

FAT 259

Wm

Erweiterung des
Kerbspannungskonzeptes
auf Nahtübergänge von
Linienschweißnähten an
dünnen Blechen

Erweiterung des Kerbspannungskonzepts auf Nahtübergänge von Linienschweißnähten an dünnen Blechen

Technische Universität Darmstadt
Fachgebiet für Systemzuverlässigkeit und Maschinenakustik

Technische Universität Braunschweig
Institut für Füge- und Schweißtechnik

Jörg Baumgartner
Erdeniz Ince
Halvar Schmidt

Gefördert durch:



aufgrund eines Beschlusses
des Deutschen Bundestages

Das IGF-Vorhaben 16431 N der Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V. (FAT) in Kooperation mit der Forschungsvereinigung Schweißen und verwandte Verfahren e. V. des DVS wurde über die AiF im Rahmen des Programms zur Förderung der Industriellen Gemeinschaftsforschung und –entwicklung (IGF) vom Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages gefördert.

INHALT

1.	Einleitung	1
2.	Stand der Wissenschaft und Technik.....	3
2.1	Kerben an geschweissten Verbindungen.....	3
2.2	Bewertung von Schweissverbindungen	3
2.2.1	Nennspannungskonzept	5
2.2.2	Strukturspannungskonzept.....	5
2.2.3	Kerbspannungskonzept	6
2.3	Spannungsüberhöhung an Kerben	9
2.3.1	Analytische Lösung zur Berechnung der Formzahl	10
2.3.2	Mikrostützwirkung	11
2.4	Grösseneinfluss.....	11
2.4.1	Arten von Grösseneinflüssen.....	11
2.4.2	Statistischer Grösseneinfluss.....	12
2.4.3	Spannungsmechanischer Grösseneinfluss	14
2.5	Stützwirkung an Kerben	16
2.5.1	Beschreibung auf Basis von Schwingfestigkeitsversuchen.....	16
2.5.2	Analytische Beschreibung der Stützwirkung.....	17
2.5.2.1	Spannungsgradientenansatz	18
2.5.2.2	Spannungsmittelungsansatz.....	19
2.5.2.3	Spannungsabstandsansatz	24
2.5.2.4	Höchst beanspruchtes Volumen	25
2.6	Kritische Betrachtung der Ansätze	25
3.	Zielsetzung und Vorgehensweise	27
3.1	Zielsetzung und methodischer Ansatz	27
3.2	Vorgehensweise.....	27
4.	Proben.....	29
4.1	Probenformen	29
4.2	Werkstoffe.....	30
4.3	Probenherstellung.....	31
4.3.1	Überlappverbindung.....	31
4.3.1.1	Schweissvorrichtung	34
4.3.1.2	Schweissparameter	34
4.3.2	T-Stoss.....	35
4.3.2.1	Schweissvorrichtung	36
4.3.2.2	Schweissparameter	36
4.3.3	Doppelrohrprobe.....	39

4.3.3.1	Schweissvorrichtung	40
4.3.3.2	Schweissparameter	41
4.4	Charakterisierung der Schweissnähte	54
4.4.1	Überlappverbindung	55
4.4.2	T-Stoss	60
4.4.2.1	Makroskopische Nahtcharakterisierung	61
4.4.2.2	Mikroskopische Nahtcharakterisierung	64
4.4.3	Doppelrohrprobe Stahl	71
4.4.3.1	Abmessungen der Proben ohne Wurzelkerbe	72
4.4.3.2	Abmessungen der Proben mit Wurzelkerbe	75
4.4.3.3	Metallographische Analyse	78
4.4.3.4	UCI-Härtemessung	80
4.4.4	Doppelrohrprobe Aluminium	82
4.4.4.1	Abmessungen der Proben ohne Wurzelkerbe	82
4.4.4.2	Abmessungen der Proben mit Wurzelkerbe	85
4.5	Eigenspannungsmessungen	88
4.5.1	Überlappverbindung	88
4.5.2	Doppelrohrprobe	88
5.	Experimentelle Schwingfestigkeitsuntersuchungen	90
5.1	Versuchsaufbau	90
5.1.1	einfach überlappte Scherzugproben	90
5.1.2	T-Stösse	90
5.1.3	Doppelrohrproben	94
5.2	Quasistatische Dehnungsanalysen	97
5.2.1	Einfach überlappte Scherzugproben	97
5.2.2	T-Stösse	97
5.2.3	Rohrverbindung	99
5.3	Schwingfestigkeitsversuche	101
5.3.1	Auswertung der Wöhlerversuche	101
5.3.2	einfach überlappte Scherzugproben	105
5.3.2.1	Aluminium	107
5.3.2.2	Stahl	109
5.3.3	T-Stösse	110
5.3.3.1	Aluminium	112
5.3.3.2	Stahl	113
5.3.4	Doppelrohrprobe	115
5.3.4.1	Stahl	116

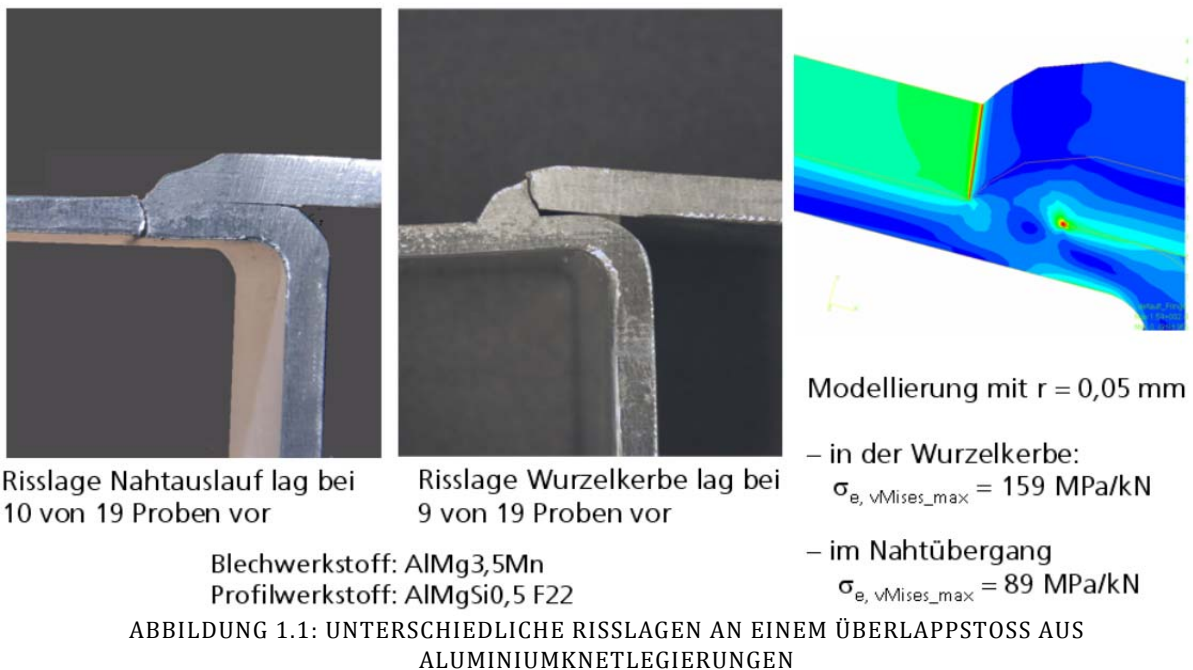
5.3.4.2	Aluminium.....	120
6.	Ausgewertete Versuchsergebnisse aus der Literatur	123
6.1	Aluminium	123
6.2	Stahl.....	124
7.	Rechnerische Analysen.....	125
7.1	Erstellung verifizierter Finite-Elemente-Modelle	125
7.2	Spannungsberechnungen	127
7.3	Spannungsgradientenansatz.....	130
7.4	Spannungsabstandsansatz.....	131
7.5	Spannungsmittelungsansatz	132
8.	Auswertung	133
8.1	Mittelspannungstransformation	133
8.2	Identifikation der Parameter	133
8.3	Kerbspannungen.....	135
8.4	Spannungsgradientenansatz.....	136
8.5	Spannungsabstandsansatz.....	137
8.5.1	Aluminium.....	137
8.5.2	Stahl.....	139
8.6	Spannungsmittelungsansatz	142
8.6.1	Aluminium.....	142
8.6.2	Stahl.....	145
8.6.3	Stützziffern und Kerböffnungswinkel.....	148
8.7	Vergleich der untersuchten Ansätze.....	152
8.8	Diskussion der Ergebnisse.....	153
9.	Nutzen und Verwertung der erzielten Ergebnisse.....	157
9.1	Wissenschaftlich-technischer und wirtschaftlicher Nutzen der erzielten Ergebnisse 157	
9.2	Innovativer Beitrag der erzielten Ergebnisse	157
9.3	Industrielle Anwendungsmöglichkeiten der erzielten Ergebnisse.....	158
9.4	Ergebnistransfer in die Wirtschaft.....	158
10.	Zusammenfassung	160
11.	Danksagung und Förderhinweis	162
12.	Literaturverzeichnis.....	163

1. EINLEITUNG

Die Betriebsfestigkeit von Bauteilen aus geschweißten Stahl- oder Aluminiumstrukturen, wie sie häufig im Automobil-, Eisenbahn- und Anlagenbau zur Anwendung kommen, ist insbesondere unter den Gesichtspunkten Leichtbau und Einsparungen beim Fertigungsprozess von zentraler Bedeutung. Bei solchen Strukturen stellen die Nahtschweißverbindungen der Komponenten oftmals das schwächste Glied in der Kette dar. Gerade unter dem Aspekt, dass im Automobil-, Eisenbahn- und Anlagenbau auch Sicherheitsbauteile oft geschweißt werden, sind für den Konstrukteur genaue und zuverlässige Berechnungsmethoden für eine gezielte Vorauslegung von Schweißnähten in Bezug auf die Betriebsfestigkeit unabdingbar.

Neben dem Nenn- und Strukturspannungskonzept kommt in den letzten Jahren insbesondere im Automobilbau das Kerbspannungskonzept zur Bemessung von Nahtschweißverbindungen immer häufiger zur Anwendung. Mit Hilfe von FEM-Berechnungen wird eine lokale Vergleichsspannung an den kritischen Stellen einer Schweißnaht (Nahtübergang oder/und Nahtwurzel) bestimmt. Hierzu sind im Berechnungsmodell an diesen Stellen sog. Referenzradien r_{ref} abzubilden, die abhängig von der Blechdicke festgelegt sind. Über die so ermittelten lokalen Spannungen kann dann anhand einer vorliegenden Referenzwöhlerlinie eine Festigkeitsbewertung durchgeführt werden. Das Kerbspannungskonzept ist für Grobblechverbindungen ($r_{ref} = 1,0 \text{ mm}$) in die IIW-Richtlinie [Hob08] aufgenommen und in einigen kommerziellen Softwareprodukten implementiert.

In den letzten Jahren wurden mehrere Forschungsvorhaben für Feinblechverbindungen aus Aluminium und Stahl [Wil05, Sto08, Sch02, Eib03, Clu09, Bra99, Gre04, Kau00, Mor06] durchgeführt. Hieraus hat sich für eine Schwingfestigkeitsbewertung der Referenzradius $r_{ref} = 0,05 \text{ mm}$ als geeigneter Wert ergeben. An einigen Proben, sowohl aus Aluminium als auch aus Stahl, zeigten sich zum Teil Anrisse in Nahtübergangskerben obwohl die berechneten Kerbspannungen, basierend auf der Kerbradienmodellierung mit $r_{ref} = 0,05 \text{ mm}$, an den Wurzelkerben höher waren, Abbildung 1.1.



Dementsprechend weichen die den Versagensorten zugeordneten Kerbspannungswöhlerlinien voneinander ab. Bei Grobblechen (Referenzradius $r_{ref} = 1,0 \text{ mm}$) sind solche Ergebnisse nicht bekannt [Oli89].

In dem im Folgenden beschriebenen IGF-Forschungsvorhaben wurde daher noch offenen Fragen bei der Anwendung des Kerbspannungskonzeptes nachgegangen. Insbesondere wurde ein einheitliches Vorgehen bei der Bewertung von Nahtwurzel und Nahtübergang bei Nahtschweißverbindungen an Feinblechen aus Aluminium und Stahl untersucht.

2. STAND DER WISSENSCHAFT UND TECHNIK

2.1 KERBEN AN GESCHWEISSTEN VERBINDUNGEN

Durch das Schweißen werden an Bauteilen scharfe Kerben eingebracht, die die Schwingfestigkeit erheblich reduzieren können. Bei Nahtübergangskerben variieren diese Radien je nach verwendetem Schweißverfahren, Schweißparametern und Werkstoff in einem Bereich zwischen $0 \text{ mm} < r_{\text{real}} < 4,0 \text{ mm}$.

Die Schwingfestigkeit von Bauteilen wird maßgeblich von Kerben beeinflusst [Hai06]. Grund hierfür ist die Spannungsüberhöhung an geometrischen Kerben, die zu einer Überschreitung der lokal ertragbaren Beanspruchungen führt. Im Gegensatz zu spanend, guss- oder sintertechnisch hergestellten Bauteilen, kann an geschweißten Komponenten die Geometrie der Schweißnahtkerben nur geringfügig beeinflusst werden. Die Nahtgeometrie ergibt sich aus dem verwendeten Schweißprozess und den zugrunde liegenden Schweißparametern. Vor allem bei konventionellen MAG-Schweißprozessen werden Schweißnahtübergangskerben erzeugt, die sehr klein sind und erheblichen Schwankungen unterliegen.

Untersuchungen aus der Literatur bestätigen die häufig getroffene Annahme der sehr scharfen Kerben an den Nahtübergängen. An über 150 Schliffbildern von Schweißnähten an Längssteifen wurde von Smith [Smi82] ein mittlerer Kerbradius von $r = 2,6 \mu\text{m}$ in Einbrandkerben ermittelt, die eine Tiefe von ca. $d = 50 \mu\text{m}$ aufwiesen. Barsoum [Bar11] hat über Replika-Technik Kerbradien im Bereich von $0,25 \text{ mm} < r < 3,5 \text{ mm}$ in Abhängigkeit von der Schweißposition ermittelt. Vergleichbare Ergebnisse erzielte Lee [Lee09] an Kreuzstößen mit derselben Technik. Tricoteaux [Tri95] ermittelte über Projektionstechnik Nahtübergangsradien in einem Bereich von $1,0 \text{ mm} < r < 3,0 \text{ mm}$ an Quersteifen.

Eine signifikante Vergrößerung des Nahtübergangsradius kann auf mehreren Wegen erreicht werden. Einerseits können bestehende Nähte nachbehandelt werden. Hierfür stehen unterschiedliche Verfahren zur Verfügung, z.B. ein Wiederaufschmelzen der Nahtübergangskerbe mit einem WIG-Brenner oder einem mechanischen Nachbearbeiten (Ausschleifen oder Hämmern) der Nahtübergangskerben. Es können aber auch unterschiedliche Schweißverfahren kombiniert werden. Mit diesen Hybrid-Verfahren lassen sich in einem Fertigungsschritt mildere Nahtübergänge erzeugen. Durch den zusätzlichen Arbeitsschritt beim Nachbehandeln oder die langsameren Schweißgeschwindigkeiten bei hybriden Prozessen werden diese Verfahren jedoch nur in wenigen Bereichen angewandt.

2.2 BEWERTUNG VON SCHWEISSVERBINDUNGEN

Für eine schwingfeste Bemessung von Schweißverbindungen stehen unterschiedliche Auslegungskonzepte zur Verfügung, Abbildung 2.1. Diese lassen sich in linear-elastische (spannungsbasierte) Konzepte (Nenn-, Struktur- und Kerbspannungskonzept sowie Strukturdehnungskonzept), elastisch-plastische Konzepte (Dehnungskonzept) und bruchmechanisch basierte Konzepte (Bruchmechanik und Kerbspannungsintensitätskonzept) aufteilen.

Nur ein Teil der Konzepte wird im industriellen Umfeld für eine Schwingfestigkeitsbewertung verwendet: Dies sind das Nenn-, Struktur- und Kerbspannungskonzept sowie, im Falle der Bewertung von Ungängen im Bereich der Schweißnähte, die Berechnung der Restlebensdauer mit der Langrissbruchmechanik. Die weite Verbreitung der spannungsbasierten Konzepte ist deren vergleichsweise einfachen Anwendbarkeit geschuldet.

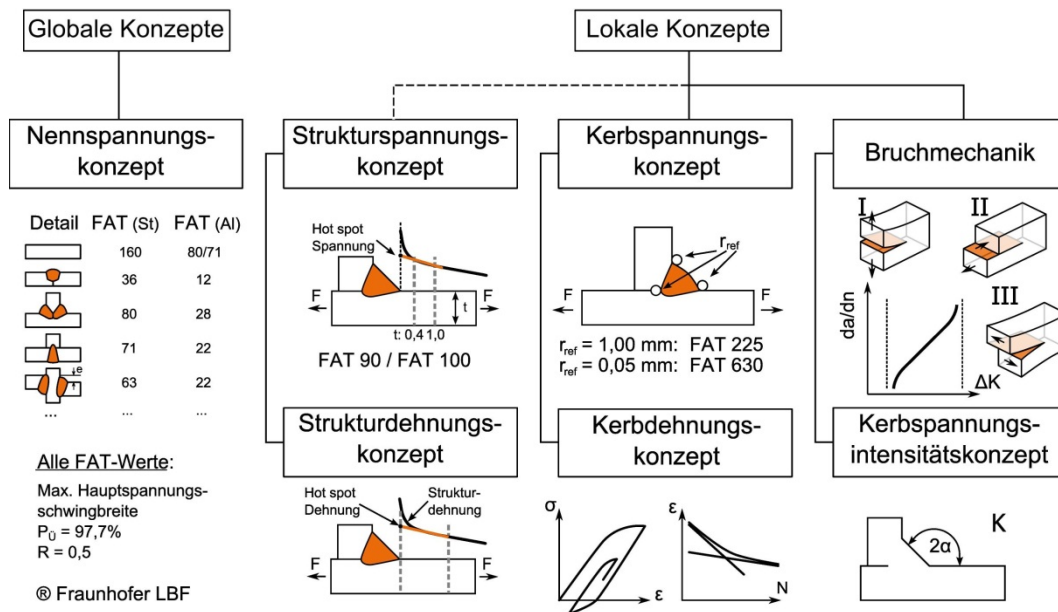


ABBILDUNG 2.1: KONZEPTE ZUR SCHWINGFESTIGKEITSBEWERTUNG VON SCHWEISSVERBINDUNGEN

Bei der Auslegung mit spannungsbasierten Konzepten ist der Berechnungsablauf vergleichbar, Abbildung 2.2. Zuerst muss eine geeignete Referenzwöhlerlinie gefunden werden. Während für Grobblechverbindungen und Beanspruchungen senkrecht zur Naht häufig die Wöhlerlinienneigung von $k = 3$ in Schwingfestigkeitsversuchen ermittelt wird, beträgt die mittlere Neigung bei Schweißverbindungen an dünneren Blechen ca. $k = 5$ [SBB10]. Für schubbeanspruchte Verbindungen zeigen sich meist flachere Neigung von $k = 5$ respektive $k = 7$. In einem zweiten Schritt wird das Bewertungskonzept gewählt, und die dem Konzept hinterlegte Beanspruchbarkeit in Form einer FAT-Klasse der Verbindung gewählt. Die FAT-Klasse kennzeichnet die ertragbare Schwingbreite bzw. Doppelamplitude bei $N = 2 \cdot 10^6$ Lastwechseln. Sie gelten für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_s = 97,7 \%$ und ein Spannungsverhältnis von $R = 0,5$. Allen FAT-Klassen liegt die 1. Hauptnormalspannung zu Grunde. Eine Referenzwöhlerlinie kann letztlich durch eine Skalierung der Wöhlerlinie mit der gewählten FAT-Klasse erstellt. Diese Referenzwöhlerlinie kann dann für die Auslegung einer spezifischen Verbindung verwendet werden.

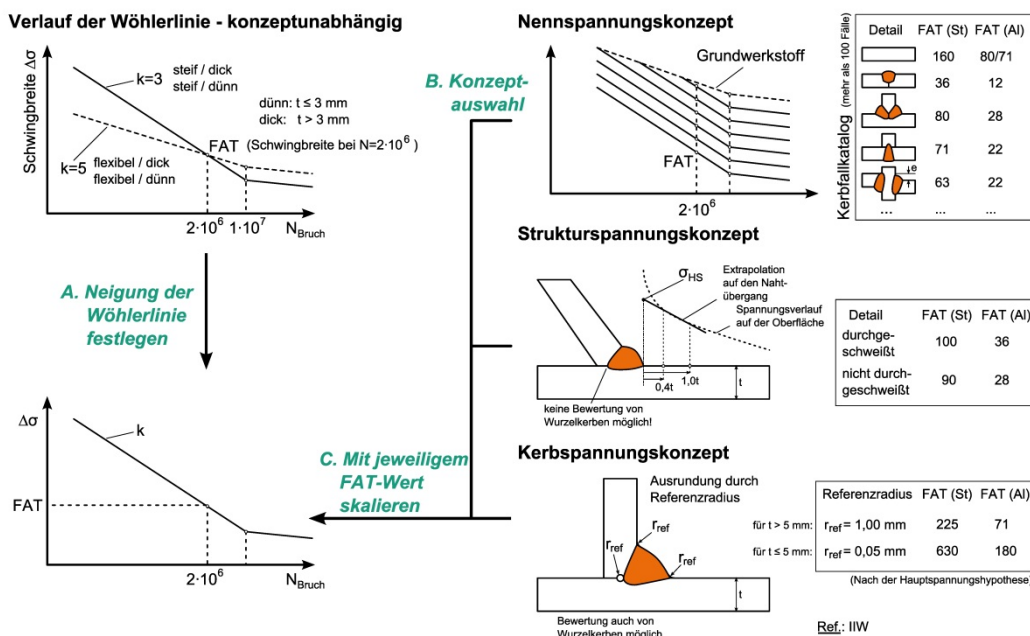


ABBILDUNG 2.2: KONZEPTE ZUR SCHWINGFESTIGKEITSBEWERTUNG VON SCHWEISSVERBINDUNGEN

2.2.1 NENNSPANNUNGSKONZEPT

Für die Anwendung des Nennspannungskonzepts, welches vorrangig in den Bereichen Stahlbau, Schiffbau, Kranbau etc. eingesetzt wird, stehen eine Vielzahl von FAT-Klassen zur Verfügung. In diesem wird einem Kerbfall (d.h. einer spezifischen Verbindungsgeometrie in einer Schweißkonstruktion) eine FAT-Klasse zugeordnet. Diese FAT-Klasse wird in einer Bewertung den im Bauteil auftretenden Nennspannungen gegenübergestellt.

Durch die begrenzte Anzahl von Kerbfallklassen können nur derartige Schweißverbindungen bewertet werden, in denen eine Nennspannung bestimmt und die eindeutig einer Kerbfallklasse zugeordnet werden können. Alternativ besteht die Möglichkeit, FAT-Klassen auf Basis von Schwingfestigkeitsversuchen für individuelle Kerbfälle zu bestimmen.

2.2.2 STRUKTURSPANNUNGSKONZEPT

Als Beanspruchungskennwert für das Strukturspannungskonzept werden zur Bewertung von Schweißverbindungen extrapolierte Oberflächenspannungen verwendet. Je nach verwendeter Variante des Strukturspannungskonzepts kann diese eine Spannung normal zur Schweißnaht an einer Auswertelinie sein, oder nach den IIW Empfehlungen [Hob08] eine zum kritischen Nahtdetail extrapolierte Spannung, Abbildung 2.3. Diese so genannten Strukturspannungen werden einerseits durch die globalen Spannungsverteilungen im Bauteil selbst und andererseits durch das makrostrukturelle Verhalten der eigentlichen Verbindungsgeometrie bestimmt. Lokal stark begrenzte Spannungsüberhöhungen, z.B. durch scharfe Kerben, werden nicht berücksichtigt.

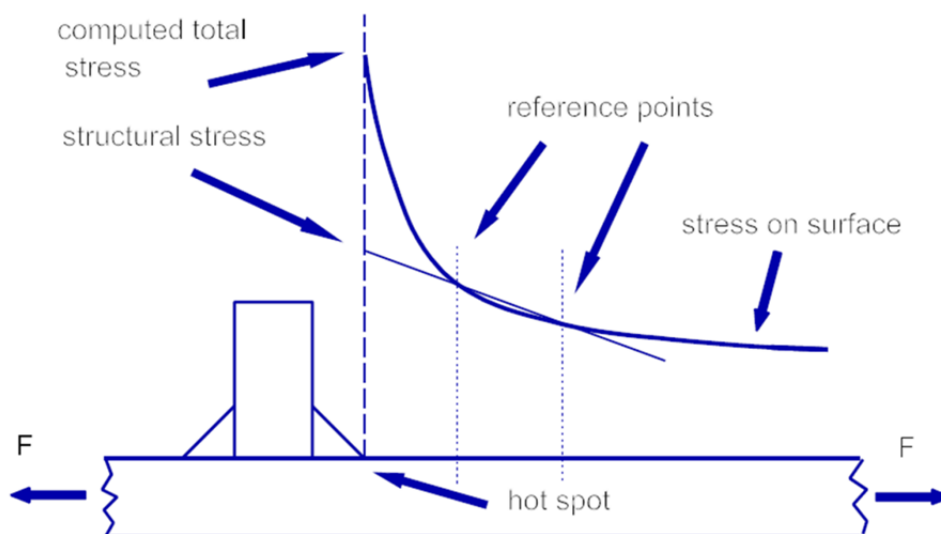


ABBILDUNG 2.3: BESTIMMUNG DER STRUKTURSPANNUNG NACH IIW-RICHTLINIE [HOB08]

Bei der Anwendung des Strukturspannungskonzepts müssen alle geometrischen Einflüsse in einem Berechnungsmodell berücksichtigt werden, die Einfluss auf die Strukturspannung haben, z.B. Kantenversatz oder Winkelverzug. Das Konzept ist auf Schweißnähte begrenzt, bei denen ein Versagen von der Übergangskerbe der Schweißnaht startet. Wurzelkerben von Schweißnähten können derzeit nicht nach Regelwerk bewertet werden [Hob08].

2.2.3 KERBSPANNUNGSKONZEPT

Neben dem Strukturspannungskonzept steht für die Berechnung von Liniennähten wie auch Schweißpunkten das Kerbspannungskonzept zur Verfügung. Mit dem Kerbspannungskonzept kann die Detailgestalt einer Schweißnaht mit in die Bewertung einbezogen werden. Die Kerbspannungen können nur rechnerisch, z.B. mittels der Finite-Elemente-Methode oder der Boundary-Element-Methode, ermittelt werden. In den Berechnungsmodellen wird die Schweißnahtgeometrie komplett abgebildet, wodurch der vollständige Einfluss der lokalen Geometrie berücksichtigt werden kann.

Die Anwendung des Kerbspannungskonzepts zur Auslegung von schwingbeanspruchten, geschweißten Bauteilen ist verbunden mit einer Ausrundung der versagenskritischen Stellen mit einem Referenzradius r_{ref} [Fri07]. Die Wahl des Radius erfolgt in Abhängigkeit der Blechdicke: Für Grobblechverbindungen (Blechdicke $t \geq 5,0 \text{ mm}$) wird meist ein Radius von $r = 1,0 \text{ mm}$ verwendet [Rad07], bei der Auslegung von Feinblechen ein Referenzradius von $r = 0,05 \text{ mm}$ [Zha05], Abbildung 2.4 und Abbildung 2.5. Gerade in Blechdickenbereichen von $2,0 \text{ mm} \leq t \leq 8,0 \text{ mm}$ ist die Anwendung von Referenzradien, die zwischen $r = 0,05 \text{ mm}$ und $r = 1,00 \text{ mm}$ liegen, aus Modellbildungssicht sinnvoll. Einerseits darf der Referenzradius den Kraftfluss durch die Verbindung nicht wesentlich beeinflussen, andererseits sollte der Radius nicht zu klein gewählt werden, um handhabbare Modellgrößen zu erlangen.

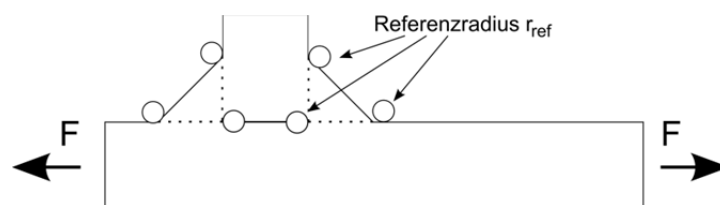


ABBILDUNG 2.4: BESTIMMUNG DER KERBSPANNUNG MIT EINEM REFERENZRADIUS

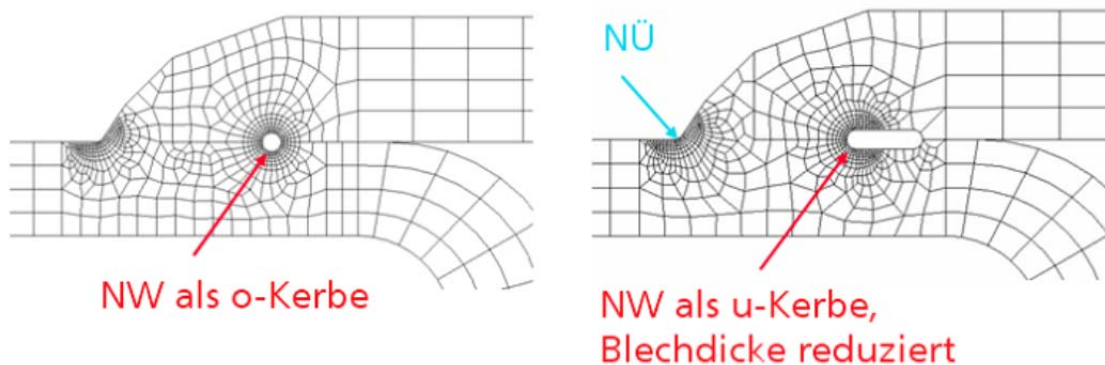


ABBILDUNG 2.5: MODELLIERUNG VON SCHWEISSNAHTKERBEN

Die in den Kerben berechneten elastizitätstheoretischen Kerbspannungen σ_e dienen als Beanspruchungskennwerte. Diese werden zulässigen Beanspruchungen aus einer so genannten „Referenzwöhlerlinie“ gegenübergestellt. Bei Grobblechverbindungen, bei denen die Nahtkerben mit dem Referenzradius $r_{ref} = 1,0 \text{ mm}$ idealisiert werden, zeigt sich, dass diese Referenzwöhlerlinien zwar abhängig von der Werkstoffgruppe (Aluminium, Stahl) aber weitgehend unabhängig von der Ausführung der Schweißverbindung und dem Versagensort (Nahtwurzel, Nahtübergang) sind. Die zulässigen Beanspruchungen können aus Richtlinien oder Veröffentlichungen [Hob08, Son08, Oli89] entnommen werden.

Auch für Feinblechverbindungen, bei denen die Nahtkerben mit dem Referenzradius $r_{ref} = 0,05 \text{ mm}$ idealisiert werden, sind in vorangegangenen Forschungsvorhaben [Eib03, Sto08, Sch02, Mor06] Referenzwöhlerlinien abgeleitet worden. Jedoch wurden in diesen Forschungsvorhaben überwiegend Proben untersucht, bei denen die Risse in der Wurzelkerbe initiiert wurden. Im Gegensatz zu den Fällen mit Versagen in Wurzelkerben ist die Zuverlässigkeit bei der Anwendung dieser Referenzwöhlerlinien zur Bewertung von Nahtübergängen nicht allgemein untersucht und verifiziert. Nachfolgend sind die untersuchten Probenformen und zugehörigen Versagensorte einiger Forschungsvorhaben der letzten Jahre zusammenfassend aufgeführt.

Stahl:

- [Eib03] Hier wurden laserstrahlgeschweißte Scher- und Schälzugproben aus Stahl im Blechdickenbereich $0,9 \text{ mm} < t < 2,0 \text{ mm}$ mit Überlapp-I-Nähten untersucht. Die Brüche traten ausschließlich ausgehend von den Wurzelkerben auf.
- [Wil05] Bei diesen Untersuchungen wurden MSG- bzw. laserstrahlgeschweißte Überlappproben, H-Proben, Hutprofilproben und Rohrproben im Blechdickenbereich $0,8 \text{ mm} < t < 1,5 \text{ mm}$ betrachtet. Bei den meisten Proben traten die Risse ausgehend von Wurzelkerben auf, vereinzelt auch ausgehend von Nahtübergangskerben.
- [Bau09] Es wurden laserstrahlgeschweißte Detail- und Bauteilproben aus Feinblechen untersucht. Die Brüche gingen von der Wurzelkerbe oder den Nahtenden aus.
- [Sto08] In diesem Vorhaben wurden laserstrahlgeschweißte Rohrproben der Blechdicken $t = 1,0 \text{ mm}$ und $t = 2,0 \text{ mm}$ untersucht. Es traten Brüche ausgehend von Wurzelkerben auf.

Aluminium:

- [Mor06] Es wurden Stumpfstöße mit Wurzelspalt der Blechdicke $t = 5,0 \text{ mm}$ untersucht, bei denen die Brüche von den Wurzelkerben ausgingen. Weiterhin wurden Stumpfstöße ohne Wurzelspalt und Quersteifen mit $t = 5,0 \text{ mm}$ betrachtet. Bei diesen Proben gingen die Brüche von den Nahtübergangskerben aus.
- [Sto09] Hier wurden T-Stöße, Überlappstöße, Stumpfstöße und komplexe Bauteilproben im Blechdickenbereich $3,0 \text{ mm} < t < 8,0 \text{ mm}$ untersucht. Bis auf die Überlappstoßprobe, bei der beide Risslagen beobachtet wurden, traten bei allen anderen untersuchten Proben nur Wurzelbrüche auf.
- [Kau00] In diesem Vorhaben wurden unterschiedliche laserstrahlgeschweißte Proben und Nahtformen (Stumpfstöße, T-Stöße, Überlappstöße, Schälzugproben) untersucht, bei denen unterschiedliche Risslagen auftraten. Eine Auswertung bezüglich des Kerbspannungskonzeptes liegt noch nicht für alle Proben vor. In [Eib03] wurden einige Überlappstöße mit I-Nähten, bei denen das Versagen von den Wurzelkerben ausging, nach dem Kerbspannungskonzept ausgewertet.
- [Bra99] Hier wurden MIG-geschweißte Stumpfstöße mit und ohne Wurzelkerben der Blechdicken $t = 5,0 \text{ mm}$ und $t = 20,0 \text{ mm}$ experimentell untersucht. In [Sto09] wurden die Ergebnisse der $5,0 \text{ mm}$ - Proben nach dem Kerbspannungskonzept mit $r_{ref} = 0,05 \text{ mm}$ ausgewertet.
- [Gre04] Bei diesen Untersuchungen wurden MIG-geschweißte H-Proben ($t = 8,0 \text{ mm}$ und $t = 4,0 \text{ mm}$) mit unterschiedlichen Nahtausführungen betrachtet. Bei allen Probenvarianten gingen die Anrisse von Wurzelkerben aus.

Angeregt wurde das hier beschriebene Vorhaben durch die Ergebnisse im Teilprojekt „Strangpressprofil- und Blechstrukturen aus Aluminiumknetlegierungen im Fahrzeugbau“ [Sto09] des AiF-Verbundforschungsvorhabens „Anwendbarkeit von Festigkeitskonzepten für schwingbelastete geschweißte Bauteile“ [Clu09]. Hier traten bei Schweißverbindungen an Aluminiumlegierungen zum Teil Anrisse in Nahtübergangskerben auf, obwohl die berechneten maximalen Kerbspannungen, basierend auf der Kerbradienmodellierung mit $r_{ref} = 0,05 \text{ mm}$, an den Wurzelkerben höher waren. Daraufhin wurden einige Ergebnisse aus vorangegangenen Forschungs-

vorhaben im Hinblick auf dieses Verhalten näher betrachtet. So deutet sich auch bei diesen nachträglich ausgewerteten Ergebnissen aus [Mor06] eine signifikant geringere ertragbare lokale Beanspruchungen für die Nahtübergänge bei Ermittlung der Beanspruchungen mit $r_{ref} = 0,05 \text{ mm}$ an, Abbildung 2.6. Für Stähle zeigt sich das gleiche Verhalten, wenn auch nicht so deutlich [Clu09], Abbildung 2.7. Auch bei den Untersuchungen von Willen [Wil05] sind für Schweißverbindungen an Stahlfeinblechen unterschiedliche lokale Beanspruchbarkeiten für Nahtübergang und Nahtwurzel erkennbar.

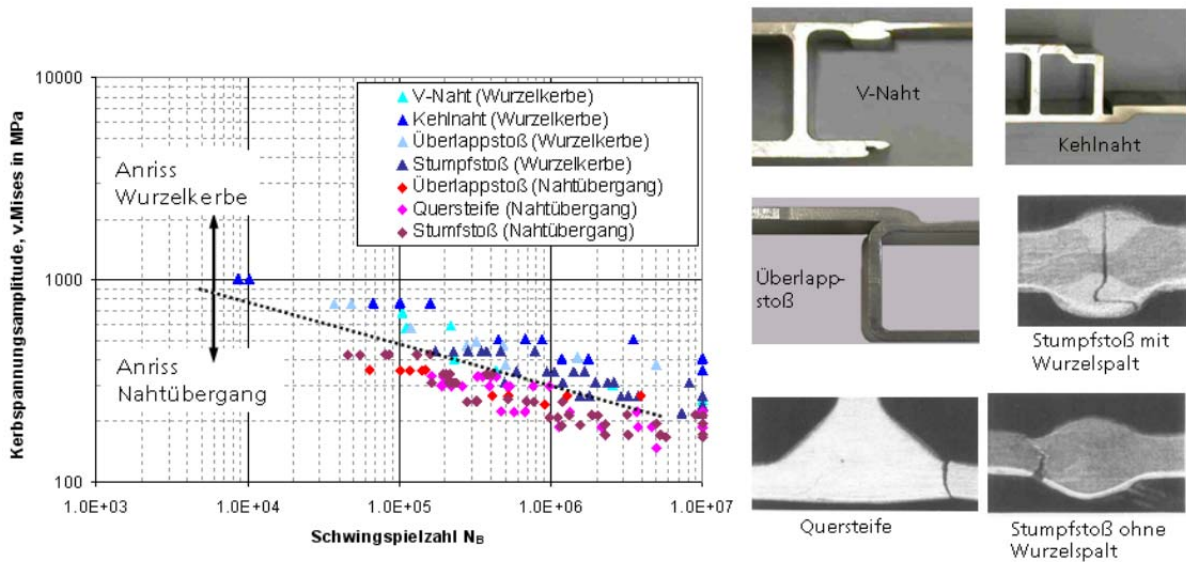


ABBILDUNG 2.6: KERBSPANNUNGSWÖHLERLINIEN BEI UNTERSCHIEDLICHEN RISSLAGEN FÜR ALUMINIUM, $R = -1$

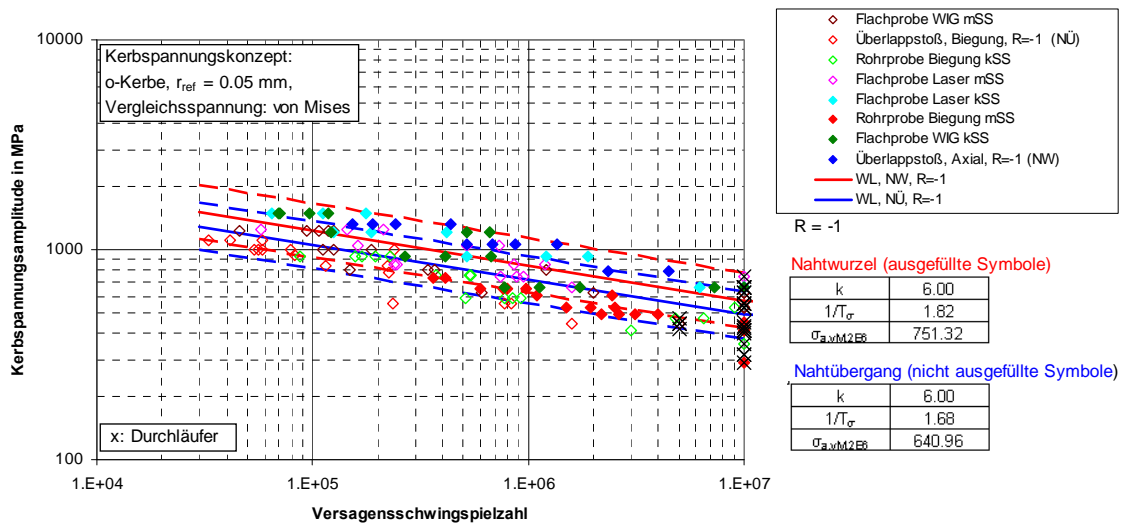


ABBILDUNG 2.7: KERBSPANNUNGSWÖHLERLINIEN BEI UNTERSCHIEDLICHEN RISSLAGEN FÜR STAHL, $R = -1$

Bei Grobblechen (Referenzradius $r_{ref} = 1,0 \text{ mm}$) sind solche Unterschiede in den lokal ertragbaren Kerbspannungen zwischen Wurzel- und Nahtübergangsversagen nicht bekannt [Oli89].

2.3 SPANNUNGSÜBERHÖHUNG AN KERBEN

Die Spannungsüberhöhung an Kerben wird aufgrund von Unregelmäßigkeiten der Form (Formkerben), des Werkstoffs (Werkstoffkerben) oder der Belastungsart (Belastungskerben) hervorgerufen. Die unterschiedlichen Kerbarten sind in Abbildung 2.8 dargestellt.

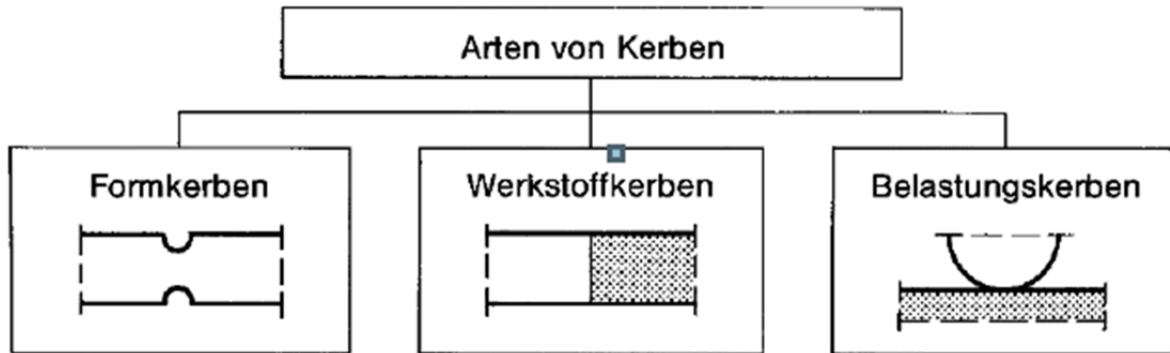


ABBILDUNG 2.8: UNTERSCHIEDLICHE KERBARTEN NACH [RAD07]

Im Rahmen des durchgeführten Vorhabens sind insbesondere die Formkerben, welche bei geschweißten Konstruktionen auftreten, von Interesse. Formkerben kennzeichnen sich durch eine starke Oberflächenkrümmung bei einem ausreichend großem Oberflächenversatz. Nach Neuber [Neu85] wird zwischen milden und scharfen, flachen und tiefen sowie inneren und äußeren Kerben unterschieden. Als Grenzfälle von Formkerben sind solche Kerben zu nennen, deren Kerbradius gegen null tendiert, so dass sich eine rissähnliche Kerbe mit unendlich großer Spannungsüberhöhung bildet.

Die Spannungsüberhöhung wird durch mehrere Parameter bestimmt. Dies ist einerseits die Geometrie der Kerbe, insbesondere der Kerböffnungswinkel ω bzw. der Nahtanstiegswinkel θ bei Schweißnähten und der Kerbradius r . Zudem wird die Spannungsüberhöhung von der Richtung des Kraftflusses in Kerbnähe bestimmt. In Anlehnung an die bruchmechanische Definition der Rissbeanspruchungen kann man eine Aufteilung in Normalbeanspruchung senkrecht zur Kerbe (Mode I), Scherbeanspruchung (Mode II) und Schubbeanspruchung Mode (III) vornehmen. Diese Parameter haben zudem auch einen Einfluss auf das Spannungsfeld im Kerbligament, das für die Schwingfestigkeit von scharf gekerbten Bauteilen eine signifikante Rolle spielt.

Die an einer Kerbe auftretende, elastizitätstheoretisch berechnete Spannung wird als Kerbspannung σ_e bezeichnet. Im Fall von einfachen Probengeometrien kann eine Formzahl K_t bestimmt werden, indem die Kerbspannung auf eine Nennspannung im Probenquerschnitt σ_n bezogen wird.

$$K_t = \frac{\sigma_{e,max}}{\sigma_n} \quad 2.1$$

mit dem elastizitätstheoretischen Kerbspannungshöchstwert $\sigma_{e,max}$ und der Nennspannung σ_n .

Die Nennspannung kann sich dabei sowohl auf den ungekerbten Ausgangsquerschnitt als auch auf den bruchgefährdeten Restquerschnitt ohne Kerbe beziehen.

Der Einfluss der örtlichen Spannungsüberhöhung auf die Schwingfestigkeit eines Bauteils wird durch die Kerbwirkungszahl K_f beschrieben. Die Kerbwirkungszahl K_f bezeichnet das Verhältnis der sogenannten „Dauerfestigkeit“ der ungekerbten Probe $\sigma_{nAD, (K_t = 1)}$ zu jener der gekerbten Probe $\sigma_{nAD, (K_t > 1)}$, ausgedrückt durch die Nennspannung.

$$K_f = \frac{\sigma_{nAD,(K_t=1)}}{\sigma_{nAD,(K_t>1)}} \quad 2.2$$

Die Kerbwirkungszahl hängt von der vorliegenden Kerbschärfe, der Belastungsart, dem Werkstoff und der Proben- bzw. Bauteilgröße ab, welche durch den Kerbradius als spannungsmechanischem Größeneinfluss zum Tragen kommt.

Setzt man die Kerbwirkungszahl K_f mit der Formzahl K_t in Beziehung, so lässt sich folgendes Verhalten beobachten:

Die Kerbwirkungszahl liegt in der Regel unter der theoretischen Formzahl, da die plastische Verformung Spannung aufnimmt und damit reduziert. Besonders bei scharf gekerbten Bauteilen ist die Kerbwirkungszahl deutlich geringer als die gegebene hohe Formzahl [Rad07]. Im Grenzfall einer verschwindenden Kerbrundung wird die Formzahl unendlich groß, während die Kerbwirkungszahl endlich bleibt [Rad07]. Die Abminderung von K_t zu K_f basiert auf einer werkstoffbedingten Stützwirkung, der sogenannten Mikrostützwirkung.

2.3.1 ANALYTISCHE LÖSUNG ZUR BERECHNUNG DER FORMZAHL

Für einfache geometrische Kerbfallprobleme (vgl. Abbildung 2.9) existieren eine Vielzahl von analytischen Lösungen zur Ermittlung von Kerbspannungen [Neu85]. Im Falle von scharfen, rissähnlichen Kerben ergibt sich eine Kerbspannung in Abhängigkeit von der Geometrie (g) und dem Kerbradius r in folgender Form:

Die elastizitätstheoretische Spannungsüberhöhung K_t an einer Kerbe kann, in Abhängigkeit vom Kerbradius ρ und dem Kerböffnungswinkel ω , durch eine Potenzfunktion beschrieben werden. Bei scharfen bzw. rissähnlichen Kerben beträgt der Exponent $e = -0,5$, bei milderer Kerben ist er geringer.

$$\sigma_e = \sigma_n \cdot g \cdot r^{-0,5} \quad 2.3$$

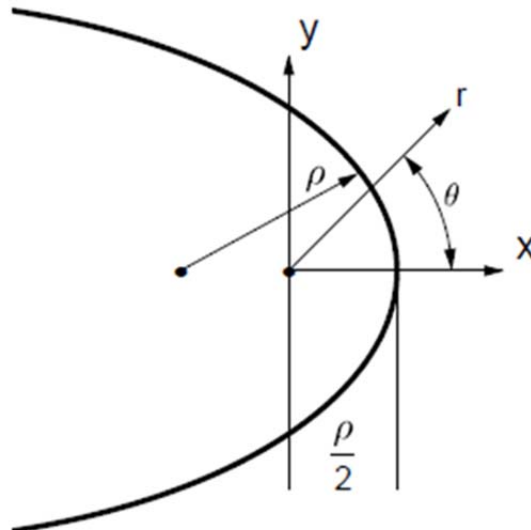


ABBILDUNG 2.9: SPANNUNGSBERECHNUNG AN EINEM ELLIPSENFÖRMIGEN SPALT NACH CREAGER [CRE67]

2.3.2 MIKROSTÜTZWIRKUNG

Kerben haben eine schwingfestigkeitsmindernde Wirkung, allerdings nicht in dem Maße, wie man es aufgrund der elastischen Formzahl vor allem bei duktilen Werkstoffen erwarten würde. Dies lässt sich durch das Prinzip der Mikrostützwirkung nach Neuber erklären [Neu68].

Laut Neuber bestehen infolge der Struktur innerhalb bestimmter kleiner Werkstoffbereiche stärkere gegenseitige Bindungen der Stoffteilchen und somit größere Verformungswiderstände. Diese Stoffbereiche stützen sich blockweise auf ihre Umgebung ab. Neuber bezeichnet diesen Effekt als Mikrostützwirkung [Neu68]. Durch diese Stützwirkung werden Materialbereiche, die höchster Spannung ausgesetzt sind, entlastet, während weiter innen liegende und weniger stark beanspruchte Bereiche stärker an der Kraftübertragung beteiligt werden. Neuber berücksichtigt diesen Effekt, indem er nicht die Kerbhöchstspannung als versagensrelevant betrachtet, sondern eine Spannungsmittelung über den Bereich der auftretenden Mikrostützwirkung durchführt. Die Mikrostützwirkung führt also zu einer Abminderung der Kerbwirkung und erklärt, warum $K_f < K_t$ ist.

Der Unterschied zwischen K_t und K_f hängt vom Kerbradius, vom Werkstoff und von der Beanspruchungsart ab und ist bei scharfen Kerben besonders ausgeprägt.

Bei geometrisch ähnlichen, gekerbten Bauteilen mit gleicher Formzahl weist das große Bauteil mit dem größeren Kerbradius die höhere Kerbwirkungszahl auf. Dieses Verhalten beschreibt einen wesentlichen Teil des Größeneinflusses (GE) auf die sogenannte Dauerfestigkeit eines Werkstoffes und lässt sich anhand des spannungsmechanischen Größeneinflusses erklären.

2.4 GRÖSSENEINFLUSS

2.4.1 ARTEN VON GRÖSSENEINFLÜSSEN

Schwingfestigkeitsversuche an geometrisch ähnlichen Proben, jedoch von unterschiedlicher Größe, führen in der Regel zu abweichenden Ergebnissen in der Schwingfestigkeit. Überträgt man Schwingfestigkeitsergebnisse, die an kleinen Proben ermittelt wurden, auf große Proben, so führt dies meist zu einer Überschätzung des wahren Werkstoffverhaltens. Mit zunehmender Bauteilgröße verschlechtert sich also die Schwingfestigkeit, wie in Abbildung 2.10 dargestellt.

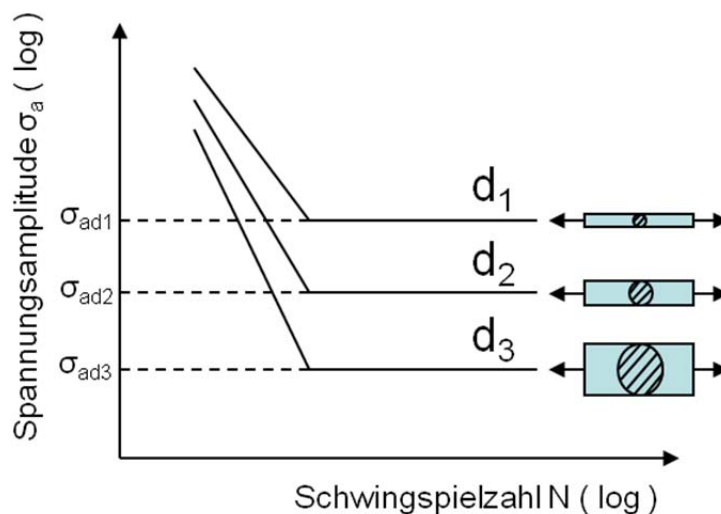


ABBILDUNG 2.10: EINFLUSS DER BAUTEILGRÖSSE AUF DIE SCHWINGFESTIGKEIT

Der Zusammenhang der Schwingfestigkeit und der Größe des hoch beanspruchten Bereiches zeigt sich in besonderer Form an gekerbten Proben und Bauteilen. Dies ist auf verschiedene Größeneinflussmechanismen zurückzuführen. Als Größeneinfluss werden sämtliche Effekte bezeichnet, die sich bei Bauteilen bzw. Proben hinsichtlich veränderlicher geometrischer, herstellungsbedingter und mikrostruktureller Verhältnisse ergeben [Ber00]. Der Größeneinfluss kann sich sowohl festigkeitssteigernd als auch -mindernd auswirken und wird nach [Klo76] und [Klo81] in vier verschiedene Arten unterteilt:

- Spannungsmechanischer GE (unterschiedlicher Spannungsabfall über dem Probenquerschnitt durch Stützwirkung)
- Oberflächentechnischer GE (Oberflächenverfestigung, Eigenspannungen)
- Statistischer GE (Größte Fehlstelle in einem hoch beanspruchten Bauteilbereich ist ausschlaggebend für die Anrissbildung)
- Technologischer GE (Herstellungsverfahren)

Während der spannungsmechanische GE meist festigkeitssteigernd wirkt, gehen der statistische und technologische GE festigkeitsmindernd ein. Der oberflächentechnische GE kann sowohl festigkeitssteigernd als auch -mindernd wirken. Von diesen Einflüssen werden in neuerer Literatur meist nur der spannungsmechanische und der statistische Größeneinfluss direkt bewertet. Der oberflächentechnische und der technologische Größeneinfluss beinhalten fertigungstechnische Eigenschaften, die stark von der Bauteilgröße beeinflusst werden. Dies sind z.B. Unterschiede in den Fehlstellen (Porositäten und weitere Ungängen) bei Gussbauteilen, die mit steigender Bauteilgröße ebenso ansteigen.

