbildung 59**). Dabei wurde eine lineare Messung mit 20 Einzelmesspunkten auf der Blechrückseite und 10 auf der Kehlnahtseite durchgeführt.

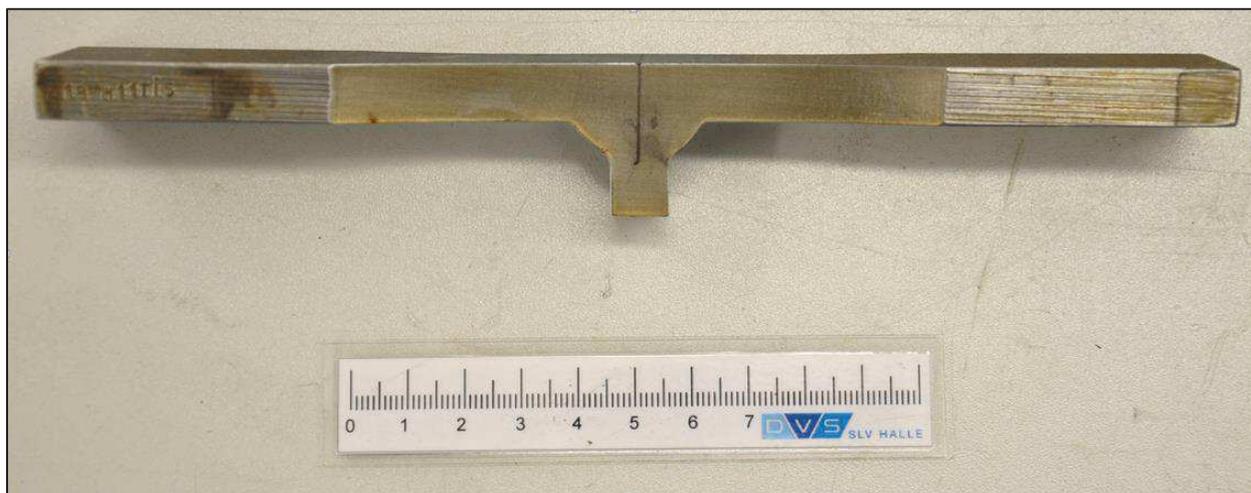


Abbildung 58: Beispiel – T-Stoßproben für die Eigenspannungsmessung (oben-Blechrückseite, unten-Kehlnahtseite)

Die Messung verlief quer zur Schweißnaht und mittig hinsichtlich der Probenbreite (siehe **Abbildung 59**). Es wurden maßgeblich die Eigenspannungen quer zur Schweißnaht betrachtet. Die Eigenspannungen längs zur Schweißnaht konnten vernachlässigt werden, da diese durch das Heraustrennen der Proben größtenteils abgebaut wurden. Die Messfehler betragen im Allgemeinen max. $\pm 20 \text{ N/mm}^2$.

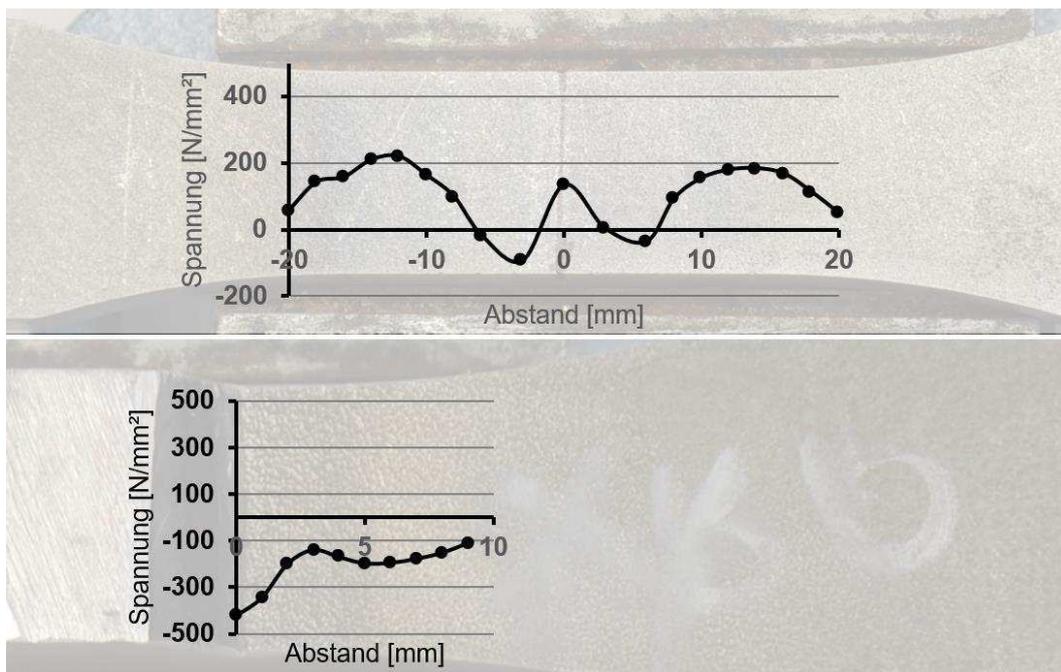


Abbildung 59: Beispiel – T-Stoßproben - Eigenspannungsverlauf (oben-Blechrückseite, unten-Kehlnahtseite) (PH11Tm)

Abbildung 60 zeigt beispielhaft eine T-Stoßprobe im Messgerät.



Abbildung 60: Eigenspannungsmessung an T-Stoßprobe (Versuchsaufbau)

Die Messergebnisse für die Stumpfstoßschweißungen sind in **Tabelle 33** dargestellt. Dabei sind in den Spalten jeweils die einzelnen Messpunkte mit Messwert (Eigenspannungswert in N/mm²) und Abstand zum Schweißnahtübergang eingetragen. Die farbliche Darstellung zeigt jeweils die

höchsten Werte (röter) und die niedrigsten Werte (grüner) innerhalb einer Spalte, d. h. für denselben Messpunkt verglichen in allen Testserien. Testserien mit einem „m“ in der Bezeichnung sind mechanisch gerichtet.

Tabelle 33: Ergebnisse der Eigenspannungsmessungen an den T-Stoßschweißungen - Kehlnahtseite

Testserie	Abstand zum Nahtübergang [mm]									
	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9
PH09 T	-230	-211	-186	-172	-175	-181	-211	-224	-235	-215
PH10 AT m	-339	-276	-258	-201	-144	-148	-159	-159	-102	-40
PH10 BT m	-316	-140	-70	-20	1	7	1	-30	-39	-8
PH11 T m	-423	-344	-199	-140	-170	-197	-196	-178	-152	-111
PH12 T m	-306	-177	-159	-241	-270	-208	-206	-221	-201	-191
PH13 T m	-779	-610	-408	-292	-200	-178	-169	-176	-172	-162

4.5 Schwingfestigkeitsversuche

4.5.1 Versuchsaufbau

Für die Durchführung der Dauerschwingversuche wurden verschiedene Standardprüfmaschinen der Hersteller Zwick, Rumul und MTS verwendet. Die Maschinen verfügen über mechanische oder hydraulische Spannvorrichtungen. Eine Überprüfung bzw. Kalibrierung wird regelmäßig durchgeführt. In **Abbildung 61** ist beispielhaft die Spannvorrichtung mit eingebauter Probe der Prüfmaschine Zwick 150kN dargestellt.

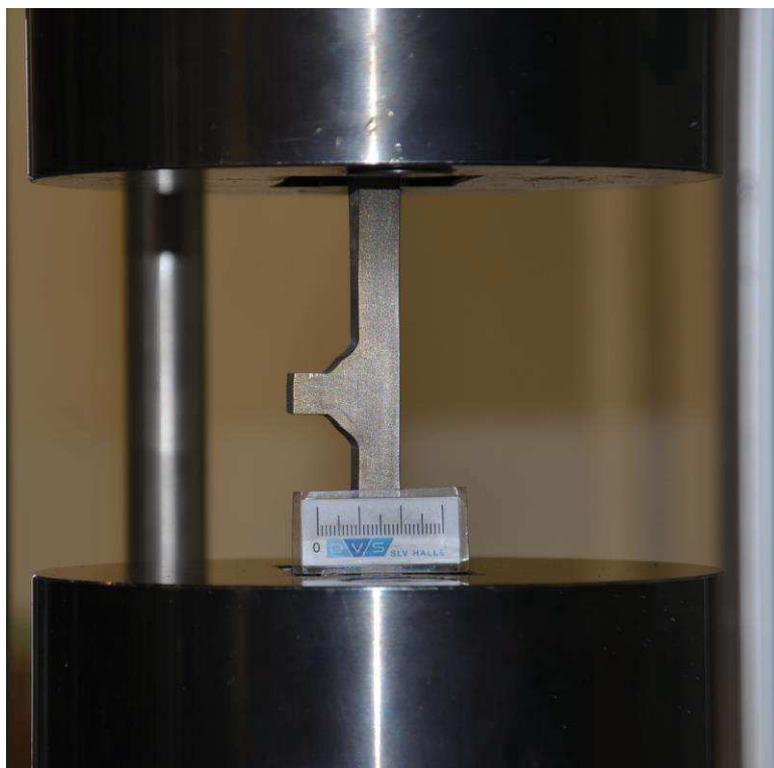


Abbildung 61: Hochfrequenzpulsator Zwick 150kN

4.5.2 Probengeometrie und Versuchsdurchführung

In **Abbildung 62** bis **Abbildung 65** ist die verwendete Probengeometrie bzgl. der Stumpf- und T-Stoßschweißverbindungen dargestellt. Bei der Probenherstellung wurden die geschweißten Bleche zunächst zersägt. Die Taillierung der Proben im eigentlichen Prüfbereich wurde durch Drahterodieren hergestellt. Abschließend wurden die Kanten abgerundet und um Bereich der Naht mit ca. 45° angeschrägt, um einer Rissinitiierung von der Kante entgegenzuwirken.



Abbildung 62: Probenform Stumpfstoß - Draufsicht



Abbildung 63: Probenform Stumpfstoß - Seitenansicht



Abbildung 64: Probengeometrie der T-Stöße (Draufsicht)

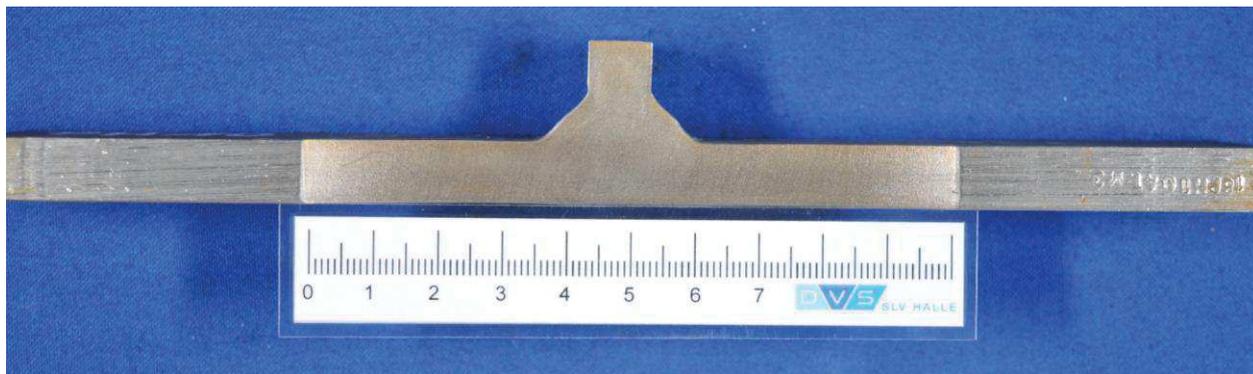


Abbildung 65: Probengeometrie der T-Stöße (Seitenansicht)

Die Versuche wurden nach dem Perlenschnurverfahren nach DIN 50100:2016-12 [i] durchgeführt. Hierbei werden zur Bestimmung der Zeitfestigkeitsgeraden Versuche auf verschiedenen Lasthorizonten durchgeführt. Die Prüfmaschine wurde kraftgeregelt betrieben, wobei die Last sinusförmig mit einem Spannungsverhältnis von $R=0,1$ aufgebracht wurde. Als Abschaltkriterium wurde ein Frequenzabfall $\Delta f = 1 \text{ Hz}$ bzw. eine Wegänderung $\Delta s = 0,2 \text{ mm}$ festgelegt. Die Grenzwahrscheinlichkeit wurde mit $N = 10^7$ festgelegt und die Prüffrequenz betrug abhängig vom Maschinentyp zwischen 30 und 120 Hz.

Zu Beginn der Versuche wurden die Schwingprobenbreite und -dicke gemessen. Aus jeweils drei Messungen innerhalb der parallelen Länge wurde der niedrigste Wert notiert. Die in die Prüfsoftware einzugebenden mittleren Kräfte und Kraftamplituden ergaben sich aus dem ermittelten Querschnitt, der gewählten Oberspannung und dem Spannungsverhältnis. Abhängig von der erreichten Schwingzahl wurde die Last erhöht bzw. gesenkt, um Ergebnisse im Bereich der Zeitfestigkeit zu ermitteln. DIN 50100 empfiehlt vorzugsweise nah an den Übergangsbereichen zu prüfen, um eine bessere Aussage zur Neigung k und zum Lageparameter C treffen zu können. Durchläufer wurden nicht in die Auswertung der Zeitfestigkeitsgeraden einbezogen.

4.5.3 Ergebnisse

In den folgenden Bildern und Tabellen sind die Ergebnisse der Ermüdungsuntersuchungen der Stumpfstoßverbindungen vergleichend dargestellt bzw. die Anrissorte für jede Versuchsserie dokumentiert. In **Abbildung 67** ist im Vergleich zu **Abbildung 66** die optimierte Variante (PH05E) dargestellt. Die Unterschiede in der Herstellung wurden im Kapitel 4.3.3 ausführlich erläutert. Die maßgeblichen auf die Ermüdungsfestigkeit einwirkenden und verbesserten Parameter sind dabei der Nahtübergangsradius und der Nahtanstiegswinkel. Leider war es im Projektverlauf nicht mehr möglich für die Varianten PH06 und PH07 eine optimierte Variante herzustellen. Es ist davon auszugehen, dass dies auch eine deutliche Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit zu Folge gehabt hätte.

Für die weiteren Messreihen ist festzustellen, dass die nachbearbeiteten Varianten PH02, PH04 und PH08 eine höhere Ermüdungsfestigkeit aufweisen als die Referenz S960QL „wie

geschweißt“ (PH01). Dies entspricht den Erwartungen. Weitere Ausführungen zur Bewertung der Ergebnisse sind im folgenden Kapitel zu finden.

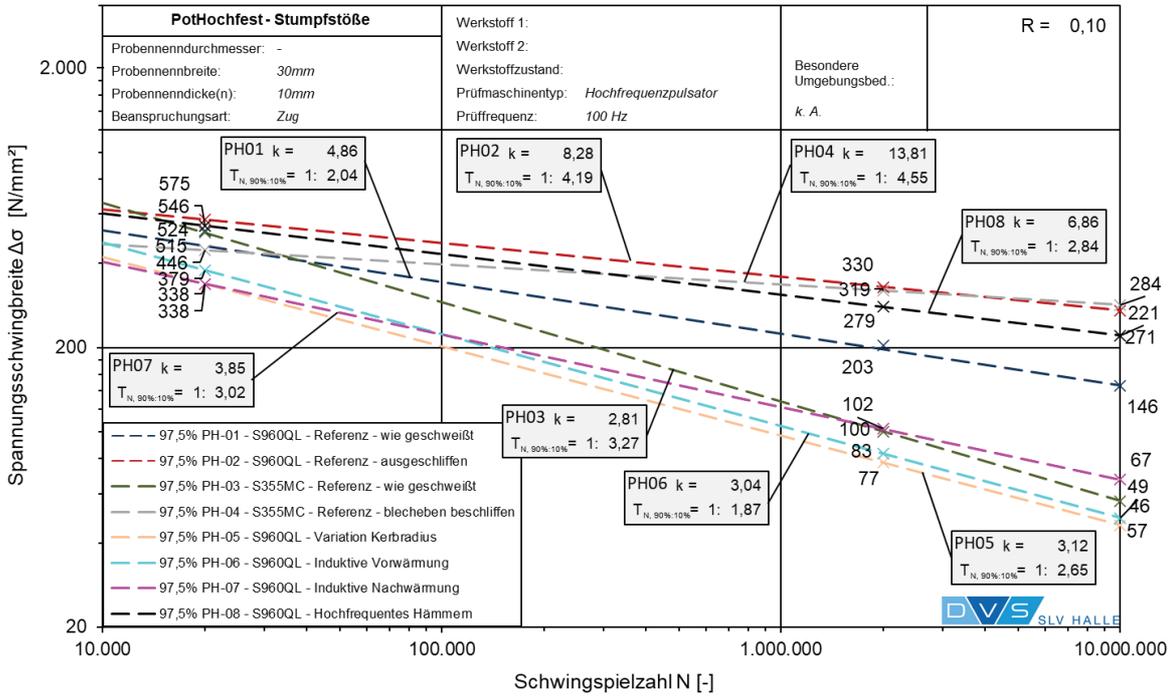


Abbildung 66: Wöhlerlinien Stumpfstoße (mit PH05 erste Variante)

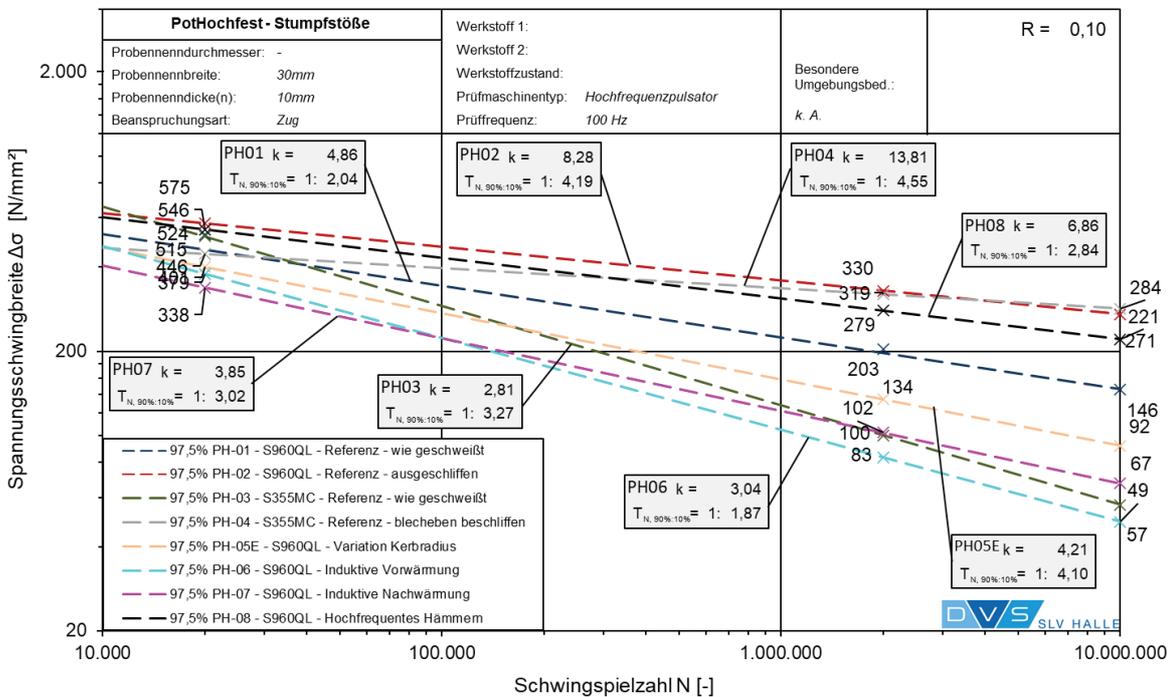
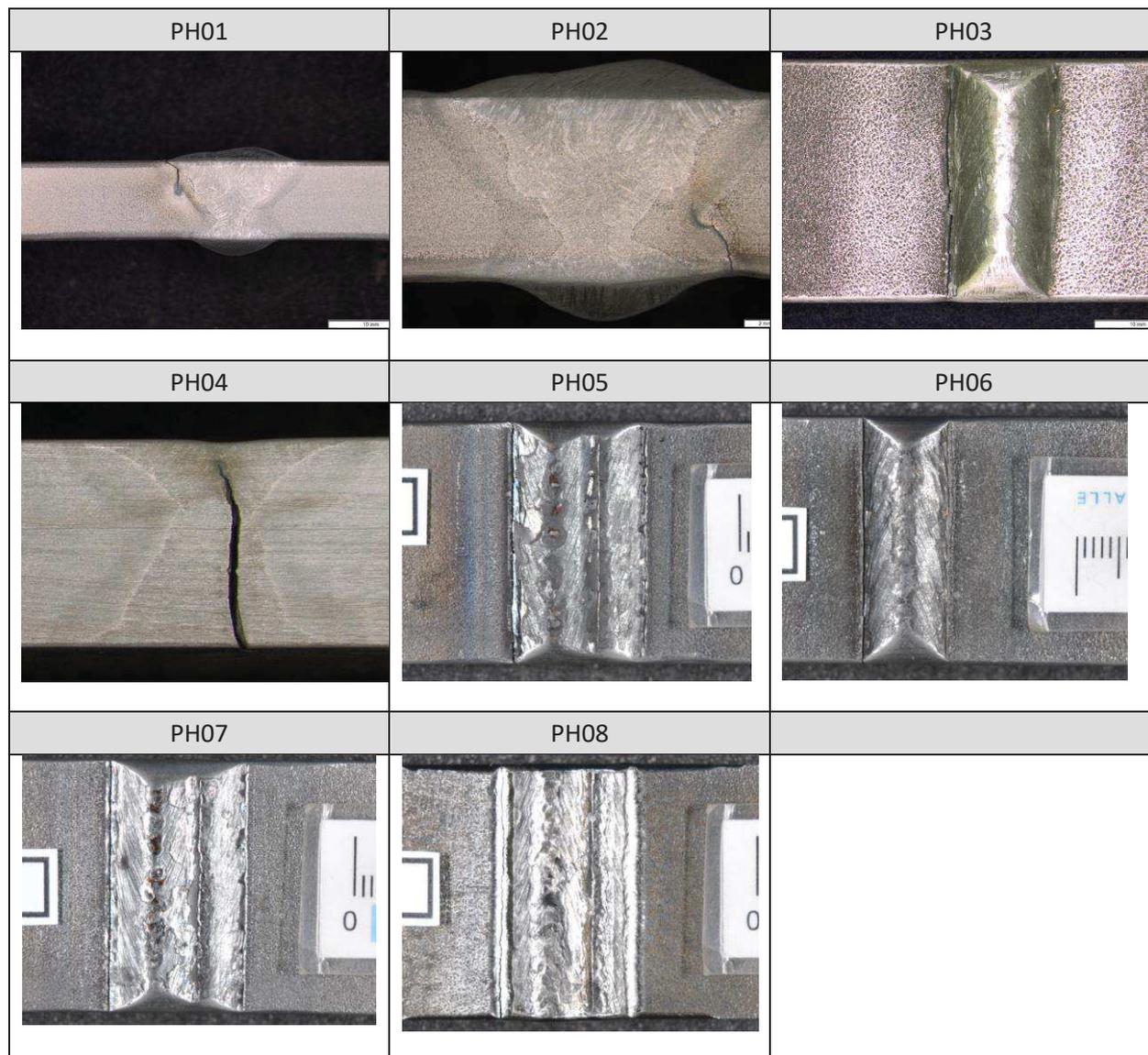


Abbildung 67: Wöhlerlinien Stumpfstoße (mit PH05E – optimierte Variante)

Tabelle 34: Typische Anrissorte der Stumpfstoße

In **Abbildung 68** sind die Ermüdungsergebnisse der T-Stoß Verbindungen vergleichend dargestellt. In **Tabelle 35** sind typische Anrissorte für jede Versuchsserie dokumentiert. Die Referenz PH09 liegt in diesem Fall unter den optimierten und den Serien mit Vor- oder Nachbehandlungen. Interessanterweise entsprechen die Ergebnisse der HFH nachbehandelten Variante nicht der Erwartung. Dafür können die Unterschiede in der Geometrie (Winkelverzug, Nahtübergangsradius, Nahtanstiegswinkel) verantwortlich sein. Wobei nach den schon gezeigten Ergebnissen der Vermessung die Unterschiede nur wenige zehntel Millimeter betragen. Diese geringen Winkelverzüge der T-Stöße sind durch mechanisches Richten entstanden, da die Proben nach dem Schweißen deutlich verzogen und für eine Prüfung in einem Hochfrequenzpulsator nicht geeignet waren. Bis auf die Referenz sind alle T-Stoß Varianten auf die gleiche Art und Weise gerichtet worden. Damit sollten aus diesem Bearbeitungsschritt keine Unterschiede entstanden sein. Auch bei den Eigenspannungsmessungen zeigt die HFH nachbehandelte Probe (PH13) die höchsten Druckeigenspannungen, was im Gegensatz zu dem Ergebnis der Ermüdungsuntersuchen steht. Wenn man jedoch die Ergebnisse in der Gesamtheit betrachtet, zeigt sich über alle Serien eine deutlich höhere Ermüdungsfestigkeit als dem T-Stoß im Regelwerk zugeordnet ist (FAT80). Auch

hier wird, ähnlich zu den Stumpfstoßen, den äußeren geometrischen Merkmalen der größte Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit zugeordnet.

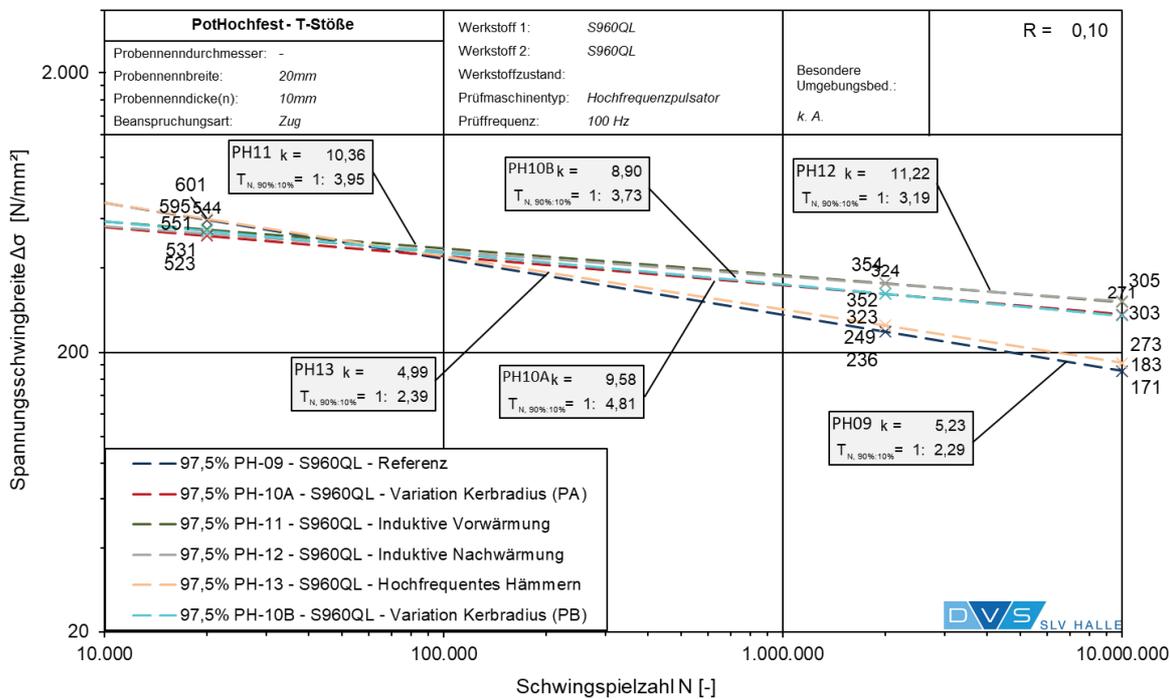
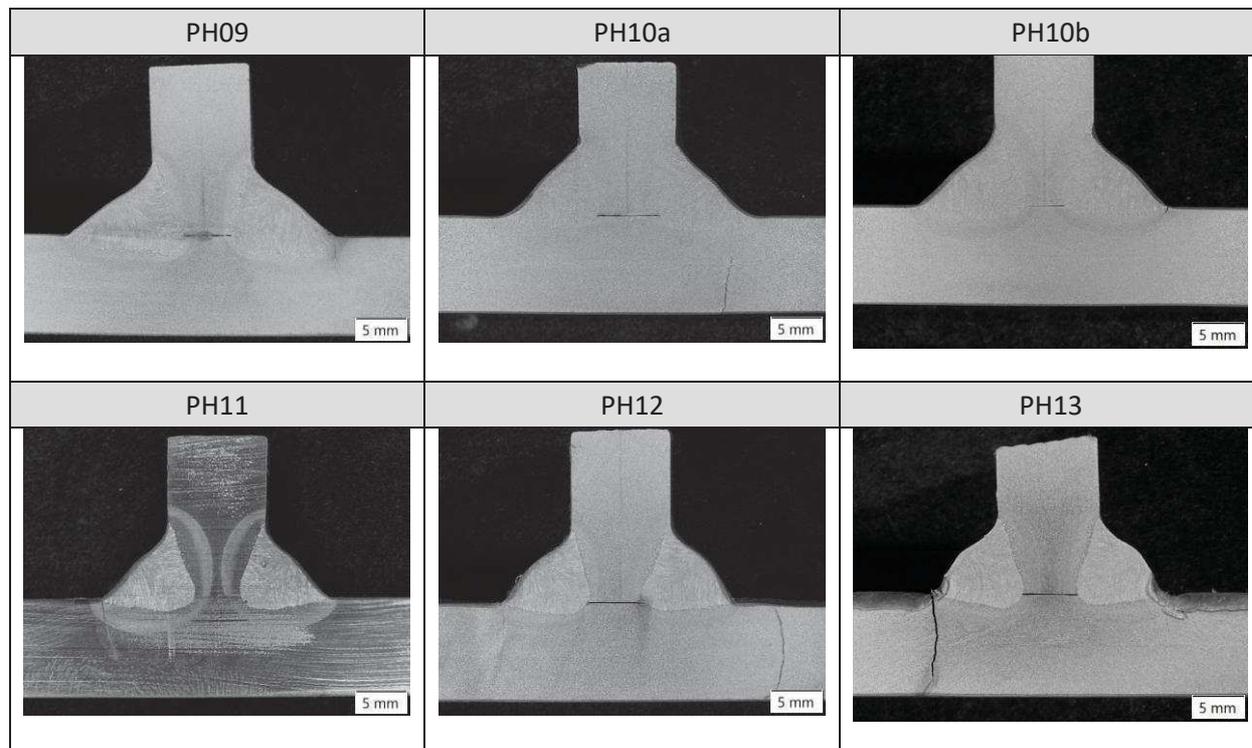


Abbildung 68: Wöhlerlinien T-Stöße

Tabelle 35: Typische Anrissorte der T-Stöße



4.6 Bewertung und Interpretation der Ergebnisse

Die Ergebnisse der Schwingfestigkeiten zeigen, dass die Potentiale der höherfesten Stähle durch die Industrie (Referenz PH01) gut ausgenutzt werden, was jedoch nicht verallgemeinert werden sollte. Es ist möglich höhere Beanspruchbarkeiten als eine Ermüdungsfestigkeitsklasse FAT80 nach DIN EN 1993-1-9 für nicht nachbehandelte querbeanspruchte Stumpfnähte zu erreichen. Genauso zeigte sich, dass sich auch geringere Beanspruchbarkeiten ergeben können (PH05). Im Detail hängt dies am stärksten von der Gestaltung der Nahtgeometrie ab, das heißt vom Winkelverzug, dem Nahtübergangswinkel und Nahtübergangsradius sowie den Eigenspannungen. Diese Details der sich einstellenden Kerbwirkung bzw. des Eigenspannungszustandes sind im Vergleich zum Werkstoff dominanter. Bezugnehmend auf die einzelnen Versuchsreihen (Probenbezeichnung) ergaben sich die nachfolgenden Ergebnisse.

Die Referenzproben der Stumpfstöße PH02 und PH04 sollten mit ausgeschliffenen Nahtübergängen versehen werden, um die Kerbwirkung am Nahtübergang zu minimieren. Dabei zeigte sich bei beiden Proben eine unterschiedliche Philosophie in der Umsetzung durch die beiden unterstützenden Industrieunternehmen. Die Proben für PH02 aus S960QL wurden am Nahtübergang manuell mittels Rundfräser ausgeschliffen. Dagegen wurden die Proben für PH04 am S355MC eingeebnet, da im ausführenden Unternehmen nur wie geschweißte oder eingeebnete Schweißnähte Anwendung finden. Daher sind die Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche von PH02 und PH04 nur bedingt vergleichbar, haben aber in den Untersuchungen der Stumpfstöße die höchsten Spannungsschwingbreiten $\Delta\sigma$ erzielt.

In den Versuchsreihen PH05 sowie PH05E und PH10Tm wurde versucht allein über die Anpassung der Schweißprozessparameter die Kerbwirkung am Nahtübergang zu minimieren. Im Laufe der Untersuchungen an diesen Stumpfstößen hat sich gezeigt, dass nicht nur die Schweißprozessparameter, sondern auch die Randbedingungen zur Prozessausführung einen Einfluss auf die Spannungsschwingbreiten haben. Allein durch die Berücksichtigung der Ausführung der Gegenlage (PH05 – Strichraupe oder PH05E – gependelt) und der Positionierung der Drahtelektrode bei Decklagen aus mehreren Raupen (Abschnitt 4.3.3) ergaben sich deutliche Verbesserungen für PH05E in den Merkmalen der Nahtgeometrie, wie Winkelverzug und Nahtübergangsradius (**Tabelle 27**), was sich positiv auf die Ermüdungsfestigkeit auswirkte. Trotzdem lag das Ergebnis im Vergleich zur Referenz PH01 etwas niedriger, was aber nur zeigt, dass sehr viele Faktoren einen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit ausüben, was auch zu einer Minderung führen kann. Bei den einlagigen Doppelkehlnähten am T-Stoß konnte durch die Arbeitsposition kein Effekt auf die Spannungsschwingbreite nachgewiesen werden. Die Versuchsreihen PH10ATm und PH10BTm lieferten die dritt- und vierthöchsten Spannungsschwingbreiten der T-Stöße, was vermutlich laut **Tabelle 28** auf die größten Nahtübergangswinkel und Nahtübergangsradien (PH10ATm) und die geringsten Winkelverzüge (PH10BTm) zurückzuführen ist.

Die Versuchsreihen zum induktiven Vorwärmen (PH06) und Nachwärmen (PH07) ergaben an den Stumpfstößen die niedrigsten Spannungsschwingbreiten. In diesem Fall sind die Ergebnisse nicht zu negativ zu bewerten, da die Probenherstellung ohne Pendelung der Gegenlage in Strichraupentechnik erfolgte und der enorme Einfluss der Drahtpositionierung auf die Ausbildung der Nahtgeometrie erst zu einem späteren Zeitpunkt der Projektbearbeitung vorlag. Die fortge-

schrittene Projektlaufzeit und die Knappheit an Versuchsmaterial erlaubte kein Wiederholen dieser Versuchsreihen unter Berücksichtigung der pendelnden Ausführung der Gegenlage und definierten Drahtpositionierung.

Bei den einlagigen Doppelkehlnähten am T-Stoß ergaben die Versuchsreihen PH11Tm und PH12Tm die höchsten Spannungsschwingbreiten. In Auswertung der Ergebnisse laut **Tabelle 28** weisen die Proben geringe Winkelverzüge und laut **Tabelle 33** auch große Druckeigenstressspannungen auf, was ein Indiz für höhere Spannungsschwingbreiten ist. Somit scheint eine induktive höhere Vorwärmung oder Wärmenachbehandlung bei einlagigen Doppelkehlnähten eine Verbesserung in der Spannungsschwingbreite hervorzurufen, da der Effekt der Kerbwirkung im Bereich der Decklage und Gegenlage wie bei Stumpfstößen hier nicht so dominierend zum Tragen kommt.

Ebenso wie die Versuchsreihen PH06 und PH07 erfolgte das Hochfrequente Hämmern (HFH) an den in Strichraupentechnik erstellten Stumpfstößen (PH08) bezüglich Gegenlage und ohne Berücksichtigung definierter Drahtposition. Die aus PH05 bekannten negativen Auswirkungen auf die Spannungsschwingbreite konnte durch HFH signifikant verbessert werden, sodass diese trotzdem über den Ergebnissen der Referenz PH01 und auch der Versuchsreihe PH05E lagen. In welcher Dimension sich eine zusätzliche HFH-Behandlung von Proben der Versuchsreihe PH05E auswirken würde, konnte ebenfalls aufgrund der fortgeschrittenen Projektlaufzeit und des aufgebrauchten Versuchsmaterial nicht weiterverfolgt werden.

Der Einsatz des HFH-Verfahrens am T-Stoß (PH13Tm) ergab im Vergleich zur Referenzprobe PH09T eine Verbesserung in der Spannungsschwingbreite. Im Vergleich zu den Versuchsreihen mit Anpassung der Schweißprozessparameter und dem Einsatz induktiver Erwärmung lagen die Spannungsschwingbreiten niedriger. Somit scheint es, dass sich bei den einlagigen Doppelkehlnähten der Winkelverzug signifikanter auf die Spannungsschwingbreite auswirkt, welche bei PH13Tm nach der Referenzprobe PH09T am zweitgrößten war.

Zusammenfassend ist zu sagen, dass die Möglichkeit besteht, bei der Verwendung höherfester Stähle auch höhere Ermüdungsfestigkeiten zu erzielen, jedoch nicht in jedem Fall. Es können durch die Variation der Schweißparameter große Unterschiede in äußeren geometrischen Merkmalen (Verzug, Nahtübergangsradius, etc.) entstehen, die sich signifikant auf die Ermüdungsfestigkeit auswirken.

Die Ergebnisse der Referenzproben zeigen, dass die Industrie diese Potentiale schon nutzt. Trotzdem besteht die Gefahr, dass auch dort die geometrischen Merkmale variieren können. Aus diesem Grund kann eine globale Anhebung der Beanspruchbarkeit bei der Verwendung höherfester Stähle nicht empfohlen werden.

5 Am SAM der TU-Darmstadt durchgeführte Arbeiten

5.1 Probenfertigung

In diesem Abschnitt soll auf die Herstellung der am SAM gefahrenen Versuchskörper eingegangen werden.

5.1.1 Materialeigenschaften

Die im Zuge des Projektes am SAM untersuchten Proben wurden aus den Stählen S355MC und S960QL gefertigt. Dieses Grundmaterial wurde von der Firma Putzmeister zu Verfügung gestellt.

Eine Übersicht der, entsprechend der DIN-Norm garantierten chemischen Zusammensetzung ist in **Tabelle 36** gegeben.

Tabelle 36: Chemische Zusammensetzung der Werkstoffe S355MC und S960QL nach der jeweiligen DIN-Norm

Element (max.)	C %	Si %	Mn %	P %	S %	N %	B %	Cr %	Cu %	Mo %	Nb %	Ni %	Ti %	V %
S960QL	0,22	0,22	0,22	0,025	0,012	0,016	0,006	1,60	0,55	0,74	0,07	4,10	0,07	0,12
S355MC	0,12	0,50	1,50	0,025	0,020	-	-	-	-	-	0,09	-	0,15	0,20

Die mechanischen Eigenschaften nach DIN-Norm sind in **Tabelle 37** gegeben.

Tabelle 37: Mechanische Eigenschaften von S355MC und S960QL nach der jeweiligen DIN-Norm

	Streckgrenze in MPa	Zugfestigkeit in MPa	Bruchdehnung A in %
S960QL	≥ 860	980 - 1150	≥ 10
S355MC	≥ 355	430 bis 550	≥ 23

5.1.2 Probengeometrie

Bei den Proben handelt es sich um unterschiedlich stark gekerbte Prüflinge mit Rechteckquerschnitt. Bei der Wahl der Probengeometrie wurde auf Formen zurückgegriffen, welche sich bereits in der Literatur bewährt haben. Zur Untersuchung der Stützwirkungseffekte hat sich insbesondere die Probenform aus [Bau13] als zielführend erwiesen, da mit dieser einerseits der Einfluss des Kerböffnungswinkels und andererseits der Einfluss des lokalen Kerbradius getrennt ermittelt werden kann. Die Probengeometrie der am SAM untersuchten Proben aus S355MC ist in der **Abbildung 69**, die der Proben aus S960QL in **Abbildung 70** dargestellt.

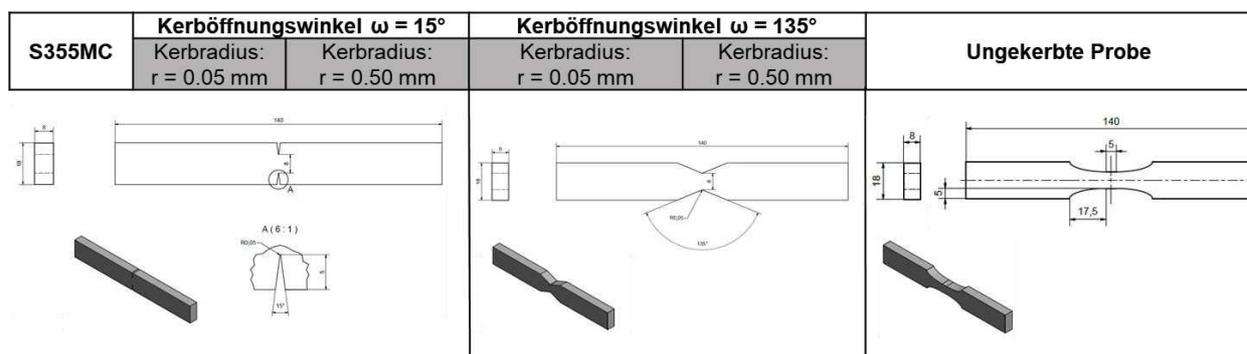


Abbildung 69: Geometrie der am SAM untersuchten Probentypen aus S355MC

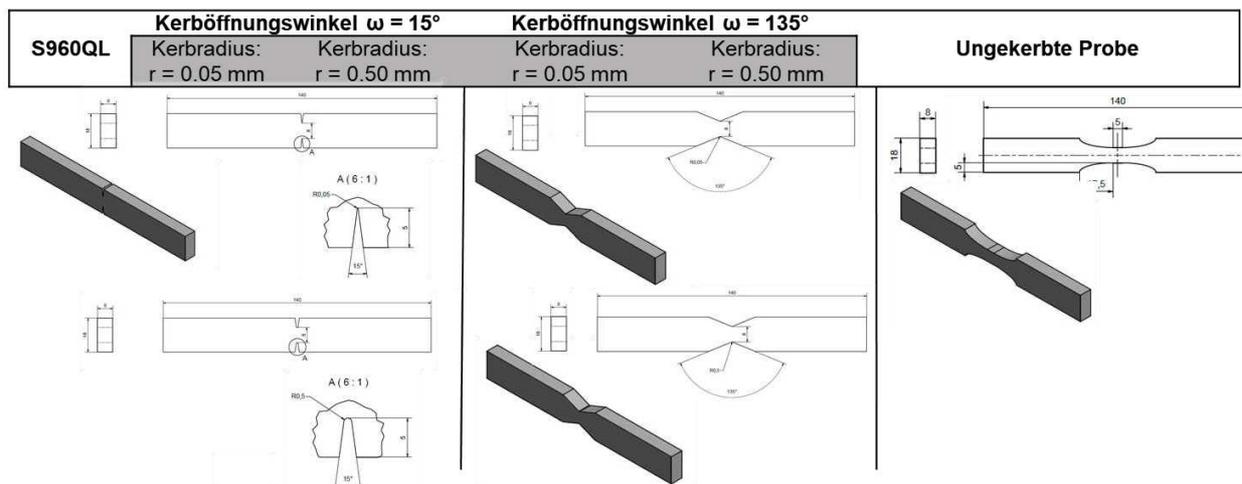


Abbildung 70: Geometrie der am SAM untersuchten Probentypen aus S960QL

5.1.3 Probenentnahme

Die Entnahme der Proben erfolgte aus zwei, als Stumpfstoß geschweißten Platten mit einer Blechdicke von 10 mm, welche sich durch den Werkstoff (S355MC bzw. S960QL) unterscheiden. In ersten Bearbeitungsschritt wurden die Platten beidseitig abgeschliffen. Auf diese Weise wurde die Nahtüberhöhung der Schweißnaht abgetragen und die Blechdicke auf den für die Proben vorgesehenen Wert von 8 mm reduziert. So wurde ein möglicherweise auftretender Winkelverzug und Kantenversatz der Proben korrigiert. Für eine Berücksichtigung des realen Schweißgefüges wurden die Proben aus den geschweißten Platten auf solche Weise herausgearbeitet, dass der Ort des geringsten Querschnitts der Proben in der Wärmeeinflusszone liegt, **Abbildung 71**. Das Herausarbeiten der Proben und Einbringen der Kerben erfolgte dabei mittels Drahterosion, da es mit diesem Verfahren möglich ist, sehr scharfe Kerbradien exakt und reproduzierbar zu fertigen.



Abbildung 71: Entnahme der Proben aus den stumpfgeschweißten Platten

5.1.4 Metallographische Untersuchung

Im Zuge des Projektes wurden eine Reihe metallografischer Untersuchungen an den Proben durchgeführt. Die Ziele dieser Untersuchungen lassen sich in den folgenden drei Stickpunkten zusammenfassen:

- Bestimmung des Härteverlaufs im Bereich des minimalen Querschnitts
- Untersuchung des Gefüges im Bereich des minimalen Querschnitts
- Überprüfung, ob der Kerbgrund der Proben immer in der Wärmeeinflusszone liegt

Zur Untersuchung des Härteverlaufs wurde zum einen vor Entnahme der Proben durch das ifs der TU-Braunschweig eine flächige Härtemessung an den Platten durchgeführt. Nach der Probenentnahme erfolgte zusätzlich eine Härtemessung nach Wickers für HV0,1 und HV1 entlang unterschiedlicher Pfade in Probenlängsrichtung. In beiden Fällen wurde ein nahezu konstanter Verlauf über die Schweißnaht mit einem sehr geringen Härtegradient in der Wärmeeinflusszone beobachtet, siehe **Abbildung 72**, **Abbildung 73**.

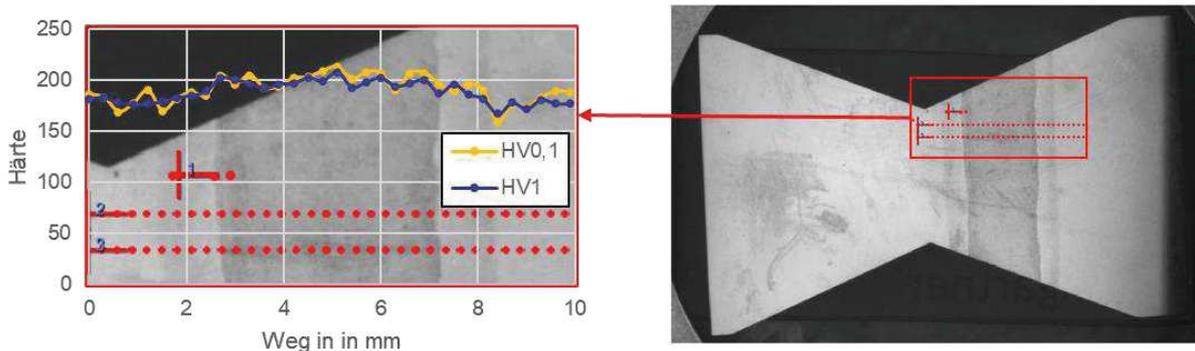


Abbildung 72: Härteverlauf in der Schweißnaht an einer Probe mit einem Kerböffnungswinkel von 135° und einem Kerbradius von 0,05 mm.