In dem hier beschriebenen Vorhaben wurde der Schwerpunkt auf die Einflussnahme und rechnerische Übertragbarkeit des spannungsmechanischen Größeneinflusses anhand von vorliegenden und neu erarbeiteten Versuchsergebnissen untersucht werden.

Die oben genannten Einflussgrößen experimentell zu trennen, stellt sich in der Praxis oft als schwierig heraus, da bei Bauteilen meist eine Überlagerung der GE auftritt. Um diese Einflüsse zu berücksichtigen, müssen bei der rechnerischen Übertragung von Werkstoffkennwerten, die an einfachen Proben ermittelt wurden, auf größere und komplexere Bauteile Korrekturfaktoren verwendet werden.

2.4.2 STATISTISCHER GRÖSSENEINFLUSS

Der statistische Größeneinfluss beruht darauf, dass die Wahrscheinlichkeit einer unter Beanspruchung zum Anriss führenden mikrostrukturellen Werkstoffinhomogenität (Fehlstelle), an der Oberfläche oder im Volumen, einer großen Probe größer ist als in einer Probe, die gleiche geometrische Kennwerte aufweist (z.B. Formzahl), aber kleiner ist.

Um den Einfluss von Größe und Form eines Bauteils auf die Schwingfestigkeit zu beschreiben, wird häufig das von Weibull entwickelte Fehlstellenmodell [Wei59] verwendet. Das Fehlstellenmodell geht von einer gleichmäßigen Verteilung anrissauslösender Fehlstellen entlang der Werkstoffoberfläche (bei Anriss nur an der Oberfläche) oder über das Werkstoffvolumen aus. Der Anriss entsteht, wenn die lokale Beanspruchung die Festigkeit der größten Fehlstelle im beanspruchten Bereich erreicht (weakest link concept) [Hec82].

Durch die Annahme statistisch verteilter Fehlstellen lässt sich auch der Zusammenhang zwischen der Lebensdauer und dem Prüfvolumen zeigen; bei einer Zunahme des hoch beanspruchten Volumens wächst die Wahrscheinlichkeit einer auftretenden größeren Fehlstelle. Daher ist beim Vergleich zweier ungekerbter Proben unterschiedlicher Volumina, die mit gleicher Beanspruchung beaufschlagt werden, für die größere Probe eine niedrigere Bruchlastspielzahl zu

erwarten. Köhler brachte in [Köh75] den experimentellen Nachweis, indem er die Bruchwahrscheinlichkeit kurzer und langer ungekerbter Proben gegenüberstellte (Abbildung 2.11).

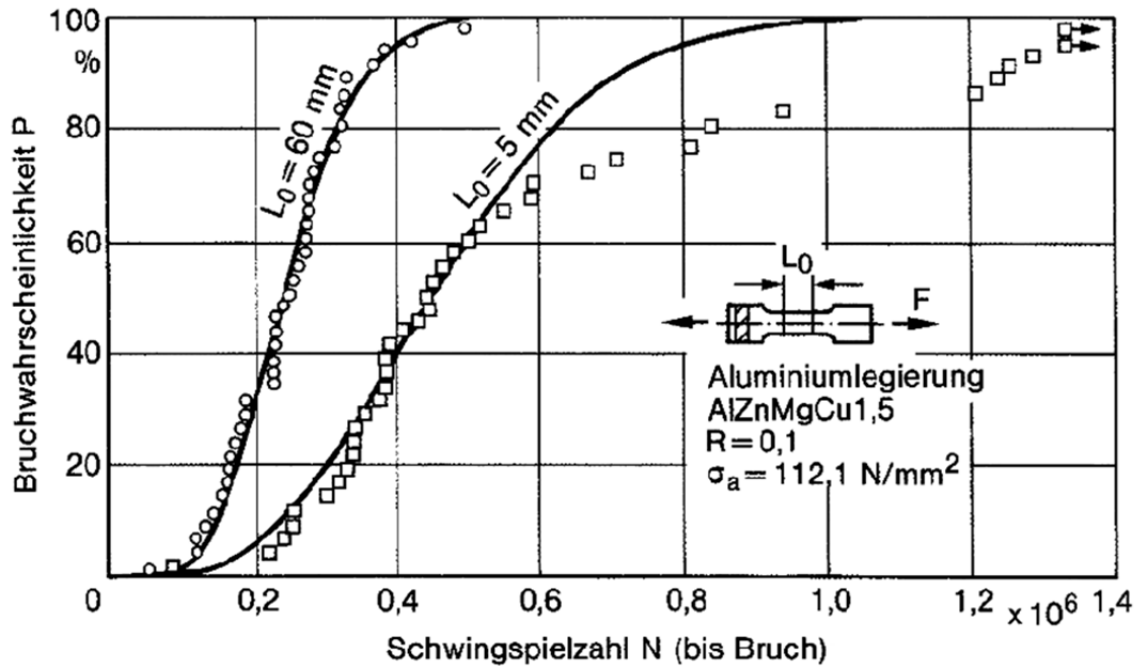


ABBILDUNG 2.11: BRUCHWAHRSCHEINLICHKEIT EINER LANGEN UND EINER KURZEN PROBE IM WÖHLERVERSUCH, NACH [KÖH75]

Dieser Ansatz wurde von Köhler auch auf gekerbte Proben übertragen [Köh75]. Bei gekerbten Proben ist für die Ermittlung des hoch beanspruchten Volumens neben der Spannung insbesondere der Spannungsgradient von Bedeutung. Köhler wies nach, dass bei gleichem Prüfquerschnitt die gekerbte Probe aufgrund des geringeren hoch beanspruchten Volumens die höhere Schwingfestigkeit gegenüber der ungekerbten Probe aufweist.

Entscheidend für die Anrisslebensdauer ist das auf σ_{max} bezogene Spannungsintegral I . Das Spannungsintegral dient zur Charakterisierung der Bauteilgröße und -geometrie (Kerbe) sowie der Spannungsverteilung. Je nach Integrationsbereich spricht man von einem Oberflächenintegral I_A , Volumenintegral I_V oder einem Linienintegral I_L .

$$I_A = \int_A g(x, y, z)^\kappa dA, \quad I_V = \int_V g(x, y, z)^\kappa dV, \quad I_L = \int_L g(x, y, z)^\kappa dL \quad 2.4$$

mit dem Weibullexponenten κ und

$$g(x, y, z) = \frac{\sigma(x, y, z)}{\sigma_{max}} \quad 2.5$$

Eine ausführliche Herleitung des Spannungsintegrals ist in [Köh75] gegeben.

Mit Hilfe des Spannungsintegrals lässt sich direkt die ertragbare Schwingfestigkeit unterschiedlicher Bauteilgeometrien in Abhängigkeit des Weibullexponenten κ bestimmen. Der Weibullexponent κ beschreibt die Anrisswahrscheinlichkeit über der Spannungsamplitude bei gegebener Schwingspielzahl.

Ist bei einer ungekerbten Probe die ertragbare Schwingfestigkeit σ_{W0} mit dem zugehörigen Spannungsintegral I_0 bekannt, lässt sich die ertragbare Schwingfestigkeit σ_{Wk} einer gekerbten

Probe mit dem Spannungsintegral I_k (über dem Kerbbereich) mit der folgenden Gleichung berechnen:

$$\sigma_{Wk} = \sigma_{W0} * \left(\frac{I_0}{I_k}\right)^{\frac{1}{\kappa}} \quad 2.6$$

Aus dieser Gleichung ergibt sich die statistische Stützziffer n_{st} zu:

$$n_{st} = \frac{\sigma_{Wk}}{\sigma_{W0}} = \left(\frac{I_0}{I_k}\right)^{\frac{1}{\kappa}} \quad 2.7$$

Hierfür wird das Spannungsfeld im Kerbbereich normiert und das Spannungsintegral I in Anlehnung nach Weibull eingeführt.

$$SI = \int \left(\frac{\sigma(x, y, z)}{\sigma_{max}}\right)^{\frac{1}{\kappa}} \quad 2.8$$

Das Spannungsintegral kann nicht direkt für die Berechnung einer effektiven Spannung herangezogen werden. Das berechnete Volumen bzw. die Querschnittsfläche muss erst einem an einer Referenz abgeleiteten Spannungsintegral SI gegenübergestellt werden. Die effektive Spannung ergibt sich dann aus

$$\sigma_{eff} = \sigma_{max} \cdot \left(\frac{SI}{SI_0}\right)^{\kappa} \quad 2.9$$

Es kann hier eine spannungsmechanische Stützziffer n_{sm} berechnet werden.

$$n_{sm} = \left(\frac{SI}{SI_0}\right)^{\kappa} \quad 2.10$$

Das Verfahren beinhaltet somit zwei Parameter; den Parameter κ , der den Einfluss der kernnahen Spannungsverteilung berücksichtigt und den davon abhängigen Referenzwert I_0 des ertragbaren Spannungsintegrals, in dem die (werkstoffabhängige) Schwingfestigkeit beinhaltet ist. Während sich die Berechnung des Referenzwerts I_0 auf Basis von Versuchsergebnissen ergibt, muss die Wahl des Parameters κ bedacht werden. Da durch den hier angesetzten Exponentialansatz der Einfluss der Stützwirkung (zumindest in einer reinen Querschnittsbetrachtung) und nicht der statistische Größeneinfluss berücksichtigt werden soll, ist eine Anlehnung von über den Zusammenhang nach Haibach $\kappa = 1.32 \cdot \log(1 : T_{\sigma})$ an die Versuchsstreuung nicht sinnvoll. Durch die hohen Spannungsgradienten würde nur ein minimaler Bereich an der Oberfläche berücksichtigt werden. Um eine ähnliche Stützwirkung wie Neuber zu bekommen, müsste $\kappa < 2$ gewählt werden.

2.4.3 SPANNUNGSMECHANISCHER GRÖSSENEINFLUSS

Der spannungsmechanische Größeneinfluss beruht, ähnlich wie der statistische Größeneinfluss, auf unterschiedlich hoch beanspruchten Volumina. Die Ursache ist hier eine von Bauteil zu Bauteil verschieden stark ausgeprägte Stützwirkung des Werkstoffs, infolge unterschiedlicher Spannungsgradienten. Betrachtet wird der Spannungsgradient, der senkrecht zur Bauteiloberfläche

am Ort des Spannungsmaximums auftritt. Radaj definiert den Spannungsgradienten als

$$\chi = \frac{1}{\sigma_{e,max}} * \frac{d\sigma_e}{dn} \quad 2.11$$

wobei n die Koordinate senkrecht zum Kerbgrund darstellt.

Eine Stützwirkung entsteht infolge inhomogener Spannungsverteilung, wie sie z.B. bei Kerben oder bei Biege- und Torsionsbelastung ungekerbter Proben auftritt. Sie ist umso ausgeprägter, je steiler der Spannungsgradient über dem Probendurchmesser ist.

So ergibt sich bei einer ungekerbten Probe unter Biege- oder Torsionsbeanspruchung der Gradient zu:

$$\chi = -\frac{2}{d} \quad 2.12$$

mit dem Probendurchmesser d .

Der spannungsmechanische Größeneinfluss hat daher besonders bei kleinen Proben einen starken Einfluss, was in Abbildung 2.12 verdeutlicht wird.

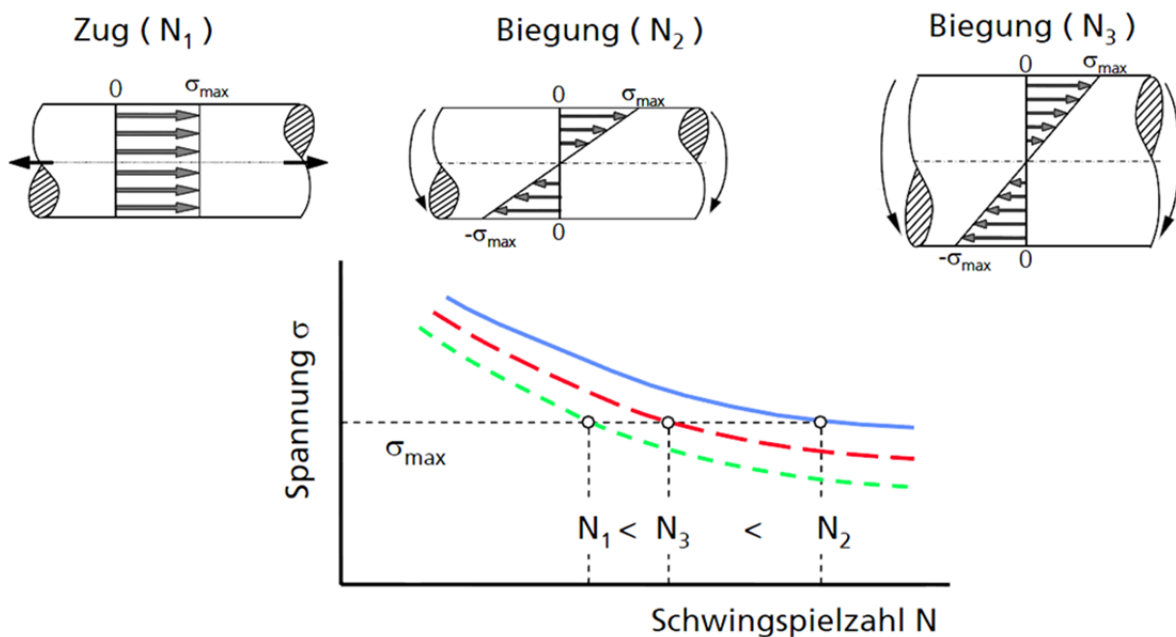


ABBILDUNG 2.12: DARSTELLUNG DER UNTERSCHIEDLICHEN STÜTZWIRKUNG INFOLGE VON UNTERSCHIEDLICHEN SPANNUNGSGRADIENTEN

Vergleichbare Verhältnisse erhält man auch bei gekerbten Proben. Auch hier nimmt, von einer gleichen maximalen Kerbspannung ausgehend, der Spannungsgradient mit abnehmender Probengröße zu und das hoch beanspruchte Volumen somit ab [Rad07].

Teilweise ist der spannungsmechanische Größeneinfluss bereits durch den Werkstoffkennwert berücksichtigt. So haben ungekerbte Proben in der FKM-Richtlinie einen bis zu 30 % höheren Wert für die Biegewechselfestigkeit σ_{bw} als für die Zug-Druck Wechselfestigkeit σ_{zdw} [Lap08].

2.5 STÜTZWIRKUNG AN KERBEN

2.5.1 BESCHREIBUNG AUF BASIS VON SCHWINGFESTIGKEITSVERSUCHEN

Im Vergleich zwischen den ertragbaren lokalen Spannungen von ungekerbten und gekerbten Proben zeigt sich meist, dass die lokale Beanspruchbarkeit σ_e in einem Bereich mit Spannungsgradienten bzw. Kerben höher wie die ertragbare Nennspannung σ_n einer ungekerbten Werkstoffprobe ist. Dieser Effekt wird üblicherweise mit dem Begriff der „Stützwirkung“ beschrieben und lässt sich zum einen aus dem spannungsmechanischen und zum anderen auf den statistischen Größeneinfluss zurückführen.

In einer Definition von Siebel und Stieler [Sie55] wird die Stützwirkung über eine Stützziffer n beschrieben, die durch das Verhältnis von Kerbformzahl K_t zu Kerbwirkungszahl K_f berechnet wird.

$$n = \frac{K_t}{K_f} \quad 2.13$$

Die Kerbformzahl K_t kann elastizitäts-theoretisch berechnet werden. Sie beschreibt das Verhältnis von der örtlichen maximalen Hauptspannung in der Kerbe zu der Nennspannung σ_n in einem Bauteilquerschnitt.

$$\sigma_e = \sigma_n \cdot K_t \quad 2.14$$

Die Kerbwirkungszahl K_f wird über Schwingfestigkeitsversuche an einer gekerbten ($K_t > 1$) und einer ungekerbten Probe ($K_t = 1$) ermittelt und die ermittelten „dauerfest“ ertragbaren Nennspannungen ins Verhältnis gesetzt

$$K_f = \frac{\sigma_n(K_t = 1)}{\sigma_n(K_t > 1)} \quad 2.15$$

Da in vielen Fällen in Bauteilen mit komplexer Geometrie keine Nennspannungen definiert werden können, kann die Stützziffer auch auf Basis von lokalen Beanspruchungsgrößen dargestellt werden.

$$n = \frac{\sigma_e}{\sigma_{eff}} \quad 2.16$$

Hierbei ist σ_{eff} eine lokal ertragbare „versagensrelevante“ Spannung. Diese Spannung kann auf Basis von Versuchsergebnissen an gekerbten und ungekerbten Proben ermittelt werden.

$$\sigma_{eff} = K_f \sigma_n \quad 2.17$$

Hierdurch ergibt sich wieder der Zusammenhang zur auf Nennspannungen basierten Definition. Zudem kann σ_{eff} auch über Bewertungskonzepte unter Berücksichtigung des lokalen Beanspruchungsfelds berechnet werden.

Setzt man die Kerbwirkungszahl K_f mit der Formzahl K_t in Beziehung, so lässt sich für einen duktilen Werkstoff folgendes Verhalten beobachten [Rad07]:

- Die Kerbwirkungszahl liegt in der Regel unter der theoretischen Formzahl. Besonders bei scharf gekerbten Bauteilen ist die Kerbwirkungszahl deutlich geringer als die hohe Formzahl.

- Im Grenzfall einer verschwindend kleinen Kerbrundung ($r \rightarrow 0$) wird die Formzahl unendlich groß, während die Kerbwirkungszahl endlich bleibt.

2.5.2 ANALYTISCHE BESCHREIBUNG DER STÜTZWIRKUNG

Der Einfluss des spannungsmechanischen Größeneinflusses auf die Schwingfestigkeit von gekerbten Bauteilen kann über eine große Anzahl von in der Literatur beschriebenen Bewertungsansätzen erfasst werden. Hierbei können die Ansätze in der Dimensionalität der benötigten Eingangsgrößen unterschieden werden [Tay99; Zha12]. So wird zur Anwendung des Ansatzes des höchst beanspruchten Volumens die dreidimensionale Spannungsverteilung $\sigma(x, y, z)$ im Umfeld der Kerbe benötigt; für den Spannungsabstandsansatz aber nur eine nulldimensionale Größe, und zwar ein einzelner Spannungswert im Kerbligament.

Im Allgemeinen kann die Berechnung einer versagenseffektiven Spannung über die Verwendung eines Funktionals F berechnet werden [Zha12]. Dieses Funktional überführt das Spannungsfeld in Kerbnähe in eine effektive Spannung σ_{eff} .

$$\sigma_{eff} = F(\sigma(x, y, z)) \quad 2.18$$

Da bei einer linear-elastischen Betrachtungsweise die absolute Höhe der Beanspruchung nicht ausschlaggebend ist, kann der Beanspruchungsverlauf auf die maximale Kerbspannung $\sigma_{e,max}$ normiert werden

$$\sigma_{eff} = F(\sigma(x, y, z)) \cdot \sigma_{e,max} \quad 2.19$$

und in dieser Form eine Stützziffer definiert werden

$$n = \frac{1}{F(\sigma^*(x, y, z))} = \frac{\sigma_{e,max}}{\sigma_{eff}} \quad 2.20$$

In der Literatur wird jedoch nur in wenigen Fällen eine Bewertung über ein derartiges Funktional durchgeführt. Meist werden Kerbwirkungszahlen K_f verwendet, deren Zusammenhang zur Kerbformzahl K_t empirisch abgeleitet wurde und für die ingenieurmäßige Anwendung gedacht sind. Dies hat unter anderen den historischen Grund, dass das mehrdimensionale Spannungsfeld in Kerbnähe selbst für einfache Geometrien nur durch einen vergleichsweise komplexen analytischen Formelapparat dargestellt werden konnte [Neu85] und Werkzeuge, wie die Finite-Elemente-Methode, nicht zur Verfügung standen.

Da auch ohne Kenntnis des Spannungsfeldes im Kerbligament eine Schwingfestigkeitsbewertung durchgeführt werden musste, wurde meist die äußere Geometrie der Kerben (häufig der Kerbradius) als maßgeblich für die Stützwirkung angesetzt. Mit diesem Parameter wurden dann empirische Zusammenhänge aufgestellt, mit denen Versuchsergebnisse an unterschiedlich scharf gekerbten Proben zusammengeführt werden konnten.

Im Folgenden werden unterschiedliche Bewertungsansätze vorgestellt und auch deren Anwendbarkeit zur Bewertung von geschweißten Verbindungen betrachtet. Es folgen kritische Bemerkung zu den Konzepten insbesondere im Hinblick auf die Schweißverbindungen.

2.5.2.1 SPANNUNGSGRADIENTENANSATZ

Nach dem Ansatz von Siebel [Sie55] lässt sich die Kerbwirkungszahl K_f in Abhängigkeit von der Formzahl K_t und der Stützziffer n_χ wie folgt darstellen:

$$K_f = \frac{K_t}{n_\chi} \quad 2.21$$

Die (spannungsmechanische) Stützziffer n_χ hängt neben der Werkstoffart und der Werkstofffestigkeit vom Spannungsgradienten χ am Ort der Kerbhöchstspannung ab. Je größer der Spannungsgradient, desto effektiver ist der Widerstand gegen Rissfortschritt und umso stärker fällt die Abminderung der Formzahl zur Kerbwirkungszahl aus.

Über den Spannungsgradienten gehen der absolute Kerbradius, die Probengröße sowie die Beanspruchungsart in die Kerbwirkungszahl ein (Abbildung 2.13). Über die Formzahl wird der relative Kerbradius erfasst.

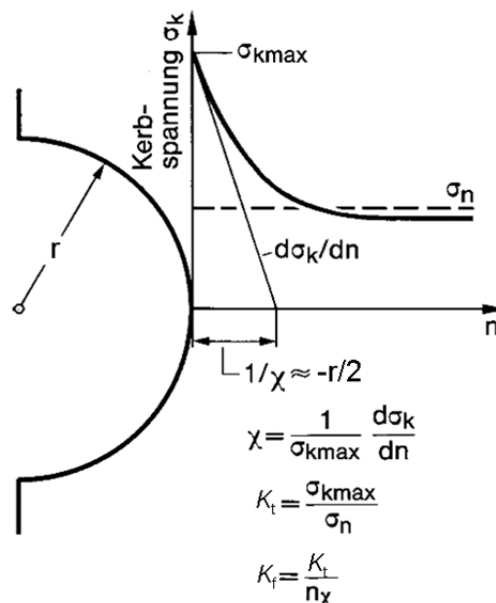


ABBILDUNG 2.13: BEZOGENER SPANNUNGSGRADIENT χ , STÜTZZIFFER n_χ , FORMZAHL K_t UND KERBWIRKUNGSZAHL K_f AN EINER HALBKREISKERBE UNTER ZUGBELASTUNG, NACH [HAI06]

Eine empirische Näherungsformel für die Stützziffer lautet wie folgt:

$$n_\chi = 1 + \sqrt{s_g * \chi} \quad 2.22$$

Die Größe s_g wird Gleitschichtdicke genannt und hängt vom Werkstoff und dessen Festigkeit ab. Dahinter steht die Annahme, dass das Abgleiten von Kristalliten in einer dünnen Oberflächenschicht bei gemittelter Kerbspannung auslösend für eine Risseinleitung ist [Rad07]. In Tabelle 2.1 sind die Gleitschichtdicke s_g sowie der mittlere Korndurchmesser d_k nach Siebel und Stieler angegeben.

TABELLE 2.1: GLEITSCHICHTDICKE s_g UND MITTLERER KORNDURCHMESSER d_k FÜR UNTERSCHIEDLICHE WERKSTOFFE UND BEHANDLUNGSZUSTÄNDE; NACH SIEBEL UND STIELER [SIE55]

Werkstoff	Behandlung	d_k [mm]	s_g [mm]
Reineisen	Normalisiert	0,14	0,15
Vergütungsstahl (CK45)	Normalisiert	0,03	0,05
Vergütungsstahl (CK45)	Vergütet	0,01	0,01
Legierter Stahl (Federn)	Vergütet	<0,003	<0,001
Aluminiumlegierung (Dural)	Ausgehärtet	0,10	0,075

Der Spannungsgradientenansatz sollte in zwei Aspekten kritisch betrachtet werden. Es gibt zwei Vorgehensweisen zur Ermittlung der Spannungsgradienten. Einerseits die Näherungsformel über den Radius in Abbildung 2.13 oder über FE-Berechnungen. Beide Ansätze sind mit Ungenauigkeiten verbunden. Wird nur der Radius als Einflussgröße betrachtet, kann der große Einfluss des Kerböffnungswinkels nicht berücksichtigt werden. Bei der Anwendung von FE-Modellen zur Berechnung des Spannungsgradienten ist das Ergebnis stark von der Vernetzungseinheit abhängig. Es muss zudem betrachtet werden, auf Basis welcher Verfahren zur Ermittlung der Spannungsgradienten die Kennwerte ermittelt wurden. Zur Erreichung einer möglichst guten Übereinstimmung sollten hier ähnliche Verfahren angesetzt werden.

2.5.2.2 SPANNUNGSMITTELUNGSANSATZ

Der Spannungsmittelungsansatz basiert auf Neubers Theorie der Spannungsmittelung infolge von Mikrostützwirkungen [Neu68]. Laut Neuber ist nicht die in der Kerbe wirkende höchste Spannung für die Risseinleitung verantwortlich, sondern die über einem kleinen Werkstoffbereich am Ort der maximalen Spannung gemittelte Kerbspannung, wie in Abbildung 2.14 dargestellt.

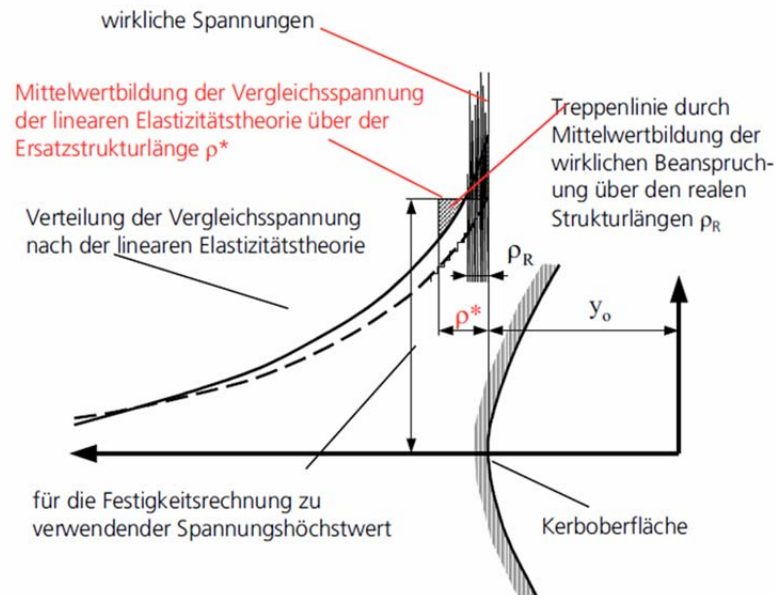


ABBILDUNG 2.14: SCHEMA DER MITTELWERTBILDUNG NACH NEUBER [MOR06]

Für die Spannungsmittelung wird von Neuber nicht die Normalspannung, sondern die von Mises Vergleichsspannung verwendet, um den örtlichen Einfluss der Mehrachsigkeit zu berücksichtigen. Die wirkende effektive Spannung $\sigma_{eff, gem}$ berechnet sich nach Neuber durch die Gleichung:

$$\sigma_{eff,gem} = \frac{1}{\rho^*} \cdot \int_0^{\rho^*} \sigma(x) dx \quad 2.23$$

mit der Ersatzstrukturlänge ρ^* .

Die Länge des Stoffbereichs senkrecht zum Kerbgrund über die die Mittelung der Kerbspannung erfolgt, wird von Neuber als Ersatzstrukturlänge ρ^* bezeichnet. Die Ersatzstrukturlänge ρ^* ist eine Stoffkonstante, die von der Struktur und der Zusammensetzung des Werkstoffs abhängt und die Dimension einer Länge hat.

Die Bestimmung der Ersatzstrukturlänge beruht auf der Grundlage, dass der Kerbfaktor K_N , der laut Neuber die Mikrostützwirkung berücksichtigt, der Kerbwirkungszahl K_f entspricht.

$$K_N = K_t[r = r_f] = K_f = \frac{\sigma_{nAD, (K_t = 1)}}{\sigma_{nAD, (K_t > 1)}} \quad 2.24$$

Des Weiteren führt Neuber einen fiktiven Krümmungsradius r_f ein, der sich von dem realen Kerbradius r um die Zusatzlänge $s\rho^*$ unterscheidet. Mit der Vergrößerung des Radius wird eine „fiktive“ Spannungsmittelung erreicht. Somit ist gewährleistet, dass die Formeln der klassischen Elastizitätstheorie ihre Gültigkeit behalten.

$$r_f = r + s\rho^* \quad 2.25$$

Der Faktor s ist abhängig von der Beanspruchungsart und der jeweils gültigen Festigkeitshypothese. Um die Mikrostützwirkung zu berücksichtigen, führt Neuber in [Neu68] die Formel

$$K_N = K_f = K_t * \sqrt{\frac{r}{r_f}} \quad 2.26$$

ein. Diese Formel ergibt sich durch Ableiten der Formel zur Ermittlung der Formzahl einer scharfen Kerbe. In Verbindung mit Gleichung 2.16 ergibt sich die Ersatzstrukturlänge nach Neuber mit:

$$\rho^* = \frac{r}{s} \cdot \left[\left(\frac{K_t}{K_f} \right)^2 - 1 \right] \quad 2.27$$

Radaj hat den Ansatz von Neuber in [Rad95] auf den Bereich der Schweißverbindungen angewandt, indem er die Formzahl anhand der Gleichung für das quer zur Stabachse liegende Langloch bestimmt.

$$K_t = 1 + 2 * \sqrt{\frac{s}{2r}} \quad 2.28$$

Kerbfaktor und Ersatzstrukturlänge in Verbindung mit Gleichung 2.16 und 2.17 ergeben sich aus [Wer99, Mor06]:

$$K_N = 1 + (K_t - 1) * \sqrt{\frac{r}{r_f}} \quad 2.29$$

$$\rho^* = \frac{r}{s} \cdot \left[\frac{(K_t - 1)^2}{(K_f - 1)^2} - 1 \right] \quad 2.30$$

Von Neuber wurden analytische Ansätze entwickelt, mit dem die Berechnung von Formzahlen an unterschiedlichen scharfen Kerben (Außen- und Innenkerben) unter unterschiedlichen Beanspruchungen (Schub und Zug) ermöglicht wurde [Neu37]. Für eine scharfe Kerben mit beliebigem Flankenwinkel ω unter Zugbeanspruchung ergibt sich die Spannung σ_e im Kerbligament in Abhängigkeit von der Koordinate x sowie dem Kerböffnungswinkel ω zu [Neu58]

$$\sigma(r, \omega, x) = \frac{C_1(1 + C_2)(r + q)}{q} \left[\frac{r}{q} x^{\frac{r}{q}-1} - \frac{1-q}{q} x_0^{\frac{r+q-1}{q}} x^{\frac{1-2q}{q}} \right] \quad 2.31$$

mit

$$x_0 = \frac{q-1}{q} r \quad 2.32$$

$$r = 1 - \frac{q}{2} \pm \sqrt{2q - \frac{7}{4}} \quad 2.33$$

$$q + r = (q - r)^2 \quad 2.34$$

$$q = 2 - \frac{\omega}{\pi} \quad 2.35$$

Im Falle von scharfen Kerben mit einem Kerbradius $r \rightarrow 0$ ergibt sich eine unendlich hohe Spannung in der Kerbe. Bei Zugrundelegung des elastizitäts-theoretischen Berechnungsansatzes müsste dies wiederum zu einer verschwindenden Festigkeit führen.

Aus diesem Grund entwickelte Neuber folgendes Gedankenmodell [Neu37], Seite 142ff: Für die Festigkeit ist nicht die Maximalspannung in der Kerbe sondern eine geringere Spannung verantwortlich, die im Mittel an einem Teilchen der Länge ρ^* im Kerbligament anliegt.

Aus diesem Grund führt Neuber eine Integration des Beanspruchungsverlaufs im Kerbligament bis zu einer Länge ρ^* durch und berechnet eine gemittelte Spannungen, die ein Maß für die Beanspruchung bei zyklischer Beanspruchung darstellt und direkt für eine Schwingfestigkeitsbewertung verwendet werden kann (Gl. 2.36). Diese wirksame bzw. „effektive“ Spannung wird im Folgenden nach [Zha12] als Effektivspannung bezeichnet.

$$\sigma_{eff} = C_1(1 + C_2) \frac{r + q}{q\rho^*} \left(x_1^{\frac{r}{q}} - x_0^{\frac{r+q-1}{q}} x_1^{\frac{1-q}{q}} \right) \quad 2.36$$

Aus Gleichung 2.31 und 2.36 kann eine Stützziffer $n_{N\sigma}$ bzw. eine Kerbempfindlichkeit $\eta_{N\sigma}$ berechnet werden.

$$n_{N\sigma} = \frac{1}{\eta_{N\sigma}} = \frac{\sigma(x=0)}{\sigma_{eff}} \quad 2.37$$

Nach [Zha12a] kann der Kerbempfindlichkeitsfaktor $\eta_{N\sigma}$ wie folgt berechnet werden:

$$\eta(\rho^*, \rho, \omega) = \rho^{p_1} \left(\frac{c_1}{(1-p_1)\rho^*} ((\rho^* + x_0)^{1-p_1} - x_0^{1-p_1}) \right. \\ \left. + \frac{c_2 \rho^{p_2}}{(1-p_1-p_2)\rho^*} ((\rho^* + x_0)^{1-p_1-p_2} - x_0^{1-p_1-p_2}) \right) \quad 2.38$$

mit

$$p_1 = 1 - \frac{p}{q} \quad 2.39$$

$$p_2 = \frac{p+q-1}{q} \quad 2.40$$

$$p = q + \frac{1}{2} - \sqrt{2q - \frac{7}{4}} \quad 2.41$$

$$q = 2 - \frac{\omega}{\pi} \quad 2.42$$

$$c_0 = \frac{q-1}{q} \quad 2.43$$

$$c_1 = \frac{p}{p+q-1} c_0^{p_1} \quad 2.44$$

$$c_2 = \frac{q-1}{p+q-1} c_0^{p_1+p_2} \quad 2.45$$

Die beschriebene Vorgehensweise wird in [Neu58] ebenso für eine Schubbeanspruchung durchgeführt. Es ergibt sich für die Schubbeanspruchung im Kerbligament

$$\tau(x, \omega) = \frac{1}{q} x^{\frac{1}{q}-1} \quad 2.46$$

Eine Integration der Beanspruchung bis zu einer Mikrostrukturlänge von ρ^* ergibt.

$$\tau_{eff} = \frac{1}{\rho^*} \left[\left\{ \left(1 - \frac{1}{q}\right) r + \rho^* \right\}^{\frac{1}{q}} - \left\{ \left(1 - \frac{1}{q}\right) r \right\}^{\frac{1}{q}} \right] \quad 2.47$$

Aus diesen Gleichungen lässt sich wieder eine Stützziffer $n_{N\tau}$ bzw. eine Kerbempfindlichkeit $\eta_{N\tau}$ berechnen.

$$n_{N\tau} = \frac{1}{\eta_{N\tau}} = \frac{\tau(x=0)}{\tau_{eff}} \quad 2.48$$

Unter Verwendung einiger Vereinfachungen leitet Neuber für eine Spitzkerbe (Kerböffnungswinkel $\omega = 0^\circ$) eine abgeminderte Formzahl

$$K_{t,N} = K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{1 + \sqrt{\frac{q^*}{r}}} \quad 2.49$$

ab. Zur Berücksichtigung des Flankenwinkels ergibt sich folgende Erweiterung

$$K_{t,N} = K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{1 + \frac{\pi}{\pi - \omega} \sqrt{\frac{q^*}{r}}} \quad 2.50$$

In den folgenden Ausgaben [Neu58; Neu85] werden diese Formel jedoch nicht mehr angegeben. In [Neu68] wird hingegen auf Basis der Gleichung 2.49 eine neue Formel zur Berechnung der Kerbwirkungszahl angegeben:

$$K_{t,N} = K_f = K_t \sqrt{\frac{r}{r_f}} = K_t \sqrt{\frac{r}{r + s\rho^*}} \quad 2.51$$

Der dimensionslose Faktor s ist von der Beanspruchungsart und der Vergleichsspannung abhängig. Auf Basis dieser Gleichung kann eine Formel für die Berechnung der Mikrostrukturlänge ρ^* hergeleitet werden [Wer99].

In [Neu68] werden Ersatzstrukturlängen ρ^* für verschiedene Werkstoffe in Abhängigkeit von der Dehngrenze $R_{p0.2}$ angegeben, die für eine Anwendung empfohlen werden, Abbildung 2.15. Es kann jedoch nicht nachvollzogen werden, mit welchen Probenformen, unter welcher Belastung und über welche Formel diese Ergebnisse ermittelt wurden.

Wie von Neuber erwähnt, ist dieser Ansatz (ein fiktiv vergrößertes Korn, über das die Spannungen gemittelt werden) ein reines Gedankenmodell. Das oben beschriebene Formelwerk versucht auf vereinfachte Weise das Ergebnis dieser Spannungsmittelung zu erfassen, Gleichung 2.23.

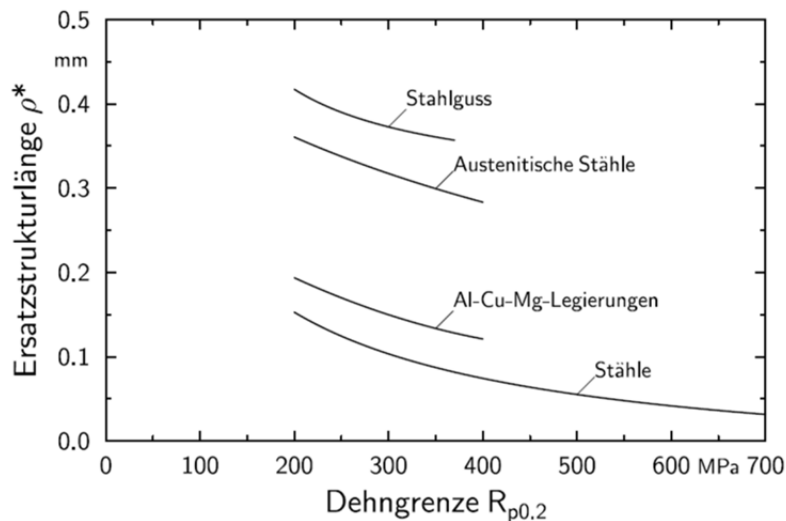


ABBILDUNG 2.15: ABHÄNGIGKEIT DER ERSATZSTRUKTURLÄNGE VERSCHIEDENER WERKSTOFFE VON DER DEHNGRENZE NACH [NEU68]

In der heutigen Anwendung sind die vereinfachten Formeln 2.49 bis 2.51 in vielen Fällen nicht mehr notwendig, da immer häufiger Finite-Element Berechnungsmodelle zur Ermittlung der Spannungsverteilung verwendet werden. Auf Basis dieser Ergebnisse kann eine Spannungsmittelung ohne bedeutenden Aufwand numerisch durchgeführt werden.

Es müssen zudem die Einschränkungen bzw. Vereinfachungen betrachtet werden, die den Formeln 2.49 bis 2.51 hinterliegen. Diese sind von Neuber mit der Annahme einer scharfen Kerbe abgeleitet worden. Bei einer Grenzbetrachtung des Radius ergibt sich für einen unendlich kleinen Radius keine sinnvolle Kerbwirkungszahl. Somit ist von der Anwendung dieser Formeln abzuraten.

2.5.2.3 SPANNUNGSABSTANDSANSATZ

Die Idee die Spannung in einem Abstand a von der Oberfläche als versagensrelevante Spannung zu betrachten wurde von R.E. Peterson vorgeschlagen [Moo45], [Pet53]. Die ursprüngliche Idee dieses Ansatzes war es jedoch nicht, den Einfluss von Spannungsgradienten auf die Schwingfestigkeit zu bewerten, sondern beruhte auf der Annahme, dass durch das Polieren der Proben der Werkstoff verfestigt und Druckeigenstressungen eingebracht werden und daher die Risse unter der Oberfläche initiieren. Eine hohe Abschätzungsgüte dieses Ansatzes wurde auf Basis von Versuchen an glatten Proben unter Umlaufbiegung bestätigt. Über den Spannungsabstandsansatz kann eine effektive Spannung bei Kenntnis des Spannungsverlaufs im Kerbligament berechnet werden

$$\sigma_{eff} = \sigma(x = a) \quad 2.52$$

die für eine Schwingfestigkeitsbewertung angesetzt werden kann. Der Parameter a ist ein Werkstoffkennwert, der über Schwingfestigkeitsversuche identifiziert werden kann.

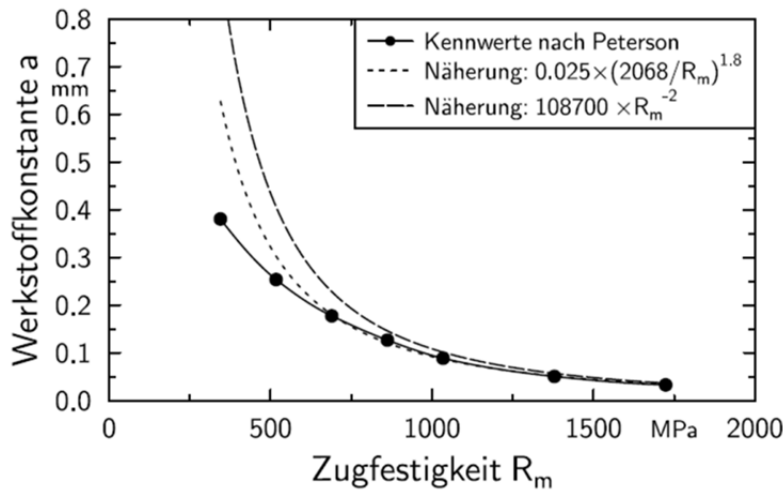


ABBILDUNG 2.16: WERKSTOFFKENNGRÖÖE a NACH PETERSON IN ABHÄNGIGKEIT VON DER ZUGFESTIGKEIT

Zur Erleichterung der Anwendung dieser Methode nahm Peterson [Pet74] einen vereinfachten Zusammenhang zwischen Kerbradius r und Spannungsgradient $d\sigma$ an:

$$\frac{d\sigma}{dx} = \frac{C\sigma_{max}}{\sigma_{eff}} \quad 2.53$$

Mit diesem Ansatz konnte eine Gleichung zur Berechnung der Kerbwirkungszahl erstellt werden

$$K_f = \frac{K_t - 1}{1 + \frac{a^*}{r}} \quad 2.54$$

Für den Parameter a^* werden in der Literatur Einzelkennwerte [Pet74], ein formelmäßiger Zusammenhang [Che79]

$$a^* = 0.025 \left(\frac{2068}{R_m} \right)^{1.8} \quad 2.55$$

sowie eine vereinfachte Formel [Cha81]

$$a^* = 0.025 \cdot \frac{108700}{R_m^{1.8}} \quad 2.56$$

empfohlen, die sich aber im Bereich niedriger Zugfestigkeiten signifikant unterscheiden, Abbildung 2.16.

Bei kritischer Betrachtung weist der Spannungsabstandsansatz nach Peterson einige Schwächen auf. So kann über diesen nicht der Einfluss des Kerböffnungswinkels auf den Spannungsverlauf im Kerbligament berücksichtigt werden. Zudem befindet sich bei Anwendung der Kerbwirkungszahl der Term $1/r$ im Quotienten der Formel. Dieser Term kann nicht, ebenso wie der Term $1/\sqrt{r}$ bei der Neuberschen Formel für die Kerbwirkungszahl, den Grenzwert für unendlich kleine Radien $r \rightarrow 0$ abbilden.

Sofern ist die Anwendung des Spannungsabstandsansatzes auf Basis der Formel 2.52 vorzuziehen, bei der keine derartigen Einschränkungen gelten.

2.5.2.4 HÖCHST BEANSPRUCHTES VOLUMEN

Ein weiterer Ansatz zur Berücksichtigung des Größeneinflusses ist das höchst beanspruchte Volumen (HBV) ([Kug61], [Son93]). Dieser Ansatz beruht auf der Annahme, dass die ertragbare Schwingfestigkeit eines Bauteils umso größer ist, je kleiner das höchst beanspruchte Werkstoffvolumen ist. Es wird jenes Volumen betrachtet, in dem die Spannung einen definierten Wert, meist 90 %, der maximalen Spannung überschreitet.

$$V_{90\%} = \int_{\sigma_{90\%}}^{\sigma_{100\%}} dV \quad 2.57$$

Es kann eine Stützziffer n_{HBV} definiert werden, die abhängig von dem werkstoffabhängigen Exponenten a_e das Verhältnis der Schwingfestigkeit von zwei Proben mit unterschiedlich höchst beanspruchtem Volumen V_0 und V_1 beschreibt

$$n_{HBV} = \frac{K_t}{K_f} = \left(\frac{V_0}{V_1}\right)^{a_e} \quad 2.58$$

Der Exponent a_e und die Schwingfestigkeit mit zugehörigem höchst beanspruchtem Volumen $V_{0,90\%}$ müssen hierbei bekannt sein. Diese sind aus Versuchen zu ermitteln.

2.6 KRITISCHE BETRACHTUNG DER ANSÄTZE

Bei der Zusammenstellung und Anwendung der unterschiedlichen Bewertungskonzepte haben sich einige wichtige Erkenntnisse gezeigt. Diese zeigen sich insbesondere bei der Betrachtung der Historie:

Der Spannungsmittelungsansatz, wie er einst von Neuber vorgeschlagen wurde, ist mit der Zeit vermutlich unbewusst verändert worden. Dies lag vor allem an den historisch bedingten Umständen, dass es nicht bzw. nur mit sehr hohem Aufwand möglich war, den Spannungsverlauf im Kerbgrund zu berechnen.

In der Auflage von 1939 wurden bereits Näherungslösungen vorgeschlagen, mit denen Kerbwirkungszahlen unter Berücksichtigung von Radius und Kerböffnungswinkel ermittelt werden konnten. Dies sind Gleichungen 2.50 und 4.49, mit und ohne Berücksichtigung des Flankenwin-

kels. Insbesondere für kleine Kerbradien wurde der große Einfluss des Flankenwinkels erwähnt wurde: „Anders ist es jedoch bei den stark gekrümmten Kerben. Hier spielt der Flankenwinkel eine wesentliche Rolle“.

In den weiteren Auflagen wurden jedoch nur noch die Formeln zur fiktiven Vergrößerung des realen Kerbradius angegeben, in die aber nicht mehr der Flankenwinkel aufgenommen ist. Explizit wird erwähnt, dass die Vereinfachung auf Gleichung 2.25 nur für eine 0° -Kerbe, also einer rissförmigen Kerbe, gilt: „Für die 0° -Kerbe gilt exakt...“. Für die weiteren Ableitungen von Radaj [Rad85] und von Werner [Wer99], Morgenstern [Mor06] und Karakas [Kar07], wurde jeweils auf diese Vereinfachung zurückgegriffen. Der große Einfluss des Kerböffnungswinkels, insbesondere auch im Vergleich zu einem realen vorliegenden Kerbradius, wurde in [Zha12a] analytisch aufgezeigt.

Für die Näherungslösungen zeigt sich die Unzulänglichkeit dieser Vereinfachungen bei Grenzbeobachtungen [Zha12b]. Geht der Radius in den Gleichungen 2.49 und 2.50 gegen null, so wird der Ausdruck unbestimmt. Dies ist jedoch bei dem ursprünglichen Ansatz, der Integration des Spannungsverlaufs im Kerbligament, nicht der Fall. Dies zeigt sich auch bei den Näherungslösungen von Peterson, Gleichung 2.54, aber auch bei den Ansätzen, mit denen auch ein statistischer Größeneinfluss bewertet werden kann, dem weakest link und dem höchst beanspruchtem Volumen Ansatz.

3. ZIELSETZUNG UND VORGEHENSWEISE

3.1 ZIELSETZUNG UND METHODISCHER ANSATZ

Das Ziel dieses Forschungsvorhabens war die Klärung der Ursachen unterschiedlicher lokaler Beanspruchbarkeiten von Nahtwurzel und Nahtübergang bei Anwendung des Kerbspannungskonzeptes mit dem Referenzradius $r_{ref} = 0,05 \text{ mm}$ sowie die Entwicklung von Kennwerten und eines einheitlichen Vorgehens beim Kerbspannungskonzept zur zuverlässigen Bewertung von Nahtwurzel und Nahtübergang bei Nahtschweißverbindungen an Feinblechen aus Aluminium und Stahl.

Auf Basis der Ergebnisse der theoretischen und experimentellen Arbeiten sollte eine in der Praxis anwendbare Bewertungsmethodik, die möglichst einfach auch in kommerzielle Softwaretools implementiert werden kann, abgeleitet werden. Weiterhin sollten die Ergebnisse so aufbereitet werden, dass Empfehlungen für Regelwerke abgeleitet werden können.

3.2 VORGEHENSWEISE

Um die Ziele des Forschungsvorhabens zu erreichen, wurden folgende Arbeitsschritte geplant:

1. Probenherstellung

Um definierte Schweißbedingungen zu erreichen (Nahtgeometrie, geringer Verzug, etc.) werden alle Proben im Institut für Füge- und Schweißtechnik (ifs) unter Laborbedingungen gefertigt.

2. Auswertung vorhandener Versuchsergebnisse

Ausreichend dokumentierte Versuchsergebnisse aus der Literatur werden im Hinblick auf die Aufgabenstellung neu ausgewertet. Hierzu sind neue Berechnungen der Kerbspannungen für den Referenzradius $r_{ref} = 0,05 \text{ mm}$ nach einheitlichen Vernetzungskriterien erforderlich.

3. Charakterisierung der Schweißnähte

Um die Ursachen der vom Anrissort abhängigen lokal ertragbaren Beanspruchungen zu klären, müssen die Schweißnähte ausführlich charakterisiert werden. Hierzu sind Härtemessungen und metallographische Untersuchungen erforderlich.

4. Messung von Eigenspannungen

Es erfolgt eine linienförmige röntgenographische Ermittlung der parallel und quer zur Beanspruchung wirksamen Längs- und Quereigenspannungen quer und parallel zur Schweißnaht. Die Eigenspannungsmessungen werden an einzelnen Proben exemplarisch durchgeführt.

5. Experimentelle Dehnungsanalysen

Zum Abgleich der Berechnungsmodelle im Hinblick auf die Versuchsrandbedingungen ist für jede Probenvariante im Versuchsstand eine experimentelle Dehnungsanalyse durchzuführen.

6. Durchführung der Schwingfestigkeitsversuche

Entsprechend des Versuchsplans werden die Schwingfestigkeitsversuche lastgesteuert mit konstanten Amplituden durchgeführt. Bei den Untersuchungen werden als Versagenskriterien „technischer Anriss“ und „Bruch“ festgelegt. Die Anrisserkennung wird durch geeignet applizierte Dehnungsmessstreifen stichprobenartig für ausgewählte Lasthorizonte durchgeführt. Als Grenzwahrscheinlichkeit wird $n_G = 1 \cdot 10^{-7}$ festgelegt.

7. FEM-Berechnungen

Für jede Probe werden Finite-Element Modelle erstellt und die lokalen Spannungen nach dem Kerbspannungskonzept berechnet. Die Modelle werden im Hinblick auf die Versuchsrandbedingungen anhand der Ergebnisse der experimentellen Dehnungsanalyse verifiziert.

8. Auswertung der Versuchsreihen

Die unter Arbeitspunkt 6 durchgeführten Versuche werden mit den berechneten Kerbspannungen, Arbeitspunkt 7, bewertet und für die festgelegten Versagenskriterien ausgewertet.

9. Theoretische Arbeiten

Im Rahmen der theoretischen Arbeiten sollen im Wesentlichen folgende Themen untersucht werden:

- Übergreifende Versuchsauswertungen und Quantifizierung der Unterschiede in den Referenzwöhlerlinien für die Versagensorte in Abhängigkeit der untersuchten Einflussgrößen (Werkstoff, Lastverhältnis, Beanspruchungsart, etc.)
- Einfluss unterschiedlicher Referenzradien, Kerbformen und Diskretisierungen
- Auswirkungen von Kontakt und plastischen Verformungen
- Methoden zur Berücksichtigung des Größeneinflusses

10. Entwicklung einer Bewertungsmethode

In diesem Arbeitspunkt werden alle Ergebnisse der Versuchsauswertungen und der theoretischen Arbeiten zusammengeführt, um daraus eine Bewertungsmethode im Hinblick auf die Zielsetzung zu entwickeln. Die Ergebnisse werden aufbereitet, um Empfehlungen für Regelwerke abzuleiten.