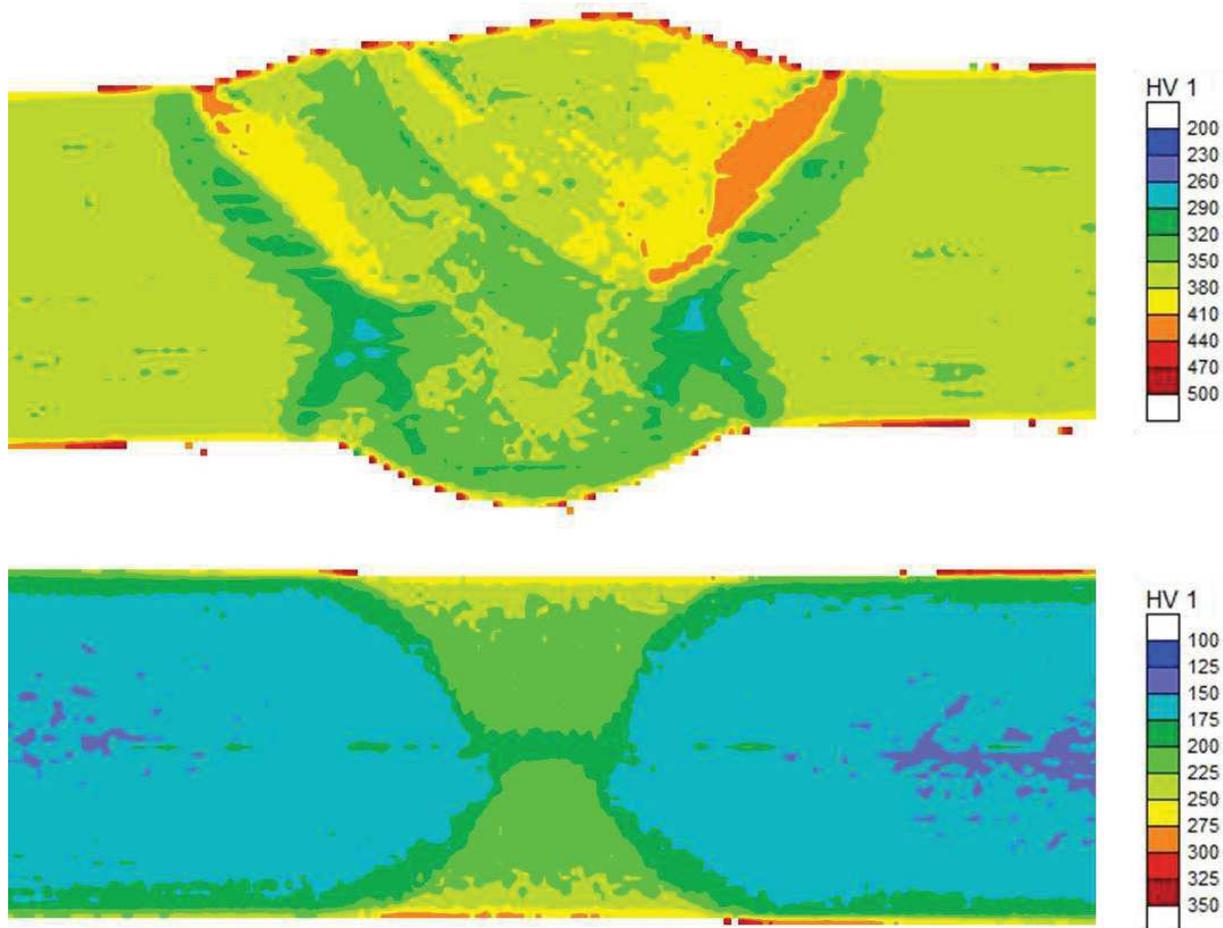


Abbildung 73: Ergebnisse der flächige Härtemessung an den Platten aus S960QL (oben) und S355QL (unten) vor der Probenentnahme.

In der Gefügeuntersuchung wurde ein, über die Probengeometrie konstantes Gefüge beobachtet.

5.2 Numerische Beanspruchungsanalyse

Die Bestimmung der lokalen Beanspruchung erfolgte durch eine numerische Beanspruchungsanalyse mit der Finite-Elemente-Software Abaqus. Für jeden Probentyp wurde ein FE-Modell erstellt und die im Versuchstand vorliegenden Randbedingungen und Lasten simuliert. Als Beispiel ist in **Abbildung 74** das Modell für den VK-Probentyp mit einer gesonderten Darstellung der lokalen Vernetzungsgüte dargestellt. Die Vernetzung wurde so gewählt, dass die Elementkantenlänge im Kerbgrund 0,01 mm beträgt und mit zunehmenden Abstand langsam ansteigt. Es wurden Hexaederelemente mit quadratischer Ansatzfunktion (C3D20) verwendet. Die Simulation erfolgte unter der Annahme von linear elastischem Materialverhalten.

Für jedes dieser Modelle wurde die Kerbspannung als Maximum der 1. Hauptnormalspannung im Kerbgrund ausgelesen. Zur Bestimmung der Spannungsgradienten wurde am Ausleseort der Kerbspannung jeweils ein Pfad senkrecht zur Oberfläche definiert und der Spannungsverlauf der 1. Hauptnormalspannung entlang dieses Pfades ausgelesen.

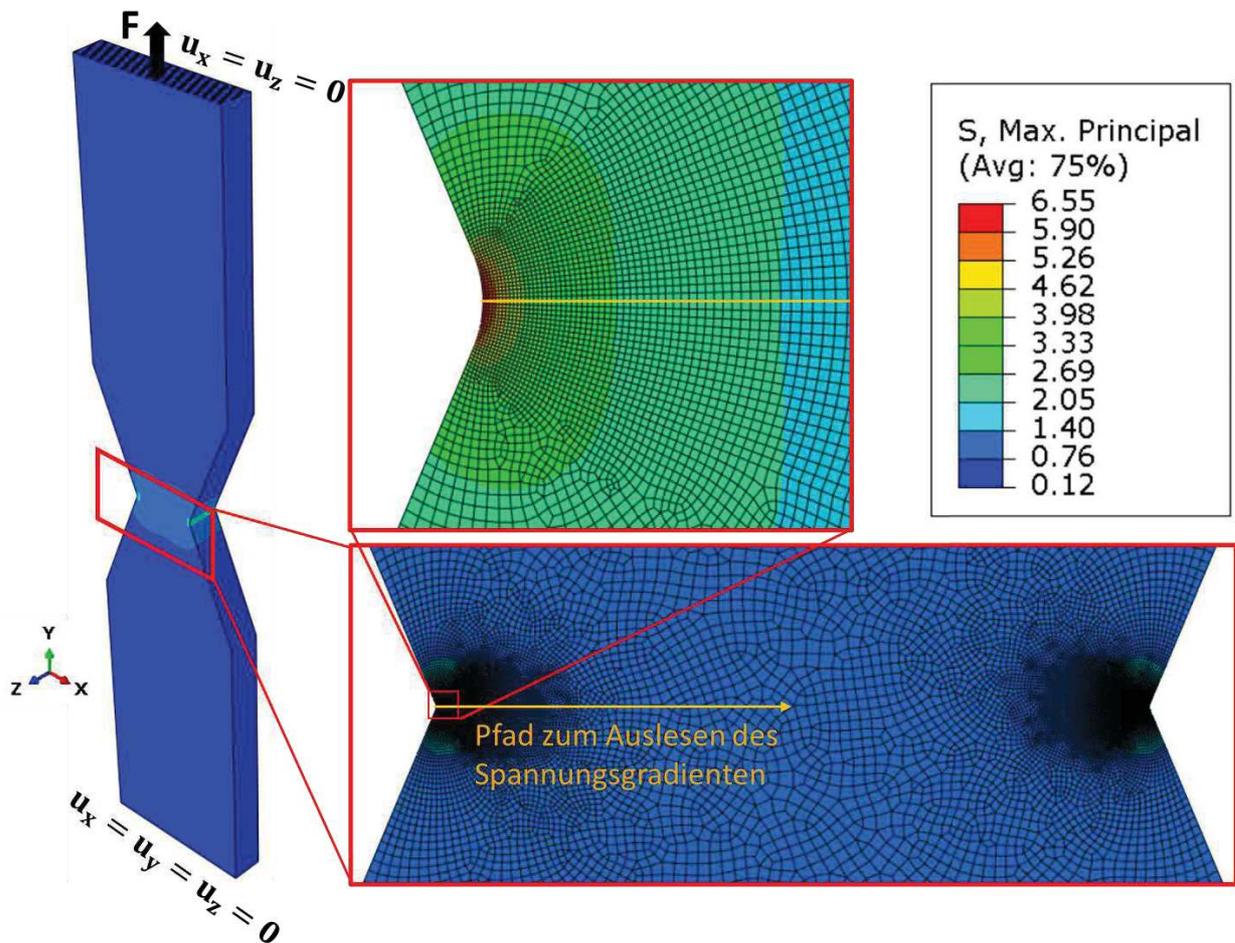


Abbildung 74: FE-Modell mit Randbedingungen, aufgebracht Last und lokaler Vernetzung am Beispiel der VK-Probe

5.3 Schwingfestigkeitsversuche

Mit den beschriebenen Proben wurden acht Versuchsreihen durchgeführt. Die Versuchsmatrix ist in Tabelle 38 dargestellt.

Tabelle 38: Versuchsmatrix

Material	Kerböffnungswinkel	Kerbradius	Geometrie Kürzel	Probenanzahl
S355MC	135°	0,05 mm	VK	12
S355MC	15°	0,05 mm	IK	12
S355MC	180°	∞	U	12
S960QL	15°	0,5	IG	8
S960QL	15°	0,05	IK	8
S960QL	135°	0,5	VG	8
S960QL	135°	0,05	VK	8
S960QL	180°	∞	U	8

5.3.1 Versuchsaufbau

Die Versuche wurden auf einer Resonanzprüfmaschine durchgeführt. Diese besitzt eine Feder, die über eine Resonanzanregung die Probe belastet. Die sich dadurch einstellende Belastungsfrequenz f lag zwischen 32 Hz und 34 Hz. Die Versuche wurden kraft geregelt bei einem R-Wert von -1 und reiner axialen Belastung durchgeführt. Vor Start der Versuchsreihen wurde eine ungekerbte Probe mit Dehnungsmessstreifen appliziert und die Einbaudehnung, sowie die Lastdehnung ermittelt. Es zeigten sich Einbaudehnung die minimal über dem Messrauschen lagen und Lastdehnungen die der eingebrachten Last gemäß des Hook'schen Gesetzes entsprachen.

Während des Versuchs wurden zwei Digitalkameras von zwei Seiten auf die Probe gerichtet (siehe **Abbildung 75**). Diese lösten durch eine Elektronik im Abstand von 2000 bis 9000 Schwingungen aus. Zusätzlich wurde, wenn durch einen Beschleunigungssensor ein Steifigkeitsabfall detektiert wurde ein zusätzliches Bild aufgenommen. Somit konnten ein Anriss und ein Risswachstum, ausgehend von den Kerben an den Proben aufgenommen werden. Um die Darstellung des Risses auf den Aufnahmen zu verbessern wurden die Oberfläche der Proben mit einer Emulsion aus Zinkoxid und Glycerin benetzt.



Abbildung 75: Versuchsaufbau und Kamerasystem zur Rissdetektion

Die Versuche wurden bis zum Bruch der Probe oder bis zu einer Schwingenzahl von $N > 10^7$ durchgeführt. Nach Abschluss wurden anhand der aufgenommenen Bilder die Schwingenzahl bei einem Anriss und einem Makroriss festgestellt.

Ein erster Anriss wurde mit einer sichtbaren Veränderung der Zinkoxidschicht definiert, wie es in **Abbildung 76** dargestellt ist.

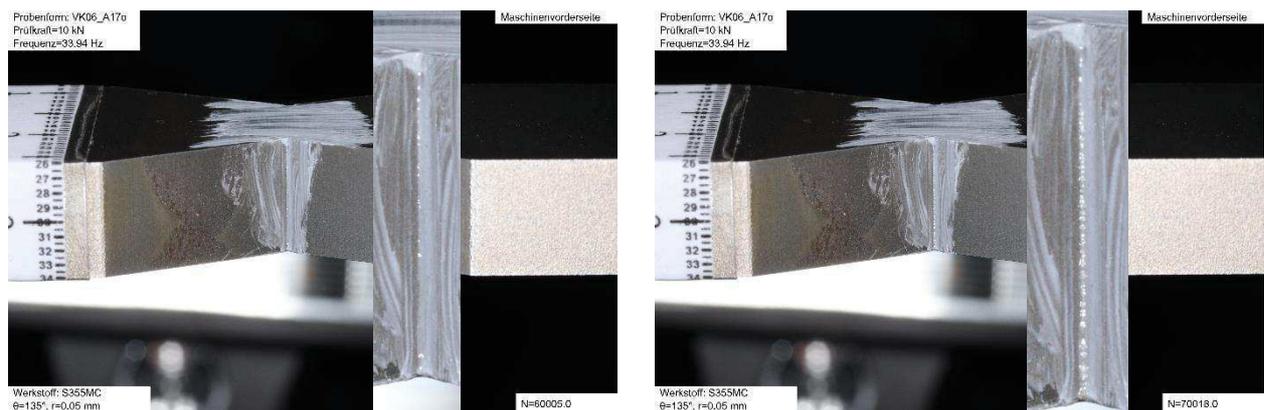


Abbildung 76: Kriterium: erster Anriss

War der Riss über die gesamte Seite fortgeschritten und das Risswachstum orthogonal zur Kerbe wurde ein Makroriss definiert (siehe **Abbildung 77**).

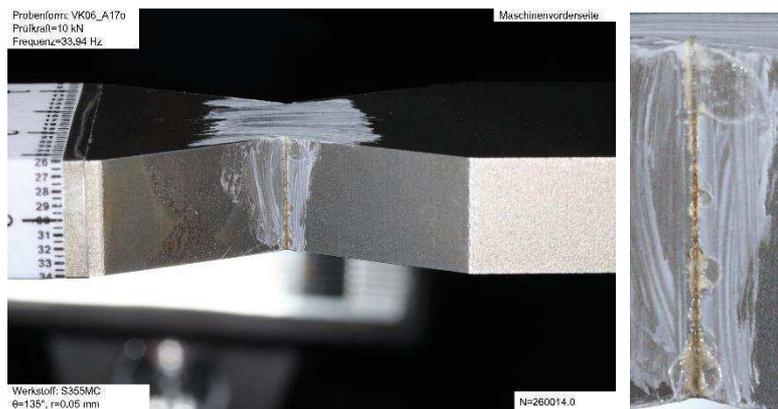


Abbildung 77: Kriterium: Makroriss

Ein Bruch wurde bei einem Versagen der Probe festgelegt. Es zeigte sich, dass die Kriterien erster Anriss und Makroriss, bei unterschiedlichen Schwingspielzahlen, bei den beiden Proben-seiten auftraten, wodurch das Minimum aus den beiden Probenseiten der Schwingspielzahl

$$N_{\text{erster Anriss}} = \text{MIN}(N_{\text{erste Anriss, Probenvorderseite}}; N_{\text{erste Anriss, Probenrückseite}})$$

$$N_{\text{Makroriss}} = \text{MIN}(N_{\text{Makroriss, Probenvorderseite}}; N_{\text{Makroriss, Probenrückseite}})$$

zur Definition herangezogen wurde.

5.3.2 Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche

Die Ergebnisse der Schwingfestigkeitsuntersuchungen und die daraus abgeleiteten Wöhlerlinien sind in den **Abbildung 78 – Abbildung 85** dargestellt. Für jeden Versuch ist die Schwingspielzahl für den ersten Anriss (Kreise), den Makroriss (Dreiecke) und Bruch (Quadrate) separat gegeben. Die zugehörigen Wöhlerlinien sind entsprechend als gestrichelte Linien, Strich-Punkt-Linien und durchgezogene Linie gegeben. Alle Wöhlerlinien wurden mit der Maximum-Likelihood-Methode generiert und Durchläufer mit einem Pfeil markiert.

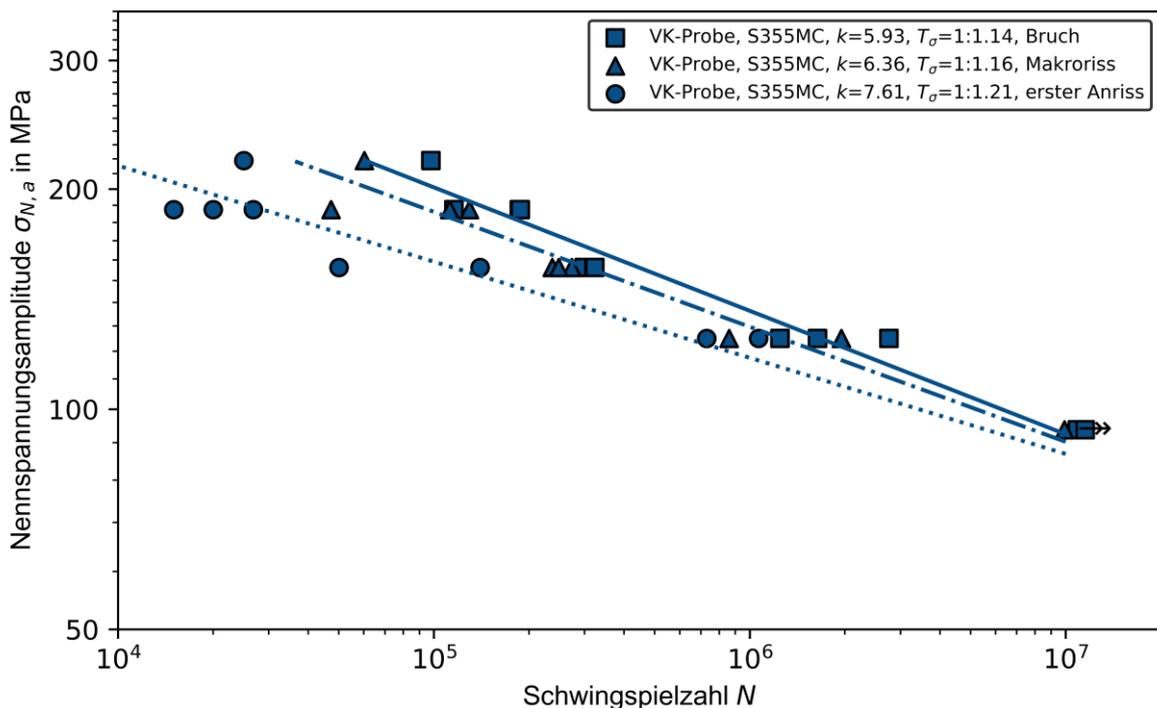


Abbildung 78: Versuchsergebnisse gekerbter Proben (VK) unter axialer Belastung, $R = -1$, $\phi = 135^\circ$, $r = 0,05$ mm, Material: S355MC, $K_t = 6,3$

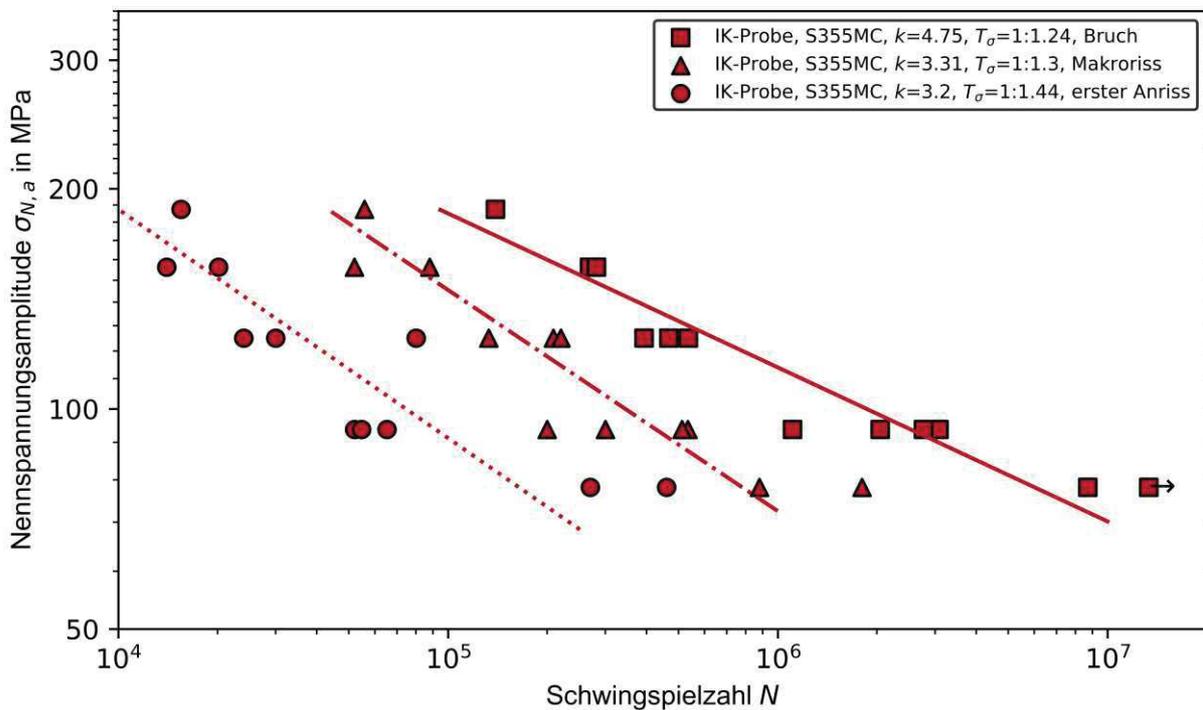


Abbildung 79: Versuchsergebnisse gekerbter Proben (IK) unter axialer Belastung, $R = -1$, $\phi = 15^\circ$, $r = 0,05$ mm, Material: S355MC, $K_t = 11,7$

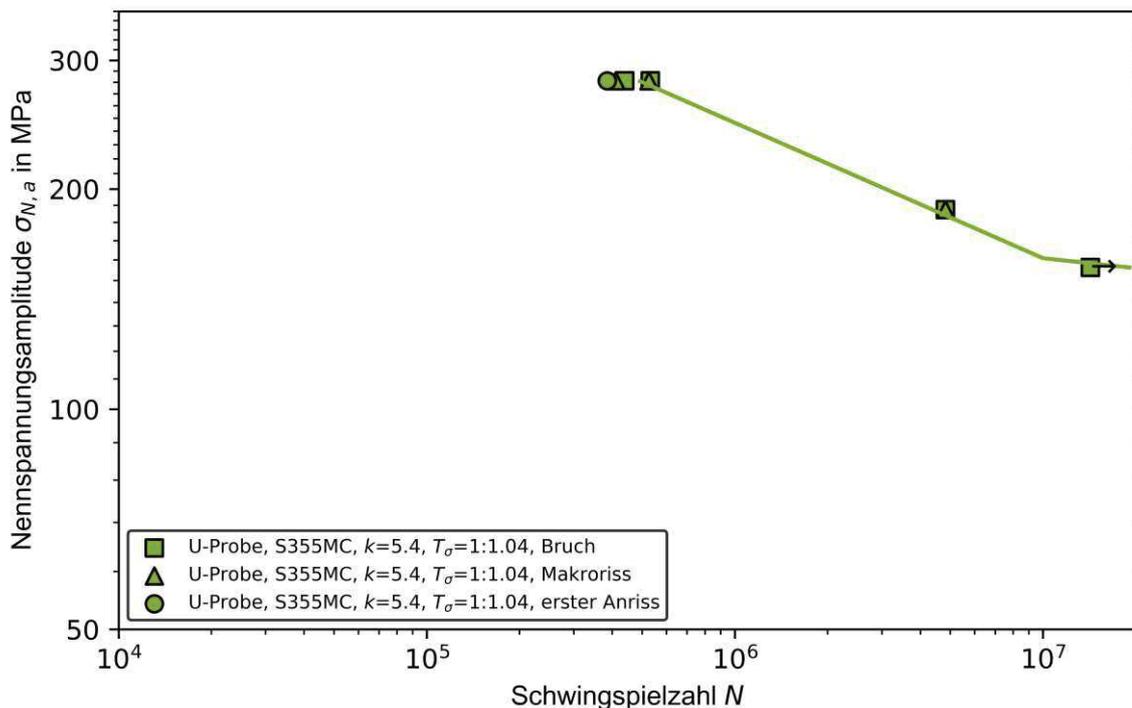


Abbildung 80: Versuchsergebnisse ungekerbter Proben (U) unter axialer Belastung, $R = -1$, $\phi = 180^\circ$, $r = \infty$, Material: S355MC

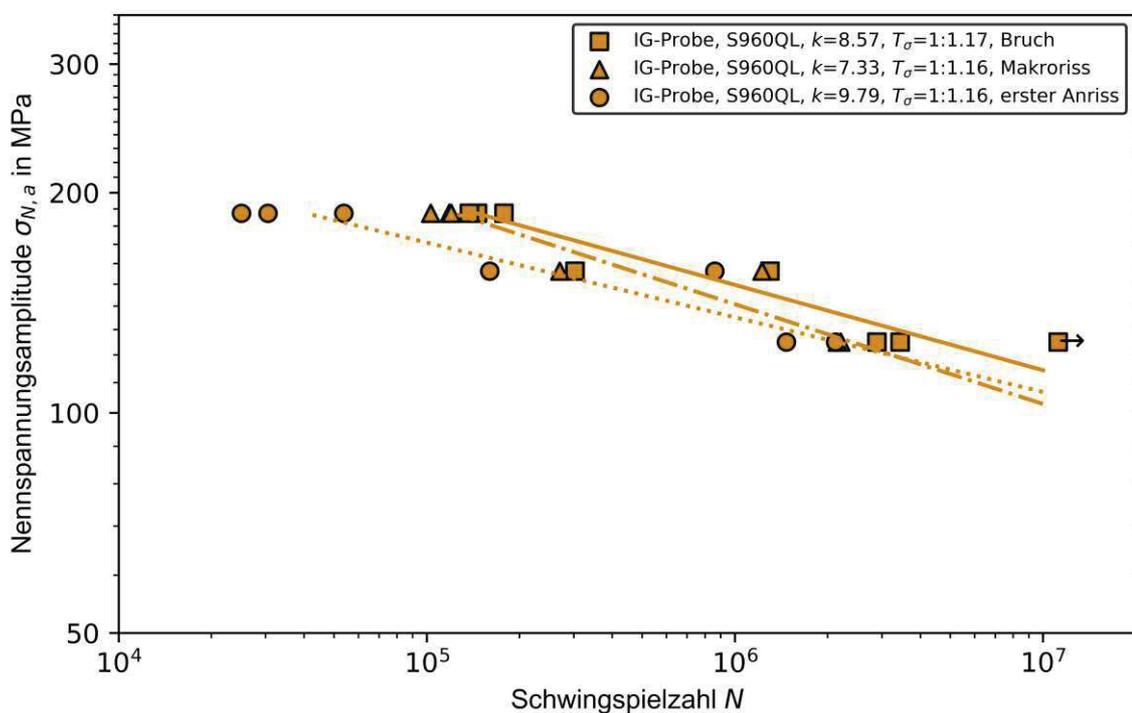


Abbildung 81: Versuchsergebnisse gekerbter Proben (IG) unter axialer Belastung, $R = -1$, $\phi = 15^\circ$, $r = 0,5 \text{ mm}$, Material: S960QL, $K_t = 3,9$

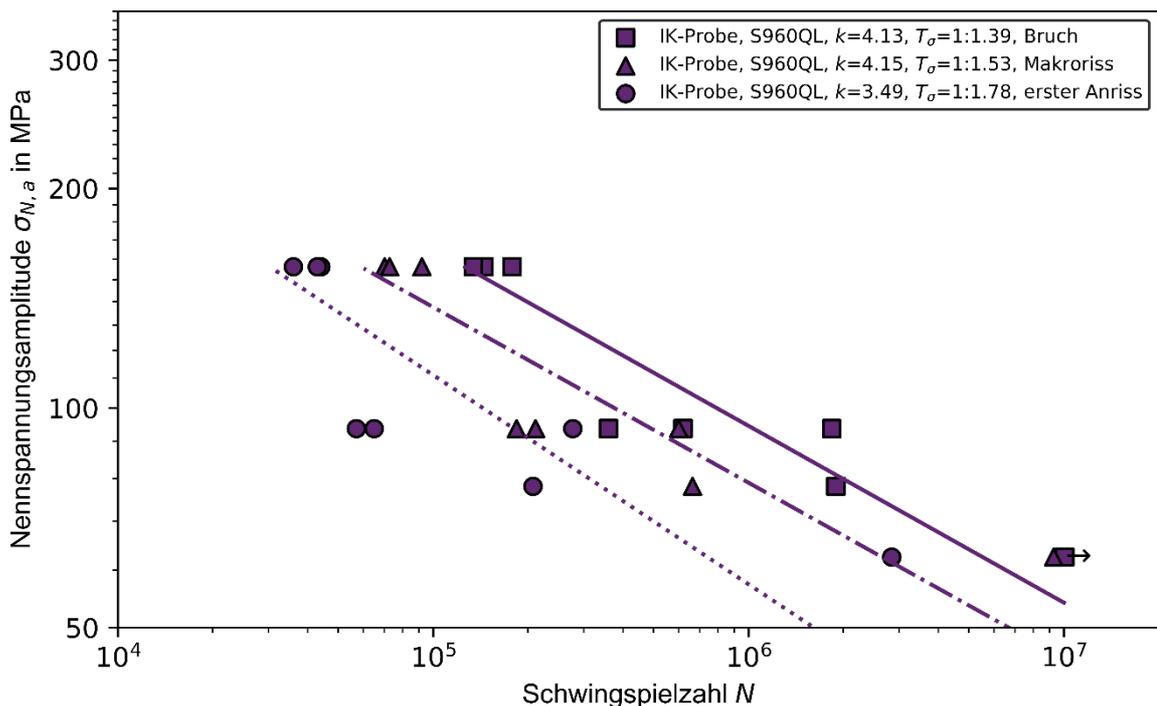


Abbildung 82: Versuchsergebnisse gekerbter Proben (IK) unter axialer Belastung, $R = -1$, $\phi = 15^\circ$, $r = 0,05 \text{ mm}$, Material: S960QL, $K_t = 11,7$

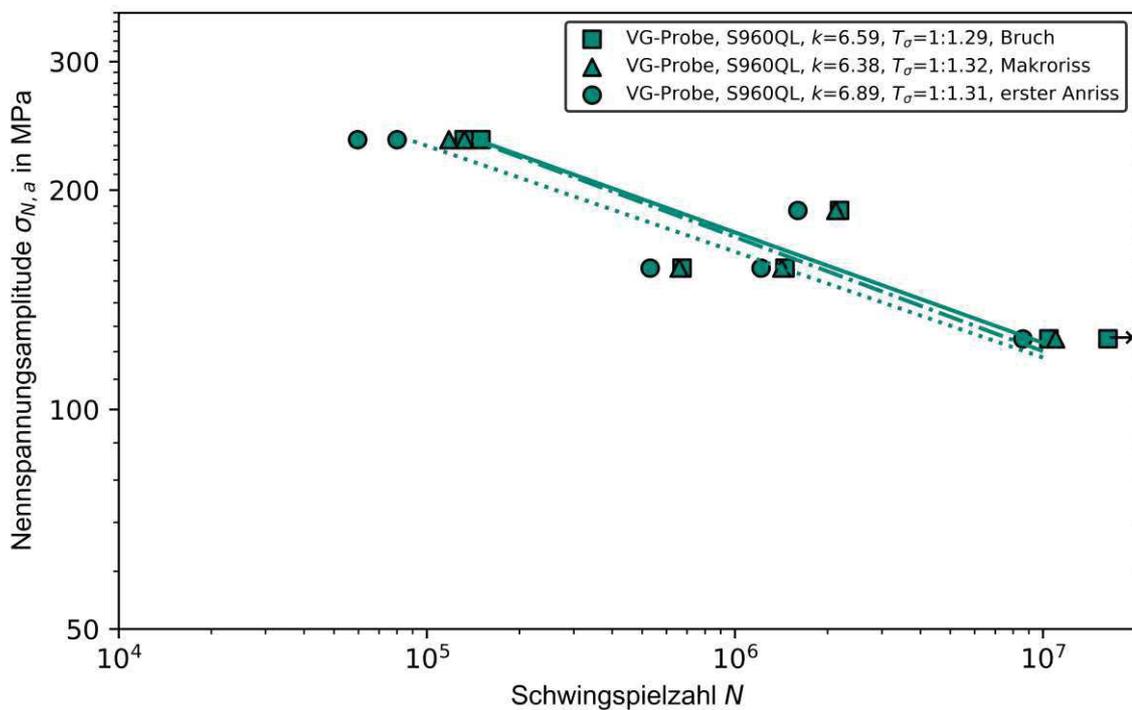


Abbildung 83: Versuchsergebnisse gekerbter Proben (VG) unter axialer Belastung, $R = -1$, $\phi = 135^\circ$, $r = 0,5 \text{ mm}$, Material: S960QL, $K_t = 3,0$

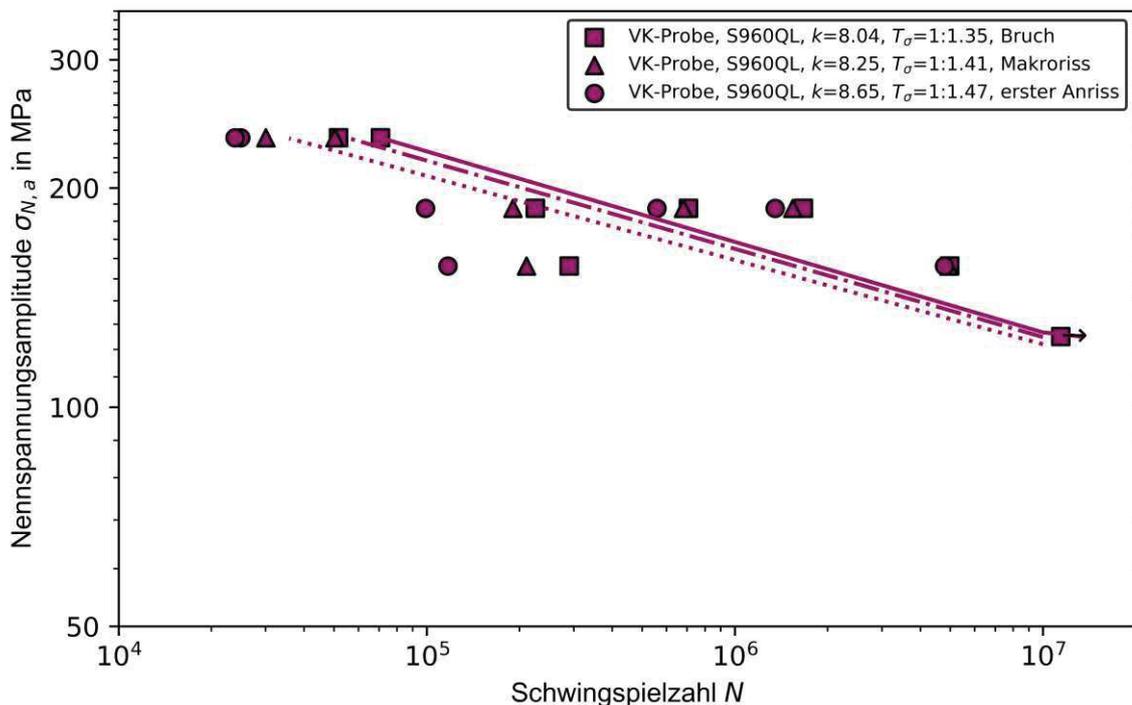


Abbildung 84: Versuchsergebnisse gekerbter Proben (VK) unter axialer Belastung, $R = -1$, $\phi = 135^\circ$, $r = 0,05 \text{ mm}$, Material: S960QL, $K_t = 6,3$

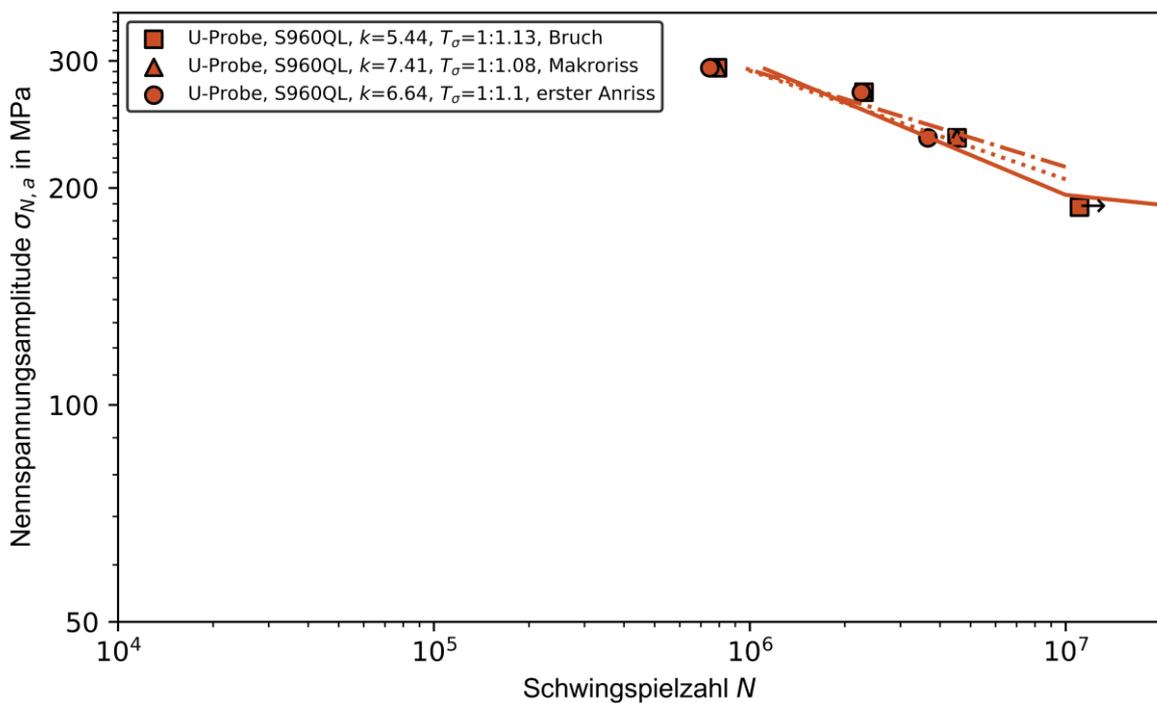


Abbildung 85: Versuchsergebnisse ungekerbter Proben (U) unter axialer Belastung, $R = -1$, $\phi = 180^\circ$, $r = \infty$, Material: S960QL

5.4 Bewertung und Interpretation der Ergebnisse

Die Versuchsergebnisse zeigen im Hinblick auf [Bau13] plausible ertragbare Schwingenspielzahlen. Über alle Versuchsreihen lässt sich erkennen, dass eine schärfere Kerbe und damit ein einhergehender größerer Kerbüberhöhungsfaktor zu einer größeren Neigung der Wöhlerlinien führen, was bei allen drei definierten Kriterien der Fall ist. Weiterhin zeigt sich eine deutlich größere Rissfortschrittsphase bei einer stärker ausgeführten Kerbe. Bei den ungekerbten Proben lässt sich innerhalb der Auslösungsfrequenz des Kamerasystems nahezu keinen Anriss oder Makroriss feststellen bevor die Probe mit dem Bruch versagt (**Abbildung 80** und **Abbildung 85**).

Im Allgemeinen zeigt sich wie erwartet eine höhere Beanspruchbarkeit des Werkstoffs S960QL gegenüber dem S355MC. Bei einem sehr hohen Kerbüberhöhungsfaktor von $K_t = 11,7$ ist dies allerdings nicht der Fall, was auf eine höhere Kerbempfindlichkeit des hochfesten Stahls S960QL zurückzuführen ist.

Die Bruchbilder ähneln sich bei den Versuchsreihen mit dem Werkstoff S355MC sehr stark. In **Abbildung 86** ist ein typisches Bruchbild dargestellt.

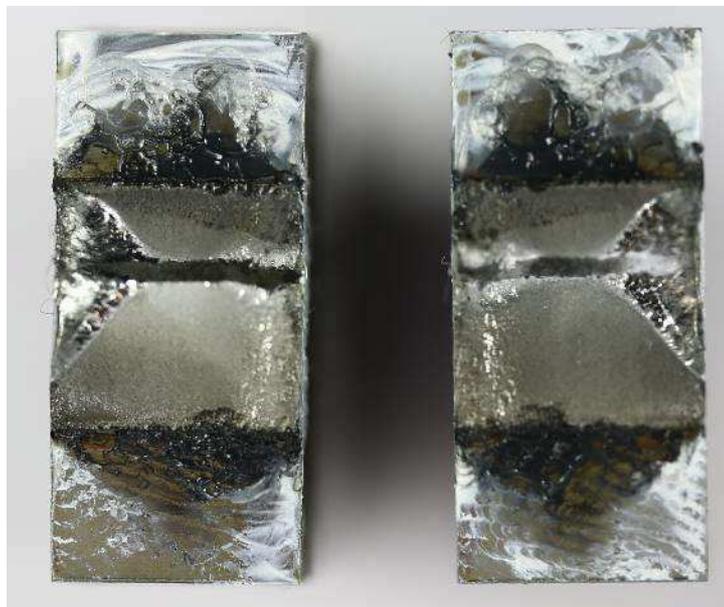


Abbildung 86: Typisches Bruchbild einer gekerbten Probe (IK) unter axialer Belastung, $R = -1$, $\phi = 15^\circ$, $r = 0,05 \text{ mm}$, Material: S355MC, $K_t = 11,7$, $N_B = 273.844$, $\sigma_{N,a} = 156,25 \text{ MPa}$

Der Rissfortschritt findet von beiden Seiten aus statt (gräulicher Bereich). Ist der Riss soweit fortgeschritten, dass der lastübertragende Querschnitt zu klein wird kommt es zu einem Gewaltbruch, der dem metallisch glänzenden Bereich entspricht.

Bei den Proben mit dem Werkstoff S960QL fand kein Risswachstum von beiden Seiten aus statt. Der Riss breitete sich immer von einer Seite aus und demnach liegt der Gewaltbruch an der gegenüberliegenden Probenseite, was auf **Abbildung 87** dargestellt ist.



Abbildung 87: Typisches Bruchbild einer gekerbten Probe (IK) unter axialer Belastung, $R = -1$, $\phi = 15^\circ$, $r = 0,05 \text{ mm}$, Material: S960QL, $K_t = 11,7$, $N_B = 366.985$, $\sigma_{N,a} = 93,75 \text{ MPa}$

An den ungekerbten Proben des Werkstoffes S355MC konnten im Rahmen des Projektes nicht alle Proben zur Auswertung herangezogen werden. Aufgrund von Ungängen, die während des Schweißprozesses entstanden sind, sind Risse von dort ausgegangen und es zeigte sich eine deutlich herabgesetzte Beanspruchbarkeit (**Abbildung 88**).



Abbildung 88: Innere Ungänge an einer ungekerbten Probe, des Werkstoffes S355MC

An den ungekerbten Proben mit dem Werkstoff S960QL konnten im Rahmen des Projektes höhere Lasthorizonte versuchstechnisch nicht realisiert werden, da die Klemmkraft an der Einspannung zu gering war und dadurch der Kraftschluss versagt ist. Wurde die Klemmkraft erhöht, kam es zu einem Versagen direkt an der Einspannung, was auf die somit entstandene Kerbwirkung zurückzuführen ist.

6 Bewertungskonzept

6.1 Entwicklung des Konzeptes auf Basis der gekerbten Proben

Die Grundlage des neu entwickelten Bemessungskonzept bilden die Effektivspannungskonzepte, einerseits der Spannungsmittelungsansatz nach Moore/Peterson/Taylor und andererseits der Spannungsabstandsansatz nach Neuber. In den beiden Ansätzen sind die Parameter a bzw. ρ^* beinhaltet, mit denen der Einfluss der Werkstofffestigkeit auf die Schwingfestigkeit berücksichtigt werden kann. Theoretisch hängen diese Parameter vom Werkstoff bzw. von der Festigkeit des Werkstoffs ab. Da die Schwingfestigkeit des (ungekerbten) Werkstoffs im Bereich der versagensrelevanten Stellen aufgrund der stark variierenden Gefügestruktur experimentell nicht ermittelt werden kann, wird die Härte als maßgeblicher Parameter herangezogen. Es wird der Zusammenhang

$$a = f(HV), \rho^* = f(HV)$$

angenommen.

Eine Veränderung des Werts für die Parameter a und ρ^* ergibt eine Veränderung in der Stützwirkung. Bei der Wahl von kleinen Werten ist der Werkstoff kerbempfindlicher; lokal begrenzte Spannungsspitzen, die zum Beispiel durch scharfe Kerben verursacht werden, führen zu einer starken Reduktion der Schwingfestigkeit. Sind die Werte der Parameter groß, wirkt sich die Spannungsgradient weniger auf die Schwingfestigkeit aus. Der Werkstoff ist kerbunempfindlicher.

Die Parameter a und ρ^* sind Größen zur Beschreibung der Stützwirkung, die durch die lokalen Spannungsgradienten und das lokale Werkstoffgefüge bestimmt werden. Zusätzlich zu diesem Effekt muss für eine zuverlässige Schwingfestigkeitsbewertung auch die Schwingfestigkeit des ungekerbten Werkstoffelements bekannt sein. Dieser wird wiederum als Funktion der lokalen Gefügeeigenschaften und somit als Funktion der Härte angenommen.

$$\sigma_a(K_t = 1) = f(HV)$$

Von nicht geschweißten Proben und Bauteilen ist bekannt, dass bei zunehmender Werkstofffestigkeit die Schwingfestigkeit zunimmt. Zugleich steigt aber die Kerbempfindlichkeit an. Für eine zuverlässige Schwingfestigkeitsbewertung müssen beide Effekte berücksichtigt werden.

Für eine Identifikation der oben beschriebenen Zusammenhänge sind Schwingfestigkeitsversuche an geschweißte Proben nur bedingt geeignet. Dies lässt sich dadurch begründen, dass dort typischerweise eine nicht definierte Schweißnahtgeometrie vorliegt. Zudem variiert gerade im Bereich der versagenskritischen Stellen das Gefüge. Aus diesem Grund werden für die Parametrierung des angedachten Modells gekerbte und ungekerbte Proben verwendet, die geometrisch klar definiert sind und deren Härten im versagenskritischen Bereich messtechnisch zuverlässig bestimmt werden können.

Grundlage für die Auswertungen bilden die in Kapitel 0 durchgeführten Untersuchungen. Da es insgesamt nur 3 Wöhlerlinien für den Werkstoff S355MC gibt, werden für die Auswertung noch Versuchsergebnisse an geometrisch identischen Proben aus dem Werkstoff QStE380TM hinzugefügt, die mit 178 HV10 nahezu die gleiche Härte vorliegen haben.

Grundlage für die Auswertung sind die Spannungsgradienten im Kerbligament. Wird nur die maximal auftretende Spannung verwendet, so entspricht die ermittelte ertragbare Beanspruchung der maximalen Kerbspannung. Ein Plot der Ergebnisse, **Abbildung 89**, zeigt, dass die Streuung der Ergebnisse mit $1:T_S = 3.52$ sehr groß ist. Bedingt durch die Stützwirkungseffekte an den schärfer gekerbten Proben, die bei einer Bewertung auf Basis von maximalen Spannungen nicht berücksichtigt werden, weisen diese die höchste Beanspruchbarkeit auf. Die ungekerbten Proben hingegen zeigen die geringsten ertragbaren Beanspruchungen.

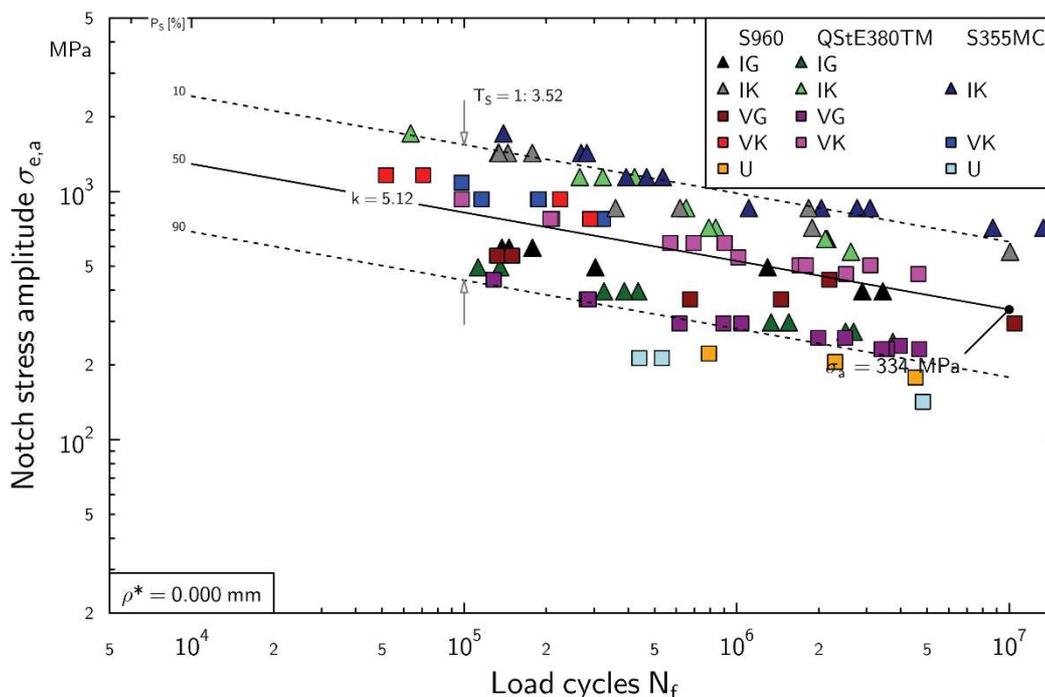


Abbildung 89: Auswertung der Versuchsergebnisse mit $a = \rho^* = 0 \text{ mm}$

Mittels der Parameter a und ρ^* kann nun der Einfluss der Spannungsgradienten auf die Lebensdauer berücksichtigt werden. Hierzu wird nicht mehr die maximale Kerbspannung für die Bewertung herangezogen, sondern eine Effektivspannung berechnet. Diese ist abhängig von der Wahl des Bewertungsansatzes. Nach dem Spannungsmittelungsansatz lautet diese

$$\sigma_{\text{eff}} = 1/\rho^* \int \sigma(x) dx .$$

Für den Abstandansatz ergibt sich

$$\sigma_{\text{eff}} = \sigma(a) .$$

Auf Basis der Versuchsergebnisse können die Parameter a und ρ^* empirisch identifiziert werden. Hierzu werden diese variiert und das sich ergebende Streumaß betrachtet. Die Parameter, die zu einer minimalen Streuung führen, sind für die Schwingfestigkeitsbewertung heranzuziehen.