Die Arbeitspunkte 5 bis 8 sind getrennt nach den Probenformen

- a) Überlappstoß (Aluminium und Stahl)
 - b) T-Stoß (Aluminium und Stahl)
 - c) Doppelrohrprobe (Aluminium und Stahl)
- durchzuführen.

In den Arbeitspunkten 9 und 10 werden alle Versuchsreihen, die in diesem Projekt durchgeführt sowie die unter Punkt 2 ausgewerteten Versuche aus der Literatur, übergreifend bewertet.

4. PROBEN

4.1 PROBENFORMEN

Um unterschiedliche Beanspruchungsarten zu berücksichtigen wurden drei unterschiedliche Probenformen verwendet, Abbildung 4-1. Zum einen einfach überlappte Scherzugproben mit einer Zugbelastung quer zur Nahtichtung. Außerdem wurden T-Stoß-Proben verwendet, wobei einer Zugbelastung eine Biegung überlagert wird. Um eine Schubbelastung zu realisieren wurden außerdem Doppelrohrproben unter Torsionsbelastung herangezogen. Jede Probengrundform wurde in zwei Varianten realisiert: Eine Variante sollte Versagen in der Wurzelkerbe hervorrufen, die andere ein Versagen im Nahtübergang. Bei den einfach überlappten Scherzugproben wurde dies durch eine einseitige bzw. beidseitige Schweißung realisiert. Ebenso wurde bei den T-Stößen eine einseitig und eine beidseitig geschweißte Variante realisiert. Bei den Doppelrohrproben wurden eine durchgeschweißte Variante ohne und eine nicht durchgeschweißte Variante mit Wurzelkerbe herangezogen.

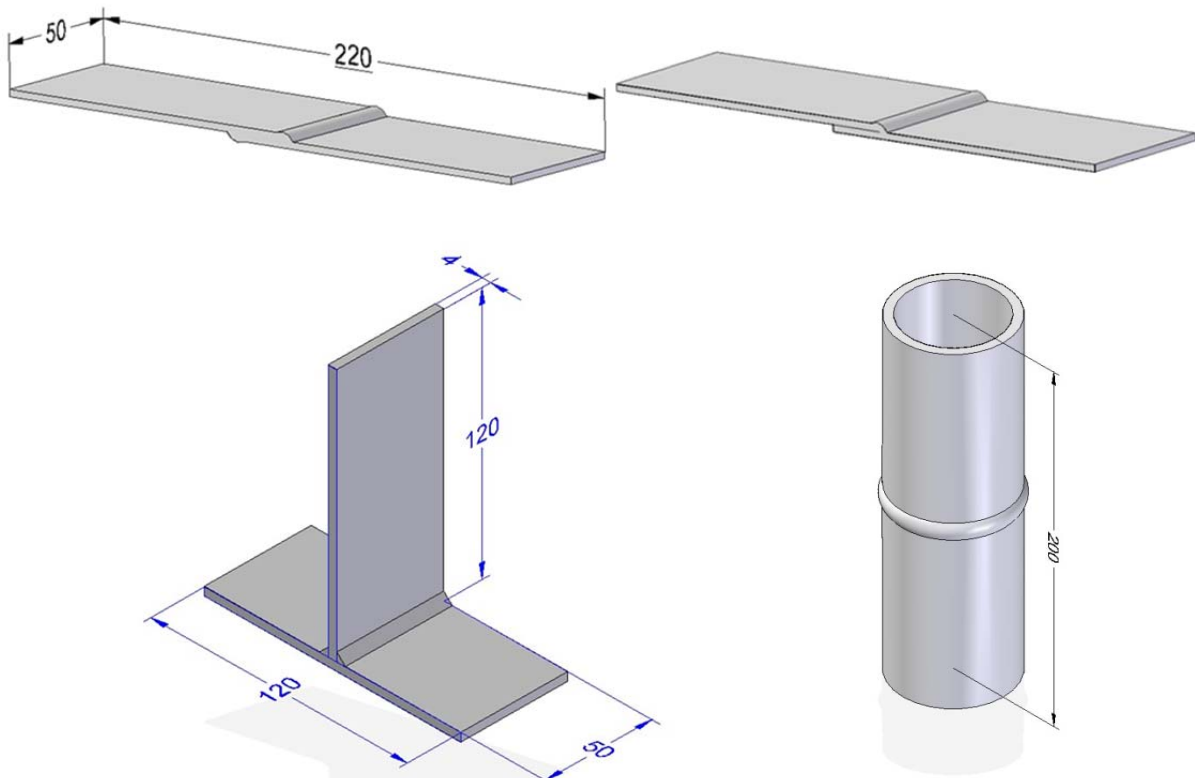


ABBILDUNG 4-1: PROBENFORMEN ÜBERLAPPSTOSS, T-STOSS UND DOPPELROHRPROBE UNTERSCHIEDLICHE RISSLAGEN AN EINEM ÜBERLAPPSTOSS AUS ALUMINIUMKNETLEGIERUNGEN

Um alle Proben voneinander unterscheiden zu können, wird ein interner Code eingeführt, mit dem die Proben im weiteren Projektverlauf einheitlich benannt werden (vgl. Tabelle 4-1). Der Code besteht aus einem Buchstaben und einer dreistelligen Zahl. Dabei bezeichnet der Buchstabe die Probenvariante. Die Charge ist durch die ersten beiden Zahlen gekennzeichnet. Die 3. Zahl kennzeichnet die Probennummer und gleichzeitig, an welcher Stelle die Probe entnommen wurde (Rand oder Mitte). Die Nummerierung ist vom Schweißanfangspunkt in Schweißrichtung zunehmend, dabei können bis zu 6 Einzelproben aus einem geschweißten Rohblech entnommen werden. 1 ist die Probe am Schweißanfang und 6 die Probe am Schweißendpunkt. Die erste Nummer (zweistellig) gibt die Chronologische Zahl der Schweißungen wieder, sie geht von 1 aufsteigend. Die dritte Zahl bezeichnet den Probenausschnitt. Somit setzt sich aus F116 eine T-Stoßschweißung der 11ten Generation und des 6ten Abschnitts zusammen.

TABELLE 4-1: BEZEICHNUNG PROBENFORMEN UND MATERIALSTÄRKEN

Buchstabe	Geometrie/ Blechdicke bzw. Wandstärke/ Material
A	Überlappstoß/ 1,25mm/ Stahl
B	Überlappstoß/ 2,5mm/ Aluminium
C	Überlappstoß/ 5,0mm/ Aluminium
D	Überlappstoß/ 1,5mm/ Stahl
E	Überlappstoß/ 3,0mm/ Stahl
F	T-Stoß/4,0mm/ Stahl
H	T-Stoß/5,0mm/ Aluminium
G	Rohrverbindung ohne Wurzelkerbe/5,0mm/ Aluminium
W	Rohrverbindung mit Wurzelkerbe/5,0mm/ Aluminium
L	Rohrverbindung ohne Wurzelkerbe/4,0mm/ Stahl
M	Rohrverbindung mit Wurzelkerbe/4,0mm/ Stahl

4.2 WERKSTOFFE

Untersucht werden die beiden Werkstoffe Aluminium und Stahl. Für die Überlappverbindungen und T-Stöße aus Aluminium wird die Legierung EN AW-5042 mit einer Blechdicke von $t = 2,5$ mm und $t = 5,0$ mm verwendet. Für die Überlappverbindungen und T-Stöße aus Stahl werden die Sorten H340LAD+Z100MBO (ZStE340) mit einer Blechdicke von $t = 1,5$ mm und PAS355 (S355 MC) mit einer Blechdicke von $t = 3,0$ mm verwendet. Für die Proben aus Aluminium die Legierung EN AW 5042 mit einer Blechdicke von $t = 5$ mm. Bei beiden Probenformen liegen die Schweißnähte senkrecht zur Walzrichtung.

Bei den Rohrverbindungen wird der Werkstoff EN AW 5083 (AlMg4,5Mn0,7) für die Aluminiumrohre und S355 für die Stahlrohre verwendet. Eine Übersicht der Werkstoffkennwerte ist in Tabelle 4-2 gegeben.

TABELLE 4-2: MECHANISCHE KENNWERTE DER VERWENDETEN WERKSTOFFE

	PAS 355/ S 355	H340 LA	AlMg3.5Mn	AlMg4,5Mn
Werkstoff Nr.	1.0976	1.0933	-	3.3547
Euro Norm	S 355 MC	H340 LA	AW 5042	AW 5083
Streckgrenze $R_{eH}/R_{p0,2}$ [MPa]	≥355	340	130	130
Zugfestigkeit R_m [MPa]	430-550	410	280	240
Bruchdehnung A_{min} [%]	23	21	3-6	16

Als Schweißzusatzwerkstoffe wird G4SI1 für die Stahlverbindungen verwendet. Für die Aluminiumschweißungen werden die Schweißzusätze AlMg4,5Mn und AlMg5 eingesetzt. Für die

Stahlschweißungen wird Corgon18 verwendet. Corgon18 besteht zu 82% aus Argon und zu 18% aus CO₂. Bei den Aluminiumschweißungen wird 100% Argon eingesetzt.

4.3 PROBENHERSTELLUNG

Um die wichtigen Parameter für die vorgesehenen Schweißungen zu ermitteln, wird ein Qualitätsmanagement entwickelt, welches das Ziel hat, reproduzierbare Probekörper mit der gewünschten Nahtqualität herzustellen. Dieses Qualitätskonzept wird im Einklang mit dem gesamten Projektverlauf erarbeitet. Es sieht vor, jedes geschweißte Werkstück einer nach Aufwand geordneten Qualitätsprüfungsabfolge zu unterziehen, um mit minimalem Einsatz das geforderte Ergebnis zu erreichen. Abbildung 4-2 ist der Ablauf des Projektes (bis einschließlich der Schwingversuche) schematisch dargestellt und verdeutlicht die verschiedenen Stufen der Qualitätssicherung.

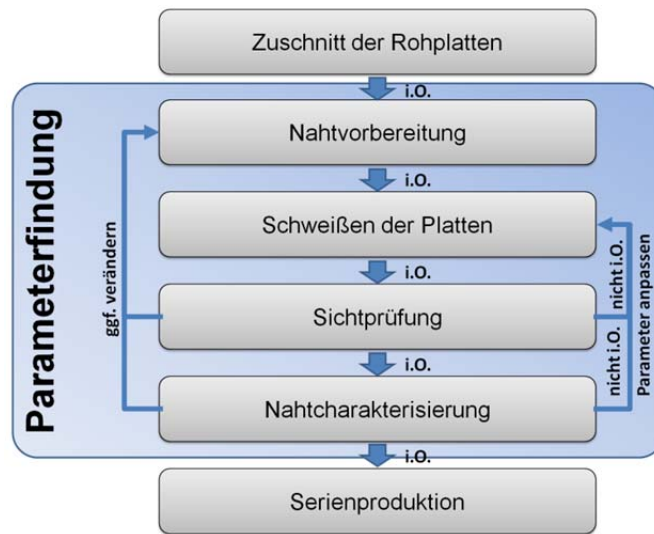


ABBILDUNG 4-2: SCHEMATISCHE DARSTELLUNG DES HERSTELLUNGSABLAUFS

4.3.1 ÜBERLAPPVERBINDUNG

Für die Herstellung der Scherzugproben werden Metallschutzgas (MSG)-Schweißverfahren eingesetzt. Das Metallaktivgas (MAG)-schweißen für Stahl und das Wolframinertgas (WIG)-Schweißen für Aluminium. Die Versuchsaufbauten verfügen über Möglichkeiten Lagetoleranzen an den Schweißverbindungen und Proben auszugleichen, dies kann sowohl manuell, als auch über eine Steuerung geschehen. Die Versuche werden so aufgebaut, dass negative Einflüsse (Blaswirkung und Porenbildung) auf die Schweißverbindung minimiert werden.

Stahlschweißungen:

Die Stahlbleche werden an einer MAG Schweißanlage gefertigt. Es wird eine Fronius TPS 450 in Verbindung mit einem Vertikal-Knickarmroboter von Kuka und einem winkelverstellbaren Schweißstisch genutzt. Die Brennerführung wird durch den Vertikal-Knickarmroboter durchgeführt. Der Roboter (Abbildung 4-3) verfügt über eine SPS Programmierung (Speicher-Programmierbare-Steuerung). Eine SPS führt eine zuvor gespeicherte Ablauffolge von Schritten aus und sendet diese als Signal an eine ausführende Einheit. Die Schweißbahnführung wird über eine lineare Interpolation zwischen mehreren Punkten auf der Schweißbahn durchgeführt. Der

Roboter verfügt über sechs bewegliche Achsen, somit werden minimale Veränderungen am Brennerwinkel ermöglicht.

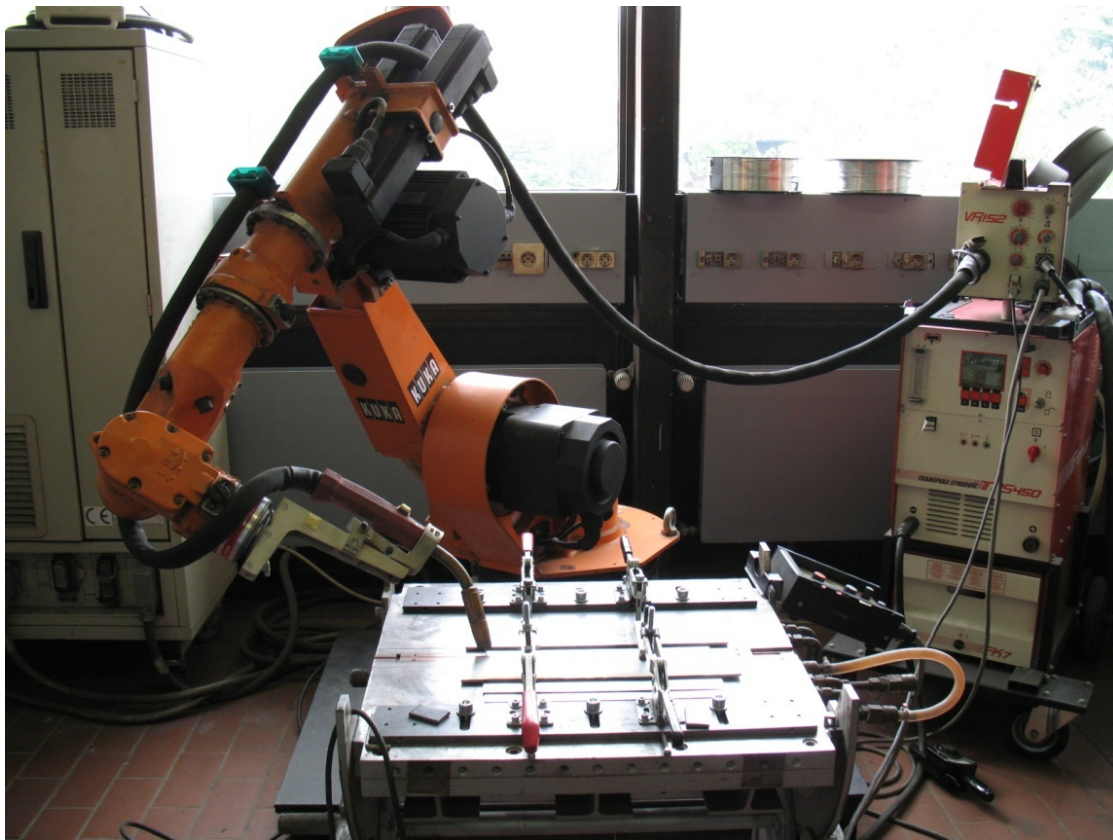


ABBILDUNG 4-3: SCHWEISSAUFBAU MAG

Bei der TPS 450 handelt es sich um eine Gleichstrom MSG (Metallschutzgasschweißen) Anlage. Die Regelung des Schweißprozesses läuft über den Drahtvorschub. Die Maschine regelt alle anderen Parameter aus der maschineninternen Technologietabelle nach. Der sogenannte Synergic Betrieb optimiert die Parameter aus der maschineninternen Technologiedatenbank. Die Optimierung erfolgt maschinenintern und wird durch die Wahl von Drahtdurchmesser, Zusatzwerkstoff und Schutzgas festgesetzt. Bei der TPS 450 kann zwischen einem Impulslichtbogen und einem Kurzlichtbogen zum Schweißen gewählt werden. Bei einem Impulslichtbogen findet der Tropfenübergang des Drahtes fast kurzschlussfrei statt. Hingegen beim Kurzlichtbogen der Tropfenübergang im Kurzschlussbereich stattfindet, was jedoch energieärmer ist und deshalb bei Dünnblechen bevorzugt eingesetzt wird. Ein weiterer Grund ist auch das nahezu spritzerfreie Schweißen. Die TPS 450 verfügt über eine Lichtbogenlängenregelung (LIBO-Korrektur), welches das Verhältnis von zugeführtem und abgeschmolzenem Draht immer konstant hält. Als Schutzgas wurde Corgon18 eingesetzt. Dies ist ein Mischgas das aus 82% Argon und 18% CO₂ besteht. Der CO₂ Anteil bewirkt einen tieferen Einbrand. Die Aufschmelzzone im Grundwerkstoff wird als Einbrand bezeichnet. Als Schweißzusatzwerkstoff wird G4Si1 (Ø 1,0mm) gewählt.

Aluminiumschweißungen

Bei den Aluminiumschweißungen fällt die Wahl auf das WIG-Schweißverfahren (Wolframinertgasschweißen), da mit dem MAG-Schweißverfahren die Schuppung der Nahtoberfläche sowie die innere Porenbildung eine einheitliche Nahtqualität nicht gewährleisten konnten. Die Schweißquelle dabei ist eine Dalex Vario TIG mit einer internen verstellbaren Synergie

(Abbildung 4-4). Es wird mit Wechselstrom (Sinusfrequenz 60Hz) geschweißt. Durch das Schweißen mit Wechselstrom wird die Elektrode abwechselnd warm und kalt. Vergrößert man den negativen Bereich des Sinus, so wird die Elektrode kälter. In der positiven Halbwelle bildet sich die Elektrode kugelförmig aus. Eine sich verändernde Kalotte beeinflusst den Lichtbogen stark. Um eine Veränderung während des Schweißprozesses zu vermeiden, wird die Kalotte unter der höchsten Belastung im Schweißprozess kugelförmig ausgebildet. Bei einer unstablen Kalotte droht die Elektrode eine Wolframschmelze zu bilden und abzutropfen. Dies würde eine Fehlstelle in der Schweißnaht verursachen. Das flüssige Wolfram verhält sich wie ein Legierungselement in der Schmelze.

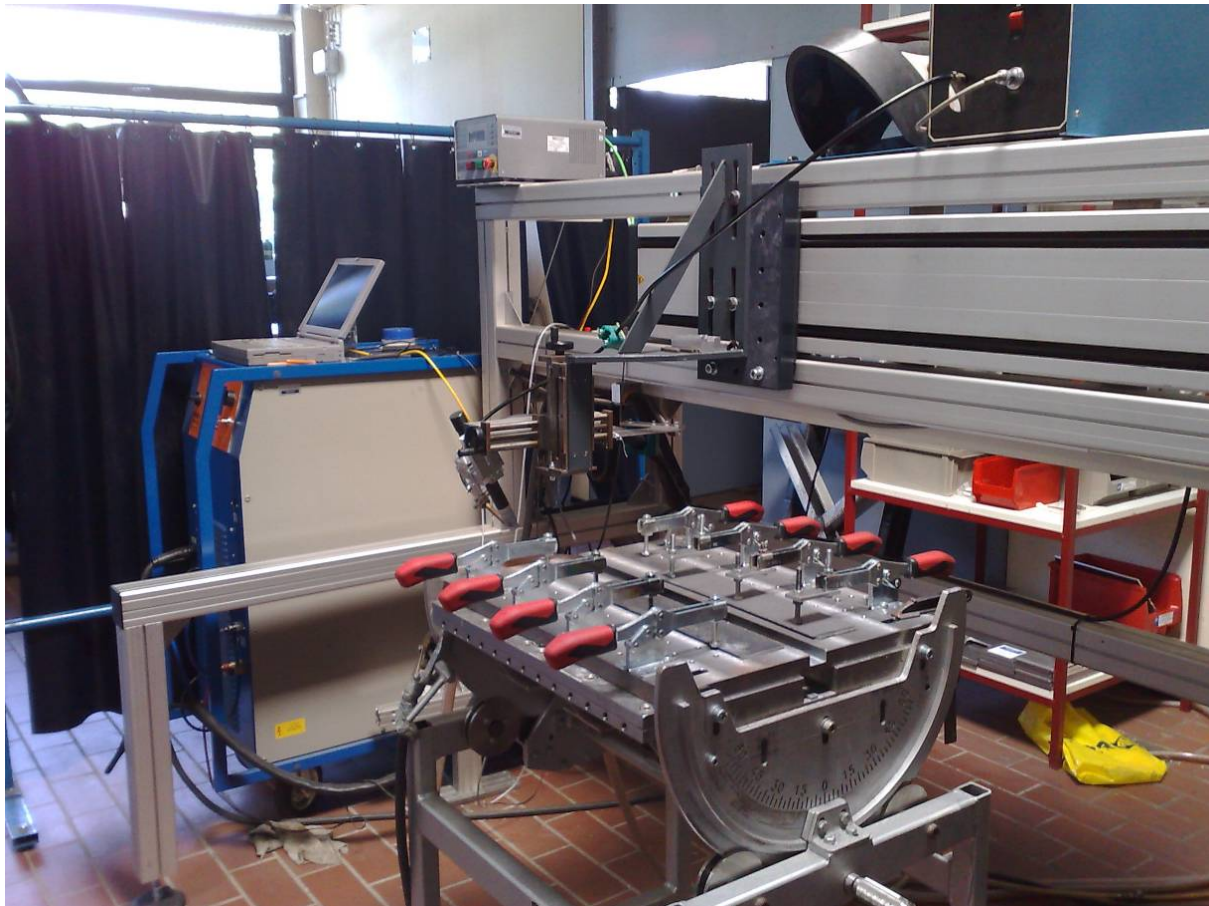


ABBILDUNG 4-4: SCHWEISSAUFBAU WIG MIT DALEX VARIO TIG (LINKS)

Der Brenner wird über ein Linearfahrwerk von ISEL geführt, welches eine präzise lineare Naht und eine einfache Korrektur der Schweißbahn ermöglicht. Desweiteren wird eine externe Kalt-drahtzufuhr genutzt, die direkt mit dem Brenner und somit mit dem Linearfahrwerk verfahrbar ist. Winkeleinstellungen des Brenners und der Kalt-drahtzufuhr müssen manuell eingestellt werden. Die lineare Bewegung in X-Richtung (Verfahrweg 2000 mm) wird über einen SPS gesteuert. Bewegungen in Y- Richtung (200 mm) und Z-Richtung (200 mm) müssen manuell über Handräder verändert werden, welches eine Ausgleicheung der Lagetoleranzen ermöglicht. Die Schweiß-geschwindigkeit, die in Sechser Schritten in cm/min wählbar ist, wird durch die Einstellung in der SPS vorgegeben. Als Schutzgas wird 100 % Argon eingesetzt.

4.3.1.1 SCHWEISSVORRICHTUNG

Der Schweißstisch (Abbildung 4-5) verfügt über vier Kniehebelspanner, die zur Fixierung der Bleche auf dem Schweißstisch und dem Entgegenwirken von Verzug dienen. Es wird dabei darauf geachtet, dass die Spannkraft nicht zu hoch ist, da es sonst zu Eigenspannungen in der Schweißverbindung und in den Blechen kommen kann.



ABBILDUNG 4-5: SPANNVORRICHTUNG 1,5 mm ÜBERLAPP

Um die Last auf die Überlappbleche gleichmäßig zu verteilen werden Bleche größerer Dicke zwischen Kniehebel und Probenblech gelegt. Um einen Winkelversatz beim Schweißen zu vermeiden wird ein drittes Blech zur Unterlage des obenliegenden Bleches genutzt.

Zur definierten Ausrichtung der Probenbleche werden angefertigte Abstandsbleche benutzt, die mit einem Anschlag die definierte Überlapplänge von 21mm ergeben. Der Schweißstisch verfügt über eine hinzu schaltbare Durchlaufwasserkühlung, dabei wird nur die Bodenplatte des Tisches gekühlt.

4.3.1.2 SCHWEISSPARAMETER

Stahlschweißungen:

Die Parameter der 1,5mm Stahl-Überlappverbindungen werden auf Grundlage der Parameter von 1,25mm dicken Stahlblechen ermittelt, die in Vorversuchen geschweißt wurden. Die Schweißkanten der 1,5mm Stahlbleche werden vor dem Schweißen mechanisch und chemisch behandelt, mit einer Drahtbürste angeraut und anschließend die Schweißfuge mit Aceton gereinigt. Es wird ein Kurzlichtbogen verwendet, welcher über die Drahtzufuhr und die Schweißspannung geregelt wird. Die Schweißparameter der Überlappverbindungen sind in Tabelle 4-3 zusammengestellt.

Für die Proben der 3,0 mm Überlappverbindungen wird der gleiche Aufbau benutzt wie bei den 1,5 mm Blechen, da die Abmaße der Rohmaterialbleche identisch sind. Der Abstand der Brennerdüse zur Probe wird auf die dickeren Bleche angepasst und dazu wird ein neues Programm mit der SPS geschrieben. Um mehr Energie in die Schweißzone zu bringen wird ein Impulslicht-

bogen verwendet. Dabei werden vor allem die Parameter der Pulszeit, der Pulsstrom, der Grundstrom und die Grundzeit verändert. Die Schweißung wird ohne Kühlung und ohne Kupferschiene durchgeführt. Heftstellen werden vermieden, da es so zu einer Fehlstelle in der Schweißnaht kommen kann. Aufgrund der unverzinkten Stahlbleche wurde die Parameterfindung sehr erleichtert.

Aluminiumschweißungen:

Standardmäßig liegt auf Aluminium eine Oxidschicht vor. Um diese zu durchbrechen muss viel Energie aufgewendet werden. Zudem besitzt die Oxidschicht eine weitaus höhere Schmelztemperatur als das darunter liegende Aluminium, wodurch es zum Durchsacken der Schmelze beim Schweißen kommt. Durch das Wechselstromschweißen wird die Oxidschicht aufgebrochen, allerdings muss vorher ein Teil der Oxidschicht entfernt werden. Alle Schweißkanten der Aluminiumproben werden daher vor dem Schweißen mit einer nichtrostenden Stahlbürste gebürstet und anschließend mit Aceton gesäubert.

Beim WIG-Schweißvorgang bildet sich die Schmelze dabei zuerst auf den Blechschultern oder der Seite, zu der die Elektrode den geringsten Widerstand bzw. den kürzesten Weg hat. Die Parameter aus den Vorversuchen werden als Grundlage genommen auf denen aufgebaut wurde. Alle Proben werden in der Schweißposition PA geschweißt.

TABELLE 4-3: SCHWEISSPARAMETER STAHL ÜBERLAPPVERBINDUNGEN

	Stahl 1,5mm	Stahl 3,0mm	Aluminium 2,5mm	Aluminium 5,0mm
Schweißstrom I [A]	137-140 A	155 A	153	250
Schweißspannung U [V]	22,8	25	171	251
Schweißgeschwindigkeit v_s [cm/min]	37	43	12,1	15,0
Drahtvorschub v_D [m/min]	7,1	9,1	30	18
Gasdurchfluss V_{Gas} [l/min]	10	13	14	12
Brennerwinkel längs/quer [°]	75/32	70,5/30	2,34	2,4
Vorbehandlung	Drahtbürste + Aceton		Drahtbürste + Aceton	Drahtbürste + Aceton
Besonderheit	verzinkt			Kühlung

4.3.2 T-STOSS

Zur Herstellung der T-Stoß Proben wird ebenfalls das MAG-Schweißverfahren eingesetzt. Als Schweißanlage wird die Fronius TPS 450, eine MIG/MAG Impuls-Anlage, verwendet. Die Schweißanlage lässt sich über einen Fernregler einstellen, wobei die Leistung, Drahtgeschwindigkeit, Schweißspannung oder Lichtbogenlänge verändert werden kann. Der Impulsbetrieb ermöglicht einen Schweißstrom für einen kurzen und stabilen Lichtbogen, wodurch Randkerben und Spritzer vermieden werden können. Die automatisierte Schweißung wird über einen 6-Achs-Roboter von KUKA (Abbildung 4-3) realisiert, an dessen Ende der Schweißbrenner angebracht ist. Die Schweißbahn wird über mehrere Punkte auf dem Blech linearisiert, so dass mögliche Fehler bei der Schweißnahtführung bei der Parameterfindung schnell behoben werden konnten.

4.3.2.1 SCHWEISSVORRICHTUNG

Für die Erzielung einer hohen Schweißqualität müssen gewisse Toleranzen in den Probenabmessungen eingehalten werden, sodass der obere Steg mittig und im rechten Winkel auf das Grundblech geschweißt wird. Für die Probenvariante des T-Stoßes wird deshalb eine Schweißvorrichtung konstruiert, die allen Anforderungen genügt um reproduzierbare Ergebnisse zu erzielen (Abbildung 4-6).

Die Schweißvorrichtung besteht aus einer Grundplatte, zwei Niederspannplatten, drei Winkelstücken und drei Spannklemmen. Auf der Grundplatte, die sich auf dem Schweißstisch verspannen lässt, werden die Niederspannplatten und Winkelstücke befestigt. Diese sind zudem verstellbar, sodass auch unterschiedliche Blechdicken damit geschweißt werden können. Die Niederspannplatten haben an ihrer Längsseite jeweils eine 4,0 mm tiefe Ausfräsung, die als Anschlag dient. Durch die Niederspannplatten liegt das untere Blech immer in der gleichen Position und wird außerdem über mehrere Schraubverbindungen über die Platten verspannt. Mit Hilfe von Winkelstücken lässt sich die obere Rohplatte mittig und im rechten Winkel auf der unteren Platte positionieren. Durch Anwendung von Spannklemmen und Flügelschrauben lassen sich die zu schweißenden Platten schnell ein- und ausspannen. Obendrein gewähren sie eine feste Verspannung der Platten und wirken den inneren Kräften des Bleches beim Schweißvorgang entgegen. Dadurch wird ein möglicher Winkelverzug verhindert bzw. stark vermindert und Formeinhaltung gewährleistet (Abbildung 4-6, unten links). Kehlnähte werden in PB-Position geschweißt, da die Naht jedoch durch die Schwerkraft abfällt, ist eine gute Anbindung nicht unbedingt gegeben. Deshalb wird der Schweißstisch um 45° gekippt und in Wannelage (PA) geschweißt (Abbildung 4-6, rechts).

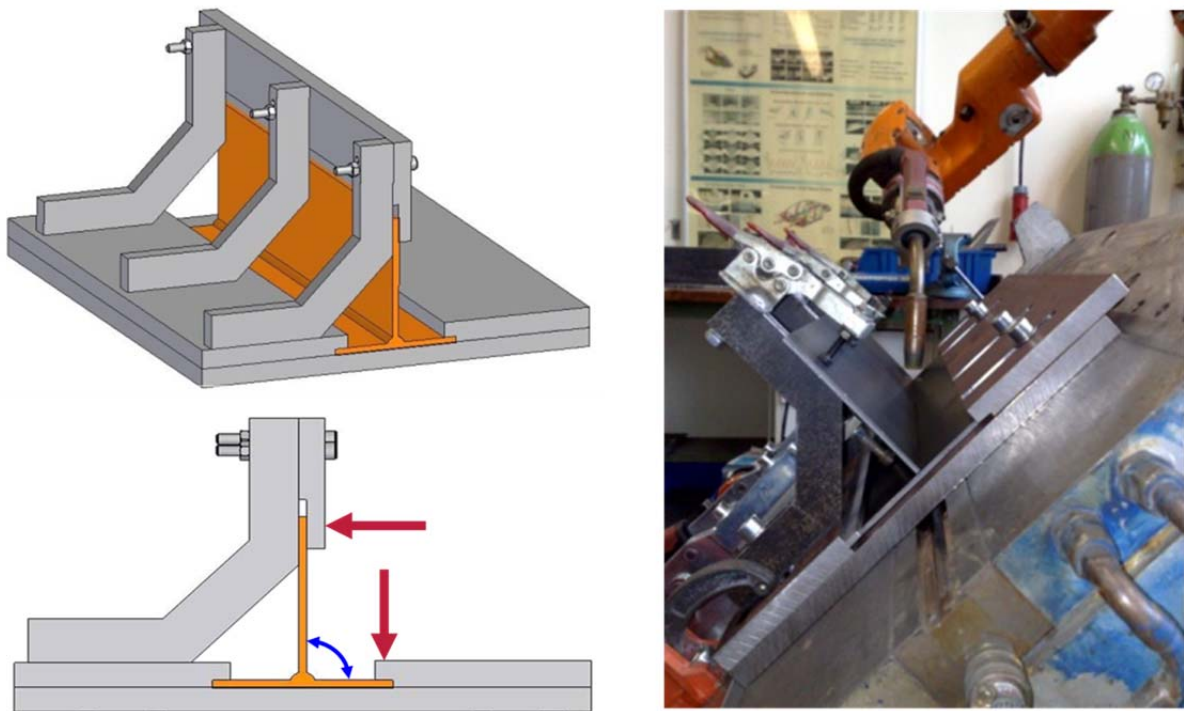


ABBILDUNG 4-6: SCHWEISSVORRICHTUNG

4.3.2.2 SCHWEISSPARAMETER

Die Rohplatten werden nach dem Zuschnitt (370×120 mm) für die Schweißung durch anfasen der zu schweißenden Kanten vorbereitet (vgl. Tabelle 4-4). Die Platten werden dann in der

Schweißvorrichtung eingespannt und die ersten Schweißnähte vorgenommen, wobei anfangs die Parameter nach Erfahrungswerten eingestellt werden. Nach erfolgter Schweißung wird eine erste Begutachtung durchgeführt, bei der der gleichmäßige Verlauf der Nahtschuppung kontrolliert wird. Poren oder Einschlüsse auf der Naht sind möglichst zu vermeiden. Bei beidseitig geschweißten Proben wird auch darauf geachtet, dass beide Nähte von den Abmessungen sich ähneln. Ist die Sichtprüfung nicht in Ordnung, so wird ein Schritt zurückgegangen und die Schweißparameter wie Schweißstrom und Schweißspannung, Schweißgeschwindigkeit, Drahtvorschub, Brennerstellung oder Gasdurchfluss verändert. Möglich ist auch eine Veränderung der Nahtvorbereitung, um die gewünschte Naht zu erhalten. Im Falle einer positiven Sichtprüfung wird die Schweißnaht weiteren Charakterisierungsprüfungen unterzogen. Zum einen wird makroskopisch die Nahtgeometrie mittels der Lasertriangulation bestimmt, zum anderen mikroskopisch mit einem metallografischen Schliffbild. Sollten auch diese Prüfungen in Ordnung sein, so kann mit den gefundenen Parameterwerten die Serienproduktion der T-Stöße angefangen werden. Bei den produzierten Proben ist es außerdem auch wichtig ein Qualitätsmanagement durchzuführen, bei dem jede geschweißte Naht eine kurze Sichtprüfung unterzogen wird. An ausgewählten Proben werden makroskopische sowie mikroskopische Prüfungen vorgenommen. Nur so kann eine kontinuierlich gute Qualität garantiert werden.

Stahlschweißungen:

Beide Probenvarianten werden aus unverzinktem Stahl (PAS 355 MC) im MAG-Schweißverfahren hergestellt. Es wird ein G4Si1 Schweißdraht mit 1 mm Drahtdurchmesser verwendet. Als Schutzgas wird Corgon 18 gewählt, welches sich aus 82% Argon und 12% Kohlenstoffdioxid zusammensetzt.

Bei den Schweißungen wird die Schweißbahn in mehrere Abschnitte unterteilt und mit mehreren Anhaltspunkten linearisiert, um eine gerade verlaufende Naht zu erhalten. So können partielle Änderungen der Schweißbahn vorgenommen werden, ohne die gesamte Strecke zu beeinflussen. Neben der Streckenführung wird auch die Brennerstellung eingestellt. Für alle Nähte wurde eine stechende Position mit einem Brennerwinkel längs zur Naht von $\varphi_{\text{längs}} = 85^\circ$ und quer zur Naht von $\varphi_{\text{quer}} = 40^\circ$ gewählt. Beide Nähte werden in gleicher Richtung geschweißt, um einen Wärmestau in der Probe entgegenzuwirken und die Nähte auf beiden Stegseiten von den Abmessungen her in etwa gleich zu halten. Der Schweißarm wird hierbei am Endpunkt der Naht A angehalten und die Probe wird gedreht, um dies zu gewährleisten (Abbildung 4-7).

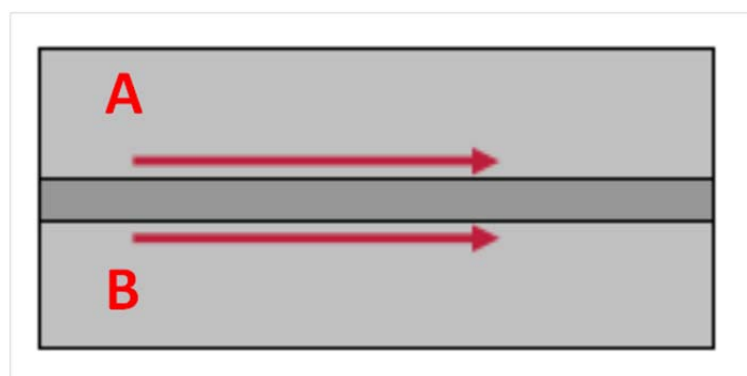


ABBILDUNG 4-7: SCHWEISSRICHTUNG DER ERSTEN (A) UND ZWEITEN NAHT (B)

Auf diese Weise werden beide Schweißnähte in die gleiche Richtung geschweißt und ein möglicher kleiner Verzug bedingt durch den Wärmestau am Ende der ersten Naht, der zu einer unterschiedlichen und unbrauchbaren B-Naht führte vermieden. Nach einigen Anläufen wurden zufriedenstellende Ergebnisse mit den in Tabelle 4-4 aufgelisteten Schweißparametern erzielt. Anzumerken ist, dass die B-Seite nach der Schweißung der A-Naht mechanisch gereinigt werden

musste, da sich nach dem Schweißvorgang auf der B-Seite Verunreinigungen und Zunder abgesetzt haben, die die Schweißnahtqualität vermindern würden. Bei der Probenvariante mit Nahtwurzel wurde auf eine Nahtvorbereitung verzichtet um eine bessere Nahtanbindung zu schaffen (Abbildung 4-8). Die Schweißparameter verhalten sich ähnlich der Probenvariante ohne Nahtwurzel (vgl. Tabelle 4-4).

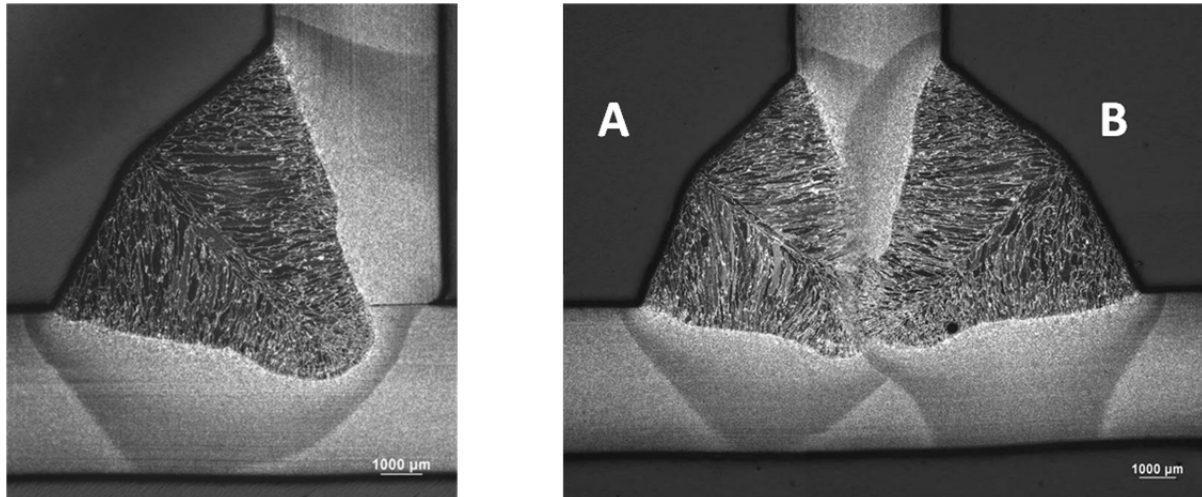


ABBILDUNG 4-8: SCHLIFFBILDER, LINKS: F162, RECHTS: F111

TABELLE 4-4: SCHWEISSPARAMETER FÜR T-STÖSSE AUS STAHL

Probenvariante	Mit Nahtwurzel	Ohne Nahtwurzel
Nahtvorbereitung	keine	
Schweißstrom I [A]	245	245
Schweißspannung U [V]	32,1	32,1
Schweißgeschwindigkeit v_s [cm/min]	56	60 A-Naht / 56 B-Naht
Drahtvorschub v_D [m/min]	16,1	16,1
Brennerwinkel längs $\Phi_{\text{längs}}$ [°]	85	85

Brennerwinkel quer	40	40 A-Naht / 36 B-Naht
$\Phi_{\text{quer}} [^\circ]$		
Gasdurchfluss	14	14
[[/min]		
Besonderheiten	Heftstelle am Ende; keine Nahtvorbereitung	Bürsten der B-Seite, gleiche Schweißrichtung von A und B-Naht

4.3.3 DOPPELROHRPROBE

Die für den Schwingversuch erforderlichen Rohrproben werden aus dem Werkstoff S355J2H gefertigt. Bei diesem Werkstoff handelt es sich um einen geläufigen, unlegierten Baustahl für Stahlkonstruktionen, der eine Streckgrenze von 355 N/mm und einen Kohlenstoffgehalt von 0,22 Gewichtsprozent besitzt. Die verwendeten kreisförmigen Rohre sind gemäß der DIN EN-10210 nahtlos und warm gefertigt worden. Sie weisen einen Außendurchmesser von 48,3 mm sowie eine Wandstärke von 4 mm auf. Je zwei zugesägte Rohrstücke von jeweils 100 Millimetern Länge ergeben zusammen den für den Schwingversuch benötigten Probekörper. Mittels eines Rohrzentrierers (Abbildung 4-9) werden die beiden Rohrstücke aneinander bündig und fluchtend fest verbunden (Abbildung 4-10), sodass sie im Anschluss miteinander verschweißt werden können.

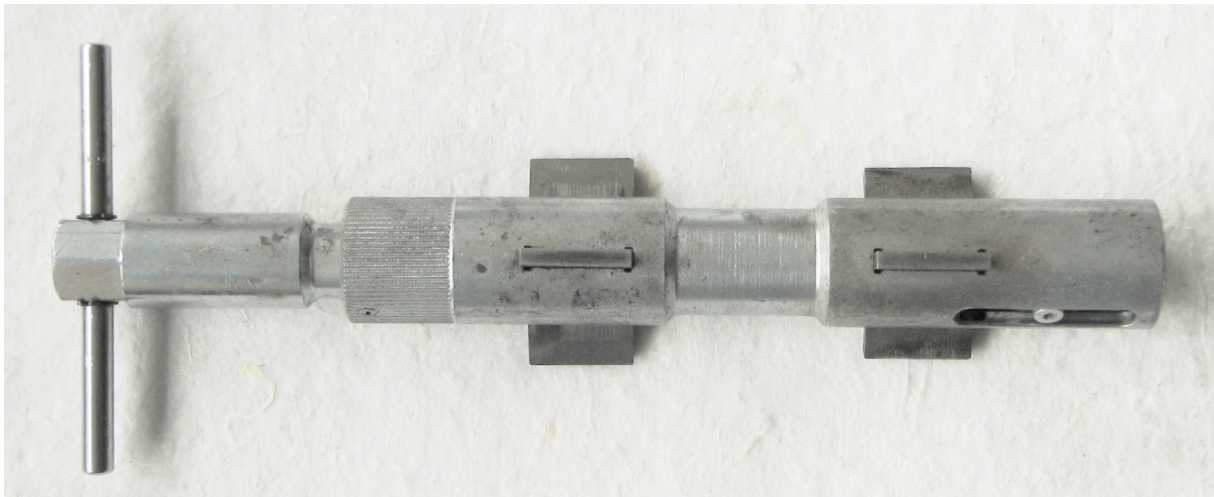


ABBILDUNG 4-9: ZENTRIEREINHEIT

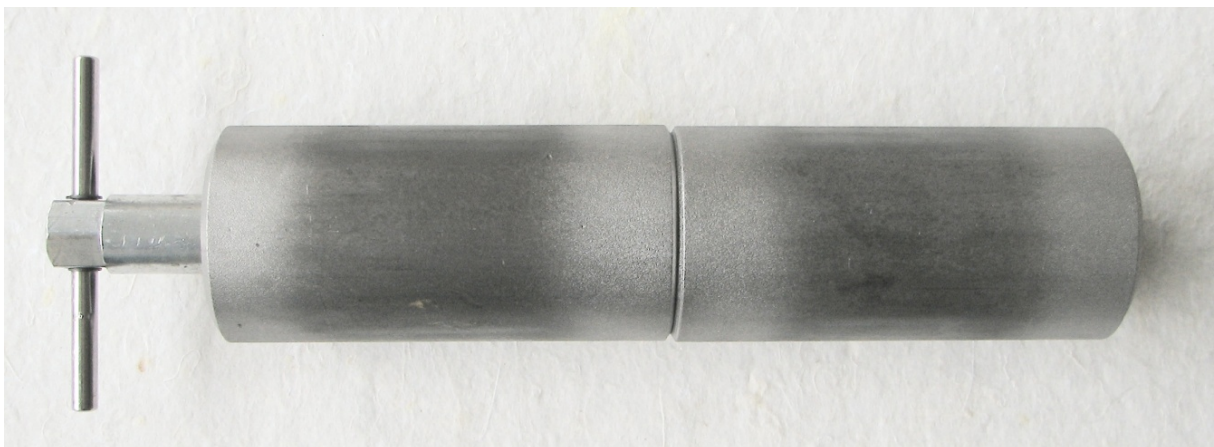


ABBILDUNG 4-10: ROHRVERBINDUNG MIT ZENTRIERER

4.3.3.1 SCHWEISSVORRICHTUNG

Als Schweißverfahren wird der WIG-Prozess ausgewählt. In Abbildung 4-11 ist der Aufbau der Anlage als Fotografie zur Veranschaulichung dargestellt. Die Anlage setzt sich aus einem CNC-Drehfahrwerk, dem Schweißbrenner mit externer Kaltdrahtzufuhr samt Linearfahrwerk und der Schweißstromquelle zusammen. Sowohl der Brennerkopf als auch die analoge Stromquelle sind wassergekühlt, wie es bei dem WIG-Verfahren mit hohen Strömen üblich ist. Das Linearfahrwerk ermöglicht es den Schweißbrenner in alle drei Raumachsen zu fahren, sowie eine Anpassung der Winkelstellung vorzunehmen. Drehfahrwerk und Schweißstromquelle lassen sich frei programmieren. Das Drehfahrwerk ist per Computer mit der Software ProNC durch ein Script programmierbar, die Schweißstromquelle über das systeminterne Interface.

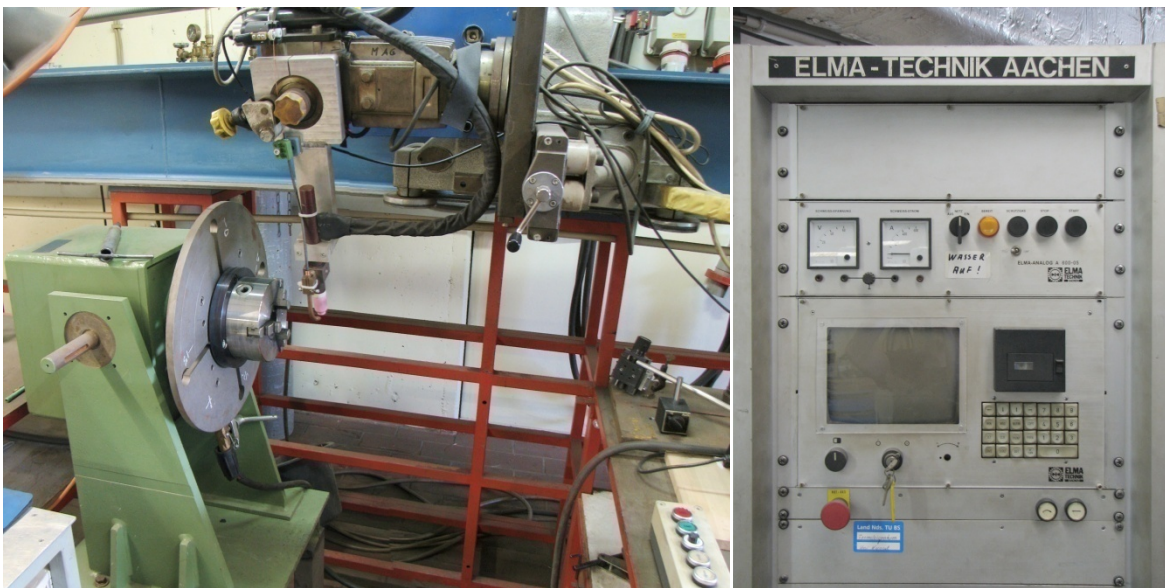


ABBILDUNG 4-11: DREHFAHRWERK UND SCHWEISSBRENNER (LINKS), SCHWEISSSTROMQUELLE (RECHTS)

Für eine differenzierte Untersuchung des Einflusses der Schweißnaht auf die Kerbempfindlichkeit werden zwei verschiedenartige Probenreihen gefertigt. Mit der ersten Reihe, die mit dem Buchstaben M gekennzeichnet ist, wurde eine definierte Wurzelkerbe von 2 Millimetern Tiefe angestrebt. In der Abbildung 4-12 ist dies in überzeichneter Weise dargestellt. In der anderen Probenreihe L sollte eine Wurzelkerbe hingegen vermieden werden, bzw. eine durchgeschweißte Wurzelnaht sichergestellt werden. Diese zweite Variante ist ebenfalls in der Abbildung 4-12 schematisch dargestellt.

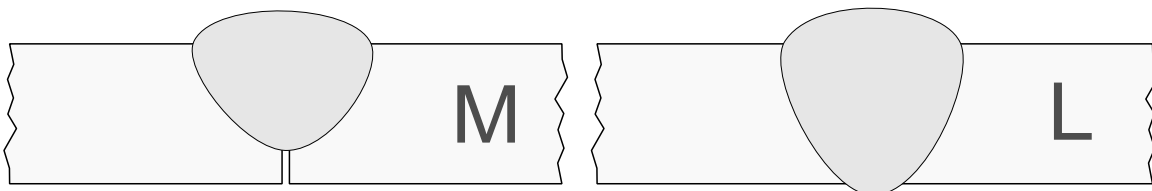


ABBILDUNG 4-12: SCHWEISSNAHTPROFIL MIT WURZELKERBE (M) UND DURCHGESCHWEISSTER WURZEL (L)

Um die beiden unterschiedlich ausgeprägten Nahtprofile einzuhalten, ist eine dafür jeweils förderliche Nahtvorbereitung der einzelnen Rohre durchgeführt worden. Für die Probenreihe mit Wurzelkerbe ist eine senkrechte Planung des Rohrendes ausreichend, allein um einen bündigen

Stumpfstoß für die I-Naht zu gewährleisten (Abbildung 4-13). Dagegen wurde die andere Reihe zusätzlich mit einer Phase im Winkel von 35° mit einem Reststeg von einem Millimeter versehen. Diese einer Y-Naht entsprechenden Geometrie diente der Begünstigung der hier gewollten durchgeschweißten Wurzel (Abbildung 4-13).

Die Oberfläche des Rohrmaterials wies darüber hinaus eine, durch die Fertigung bedingt, starke Oxid-Schicht auf, die beim Schweißen hätte Probleme bereiten können. Um einen negativen Einfluss auf die Naht zu vermeiden, wurden die Rohrenden mittels Kugelstrahlen bis zur blanken Metalloberfläche vorbehandelt. Insgesamt wurden von jeder Reihe 45 Proben angefertigt, um einer repräsentativen Menge an Messproben für den nachfolgenden Schwingversuch gerecht zu werden.