Auf Basis der vorliegenden Ergebnisse an gekerbten Proben liefert die Identifikation der Parameter für das Versagenskriterium Bruch eine kritische Länge von $a = 0,12 \text{ mm}$ und ein Streumaß von $1:T_S = 1,55$, **Abbildung 90**. Für den Spannungsmittelungsansatz ergibt sich eine minimale Streuung von $1:T_S = 1,50$ bei $\rho^* = 0,5 \text{ mm}$.

In der Auswertung der ertragbaren Effektivspannungen ergibt sich eine Beanspruchbarkeit von $\sigma_{a,eff} = 136 \text{ MPa}$ bei $N = 10^7$ Schwingspielen. Die Neigung der Wöhlerlinie ergibt sich zu $k = 5,12$.

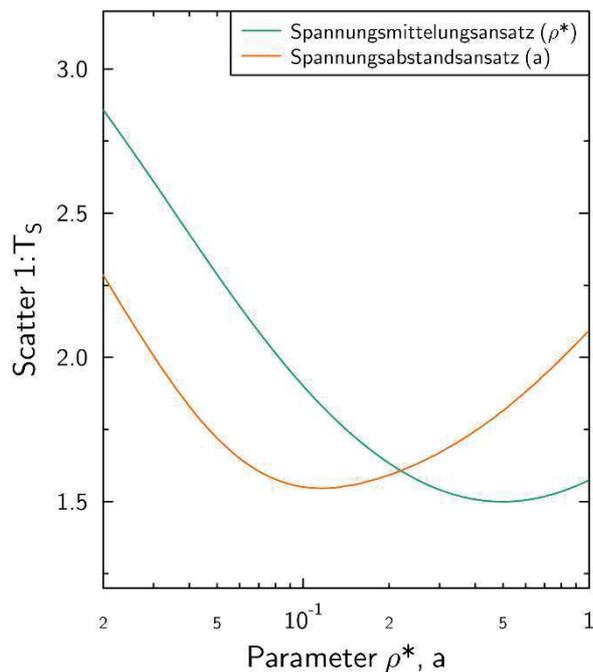


Abbildung 90: Identifikation der Werkstoffparameter auf Basis aller Versuchsdaten für das Versagenskriterium Bruch.

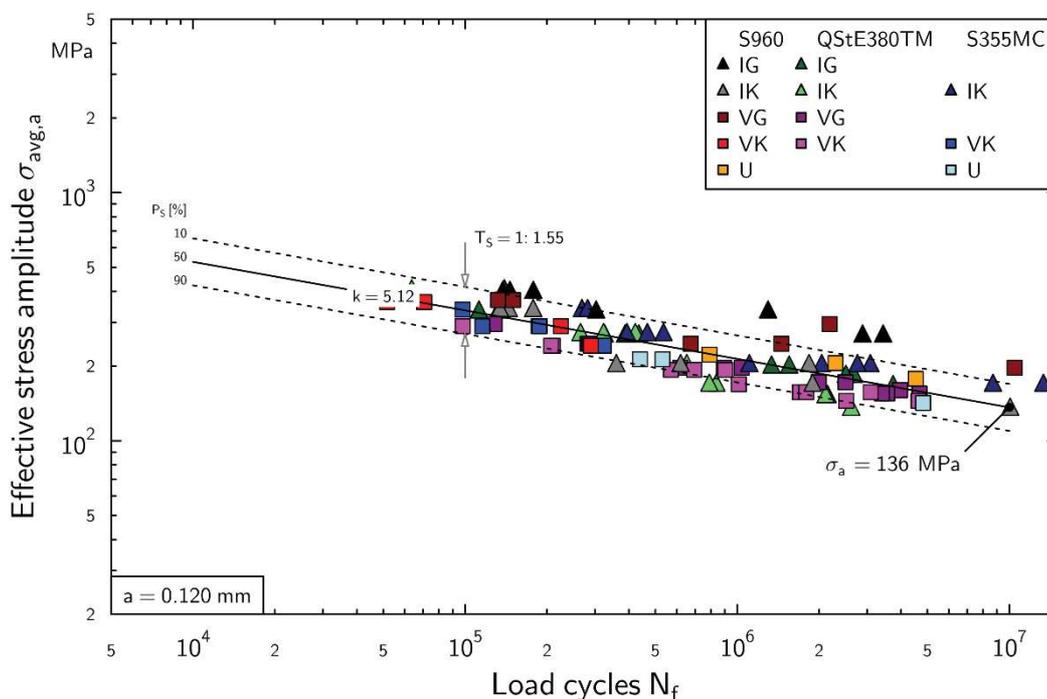


Abbildung 91: Effektivspannungswöhlerlinie für alle gekerbten Proben, das Versagenskriterium Bruch und der kritischen Länge von $a = 0,12 \text{ mm}$

Nach der Arbeitshypothese, dass die Strukturlängen a und ρ^* von der Werkstofffestigkeit abhängen, wurden mehrere Auswertungen durchgeführt. Hierbei wurden zwei Untermengen betrachtet: Einerseits an allen Versuchen an Proben aus S355MC und QStE380TM und andererseits an den Proben aus S960QL.

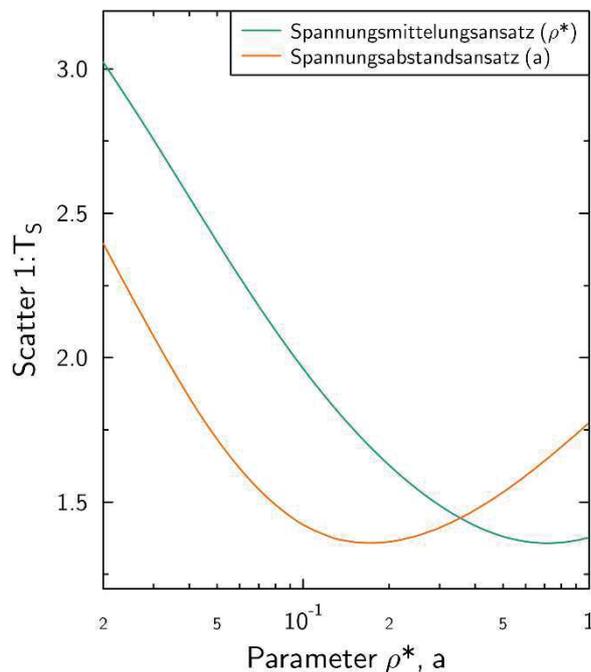


Abbildung 92: Identifikation der Strukturlängen für die gekerbten Proben aus S355MC und QStE380TM und das Versagenskriterium Bruch

Hierbei zeigt sich, dass das Streumaß weiter reduziert werden kann. Für den Spannungsabstandsansatz ergibt sich $a = 0,18 \text{ mm}$ und für den Spannungsmittelungsansatz $\rho^* = 0,72 \text{ mm}$. Im Vergleich zu den Parametern, die auf Basis aller Versuchsergebnisse abgeleitet wurden fällt auf, dass diese Werte signifikant höher liegen. Eine Auswertung der Effektivspannungswöhlerlinien liefert eine ertragbare Effektivspannungsamplitude von $\sigma_{a,\text{eff}} = 106 \text{ MPa}$ bzw. $\sigma_{a,\text{eff}} = 98 \text{ MPa}$. Diese Beanspruchbarkeiten liegen wesentlich unterhalb derer, die für alle Proben identifiziert wurden.

Eine Auswertung der Versuche aller Proben aus S960QL zeigt hingegen wesentlich geringere Strukturlängen. Für die Längen von $a = 0,08 \text{ mm}$ bzw. $\rho^* = 0,32 \text{ mm}$ ergeben sich die minimalen Streuungen. Hierbei ergeben sich die ertragbaren Effektivspannungsamplituden von $\sigma_{a,\text{eff}} = 194 \text{ MPa}$ bzw. $\sigma_{a,\text{eff}} = 175 \text{ MPa}$.

Im Vergleich zu den Proben aus S355MC bzw. QStE380TM weisen die Proben aus S960QL eine wesentlich höhere Kerbempfindlichkeit, aber auch eine wesentlich höhere ertragbare Effektivspannungsamplitude aus. Trägt man die ermittelten Werkstoffparameter und ertragbaren Effektivspannungsamplituden auf, zeigt sich dieses Verhalten sehr gut, **Abbildung 92** Die Parameter a und ρ^* verhalten sich nach der theoretischen Beziehung $\rho^* = 4 \cdot a$. Die ertragbaren Effektivspannungen sind nahezu identisch.

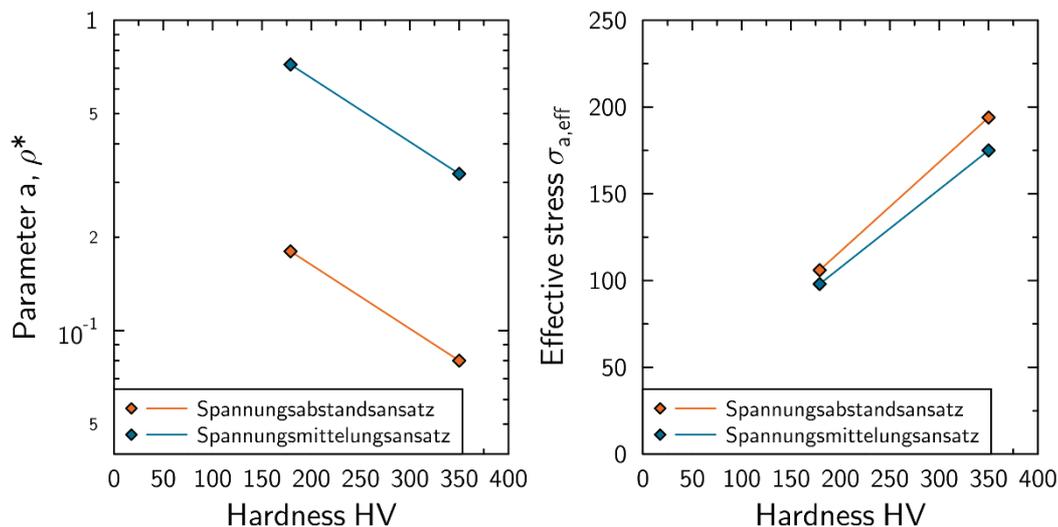


Abbildung 93: Übersicht über die ermittelten Strukturlängen und ertragbaren Effektivspannungen für das Versagenskriterium „Bruch“

Die Zusammenhänge können über folgende Gleichungen abgebildet werden. Es wird ein linearer Zusammenhang zwischen Härte und ertragbarer Effektivspannung angenommen.

$$\sigma_{\text{eff}}^R = 0,52 \cdot HV$$

Die ertragbare Effektivspannung ergibt sich über die Gleichung der Wöhlerlinie.

$$\sigma_{\text{eff}} = \sigma_{\text{eff}}^R \cdot \left(\frac{10^7}{N} \right)^{\frac{1}{5,1}}$$

Beziehungweise die ertragbare Schwingspielzahl zu

$$N = 10^7 \cdot \left(\frac{\sigma_{\text{eff}}}{\sigma_{\text{eff}}^R} \right)^{-5,1}$$

Der kritische Abstand a kann in Anlehnung an [Neu68] über eine Exponentialfunktion angenähert werden.

$$a = 0,45 \cdot e^{-0,005HV}$$

Die wirkende Effektivspannung bei $N = 10^7$ Schwingspielen ergibt sich somit zu

$$\sigma_{\text{eff}}^S = \sigma(a = 0,45 \cdot e^{-0,005HV})$$

Neben der Auswertung für das Versagenskriterium Bruch wurden auch Auswertungen für das Versagenskriterium „erster Anriss“ durchgeführt, **Abbildung 94**. Hier bei zeigt sich bei den Parametern ein ähnliches Verhalten wie bei dem Versagenskriterium Burch. Die Strukturlängen für den S960QI sind niedriger als die der beiden weniger festen Werkstoffe. Ein ähnliches Bild ergibt sich für die Auswertung für das Versagenskriterium der Bildung eines Makrorissen, **Abbildung 95**.

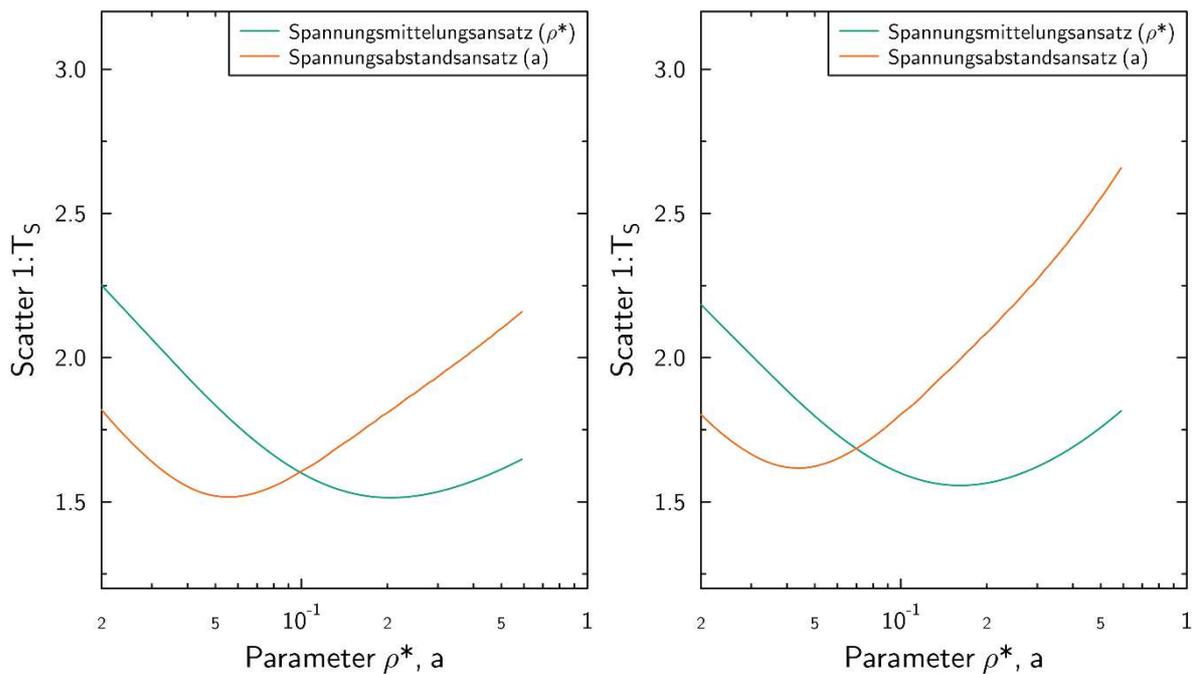


Abbildung 94: Übersicht über die ermittelten Strukturlängen für links) S355MC und QStE380TM und rechts) S960QL für das Versagenskriterium „Anriss“

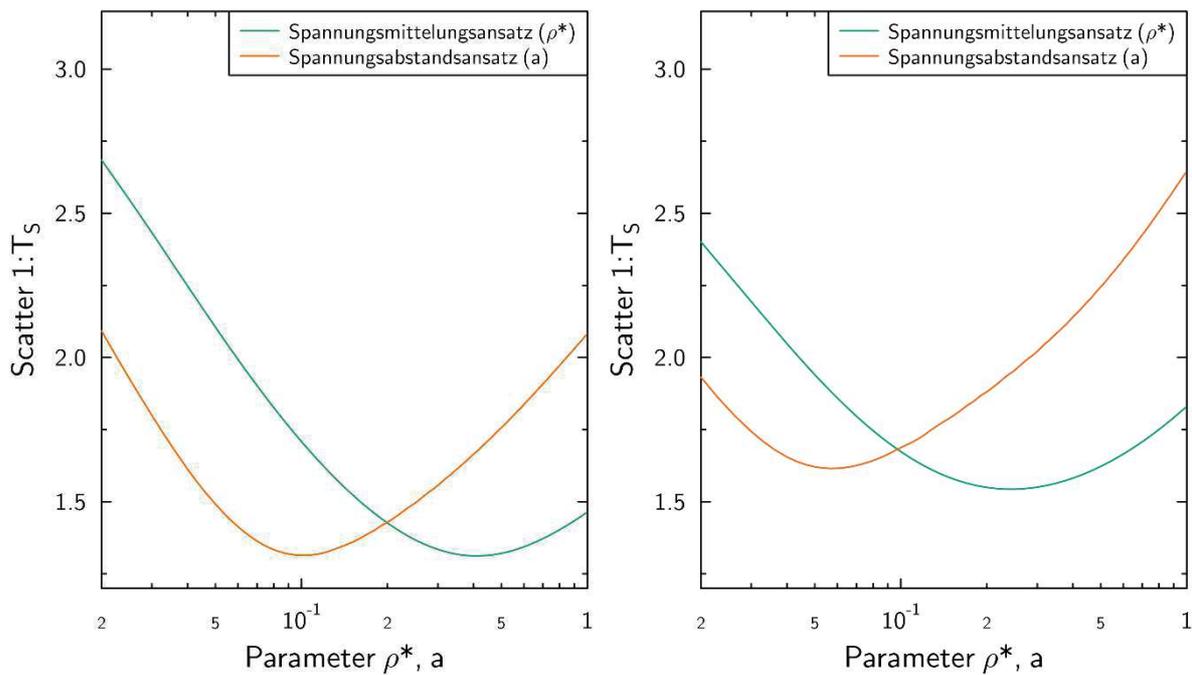


Abbildung 95: Übersicht über die ermittelten Strukturlängen für links) S355MC und QStE380TM und rechts) S960QL für das Versagenskriterium „Makroriss“

6.2 Validierung des Konzeptes

6.2.1 Mittel- und Eigenspannungen

Die Validierung des Konzeptes basiert auf allen Versuchsreihen, die im Rahmen des Projekts durchgeführt wurden. Da die Versuche am ifs in Braunschweig und an der SLV-Halle bei teils unterschiedlichen R-Werten $R \neq -1$ durchgeführt wurden, mussten alle Versuchsdaten über auf einen R-Wert transformiert werden. Für die Mittelspannungstransformation wurde die Mittelspannungsempfindlichkeit in Anlehnung an die IIW-Empfehlungen angewandt. Die Mittelspannungsempfindlichkeit im Bereich $-\infty \leq R \leq 0$ wurde zu $M = 0,3$ gesetzt. Im Bereich $R > 0$ wurde $M = 0,1$ gewählt.

Sowohl bei der SLV Halle als auch am ifs in Braunschweig wurden mechanische Nachbehandlungsverfahren eingesetzt, die Druckeigenspannungen im Bereich der versagensrelevanten Nähte einbringen (hochfrequentes Hämmern und Kugelstrahlen). Diese führen zu einer signifikanten Steigerung der Schwingfestigkeit und müssen in der Schwingfestigkeitsbewertung berücksichtigt werden. Dieser Einfluss wurde vereinfacht durch eine Verschiebung der Mittelspannung durchgeführt. Es wurde eine neue, modifizierte Mittelspannung $\sigma_{m,mod}$ berechnet, indem der Lastmittelspannung σ_m mit der Eigenspannung im Nahtübergangsbereich addiert wurde.

$$\sigma_{m,mod} = \sigma_m + \sigma_{RS}$$

Da für alle geschweißten Proben, also auch für die Proben ohne Schweißnahtnachbehandlung, Schweißeigenspannungen röntgenographisch ermittelt wurden, wurden für alle Proben eine Mittelspannungstransformation auf $R = 0,5$ durchgeführt. Die dazu verwendeten Eigenspannungen sind in Tabelle 39 zusammengefasst. Die Mittelspannungstransformation wurde auf Basis der berechneten Effektivspannungen durchgeführt.

Tabelle 39: Für die Bewertung verwendete Eigenspannungen σ_{RS}

Institut / Quelle	Versuchsreihenbezeichnung	Eigenspannung [MPa]
[Bau13]	Baumgartner2013_IG_Bruch	0
	Baumgartner2013_IK_Bruch	0
	Baumgartner2013_VG_Bruch	0
	Baumgartner2013_VK_Bruch	0
SAM	AIF_20_366_IK_S355_Bruch	0
	AIF_20_366_VK_S355_Bruch	0
	AIF_20_366_U_S355_Bruch	0
	AIF_20_366_IK_S960_Bruch	0
	AIF_20_366_IG_S960_Bruch	0
	AIF_20_366_VG_S960_Bruch	0
	AIF_20_366_VK_S960_Bruch	0
	AIF_20_366_U_S960_Bruch	0
ifs	AIF_20_366_ifs_t_S420MC_wig_heissdraht	0
	AIF_20_366_ifs_t_S420MC_mag_impuls	0
	AIF_20_366_ifs_ol_S420MC_wig_heissdraht	0
	AIF_20_366_ifs_ol_S420MC_mag_impuls	55
	AIF_20_366_ifs_ol_CPW800_wig_heissdraht	-85
	AIF_20_366_Z18-PH-01_Referenz_S960_aw	-39

SLV	AIF_20_366_Z18-PH-02_Referenz_S960_WTGround	71
	AIF_20_366_Z18-PH-03_Referenz_S350_aw	0
	AIF_20_366_Z18-PH-04_Referenz_S350_ground	0
	AIF_20_366_Z18-PH-05_Vergleich_S960_Variation_Kerbradius	90
	AIF_20_366_Z18-PH-06_Vergleich_S960_induktives_Vorwaermen	315
	AIF_20_366_Z18-PH-07_Vergleich_S960_induktive_Waermenachbehandlung	47
	AIF_20_366_Z18-PH-08_Vergleich_S960_HFMI	71
	AIF_20_366_Z18-PH-09_Referenz_S960_aw	-230
	AIF_20_366_Z18-PH-13_S960_HFMI	-779

6.2.2 FE-Berechnungen

Für alle Proben wurde 2D FE-Berechnungsmodelle aufgebaut. Hierfür wurden Elemente mit ebenem Dehnungszustand mit quadratischer Ansatzfunktion (Abaqus: CPE8) verwendet. Die lokale Geometrie der Schweißnaht, d. h. das Schweißnahtprofil, der Kantenversatz und der Winkelverzug, wurde auf Basis von angefertigten Schlibbildern modelliert. Der Radius an den versagensrelevanten Kerben wurde folgendermaßen gewählt: In Fällen in denen der Nahtübergangsradius $r < 0,1$ mm aus den Schlibbildern ermittelt wurde, wurde er zu $r = 0,05$ mm modelliert. Wurden größere Nahtübergangskerben ermittelt, die durch schweißtechnische Maßnahmen oder durch eine mechanische Nachbearbeitung erzielt wurden, wurde die aus dem Schlibbild vermessenen Radien im FE-Modell integriert. Die Vernetzung der eigentlichen Nahtübergangskerben wurde identisch zu den Berechnungsmodellen aus Abschnitt 5.2 vorgenommen. Tabelle 40 fasst die verwendeten Radien und die mittels FE-Berechnung ermittelten Formzahlen K_t zusammen.

Tabelle 40: Modellierter Kerbradius und ermittelter Kerbfaktor K_t für alle Proben

Institut / Quelle	Versuchsreihenbezeichnung	Kerbradius	Kerbfaktor
[Bau13]	Baumgartner2013_IG_Bruch	0,5 mm	4,08
	Baumgartner2013_IK_Bruch	0,05 mm	11,78
	Baumgartner2013_VG_Bruch	0,5 mm	3,10
	Baumgartner2013_VK_Bruch	0,05 mm	6,55
SAM	AIF_20_366_IK_S355_Bruch	0,05 mm	11,78
	AIF_20_366_VK_S355_Bruch	0,5 mm	6,55
	AIF_20_366_U_S355_Bruch	-	1,00
	AIF_20_366_IK_S960_Bruch	0,05 mm	11,78
	AIF_20_366_IG_S960_Bruch	0,5 mm	4,08
	AIF_20_366_VG_S960_Bruch	0,5 mm	3,10
	AIF_20_366_VK_S960_Bruch	0,05 mm	6,55
	AIF_20_366_U_S960_Bruch	-	1,00
ifs	AIF_20_366_ifs_t_S420MC_wig_heissdraht	0,05 mm	4,25
	AIF_20_366_ifs_t_S420MC_mag_impuls	0,05 mm	5,02
	AIF_20_366_ifs_ol_S420MC_wig_heissdraht	0,05 mm	1,29
	AIF_20_366_ifs_ol_S420MC_mag_impuls	0,05 mm	1,84
	AIF_20_366_ifs_ol_CPW800_wig_heissdraht	2 mm	1,73
	AIF_20_366_Z18-PH-01_Referenz_S960_aw	0,05 mm	4,45

SLV	AIF_20_366_Z18-PH-02_Referenz_S960_WTGround	2,31 mm	1,83
	AIF_20_366_Z18-PH-03_Referenz_S350_aw	0,05 mm	4,73
	AIF_20_366_Z18-PH-04_Referenz_S350_ground	-	1,00
	AIF_20_366_Z18-PH-05_Vergleich_S960_Variation_Kerbradius	0,05 mm	6,02
	AIF_20_366_Z18-PH-06_Vergleich_S960_induktives_Vorwaermen	0,05 mm	5,52
	AIF_20_366_Z18-PH-07_Vergleich_S960_induktive_Waermenachbehandlung	0,05 mm	5,96
	AIF_20_366_Z18-PH-08_Vergleich_S960_HFMI	0,05 mm	4,41
	AIF_20_366_Z18-PH-09_Referenz_S960_aw	0,5 mm	2,63
	AIF_20_366_Z18-PH-13_S960_HFMI	0,05 mm	6,56

6.2.3 Bewertung

Für die Bewertung musste die Versuchsreihe PH09 am S960QL aus der Datenbasis entfernt werden. Diese weist eine fast doppelt so niedrige Beanspruchbarkeit auf, die sich auf Basis der Geometrie und der Härtewerte nicht erklären lässt.

In einem ersten Schritt wurde ähnlich zu dem Vorgehen in Abschnitt 6.1 eine Identifikation der Parameter für den Spannungsabstandsansatz durchgeführt. Diese liefert eine vergleichsweise große minimale Streuung bei $a = 0,10$ mm von $1: T_S = 1,88$ bzw. $1: T_S = 1,85$ bei $\rho^* = 0,35$ mm, **Abbildung 96**. Die minimale Streuung ist somit ähnlich wie bei der Auswertung aller gekerbter Proben aus den drei Werkstoffen.

Die Darstellung aller Versuchsergebnisse in einer Referenzwöhlerlinie für $a = 0,10$ mm zeigt eine Neigung von $k = 5,61$ und eine Beanspruchbarkeit von $\sigma_a = 117$ MPa bei $N = 10^7$ Schwingspielen, **Abbildung 97**. Bei der Auswertung zeigten insbesondere die HFMI-nachbehandelten T-Söße aus S960QL eine vergleichsweise hohe Beanspruchbarkeit. Dies könnte daran liegen, dass die angesetzte Mittelspannungsempfindlichkeit zur Berücksichtigung der eingebrachten Druckeigenspannungen etwas zu niedrig angesetzt wurde. Die Stumpfstöße mit Modifikation des Kerbradius „ r_{var} “ und die wärmenachbehandelten Stumpfstöße, jeweils aus S960QL, zeigen die geringsten ertragbaren Beanspruchungen.

Ein Vergleich mit der empfohlenen Bemessungswöhlerlinie FAT160 mit der Neigung von $k = 5$ [FKM20, Bau17] zeigt eine sehr gute Übereinstimmung. Alle Versuchsdaten werden konservativ abgebildet. Diese Bemessungswöhlerlinie kann somit auf Basis dieser Auswertung bestätigt werden.

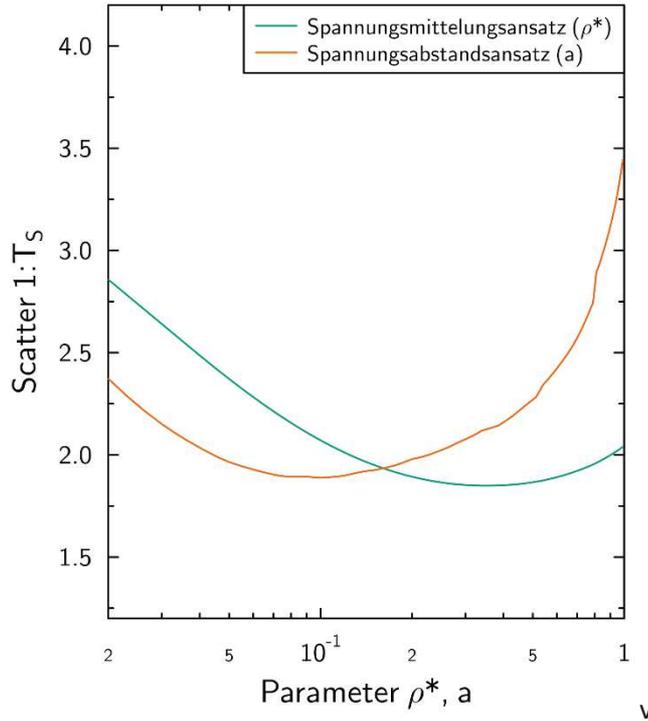


Abbildung 96: Übersicht über die ermittelten Strukturlängen für alle Versuchsreihen aus dem Forschungsvorhaben und das Versagenskriterium „Bruch“

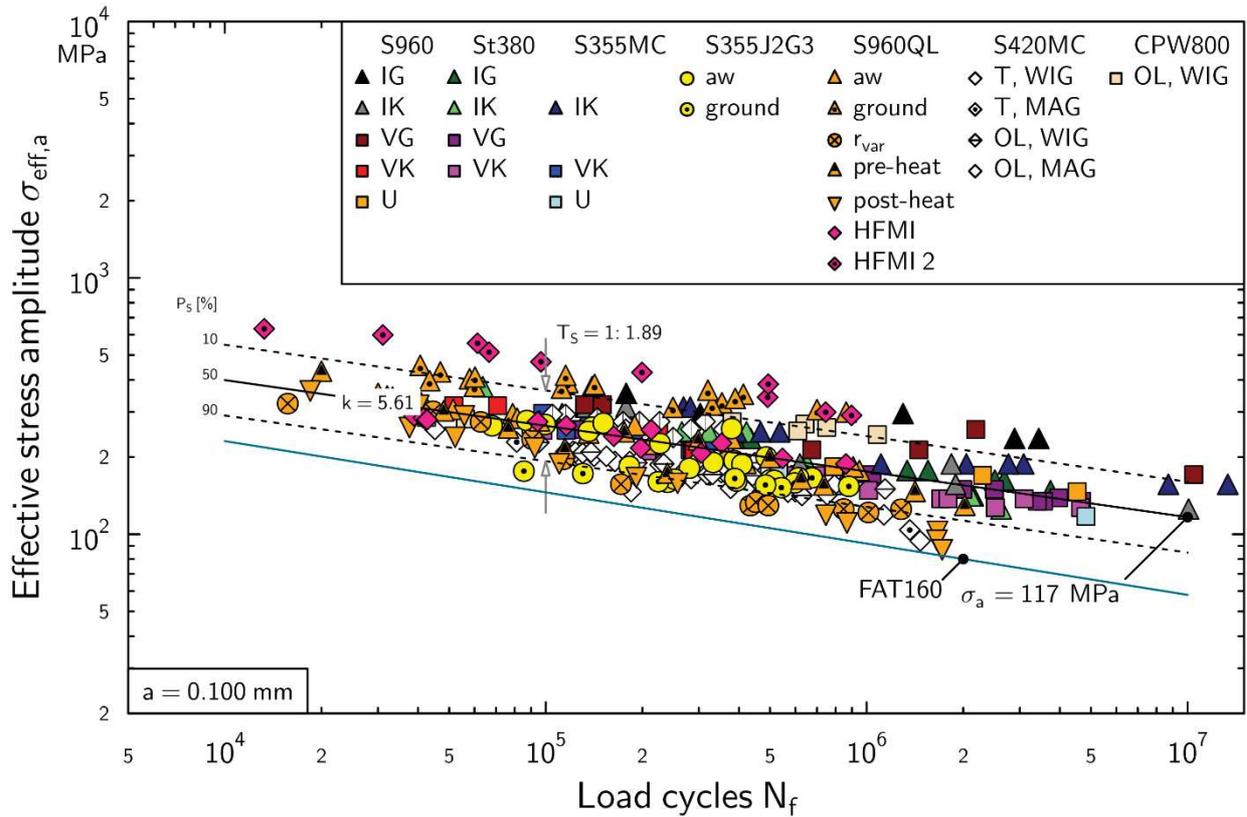


Abbildung 97: Referenzwöhlerlinie mit minimaler Streuung ($a = 0, 10$ mm) für alle Versuchsreihen aus dem Forschungsvorhaben und das Versagenskriterium „Bruch“

Bei einer Schwingfestigkeitsbewertung aller Versuchsreihen mit einer Referenzwöhlerlinie mit einer Beanspruchbarkeit von $\sigma_a = 112 \text{ MPa}$ (abgerundet auf den nächsten FAT-Wert) und einer Neigung von $k = 5$ (gerundet auf eine Standardneigung) können alle Ergebnisse in einem Streuband von Faktor ± 10 abgedeckt werden, Abbildung 98. Die Standardabweichung beträgt $s = 0,541$ bzw. das Streumaß in Schwingspielzahlrichtung $1: T_N = 24,3$.

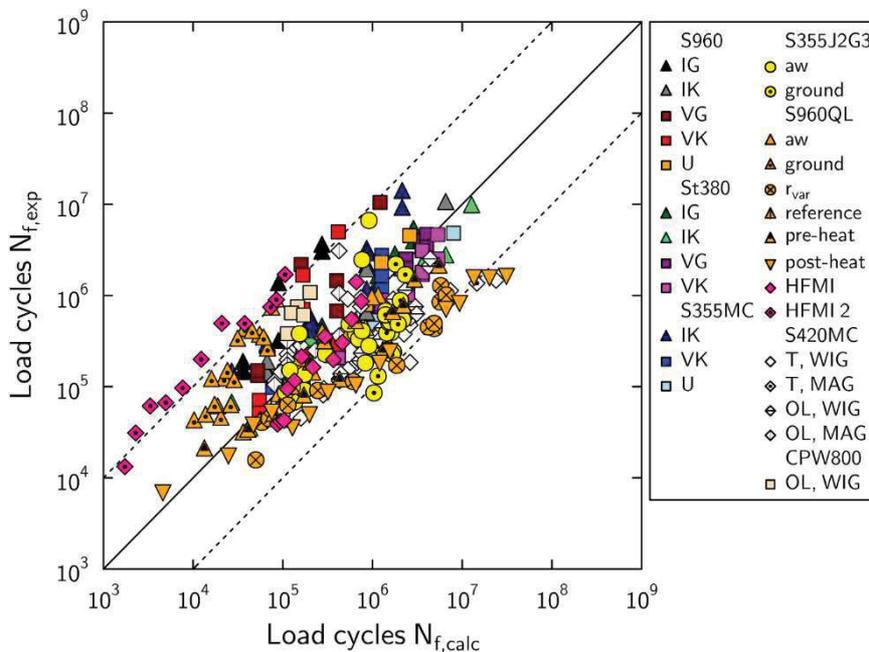


Abbildung 98: Bewertung der Lebensdauer mit aller gekerbten Proben mit $a = 0, 10 \text{ mm}$ und $\sigma_{eff} = 112 \text{ MPa}$ für das Versagenskriterium „Bruch“

In dem zweiten Schritt werden die in Abbildung 93 dargestellten Zusammenhänge zwischen der Härte HV und der Referenzspannung $\sigma_{a,eff}$ einerseits und der Mikrostrukturlänge a bzw. ρ^* andererseits angewandt. Hiermit konnte die Streuung bei den gekerbten Proben reduziert werden. Zuerst wird der Formelapparat auf die gekerbten Proben angewandt.

Bei der Bewertung der gekerbten Proben mit $a = 0,1 \text{ mm}$ ergibt sich eine Standardabweichung von $s = 0,385$, Abbildung 99. Die Bewertung mit den abgeleiteten Zusammenhängen aus Abschnitt 6.1 ergibt eine etwas geringere Standardabweichung von $s = 0,339$, Abbildung 100. Diese Werte zeigen, dass es bei einer Kopplung von der Mikrostrukturlänge und der ertragbaren Effektivspannung zu einer verbesserung der Lebensdauerabschätzung kommt.

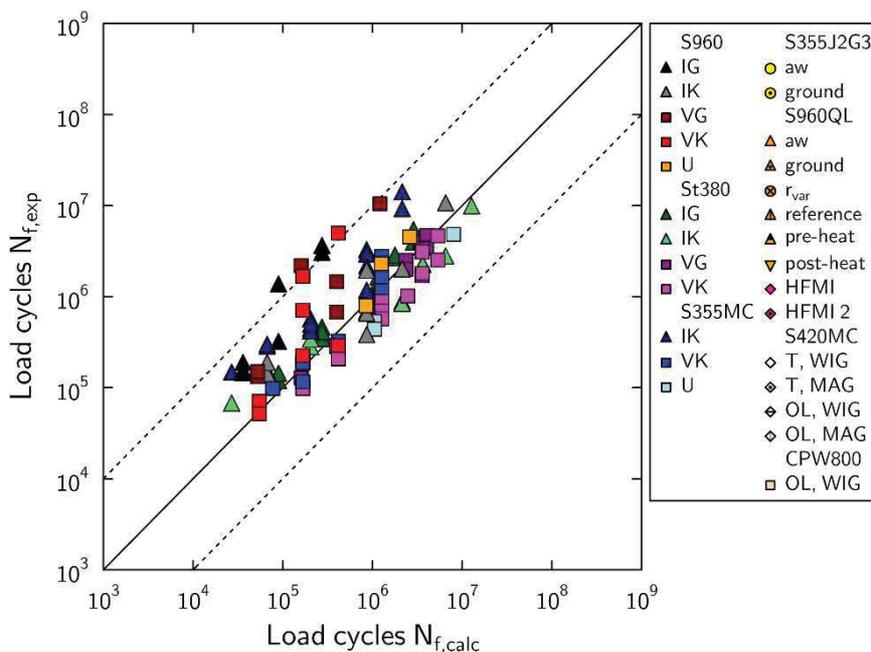


Abbildung 99: Bewertung der Lebensdauer mit aller gekerbter Proben mit $a = 0, 10 \text{ mm}$

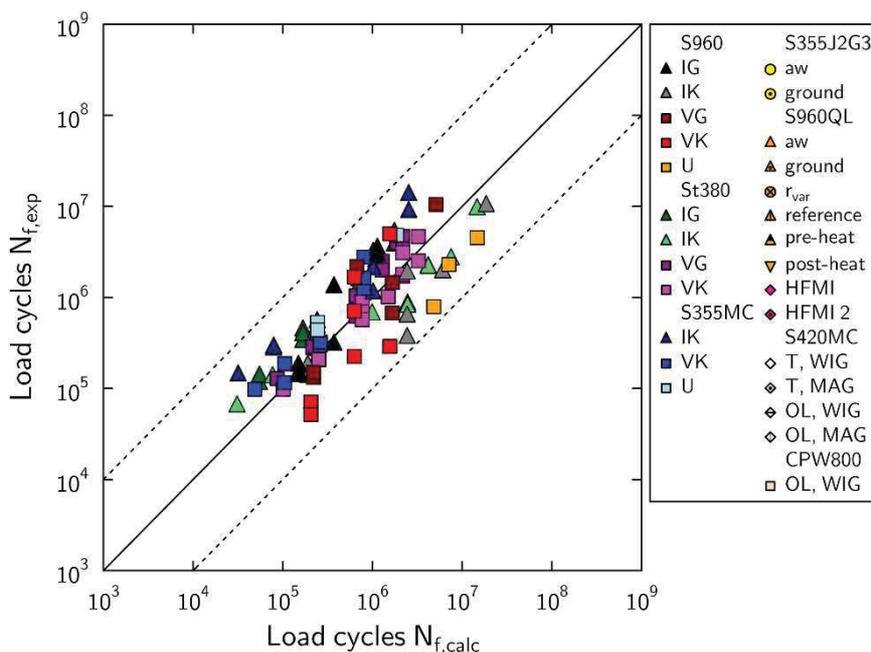


Abbildung 100: Bewertung der Lebensdauer mit aller gekerbter Proben mit $a = f(HV)$ und $\sigma_{\text{eff},a} = f(HV)$

Im Weiteren wird die vollständigen Datenbasis bewertet. In Abbildung 98 wurde bereits die Auswertung mit konstanten Werten $a = 0.10 \text{ mm}$ und $\sigma_{\text{eff},a} = 112 \text{ MPa}$ durchgeführt. Diese resultiert in eine Standardabweichung von $s = 0.541$. Eine Bewertung mit den abgeleiteten Zusammenhängen $a = 0,45 \cdot e^{-0,005HV}$ und $\sigma_{\text{eff}}^S = \sigma(a = 0.45 \cdot e^{-0,005HV})$ ergibt eine Standardabweichung von $s = 0,636$, Abbildung 101.

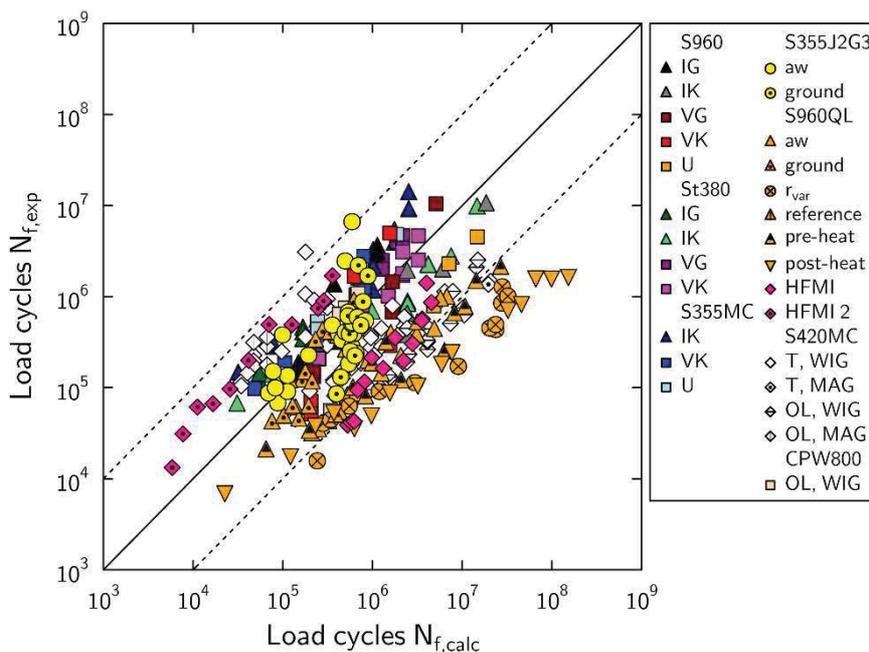


Abbildung 101: Bewertung der Lebensdauer mit aller Proben mit $a = f(HV)$ und $\sigma_{eff,a} = f(HV)$

Im Vergleich zwischen Abbildung 98 und Abbildung 101 zeigt sich, dass Erhöhung der Streuung vorrangig durch die Versuchsreihen der SLV-Halle an allen Stumpfstoßern aus S960QL bedingt sind. Das sind die Versuchsreihe „ r_{var} “, bei der eine Variation des Kerbradius angedacht war und die Versuchsreihen mit lokaler Vor- und Nachwärmung.

6.3 Diskussion der Ergebnisse

Die Identifikation der Kennwerte a bzw. ρ^* und $\sigma_{eff,a}$ an den gekerbten Proben zeigt die nach der Theorie erwartete Abhängigkeit: Die Mikrostrukturlängen sinken mit steigender Härte wobei die ertragbare Effektivspannung steigt. Dies steht im Einklang mit den Konzepten der Schwingfestigkeit bei nicht-geschweißten Proben bzw. Bauteilen, die bei höherfesten Stählen eine steigende Kerbempfindlichkeit berücksichtigen. Bei höherfesten Stählen kann im Falle von milden Kerben mit einer wesentlich höheren Schwingfestigkeit im Vergleich zu niedrigfesten Stählen gerechnet werden. Nimmt jedoch die Kerbschärfe zu, kann die hohe statische Festigkeit nicht für die Schwingfestigkeit genutzt werden.

Die Kennwerte für die Parameter a bzw. ρ^* und $\sigma_{eff,a}$ wurden an den gekerbten Proben abgeleitet. Eine Bewertung der Schwingfestigkeit mit Kennwerten (a bzw. ρ^* und $\sigma_{eff,a}$) in Abhängigkeit von der Härte ergibt bei den gekerbten Proben wie zu erwarten eine Verbesserung der Abschätzungsgüte. Dies lässt sich u. a. darin begründen, da diese Kennwerte und Zusammenhängen an den selben Proben abgeleitet wurden.

Eine Bewertung aller geschweißten Proben zeigt jedoch ein anderes Ergebnis: Mit einer Standardabweichung von $s = 0,541$ erweist die Bewertung mit konstanten Werten ($a = 0,10$ mm und $\sigma_{eff,a} = 112$ MPa) eine bessere Abschätzungsgüte als die mit den an den gekerbten Proben abgeleiteten Parametern. Letztere ergibt eine Standardabweichung von $s = 0,636$. Dieses Ergebnis stellt die Frage ob und wieso die Übertragbarkeit potentiell nicht gewährleistet ist.

Der Unterschied in den Bewertungsergebnisse beruht überwiegend auf den Versuchsreihen „ r_{var} “, „pre-heat“ und „post-heat“ an den geschweißten Stumpfstoßen aus S960QL. Diese weisen, insbesondere im Vergleich zu der bei der Industrie geschweißten Variante eine um bis zu dem Faktor 3 geringere ertragbare Nennspannungsschwingbreite auf. Dieser hohe Unterschied konnte nur zu einem geringen Teil auf die geometrischen Unterschiede im Nahtprofil zurückzuführen sein. Bei den Proben „aw“ wurde eine Formzahl von $K_t = 4,5$ ermittelt und bei den Proben „ r_{var} “, „pre-heat“ und „post-heat“ Formzahlen im Bereich $5,5 \leq K_t \leq 6,0$, Tabelle 40. Auch der Eigenspannungszustand weist in die gleiche Richtung, Tabelle 39, kann aber von der absoluten Höhe nicht maßgeblich für den Faktor 3 in ertragbarer Spannungsschwingbreite verantwortlich sein. Dies bedeutet, dass weitere Einflussgrößen vorhanden sein mussten, die nicht in der Bewertung berücksichtigt wurden.

Auch ohne die Detailbetrachtung für die Unterschiede in den beiden Auswertungen zeigt sich eine signifikante Streuung von einem Streumaß von $1: T_N \approx 25$. Diese Reststreuung kann unterschiedliche Einflussfaktoren zugeordnet werden:

- Die Mittelspannungsempfindlichkeit wurde unabhängig von Härte und Blechdicke angenommen; sie kann jedoch stark variieren. Gerade im Hinblick auf die gemessenen, teils hohen Zug- und Druckeigenspannungen, die vereinfacht als konstante Mittelspannung angenommen wurden, ist mit Unsicherheiten zu rechnen.
- Die Geometrie der Schweißnaht wurde aus Schliffbildern entnommen. Hierbei wurde der Kerbradius bei Proben mit geometrisch scharfer Kerbe ($r \leq 0,1$ mm) zu einem festen Wert von $r_{ref} = 0,05$ mm gesetzt. Dieses Vorgehen wurde im Kontext auf die industrielle Anwendbarkeit gewählt, da Radien kleiner $r \leq 0,1$ mm nur schwer experimentell gemessen werden können
- In dem angewandten linear-elastischen Bewertungskonzept wird zur Bewertung eine Referenzwöhlerlinie mit fester Neigung und Abknickpunkt gewählt. Die Neigung beträgt im Mittel $k = 5,61$. Es zeigt sich jedoch, dass die experimentelle Neigung zum Teil stark schwankt. Diese variiert zwischen $3,2 \leq k \leq 12,9$. Hierdurch ergeben sich zwangsweise Streuungen, die z. B. durch große „Steigung“ der Punkte des mechanisch nachbearbeiteten S355J2G3 in Abbildung 98 zur Erkennung.
- Zuletzt sei erwähnt, dass es sich bei dem Effektivspannungskonzept um ein spannungsbasiertes Bewertungskonzept handelt, das theoretisch nur eine Anrisschwingspielzahl bewerten kann. Da am ifs in Braunschweig und an der SLV-Halle keine Anrisschwingspielzahlen ermittelt wurden, konnte ein Bewertung nur auf Basis der Bruchschwingspielzahlen durchgeführt werden konnte. Bei einer Bewertung auf Basis von Anrisschwingspielzahlen wäre eine weitere Steigung der Abschätzungsgüte zu erwarten.