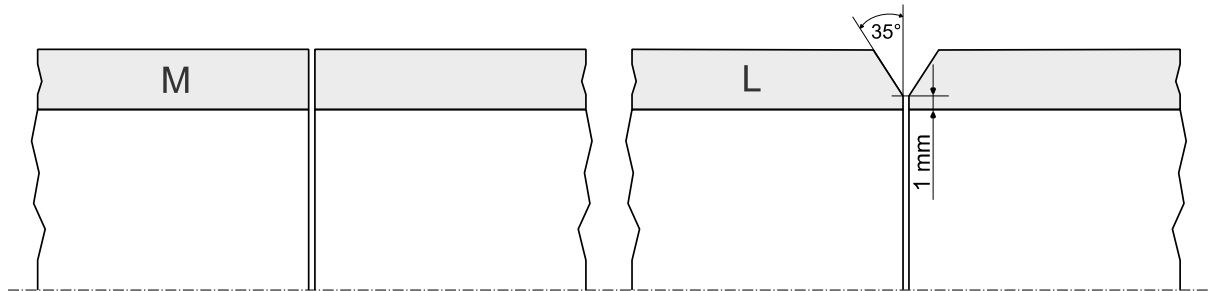


ABBILDUNG 4-13: NAHTVORBEREITUNG

4.3.3.2 SCHWEISSPARAMETER

Bevor mit der eigentlichen Probenfertigung begonnen werden konnte, mussten zunächst die gesamten Parameter für den Schweißvorgang eruiert werden. Das Vorgehen für die Ermittlung der geeigneten Parameter ist wie in Abbildung 4-2 zu sehen nach einem bestimmten Schema erfolgt. Hiermit wurde erreicht, dass während der Parameterfindung die Endwerte nach einem systematischen Ablauf erarbeitet wurden. Die Wahl des Schutzgases ist bei dem WIG-Verfahren für das Schweißen von unlegiertem Stahl auf Schweiß-Argon begrenzt und kam demnach als Argon 4.6 gemäß DIN EN ISO 14175 zur Verwendung. Auf einen Wurzelschutz durch ein Formiergas konnte bei dem Werkstoff S355 verzichtet werden.

Im Fall des unlegierten Baustahls S355 kam für den Werkstoff des Zusatzmaterials G4-Si1 mit der Werkstoff-Nr. 1.5130 der Norm DIN EN 440 entsprechend zum Einsatz. Der Drahtdurchmesser betrug 1,2 mm und wurde von einer in der Anlage integrierten Draht-Trommel bereitgestellt und nach entsprechender Programmierung automatisch zugeführt. Die Schweißstromquelle ist Konstantstrom geregelt und wurde auf der Ausgangsseite mit Gleichstrom betrieben. Weil der Werkstoff Stahl geschweißt wurde und dabei keine schwer schmelzenden Oxidschichten entstehen, wurde gebräuchlicher Weise mit negativem Pol an der Wolframelektrode gearbeitet, um die Elektrode vor zu hoher thermischer Belastung zu schützen.

In Abbildung 4-14 ist zu sehen, wie die mit dem Zentrierer zusammengehaltene Rohrprobe im Drehfahrwerk eingespannt und zum Brenner positioniert ist. Ein Pfeil markiert die Drehrichtung, in welcher das Rohr beim Schweißvorgang gefahren wurde.

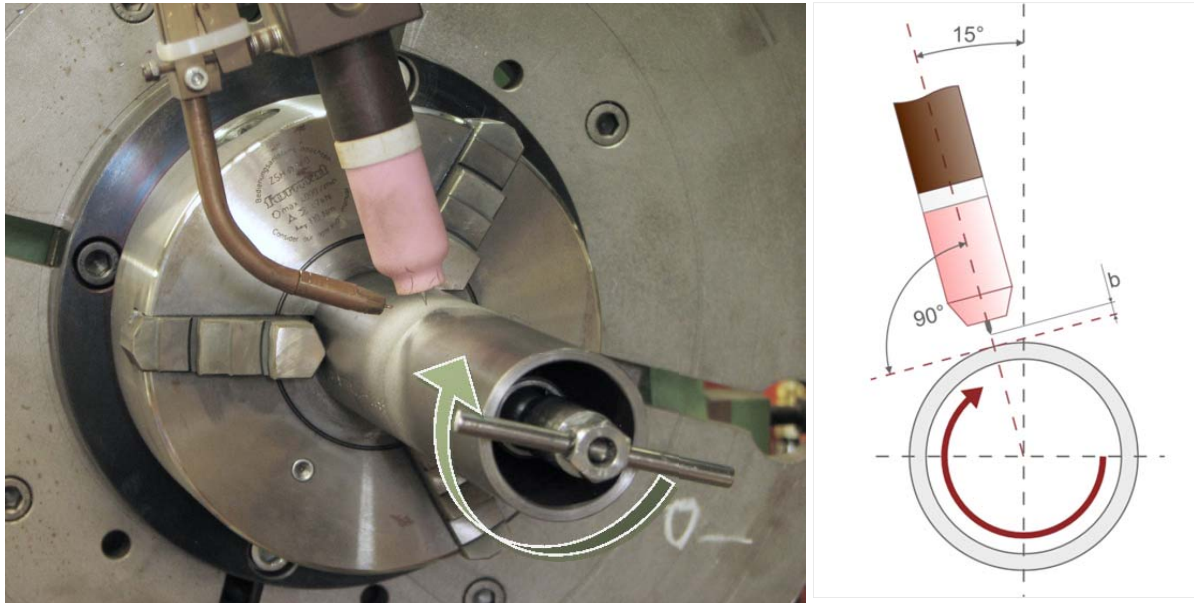


ABBILDUNG 4-14: EINGESPANNTE ROHRPROBE MIT ZENTRIERER UND WINKELSTELLUNG DES BRENNERS

Es wurde mit einem Bezugswinkel von 15° zur Vertikalen und 90° zur Tangente der Rohroberfläche geschweißt, um ein Verlaufen der Schmelze zu verhindern. Als Elektrodenmaterial kam eine Wolfram-Legierung mit durchschnittlich 2% ThO_2 zum Einsatz. Diese als WT 20 gekennzeichnete Elektrode wurde mit einem Durchmesser von 2,4 mm und einem Anschliffwinkel von 20° im Schweißbrenner eingesetzt. Der Anlagenaufbau wurde für beide Probenreihen in dieser Konfiguration verwendet.

Proben mit durchgeschweißter Wurzel

Für die Reihe mit Wurzel wurden Probekörper aus dem gleichen Rohrmaterial wie das der Endproben mit der Länge von 200 mm angefertigt. In Abständen von jeweils 25 mm sollten per Drehmeißel gefertigte umlaufende Nuten mit dem Öffnungswinkel von 70° die Y-Naht nachbilden. An diesen Proben wurden dann Probeschweißungen zu einer ersten Parameterfindung durchgeführt. An den richtigen Rohrstücken wurden danach die finalen Parameter ermittelt. Um eine durchgeschweißte Wurzel zu erzielen, ist ein Schweißvorgang ohne Zusatzmaterial für die Wurzellage vorangestellt worden. Nach Abkühlen bei Raumtemperatur wurde ein zweiter Durchgang für das Fertigen der Decklage mit Zusatzmaterial gefahren.

Wurzellage

Zu Beginn wurde für die Wurzellage eine über den gesamten Verlauf des Rohrumfanges konstante Schweißgeschwindigkeit gewählt. Allerdings war die Wärmeeinbringung gegen Ende der Schweißnaht zu hoch, sodass der Rohrwerkstoff mit fortschreitendem Drehwinkel zunehmend zu stark aufgeschmolzen wurde und die Wurzellage eine tiefe Furche bildete. Ein Herabsetzen des Schweißstroms wurde nicht vorgenommen, da der Einbrand am Schweißnahtanfang nicht zu stark war.

Es wurde dementsprechend ein Anpassen der Schweißgeschwindigkeit in Abhängigkeit vom Drehwinkel vorgenommen. Mit zunehmendem Drehwinkel wurde der zu starken Energieeinbringung mit steigender Schweißgeschwindigkeit entgegengewirkt. Insgesamt haben sich vier unterschiedliche Schweißgeschwindigkeiten, die schrittweise heraufgesetzt werden, als kom-

pensierende Maßnahme des Wärmestaus bewährt. So konnte eine verhältnismäßig gleichmäßige Wurzellage (Abbildung 4-15) erreicht werden.



ABBILDUNG 4-15: OBERFLÄCHE DER WURZELLAG

Decklage

Wie bei der Wurzellage wurden für die Decklage vorerst eine konstante Schweißgeschwindigkeit und eine konstante Stromstärke gewählt. Jedoch hatte dies wiederum eine zu hohe Energieeinbringung gegen Ende zur Folge. Daher wurde die Schweißgeschwindigkeit ebenfalls vom Drehwinkel abhängig schrittweise erhöht. Allein die Schweißgeschwindigkeit variabel zu gestalten reichte hier jedoch nicht aus, um den Wärmestau zum Nahtende zu verhindern und die gewünschte Nahtüberhöhung für eine Formkerbe zu erhalten. Noch schnellere Schweißgeschwindigkeiten und größeren Drahtvorschub haben zwar zu einem besseren Nahtaufbau, aber auch zu Bindefehlern, bzw. mangelndem Einbrand geführt. Deswegen wurde der konstante Schweißstrom verworfen und auf einen gepulsten Strommodus ausgewichen.

Im Gegensatz zu Schweißverfahren mit abschmelzender Elektrode, wo der gepulste Strom auch Einfluss auf die Tropfenablösung hat, wird beim WIG-Verfahren ein Strom mit niedriger Pulsfrequenz für die bessere Kontrollierbarkeit der Wärmeeinbringung und des Schmelzbadverhaltens genutzt. Dabei wird einem den Lichtbogen aufrecht erhaltenden Grundstrom ein höherer Pulsstrom aufgeschaltet.

Dieses Vorgehen ermöglichte es somit die Drahtzufuhr, zumindest pulssynchron, zu erhöhen, um mehr Materialvolumen für die Nahtüberhöhung einzubringen ohne zu viel Wärmeenergie in die Schweißnaht zu bringen oder Bindefehler zu produzieren. Denn der kurzzeitig höhere Pulsstrom verschaffte die benötigte Abschmelzleistung für eine höhere Drahtzufuhr, brachte danach aber keine übermäßige Energie mehr ein, weil ihm der schwächere Grundstrom folgte. Die Schweißgeschwindigkeit konnte durch die abschnittsweise geringere Energieeinbringung herabgesetzt werden.

Der an der verwendeten Schweißanlage verbaute Elektromotor für die automatische Drahtzufuhr war jedoch kein Schrittmotor und bewirkte somit einen nicht beeinflussbaren Nachlauf der Drahtzufuhr.

Daher wurde der Verlauf von Schweißstrom und Drahtvorschub mit einem Messgerät während des Schweißvorgangs gemessen und per Auswertungssoftware in Abbildung 4-16 visualisiert. Innerhalb dieses Messabschnitts lässt sich erkennen, dass der Drahtvorschub nicht auf null, sondern auf minimal 0,4 m/min fällt und nicht vollständig stoppt.

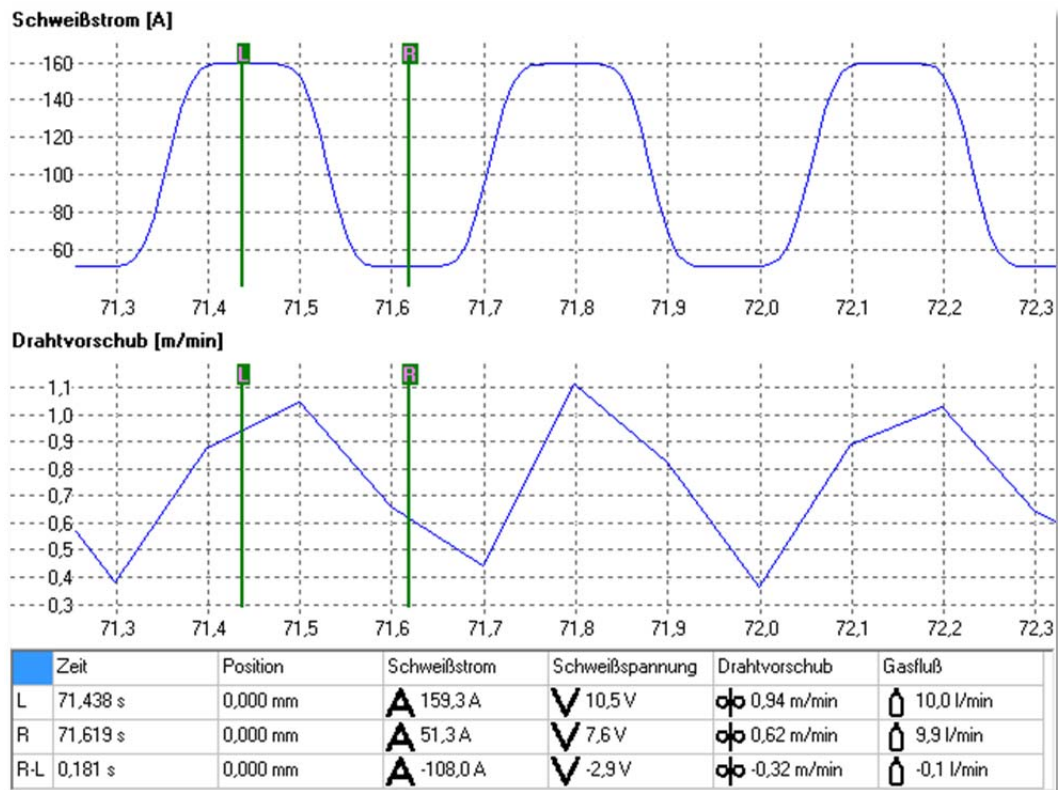


ABBILDUNG 4-16: VERLAUF VON DRAHTVORSCHUB ZU SCHWEISSSTROM

Die gewollte Rechteck-Charakteristik des Verlaufs des Drahtvorschubs wurde durch den trägen Nachlauf zu einer eher dreieckigen verzerrt. Dies hatte zwar eine geringe Einbringung von Zusatzmaterial bei Grundstrom zur Folge, jedoch ergab dies aufgrund der trägen Abkühlgeschwindigkeit des Schmelzbades zumindest keine Probleme für den Schweißvorgang.

Für eine bessere Beurteilung ist der Prozess des Aufschmelzens von Grundwerkstoff und Zusatzdraht bei Pulsstrom und das kurzzeitige Abkühlen des Schmelzbades bei Grundstrom in Abbildung 4-17 mit einer gebräuchlichen Digitalkamera per Serienbildfunktion dokumentiert worden. Der hohen Lichtintensität des Lichtbogens musste für die Vermeidung einer Überbelichtung in irgendeiner Weise entgegen gewirkt werden. Daher ist die Belichtungszeit mit einer angepassten Kamerafirmware auf eine sehr kurze von der verwendeten Kamera normalerweise nicht unterstützte Dauer von 1/32.000 Sekunde begrenzt worden (Tabelle 4-5). Zusammen mit einer kleinen Blende, geringen ISO-Empfindlichkeit und lichtabschwächenden langen Brennweite gelang es den Nahtaufbau sichtbar abzubilden.

TABELLE 4-5: PHOTOGRAPHISCHE PARAMETER

Kameramodell	Belichtungszeit	Blende	Brennweite (35 mm KB-Äquivalent)	ISO	Intervall
Canon PowerShot S2 IS	1/32.000 s	f 8,0	485 mm	50	2,4 Bilder/s

An der Bilderreihe ist zu erkennen, dass durch den Nachlauf weiterhin bei Grundstrom Zusatzdraht in die Schmelze gedrückt wurde und diese aufgeschoben hat. Die noch nachglühende Schmelze war offensichtlich in der Lage den Zusatzwerkstoff ausreichend aufzuschmelzen. Das zeitweise überhöhte Schmelzbad verringerte jedoch den Abstand zur Elektrode und verlangte infolgedessen einen stets optimal eingestellten Brennerabstand.

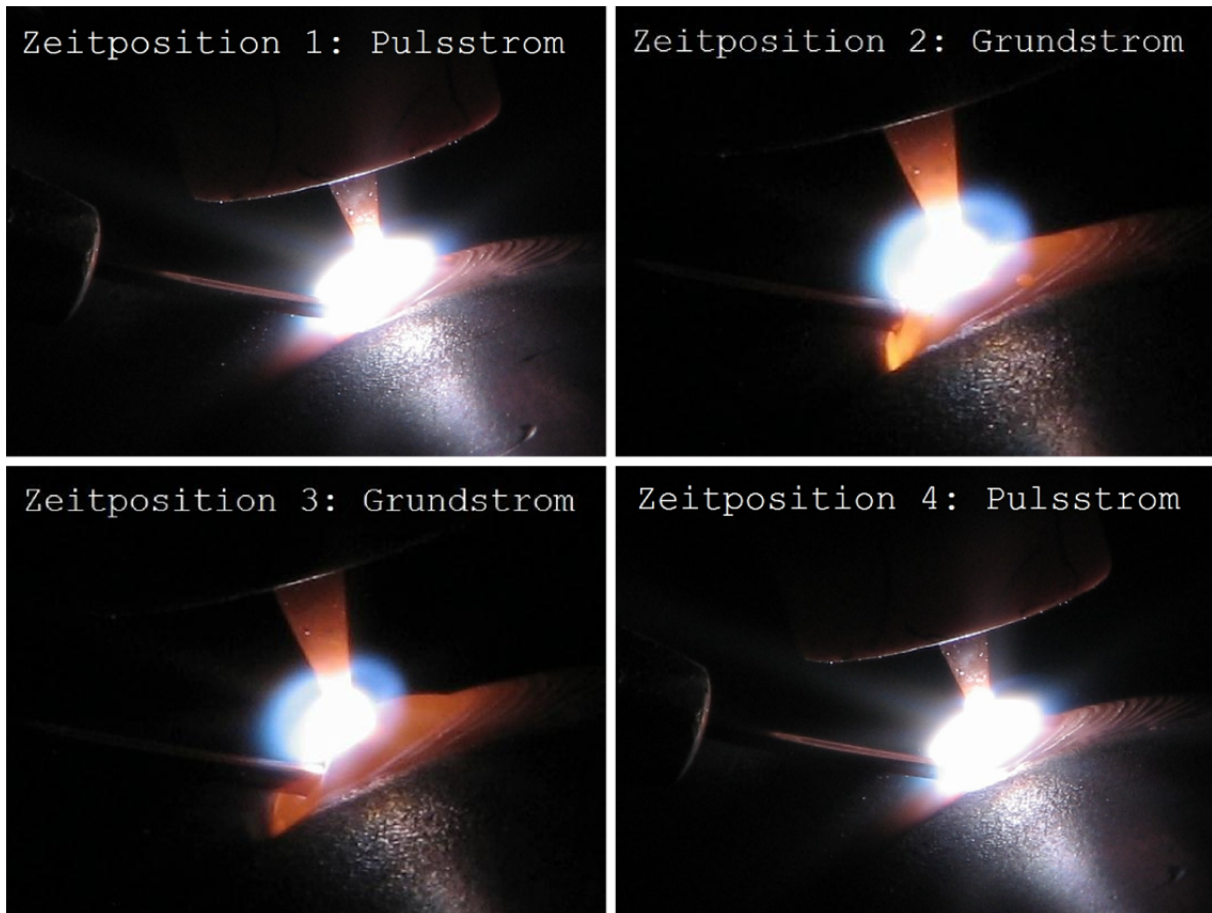


ABBILDUNG 4-17: SERIENBILDAUFNAHME DER DECKLAGE

Danach hat der höhere Pulsstrom die Schmelze wieder stärker aufgeschmolzen und somit flächiger verteilt. Der somit nicht optimal synchrone Drahtvorschub wurde aber dennoch weiter verfolgt, da zusammen mit dem Pulsstrom eine Verringerung der Energieeinbringung ermöglicht wurde.

Die Verwendung des Pulsmodus erbrachte eine weitaus bessere aber immer noch nicht optimale Nahtüberhöhung, weswegen als weitere Maßnahme der Reststeg bei der Nahtvorbereitung vorläufig von einem auf zwei Millimeter erhöht werden musste. Beim vorhergehenden Schweißvorgang der Wurzellage ergab sich so eine geringere Nahtfuge. Die Parameter für die Wurzellage reichten jedoch dennoch für eine gleichmäßige Wurzelbildung aus und mussten daher nicht geändert werden. Die schmalere und weniger tief ausgeprägte Nahtfuge der Decklage erreichte, dass der eingebrachte Zusatzwerkstoff eine größere Nahtüberhöhung nach sich zog, die schließlich als zufriedenstellend eingestuft werden konnte. Die Nahtvorbereitung mit 2 mm Reststeg wurde dementsprechend übernommen.

Die Schweißparameter für die zu erzielende Nahtgeometrie waren somit vorläufig ermittelt. Jedoch konnte über den gesamten Nahtverlauf eine nicht immer durchgängig gleichförmige Nahtgeometrie eingehalten werden. An unterschiedlichen Stellen gab es Bereiche, in denen die Naht nach keinem ergründbaren Schema eingefallen ist (Abbildung 4-18). Als Ursache kamen recht hohe Toleranzen der Wandstärke des Rohrmaterials in Frage. Um das Ausmaß der Toleranzen einschätzen zu können, wurden aus den vorhandenen Materialzuschnitten stichprobenartig fünf Rohrstücke ausgewählt und deren Wandstärke gemessen. In der Tabelle 4-6 sind die Werte für die Wandstärke aufgeführt. Sie zeigen mit minimal 3,6 mm und maximal 4,4 mm deut-

liche Abweichungen von dem Sollwert von 4 mm auf. Diese unregelmäßigen Schwankungen des Rohrmaterials konnten keinesfalls für den Schweißprozess eingeplant werden.

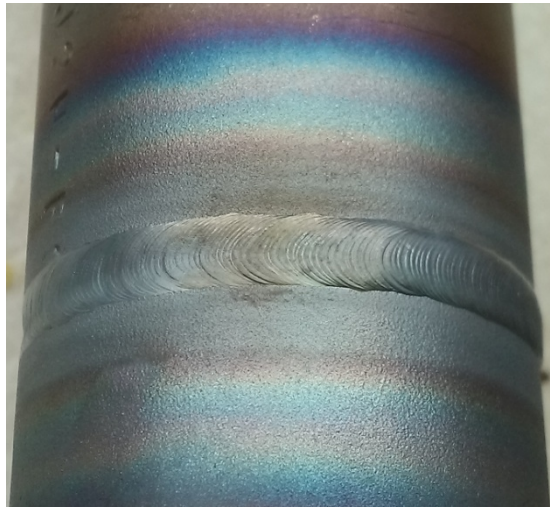


ABBILDUNG 4-18: NAHTEINFALL BEI DER DECKLAGE

TABELLE 4-6: TOLERANZEN DES ROHRMATERIALS

Rohrprobe	Wandstärke [mm]		
	Messstelle 1	Messstelle 2	Messstelle 3
1	3,70	4,25	4,00
2	3,85	4,15	3,95
3	3,75	3,85	4,25
4	4,35	3,70	3,85
5	3,60	4,15	4,40
Wandstärkenwerte [mm]			
Minimum	Maximum	Mittelwert	Standardabw.
3,60	4,40	3,99	0,26

Als erfolgreiche Maßnahme gegen den abschnittswisen Nahteinfall wurden daher alle benötigten Rohrproben in vertretbarem Rahmen von innen auf ein gleichmäßiges Maß von 3,5 mm Wandstärke nahtseitig von 20 mm Länge ausgedreht. Als einzig verbliebene Anpassung blieb wegen der geringeren Wandstärke folglich ein Heruntersetzen des Schweißstroms, sowohl für die Wurzellage als auch für die Decklage. Dies ergab schließlich eine reproduzierbare Schweißnahtgeometrie mit den Forderungen einer gleichmäßig durchgeschweißten Wurzel und einer ausgeprägten Nahtüberhöhung. Alle beschriebenen Probleme und Gegenmaßnahmen machen aber auch deutlich, wie schwierig sich die Herstellung der Probekörper mit Nahtüberhöhung zumindest im Rahmen der zur Verfügung stehenden technischen Möglichkeiten gestaltet hat.

Um die Parameter auch an den originalen, nahtvorbereiteten Rohren zu überprüfen, wurden mit Hilfe des Rohrzentrierers drei vorläufige Rohrverbindungen geschweißt und metallographische Schliffbilder der Schweißnaht in Auftrag gegeben. Anhand der optischen Beurteilung der Schweißnaht und anhand der Schliffbilder konnten die ermittelten Parameter für die Endfertigung freigegeben werden, da sie die Voraussetzung für die zu erfüllenden Anforderungen schafften.

Proben mit Wurzelkerbe

Mit dem Wissen um die Toleranzen des Rohrmaterials, wurden die Rohrproben vor der Parameterermittlung für die andere Probenreihe mit Wurzelkerbe ebenfalls auf ein Wandstärkenmaß von 3,5 mm gedreht. Die experimentelle Parameterfindung musste bereits an fertig nahtvorbereiteten Rohrstücken erfolgen und konnte nicht wie bei der durchgeschweißten Reihe an gekerbten Proberohren durchgeführt werden.

Die für die Decklage der L-Reihe zuvor ermittelten Schweißparameter wurden für die M-Reihe übertragen und praktisch erprobt. Mit diesen Parametern kam es jedoch trotz fehlender Anphausung der Rohrenden stellenweise zur Wurzelbildung. Der Ansatz, aus dieser Erkenntnis heraus die durchgeschweißten Proben auch mittels I-Stoß herzustellen, wurde aus Zeitgründen nicht mehr verfolgt.

Da für diese Probenreihe das Rohrmaterial aber nicht über die ganze Wandstärke aufgeschmolzen und die Nahtfuge nicht vollständig mit Zusatzwerkstoff aufgefüllt werden soll, wurde die Schweißgeschwindigkeit folglich stufenweise heraufgesetzt und der Drahtvorschub herabgesetzt.

Auf diese Weise gelang es den Einbrand zu reduzieren und damit die Wurzelbildung zu verhindern, aber die gewünschte Nahtüberhöhung zu erhalten. Ebenso wie bei der anderen Reihe wurden abschließend zur besseren Beurteilung metallographische Schliffbilder angefertigt, anhand derer eine Bestätigung der zu verwendenden Schweißparameter geschehen konnte.

Die somit endgültigen Schweißparameter beider Probenreihen sind in der Tabelle 4-7 detailliert aufgeführt. Für die Werte des Drahtvorschubs ist zu erwähnen, dass die Schweißstromquelle keine Eingabe als Vorschub pro Zeit, sondern nur als Angabe der Versorgungsspannung für den Antriebsmotor der Drahtförderung erlaubte. Weil aufgrund des gepulsten Modus der resultierende Drahtvorschub schwer messbar war, wurde der über die Schweißnaht gemittelte Wert in der Tabelle angegeben.

TABELLE 4-7: ENDGÜLTIGE SCHWEISSPARAMETER

Parameter			Probenvariante		
			Wurzelkerbe (M)	Durchgeschweißte Wurzel (L)	
				Wurzellage	Decklage
varianten- unabhängige	Schutzgas	Typ	Argon 4.6 (DIN EN ISO 14175)		
		Durchfluss	10 l/min		
	Brennerwinkel		15°		
	Elektroden Eigenschaften	Durchmesser	2,4 mm		
		Anschliffwinkel	20°		
		Werkstofftyp	WT 20		
varianten- spezifische	Zusatzmaterial	Werkstoff	G4 Si1	-	G4 Si1
		Durchmesser	1,2 mm	-	1,2 mm
		gemittelter Drahtvorschub	0,1 m/min (getaktet)	-	0,6 m/min (getaktet)
		Schweißstrom	konstant	-	120 A
	Schweißstrom	gepulst (min/max)	50/155 A	-	50/155 A
		Pulsfrequenz	2,857 Hz	-	2,857 Hz
	Schweißgeschwindigkeit (s. Tabelle)		Tabelle 4-10	Tabelle 4-8	Tabelle 4-9
	Brennerabstand (s. Abbildung 4-14)		2,5 mm	0 mm	2,5 mm
Schweißdauer		102 s	84 s	118 s	

Da Drehfahrwerk und Schweißstromquelle per Programm automatisiert angesteuert wurden, konnten die Eingriffe des Bedieners für den Schweißvorgang relativ gering gehalten werden. Weil bis auf die Werkstückhandhabung die Brenner- und Werkstückführung, sowie der Drahtvorschub mechanisiert abliefen, kann man von einem vollmechanisierten Schweißen sprechen.

Vor dem manuellen Starten, bzw. nach dem Stoppen des Schweißvorgangs mussten die Rohrproben, mit der Zentriereinheit fest und bündig miteinander verbunden, in das Drehfahrwerk sicher ein- bzw. ausgespannt werden. Außerdem war es vor dem Start nötig durch Anpassen der Brennerposition die Elektrodenspitze in der Nahtfuge mit Hilfe des Linearfahrwerks zu zentrieren und deren Abstand manuell per Handkurbel einzustellen. Zudem war es erforderlich die Form der Elektrodenspitze fortlaufend durch eine Sichtprüfung zu kontrollieren, da eine abnutzungsbedingte Veränderung deren Geometrie großen Einfluss auf das Einbrandprofil hat. Bei zu starker Abweichung der Elektrodengeometrie musste diese durch Schleifen wiederhergestellt werden. Weiterhin musste beim Schweißen mit Zusatzmaterial eine zur Schweißfuge mittige Drahtzufuhr in einem flachen Zuführwinkel sichergestellt werden.

Proben mit durchgeschweißter Wurzel

Wie in der Parameterfindung ermittelt, gliedert sich der Vorgang für die Herstellung von Rohrproben mit durchgeschweißter Wurzel in zwei Schweißdurchläufe. Für alle geschweißten Rohrproben wurde ein Gasvorlauf und Gasnachlauf einprogrammiert. Der Gasvorlauf stellte sicher, dass sich vor dem Zünden des Lichtbogens eine ausreichende Menge Schutzgas verteilen konnte.

Der Nachlauf sorgte dafür, dass die nachglühende Schweißnaht mit ausreichend Schutz vor der Atmosphäre versehen war.

Wurzellage

Für die Wurzellage wurde eine über den gesamten Schweißprozess konstante Stromstärke von 120 A genutzt. Einzig für Start und Ende wurde ein Übergangstrom von 20 A gewählt, damit ein gleichmäßig verzögertes Aufschmelzen, bzw. Erstarren der Naht umgesetzt werden konnte. Da mit dem WIG-Verfahren gearbeitet wurde, konnten die Rohrflanken ohne Zusatzwerkstoff mit Wurzelbildung verschweißt werden. In der Abbildung 4-19 ist der Verlauf von Stromstärke und Schweißgeschwindigkeit über der Zeit aufgetragen. Zu Beginn steigt der Strom auf den zum Schweißen notwendigen Wert von 120 A an. Bei Erreichen dieses Wertes war der Grundwerkstoff der beiden aufeinander stoßenden Rohrenden bereits kontrolliert aufgeschmolzen. Durch die dann beginnende Drehung werden die beiden Rohrenden durch das fortlaufend aufrecht erhaltene Schmelzbad miteinander zu einer Rohrprobe verbunden. Die Schweißgeschwindigkeit wurde zur gleichmäßigen Wurzelbildung stufenweise erhöht von anfänglich 11,985 cm/min bis hin zu 12,88 cm/min. In den Klammern ist die Winkelposition angegeben, ab welcher die nächsthöhere Geschwindigkeit gefahren wird.

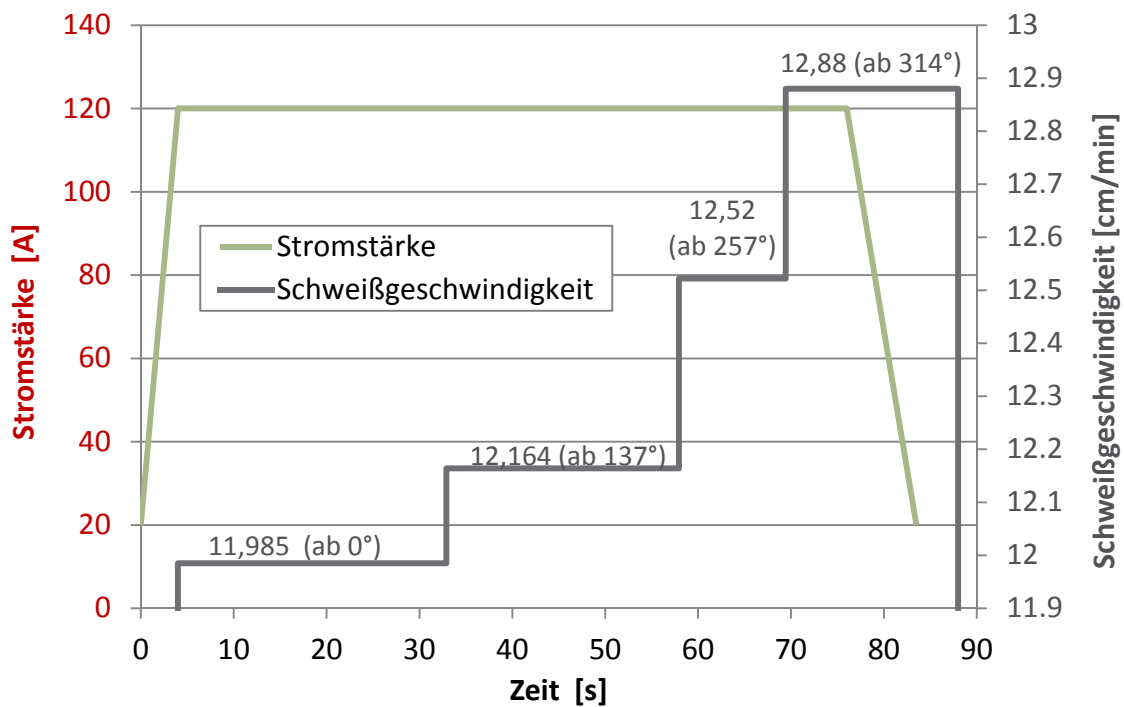


ABBILDUNG 4-19: SCHWEISSVORGANG DER WURZELLAG

Die detaillierten Werte der Schweißgeschwindigkeiten sind in

Tabelle 4-8 nochmals aufgelistet. Um einen stetigen Übergang von Nahtanfang und Nahtende zu gewährleisten, wurde das Drehfahrwerk mit dem End-Drehwinkel von $406,6^\circ$ etwas mehr als eine vollständige Umdrehung gefahren.

TABELLE 4-8: SCHWEISSGESCHWINDIGKEITEN FÜR DIE WURZELLAGE

Winkelposition [Grad]	0 bis 136,7	136,7 bis 256,9	256,9 bis 313,9	313,9 bis 406,6
Schweißgeschwindigkeit [cm/min]	11,985	12,164	12,522	12,880

Der Schweißvorgang wurde jedoch nicht bis zu diesem Winkel ausgeführt, sondern kurz nach dem Überfahren des Nahtanfangs gestoppt. Der dabei abfallende Schweißstrom ließ die Schmelze langsam erstarren und sorgte während des Überfahrens von Nahtanfang und Nahtende für den gleichmäßigen Übergang.

Decklage

Nach dem Schweißen der Wurzellage konnten Rohrproben für das Schweißen der Decklage ohne den Rohrzentrierer erneut eingespannt werden. Im zweiten Durchlauf wurden die abgekühlten Rohre nun mit einem gepulstem Strom geschweißt. Es wurde aber mit nur zwei unterschiedlichen und wesentlich langsameren Schweißgeschwindigkeiten von anfänglich 8,408 cm/min und ab einer Winkelposition von 313,7° mit 8,587 cm/min gearbeitet (Tabelle 4-9).

TABELLE 4-9: SCHWEISSGESCHWINDIGKEITEN FÜR DIE DECKLAGE

Winkelposition [Grad]	0 bis 313,9	313,9 bis 406,6
Schweißgeschwindigkeit [cm/min]	8,408	8,587

Für die Auffüllung der Nahtfurche mit Zusatzwerkstoff, bzw. zur Bildung der Nahtüberhöhung kam hier die pulssynchrone Drahtzufuhr zum Tragen. Es wurde mit einem Grundstrom von 50 A und einem höheren Pulsstrom von 155 A geschweißt. Dabei wurde für den Grund- und Pulsstrom jeweils eine Zeitdauer von 0,125 Sekunden an der Schweißstromquelle einprogrammiert. Die Zeitdauer der Anstiegs- und Abfallflanke betrug jeweils 0,05 Sekunden. Demnach ergibt sich für eine komplett durchgelaufene Periode eine Gesamtzeitdauer von 0,35 Sekunden, was einer Frequenz von etwa 2,857Hz entspricht.

Der Schweißvorgang der Decklage ist in Abbildung 4-20 wie für den Vorgang der Wurzellage als Diagramm dargestellt. Der gepulste Strom ist hier zur besseren Übersichtlichkeit durch eine gestrichelte Linie als Durchschnittswert eingetragen, wird aber im Folgenden noch genauer behandelt.

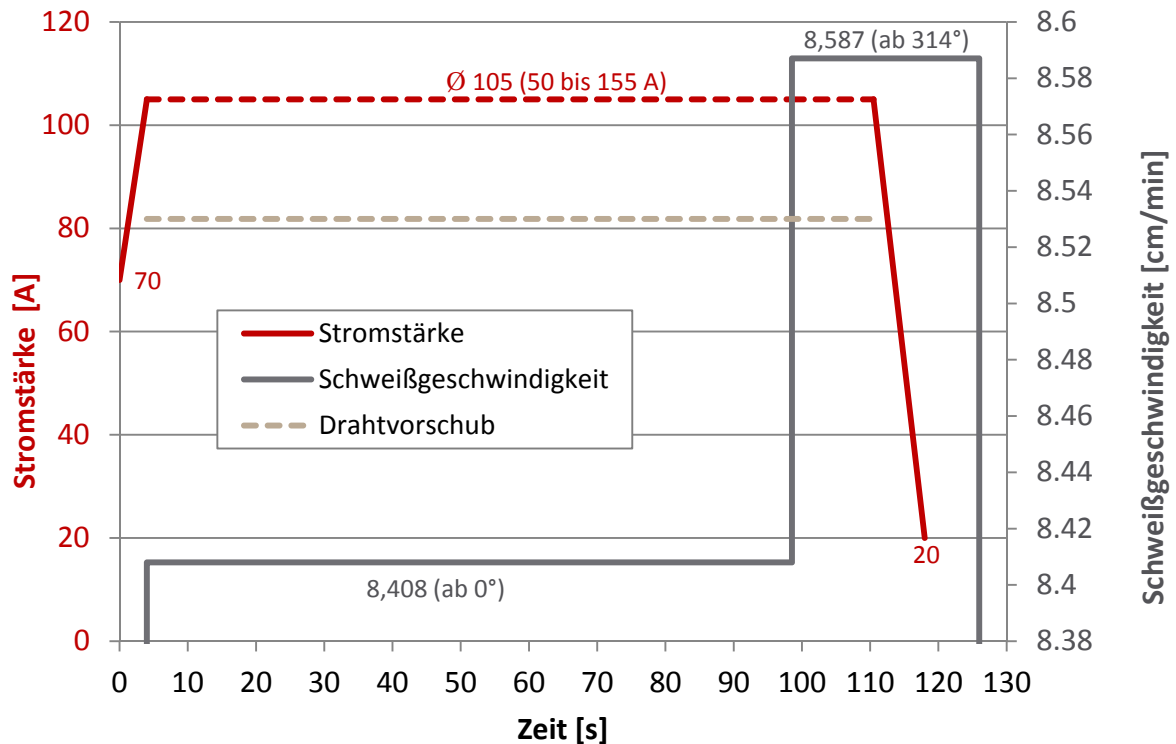


ABBILDUNG 4-20: SCHWEISSVORGANG DER DECKLAGE

Mit dem Erreichen des Pulsstromes wurde der Grundwerkstoff aufgeschmolzen, während der zeitgleich zugeschaltete Kaltdraht zugeführt wurde. Der Zusatzwerkstoff wurde solange mit konstantem Vorschub pulssynchron eingebracht, wie auch der Pulsstrom genutzt wurde. Der danach folgende bis 20 A konstant abfallende Strom wirkte einer Endkraterbildung beim Überfahren des Nahtanfangs entgegen.

In der anschließenden Abbildung 4-21 wurde der zeitliche Verlauf des Impulsstroms und der Spannung während des Schweißvorgangs gemessen und dargestellt. Gut zu erkennen sind der periodische Verlauf der Stromstärke und die sich durch die Konstantstromregelung automatisch einstellende Spannung. Die Zeitmarker bestätigen die errechnete Periodendauer von 0,35 Sekunden wie es auch in der letzten Tabellenzeile der Abbildung links unten abzulesen ist.

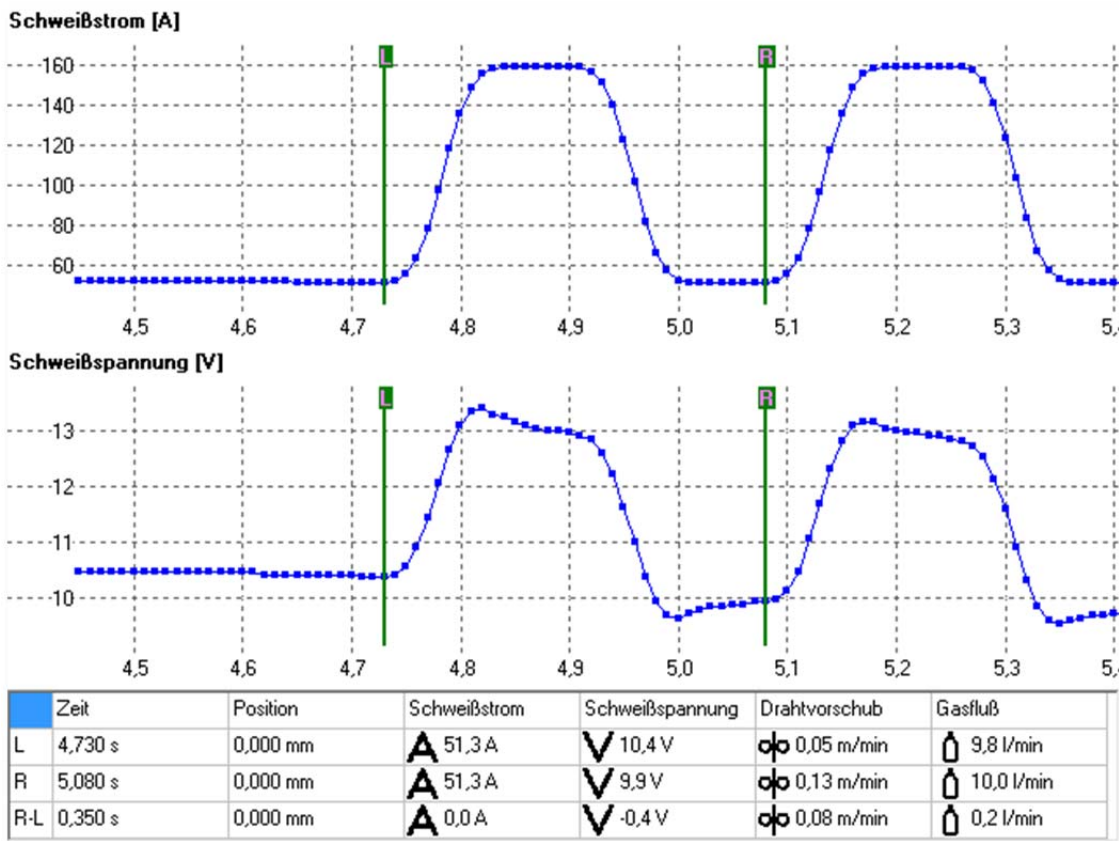


ABBILDUNG 4-21: STROM- UND SPANNUNGSVERLAUF FÜR DEN SCHWEISSPROZESS DER DECKLAGE

Der gemessene Grundstrom stimmt mit 51,3 A recht gut mit der eingestellten Stromstärke von 50 A überein, der Pulsstrom weicht mit 158,8 A etwas mehr von den gewählten 155 A ab. In der Abbildung 4-21 nicht einsehbare Werte wie Drahtvorschub und Gasfluss sind im Anhang, bzw. in elektronischer Form auf dem beigelegtem Datenträger zu finden. Die Messdaten des Drahtvorschubs streuen recht stark, welches wohl aufgrund der Taktung im Zusammenhang mit dem trägen Nachlauf des Antriebmotors oder aber einer ungenauen Abnahme des Sensors zusammenhängt. Der maximale Drahtvorschub lag bei maximal 1,1 m/min und der minimale bei geforderten 0,0 m/min während es Grundstroms. Diese Werte sind aufgrund der Streuung jedoch für eine genauere Betrachtung zu überprüfen.

Der Gasfluss betrug nach Messung zwischen minimal 8,9 und maximal 10,8 l/min, bzw. 10 l/min im Durchschnitt.

Proben mit Wurzelkerbe

Die Reihe mit Wurzelkerbe wurde ebenso wie der Schweißvorgang der Decklage von den durchgeschweißten Proben mit gepulstem Schweißstrom gefertigt. Grund- und Pulsstrom betragen wie zuvor 50 bzw. 155 A, die Pulsfrequenz von 2,857 Hz wurde ebenfalls beibehalten. Der Verlauf der Schweißgeschwindigkeit orientiert sich mit einer dreifachen Erhöhung dagegen eher an der Wurzellage der L-Reihe. Hier wird die mehrfache Anpassung der Schweißgeschwindigkeit hingegen genutzt, damit eine gleichmäßige Wurzelkerbe über den ganzen Umfang gewährleistet werden konnte. Alle gefahrenen Geschwindigkeitswerte sind in der Tabelle 4-10 aufgelistet.

TABELLE 4-10: SCHWEISSGESCHWINDIGKEITEN DER M-REIHE

Winkelposition [Grad]	0 bis 136,7	136,7 bis 256,9	256,9 bis 313,9	313,9 bis 406,6
Schweißgeschwindigkeit [cm/min]	9,660	10,018	10,197	10,733

Die Abbildung 4-22 zeigt den Schweißvorgang für die Probenreihe mit Wurzelkerbe. Der gepulste Schweißstrom ist erneut als gestrichelte Linie ausgeführt und die Winkelposition bei einer Geschwindigkeitserhöhung ebenfalls mit angegeben.

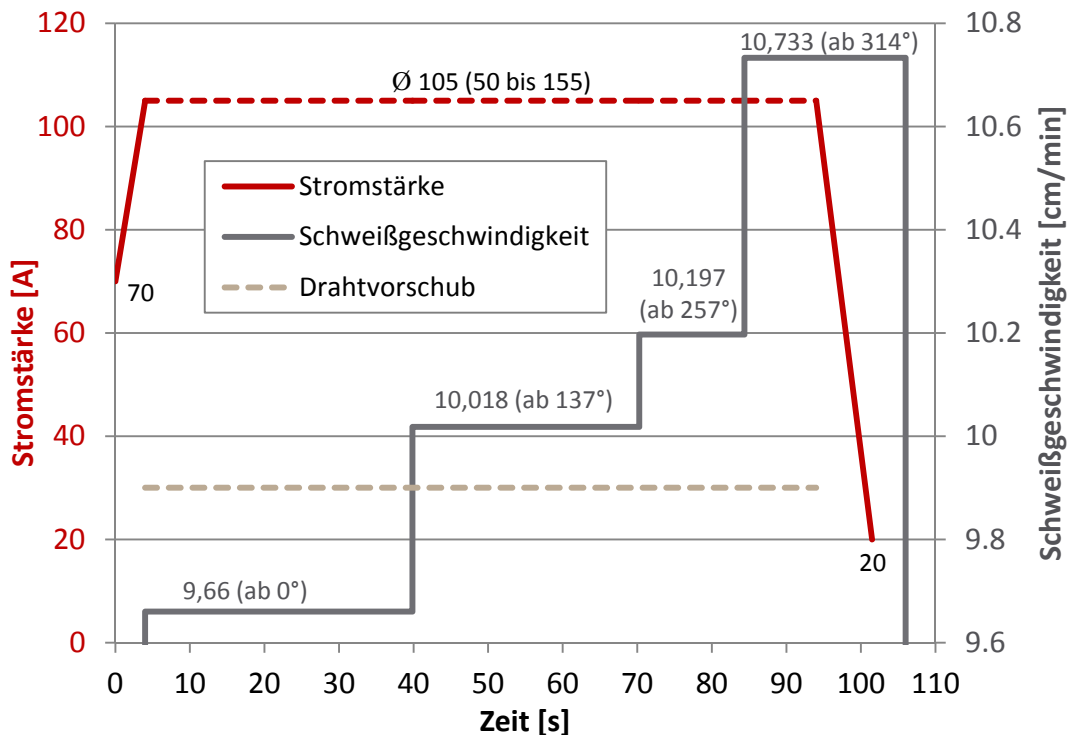


ABBILDUNG 4-22: SCHWEISSVORGANG DER M-REIHE

Wie auch bei der Decklage der durchgeschweißten Reihe wurde vor und nach dem eigentlichen Schweißvorgang mit Zusatzwerkstoff ein Stromanstieg bzw. Stromabfall einprogrammiert. Der Drahtvorschub wurde ebenfalls nur während des Pulsstroms zugeschaltet (grün gestrichelt), aber verglichen mit der Decklage der L-Reihe mit einem geringeren Wert von durchschnittlichen 0,1 m/min. Der gesamte Schweißprozess ist wie bei den beiden vorherigen Reihen an einer Rohrprobe exemplarisch gemessen worden und im Anhang in elektronischer Form als Tabellen-datei zu finden.

4.4 CHARAKTERISIERUNG DER SCHWEISSNÄHTE

Nach der Herstellung der Schweißnähte folgt im nächsten Schritt die Nahtcharakterisierung. Diese soll zum einen die geforderte Nahtqualität gewährleisten und zum anderen dient sie als Grundlage für die Kerbspannungsberechnungen mittels FEM. Für die Berechnung der Kerbspannungen werden alle Abmessungen der Schweißnähte benötigt. Alle Schweißnähte im

Rahmen dieses Projektes sind mit einem Laserextensometer oberflächlich gescannt worden. Die ermittelten Abmessungen wie Flankenwinkel, Nahtbreite oder -höhe (vgl. Abbildung 4-23) sind für jede Probenreihe einer statistischen Auswertung unterzogen worden. Für die Berechnungen werden jeweils die Mittelwerte verwendet; über die statistische Auswertung lässt sich ein Bild aufzeigen, welches die Schweißqualität wiedergibt.

Die Nahtcharakterisierung erfolgt gemäß der geltenden Normung DIN EN ISO 6520-1. Hier sind geometrische Unregelmäßigkeiten definiert, die als Schweißnahtfehler auftreten können. Es gilt sowohl Schweißnahtfehler wie Poreneinschlüsse, Einbrandkerben und unzulässige Nahtabmessungen wie zu breite Schweißnähte und unzulässige Nahtüberhöhungen zu vermeiden, als auch Fremdstoffeinschlüsse und Poren, sowie Endkraterbildung und Endkraterisse auszuschließen. Ebenso sind Kantenversatz und Winkelverzug, als mögliche aus dem Schweißprozess resultierenden Fehler zu ermitteln und auf ein Minimum zu begrenzen (Abbildung 4-23).

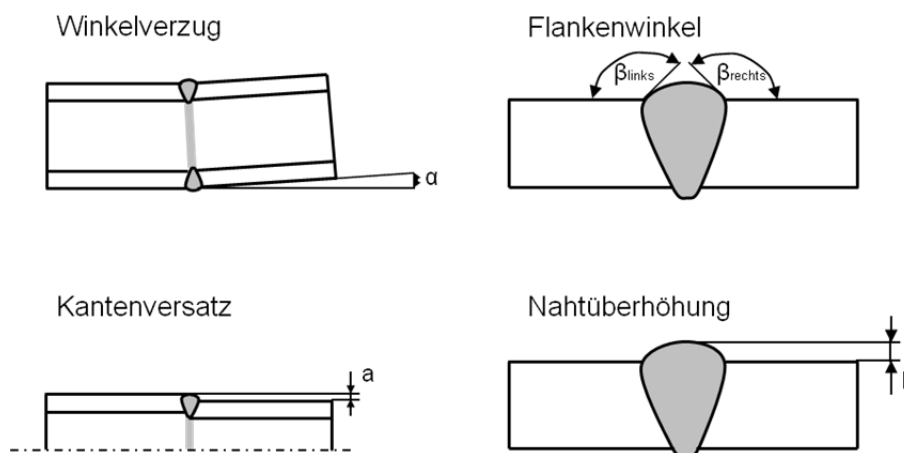


ABBILDUNG 4-23: GEOMETRISCHE PARAMETER EINER SCHWEISSUNG

Als Abmessungen der Schweißnähte sind die geometrischen Abmessungen der fertig geschweißten Probekörper, welche durch die Schweißungen beeinträchtigt werden zu verstehen. Gemessen werden diese mit Hilfe der Lasertriangulation. Die nicht zugänglichen Bereiche, wie z.B. die Länge der Wurzelkerbe oder bei den Rohrverbindungen die Wurzelabmessungen, werden anhand metallographischer Schliffe ergänzt.

4.4.1 ÜBERLAPPVERBINDUNG

In der Charakterisierung der Schweißnähte werden Daten über die Winkelverzüge, die Nahtgeometrie und metallographischen Details der Schweißnaht gesammelt. Die finale Schweißnaht muss geringe Poren und zudem einen geringen Winkelverzug aufweisen, um zusätzliche Biegemomente bei der Prüfung zu vermeiden. Die Naht sollte gleichmäßig sein und eine Nahtüberhöhung besitzen. Der Einbrand sollte über den ganzen Querschnitt der Schweißnaht verlaufen. Der Nahtanstiegswinkel und der Nahtübergang sollten möglichst flach ausfallen. Winkelverzug und Nahtgeometrie wurden mit einem Laserextensometer ermittelt. Beispielhaft ist dies in

Tabelle 4-11 aufgeführt für die Stahl Überlappverbindungen mit Wurzelkerbe.