7 Zusammenfassung und Ausblick

7.1 Zusammenfassung der Projektergebnisse

Die im Projekt erzielten Ergebnisse lassen sich wie folgt zusammenfassen:

ifs:

- Die Festigkeit der Stähle weist einen großen Einfluss auf die Schwingfestigkeit der geschweißten Proben auf. Diese liegt für S420MC bei gleichen Bedingungen deutlich unter der Schwingfestigkeit des höherfesten Stahles CPW800
- Der vorher definierte Zielkorridor für die Nahtgeometrie konnte bei reiner MAG Schweißung selbst nach der Optimierung der Schweißparameter nicht erreicht werden. Um die festgelegten Nahtgeometrie zu erreichen, war eine WIG-Nachbehandlung notwendig. WIG-geschweißte Stähle erreichten die geforderte Nahtgeometrie selbst ohne Nachbearbeitung. Eine Verbesserung der Schweißnahtparameter war durch die Optimierung der Schweißparameter in beiden Fällen möglich.
- Durch Schweißnahtnachbehandlungen wie bspw. WIG-Wiederaufschmelzen oder Kugelstrahlen konnte die Schwingfestigkeit deutlich gesteigert werden.

SLV-Halle:

- Es hat sich gezeigt, dass bei der Verwendung höherfester Stähle auch höhere Ermüdungsfestigkeiten erzielbar sind, jedoch ist dies nicht immer der Fall. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die Variation der Schweißparameter große Unterschiede in äußeren geometrischen Merkmalen (Verzug, Nahtübergangsradius, etc.) zur Folge hat, die sich wiederum signifikant auf die Ermüdungsfestigkeit auswirken. Insbesondere die Schweißspannungen haben sich als großer Einflussparameter herausgestellt. Diese können zwar methodisch mit in die Schwingfestigkeitsbewertung integriert werden, sind jedoch in der Konstruktionsphase nur sehr schwer zu quantifizieren.
- Die Ergebnisse der Referenzproben an der SLV-Halle zeigen, dass die Industrie das Potenzial der hochfesten Stähle schon nutzt. Trotzdem besteht die Gefahr, dass auch dort die geometrischen Merkmale variieren können. Aus diesem Grund kann eine globale Anhebung der Beanspruchbarkeit bei der Verwendung höherfester Stähle aktuell noch nicht empfohlen werden. Hierzu fehlen derzeit Möglichkeiten, wie die Schweißnahtqualität automatisiert und reproduzierbar im Hinblick auf die Schwingfestigkeit quantifiziert werden kann.

SAM:

- Es wurde ein Bewertungskonzept auf Grundlage von Effektivspannungen entwickelt, welches das Schwingfestigkeitsverhalten geschweißter Proben durch Berücksichtigung der Härte am Versagensort zuverlässig beschreiben kann. Hierzu wird sowohl die Mikrostrukturlänge als auch die Schwingfestigkeit in Abhängigkeit der Härte gewählt.
- Bei den Versuchen an den gekerbten Proben am SAM der TU Darmstadt wurde insbesondere bei den scharf gekerbten Proben eine sehr frühe Rissinitiierung beobachtet. Die

Gesamtlebensdauer dieser Proben wird durch den Rissfortschritt dominiert. In den methodischen Untersuchungen hat sich jedoch gezeigt, dass die Lebensdauer dieser Proben auch mit einem anrissbasierten Konzept zuverlässig bewertet werden kann. Hierbei muss der Spannungsgradient im Kerbligament berücksichtigt werden.

7.2 Ausblick

Für weitergehende Untersuchungen bietet es sich an, die Projektergebnisse durch weitere Versuche statistisch abzusichern. Insbesondere weiteren Versuche an mild gekerbte Proben deren Kerbformzahl von den im Projekt betrachteten Proben abweicht, sollten sich bei der Verbesserung der Methode als nützlich erweisen.

Die Methodenentwicklung erfolgte auf Grundlage von Versuchen an Proben aus den Werkstoffe CPW800, S355MC, S420MC, S960QL und QStE380TM. Die Härte dieser Proben lässt sich in zwei Bereiche einteilen. Zum einen liegen Härten um 180 HV vor (QStE380TM, S355MC, S420MC) wohingegen die hochfesten Stähle (S960QL, CPW800) eine Härte im Bereich von 350 HV aufweisen. Für weitere Untersuchungen bietet sich Zwecks einer Absicherung und potentiellen Verbesserungen des entwickelten Bemessungskonzepts an, Proben aus Werkstoffen zu untersuchen, deren Härte von den bereits untersuchten Bereichen abweicht.

Wie bereits in Kapitel 6.3 beschrieben, ist davon auszugehen, dass die Abschätzungsgüte der entwickelten Methode durch die Berücksichtigung der Anrisschwingenspielzahl als Versagenkriterium sowie durch zusätzliche bruchmechanische Betrachtung weiter gesteigert werden kann.

7.3 Gegenüberstellung durchgeführter Arbeiten und Ergebnisse mit den Zielen

Die in Kapitel 1.2 beschriebenen Ziele lassen sich in zwei Teilziele aufteilen, auf die im folgenden eingegangen wird:

Schweißnahtoptimierung:

Das Ziel der Schweißprozessoptimierung bestand darin eine möglichst kerbarme Nahtgeometrie (milde Kerbe) reproduzierbar zu erzeugen. Dies wurde im Zuge des Projektes für WIG-geschweißte Stähle erreicht. Bei MAG Schweißung ist zur Erfüllung dieses Ziels eine WIG-Nachbehandlung notwendig. Eine Verbesserung der Schweißnahtparameter war durch die Optimierung der Schweißparameter in beiden Fällen möglich.

Bewertungskonzept:

Das Ziel, ein Bewertungskonzept zu entwickeln, mit dem eine zuverlässige Bewertung der hochqualitativen Schweißnähte möglich ist, wurde erfüllt. Bei dem entwickelten Konzept wird die tatsächlich vorliegenden Nahtgeometrie durch Auswertung der Spannungsgradienten an Modellen, welche aufgrund von Schlifffbildern aufgebaut wurden, berücksichtigt. Die Berücksichtigung der Schweißeigenstressungen erfolgt durch eine Mittelspannungstransformation der Summe aus last- und eigenspannungsinduzierten Beanspruchungen. Es wurde beobachtet, dass auf Basis der Untersuchungen eine Berücksichtigung der Werkstoffhärte nicht zu einer verbesserten Bewertung geführt hat. Für eine sichere Aussagen müsste an dieser Stelle aber eine Überprüfung auf Grundlage einer größeren Menge an hochqualitativen Versuchen durchgeführt werden.

Die Ziele des Vorhabens wurden erreicht.

8 Verwendung der Zuwendung

8.1 Technische Universität Darmstadt, SAM

TU Darmstadt, Fachgebiet SAM (Forschungseinrichtung 1)

Wiss.-techn. Personal	2018	1,50 PM
	2019	5,75 PM
	2020	8,00 PM
	2021	10,50 PM
	Summe	25,75 PM
Gerätebeschaffung	-	-
Leistungen Dritter	-	-

Technische Universität Braunschweig, ifs (Forschungseinrichtung 2)

Wiss.-techn. Personal	2018	0,00 PM
	2019	11,00 PM
	2020	5,21 PM
	2021	8,00 PM
	Summe	24,21 PM
Gerätebeschaffung	-	-
Leistungen Dritter	-	-

SLV Halle (Forschungseinrichtung 3)

Wiss.-techn. Personal	2018	0,00 PM
	2019	14,52 PM
	2020	3,91 PM
	2021	1,77 PM
	Summe	20,20 PM
Gerätebeschaffung	-	-
Leistungen Dritter	-	-

8.2 Notwendigkeit und Angemessenheit der geleisteten Arbeit

Bei den durchgeführten und beschriebenen Arbeiten handelt es sich um die im Forschungsantrag geplanten und beschriebene Tätigkeiten. Die Arbeiten sind notwendig und für die Erfüllung der Projektziele als angemessen anzusehen.

8.3 Darstellung des wissenschaftlich-technischen und wirtschaftlichen Nutzens für KMU

Die im Zuge des Projektes entwickelten Erkenntnisse zur schweißtechnischen Verarbeitung von höchstfesten Stählen können ohne zeitliche Verzögerung von den KMU ein- und umgesetzt werden. Hierdurch wird den Unternehmen die Möglichkeit gegeben, innovative Produkte auf den Markt zu bringen, die bedingt durch die Nutzung der Potentiale der hochfesten Stähle ressourcenschonend in deren Fertigung wie auch im späteren Einsatz durch den dadurch erzielten Leichtbau sind. Darüber hinaus ergibt sich durch das bereitgestellte Bemessungskonzept eine signifikante Reduktion des experimentellen Aufwandes, da die computergestützte Auslegung dies in vielen Fällen erübrigt bzw. auf einen Verifikationsversuch beschränkt werden kann. Somit können sowohl zeitliche als auch monetäre Ressourcen eingespart und ein direkter Wettbewerbsvorteil für den Anwender erzielt werden. Die Ergebnisse können u. a. von kleinen oder mittleren Softwareunternehmen verwendet werden, um Programme zur automatisierten und dadurch wesentlich vereinfachten Anwendung des Konzeptes zu implementieren. Durch die Bereitstellung des Bewertungskonzeptes kann aber auch jedes Unternehmen, das über ein FE-Berechnungsprogramm verfügt, selbst eine Lebensdauerbewertung durchführen. Exemplarisch sei hier auch auf kleinere Ingenieurbüros verwiesen.

8.4 Plan zum Ergebnistransfer in die Wirtschaft

Die projektbegleitende Zusammenarbeit der Forschungsstellen mit Beteiligung der Industriepartner des projektbegleitenden Ausschusses stellt die Umsetzung der Forschungsergebnisse für die praktische Anwendung sicher. Eine Übersicht über die durchgeführten und geplanten Transfermaßnahmen ist in den nachfolgenden Tabellen gegeben:

- Durchgeführte Transfermaßnahmen

Maßnahme	Ziel	Rahmen	Zeitraum
Projektbegleitender Ausschuss PA	Fortlaufende Vorstellung der Forschungsergebnisse für die Mitglieder des PA sowie Diskussion der Ergebnisse und Festlegung weiterer Maßnahmen.	Vorstellung der aktuellen Ergebnisse und Diskussion des weiteren Vorgehens	Kick-off-Sitzung: 29.11.2018 1. PA-Sitzung: 09.05.2019 2. PA-Sitzung: 13.11.2019 3. PA-Sitzung: 26.06.2020 4. PA-Sitzung: 15.12.2020 5. PA-Sitzung: 30.04.2021 6. PA-Sitzung: 29.06.2021

Berichtswesen innerhalb des Fachausschusses 9 des DVS	Institutionalisierter Transfer in die Wirtschaft und Diskussion der Projektergebnisse und des weiteren Vorgehens	Berichterstattung bei FA9-Sitzung	28.11.2018 07.05.2019 13.11.2019 20.04.2020 11.11.2020 05.05.2021 10.11.2021
Transfer der erarbeiteten wissenschaftlichen Methoden	Nutzung der Anrisserkennung in anderen Forschungsvorhaben zur Detektion von Anriss- und Rissfortschrittsverhalten	Forschungsvorhaben LaserMultiAx AIF IGF 20.621B	06.2020 – 12.2020
Akademische Lehre und berufliche Weiterbildung	Vermittlung der Ergebnisse an Studierende durch Verzahnung von Forschung und Lehre	Vergabe von Stellen für wissenschaftliche Hilfskräfte mit projektbezogenen Tätigkeitsschwerpunkt	01.01.2020 – 31.12.2020

▪ Geplante spezifische Transfermaßnahmen nach Abschluss des Vorhabens

Maßnahme	Ziel	Rahmen	Zeitraum
Kolloquium	Vorstellung und Verbreitung der Ergebnisse über den PA hinaus	Organisation und Durchführung eines Kolloquiums an der SLV Halle. Inhalt: Projektergebnisse und Vorstellung weiterer Erkenntnisse über das Projekt hinaus	4. Quartal 2022
Veröffentlichung in Fachzeitschriften und in Gremien	Ergebnistransfer in die Wirtschaft (außerhalb des PA)	Beitrag in der Zeitschrift „Schweißen und Schneiden“	3. Quartal 2022
		Beitrag in „Welding in the World“	4. Quartal 2022
		Vorstellung der Ergebnisse in der WG3 (Stress Analysis) der Kom. XIII des IIW	3. Quartal 2022

Veröffentlichung in Journals	Veröffentlichung zur Verbreitung der wissenschaftlichen Ergebnisse an den gekerbten Proben	Journal „Metals“	Dezember 2021 eingereicht
Lehre am ifs Braunschweig und der FH Darmstadt	Langfristige Qualifizierung des wissenschaftlichen Nachwuchses und somit der zukünftigen Angestellten der relevanten Industriebereiche	Vorlesungen der TU Braunschweig sowie der FH Darmstadt	Ab Projektabschluss, laufend
		Einbeziehung von Studierenden in die Projektbearbeitung, als Hilfskraft oder z.B. Masterarbeiter	Ab Projektabschluss, laufend
Schweißtechnische Ausbildung	Ergebnistransfer in die praktische und theoretische schweißtechnische Ausbildung	Schweißerausbildung	Ab Projektabschluss, laufend
		Ergebnistransfer in die Schweiß-fachingenieur bzw. -fachmann-ausbildung	Ab Projektabschluss, laufend
Richtlinien und Merkblätter	Verbreitung der Ergebnisse über Einbezug in Merkblätter oder Richtlinien	Zuarbeitung der Ergebnisse in das DVS-Merkblatt 0905 zur „Industriellen Anwendbarkeit des Korbspannungskonzepts“ über die DVS AG Q1	2. Quartal 2022
Bilaterale Zusammenarbeit insb. mit kmU (sowohl Firmen innerhalb als auch außerhalb des PA)	Direkter Ergebnistransfer und Ausbildung, Qualifizierung von Personal insb. aus kmU soweit, dass eine selbstständige Nutzung der Ergebnisse im Unternehmen ermöglicht wird	Nutzung der erarbeiteten Erkenntnisse zu den Fügeprozessen und Bewertungsmethoden bei konkreten Fragestellungen in bilateraler Zusammenarbeit mit der Industrie	1. Quartal nach Projektabschluss, laufend

Information im Rahmen der Forschungsstellen-Außendarstellung	Informieren weiterer Industrievertreter außerhalb der PA über das Projekt	Information auf Homepage, Integration in Instituts-Präsentation, Vorstellung bei Firmenbesuchen etc.	laufend
--	---	---	---------

Die aufgeführten bereits erfolgten und noch ausstehenden Transfermaßnahmen werden somit insgesamt hinsichtlich ihrer Realisierbarkeit als voll realisierbar eingestuft.

9 Literaturverzeichnis

- [AA20033] AA-20-03-3 (Revision 2): Ermittlung und Angabe der Unsicherheit eines Messergebnisses bei Härteprüfungen. Ausgabe 2018-01
- [AA20035] AA-20-03-5 (Revision 0): Ermittlung und Angabe der Unsicherheit eines Messergebnisses bei der Kalibration von Metallographiemikroskopen. Ausgabe 2018-02
- [Ant94] Einfluß der Nahtgeometrie auf die Dauerfestigkeit von Stumpf- und Doppel-T-Stößen. Anthes, Rainer J., Köttgen, Volker B. und Seeger, Timm. 1994, Schweißen und Schneiden, Bd. 46, S. 433-436.
- [Ast16] Welding procedures for fatigue life improvement of the weld toe. Astrand, E., et al. 2016, Welding in the World, Bd. 60, S. 573-580.
- [Bap08] Study of the fatigue behavior in welded joints of stainless steels treated by weld toe grinding and subjected to salt water corrosion. Baptista, R., Infante, V. und Branco, C. M. 2008, Int. J. Fatigue, Bd. 30, S. 453-462.
- [Bau13] Baumgartner, Jörg. Schwingfestigkeitsbewertung von Schweißverbindungen unter Berücksichtigung von Schweißeigenstressspannungen und Größeneinfluss. Stuttgart : Fraunhofer Verlag, 2013.
- [Bau15] Fatigue assessment of welded joints using stress averaging and critical distance approaches. Baumgartner, J., et al. s.l. : Springer Berlin Heidelberg, 2015, Welding in the World, Bd. 59, S. 731-742. ISSN: 0043-2288.
- [Bru12] Evaluation of nominal and local stress based approaches for the fatigue assessment of seam welds. Bruder, T., et al. 2012, Int. J. Fatigue, Bd. 34, S. 86-102. ISSN: 0142-1123.
- [Cac06] Effect of weld geometric profile on fatigue life of cruciform welds made by laser/GMAW processes. Caccese, V., et al. 2006, Mar. struct., Bd. 19, S. 1-22.
- [Dah98] Design fatigue strength of TIG-dressed welded joints in high-strength steels subjected to spectrum loading. Dahle, T. 1998, Int. J. Fatigue, Bd. 20, S. 677-681. ISSN: 0142-1123.
- [DIN10204] DIN EN 10204: Metallische Erzeugnisse – Arten von Prüfbescheinigungen Ausgabe: 2005-01
- [DIN14175] DIN EN ISO 14175: Schweißzusätze - Gase und Mischgase für das Lichtbogenschweißen und verwandte Prozesse Ausgabe: 2008-06
- [DIN14341] DIN EN ISO 14341: Schweißzusätze - Drahtelektroden und Schweißgut zum Metall-Schutzgasschweißen von unlegierten Stählen und Feinkornstählen – Einteilung Ausgabe: 2020-12

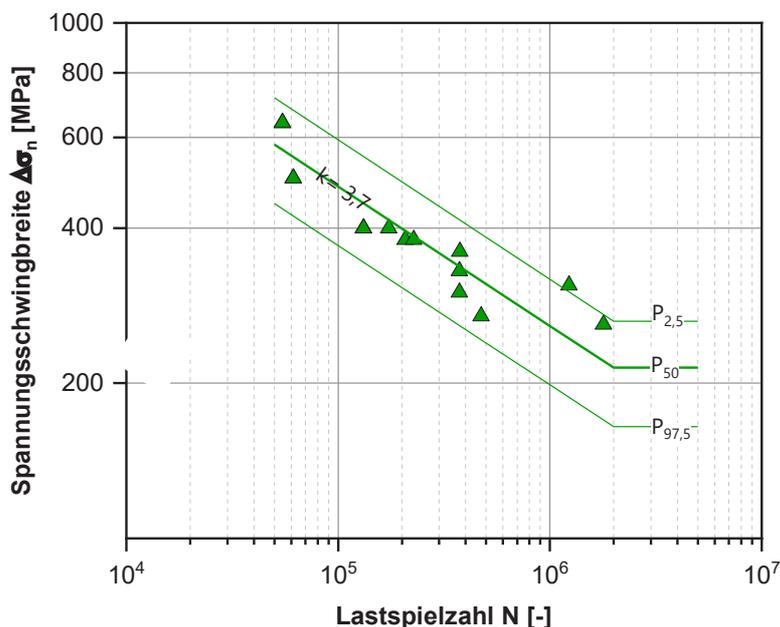
- [DIN15305] DIN EN 15305: Zerstörungsfreie Prüfung - Röntgendiffraktometrisches Prüfverfahren zur Ermittlung der Eigen-spannungen Ausgabe: 2009-01
- [DIN16834] DIN EN ISO 16834: Schweißzusätze - Drahtelektroden, Drähte, Stäbe und Schweißgut zum Schutzgasschweißen von hochfesten Stählen – Einteilung Ausgabe: 2012-08
- [DIN17639] DIN EN ISO 17 639: Zerstörende Prüfung von Schweißverbindungen an metallischen Werkstoffen – Makroskopische und mikroskopische Untersuchungen von Schweißnähten. Ausgabe: 2013-12
- [DIN50100] DIN 50100: Schwingfestigkeitsversuch - Durchführung und Auswertung von zyklischen Versuchen mit konstanter Lastamplitude für metallische Werkstoffproben und Bauteile Ausgabe: 2016-12
- [Dis73] Schwingverhalten eineshochfesten wasservergüteten Chrom-Molybdän-Zirkonium-legierten Feinkornbaustahls mit 700 N/mm² Mindeststreckgrenze im geschweißten und ungeschweißten Zustand. Dißelmeyer, H. und Degenkolbe, J. 1973, Schweißen und Schneiden, Bd. 25, S. 85-88.
- [Due07] Dürr, A. Zur Ermüdungsfestigkeit von Schweißkonstruktionen aus höherfesten Baustählen bei Anwendung von UIT-Nachbehandlung. Universität Stuttgart. 2007. Ph.D. dissertation.
- [Ele01] A.M Eleiche, M.M Megahed, and N.M Abd-Allah. 2001. The shot-peening effect on the HCF behavior of high-strength martensitic steels. Journal of Materials Processing Technology 113, 1-3, 502–508. DOI: [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(01\)00601-X](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(01)00601-X).
- [Eur10] Eurocode 3 - Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-9: Ermüdung. 12 2010.
- [Fat05] 2005. Fatigue Improvement of welded components by shot peening.
- [Fis70] Fisher, John W. und McNamee, K. H. Hirt B. M. NCHRP Report 102: Effects of weldments on the fatigue strength of steel beams. Transportation Research Board, National Research Council. 1970. Tech. rep.
- [Fis74] Fisher, John W., et al. NCHRP Report 147: Fatigue strength of steel beams with welded stiffeners and attachments. Transportation Research Board, National Research Council. 1974. Tech. rep.
- [Haa05] Progress Report on IIW WG2 Round Robin Fatigue Testing Program on 700 MPa and 350 MPa YS Steels. Haagensen, Per J. und Alnes, Oystein. 2005, International Institute of Welding, Bde. XIII-2081-05, S. 10.
- [Haa13] Per J. Haagensen and Stephen J. Maddox. 2013. IIW recommendations on methods for improving the fatigue strength of welded joints. IIW-2142-10. IIW document / International Institute of Welding IIW-2142-10. International Institute of Welding, Oxford, Cambridge, Philadelphia, New Delhi.
- [Haa87] Prediction of the improvement in fatigue life of welded joints due to grinding, TIG dressing, weld shape control and shot peening. Haagensen, F., et al. s.l. : Elsevier Science Publishers B.V., Amsterdam, 1987. 3rd Int. ECSC Offshore Conference "Steel in Marine Structures". S. 689-698.
- [Haa89] Introductory fatigue tests on welded joints in high strength steel and aluminium improved by various methods including ultrasonic impact treatment (UIT). Haagensen, P. J., Statnikov, E. S. und Lopez-Martinez, L. 1989, International Institute of Welding, Bde. XIII-1748-98, S. 1-12.
- [Hai75a] Systematische Schwingfestigkeitsuntersuchungen an hochfesten Feinkornbaustählen in geschweißtem Zustand. Haibach, E. und Olivier, R. 1975, Der Maschinenschaden, Bd. 48, S. 91-95.