TABELLE 4-11: ABMESSUNGEN DER PROBEN, 3,0 MM ÜBERLAPPVERBINDUNG STAHL

Proben-Kategorie	Proben-nummer	Winkelverzug global [°]	Winkelverzug über Naht [°]	Nahtbreite in [mm]	Nahtüberhöhung [mm]	Nahtanstiegs-winkel [°]
E03	1	0,235	0,139			
	2	0,657	0,501	10,1	0,15	40
	3	0,843	0,616			
	4	1,200	1,000	10,1	0,16	47,1
	5	0,800	0,730			
E04	1	0,55	0,869			
	2	0,623	0,858			
	3	0,729	0,862			
	4	0,900	1,110			
	5	1,000	1,230	9,6	0,13	40,8
	6	0,750	0,992			
E05	1	0,400	0,744			
	2	0,630	0,828	9,61	0,1	39,7
	3	0,750	0,844			
	4	1,110	1,210			
	5	1,100	1,209			
	6	0,800	0,979	8,93	0	44,3
E06	1	0,580	0,600			
	2	0,720	0,665			
	3	0,820	0,707			
	4	1,000	0,918			
	5	0,990	0,972	10,5	0,09	38,9
	6	0,710	0,789			
	Mittelwert	0,74265	0,866079			
	Streuung	0,23951	0,239009			

Winkelverzug

Um den Winkelverzug der einzelnen Probenvarianten zu bestimmen wurde eine Abtaststrategie von einer Messstelle pro Millimeter gewählt. Die Messspurlänge beim Winkelverzug beträgt 160mm. Aufgrund von der Masse von Messstellen ist beim Winkelverzug der Faktor 1/mm gewählt. Alle dazwischen liegenden Werte können linear interpoliert werden. Bei den T-Stoßproben ist das Problem, dass der Messbereich in Z-Richtung nicht ausreichend für vollständige Aufnahme der T-Stoßgeometrie ist.

Bei der Lasertriangulation misst der Empfänger durch die Reflektion des Laserstrahls am Bauteil die Entfernung des Objektes zum Sender/Empfänger. Der Laser kann nur lineare Messreihen aufnehmen. Der Messbereich liegt bei $\Delta z = 5\text{mm}$. Verfahrenswege in X-, Y-, Z-Richtung sind durch ein Linearfahrwerk realisiert und in drei Achsbewegungen ausführbar, rotatorische Bewegungen sind nicht möglich. Der emittierte Laserstrahl wird von einem Infrarotaufnehmer aufgenommen. Je nach Phasenwinkel des Laserimpulses kann die Entfernung zum Bauteil bestimmt werden. Das Scanprogramm stellt die Messreihe der Abstände über der X-Achse auf. Das Ergebnis kann nach der Messung graphisch dargestellt werden. Des Weiteren wertet das Programm die Messdaten in einer graphischen Oberfläche aus. Durch anpassen zweier Sekanten auf der graphischen Oberfläche kann somit der globale Winkelverzug, der Winkelverzug über der Naht und über der Wurzel, die Nahtüberhöhung und der Nahtanstiegswinkel bestimmt. Der globale

Winkelverzug erfasst die Werte von Blech außerhalb der WEZ. Der Winkelverzug über der Naht wurde unterseitig und oberseitig direkt hinter der Schweißnaht gemessen. Bei beidseitig verschweißten Blechen liegt dieser Referenzbereich zwischen Naht und Wurzel.

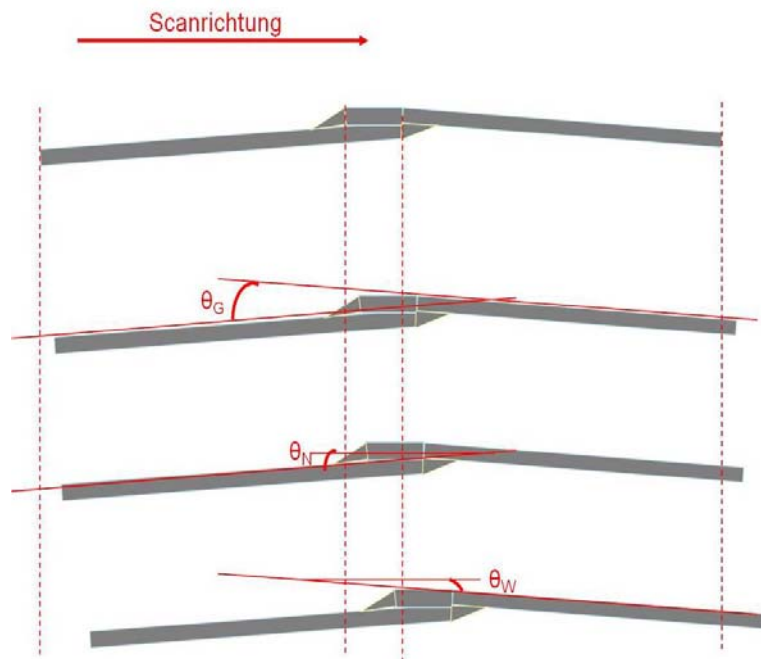


ABBILDUNG 4-24: DEFINITIONEN BEIM WINKELVERZUG

TABELLE 4-12: ERKLÄRUNG KÜRZEL MESSUNGEN WINKELVERZUG

Bezeichnung	Bedeutung
θ_G	Winkelverzug global [°]
θ_N	Winkelverzug über Naht [°]
θ_W	Winkelverzug über Wurzel [°]

Die Beziehung zwischen der Strecke Nahtwurzel und dem folgendem Blech wird durch den Winkelverzug über der Wurzel ausgedrückt. Dieser Winkel wurde nur bei den einseitig verschweißten Proben ermittelt. Der globale Winkelverzug und der Winkelverzug über der Naht addieren sich zum Winkelverzug über der Wurzel.

Der Kerbradius kann auch durch das Scanprogramm bestimmt werden, allerdings sucht sich das Programm die Lage der Kerben selber. Dadurch ist der genaue Kerbradius im kritischen Gebiet nicht 100% messbar.

Das Programm arbeitet mit zwei Sekanten. Durch die Höhendifferenz beider Sekanten wird die Nahtüberhöhung bestimmt, durch die Winkelverschiebung der beiden Sekanten zueinander kann der Winkel zwischen den Sekanten berechnet werden. Durch das Verschieben von Markern können zusätzlich Entfernungen in X-Richtung gemessen werden, zum Beispiel die Naht-

breite. Die Marker werden vom Programm automatisch auf die Messreihe gelegt und können auch manuell verschoben werden. Alle Daten werden von dem Programm automatisch bestimmt, können aber auch vom Bediener manuell korrigiert werden. Die vom Programm angenommenen Messbereiche bei der Auswertung, geben oftmals nicht die kritischen Bereiche der Schweißnaht wieder. Die Lagetoleranz der gemessenen Proben ist zu hoch, um anzunehmen, dass die Proben alle exakt vergleichbar sind. Somit ist festgelegt worden, dass die Referenz immer der Naht entspricht. Durch manuelle Eingabe der Bereiche auf der X-Achse werden die Sekanten auf den Graphen gelegt.

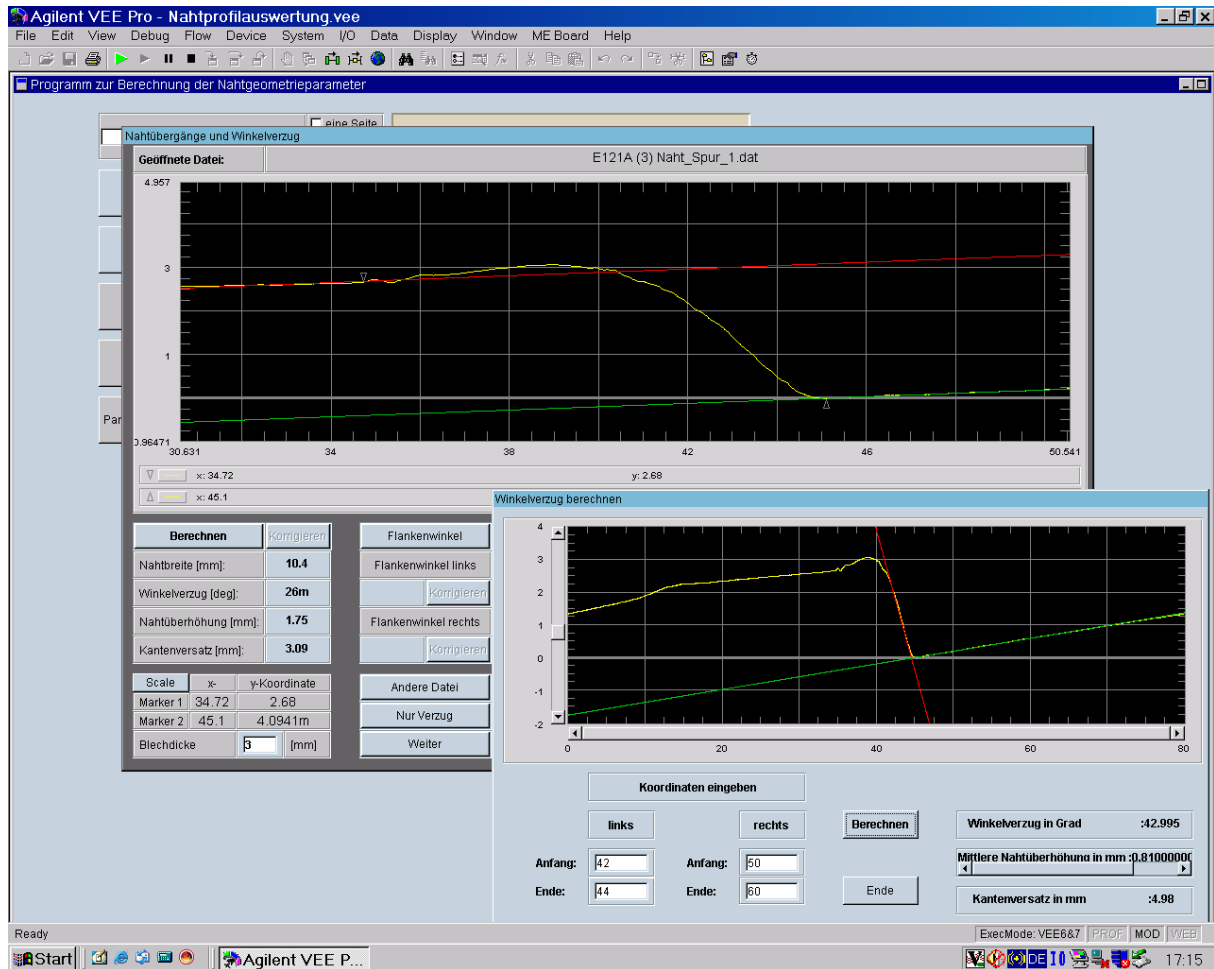


ABBILDUNG 4-25 AUSWERTUNG 3,0 mm STAHL ÜBERLAPPPROBEN NAHTANSTIEGSWINKEL

Aus den geschweißten Rohblechen der Überlappproben und T-Stöße werden die finalen Probenabmaße ausgesägt, dazu werden die Probenabmaße auf die Rohbleche aufgezeichnet. Die Überlappproben werden vor dem Aussägen aus dem Rohblech gemessen. Dazu werden Messspuren definiert, die im weiteren Bearbeitungsverlauf wieder benutzt werden, um die Messungen reproduzierbar und vergleichbar zu machen. Nach dem Aussägen der Probekörper werden die Proben ein zweites Mal gescannt. Sobald die Proben auf die Sollmaße der Dauerschwingversuche gefräst worden sind werden sie ein drittes Mal gescannt. Die Messspuren liegen dabei immer in der Mitte der finalen Proben. Diese Scanvorgänge ermöglichen es das Bauteilverhalten der einzelnen Proben aus den jeweiligen Rohblechabschnitten zu vergleichen.

Die aufgenommenen Messreihen werden für die weitere Auswertung in Excel importiert. Um die einzelnen Proben oder Messungen mit einander vergleichbar zu machen, werden Sie graphisch in einem Diagramm übereinander gelegt. Referenz dabei ist jeweils die Naht und der Messanfangspunkt. So können die Winkelverzugsänderungen (auch nach den einzelnen Prozessschritten) sichtbar gemacht werden.

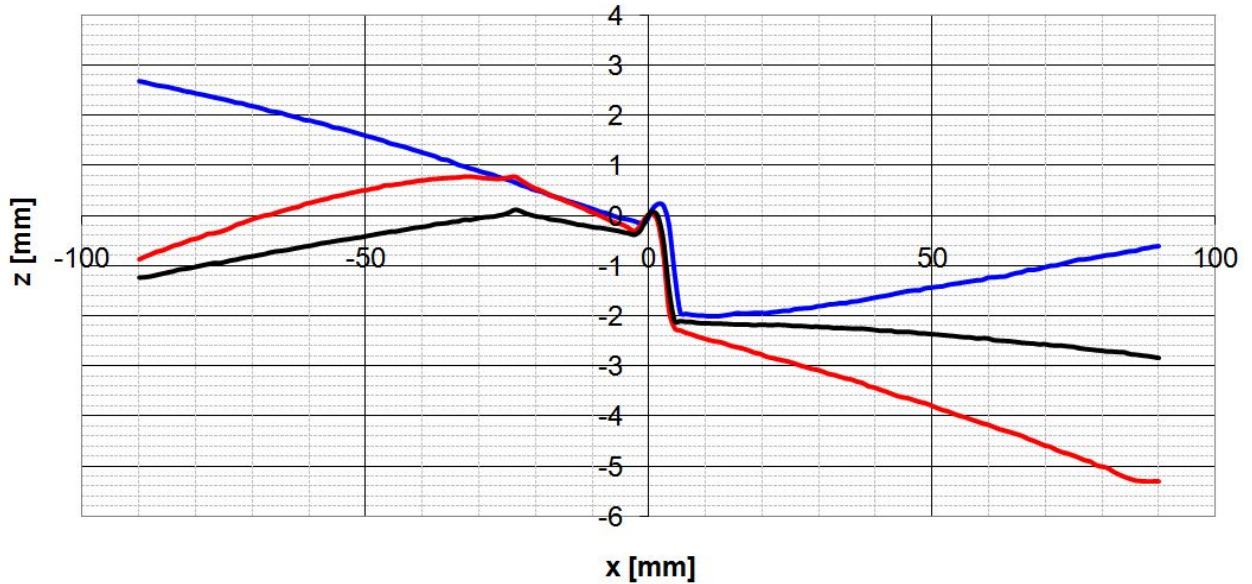


ABBILDUNG 4-26: VERÄNDERUNG WINKELVERZUG ÜBERLAPPPROBEN D12 1,5STAHL BEIDSEITIG GESCHWEISST, REIHENFOLGE: **BLAU** NACH DER A-NAHT, **ROT** NACH DER B-NAHT, SCHWARZ NACH DEM AUSSÄGEN AUS DEM VERSCHWEISSTEN ROHBLECH

4.4.2 T-STOSS

Es wurden Proben vom Anfang, aus der Mitte und dem Ende der jeweiligen Charge genommen, um die Unterschiede bei den Nähten zu kontrollieren (Abbildung 4-27).

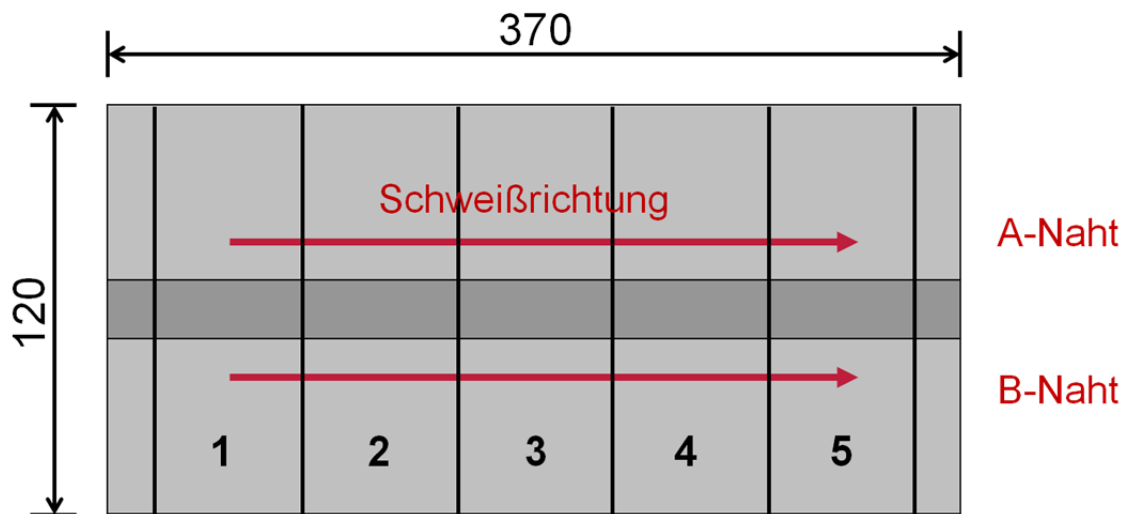


ABBILDUNG 4-27: ROHZUSCHNITT UND SCHWEISSRICHTUNG, PROBEN VOM ANFANG (1), MITTE (3), UND VOM ENDE (5)

4.4.2.1 MAKROSKOPISCHE NAHTCHARAKTERISIERUNG

Bei der makroskopischen Nahtcharakterisierung wird im Allgemeinen die Nahtoberfläche und die Nahtgeometrie betrachtet, vermessen und mit den Qualitätsbedingungen abgeglichen. Vor der makroskopischen Charakterisierung wird nach Anfertigen jeder Schweißnaht eine Qualitäts-sichtprüfung durchgeführt, bei der darauf geachtet wird, dass keine Oberflächenporen vorhanden sind, dass Einbrandkerben ausgeschlossen werden und bei beidseitig geschweißten T-Stößen, die Abmessungen beider Nähte in etwa gleich sind.

Nach der Probenherstellung erfolgt eine makroskopische Charakterisierung mittels Lasertriangulation, bei der die Schweißnähte vermessen werden. Bei diesem Vorgang werden geometrische Parameter, wie Nahtdiagonale, Schenkelbreite und -höhe, sowie Nahtanstiegs- und Schenkelwinkel gemessen (vgl. Abbildung 4-28). Wurzeltiefen und Nennmaße werden mit Schieblehren gemessen. Die geometrischen Werte dienen zudem zur Modellierung der Schweißnaht und Berechnung der Kerbspannungen.

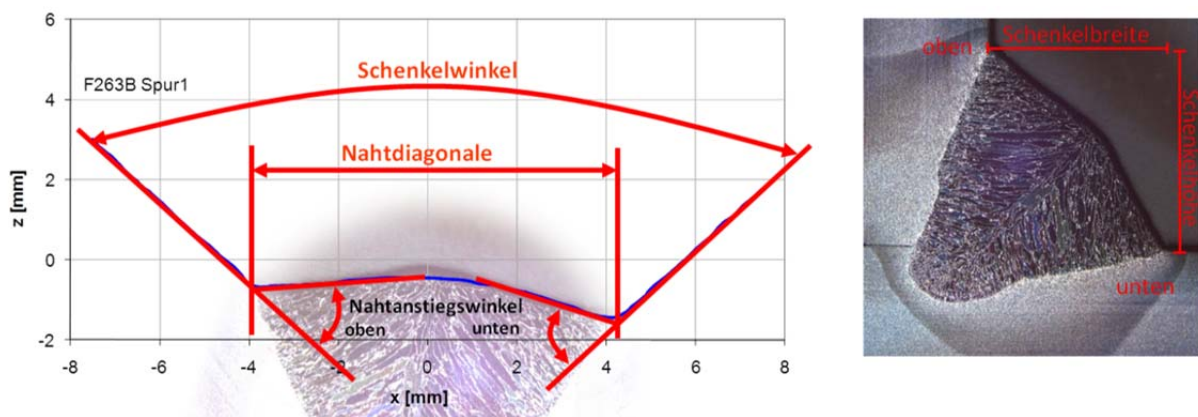


ABBILDUNG 4-28: NAHTGEOMETRIEPARAMETER

Die Lasertriangulation ist eine Abstandsmessung durch Winkelberechnung, bei der ein Sensor einen Laserstrahl auf die zu vermessende Schweißnaht fokussiert. Der reflektierte Strahl trifft abhängig von der Entfernung unter einem bestimmten Winkel auf ein Empfangselement. Die Berechnung des Abstandes vom Sensor zum Messobjekt erfolgt über die Position des reflektierten Lichtpunktes auf dem Empfangselement und der Distanz zum Sender. Ändert sich die Entfernung des Messobjektes vom Sensor, so ändert sich auch der Winkel, unter dem der Lichtpunkt auf das Empfangselement trifft. Über ein Linearfahrwerk lässt sich die Lasereinheit in X-, Y-, und Z-Richtung verfahren und mit Hilfe eines Auswertprogrammes kann ein 2D-Abbild der Schweißnaht erstellt werden. Das Verfahren ist jedoch nur für geringe Entfernungen geeignet, sodass der der Sender aufgrund der Sensitivität vom Abstand zwischen Sender und Empfänger relativ nahe am Messobjekt sein muss.

Die Proben wurden in einen Schraubstock unter 45° Winkel eingelegt (Abbildung 4-29) und je Schweißnaht drei Messspuren in einem Abstand von 12,5 mm gemessen (Abbildung 4-30).

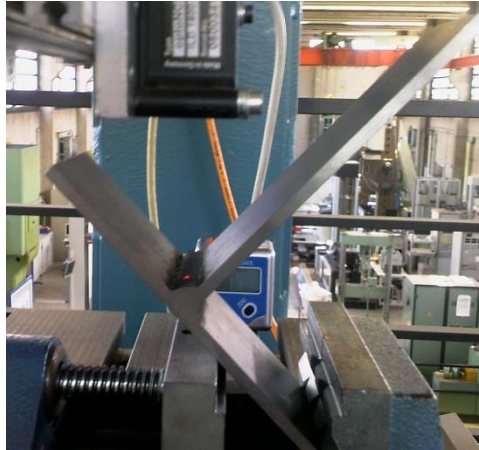


ABBILDUNG 4-29: VERMESSUNG EINES T-STOSSES

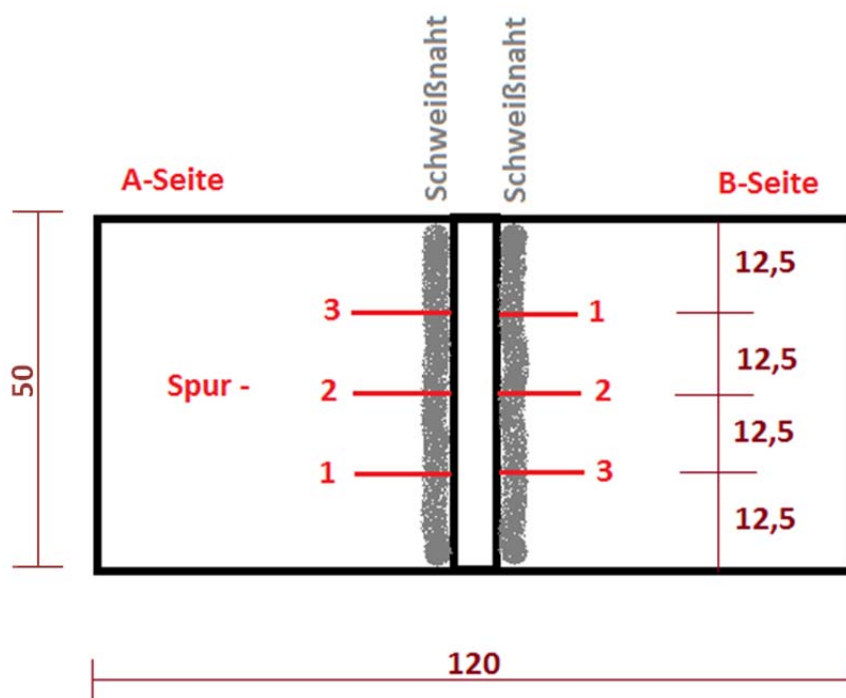


ABBILDUNG 4-30: MESSSPUREN AUF DER PROBE, DRAUFSICHT

Wie oben schon beschrieben, wurden an Proben aus mehreren Chargen Messungen durchgeführt. Eine Charge besteht aus fünf Proben, wobei die erste Probe einer jeweiligen Charge den Anfang der Schweißnähte darstellt. Es wurden Proben vom Anfang, aus der Mitte und dem Ende einer Charge untersucht.

Bei den einseitig geschweißten Proben wurden folgende Werte aufgenommen:

TABELLE 4-13: PROBEN MIT WURZELKERBE, MITTELWERTE AUS ALLEN PROBEN

	Winkel [°]	Naht- breite [mm]	Nahtan- stiegswinkel oben [°]	Nahtan- stiegswinkel unten [°]	Schekel- breite [mm]	Schekel- höhe [mm]
MW	90,26	8,62	53,43	58,57	5,45	6,56
STABW	0,06	0,05	0,26	0,43	0,01	0,02
Max	91,43	9,02	59,58	66,21	5,94	6,99
Min	89,55	8,36	49,01	50,65	5,00	5,93

Aus den Messungen ist zu erkennen, dass die Nähte bei den einseitig geschweißten Proben am Anfang am größten sind, in der Mitte schmaler und gegen Ende wieder dicker werden. Der obere Nahtanstiegswinkel wird mit fortschreitendem Nahtverlauf immer größer, wo hingegen der untere Nahtanstiegswinkel am Anfang klein ist und zur Mitte hin zunehmend größer wird, jedoch konstant bleibt bis zum Ende (vollständige Tabelle im Anhang). Bei den beidseitig geschweißten Proben muss unterschieden werden zwischen der ersten Naht und der zweiten, welche als A-Naht und B-Naht bezeichnet wurden.

Folgende Werte wurden für die beidseitig geschweißten Proben ermittelt:

TABELLE 4-14: BEIDSEITIG GESCHWEISSTE PROBEN, GEMITTELT AUS ALLEN UNTERSUCHUNGEN

	Winkel [°]		Nahtbreite [mm]		Nahtanstiegswinkel oben [°]		Nahtanstiegswinkel unten [°]		Schenkelbreite [mm]		Schenkelhöhe [mm]	
	A	B	A	B	A	B	A	B	A	B	A	B
MW	90,84	90,79	7,63	8,67	50,88	50,15	61,79	61,90	4,38	5,25	6,25	6,85
STABW	0,04	0,03	0,01	0,05	0,64	0,28	0,56	3,74	0,02	0,02	0,02	0,07
Max	91,30	91,98	8,24	9,04	63,93	58,24	71,94	81,80	4,96	5,83	6,88	7,54
Min	90,54	90,12	6,90	7,92	43,54	44,28	55,47	52,75	3,81	4,86	5,39	6,21

Bei den beidseitig geschweißten Proben ist zu erkennen, dass Naht A kleiner ist als Naht B. Die A-Naht ist in der Mitte am größten und wird gegen Ende wieder schmaler. Der obere Nahtanstiegswinkel der A-Naht wird mit fortschreitender Naht immer größer und der untere Nahtanstiegswinkel wird zur Mitte zunehmend größer und bleibt in etwa konstant bis zum Ende. Die B-Naht ist in der Mitte am schmalsten und wird gegen Ende wieder groß. Der obere Nahtanstiegswinkel der B-Naht wird mit fortschreitendem Verlauf immer größer, wo hingegen der untere Nahtanstiegswinkel in etwa konstant bis zum Ende bleibt.

Die Wurzeltiefen der einseitig geschweißten T-Stöße wurden mit Hilfe einer Schieb-lehre an bereits geprüften Proben gemessen. Dabei wurde der Abstand von der Blechoberfläche bis zur Bruchfläche gemessen und anhand des gemessenen Wertes die Wurzeltiefe berechnet. Je Probe wurden auch in diesem Fall drei Messungen mit einem Abstand von 12,5 mm vorgenommen. Tabelle 4-15 zeigt den gemittelten Wert aus allen Messungen. Die vollständige Tabelle befindet sich im Anhang.

TABELLE 4-15: WURZELTIEFE BEI EINSEITIG GESCHWEISSTEN PROBEN, GEMITTELTER WERT AUS ALLEN MESSUNGEN

	Mittelwert [mm]	Min [mm]	Max [mm]	STABW [mm]
Wurzeltiefe	1,94	1,34	2,83	0,13

Das Nennmaß der einseitig, sowie beidseitig geschweißten Proben wurde stichprobenartig mit einer Nennmaßlehre gemessen. Es wurden wieder pro Probe 3 Messungen vorgenommen. Die gemittelten Werte für die einseitig geschweißten Proben sind der Tabelle 4-16 und die gemittelten Werte für die beidseitig geschweißten Proben der Tabelle 4-17 zu entnehmen.

TABELLE 4-16: NENNMASS BEI EINSEITIG GESCHWEISSTEN PROBEN, GEMITTELTER WERT AUS ALLEN MESSUNGEN

	Mittelwert [mm]	Min [mm]	Max [mm]	STABW [mm]
Nennmaß a	4,53	4,20	4,70	0,07

TABELLE 4-17: NENNMASS BEI BEIDSEITIG GESCHWEISSTEN PROBEN, GEMITTELTER WERT AUS ALLE MESSUNGEN

	Mittelwert [mm]		Min [mm]		Max [mm]		STABW [mm]	
	A	B	A	B	A	B	A	B
Nennmaß a	3,78	4,46	3,20	4,10	4,20	4,80	0,06	0,06

In Abbildung 4-31 sind alle wichtigen gemittelten Geometriewerte der Nähte der einseitig und beidseitig geschweißten T-Stöße in einer Skizze zusammengefasst. Diese Werte bilden die Grundlage für die Modellierung der Schweißnähte der T-Stöße. Die erstellten Modelle werden später für die FE-Berechnungen der Kerbspannungen benötigt.

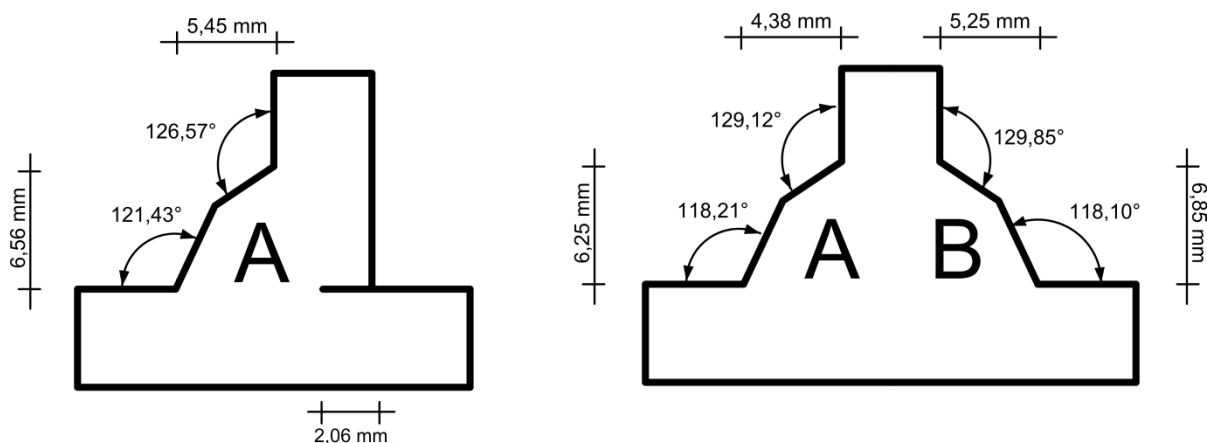


ABBILDUNG 4-31: GEMITTELTE NAHTGEOMETRIEWERTE DER EINSEITIG UND BEIDSEITIG GESCHWEISSTEN T-STÖSSE

4.4.2.2 MIKROSKOPISCHE NAHTCHARAKTERISIERUNG

Nach der makroskopischen Charakterisierung wurden einige ausgewählte Proben für die mikroskopische Charakterisierung in Form von metallografischen Schliffbildern und Gefügeanalysen vorbereitet. Außerdem wurde eine UCI Härteprüfung an den Proben durchgeführt, um Härteän-

derungen im Gefüge zu analysieren.

Die Metallografie ist die Lehre vom Gefügebau, in der mit Hilfe von mikroskopischen Verfahren das Gefüge metallischer Werkstoffe beschrieben wird. Die Metallografie dient dabei der Qualitätssicherung und Schadensfallanalytik. Die zu untersuchenden Proben durchlaufen dabei einen festgelegten Präparationsplan.

Da die Proben im Allgemeinen mit ihrer Abmessung von 120×120×50 mm zu groß sind, müssen sie für die Präparation zurecht gesägt werden. Dabei ist eine zu starke Wärmebehandlung oder Formänderung zu vermeiden. Für die Schliffherstellung werden die ausgesägten Proben eingebettet, wobei zwischen zwei Einbettverfahren unterscheiden werden kann, der Kalt- und der Warmeinbettung. Für die untersuchten Proben wurde das Verfahren der Kalteinbettung gewählt, da dieses Verfahren geringere Kosten und eine schnellere Anwendbarkeit mit sich bringt. Beim Kalteinbetten werden zwei Komponenten, ein Kunststoffpulver und eine Flüssigkeit, in einem bestimmten Mischungsverhältnis gemischt und über die Proben gegossen. Nach kurzer Zeit härtet die Flüssigkeit aus und die eingebetteten Proben können nun geschliffen werden. Das Schleifen dient dabei dem Abtragen von Unebenheiten und der Vorbereitung für das Polieren. Der Schleifvorgang erfolgt dabei in mehreren Schritten, bei denen Schleifpapier von grober bis sehr feiner Körnung verwendet wird. Nach dem Schleifen wird die zu untersuchende Oberfläche mit einer Diamantsuspension poliert, bei der die letzten feinen Unebenheiten abgetragen werden. Nach jedem Wechsel des Schleifpapiers und nach dem Polieren muss die Probe gründlich unter fließendem Wasser gereinigt und nachträglich mit Alkohol abgespült werden. Zum Trocknen wird meist ein Warmluftfön verwendet, bei dem der Alkohol ohne Flecken und Streifen zu hinterlassen abtrocknet. Im letzten Präparationsschritt wird die zu untersuchende Oberfläche der Schliffprobe geätzt. Je nach Werkstoff und Größe werden unterschiedliche Ätzmittel verwendet. Für die Schliffbilder der Stahl T-Stoßproben wurde Nital, eine Mischung aus Ethanol und konzentrierter Salpetersäure, zum Ätzen benutzt.

In Abbildung 4-32 und Abbildung 4-33 sind repräsentativ Schliffbilder der Schweißnähte vom Anfang, Mitte und Ende von den einseitig und beidseitig geschweißten Proben zu sehen. Es ist erkennbar, dass bei allen Schliffbildern keine Poren zu erkennen sind und ein Einbrandverlust an den Nahtübergängen nicht vorhanden ist. Außerdem ist zu erkennen, dass keine Verunreinigungen oder Einschlüsse vorhanden sind. Bei den einseitig geschweißten Proben ist außerdem erkennbar, dass die Schweißnaht bis mindestens zur Blechmitte reicht, welches die Messungen mit der Schieblehre bestätigen (Tabelle 4-15). Bei den beidseitig geschweißten T-Stößen kann außerdem festgestellt werden, dass beide Schweißnähte ineinander übergehen, welches die Bedingung der Probenvariante ohne Nahtwurzel erfüllt. Aufgrund der Reproduzierbarkeit der Schweißnähte, der Erfüllung der Schweißnorm und nicht erkennbare Fehler kann von einer hohen Schweißnahtqualität ausgegangen werden.

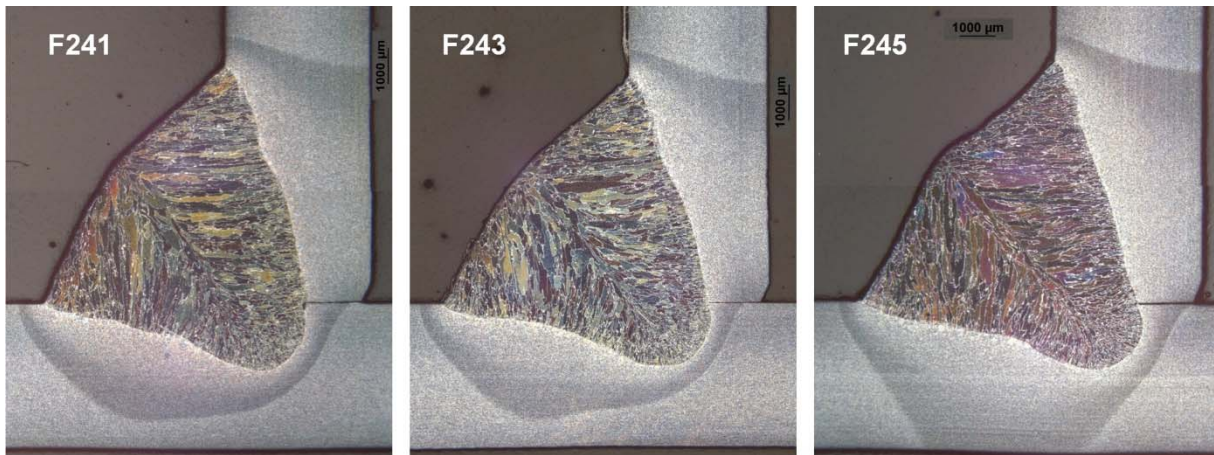


ABBILDUNG 4-32: SCHLIFFBILDER DER NÄHTE EINES EINSEITIG GESCHWEISSTEN T-STOSSES



ABBILDUNG 4-33: SCHLIFFBILDER DER NÄHTE EINES BEIDSEITIG GESCHWEISSTEN T-STOSSES

Zusätzlich neben den Schlibfbildern wurden auch UCI Härtemessungen an den Proben durchgeführt, um die Härteänderungen sichtbar zu machen. In Abbildung 4-34 und Abbildung 4-35 sind die Härtemessungen grafisch dargestellt. Dabei ist zu erkennen, dass die einseitig geschweißte Naht einen Härtewert von 200 HV und die beidseitig geschweißten Nähte einen Wert von 200 HV hat. Außerdem ist anzumerken, dass nur geringfügige Härteunterschiede innerhalb der Schweißnähte auftreten. Außerdem ist eine Oberflächenaufhärtung der Schweißnaht zu beobachten. Die Grundwerkstoffhärte der einseitig geschweißten Probe beträgt 140 HV und die der beidseitig geschweißten Naht ebenfalls 140 HV.

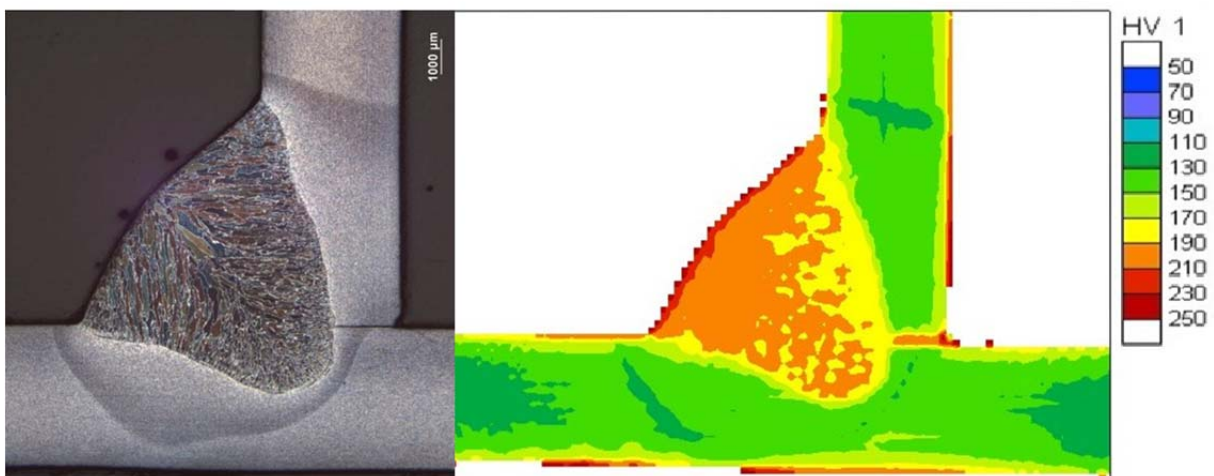


ABBILDUNG 4-34: SCHLIFFBILD UND UCI HÄRTEMESSUNG AN DER PROBE F242

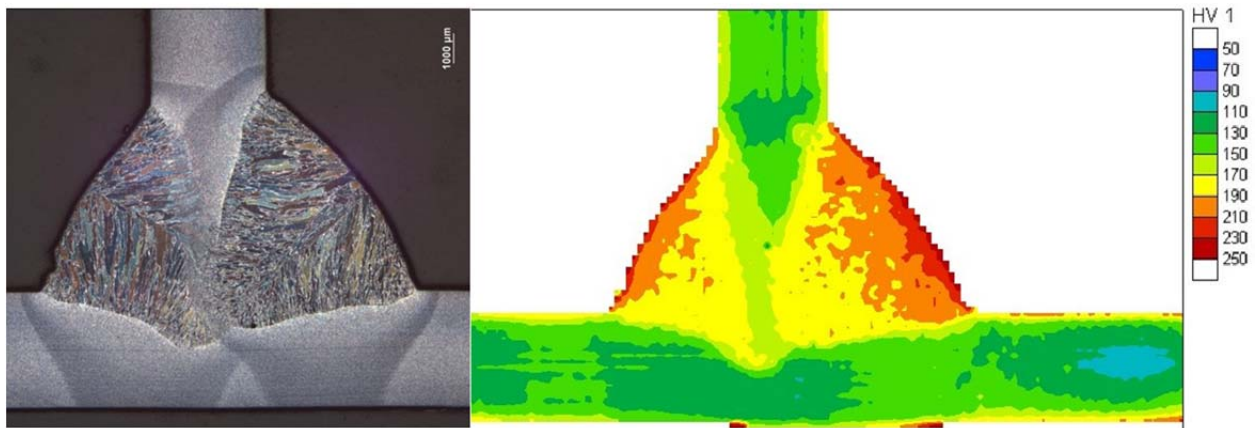


ABBILDUNG 4-35: SCHLIFFBILD UND UCI HÄRTEMESSUNG AN DER PROBE F272

Außerdem wurden auch Gefügebilder gemacht sowie eine Korngrößenanalyse von den Proben F243 und F333 durchgeführt.

Im obersten Bild der Abbildung 4-36 ist das Schlibbild der Probe F243 zu erkennen, aus dem mehrere Gefügebilder entnommen wurden. Zum einen wurden Gefügebilder vom Schweißgefüge (a), vom Grundwerkstoff (b) und von der Wärmeeinflusszone (c und d) gemacht. Im Gefügebild a) der Abbildung 4-36 sind Ferrit-Mischkristalle und Zwischenstufen zu erkennen. Im Gefügebild b) vom Grundwerkstoff sind Ferrite sowie Perlite zu erkennen. Das Bild c) zeigt ein Gefügebild von der Wärmeeinflusszone in der Feinkornzone. Es sind hier wieder Ferritphasen mit Zwischenstufen zu beobachten. Bild d) zeigt die Grobkornzone der Wärmeeinflusszone. Auch hier sind wieder Zwischenstufen zu sehen, jedoch herrscht hier ein geringerer Anteil an Ferrit.

Abbildung 4-37 zeigt das Bild zur Korngrößenanalyse mittels des planimetrischen Verfahrens. Bei diesem Messverfahren wird die Korngröße über die Fläche der Körner errechnet. Dabei ist es wichtig eine lichtmikroskopische Aufnahme des Gefüges zu erstellen, bei dem die Korngrenzen geschlossen sind. Die Aufnahme muss der Norm ASTM E112 entsprechen. Nach der Aufnahme werden die Korngrenzen über eine Software rekonstruiert und statistisch gemittelt. Bei der Korngrößenanalyse wurde eine lichtmikroskopische Aufnahme vom Grundwerkstoff verwendet, bei der die ermittelte Korngröße im Durchschnitt $12,54 \mu\text{m}$ beträgt.

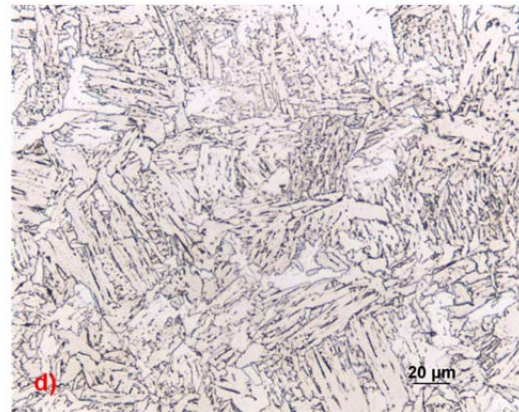
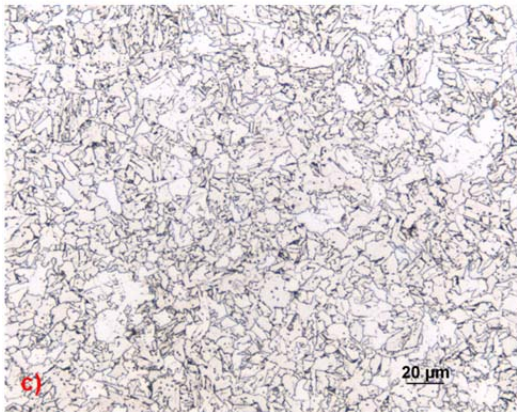
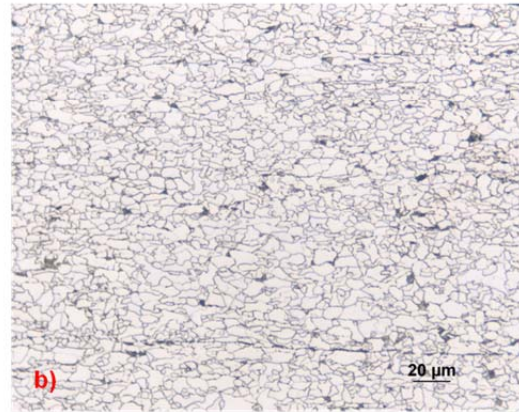
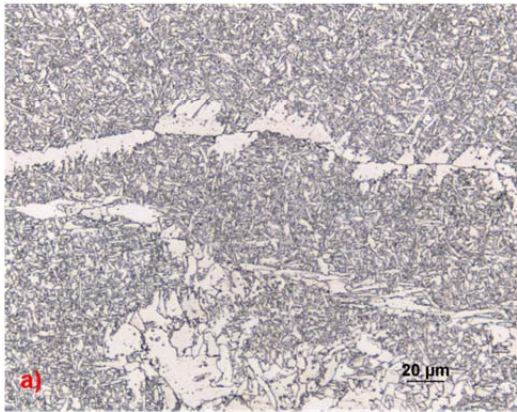
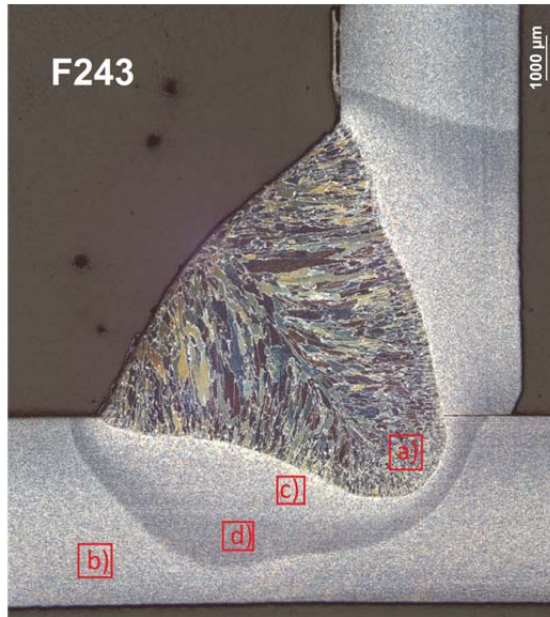


ABBILDUNG 4-36: GEFÜGEBILDER DER PROBE F243; A) SCHWEISSGEFÜGE, B) GRUNDWERKSTOFF, C) WEZ FEINKORNZONE, D) WEZ GROBKORNZONE

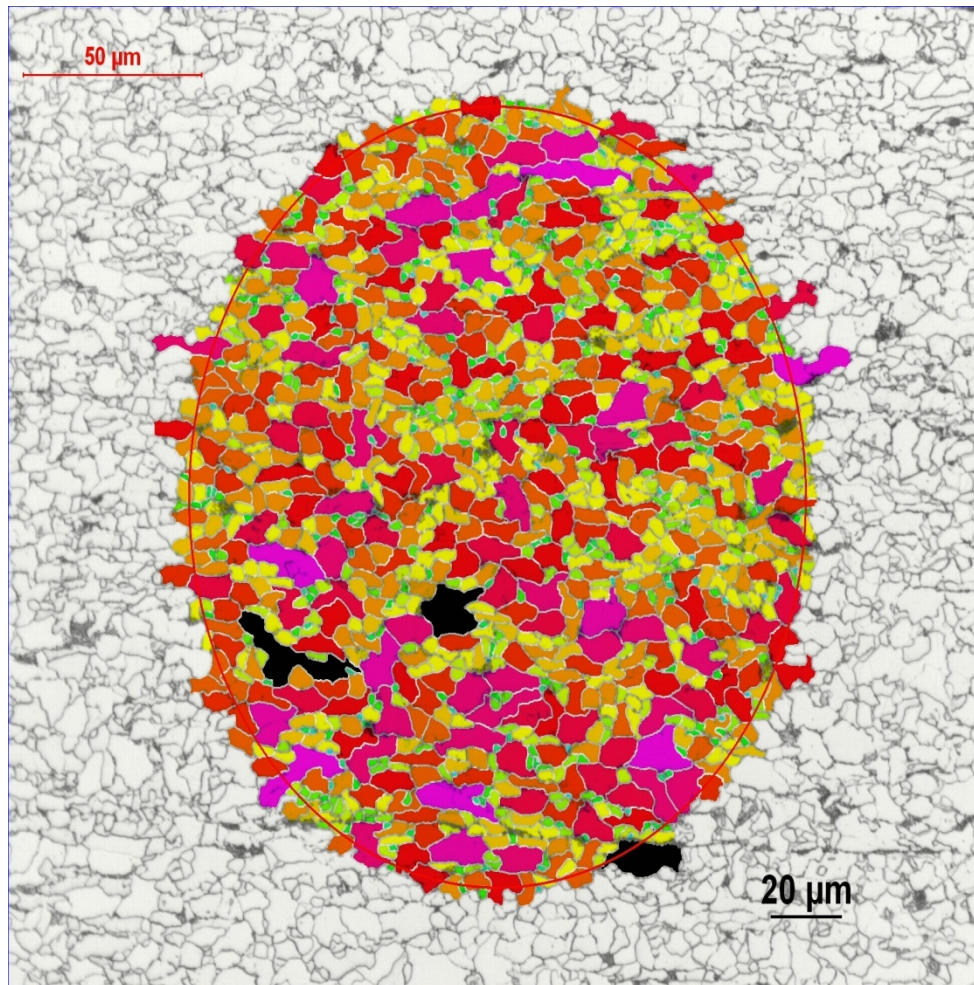


ABBILDUNG 4-37: KORNGRÖSSENANALYSE BEI DER PROBE F243

Bei den beidseitig geschweißten Proben wurden, wie für die einseitig geschweißten Proben in Abbildung 4-36 auch zu sehen, aus einer Probe mehrere Gefügebilder entnommen (Abbildung 4-38). Es wurden Bilder aus dem Schweißgefüge (a), dem Grundwerkstoff (b) und der Wärmeinflusszone (c und d) gemacht. Wie in Abbildung 4-36 sind auch bei der beidseitig geschweißten Variante Ferrit-Mischkristalle und einige Zwischenstufen (a) im Schweißgefüge zu sehen. Das Bild vom Grundwerkstoff weist die gleichen Phasen auf und des Weiteren ist auch die Wärmeinflusszone vom Gefüge ähnlich wie bei den einseitig geschweißten T-Stößen.

Die Korngrößenanalyse ergab eine mittlere Korngröße von $12,34 \mu m$ (Abbildung 4-39).

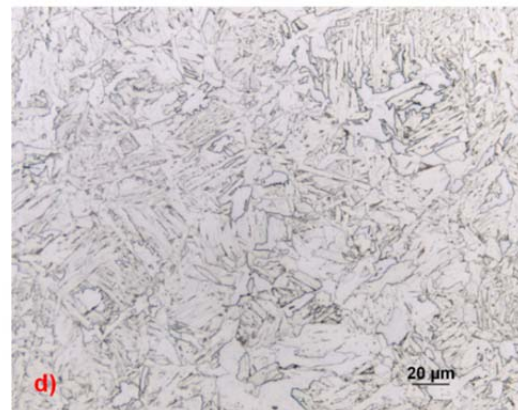
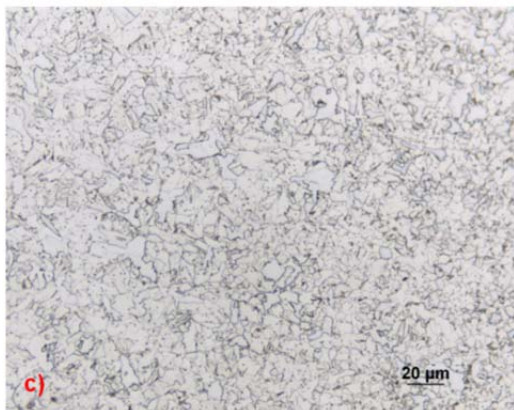
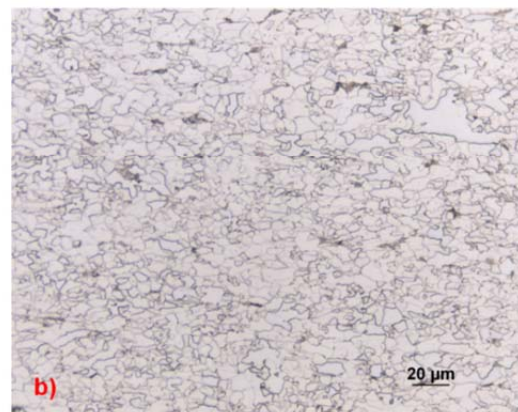
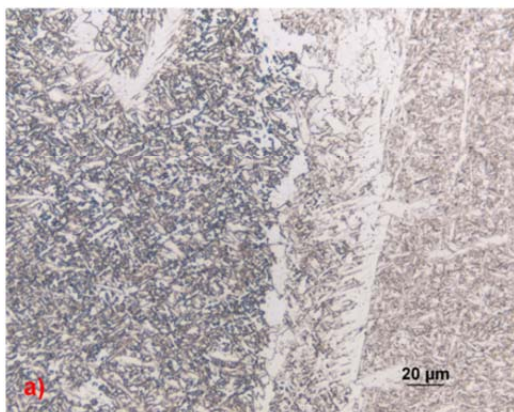
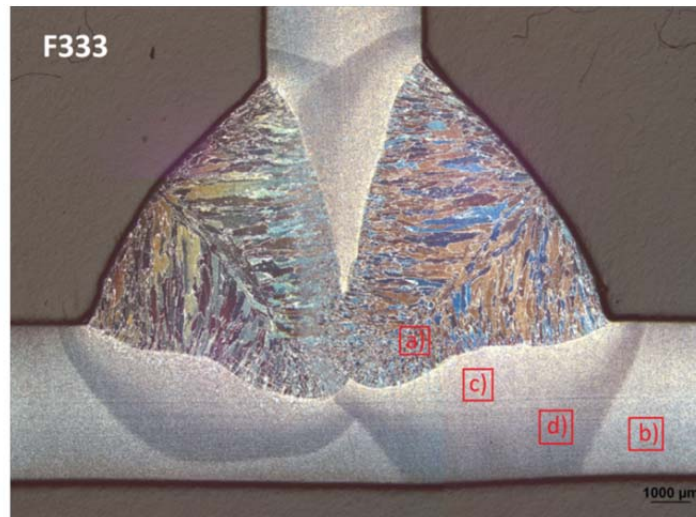


ABBILDUNG 4-38: GEFÜGEBILDER DER PROBE F333; A) SCHWEISSGEFÜGE, B) GRUNDWERKSTOFF, C) WEZ FEINKORNZONE, D) WEZ GROBKORNZONE

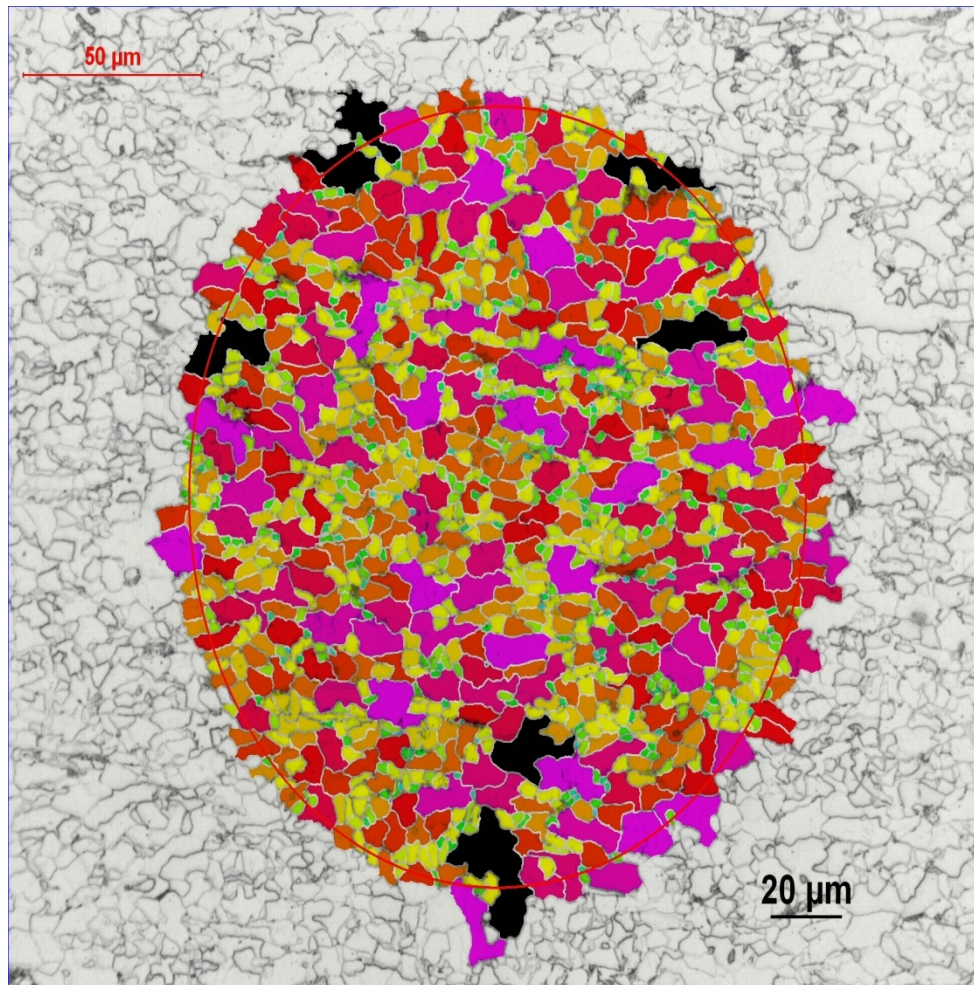


ABBILDUNG 4-39: KORNGRÖßENANALYSE DER PROBE F333

4.4.3 DOPPELROHRPROBE STAHL

Für die Ermittlung der Schweißnaht- und Rohrgeometrie kam eine Messvorrichtung mit einem per Linearfahrwerk positionierbaren Laser-Wegsensor zum Einsatz, welcher mittels Triangulationsverfahren funktioniert.

Für die zweidimensionale Erfassung der Probenabmessungen wurde der vom Lasersensor sichtbar projizierte Punkt auf der Probenoberfläche mittig zum Durchmesser über die gesamte Rohrprobenlänge gefahren. Diese Messspur wurde für jede Rohrprobe an drei unterschiedlichen Stellen, d.h. an Nahtanfang, Nahtmitte und Nahtende aufgenommen. Zur Veranschaulichung ist dies in Abbildung 4-40 dargestellt.

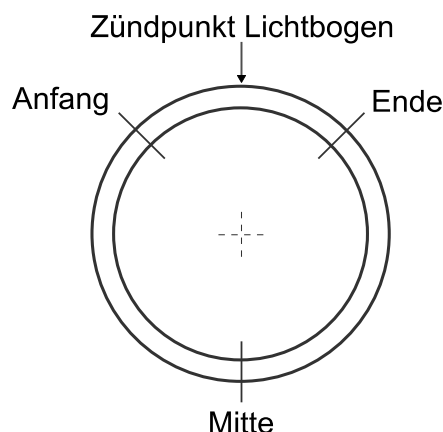


ABBILDUNG 4-40: MESSPOSITIONEN

Die Daten des Laser-Sensors wurden in einem institutseigenen Auswertungsprogramm manuell am Computer zu nutzbaren Geometriewerten weiterverarbeitet. Auf diese Weise konnten sechs verschiedene Parameter ermittelt werden. Darunter fallen einerseits Nahtbreite, Nahtüberhöhung und die Flankenwinkel links- und rechtsseitig der Naht. Andererseits gehören Kantenversatz und Winkelverzug zu den erhobenen Daten.

Die Auswirkung von inhomogenen Werkstoffeigenschaften innerhalb der Schweißnaht kann eine verminderte Schwingfestigkeit sein, welche daher berücksichtigt werden müssen. Daher wurden stichprobenartig von jeder Probenreihe Schiffe der Schweißnaht gemacht, um die Abmessungen der Wurzelnaht, bzw. der Wurzelkerbe zu bestimmen. Darüber hinaus soll eine Härtemessung Aufschluss über die durch den Schweißvorgang induzierten Veränderungen in der Schweißnaht geben.

4.4.3.1 ABMESSUNGEN DER PROBEN OHNE WURZELKERBE

Für jede der drei gemessenen Spuren sind von allen ermittelten Geometrie-Werten jeweils der Minimal- und Maximalwert, sowie der Mittelwert und die dazugehörige Standardabweichung errechnet worden. Außerdem sind die Geometrie-Werte über die Schweißnaht gemittelt und aufgeführt worden. Diese Werte sind der Tabelle 4-18 zu entnehmen.

TABELLE 4-18: GEOMETRIEWERTE DER L-REIHE

Nahtanfang	Nahtgeometrie				Rohrgeometrie	
	Nahtbreite b (in mm)	Nahtüberh. h (in mm)	Flankenwinkel φ links (in °)	Flankenwinkel φ rechts (in °)	Kantenversatz (in mm)	Winkelverzug (in Grad)
Minimum	5,37	0,74	135,99	140,24	0,01	0,01
Maximum	6,92	1,23	154,42	164,09	0,20	0,74
Mittelwert	6,12	1,00	147,07	147,84	0,08	0,17
Stabw.	0,30	0,10	3,76	4,19	0,07	0,21
Nahtmitte	Nahtgeometrie				Rohrgeometrie	
	Nahtbreite b (in mm)	Nahtüberh. h (in mm)	Flankenwinkel φ links (in °)	Flankenwinkel φ rechts (in °)	Kantenversatz (in mm)	Winkelverzug (in Grad)
Minimum	4,97	0,82	130,96	137,11	0,00	0,00
Maximum	6,65	1,26	158,02	154,64	0,13	0,16
Mittelwert	6,12	1,02	146,42	146,09	0,07	0,06
Stabw.	0,33	0,11	4,15	3,85	0,04	0,06

Nahtende	Nahtgeometrie				Rohrgeometrie	
	Nahtbreite b (in mm)	Nahtüberh. h (in mm)	Flankenwinkel φ links (in °)	Flankenwinkel φ rechts (in °)	Kantenversatz (in mm)	Winkelverzug (in Grad)
Minimum	5,87	0,18	141,09	141,40	0,00	0,022
Maximum	7,30	1,12	174,80	171,64	0,22	0,231
Mittelwert	6,40	0,94	149,88	149,02	0,08	0,10
Stabw.	0,36	0,14	5,23	5,36	0,07	0,07

Über Schweißnaht gemittelt	Nahtgeometrie				Rohrgeometrie	
	Nahtbreite b (in mm)	Nahtüberh. h (in mm)	Flankenwinkel φ links (in °)	Flankenwinkel φ rechts (in °)	Kantenversatz (in mm)	Winkelverzug (in Grad)
Minimum	5,47	0,77	137,27	141,70	0,02	0,03
Maximum	6,70	1,18	155,19	155,36	0,14	0,29
Mittelwert	6,21	0,98	147,79	147,65	0,08	0,11
Stabw. (prozentual)	0,27 (4,35%)	0,08 (8,16%)	3,15 (2,13%)	3,07 (2,08%)	0,04 (50%)	0,08 (72,73%)

Bei Betrachtung der Werte für die Nahtgeometrie ist erkennbar, dass von Schweißbeginn zu Schweißende die mittlere Nahtbreite von 6,12 mm zu 6,4 mm leicht zunimmt, während die Nahtüberhöhung relativ konstant bei rund 1 mm bleibt. Die einzelnen Mittelwerte aller Flankenwinkel weichen maximal 4° voneinander ab, deren Standardabweichungen liegen zwischen minimal 3,76° und maximal 5,36° auf einem Niveau recht niedriger Streuung.

Die Werte der Nahtbreite streuen um gemittelt 0,27 mm, welches sich zum Teil mit dem recht un stetigen Drahtvorschub erklären lässt. Der gepulste Strom bewirkt zusammen mit der getakteten Drahtzufuhr ein Überlappen von einzelnen aufgeschmolzenen Bereichen, was zu einer Schuppung der Schweißnaht führt. In der Abbildung 4-41 ist ein fotografiertes Ausschnitt von den erstarrten Schweißpunkten, bzw. der fertigen Schweißnaht zu sehen.



ABBILDUNG 4-41: GESCHUPPTE SCHWEISSNAHT DER L-REIHE

Durch die nicht immer regelmäßige Schuppung (s. Markierung) entstand eine nicht gänzlich gerade Nahtflanke, wodurch die vom Laserpunkt erfasste Breite variierte und sich in den Werten niederschlug. Weiterhin kann die durchschnittliche Nahtbreite durch einen insgesamt toleranzbehafteten Schweißprozess variieren. Gleichmaßen bewirkt die Schuppung eine etwas un stetige Nahtüberhöhung, was aber aufgrund der geringen Höhendifferenz nur in einer sehr geringen Streuung resultieren kann. Die über die umlaufende Schweißnaht jedoch recht gleichmäßigen Geometriewerte bestätigen die in der Parameterfindung ermittelten Einstellungen für den Schweißvorgang.

Die Rohrgeometrie wurde durch den Kantenversatz und Winkerverzug nicht von allen, aber stichprobenartig von jeder fünften Probe charakterisiert. Der maximal gemessene Kantenversatz liegt bei 0,22 mm, der größte Winkerverzug bei 0,74°. Aufgrund der Zentrierung am Rohrinnern, wo durch die Toleranzen sehr unterschiedliche Innendurchmesser vorlagen, war ein geringerer Kanten- und Winkerverzug nicht realisierbar. Dennoch liegen die durchschnittlichen Werte von 0,08 mm für den Kantenversatz und 0,11° für den Winkerverzug in einem vertretbaren Rahmen und können bei der Modellierung vernachlässigt werden.

Die Wurzelgeometrie im Rohrinnern konnte nicht mit der lasergestützten Messeinrichtung gemessen werden und wurde daher nicht zerstörungsfrei an Schlibbildern an einer Probe exemplarisch durchgeführt. Dafür wurde eine Rohrprobe senkrecht zur Schweißnaht am Anfang, in der Mitte und am Ende aufgesägt. Die präparierten Makroschliffe sind in Abbildung 4-42 mit den Bemaßungen aufgereiht.

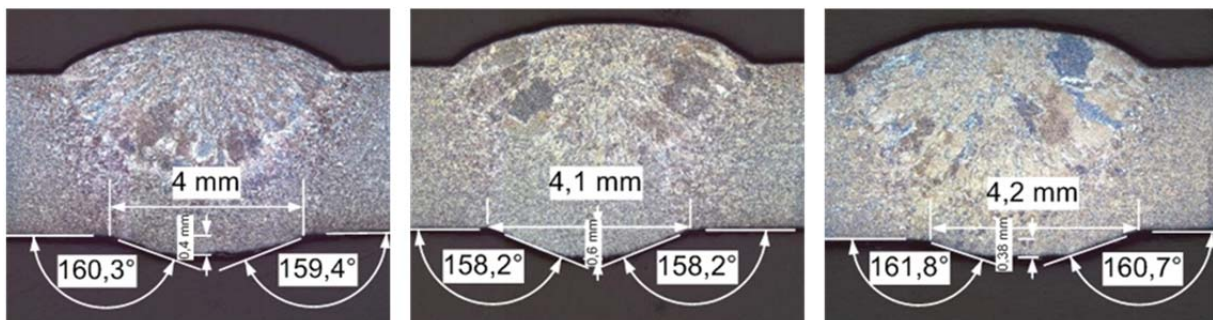


ABBILDUNG 4-42: WURZELGEOMETRIE AM NAHTANFANG (LINKS), IN DER NAHTMITTE (MITTE) UND AM NAHTENDE (RECHTS)

Die Wurzel ist über die komplette Schweißnaht deutlich genug ausgeprägt und wurde gegen Ende der Naht etwas breiter. Die Übergangswinkel sind der Wurzelprägung entsprechend flach und bilden somit keine spitzen Kerben. In Tabelle 4-19 sind die einzelnen Werte zur besseren Lesbarkeit zusammengefasst.

TABELLE 4-19: MESSWERTE DER WURZELGEOMETRIE

Position	Nahtbreite (in mm)	Nahtüberhöhung (in mm)	Flankenwinkel links (in °)	Flankenwinkel rechts (in °)
Nahtanfang	b = 4,00	h = 0,40	α links = 160,30	α rechts = 159,40
Nahtmitte	b = 4,10	h = 0,60	α links = 158,20	α rechts = 158,20
Nahtende	b = 4,20	h = 0,38	α links = 161,80	α rechts = 160,70

In der Abbildung 4-43 sind zusammen mit Tabelle 4-20 alle berechneten Mittelwerte aufgeführt, die für die Computer-Modellierung als ein Durchschnitts-Maß der Rohrproben aus der durchgeschweißten Reihe verwendet werden können. Die Daten sind über die Schweißnaht gemittelt und setzen sich aus allen gemessenen Rohrproben zusammen.

TABELLE 4-20: DURCHSCHNITTLICHE ABMESSUNGEN DER L-REIHE

Lage	Nahtbreite (in mm)	Nahtüberhöhung (in mm)	Flankenwinkel links (in °)	Flankenwinkel rechts (in °)
Decklage	b = 6,21	h = 0,98	φ links = 147,79	φ rechts = 147,65
Wurzel	a = 4,10	d = 0,46	α links = 160,10	α rechts = 159,40

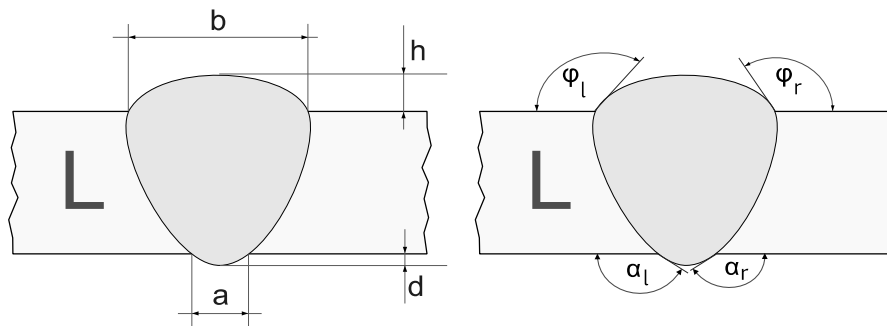


ABBILDUNG 4-43: BEMASSUNG DER L-REIHE

4.4.3.2 ABMESSUNGEN DER PROBEN MIT WURZELKERBE

Wie auch für die andere Probenreihe wurden alle gefertigten Rohrproben vermessen und von deren Werte sowohl Minimum und Maximum, als auch Mittelwert und Standardabweichung bestimmt. In der Tabelle 4-21 sind die errechneten Werte ebenfalls geordnet nach den drei Messpositionen und nach der gemittelten Variante einzusehen.

TABELLE 4-21: GEOMETRIEWERTE DER M-REIHE

Nahtanfang	Nahtgeometrie				Rohrgeometrie	
	Nahtbreite b (in mm)	Nahtüberh. h (in mm)	Flankenwinkel φ links (in °)	Flankenwinkel φ rechts (in °)	Kantenversatz (in mm)	Winkelverzug (in Grad)
Minimum	5,35	0,65	144,16	146,94	0,00	0,01
Maximum	6,62	0,99	158,10	160,40	0,15	0,20
Mittelwert	6,01	0,80	152,80	154,17	0,08	0,07
Standardabw.	0,24	0,06	3,36	3,31	0,05	0,06
Nahtmitte	Nahtgeometrie				Rohrgeometrie	
	Nahtbreite b (in mm)	Nahtüberh. h (in mm)	Flankenwinkel φ links (in °)	Flankenwinkel φ rechts (in °)	Kantenversatz (in mm)	Winkelverzug (in Grad)
Minimum	4,95	0,64	147,29	146,16	0,01	0,00
Maximum	6,60	0,93	160,69	160,95	0,22	0,26
Mittelwert	5,83	0,77	153,23	153,7	0,08	0,09
Standardabw.	0,26	0,07	2,9	2,95	0,06	0,08
Nahtende	Nahtgeometrie				Rohrgeometrie	
	Nahtbreite b (in mm)	Nahtüberh. h (in mm)	Flankenwinkel φ links (in °)	Flankenwinkel φ rechts (in °)	Kantenversatz (in mm)	Winkelverzug (in Grad)
Minimum	5,25	0,54	147,19	144,32	0,00	0,01
Maximum	6,97	0,93	160,62	163,84	0,19	0,25
Mittelwert	5,98	0,71	154,35	155,71	0,10	0,09
Standardabw.	0,35	0,08	3,52	3,93	0,06	0,07

Über Schweißnaht gemittelt	Nahtgeometrie				Rohrgeometrie	
	Nahtbreite b (in mm)	Nahtüberh. h (in mm)	Flankenwinkel φ links (in °)	Flankenwinkel φ rechts (in °)	Kantenversatz (in mm)	Winkelverzug (in Grad)
Minimum	5,27	0,66	148,52	146,51	0,01	0,02
Maximum	6,47	0,90	157,65	159,31	0,14	0,24
Mittelwert	5,94	0,76	153,46	154,52	0,09	0,08
Standardabw. (prozentual)	0,23 (3,87%)	0,06 (7,89%)	2,45 (1,6%)	2,65 (1,71%)	0,03 (33,34%)	0,05 (62,5%)

Die Nahtbreite fällt über die Schweißnaht gemittelt mit 5,94 mm etwas schmaler als bei der durchgeschweißten Reihe (6,21 mm) aus und ist zu Anfang und Ende mit rund 6 mm etwas breiter als in der Mitte mit 5,83 mm. Eine nicht ganz korrekte gestufte Erhöhung der Schweißgeschwindigkeit kann diese leichte Ungleichmäßigkeit als Ursache haben. Die mittlere Nahtüberhöhung nimmt dagegen von anfänglich 0,8 mm über 0,77 mm in der Mitte zum Ende hin mit 0,71 über den Schweißnahtverlauf kontinuierlich leicht ab. Die fortwährende Geschwindigkeitsanpassung des Schweißvorgangs hat somit den kompensierenden Effekt gegen einen Nahteinfall nicht ganz so gut wie in der anderen Reihe erbracht. Jedoch ist die Nahtüberhöhung am Ende noch ausreichend gegeben, um die Flankenwinkel etwa auf dem Niveau von Nahtanfang und Nahtmitte zu erhalten. Über die Naht gemittelt sind die Flankenwinkel der einlagig geschweißten Proben gegenüber den durchgeschweißten etwas flacher ausgeprägt, welches auch mit der geringeren Nahtüberhöhung übereinstimmt.

Die geometrischen Unregelmäßigkeiten der gesamten Rohrproben ähneln denen der zuvor behandelten bei Kanten- und Winkelversatz sehr, befinden sich also in einem Bereich geringen Ausmaßes. Daher können sie bei der Modellierung für eine quantitative Berücksichtigung außer Acht gelassen werden.

Zur Veranschaulichung ist auch von dieser Probenreihe eine Fotografie der Schweißnaht gemacht worden (Abbildung 4-44). Diese zeigt eine sehr gleichmäßige Schuppung auf, welche durch eine geringere und regelmäßigeren Einbringung von Zusatzmaterial zustande gekommen sein muss. Allerdings ist die fotografierte Probe nicht repräsentativ, da bei der Sichtkontrolle auch weniger gleichmäßig ausgeprägte Nahteigenschaften auftraten.



ABBILDUNG 4-44: GESCHUPPTE SCHWEISSNAHT DER M-REIHE

Die Bestimmung der Wurzelkerbe erfolgte wiederum über Makroschliffe und ist in Abbildung 4-45 dargestellt. In der DIN EN ISO 6520-1 ist die Unregelmäßigkeit als ungenügende Durchschweißung mit der Referenznummer 402 deklariert, die jedoch hier explizit gewollt ist. Die Tiefe der Kerbe war allerdings nicht immer eindeutig bestimmbar. Der Stumpfstoß lag teilweise so bündig aufeinander, dass kein offensichtlicher Nahtspalt bzw. der Punkt, ab der die Rohren-

den vom Grundwerkstoff aufgeschmolzen wurden, erkennbar war. Die eingetragenen Kerbtiefen sind demnach eher Mindestwerte, weil ein nicht sichtbarer weiterlaufender Spalt vorgelegen haben kann. Gegen Nahtende wurde die gemessene Wurzelkerbe geringer, was mit dem Wärmestau am Ende der Schweißnaht erklärt werden kann.

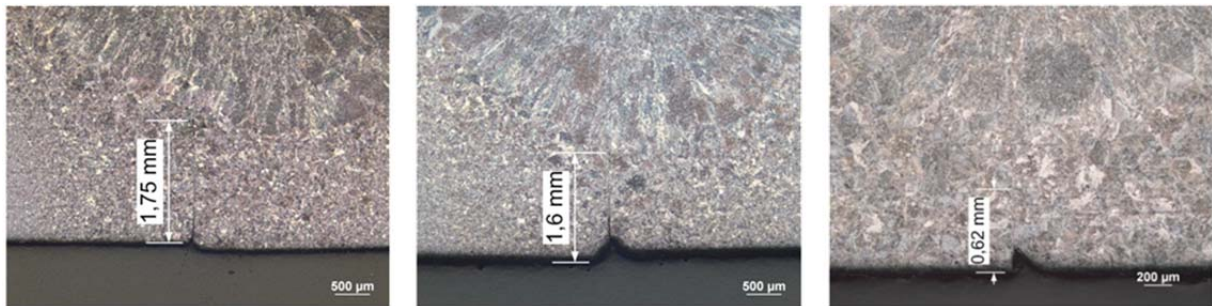


ABBILDUNG 4-45: KERBTIEFE AM NAHTANFANG (LINKS), IN DER NAHTMITTE (MITTE) UND AM NAHTENDE (RECHTS)

Für einen etwas aussagekräftigeren Wert wurde noch eine zweite Probe vermessen, jedoch nur in der Nahtmitte (Abbildung 4-46). Hier ist deutlich sichtbar, dass der Spalt viel stärker ausgebildet ist und eine Kerbe mit einer Tiefe von etwa 1,33 mm vorhanden ist. Die beiden Rohrstücke wurden beim Verbinden mit dem Zentrierer nicht komplett aufliegend verschweißt, oder haben sich durch den Verzug auseinander bewegt. Die zu erfüllende Wurzelkerbe konnte über den ganzen Schweißnahtverlauf nicht durchgängig gleichbleibend tief realisiert werden, ist aber auch bei den nicht vermessenen Proben durch eine Sichtkontrolle auf Vorhandensein überprüft worden.

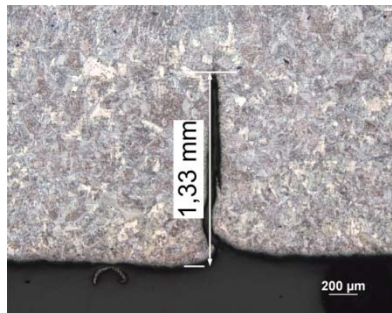


ABBILDUNG 4-46: KERBTIEFE DER VERGLEICHSPROBE

Die Tabelle 4-22 und Abbildung 4-47 fassen die berechneten Geometriewerte zusammen, welche über die Schweißnaht und alle gemessenen Probekörper gemittelt wurden.

TABELLE 4-22: DURCHSCHNITTLICHE ABMESSUNGEN DER M-REIHE

Lage	Nahtbreite (in mm)	Nahtüberhöhung (in mm)	Kerbtiefe (in mm)	Flankenwinkel links (in °)	Flankenwinkel rechts (in °)
Decklage	b = 5,94	h = 0,76	-	φ links = 153,46	φ rechts = 154,52
Wurzel	-	-	d = 1,33	-	-

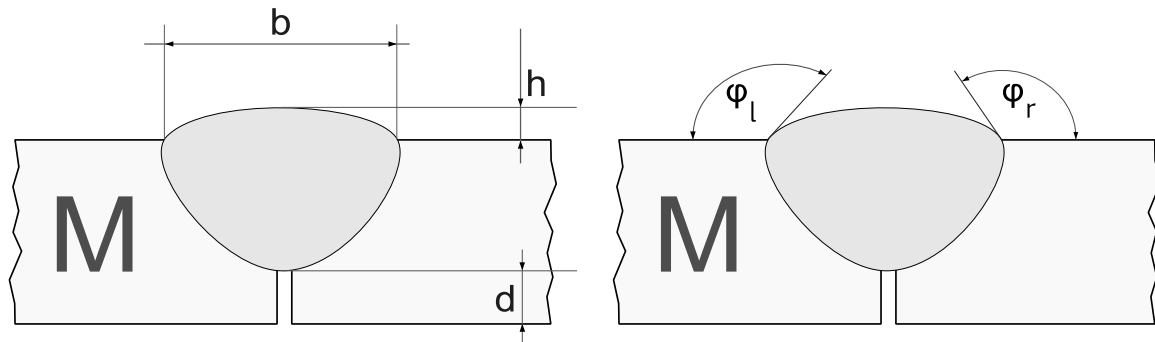


ABBILDUNG 4-47: BEMASSUNG DER M-REIHE

4.4.3.3 METALLOGRAPHISCHE ANALYSE

Strukturelle Unregelmäßigkeiten in der Schweißnaht werden in der DIN EN ISO 6520-1 in Risse, Hohlräume oder feste Einschlüsse eingeordnet. Für die Untersuchung auf diese Fehlstellen wurden die Makroschliffe aus Abbildung 4-48 jeweils aus der Schweißnahtmitte jeder Probenreihe zu Hilfe genommen. Dort sind in beiden Schliffen keine Risse in der Schweißnaht oder im Grundwerkstoff zu erkennen, was dafür spricht, dass beim Abkühlen keine rissfördernden Spannungen entstanden sind. Hohlräume in Form von Gaseinschlüssen, Poren oder Lunker sind ebenfalls nicht auffindbar, welche aber beim WIG-Schweißen von Stahl auch nicht typisch sind. Bindefehler, verlaufenes Schweißgut oder ungenügender Einbrand sind ebenso nicht feststellbar. Die gestrichelten Markierungen zeigen dunkle Bereiche in der Schweißnaht, welche eventuell von einer Ablösung der Wolframelektrode stammen können. Dies entspräche laut DIN EN ISO 6520-1 festen Einschlüssen von Fremdmaterial, allerdings ist eine inhomogene Ausscheidung von Teilchen, Oxideinschluss, oder eine ungleichmäßige Gefügebildung bei der Rekristallisation des Zusatzmaterials eine wahrscheinlichere Ursache. Die Schweißnahtqualität beider Nahtvarianten ist somit unproblematisch in Hinblick auf eine Herabsetzung der Ermüdungsfestigkeit, da keine strukturellen Kerben ausfindig gemacht werden konnten.

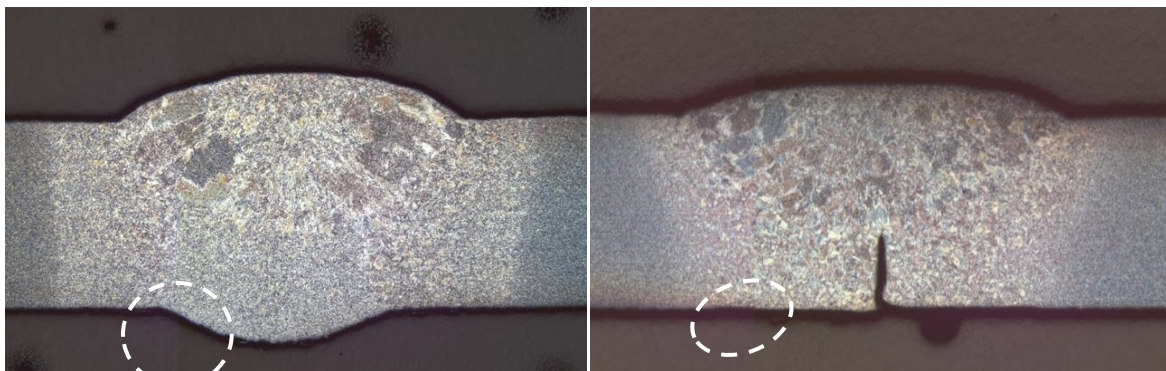


ABBILDUNG 4-48: MAKROSLIFFE EINER PROBE OHNE WURZELKERBE (LINKS) UND EINER PROBE MIT WURZELKERBE (RECHTS)

Zwar sind in der DIN EN ISO 6520-1 keine metallurgischen Unregelmäßigkeiten aufgenommen, aber für eine Überprüfung des eingestellten Schweißnahtgefüges sind die Abbildung 4-50 und Abbildung 4-51 als Grundlage genommen worden. Der Schweißvorgang verursacht durch die Art der Wärmeeinbringung eine instationäre Wärmeleitung, die einen nicht gleichmäßigen Einfluss auf das zu schweißende Bauteil, bzw. dessen Werkstoffgefüge nach sich zieht. Die durch den Lichtbogen eingebrachte Wärmeenergie nimmt zu den Rändern in Richtung des Grundwerkstoffs exponentiell ab und verursacht dadurch unterschiedliche Gefügebildungen. Wie

stark der Einfluss der Wärmeeinbringung auf das Bauteil ist, hängt vom Schweißprozess, von der Bauteilgeometrie und vom Werkstoff ab.

Für die hergestellten Probekörper wurden daher pro Probenreihe jeweils Schliffbilder für die Bestimmung des Gefüges an unterschiedlichen Stellen der Schweißnahtmitte angefertigt. In Abbildung 4-49 sind die Positionen mit Buchstaben gekennzeichnet, an denen die einzelnen Gefügaufnahmen aus Abbildung 4-50 und Abbildung 4-51 gemacht wurden. Die Bereiche gliedern sich in den unbeeinflussten Grundwerkstoff, Zone der Rekristallisation und unvollständigen Umkristallisation, Feinkornzone (Normalglühen) Grobkornzone (Überhitzung) und Schweißgut auf.

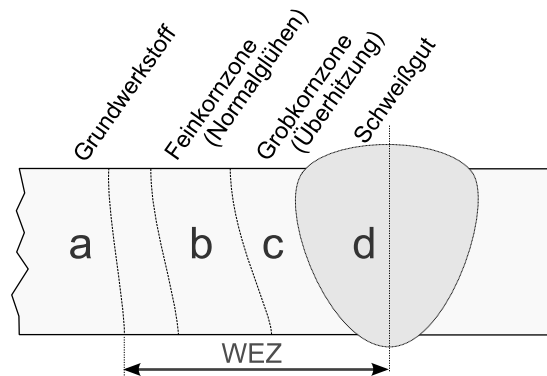


ABBILDUNG 4-49: POSITIONEN DER GEFÜGEAUFNAHMEN

In Abbildung 4-50 sind die unterschiedlichen Gefüge der durchgeschweißten Probenreihe gruppiert. Der Ausschnitt aus a) zeigt das zeilige Grundgefüge mit Ferrit, Perlit und Zwischenstufe. Im Bereich der Wärmeeinflusszone (WEZ), bzw. der Normalisierungszone aus Bild b) hat sich ein Gefüge aus Ferrit und Bainit eingestellt. Ausschnitt c) ist ebenfalls aus dem Bereich der WEZ, aber aus der Überhitzungszone, in welcher sich ein größeres Korn mit Ferrit und Bainit gebildet hat. Das mit d) markierte Bild stellt das Schweißgut mit Bainit und wenig Ferrit dar.

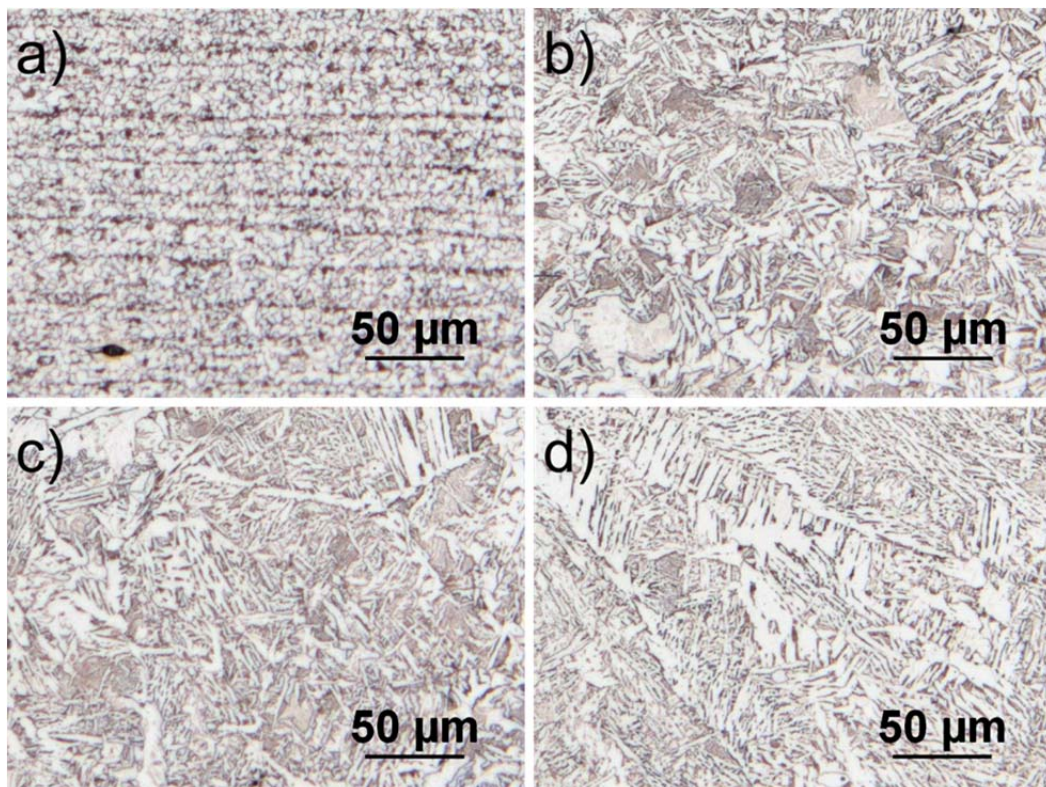


ABBILDUNG 4-50: GEFÜGE DER DURCHGESCHWEISSTEN PROBE

Bei der anderen Probenreihe sind in Abbildung 4-51 die Buchstaben den gleichen Bereichen zugeordnet. So ist in a) ebenfalls ein zeiliges Grundgefüge zu sehen, wohingegen in b) die Kornstruktur aus der Normalisierungszone etwas feiner ausfällt als bei der durchgeschweißten Variante.

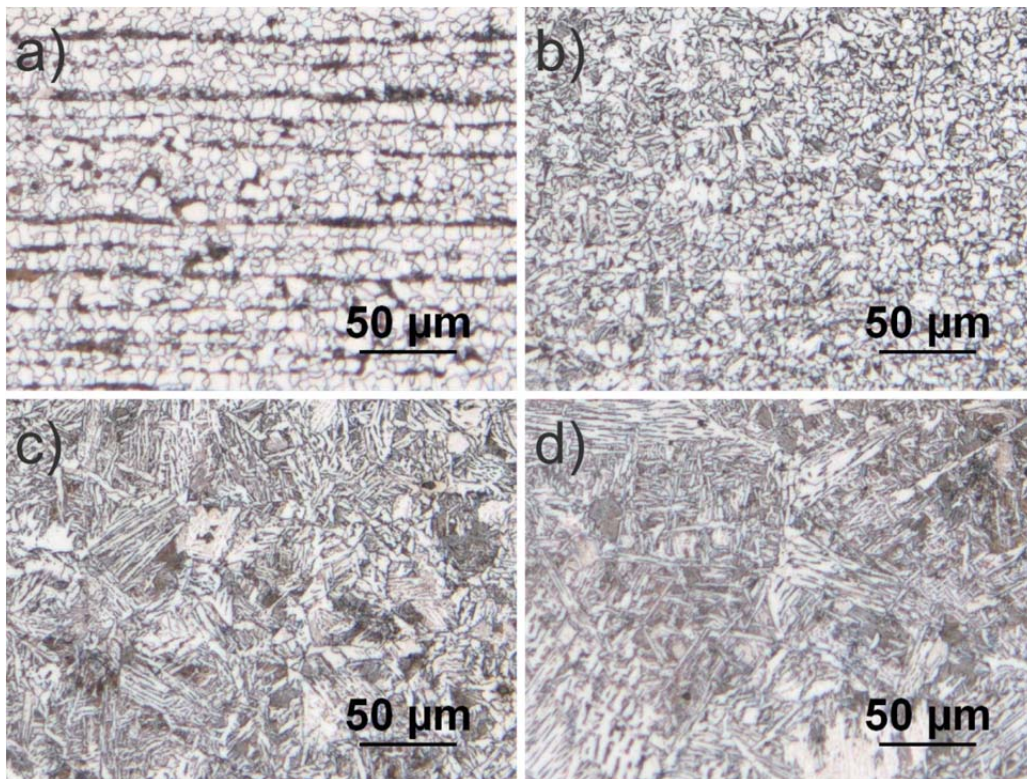


ABBILDUNG 4-51: GEFÜGE DER PROBE MIT WURZELKERBE

Aus Abbildung 4-51 ist in Bild c) aus dem Grobkornbereich hauptsächlich Ferrit und Bainit und in d) Bainit mit wenig Ferrit erkennbar. Die Gefüge beider Probenreihen haben damit eine für einen unlegierten Baustahl typische Umwandlung durch den Wärmeeinfluss in der Schweißzone vollzogen.

4.4.3.4 UCI-HÄRTEMESSUNG

Der verwendete Rohrwerkstoff ist ein Baustahl mit 0,22 % Kohlenstoff und besitzt ein maximales Kohlenstoffäquivalent (CEV) von 0,45%. Somit ist dieser Werkstoff von seiner Schweißbarkeit noch als sehr gut einzustufen. Um jedoch partielle Aufhärtungen, welche als Werkstoffkerben die Schwingfestigkeit negativ beeinflussen, ausschließen zu können, wurde von jeder Reihe jeweils eine UCI-Härtemessung aus einem Schliff der Nahtmitte angefertigt.

Durchgeschweißte Probenreihe

Die lokal sichtbar gemachten Härtewerte liegen in einer Spanne zwischen minimal 130 HV im Grundwerkstoff außerhalb der WEZ bis maximal 250 HV innerhalb der Schweißnaht (Abbildung 4-52). Es hat also eine signifikante Aufhärtung durch den Schweißprozess stattgefunden.

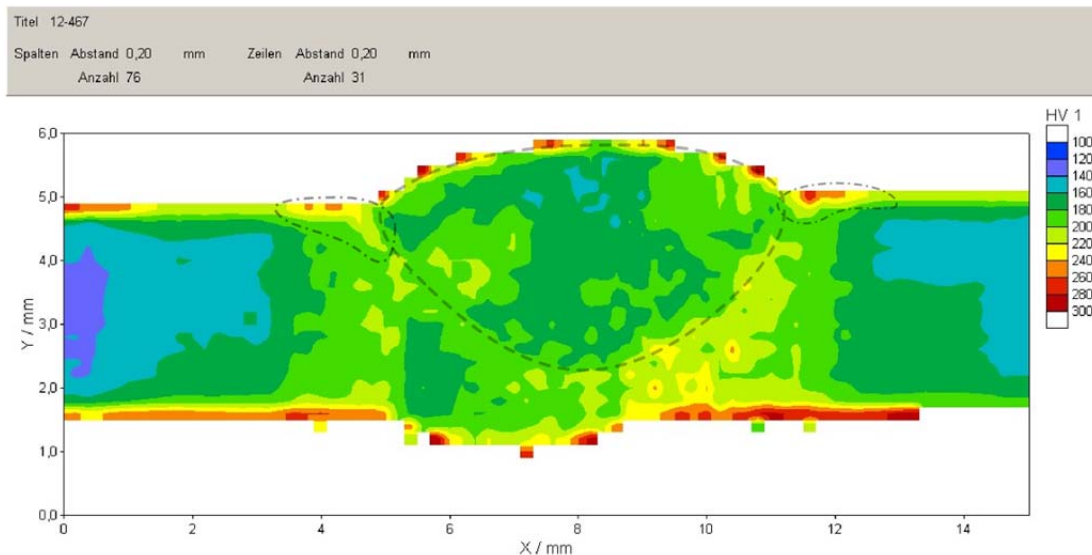


ABBILDUNG 4-52: HÄRTEVERTEILUNG EINER PROBE OHNE WURZELKERBE

Recht gut erkennbar ist eine leichte Abgrenzung in der Härte der Decklage von der Wurzellage (s. gestrichelte Markierung). Die mit einer rund 4 cm/min schnelleren Geschwindigkeit geschweißte Wurzellage erfuhr eine höhere Abkühlgeschwindigkeit als die langsamer geschweißte Decklage und härtete eventuell dadurch in Teilbereichen etwas stärker auf. Dieser Effekt kann allerdings durch die erneute, aber langsamere Wärmeeinbringung beim Decklagenschweißvorgang wieder etwas abgeschwächt worden sein. Ein weiterer Grund der etwas weniger harten Ausprägung der Decklage kann neben der langsameren Abkühlgeschwindigkeit darauf zurückzuführen sein, dass der Kohlenstoffgehalt des Zusatzmaterials geringer als der des Grundwerkstoffs gewesen ist. Diese Härtegradienten können Werkstoffkerben darstellen, die die Schwingfestigkeit herabsetzen können. Da die Werte innerhalb der Schweißnaht aber vorwiegend zwischen 170 HV und 210 HV liegen, kann dies durch die verhältnismäßig geringe Härte­differenz praktisch ausgeschlossen werden.

An den in der Abbildung strichpunkt­tierten Übergängen der Schweißnaht zum Grundwerkstoff sind hingegen lokale Aufhärtungen auszumachen, die eventuell kritisch sein könnten. Allerdings ist das verwendete Messverfahren an den Rändern der vermessenen Proben mit Fehlern behaftet, weswegen eine eindeutige Aussage hier schwer zu treffen ist. So lassen sich auf der Naht­oberfläche und an der unteren Probenkante starke Härtesprünge bis zu 300 HV ausmachen, die sehr wahrscheinlich als Messfehler zu werten sind.

Probenreihe mit Wurzelkerbe

Die flächige Härteverteilung der Probe aus der Reihe mit Wurzelkerbe weist eine stärkere Aufhärtung innerhalb der Schweißnaht und der Überhitzungszone auf als bei der durchgeschweißten Reihe. Die in Abbildung 4-53 einsehbaren Härte­werte betragen im unbeeinflussten Grundwerkstoff 130 HV und bis zu 250 HV in der Schweißnaht. Die in der Abbildung gestrichelte Zone markiert den Bereich, in dem der Zusatzwerkstoff eingebracht wurde. Hier sind Härte­werte zwischen 210 HV und 230 HV ablesbar. Um die Wurzelkerbe herum ist der Werkstoff stärker aufgehärtet, mit Werten zwischen 230 HV und 270 HV liegt er aber noch unter dem maximalen Richtwert von 350 HV für die Aufhärtung von Stahl. Die Ränder des Kerb­grunds zeigen die höchsten Härte­werte auf, aber hier spielen die bereits zuvor erwähnten Messungenauigkeiten eine nicht unwesentliche Rolle. Ein aufgehärteter Kerbgrund kann hingegen nicht ausgeschlossen werden und das Risswachstum begünstigen.

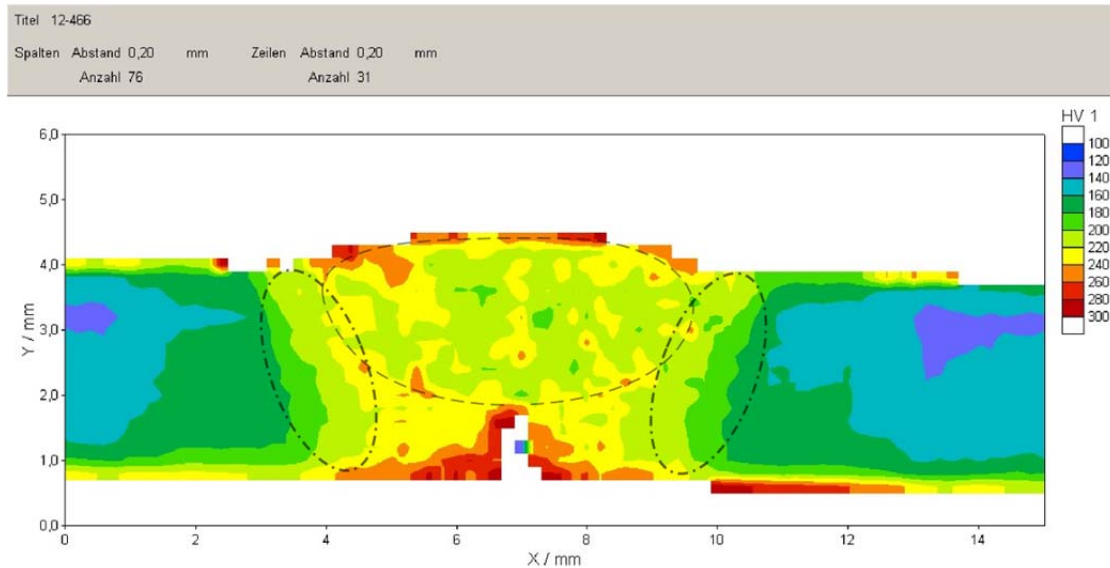


ABBILDUNG 4-53: HÄRTEVERTEILUNG EINER PROBE MIT WURZELKERBE

Die mit der anderen Reihe verglichen allgemein höhere Härte im Gebiet der Schweißnaht muss mit einer schnelleren Abkühlgeschwindigkeit und somit einer anderen Gefügeausprägung zusammenhängen. Die schnellere Abkühlgeschwindigkeit kann nur aus der höheren Schweißgeschwindigkeit und dem geringeren Drahtvorschub resultieren, denn Schweißstrom und Pulsfrequenz sind bei beiden Probenreihen identisch. Das um die Kerbe aufrecht zu erhalten gewollte geringere Schmelzbadvolumen konnte etwas schneller abkühlen als die dickere zweilagige Naht der Proben mit Wurzel. So ist in den beiden strichpunktiierten Ellipsen außerdem kenntlich gemacht, dass die Härte von 230 HV von der Schweißnaht weg zu 170 HV in Richtung Grundwerkstoff abrupter abnimmt als beim kontinuierlicherem Übergang der anderen Probenreihe. Diese Härtesprünge sind für die Schwingfestigkeit von Nachteil. Allerdings hat die Wurzelkerbe gewiss einen größeren Einfluss auf die Kerbempfindlichkeit, weswegen die erwähnten Härtegradienten noch tolerierbar sind.

4.4.4 DOPPELROHRPROBE ALUMINIUM

4.4.4.1 ABMESSUNGEN DER PROBEN OHNE WURZELKERBE

Die Werte für die durchgeschweißten Schweißnähte lassen sich den folgenden Tabellen entnehmen.

TABELLE 4-23: ÄUSSERE ABMESSUNGEN DER DURCHGESCHWEISSTEN PROBEKÖRPER AM NAHTANFANG

	Nahtanfang					
	Nahtbreite (in mm)	Nahthöhe (in mm)	Kantenversatz (in mm)	Winkelverzug (in °)	Flankenwinkel links (in °)	Flankenwinkel rechts (in °)
Mittelwert	11,40	0,91	0,05	0,05	167,61	166,84
Minimum	10,36	0,45	0	0,001	158,27	147,28
Maximum	14,81	1,75	0,34	0,33	178,34	174,37
Standard- abweichung	0,88	0,28	0,06	0,06	4,40	5,36

TABELLE 4-24: ÄUSSERE ABMESSUNG DER DURCHGESCHWEISSTEN PROBEKÖRPER IN DER NAHTMITTE

	Nahtmitte					
	Nahtbreite (in mm)	Nahthöhe (in mm)	Kantensersatz (in mm)	Winkelverzug (in °)	Flankenwinkel links (in °)	Flankenwinkel rechts (in °)
Mittelwert	11,99	0,60	0,07	0,11	170,82	171,14
Minimum	8,62	0,21	0	0,029	150,11	149,42
Maximum	14,81	1,61	0,26	0,22	178,43	176,15
Standard- abweichung	1,41	0,32	0,07	0,05	7,11	6,04

TABELLE 4-25: ÄUSSERE ABMESSUNG DER DURCHGESCHWEISSTEN PROBEKÖRPER AM NAHTENDE

	Nahtende					
	Nahtbreite (in mm)	Nahthöhe (in mm)	Kantensersatz (in mm)	Winkelverzug (in °)	Flankenwinkel links (in °)	Flankenwinkel rechts (in °)
Mittelwert	10,91	0,23	0,06	0,08	178,63	178,82
Minimum	6,02	0,01	0	0	159,86	167,97
Maximum	15,73	0,74	0,20	0,20	191,34	189,25
Standard- abweichung	2,04	0,19	0,05	0,05	6,50	5,15

TABELLE 4-26: ÄUSSERE ABMESSUNG DER DURCHGESCHWEISSTEN PROBEKÖRPER GEMITTELT ÜBER DEN SCHWEISSNAHTVERLAUF

	gemittelt über den Schweißnahtverlauf					
	Nahtbreite (in mm)	Nahthöhe (in mm)	Kantensersatz (in mm)	Winkelverzug (in °)	Flankenwinkel links (in °)	Flankenwinkel rechts (in °)
Mittelwert	11,43	0,58	0,06	0,08	172,36	172,27
Minimum	8,33	0,22	0	0,01	156,08	154,89
Maximum	15,12	1,37	0,27	0,25	182,70	179,92
Standard- abweichung	1,44	0,27	0,06	0,05	6,00	5,52

An den Werten lässt sich erkennen, dass die Naht gegen Ende der Schweißung gleichzeitig immer schmaler und flacher wird. So verschmälert sie sich im Schweißverlauf von rund 11,4 mm auf 10,9 mm. Die Nahthöhe verringert sich von 0,9 mm auf 0,23 mm. Diese gegenläufige Entwicklung lässt sich mit der immer schneller werdenden Schweißgeschwindigkeit, bei gleichbleibender Drahtzufuhr erklären. Prinzipiell wird bei nahezu konstanter Erwärmung pro Strecke weniger Draht zugeführt. Hieraus resultiert dann eine Abflachung und eine Verjüngung der Naht. Die bei diesen Messwerten recht hohe Standardabweichung rund 1-2 mm bei der Nahtbreite bzw. rund 0,3 mm bei der Nahthöhe erklärt sich mit Unregelmäßigkeiten im Schweißprozess, die nicht oder nur schwer beeinflusst werden konnten. Die Umgebungsbedingungen im Schweißlabor variierten von Tag zu Tag leicht, außerdem war ein vollständiges Abkühlen der Einspannvorrichtung nicht praktikabel. Diese wurde somit immer auf einer Temperatur von rund 60°C gehalten, was allerdings in der Regel mit kleineren Abweichungen behaftet war. Auch die Drahtzufuhr konnte den Draht nicht hundertprozentig konstant in den Schweißprozess einführen, da der Zusatzwerkstoff von einer Rolle abgerollt wurde und somit aufgrund der vorherigen Biegung in seiner Position am Ausgang der Drahtzufuhr leicht variierte. Durch die Abflachung der Schweißnaht vergrößerte sich folglich auch der Nahtanstiegswinkel im Verlauf der Schweißnaht und da auch dieser Messwert von den Schweißprozessparametern abhängig ist, tritt auch hier eine verhältnismäßig große Standardabweichung auf. Diese relativ großen

Schwankungen sind für die Prüfung letztendlich aber weniger entscheidend, da im Schweißprozess die nötigen Anforderungen an die Schweißnaht gewährleistet werden konnten. Die entscheidenden Kriterien waren hier eine über die Länge der Schweißnaht durchgängige Wurzel zu erzeugen und eine durchgängige Wurzelüberhöhung herzustellen. Diese Anforderungen konnten bis auf wenige Ausnahmen erfüllt werden. Winkelverzug und Nahtüberhöhung sind auf Grund der guten Einspannvorrichtung und sorgfältiger Arretierung der beiden Rohrstücke nur in geringem Maße aufgetreten und können bis auf wenige Ausreißer vernachlässigt werden.