- [Hai75b] Haibach, Erwin: Schwingfestigkeit hochfester Feinkornbaustähle im geschweißten Zustand. 1975, Schweißen und Schneiden, Bd. 27, S. 179-181.
- [Hai76] Haibach, Erwin: Schwingfestigkeitsverhalten von Schweißverbindungen. VDI-Berichte Nr. 268, VDI Verlag, 1976, Bd. 268, S. 179-192.
- [Hee86] Heeschen, J. Untersuchungen zum Dauerschwingverhalten von Schweißverbindungen aus hochfesten Baustählen unter besonderer Berücksichtigung des Eigenspannungszustandes und der Nahtgeometrie. Gesamthochschule Kassel. 1986. Ph.D. dissertation.
- [Heu83] Rechnerische und experimentelle Lebensdauervorhersage am Beispiel eines geschweißten Bauteils. Heuler, P. und Seeger, T. 1983, Konstruktion, Bd. 35, S. 21-26.
- [Hob16] Hobbacher, A. F. Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components. Springer International Publishing, 2016.
- [Hob96] A. Hobbacher. 1996. Fatigue Design of Welded Joints and Components. Recommendations of IIW Joint Working Group XIII - XV. Woodhead Publishing.
- [ISO6507] EN ISO 6507-1: Metallische Werkstoffe – Härteprüfung nach Vickers – Teil 1: Prüfverfahren. Ausgabe: 2018-07
- [Kob77] Improvement in the fatigue strength of fillet welded joint by use of the new welding electrode. Kobayashi, Kunihiko, et al. 1977, International Institute of Welding, Bde. XIII-828-77.
- [Kuh14] Ulrike Kuhlmann, Markus Feldmann, Joachim Lindner, Christian Müller, and Richard Stroetmann, Eds. 2014. Eurocode 3 Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten (1. Aufl.). Bauwesen Kommentar. Beuth; Ernst, Berlin, Wien, Zürich, Berlin.
- [Lag05] Lagerqvist, O., et al. Efficient lifting equipment with extra high-strength steel. European Commission. 2005. Tech. rep.
- [Lee09] Effect of weld geometry on the fatigue life of non-load-carrying fillet welded cruciform joints. Lee, Chin-Hyung, et al. 2009, Eng. Fail. Anal., Bd. 16, S. 849-855.
- [Mad07] Improving the fatigue strength of toe ground welds at the ends of longitudinal attachments. Maddox, S. J. 2007, International Institute of Welding, Bde. XIII-2156-07, S. 9.
- [Mar13] Fatigue strength improvement of steel structures by high-frequency mechanical impact: proposed fatigue assessment guidelines. Marquis, Gary B., et al. 2013, Weld. World, Bd. 57, S. 803-822.
- [Min78] Schwingfestigkeitsuntersuchungen an MAGM-geschweißten Stumpf- und Kehlnahtverbindungen aus hochfesten Feinkornbaustählen StE47 und StE70. Minner, H. H. und Seeger, T. 1978, Oerlikon Schweissmitteilungen, Bd. 83, S. 12-23.
- [Min81] Minner, H. H. Schwingfestigkeitserhöhung von Schweißverbindungen aus hochfesten Feinkornbaustählen StE 460 und StE 690 durch Einsatz des WIG-Nachbehandlungsverfahrens. TH Darmstadt. 1981. Ph.D. dissertation.
- [Mor03] Influence of grinding method on fatigue strength of out-of-plane gusset welded joints. Mori, Takeshi und Inomata, Toshiya. 2003, International Institute of Welding, Bde. XIII-1970-03, S. 12.
- [Mue82] Müsgen, B. EUR7634: Verbesserung der Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen hoch-fester wasservergüteter Feinkornbaustähle durch thermische und mechanische Nachbehandlung der Nähte. Commission of the European Communities. 1982. Tech. rep.
- [Neu68] Über die Berücksichtigung der Spannungskonzentration bei Festigkeitsberechnungen. Neuber, H. 1968, Konstruktion, Bd. 20, S. 245-251.
- [Nit18] Dr.-Ing. Thomas Nitschke-Pagel. 2018. Qualifizierung des Reinigungsstrahlens als Nachbehandlungsverfahren zur Schwingfestigkeitsverbesserung von Schweißverbindungen.

- [Now75] Ein Vorschlag zur Schwingfestigkeitsbemessung von Bauteilen aus hochfesten Baustählen. Nowak, B., Saal, H. und Seeger, T. 1975, Stahlbau, Bd. 44, S. 257-312.
- [Opt96] 1996. Optimization of the fatigue behaviour of welded joints by means of shot peening a comparison of results on steel and aluminium joints.
- [Rad06] Radaj, Dieter, Sonsino, Cetin Morris und Fricke, Wolfgang. Fatigue assessment of welded joints by local approaches. s.l. : Woodhead Publishing Limited, 2006.
- [Rad90] Radaj, D., [Hrsg.]. Design and analysis of fatigue resistant welded structures. s.l. : Woodhead Publishing; Cambridge, 1990.
- [Schl05] Fatigue of welded hybrid-joints. Schliebner, R. und Vormwald, Michael. 2005, Materialwiss. Werkstofftech., Bd. 36, S. 706–714. Auf SoSDiD2005 vorgestellt, Blechdicke 5, 10, 15 mm, R = 0. ISSN: 0933-5137.
- [Sed00] G. Sedlacek and C. Müller. 2000. Die Neuordnung des Eurocode 3 für die EN-Fassung und der neue Teil 1.9 - Ermüdung. Stahlbau 69, 4, 228–235. DOI: <https://doi.org/10.1002/stab.200000790>.
- [Son07] Light-weight design chances using high-strength steels. Sonsino, Cetin Morris. s.l. : WILEY-VCH Verlag, 2007, Materialwiss. Werkstofftech., Bd. 38, S. 9-22. ISSN: 1521-4052.
- [Son10] S-N lines for welded thin joints - Suggested slopes and FAT values for applying the notch stress concept with various reference radii. Sonsino, Cetin Morris, Bruder, T. und Baumgartner, J. 2010, Weld. World, Bd. 54, S. 375-392.
- [Sta15] 2015. Zur statistischen Auswertung experimenteller Wöhlerlinien.
- [Stoe11] Festigkeitskonzepte für schwingbelastete geschweißte Bauteile. Störzel, K., et al. 2011, Materials Testing, Bd. 53, S. 418-426.
- [Woh00] Wohlfahrt, H. und Krull, P. Mechanische Oberflächenbehandlungen: Grundlagen - Bauteileigenschaften - Anwendungen. s.l. : WILEY-VCH, 2000.
- [Ye07] Improving fatigue life for aluminum cruciform joints by weld toe grinding. Ye, Naiquan und Moan, Torgeit. 2007. 10th International Symposium on Practical Design of Ships and Other Floating Structures. S. 1–8. Blechdicke 12 mm, 0.5*t and 1.5*t: from DNV, Stress at 0.5*t: from Lloyd's Register.
- [Zha09] Fatigue life prediction for toe ground joints. Zhang, Y.-H. und Maddox, S. J. 2009, Int. J. Fatigue, Bd. 31, S. 1124-1136. Blechdicke 12.5 mm. ISSN: 0142-1123.

10 Anhang

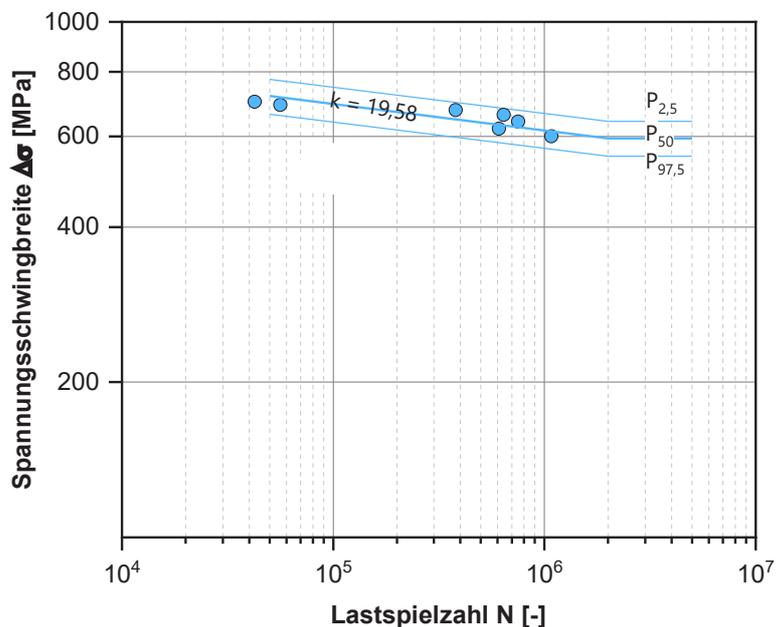
10.1 Grafische Darstellung der Versuchsergebnisse am ifs



Werkstoff:	CPW800
Stoßart:	Überlappstoß
Schweißung:	MAG
Blechdicke:	3,8 mm
Nachbehandlung:	ohne
Spannungsverhältnis:	R = 0,1

▲ MAG Schweißung

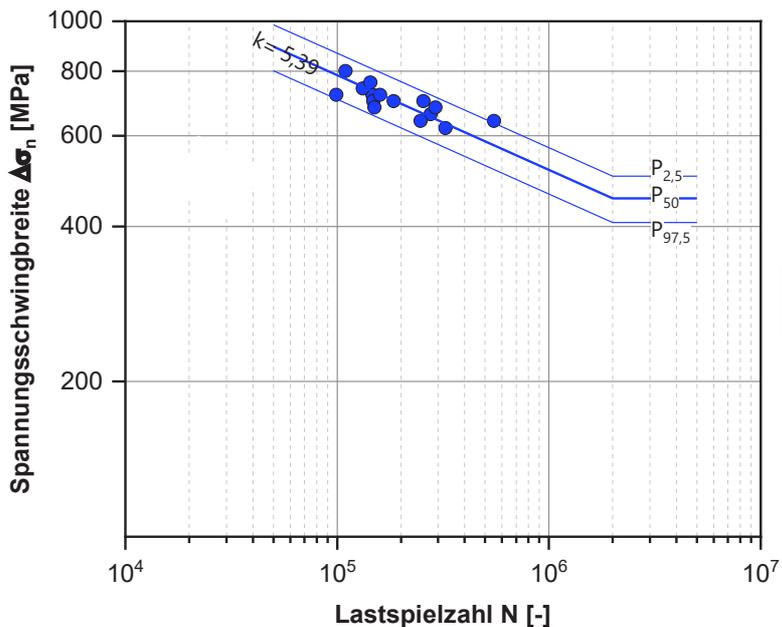
	$\Delta\sigma_{97,5\%}$	T_s
WIG NB	165 MPa	1,4



Werkstoff:	CPW800
Stoßart:	Überlappstoß
Schweißung:	WIG-HD
Blechdicke:	3,8 mm
Nachbehandlung:	ohne
Spannungsverhältnis:	R = 0,1

● WIG Schweißung

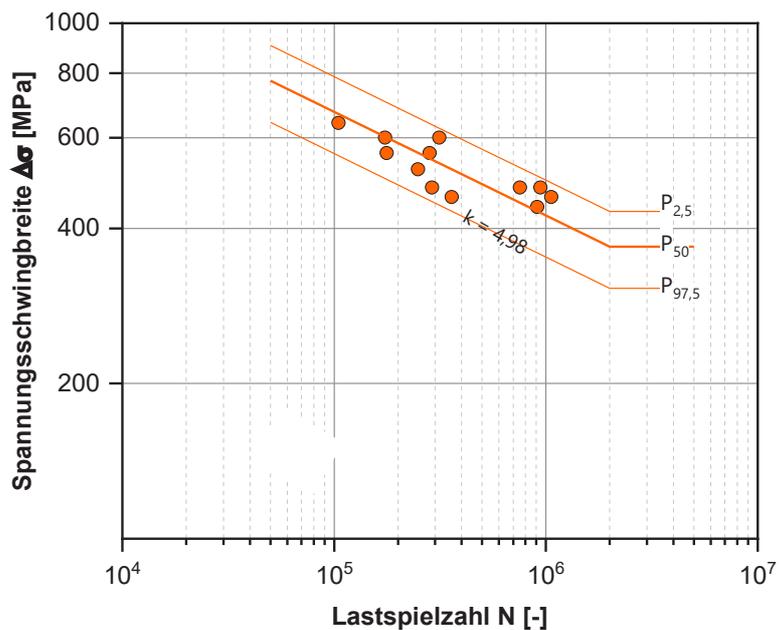
	$\Delta\sigma_{97,5\%}$	T_s
WIG	548 MPa	1,1



Werkstoff: CPW800
 Stoßart: Überlappstoß
 Schweißung: MAG
 Blechdicke: 3,8 mm
 Nachbehandlung: WIG
 Spannungsverhältnis: R = 0,1

● WIG Nachbehandelt

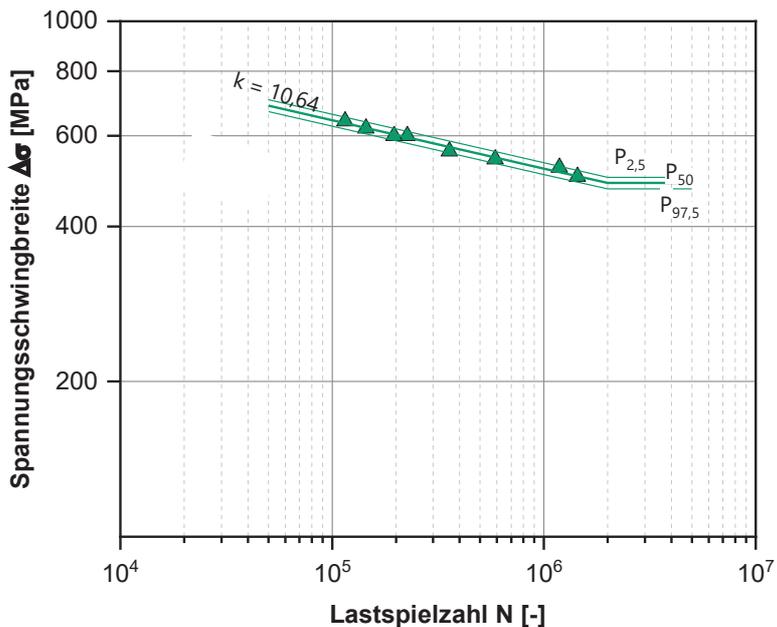
	$\Delta\sigma_{97.5\%}$	T_s
WIG NB	407 MPa	1,1



Werkstoff: S420 MC
 Stoßart: Überlappstoß
 Schweißung: WIG
 Blechdicke: 3,0 mm
 Nachbehandlung: ohne
 Spannungsverhältnis: R = 0

● WIG Schweißung

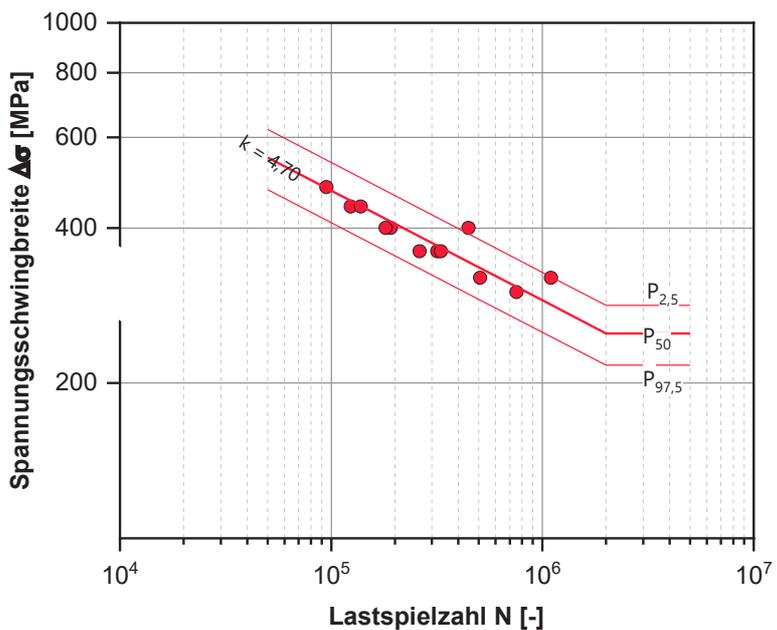
	$\Delta\sigma_{97.5\%}$	T_s
WIG	306 MPa	1,3



Werkstoff: S420 MC
 Stoßart: Überlappstoß
 Schweißung: WIG
 Blechdicke: 3,0 mm
 Nachbehandlung: Kugelstrahlen
 Spannungsverhältnis: R = 0

▲ WIG + KS

	$\Delta\sigma_{97.5\%}$	T_s
WIG + KS	473 MPa	1,0



Werkstoff: S420 MC
 Stoßart: Überlappstoß
 Schweißung: MAG
 Blechdicke: 3,0 mm
 Nachbehandlung: ohne
 Spannungsverhältnis: R = 0

● WIG Schweißung

	$\Delta\sigma_{97.5\%}$	T_s
WIG	217 MPa	1,2

10.2 Tabellarische Auflistung der Versuchsergebnisse am SAM

Tabelle 41: Versuchsergebnisse gekerbter Proben (VK) unter axialer Belastung, $R = -1$, $\phi = 135^\circ$, $r = 0,05$ mm, Material: S355MC, $K_t = 6,3$

Proben-bezeichnung	Kraftamplitude in kN	Anriss	Makroriss	Bruchschwing-spielzahl	Kommentar
VK01_A2o	8			1.245.648	
VK02_A5o	8	730.029	860.521	1.637.830	
VK03_A8o	6			10.895.671	Durchläufer
VK04_A11o	12	20.017	47.277	115.802	
VK05_A14o	10		273.369	298.964	
VK06_A17o	10	50.027	237.070	320.868	
VK07_B5o	10	140.009	248.310	323.000	
VK08_B2o	8	1.065.220	1.950.009	2.759.299	
VK09_B8o	6		9.910.009	11.536.366	Durchläufer
VK10_B11o	14	25.019	60.197	97.846	
VK11_B14o	12	26.781	129.603	186.411	
VK12_B17o	12	15.000	112.214	187.729	

Tabelle 42: Versuchsergebnisse gekerbter Proben (IK) unter axialer Belastung, $R = -1$, $\phi = 15^\circ$, $r = 0,05$ mm, Material: S355MC, $K_t = 11,7$

Proben-bezeichnung	Kraft-amplitude in kN	Anriss	Makroriss	Bruchschwing-spielzahl	Kommentar
IK01_A1o	8	24.031	132.893	535.810	
IK02_A4o	8	30.031	208.640	393.269	
IK03_A7o	5	460.005	880.015	13.347.189	Durchläufer
IK04_A10o	6		534.002	1.108.154	ohne Zinkoxid, (Risse schwer zu erkennen)
IK05_A13o	6	52.067	200.001	3.086.066	

IK06_A16o	6	65.299	512.872	2.766.678
IK07_B1o	8	80.025	220.011	467.414
IK08_B4o	10	14.025	88.024	268.759
IK09_B7o	6	54.730	300.027	2.044.928
IK10_B10o	10	20.154	52.014	281.992
IK11_B13o	12	15.508	55.817	139.406
IK12_B16o	5	270.019	1.800.009	8.712.788

Tabelle 43: Versuchsergebnisse ungekerbter Proben (U) unter axialer Belastung, $R = -1$, $\phi = 180^\circ$, $r = \infty$, Material: S355MC

Proben-bezeichnung	Kraft-amplitude in kN	Anriss	Makroriss	Bruchschwing-spielzahl	Kommentar
U_01_A3o					DMS appliziert
U_02_A6o	12		4.822.948	4.823.596	
U_03_A9o	12			12.807.111	Versagt an innerer Ungänze,(nicht ausgewertet)
U_04_A12o	15	1.490.026	1.523.057	1.523.708	Versagt an innerer Ungänze, (nicht ausgewertet)
U_05_A15o	10	1.050.032	4.153.604	4.157.802	Versagt an äußerer Ungänze, (nicht ausgewertet)
U_06_A18o	10	10.390.383	12.535.74 5	12.538.796	Versagt an innerer Ungänze, (nicht ausgewertet)
U_07_B3o	15	180.026	1.586.869	1.591.229	Versagt an äußerer Ungänze, (nicht ausgewertet)
U_08_B6o	15			2.301.979	An der Einspannung versagt, (nicht ausgewertet)
U_09_B9o	10			14.241.458	Durchläufer
U_10_B12o	18	25.025	120.024	153.150	Versagt an äußerer Ungänze, (nicht ausgewertet)
U_11_B15o	18		525.839	531.492	
U_12_B18o	18	385.029	410.020	439.078	

Tabelle 44: Versuchsergebnisse gekerbter Proben (IG) unter axialer Belastung, $R = -1$, $\phi = 15^\circ$, $r = 0,5$ mm, Material: S960QL, $K_t = 3,9$

Proben-bezeichnung	Kraftamplitude in kN	Anriss	Makro-riss	Bruch-schwing-spielzahl	Kommentar
IG01_C2o	8	2.120.025	2.204.358	3.438.086	
IG02_C7o	8			11.214.604	Durchläufer
IG03_C12o	12	25.031	102.928	146.127	
IG04_C17o	12	30.530	118.295	137.556	
IG05_D2o	8	1.470.000	2.150.030	2.889.801	
IG06_D7o	12	53.767	120.004	178.076	
IG07_D12o	10	860.023	1.223.990	1.298.297	
IG08_D17o	10	160.013	270.014	303.028	

Tabelle 45: Versuchsergebnisse gekerbter Proben (IK) unter axialer Belastung, $R = -1$, $\phi = 15^\circ$, $r = 0,05$ mm, Material: S960QL, $K_t = 11,7$

Proben-bezeichnung	Kraftamplitude in kN	Anriss	Makro-riss	Bruch-schwing-spielzahl	Kommentar
IK13_C1o	6	64.949	210.788	619.401	
IK14_C6o	6	277.011	600.005	1.836.733	
IK15_C11o	10	44.015	70.058	144.660	
IK16_C16o	10	36.023	72.724	134.221	
IK17_D1o	5	207.000	663.905	1.893.014	
IK18_D6o	4	2.844.008	9.279.016	10.073.436	Durchläufer
IK19_D11o	10	42.900	92.011	177.879	
IK20_D16o	6	57.029	183.726	359.480	

Tabelle 46: Versuchsergebnisse gekerbter Proben (VG) unter axialer Belastung, $R = -1$, $\phi = 153^\circ$, $r = 0,5$ mm, Material: S960QL, $K_t = 3$

Proben-bezeichnung	Kraftamplitude in kN	Anriss	Makroriss	Bruchschwing-spielzahl	Kommentar
VG01_C4o	8	8.600.025	10.990.02 7	10.459.364	
VG02_C9o	12	3.135.895		3.137.090	An der Einspannung versagt
VG03_C14o	15	59.597	118.026	132.187	
VG04_C19o	10	531.011	659.105	674.145	
VG05_D4o	12	1.600.005	2.125.351	2.187.418	
VG06_D9o	15	80.013	132.461	149.990	
VG07_D14o	8			16.241.626	Kamerasystem ausgefallen / Durchläufer
VG08_D19o	10	1.215.002	1.418.227	1.454.044	

Tabelle 47: Versuchsergebnisse gekerbter Proben (VK) unter axialer Belastung, $R = -1$, $\phi = 135^\circ$, $r = 0,05$ mm, Material: S960QL, $K_t = 6,3$

Proben-bezeichnung	Kraftamplitude in kN	Anriss	Makroriss	Bruchschwing-spielzahl	Kommentar
VK13_C3o	12	1.350.017	1.541.018	1.669.354	
VK14_C8o	8			11.427.174	Kamerasystem ausgefallen / Durchläufer
VK15_C13o	15	24.876	50.303	70.747	
VK16_C18o	10	117.027	210.534	289.832	
VK17_D3o	12	558.011	680.746	706.910	
VK18_D8o	10	4.788.003	4.950.923	4.979.628	
VK19_D13o	12	99.000	190.352	225.014	
VK20_D18o	15	23.866	30.022	51.688	

Tabelle 48: Versuchsergebnisse ungekerbter Proben (U) unter axialer Belastung, $R = -1$, $\phi = 180^\circ$, $r = \infty$, Material: S960QL

Proben-bezeichnung	Kraftamplitude in kN	Anriss	Makroriss	Bruchschwing-spielzahl	Kommentar
U_13_C5o	15	3.663.004	4.527.067	4.529.057	
U_14_C10o	20	747.003	789.726	790.624	
U_15_C15o	25			254.781	an der Einspannung versagt (nicht ausgewertet)
U_16_C20o	18			796.556	an der Einspannung versagt (nicht ausgewertet)
U_17_D5o	15			11.061.029	Durchläufer
U_18_D10o	20			515.256	an der Einspannung versagt (nicht ausgewertet)
U_19_D15o	25			336.923	an der Einspannung versagt (nicht ausgewertet)
U_20_D20o	17,5	2.255.008	2.295.026	2.298.049	
U_21_D5o	20			116.407	Probe hochgesetzt, an der Einspannung versagt (nicht ausgewertet)
U_22_C20o	20				an der Einspannung versagt (nicht ausgewertet)
U_23_D10o	20				an der Einspannung versagt (nicht ausgewertet)