Bei den Inneren Nahtabmessungen der durchgeschweißten Probekörper wurden nur noch der Naht- bzw. Wurzelanstiegswinkel, die Wurzelbreite und die Wurzelüberhöhung gemessen (Abbildung 4-54), da die Werte für Winkelverzug und Kantenversatz schon bei den äußeren Abmessungen hinreichend bestimmt wurden.

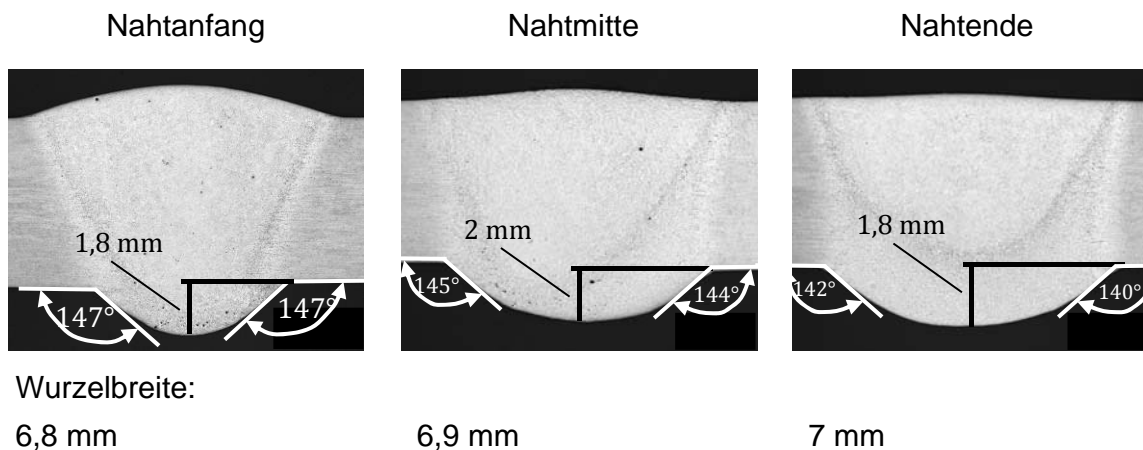


ABBILDUNG 4-54: ABMESSUNGEN DER WURZEL

Die Bildung der Wurzel bleibt über den Schweißverlauf relativ konstant, sowohl Nahtanstiegswinkel, Nahtbreite und Nahthöhe konnte also mit der Schweißgeschwindigkeit hinreichend kontrolliert werden.

Alle für die Modellierung wichtigen Parameter können aus Abbildung 4-55 entnommen werden. Die Werte sind über den Verlauf der Schweißnaht gemittelt und bilden zudem den Mittelwert aller gemessenen Proben mit durchgeschweißter Schweißnaht.

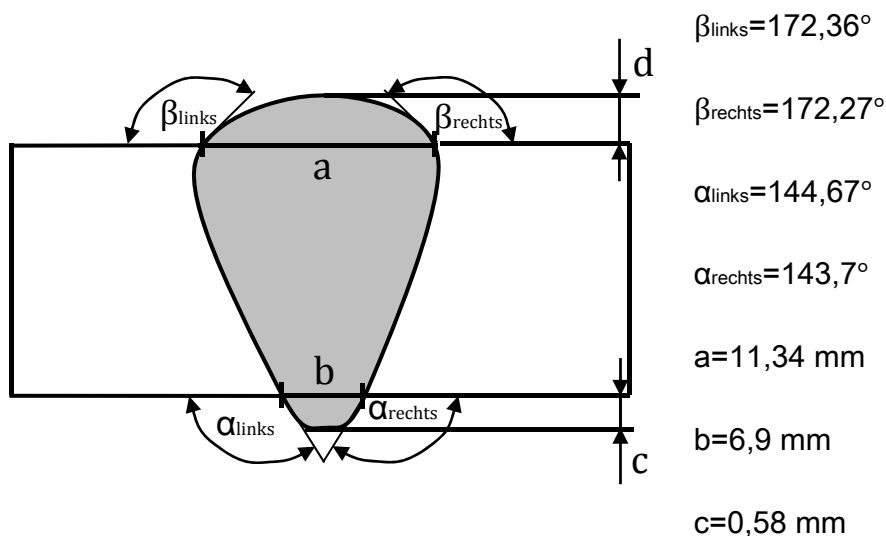


ABBILDUNG 4-55: GEMITTELTE ABMESSUNGEN DER DURCHGESCHWEISSTEN NAHT

4.4.4.2 ABMESSUNGEN DER PROBEN MIT WURZELKERBE

Für die Rohrstücke mit definierter Wurzelkerbe können die äußeren Abmessungen den folgenden Tabellen entnommen werden. An den Werten lässt sich erkennen, dass die Naht gegen Ende der Schweißung gleichzeitig immer breiter und flacher wird. So verbreitert sie sich im Schweißverlauf von rund 9,2 mm auf 10,5 mm. Die Nahthöhe verringert sich von 1,93 mm auf 1,37 mm. Die bei diesen Messwerten recht hohen Standardabweichungen, rund 0,8 mm bei der Nahtbreite bzw. 0,1 mm bei der Nahthöhe erklären sich auch hier mit Unregelmäßigkeiten im Schweißprozess die nicht oder nur schwer beeinflusst werden konnten. Die Abflachung der Schweißnaht vergrößerte wieder den Nahtanstiegswinkel im Verlauf der Schweißnaht und da auch dieser Messwert von den Schweißprozessparametern abhängig ist, ist eine verhältnismäßig große Standardabweichung aufgetreten.

TABELLE 4-27: ÄUSSERE ABMESSUNG DER PROBEKÖRPER MIT DEFINIERTER WURZELKERBE AM NAHTANFANG

	Nahtanfang					
	Nahtbreite (in mm)	Nahthöhe (in mm)	Kantenversatz (in mm)	Winkelverzug (in °)	Flankenwinkel links (in °)	Flankenwinkel rechts (in °)
Mittelwert	9,19	1,93	0,05	0,06	145,99	144,98
Minimum	6,94	1,75	0	0	128,25	125,09
Maximum	10,31	2,13	0,32	0,15	162,18	152,18
Standard- abweichung	0,77	0,12	0,07	0,05	6,20	6,71

TABELLE 4-28: ÄUSSERE ABMESSUNG DER PROBEKÖRPER MIT DEFINIERTER WURZELKERBE AN DER NAHTMITTE

	Nahtmitte					
	Nahtbreite (in mm)	Nahthöhe (in mm)	Kantenversatz (in mm)	Winkelverzug (in °)	Flankenwinkel links (in °)	Flankenwinkel rechts (in °)
Mittelwert	9,96	1,59	0,06	0,09	153,69	152,75
Minimum	9	1,25	0	0,007	144,99	143,52
Maximum	12,07	1,74	0,20	0,16	164,67	160,17
Standard- abweichung	0,81	0,11	0,05	0,04	4,77	3,67

TABELLE 4-29: ÄUSSERE ABMESSUNG DER PROBEKÖRPER MIT DEFINIERTER WURZELKERBE AM NAHTENDE

	Nahtende					
	Nahtbreite (in mm)	Nahthöhe (in mm)	Kantenversatz (in mm)	Winkelverzug (in °)	Flankenwinkel links (in °)	Flankenwinkel rechts (in °)
Mittelwert	10,49	1,37	0,05	0,13	159,59	159,19
Minimum	9,51	1,23	0	0,01	156,14	152,53
Maximum	12,72	1,60	0,13	0,32	162,75	164,79
Standard- abweichung	0,74	0,11	0,04	0,07	2,02	3,08

TABELLE 4-30: ÄUSSERE ABMESSUNG DER PROBEKÖRPER MIT DEFINIERTER WURZELKERBE GEMITTELT ÜBER DEN GESAMTEN SCHWEISSNAHTVERLAUF

	gemittelt über den Schweißnahtverlauf					
	Nahtbreite (in mm)	Nahthöhe (in mm)	Kantenversatz (in mm)	Winkelverzug (in °)	Flankenwinkel links (in °)	Flankenwinkel rechts (in °)
Mittelwert	9,88	1,63	0,05	0,09	153,09	152,31
Minimum	8,48	1,41	0	0,01	143,13	140,38
Maximum	11,70	1,82	0,22	0,21	163,20	159,05
Standard- abweichung	0,77	0,11	0,05	0,05	4,33	4,48

Wie bei den durchgeschweißten Schweißnähten war auch hier wieder eine durchgängige Nahtüberhöhung wichtig. Diese Anforderung wurde in vollem Umfang erreicht, wie sich aus den Werten in den Tabellen ersehen lässt.

Als weitere Anforderung ist die definierte Wurzelkerbe, mit einer Tiefe von 2-3 mm über die gesamte Schweißnahtlänge entscheidend. Bei der Tiefe der Wurzelkerbe konnte kein konstanter Wert erreicht werden, da sich dieser bei der Großzahl der geschweißten Probekörper im Bereich zwischen 2-3 mm befindet ist er für die anstehenden Schwingversuche allerdings absolut ausreichend (Abbildung 4-56). Bei einigen Schweißungen bestand das Problem, einer über eine kurze Länge durchgedrückte Wurzel, diese Werkstücke wurden aussortiert bzw. können als Vorversuchsobjekte zur Parameterfindung der Schwingversuche genutzt werden.

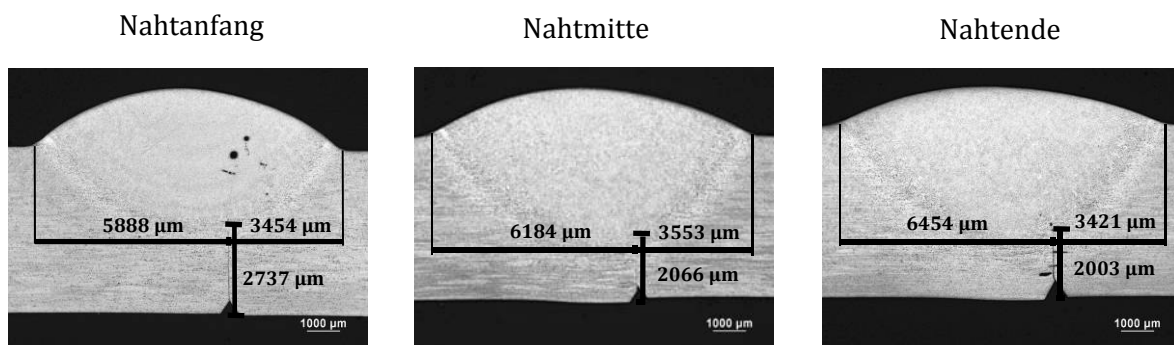


ABBILDUNG 4-56: ABMESSUNG DER WURZELKERBE

Abbildung 4-57 beinhaltet alle wichtigen Abmessungen gemittelt über den Schweißnahtverlauf, sowie über die Anzahl der Probekörper um eine detaillierte Modellierung zu ermöglichen.

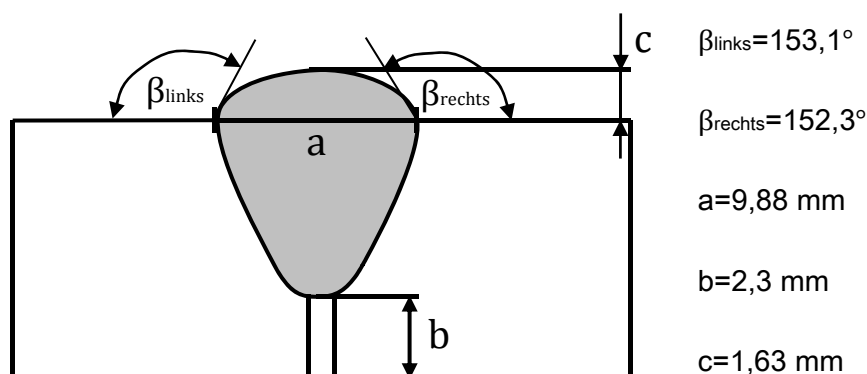


ABBILDUNG 4-57: GEMITTELTE ABMESSUNGEN DER SCHWEISSNAHT MIT WURZELKERBE

Bei allen Schweißnähten bestand die Problematik, dass die Wurzel nach außen abwandert, sich also nicht mittig über der Nahtvorbereitung zentrieren ließ (Abbildung 4-58). Eine Abweichung von 1-1,5 mm ließ sich nicht vermeiden.

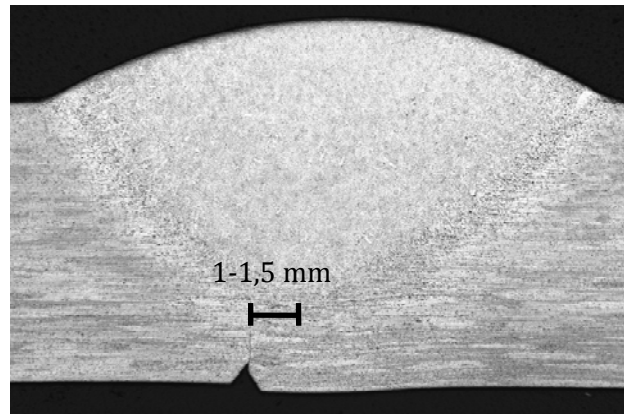


ABBILDUNG 4-58: DEZENTRALE WURZELLAG

Erklären lässt sich dieses Phänomen mit einem durch die Einspannung bedingten Wärmestau. Durch die konische Form ist die Auflagefläche zwischen Rohr und Gegenspanner so gering, dass die Wärme aus dem Werkstück in diese Richtung nicht entweichen kann, zumal auch die auf den Gegenspanner übertragenen Wärme nur an die Umgebungsluft abgegeben werden kann, was im Vergleich zur anderen Seite deutlich schlechter gelingt. Auf der linken Seite sieht man die massive Stahlscheibe und Stahlwelle, durch die die Wärme gut abfließen kann. So kommt es also zu einer deutlichen Diskrepanz zwischen rechts- und linksseitiger Erwärmung des Werkstücks, die sich letztendlich an der dezentralen Wurzellage erkennen lässt.

4.5 EIGENSPANNUNGSMESSUNGEN

4.5.1 ÜBERLAPPVERBINDUNG

In Abbildung 4-59 ist der Normalspannungsverlauf einer einfach überlappten Scherzugprobe auf der Oberfläche dargestellt. Auf der Abszisse ist die Höhe der Eigenspannungen dargestellt. Die Ordinate zeigt den Abstand von der Schweißnahtkerbe.

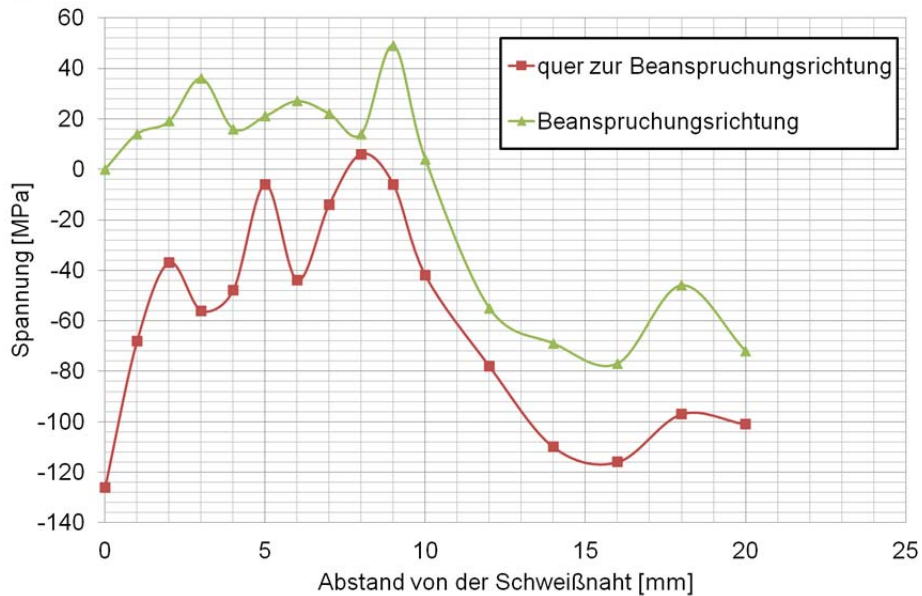
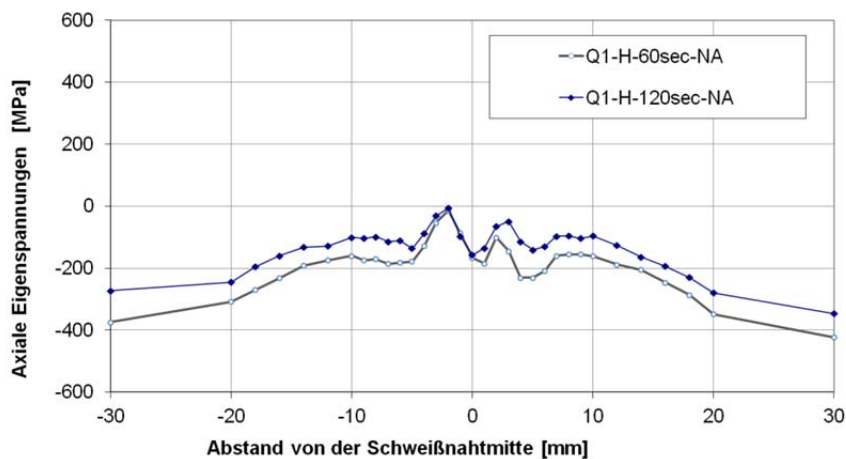


ABBILDUNG 4-59: EIGENSPANNUNGSVERLAUF DER EINFACH ÜBERLAPPTEN SCHERZUGPROBE OHNE WURZELKERBE

Es ist deutlich zu erkennen, dass im Bereich der Übergangskerbe keine nennenswerten Zugeigenspannungen, die die Schwingfestigkeit beeinträchtigen könnten, vorliegen.

4.5.2 DOPPELROHRPROBE

In Abbildung 4-60 sind die Ergebnisse einer Doppelbestimmung der Eigenspannungen dargestellt. In der Reihenfolge von oben nach unten stellt die Abszisse die Eigenspannungen axial, unter einem Winkel von 45° und tangential dar. Alles zusammen betrachtet steht die Nahtübergangskerbe unter einem hydrostatischen Spannungszustand.



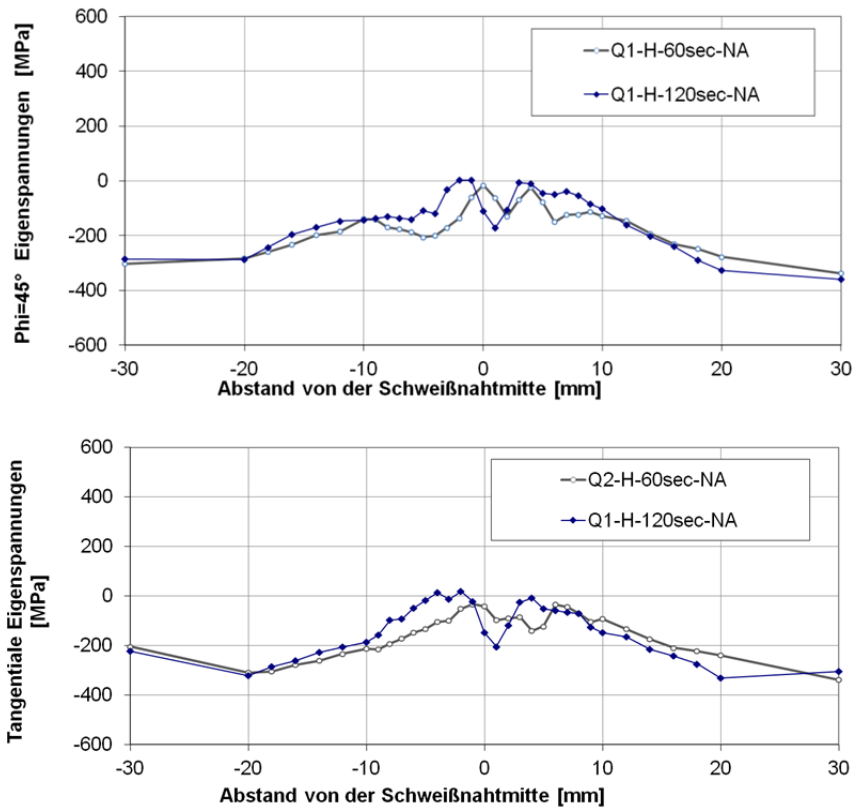


ABBILDUNG 4-60: EIGENSPANNUNGSVERLAUF EINER DOPPELROHRPROBE AUS STAHL OHNE WURZELKERBE

5. EXPERIMENTELLE SCHWINGFESTIGKEITSUNTERSUCHUNGEN

5.1 VERSUCHSAUFBAU

5.1.1 EINFACH ÜBERLAPPTE SCHERZUGPROBEN

Die Schwingfestigkeitsversuche mit einfach überlappten Scherzugproben wurden mittels einer Resonanzprüfmaschine unter Belastung mit konstanten Amplituden durchgeführt. Die Proben wurden mechanisch eingespannt, Abbildung 5.1. Zur Anrissdetektion wurde mittels eines Laser-Triangulators der Weg zwischen den Klemmböcken gemessen und aufgezeichnet. Desweiteren wurde zur Detektion von Oberflächenrisse je Seite eine Kamera positioniert. Die freie Einspannlänge beträgt $l_f = 105 \text{ mm}$.



ABBILDUNG 5.1: EINSpannung einfach überlappte Scherzugproben

5.1.2 T-STÖSSE

Zur Durchführung der Schwingfestigkeitsversuche wird eine servohydraulische Prüfmaschine vom Typ PL63K mit einem Kraftbereich von $F = \pm 60 \text{ kN}$ im statischen, sowie $F = \pm 40 \text{ kN}$ im dynamischen Bereich verwendet. Der Frequenzbereich der Prüfmaschine beträgt $0 \text{ Hz} \leq f \leq 50 \text{ Hz}$. Für die Aufzeichnung der Messwerte wird ein Spider 8, ein mehrkanaliger PC-Messverstärker zur parallelen dynamischen Messdatenerfassung und das Messprogramm catman Easy von HBM verwendet. Die Versuche finden unter Laborbedingungen statt.

In Abbildung 5-2 ist die Prüfmaschine mit ihren einzelnen Einheiten abgebildet. Auf dem servohydraulischen Zylinder (1) ist die Prüfvorrichtung (2) befestigt, in der die Probe eingespannt wird. Die obere Verspanneinheit ist mit der Kraftmessdose (3) und mit dem Rahmen der Prüfmaschine verbunden, so dass eine vertikale Kraftübertragung auf die Probe ermöglicht wird. Der Zylinder wird über eine Kontrolleinheit (5) gesteuert, über die die Versuchsparameter, wie Lastamplitude oder Prüffrequenz eingestellt werden kann. Über den Messverstärker (6), der mit dem Computer (4) verbunden ist, können die Versuchsparameter gemessen und aufgezeichnet werden.



- 1: Servohydraulischer Zylinder
- 2: Prüfvorrichtung
- 3: Kraftmessdose
- 4: Computer mit Messsoftware
- 5: Kontrolleinheit zur Steuerung des Zylinders
- 6: Messelektronik

ABBILDUNG 5-2: PRÜFMASCHINE 63KNSIM

Um die Versuche durchzuführen wurde eigens für die Probenvariante des T-Stoßes eine Prüfvorrichtung angefertigt, um einerseits die Lasten einleiten zu können, andererseits um Biegung zu kompensieren, die aus Winkelverzügen der Proben entstehen können. Bei den Stahlproben lagen die Winkelverzüge unter 1° . Hingegen wurde bei den Aluminiumproben ein größerer Verzug erwartet, weshalb die Prüfvorrichtung mit mehreren Federblechen konstruiert wurde. Die Prüfvorrichtung besteht aus einer Grundplatte, acht Federblechen, vier Zwischenblöcken, zwei Oberträgern, vier M12 Schrauben und vier Anpressplatten (Abbildung 5-3).

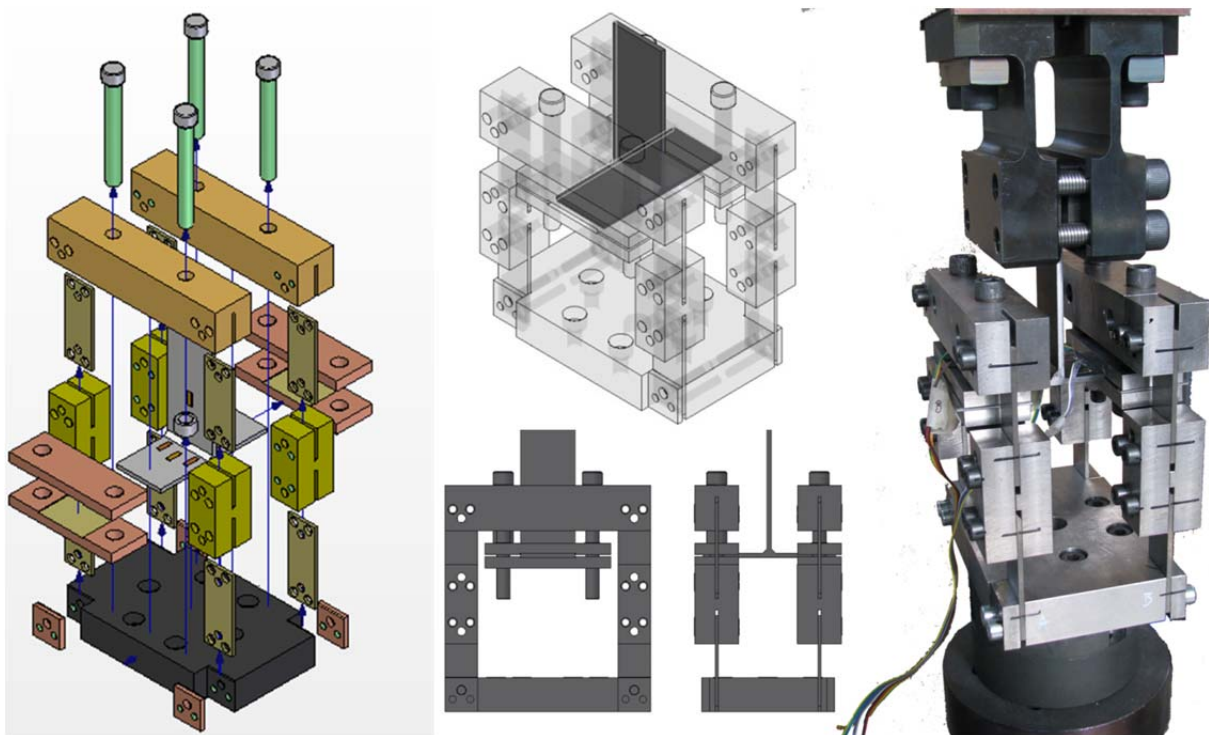


ABBILDUNG 5-3: PRÜFVORRICHTUNG MIT T-STOSS-PROBE

Die T-Stoßproben werden zwischen die Anpressplatten gelegt und über die M12 Schrauben mit den Oberträgern gespannt. Die Anpressplatten besitzen eine 50 mm breite und 1 mm tiefe Ausfräsung, so dass die Proben formschlüssig eingelegt werden können. Über die Schraubenverbindung werden die horizontalen Stege der Proben kraftschlüssig mit der Prüfvorrichtung verbunden. Die Einspannfläche beträgt dabei 32,5×50 mm. Der vertikale Steg der Probe wird über Spannbacken mit der Prüfmaschine über eine Fläche von 25×50 mm gespannt. Die Kraftübertragung erfolgt dabei über den Prüfzylinder, der mit der Grundplatte verschraubt ist (Abbildung 5-4).

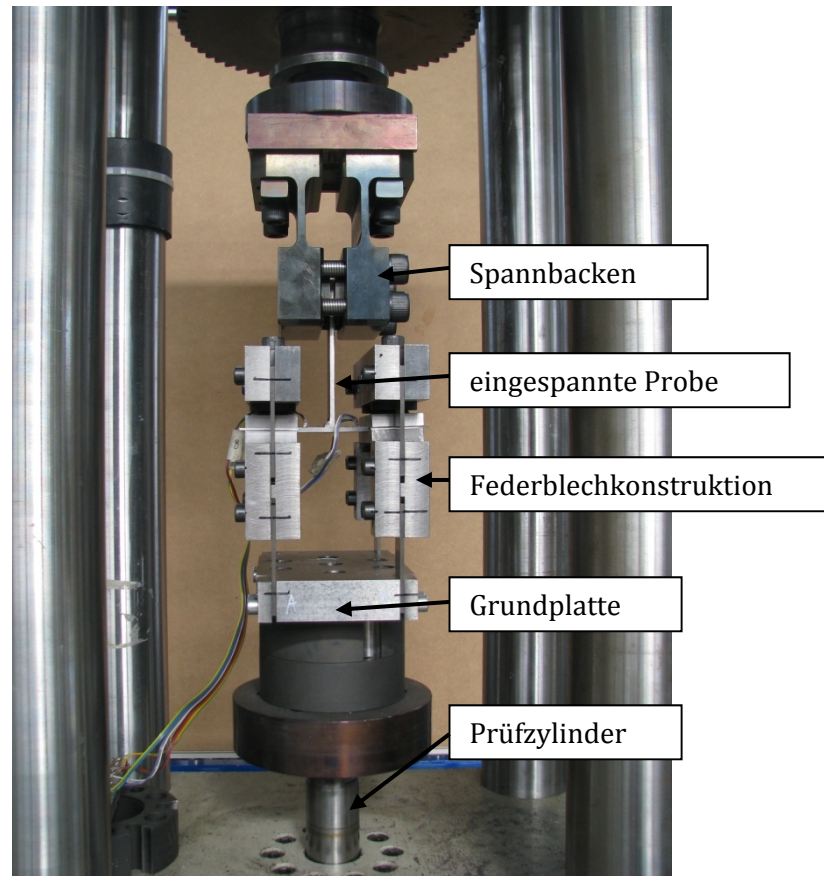


ABBILDUNG 5-4: PRÜFVORRICHTUNG MIT EINGESPANNTER PROBE

Durch die Federblechkonstruktion ist eine Drehbewegung möglich, sodass beim Einspannvorgang nicht schon Spannungen im Schweißnahtquerschnitt durch Winkelverzüge erzeugt werden. Zusätzlich zu den Federblechen wurden noch Kugelscheiben und Kegelpfannen (Abbildung 5-5) benutzt um Winkelverzüge noch weiter zu kompensieren.

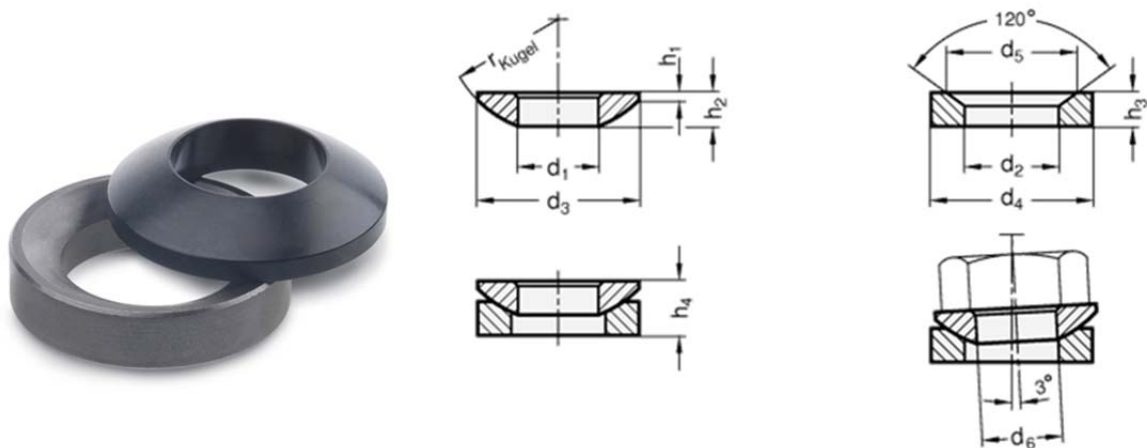


ABBILDUNG 5-5: KUGELSCHEIBE UND KEGELPFANNE (QUELLE: GANTER GRIFF)

Beim Schwingversuch in den verschiedenen Spannungsverhältnissen sollen beide T-Stoßprobenvarianten auf mehreren Lastniveaus unter Laborbedingungen und einer Prüffrequenz von 20 Hz durchgeführt werden. Dabei sollen die Versuche lastgesteuert mit konstanten Amplituden sein. Um aussagekräftige Ergebnisse zu erzielen, soll im Zeitfestigkeitsbereich mindestens drei Proben pro Lastniveaus untersucht werden. Bei den Untersuchungen wird als Versagenskriterium ein vollständiger Bruch festgelegt.

TABELLE 5-1: VERSUCHSPARAMETER

Probengeometrie	T-Stoß
Probenvariante	mit Nahtwurzel, ohne Nahtwurzel
Material	Stahl PAS 355
Materialstärke	4 mm
Probenanzahl	80
Versuch	Schwingfestigkeitsversuch
Prüflastbereich	±5 kN
Spannungsverhältnis	R = 0 / R = -1
Grenzschwingspielzahl	$1 \cdot 10^7$
Versagenskriterium	vollständiger Bruch
Prüfmaschine	63kNsim
Prüffrequenz	20 Hz
Prüfsignal	Sinus
Versuchssteuerung	konst. Amplitude, lastgesteuert

5.1.3 DOPPELROHRPROBEN

Bei Versuchen mit Torsionsbeanspruchung reicht die Unterteilung in Wechselbereich und Schwellbereich, da das Aufbringen eines Momentes in diesem Fall richtungsunabhängig ist. Laut Versuchsplan werden die Versuche im Wechselbereich mit einem Spannungs- bzw. Momentenverhältnis von $R=-1$ und im Schwellbereich mit einem Momentenverhältnis von $R=0$ durchgeführt.

Die Schubbeanspruchung wird mittels der Prüfmaschine PWY-1000Nm (Abbildung 5-6:) durch Torsion der Rohrproben aufgebracht. An der Antriebswelle wird das Torsionsmoment aufgebracht und an der Messwelle die radiale Verformung gemessen. Der Kraftmessbereich dieser Maschine reicht bis zu einem Maximalwert von 1000 Nm bei schwellender Beanspruchung und einem maximalen Spitze-Tal-Wert von 1000 Nm, also lässt sich beispielsweise bei einem Spannungsverhältnis von $R=-1$, eine wechselnden Momentenbelastung von $\pm 500\text{Nm}$ erzielen.

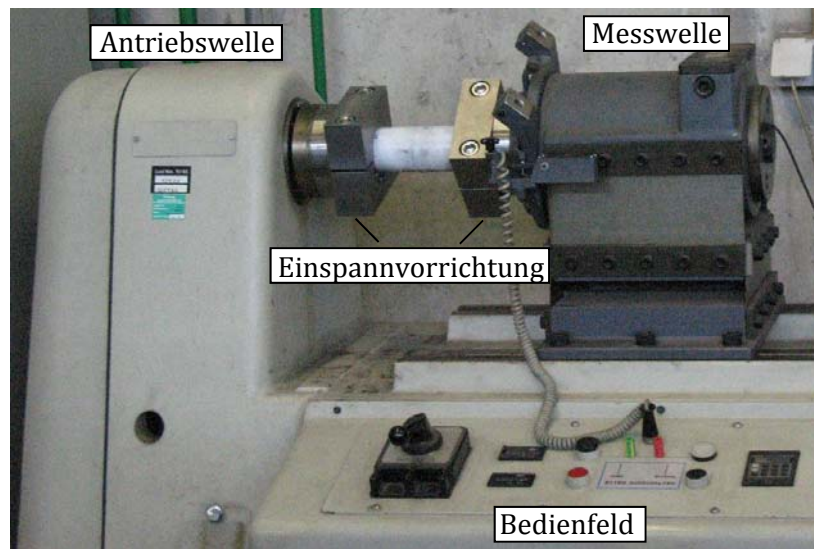


ABBILDUNG 5-6: PRÜFMASCHINE PWY-1000NM

Um die Versuche durchzuführen bestand die Notwendigkeit eine geeignete Einspannvorrichtung für die Rohrproben herzustellen, da für die Prüfmaschine keine ausreichend dimensionierte Einspannmöglichkeit zur Verfügung stand.

Als mechanisches Einspannprinzip wurde eine kraftschlüssige Verbindung aus zwei die Rohrenden umspannenden Halbschalen gewählt. Eine der Halbschalen wird fest auf der in die Prüfmaschine zu spannende Grundplatte verschraubt, die andere Halbschale wird mit zwei M16 10.9 Innensechskantschrauben gegengespannt. (Abbildung 5-7)

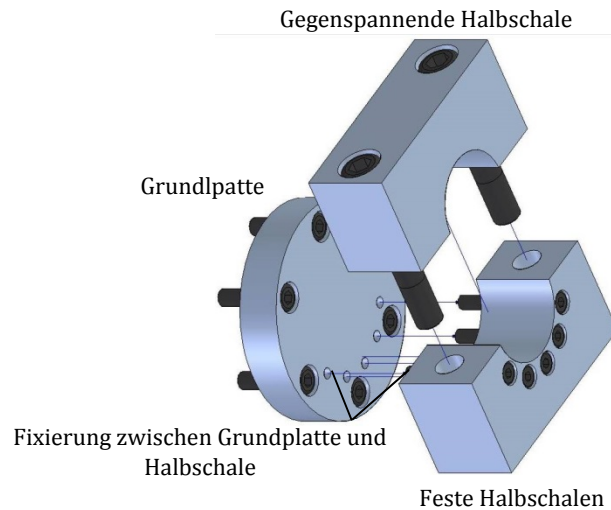


ABBILDUNG 5-7: EXPLOSIONSDARSTELLUNG EINSpanNVORRICHTUNG

Zur Nutzung der Einspannvorrichtung ist es nötig zuerst die Bodenplatten an der Prüfmaschine zu befestigen und anschließend die feste Halbschalen auf der Grundplatte zu verschrauben. Sind beide Grundplatten mit den Halbschale und der Prüfmaschine verbunden kann das zu prüfende Rohr eingelegt werden und mit den Spannschalen gegengespannt werden. Um ein Eindringen des Rohres zu vermeiden, wird in beide Enden des Rohres ein Zapfen mit einem Außendurchmesser in der Größe des Innendurchmessers des Rohres eingeschoben (Abbildung 5-8).

Um eine hinreichende Kraftübertragung zu gewährleisten musste eine ausreichend große Spannfläche erzeugt werden. Eingeschränkt wird die theoretisch mögliche Breite der Spannbacken allerdings von der Notwendigkeit, bei den angestrebten Dauerschwingversuchen neben der Schweißnaht Dehnungsmessstreifen anzubringen. Hierfür wurde ein Bereich von etwa 50 mm links und rechts der Schweißnaht veranschlagt. Somit ergibt sich bei einer Probengesamtlänge von 200 mm jeweils 50 mm für die Breite der Messbacken. Die spannende Querschnittsfläche beträgt somit rund 9000 mm² (Abbildung 5-9).

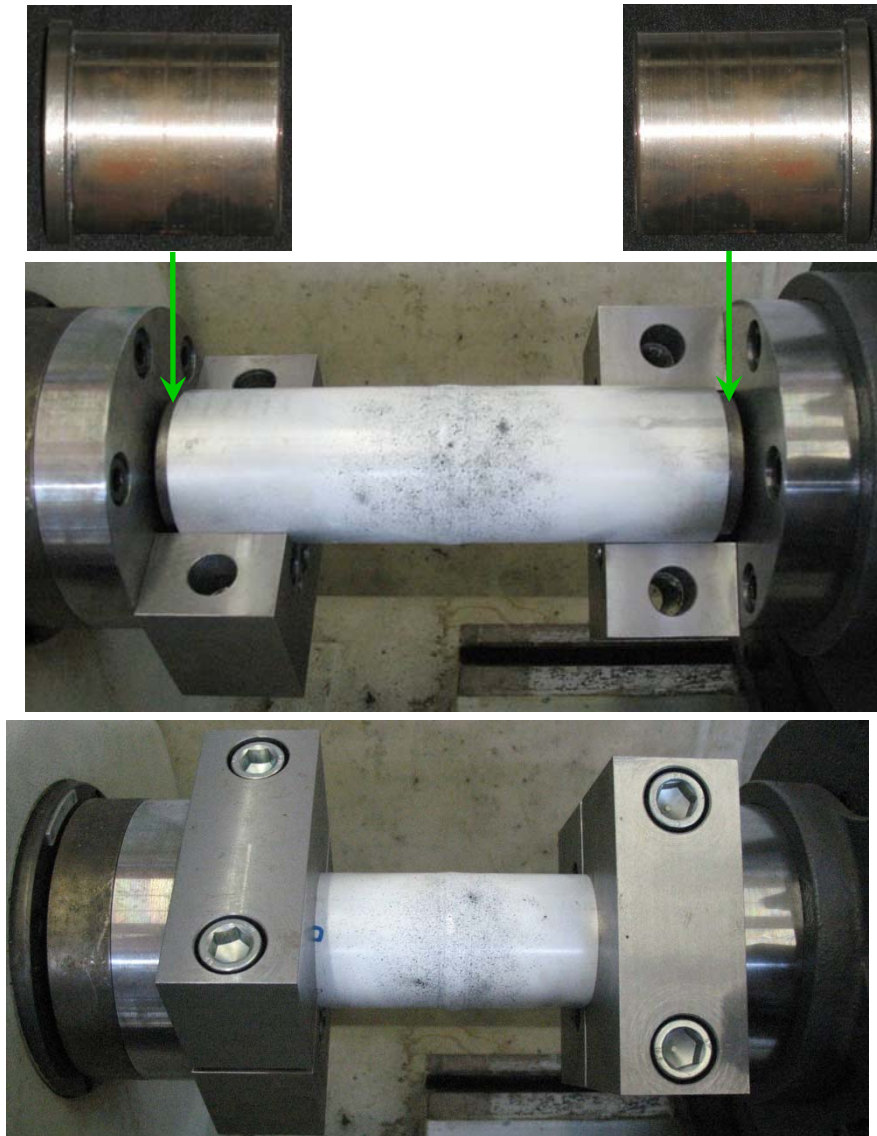


ABBILDUNG 5-8: PRINZIP DER EINSpanNVORRICHTUNG

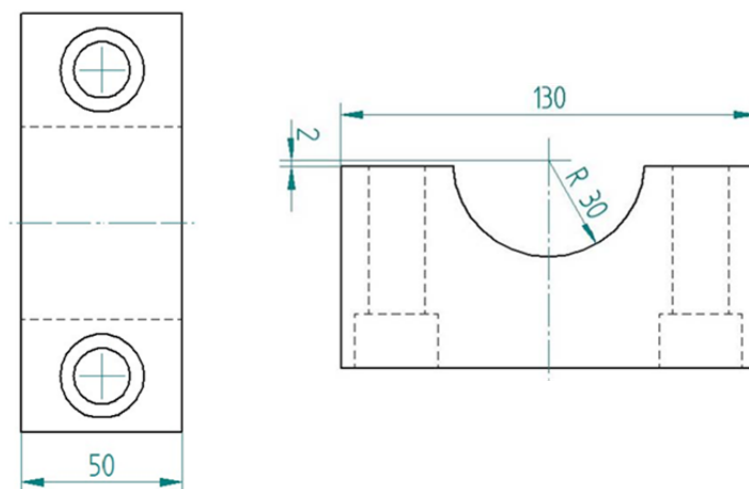


ABBILDUNG 5-9: ÄUSSERE ABMESSUNGEN DER SPANNBACKEN

Sobald das maximale Haftmoment überschritten ist und Reibung eintritt, ist das Versuchsergebnis verfälscht. Um das maximal übertragbare Moment mit dieser Einspannvorrichtung zu überschlagen, wurde also das maximale Haftmoment der Einspannvorrichtung bestimmt.

5.2 QUASISTATISCHE DEHNUNGSANALYSEN

5.2.1 EINFACH ÜBERLAPPTE SCHERZUGPROBEN

Zur Überprüfung der Einspannbedingungen und zur Verifikation der in Kapitel 7 beschriebenen Berechnungsmodelle wurden mit jeder Probenvariante quasistatische Dehnungsanalysen durchgeführt. Zu diesem Zweck wurden Dehnungsmessstreifen (DMS) auf den Proben appliziert (Abbildung 5.10) und diese Proben in der Prüfmaschine quasistatisch im elastischen Bereich belastet. Die Ergebnisse der Dehnungsanalyse sind zusammen mit den rechnerischen Ergebnissen in Kapitel 7 zusammenfassend dargestellt.

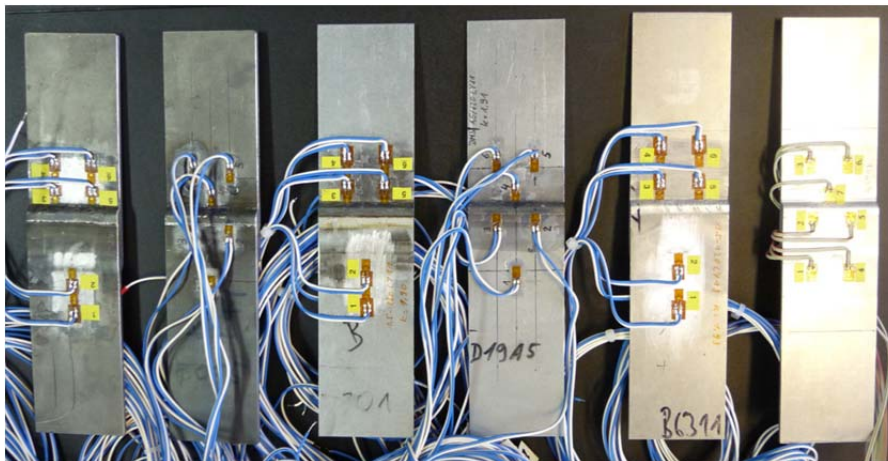


ABBILDUNG 5.10: MIT DMS VERSEHENE EINFACH ÜBERLAPPTE SCHERZUGPROBEN

5.2.2 T-STÖSSE

Bei den T-Stößen wurden ebenfalls mehrere DMS an verschiedenen charakteristischen Stellen der Probekörper aufgebracht, um das globale Verhalten des Probekörpers in der FE abzubilden. Die lokal ermittelten Dehnungen werden dann den Ergebnissen aus der FEM gegenübergestellt. Iterativ werden in der Modellierung die Randbedingungen den gemessenen Dehnungen angepasst. Der Dehnungsabgleich stellt die Basis für die Berechnungen der Kerbspannungen dar.

In Abbildung 5-11 ist die Anordnung der aufbrachten DMS an der T-Stoß-Probe aus Stahl dargestellt. Hierbei sind neben der Lage der DMS auch die genauen Probekörperabmessungen sowie Einspannlängen von Bedeutung.

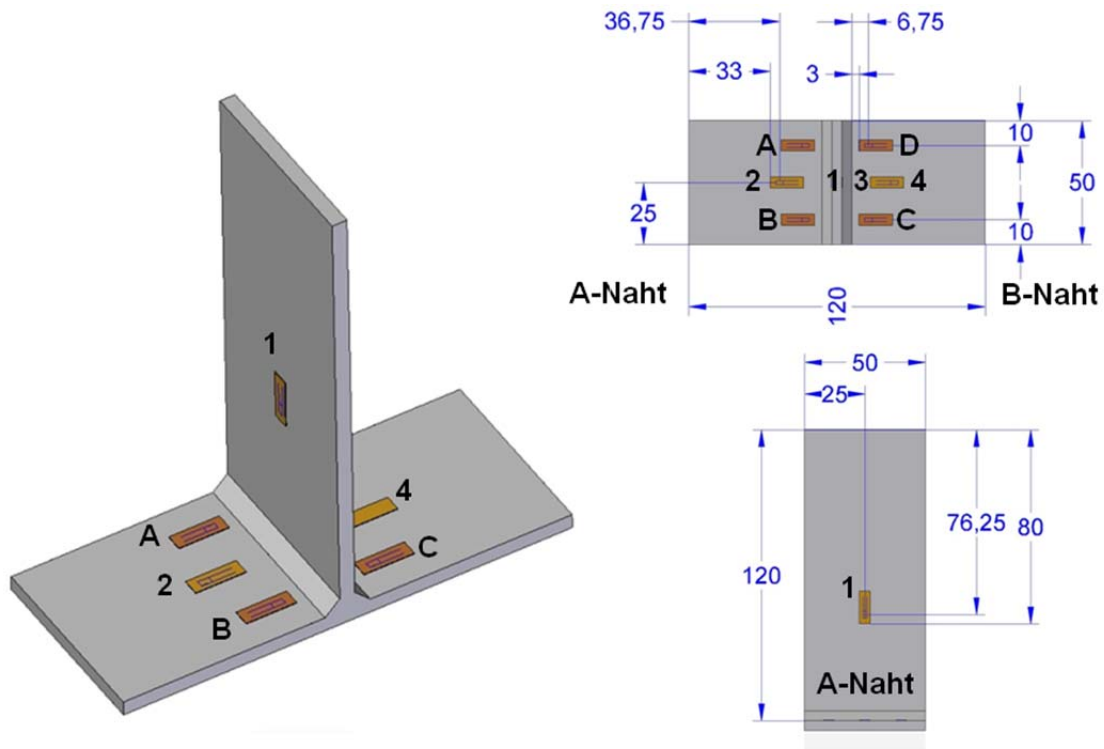


ABBILDUNG 5-11: ANORDNUNG DER DEHNUNGSMESSTREIFEN FÜR DEN DEHNUNGSABGLEICH

DMS A, B, C und D werden im Anschluss an den Dehnungsabgleich im Versuch für die Anrisserkennung verwendet und geben dort Auskunft über den Rissfortschritt und den Rissausgangsort. DMS 1, 2, 3 und 4 sind so angebracht, dass eventuelle Biegungen im Stegblech sowie im Grundblech gemessen werden können. In Abbildung 5-12 ist das CAD-Modell der Probe im eingespannten Zustand in der Prüfvorrichtung (links) sowie das entsprechende Modell mit den Randbedingungen dargestellt.

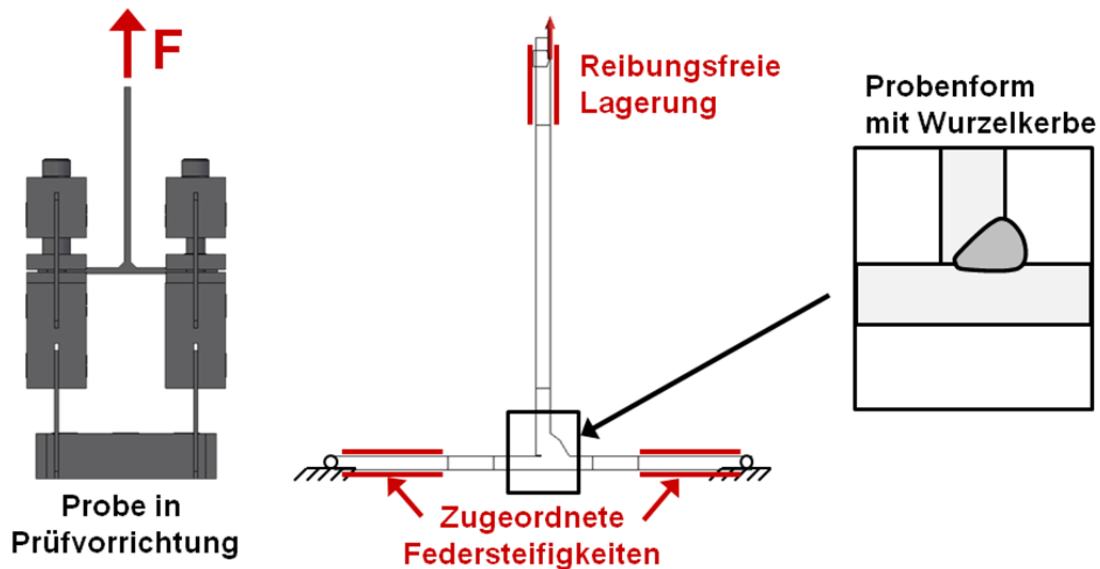


ABBILDUNG 5-12: MODELL MIT RANDBEDINGUNGEN FÜR DEN DEHNUNGSABGLEICH (EINSEITIG GESCHWEISSTER T-STOSS)

Die Einspannung des Stegbleches im Kolben ist mit einer reibungsfreien Lagerung dargestellt. Den gefederten Auflagern im Grundblech sind Federsteifigkeiten zugeordnet und iterativ so angepasst, dass das Verformungsbild aus der FEM mit dem realen im Versuch übereinstimmt. Der

Vergleich der berechneten mit den gemessenen Dehnungen zeigt eine gute Übereinstimmung (Abbildung 5-13).

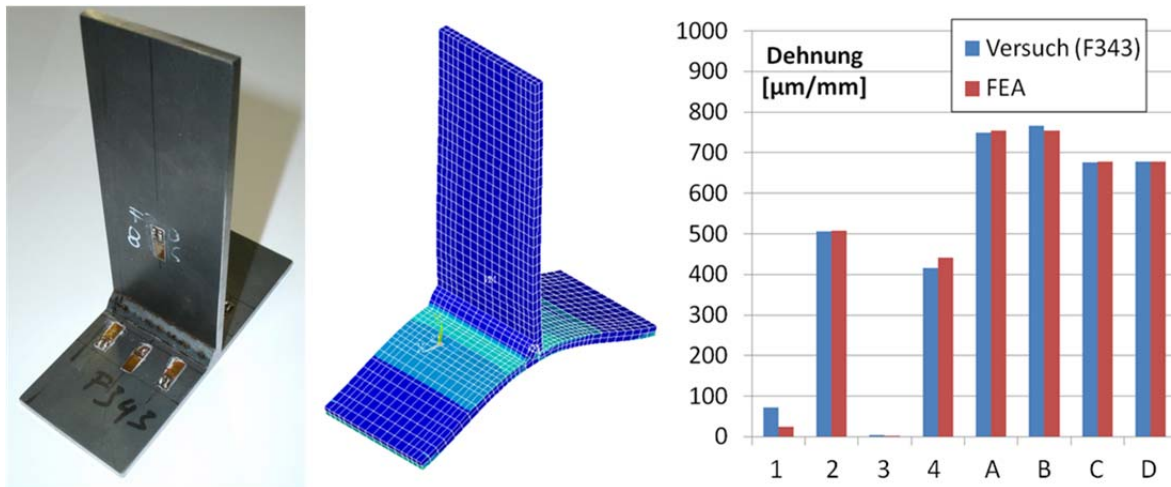


ABBILDUNG 5-13: ABGLEICH DER VERSUCHSERGEBNISSE MIT DEN ERGEBNISSEN AUS DEM FE-MODELL FÜR DIE EINSEITIG GESCHWEISSTEN T-STOSS-PROBEN AUS STAHL

5.2.3 ROHRVERBINDUNG

Für diesen Dehnungsabgleich werden ausgewählte Proben die zumindest äußerliche keine Fehlstellen wie Luftpinschlüsse aufweisen ausgewählt und mit Dehnungsmessstreifen beklebt. Verwendet werden Torsions-/Scher-Dehnungsmessstreifen der Firma HBM mit 2 Messgittern unter 45°. Diese DMS sind speziell für die Messung von Dehnungszuständen an Torsionsbelasteten Rohrproben hergestellt und daher für einen Dehnungsabgleich in diesem Fall gut geeignet. Die Messgitter der verwendeten Dehnungsmessstreifen besitzen eine Messgitterlänge von 3 mm. Auf die Probenkörper werden zwei bzw. vier der abgebildeten DMS aufgeklebt und als Halbbrücke verschaltet. Eigentlich wäre die Schaltung zu einer Vollbrücke die bessere Wahl, da so gleich alle zusätzlich eingebrachten Kräfte kompensiert werden. In dem vorliegenden Fall wird sich bewusst für die Halbbrücke entschieden um zusätzlich wirkende Kräfte registrieren zu können.

Die DMS werden gegenüberliegend in einem Winkel von 180° in der Nähe der Schweißnaht appliziert. Abbildung 5-14 zeigt exemplarisch die Dehnungsmessstreifen auf den Probenkörpern.

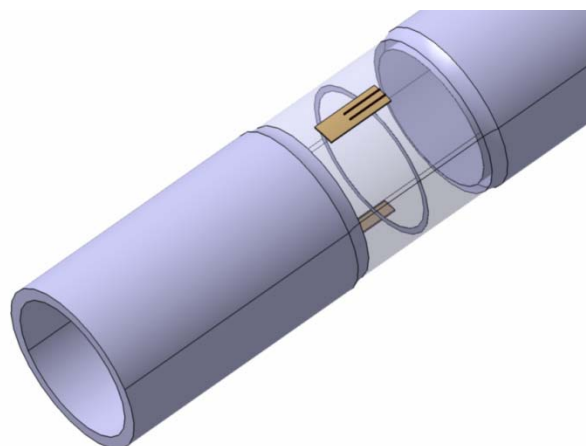
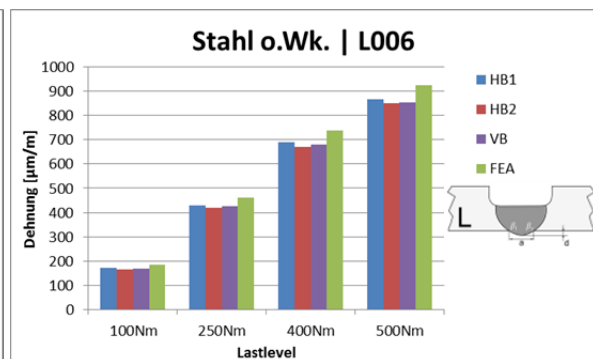
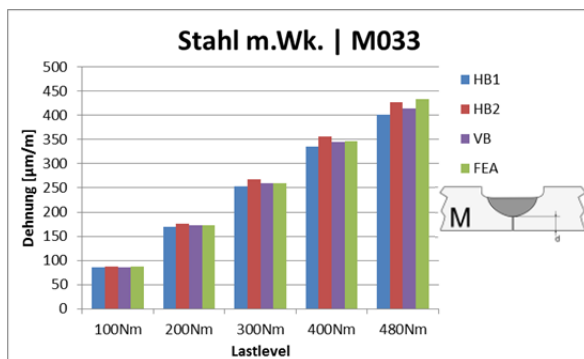


ABBILDUNG 5-14: DEHNUNGSMESSTREIFEN AN DER PROBE

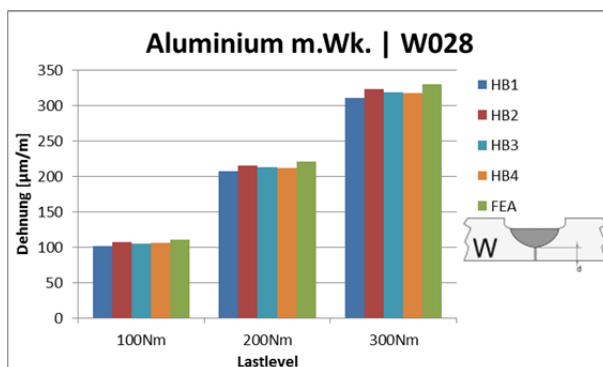
Während der quasistatischen Versuche wird eine komplette Schwingung durchgeführt indem die Torsionsprüfmaschine von Hand betrieben wird. Durch den manuellen Betrieb kann gewährleistet werden, dass die Schwingung langsam genug abläuft um quasistatisch messen zu können. Aus den Versuchsdaten wird der Mittelwert der minimalen und der maximal gemessenen Dehnung berechnet der gewissermaßen die Dehnungsamplitude darstellt. Dieser Wert dient als Basis für den Abgleich zwischen Modell und Realität. Diese quasistatischen Dehnungsmessungen werden bei unterschiedlichen Drehmomenten durchgeführt um sicherstellen zu können das für den Abgleich nur Werte verwendet werden, die im elastischen Bereich gemessen wurden.

Zunächst wird die Messelektronik angeschlossen und mit den DMS verlötet. Danach wird ein Nullabgleich durchgeführt, anschließend wird die Probe eingespannt. Daraufhin werden zunächst mehrere quasistatische Messungen bei 100 Nm durchgeführt. Nach der statischen Messung wird die dynamische Messung durchgeführt. Abschließend wird eine weitere quasistatische Messung bei dem gleichen Lastniveau durchgeführt um Plastifizierungen erkennen zu können. Nach diesen fünf Messungen wird das Lastniveau um 100Nm angehoben und der Vorgang beginnt erneut. Das Lastniveau wird solange erhöht, bis die Belastungsgrenze der Prüfmaschine von 500Nm erreicht ist oder die Probe versagt.

Aus der Mechanik ist bekannt, dass bei torsionsbelasteten Bauteilen die maximale Hauptspannung im Winkel von 45° zur Bauteilmittellinie auftritt. Bei einem Messgitterwinkel von 45° wird daher die maximale Hauptdehnung gemessen. Mit einer Messgitterlänge von 3 mm unter 45° ergibt sich ein Messbereich von ca. 2,12 mm in axialer Richtung. Im FE-Modell wird daher ein Kreisring von 2,12mm Breite ausgeschnitten, auf dessen Oberfläche die maximale elastische Hauptdehnung ausgewertet wird wie Abbildung 5-15 zeigt. Die genaue Position der DMS sowie der Werte aus dem Dehnungsabgleich und der Finiten-Elemente-Analyse (FEA) sind Abbildung 5-15 zusammengefasst.



A: Globalmodell
Max. elastische Hauptdehnung
Typ: Max. elastische Hauptdehnung
Einheit: mm/mm



8.6762e-5 Max
8.6729e-5
8.6696e-5
8.6663e-5
8.663e-5
8.6597e-5
8.6564e-5
8.6531e-5
8.6498e-5
8.6465e-5 Min

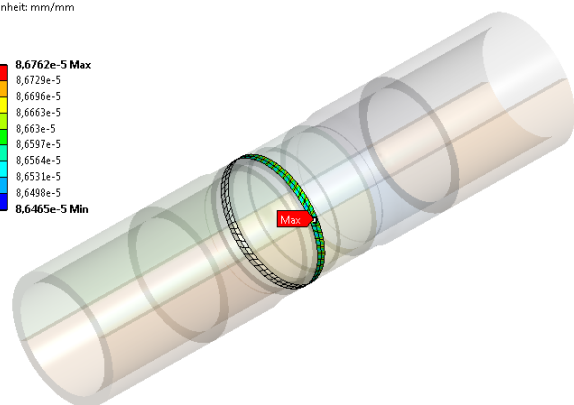


ABBILDUNG 5-15: DEHNUNGSABGLEICH (M033, L006, W028, FEA W-REIHE)

Dargestellt sind die einzelnen Werte der Halbbrücken (HB), der Vollbrücke (VB), sowie die Wert aus der Finiten-Elemente-Analyse (FEA). Die Werte für die Vollbrücke wurde aus denen der Halbbrücke berechnet. Aus den Werten ist zu erkennen, dass die FE-Berechnung in der Lage ist die Verformungszustände der Realität gut abzubilden. Die Messung ergibt eine Abweichung der FE-Analyse von maximal 4,9%, dabei liegen die Dehnungen der Berechnung stets über den gemessenen. Die Abweichungen für die M-Reihe sind noch geringer und liegen in einem Bereich von maximal 0,6%, lediglich bei einem Lastmoment von 480 Nm steigt die Abweichung auf 2,26% an. Ein möglicher Grund ist, dass sich das Material bei einer solch hohen Last verfestigt. Generell fällt die Schwankung der einzelnen DMS sehr gering aus, mögliche Abweichungen der DMS untereinander können durch Lagefehler der Messstreifen bedingt sein. Es ist zu erkennen, dass es aufgrund des rotationssymmetrischen Körpers nicht von Bedeutung ist an welcher Stelle auf dem Umfang die Dehnung gemessen wird. Wie weit weg entfernt von der Schweißnaht gemessen wird ist hingegen schon von Bedeutung. Damit deckt sich die Messung mit der in Abbildung 5-15 dargestellten Berechnung.

Außerdem zu erwähnen ist, dass durch die Einspannung zusätzliche Dehnungen bzw. Verformungen gemessen werden. Dies kann aus den Dehnungswerten der Halbbrücken abgelesen werden, da trotz eines anfänglichen Nullabgleichs die DMS nach dem Einspannen eine Nullpunktverschiebung aufweisen. Die Dehnungswerte der Vollbrücken können diese Verschiebung nicht aufzeichnen, da die Vollbrücke nur Dehnung berücksichtigt die durch Torsion entstehen, sie kompensiert durch Ihre Verschaltung alle anderen Komponenten.

5.3 SCHWINGFESTIGKEITSVERSUCHE

Mit den beschriebenen Proben und Versuchsaufbauten wurden Schwingfestigkeitsversuche unter Belastung mit konstanten Amplituden durchgeführt. Es wurden Versagensschwingspielzahlen im Bereich $5 \cdot 10^4 \leq N \leq 2 \cdot 10^6$ angestrebt. Je Probenvariante waren mindestens 12 Einzelversuche geplant.

5.3.1 AUSWERTUNG DER WÖHLERVERSUCHE

Die Auswertung der Versuchsergebnisse erfolgt nach [LBF08] und ist nachfolgend beschrieben.

Wöhlerlinie für eine Versuchsreihe

Für die Schwingfestigkeitsergebnisse jeder Versuchsreihe mit konstanten Amplituden wird in doppellogarithmischer Darstellung

$\log(y) = f(\log(x))$ mit x : Schwingspielzahl und
 y : Last- bzw. Spannungsamplitude

eine bilineare Wöhlerlinie, Abbildung 5.16, mit Hilfe der Maximum-Likelihood Methode [Spi79] ermittelt, d.h. es wird diejenige Wöhlerlinie mit den Parametern:

- Neigung k
- Spannungsamplitude am Abknickpunkt S_k
- Streuung in Last-, bzw. Spannungsrichtung s_y (gleiches Streuband im gesamten Schwingspielzahlbereich)
- Schwingspielzahl am Abknickpunkt N_k - ist als konstant vorzugeben
- Neigung nach dem Abknickpunkt k^* - ist als konstant vorzugeben

über eine Optimierung bestimmt, für die die vorliegenden Versuchsergebnisse die größte Wahrscheinlichkeit $P_{ges,max}$ haben.

$$p_{ges,max} = \text{Max}(\text{sup}_1 + \text{sup}_2 + \text{sup}_B) \quad 5.1$$

Anmerkung:

Für den Fall ohne Durchläufer ($\text{sup}_B = 0$), lässt sich Gl. 1, mit sup_1 und sup_2 nach Gl. 2, auf eine Regression zurückführen, bei der die quadratischen Abstände in x-Richtung gewichtet minimiert werden.

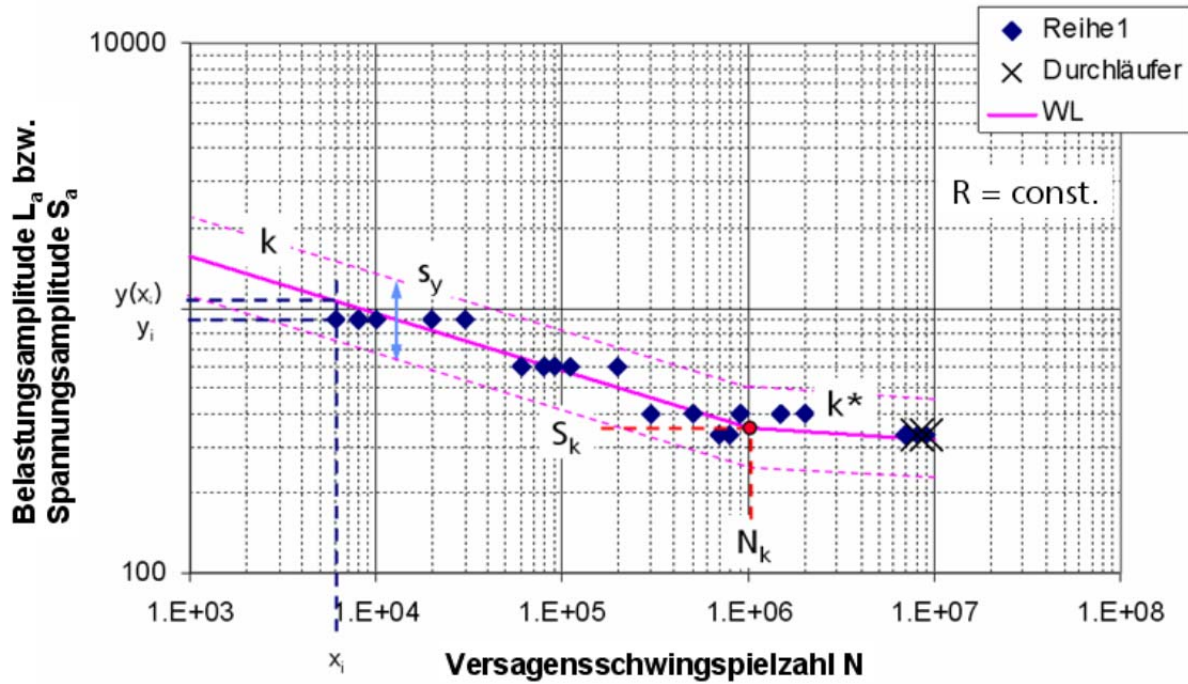


ABBILDUNG 5.16: BILINEARE WÖHLERLINIE

Das zu maximierende Funktional, das als Supportfunktion bezeichnet wird, setzt sich wie folgt zusammen:

- den n_1 Versuchsergebnissen der Proben bei denen Versagen bei $N_i < N_k$ auftrat. Für diese Punkte werden die Abstände zum Zeitfestigkeitsast der Wöhlerlinie mit der Neigung k wie folgt bewertet.

$$\text{sup}_1 = \sum_{i=1}^{n_1} \left(-0,5 \cdot \frac{(\log(y_i) - \log(y(x_i)))^2}{s_y^2} - \ln(k \cdot s_y) \right) \quad 5.2$$

- den n_2 Versuchsergebnissen der Proben bei denen Versagen bei $N_i \geq N_k$ auftrat. Für diese Punkte werden die Abstände zum Dauerfestigkeitsast der Wöhlerlinie mit der Neigung k^* wie folgt bewertet.

$$\text{sup}_2 = \sum_{i=1}^{n_2} \left(-0,5 \cdot \frac{(\log(y_i) - \log(y(x_i)))^2}{s_y^2} - \ln(k^* \cdot s_y) \right) \quad 5.3$$

- den n_B Versuchsergebnissen der Proben bei denen bis zur durchgeführten Schwingungszahl noch kein Versagen aufgetreten ist (Durchläufer).

$$\sup_B = \sum^{n_B} \ln \left(\frac{1}{\sqrt{2 \cdot \pi}} \int_{t_i}^{\infty} e^{-0,5 \cdot u^2} du \right) \quad \text{mit : } t_i = \frac{(\log(y_i) - \log(y(x_i)))}{s_y} \quad 5.4$$

Die zu optimierenden Parameter sind k, S_k, s_y . Einzelne Größen können jedoch auch als bekannt vorgegeben werden.

Die Schwingungszahl am Abknickpunkt N_k wird nicht durch die Optimierung berechnet, sondern ist vorzugeben. Ist bei den vorliegenden Versuchsergebnissen kein Abknicken der Wöhlerlinie vor $N_k = 1 \cdot 10^7$ Schwingungen zu erkennen, wird der Abknickpunkt in Anlehnung an [Hob08] auf $N_k = 1 \cdot 10^7$ gelegt. Kann ein Abknicken bei $N < 1 \cdot 10^7$ begründet werden, kann $N_k = 1 \cdot 10^6, N_k = 2 \cdot 10^6$ oder $N_k = 5 \cdot 10^6$, in Ausnahmefällen auch ein anderer Wert gewählt werden.

Die Neigung der Wöhlerlinie nach dem Abknickpunkt wird mit $k^* = 22$ (10 % Festigkeitsabfall pro Dekade) vorgegeben.

Ermittlung einer „Referenz-Wöhlerlinie“ aus mehreren Versuchsreihen:

Zu Bestimmung einer „Referenz-Wöhlerlinie“ sind mehrere Versuchsreihen gemeinsam auszuwerten. Dies wird wie folgt durchgeführt:

Für den Fall, dass alle berücksichtigten Versuchsreihen bei gleicher Schwingungszahl am Abknickpunkt N_k ausgewertet wurden:

- Bestimmung der Wöhlerlinien für jede in der „Referenz-Wöhlerlinie“ zu berücksichtigende Versuchsreihe j mit n_j Versuchsergebnissen, wie oben beschrieben, mit jeweils gleichem vorgegebenem Abknickpunkt N_k
- Ermittlung der Neigung der „Referenz-Wöhlerlinie“ k_{RWL} durch gewichtete Mittelung der Einzelneigungen k_j jeder Versuchsreihe

$$k_{RWL} = \frac{\sum n_j \cdot k_j}{\sum n_j} \quad 5.5$$

- Bestimmung der Spannung am Abknickpunkt $S_{k,RWL}$ und der Streuung in Last- bzw. Spannungsrichtung $s_{y,RWL}$ der „Referenz-Wöhlerlinie“ nach Gl. (1) für alle Versuchspunkte der zu berücksichtigenden Versuchsreihen bei vorgegebener Neigung k_{RWL} . Für die Abknickpunkt-Schwingungszahl der „Referenz-Wöhlerlinie“ wird $N_{k,RWL} = N_k$ vorgegeben.

Für den Fall, dass die berücksichtigten Versuchsreihen bei unterschiedlichen Schwingungszahlen am Abknickpunkt $N_{k,j}$ ausgewertet wurden:

- Bestimmung der Wöhlerlinien für jede in der „Referenz-Wöhlerlinie“ zu berücksichtigende Versuchsreihe j mit n_j Versuchsergebnissen, wie oben beschrieben, mit eventuell unterschiedlichen vorgegebenen Abknickpunkten $N_{k,j}$
- Ermittlung der Neigung der „Referenz-Wöhlerlinie“ k_{RWL} durch gewichtete Mittelung der Einzelneigungen k_j jeder Versuchsreihe

$$k_{RWL} = \frac{\sum n_j \cdot k_j}{\sum n_j} \quad 5.6$$

- Bestimmung der Spannung am Abknickpunkt $S_{k,RWL}$ und der Streuung in Last- bzw. Spannungsrichtung $S_{y,RWL}$ der „Referenz-Wöhlerlinie“ nach Gl. (1) für die vor dem jeweiligen Abknickpunkt $N_{k,j}$ liegenden Versuchspunkte der zu berücksichtigenden Versuchsreihen bei vorgegebener Neigung k_{RWL} . Für die Abknickpunkt-Schwingenspielzahl der „Referenz-Wöhlerlinie“ wird in Anlehnung an [Hob08] $N_{k,MWL} = 1 \cdot 10^7$ vorgegeben.

Vertrauensbereich (Konfidenzintervall)

Die Qualität und Zuverlässigkeit der aus den Versuchsergebnissen bestimmten Wöhlerlinie hängt nicht nur von Anzahl und Streuung der verfügbaren Versuchswerte, sondern darüber hinaus von der Versuchsdurchführung und einzelnen Versuchsparametern, z.B. von den gewählten Lashorizonten, ab. Als Qualitätsmaß für die Ergebnisse von statistischen Auswertungen haben sich Vertrauensgrenzen bewährt, die für sämtliche Ergebnisse allein mit statistischen Methoden berechnet werden können.

Wird zur Bestimmung der Wöhlerlinie die Maximum Likelihood Methode angewandt, werden die freien Parameter $p_i = k, S_k, s_y$ durch die Maximierung der Supportfunktion bestimmt. Je nachdem, ob das Maximum steil oder flach ausfällt, sind die Parameter mehr oder weniger zuverlässig durch die Versuchswerte bestimmt. Die zweiten Ableitungen der Supportfunktion am Ort des Maximums $p_{i,0}$ sind deshalb Maßzahlen für die Qualität der errechneten Parameter. Sie bilden einen Tensor, der als Informationsmatrix m_{ij} bezeichnet wird. Seine Inverse v_{ij} ist die Varianzmatrix der Parameter.

$$\begin{aligned} m_{ij} &= -\partial^2 \text{sup}(p) / \partial p_i \partial p_j \quad \parallel p_i = p_{i,0} \\ v_{ij} &= m_{ij}^{-1} \end{aligned} \quad 5.7$$

Die Diagonalelemente der Varianzmatrix v_{ii} geben die Varianz der jeweiligen Parameter p_i wieder und deren Wurzeln die jeweiligen Standardabweichungen s_{ii} . Vereinfachend wird eine Normalverteilung für die Variation der Parameter angenommen, so dass die Vertrauensgrenzen allein von den Standardabweichungen bestimmt werden. Für eine Vertrauenswahrscheinlichkeit $C = 75 \%$ errechnen sich die beidseitigen Vertrauensgrenzen für einen Parameter p_i zu

$$p_{i,10\% \text{ bzw. } 90\%} = p_{i,0} \pm 1,15 s_{ii} \quad 5.8$$

Das beschriebene Vorgehen kann näherungsweise auch für die Bewertung abgeleiteter „Referenz-Wöhlerlinien“ angewendet werden, obwohl hier die Wöhlerlinienneigung k kein Parameter der Supportfunktion ist und diese daher nicht das rechnerische Optimum für die Datenpunkte der verschiedenen Versuchsreihen darstellt.

Folgende Kennwerte sind für abgeleitete Wöhlerlinien anzugeben:

- Neigung der Zeitfestigkeitsgeraden: k mit Vertrauensbereich $\pm \Delta k$ für $C = 75 \%$
- Neigung nach dem Abknickpunkt k^*
- Schwingenspielzahl am Abknickpunkt N_k
- Spannungsamplitude am Abknickpunkt für $P_{ij} = 50 \%$: S_k
mit Vertrauensbereich $\pm \Delta S_k$ für $C = 75 \%$
- Spannungsamplitude der Zeitfestigkeitsgeraden für $P_{ij} = 50 \%$ bei $N = 2 \cdot 10^6$: S_{2E6}
(bei $N_k < 2 \cdot 10^6$ ist dieser Wert zu extrapolieren)
- Streumaß in Last-, bzw. Spannungsrichtung: $1/T_S = S_{P\dot{U}=10\%} / S_{P\dot{U}=90\%}$

5.3.2 EINFACH ÜBERLAPPTE SCHERZUGPROBEN

Die experimentellen Untersuchungen mit einfach überlappten Scherzugproben wurden am Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit und Systemzuverlässigkeit LBF in Darmstadt von Mitarbeitern des Fachgebiets für Systemzuverlässigkeit und Maschinenakustik SzM der TU Darmstadt durchgeführt. Die Prüffrequenzen lagen bei den Versuchen je nach Probenvariante und Lasthorizont bei $35 \text{ Hz} \leq f \leq 60 \text{ Hz}$.

Um Einflüsse des bei dieser Probenform unvermeidbaren Winkelverzugs auf die Schwingfestigkeit zu minimieren, wurde die Versuche (wenn nicht anders angegeben) mit einem Lastverhältnis $R = 0,5$ durchgeführt.

Neben der Auswertung der dynamischen Steifigkeit, ermittelt über Wegmessung zwischen den Einspannbacken mittels eines Laser-Triangulators, wurden Oberflächenrisse mittels zweier Kameras und auf der Probe applizierter Zinkoxidpaste detektiert. In Abbildung 5.17 sind beispielhaft beide Methoden zur Anrissdetektion dargestellt.

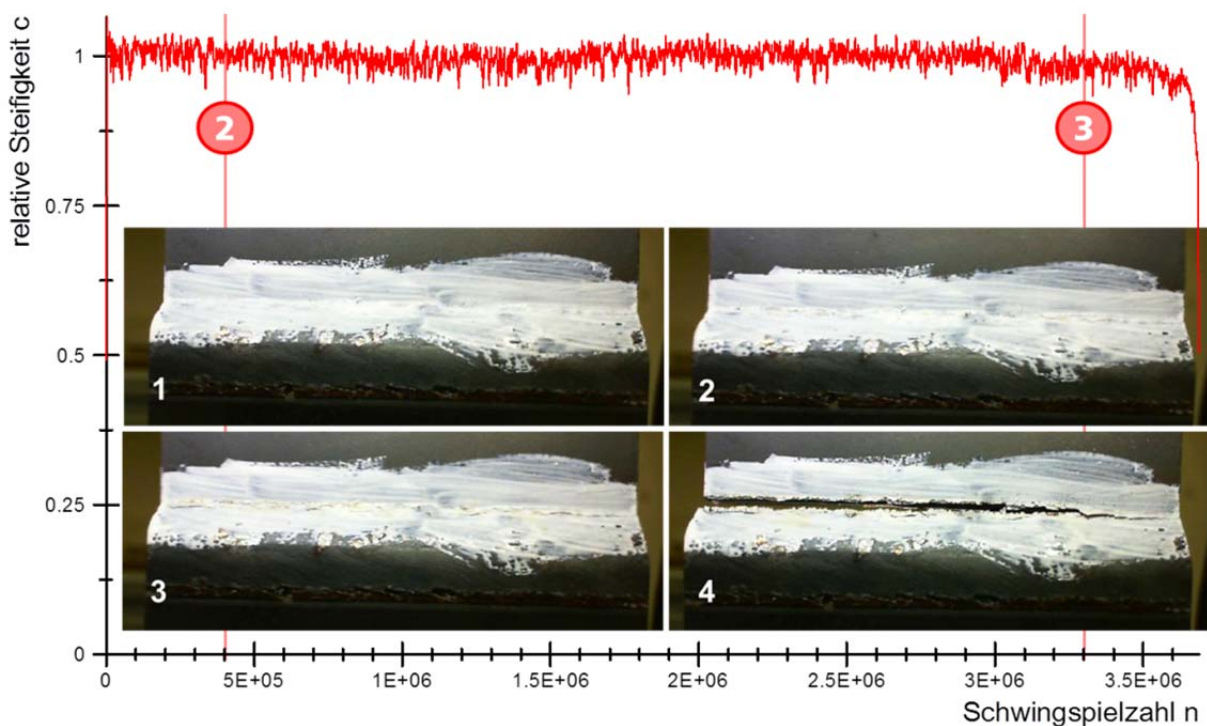


ABBILDUNG 5.17: ANRISSERKENNUNG MITTELS ZINKOXID AM BEISPIEL EINER SCHERZUGPROBE AUS STAHL

Ergänzend wurden stichprobenartig Proben mit Dehnungsmessstreifen in der Nähe der Schweißnaht appliziert und schwingend belastet. Zur Anrissdetektion wurden die Dehnungsamplituden ausgewertet, Abbildung 5.18.

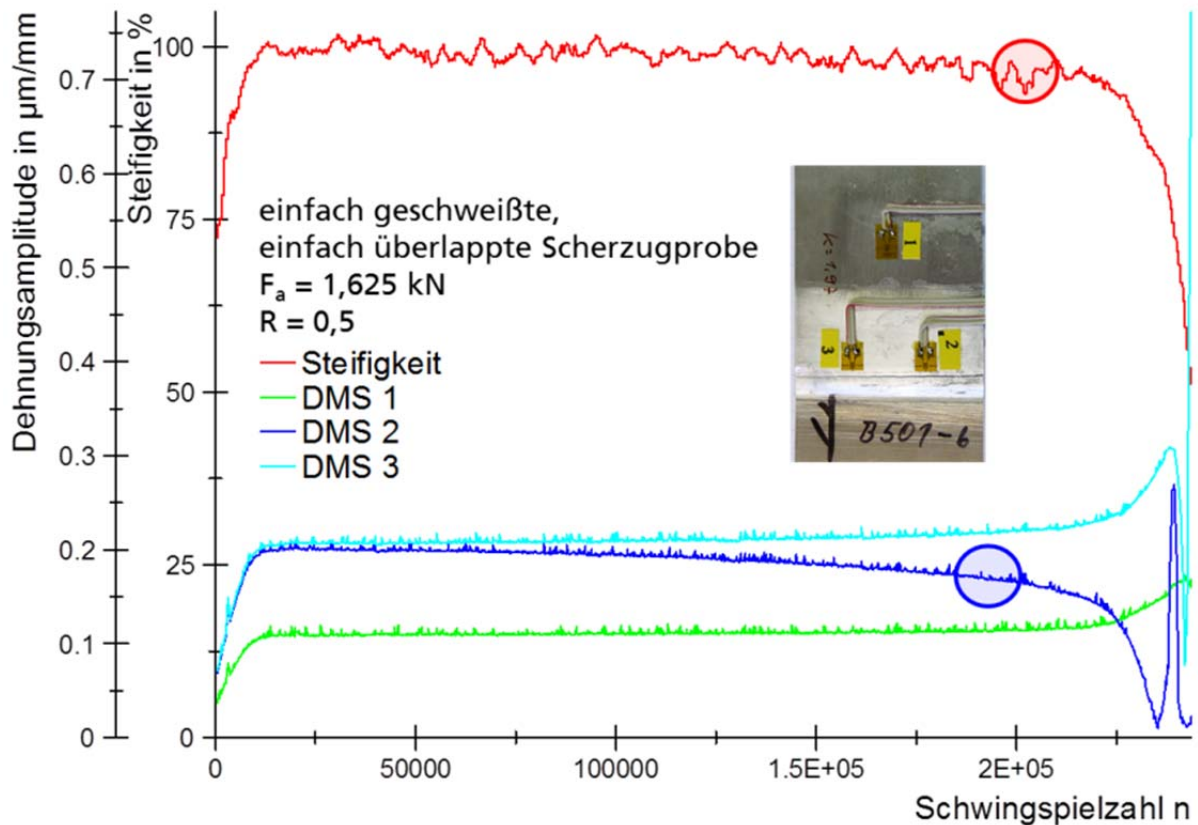


ABBILDUNG 5.18: ANRISSERKENNUNG MITTELS DMS AM BEISPIEL EINER SCHERZUGPROBE AUS ALUMINIUM

Es zeigte sich, dass die Zinkoxidpaste sehr früh auf erste Oberflächenveränderungen in der Nahtübergangskerbe reagiert. Lokal gemessene Dehnungsamplituden erweisen sich ebenfalls wie erwartet sehr sensibel. Sowohl bei der optischen Auswertung auf Basis der Zinkoxidpaste als auch bei der Auswertung der Dehnungsamplituden können erste Signaländerungen und ein beschleunigtes Risswachstum erkannt werden, Abbildung 5.19. Ein technischer Anriss kann allerdings mit deutlich geringerem Aufwand und ausreichender Genauigkeit anhand des beschleunigten Steifigkeitsabfalls detektiert werden (vgl. auch [A233]). Außerdem bietet die Auswertung des beschleunigten Steifigkeitsabfalls die Möglichkeit, auch die beidseitig geschweißten Probenvarianten, bei denen der Anriss nicht sichtbar in der Wurzelkerbe erfolgt, nach demselben Kriterium auszuwerten. Dies zeigt auch eine gute Korrelation mit einem optisch detektierten beschleunigten Risswachstum und wird daher im Folgenden als technischer Anriss bezeichnet.

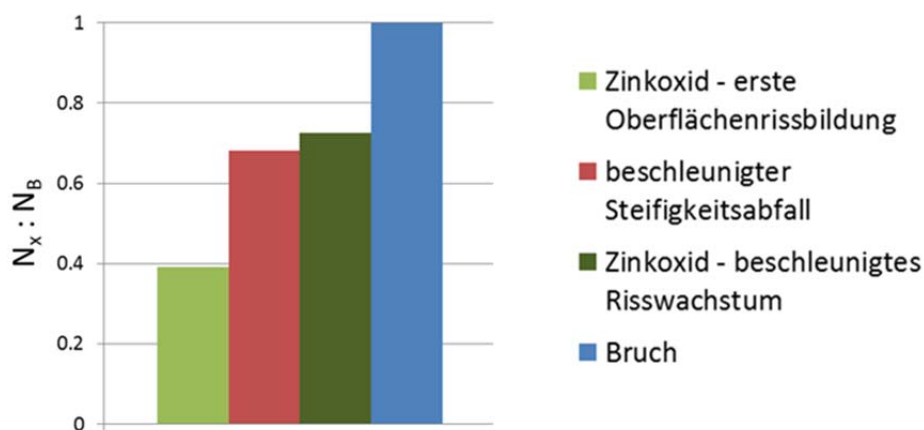


ABBILDUNG 5.19: VERGLEICH UNTERSCHIEDLICHER METHODEN ZUR ANRISSERKENNUNG

5.3.2.1 ALUMINIUM

Da die beidseitig geschweißten einfach überlappten Scherzugproben aus Aluminium mit einer Blechdicke von $t = 2,5$ mm einen sehr hohen Winkerverzug aufwiesen, wurden diese vor Versuchsdurchführung thermomechanisch gerichtet. D.h. die Proben wurden in bei einer Temperatur von $T = 220$ °C mittels einer Richtvorrichtung in die Sollposition gebracht und so für zwei Stunden gehalten. Dadurch konnte der Verzug deutlich reduziert werden, Abbildung 5.20. Stichprobenartige Schwingfestigkeitsversuche mit wärmebehandelten und nicht wärmebehandelten Proben (beide Varianten ohne Richten) ließen keinen Einfluss der reinen Wärmebehandlung auf die Schwingfestigkeit erkennen.

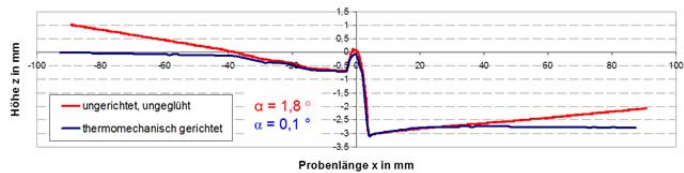


ABBILDUNG 5.20: VORRICHTUNG ZUM THERMO-MECHANISCHEN RICHTEN (LINKS) UND WINKELVERZUG VOR UND NACH DEM RICHTEN (RECHTS)

Die Versagensorte liegen wie erwartet bei den einseitig geschweißten Scherzugproben in der Wurzelkerbe und bei den beidseitig geschweißten Scherzugproben im Nahtübergang, Abbildung 5.21.



ABBILDUNG 5.21: BRUCHSTELLEN EINFACH ÜBERLAPPTER SCHERZUGPROBEN AUS ALUMINIUM

Die Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche sind in Abbildung 5.22 und Abbildung 5.23 dargestellt. In Abbildung 5.22 sind die Anriss-, in Abbildung 5.23 die Bruchschwingspielzahlen aufgetragen.

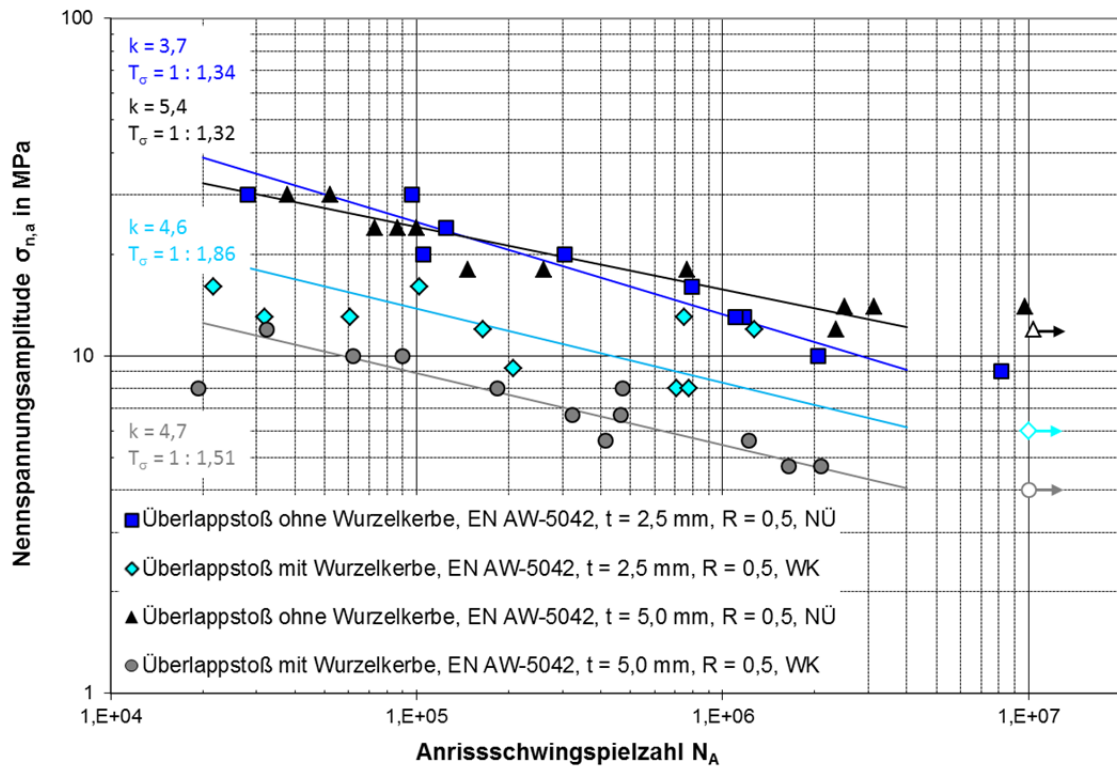


ABBILDUNG 5.22: ANRISSCHWINGSPIELZAHLEN EINFACH ÜBERLAPPTER SCHERZUGPROBEN AUS ALUMINIUM

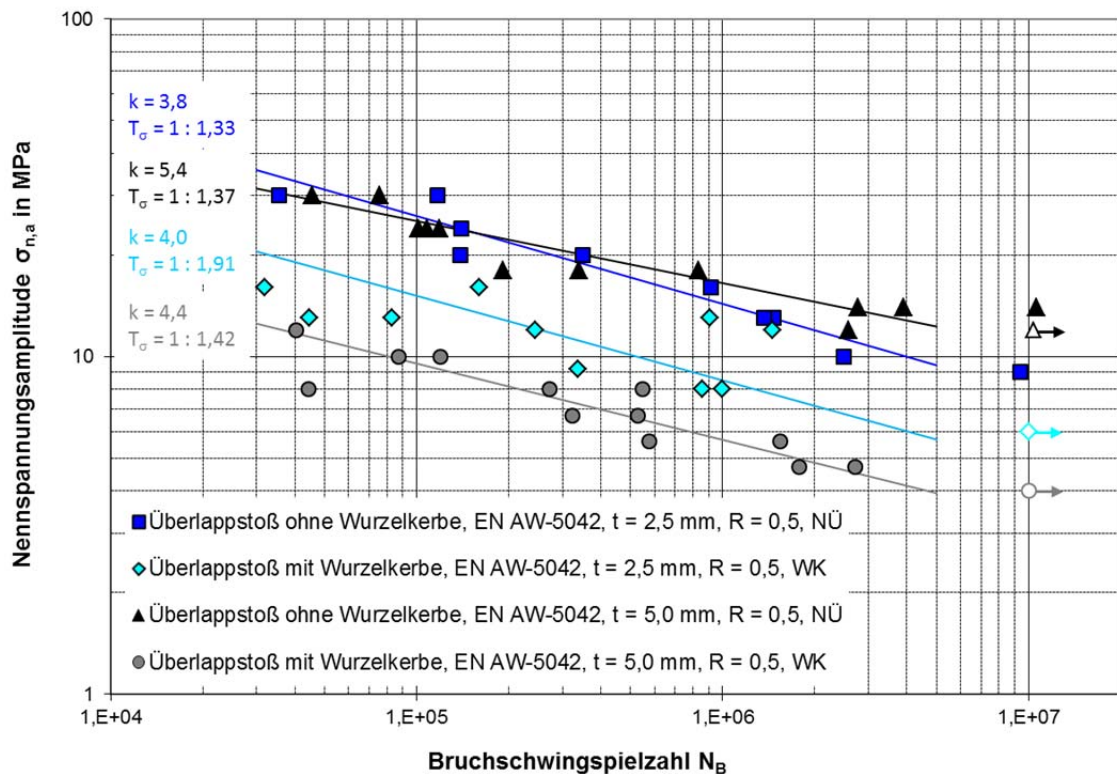


ABBILDUNG 5.23: BRUCHSCHWINGSPIELZAHLEN EINFACH ÜBERLAPPTER SCHERZUGPROBEN AUS ALUMINIUM

5.3.2.2 STAHL

Da bei der beidseitig geschweißten Variante aus Stahlblech mit $t = 1,5$ mm (Abbildung 5.24 unten links) die hohen Oberlasten bei Schwingfestigkeitsversuchen mit $R = 0,5$ zu einem Versagen im Grundwerkstoff führten, wurde diese Probenvariante bei einem Lastverhältnis von $R = 0,1$ geprüft.

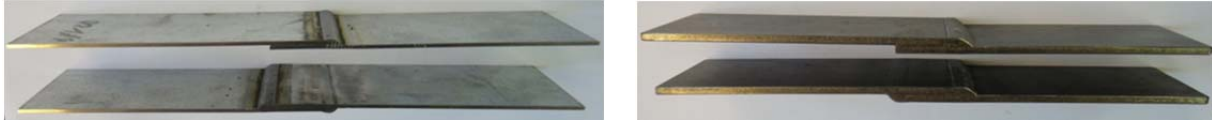


ABBILDUNG 5.24: EINFACH ÜBERLAPPTE SCHERZUGPROBEN AUS STAHL

Bei der beidseitig geschweißten Variante kam es wie erwartet zu Nahtübergangsversagen. Ein Versagen der einseitig geschweißten Scherzugproben aus Stahl erfolgte bei beiden Blechdicken sowohl von der Wurzelkerbe als auch vom Nahtübergang. Zum Teil sind auch an beiden potenziellen Versagensorten Risse detektierbar, vgl. Abbildung 5.25.



ABBILDUNG 5.25: ANRISSORTE BEI EINFACH ÜBERLAPPTEN SCHERZUGPROBEN AUS STAHL (EINSEITIG GESCHWEISST)

In den folgenden Abbildungen sind die Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche zusammengefasst. Abbildung 5.26 zeigt die Anriss-, Abbildung 5.27 die Bruchschwingspielzahlen.

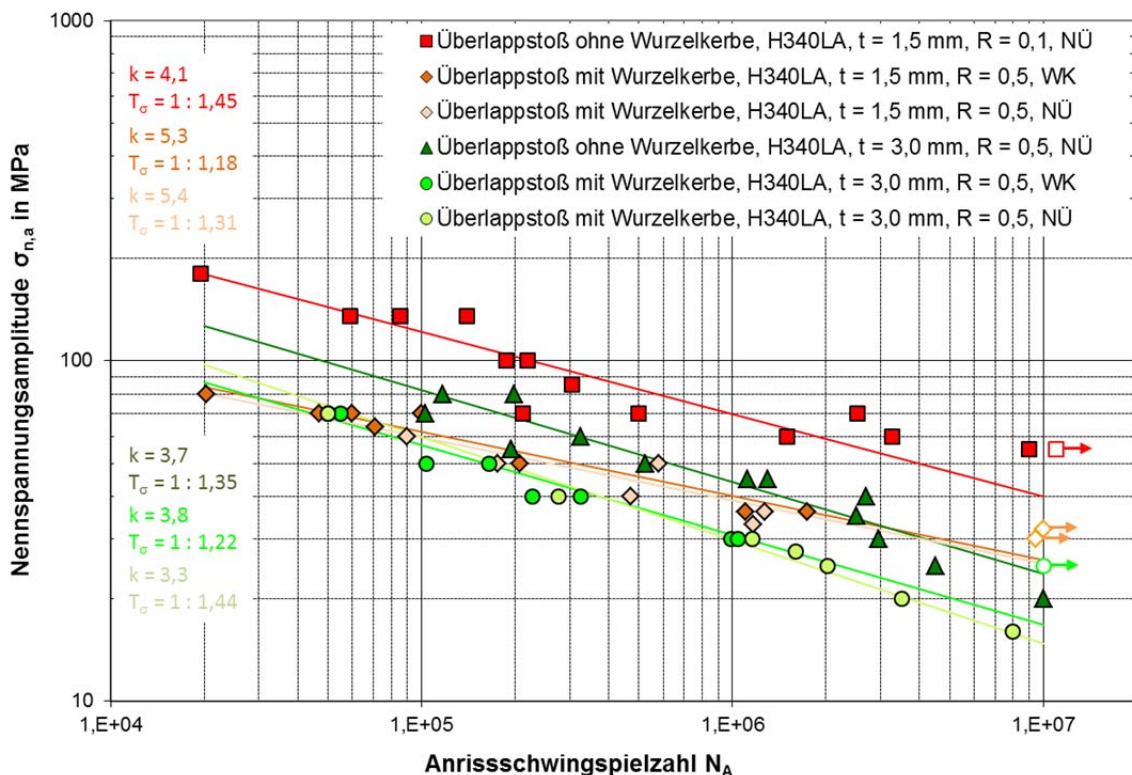


ABBILDUNG 5.26: ANRISSSCHWINGSPIELZAHLEN EINFACH ÜBERLAPPTER SCHERZUGPROBEN AUS STAHL

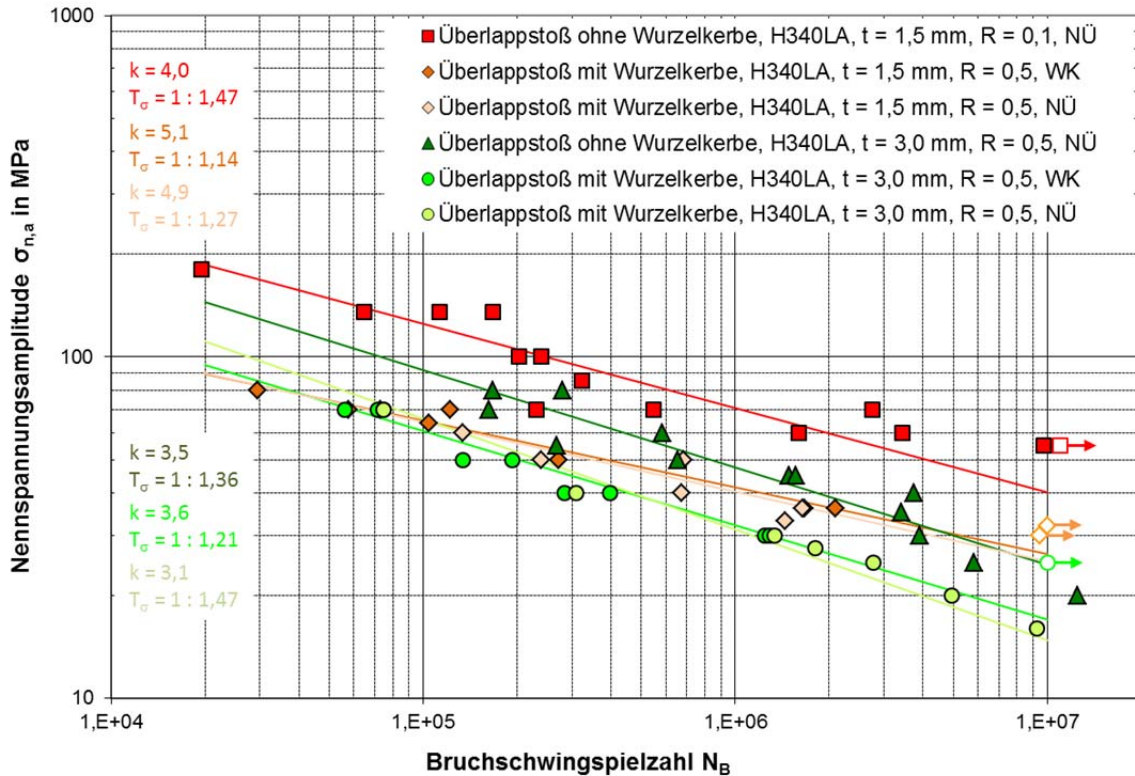


ABBILDUNG 5.27: BRUCHSCHWINGSPIELZAHLEN EINFACH ÜBERLAPPTER SCHERZUGPROBEN AUS STAHL

5.3.3 T-STÖSSE

Bei den Versuchen gilt als Versagenskriterium ein vollständiger Bruch. Parallel neben den Versuchen wurden auch Werte für die Anrisserkennung aufgezeichnet, hauptsächlich mit dem Steifigkeitsabfall, der sich aus dem Prüfmaschinenweg ergibt.

Das festgelegte Versagenskriterium ist ein vollständiger Bruch. Bei allen geprüften einseitig geschweißten Proben gingen die Brüche von der Nahtwurzel (NW) aus. Die beidseitig geschweißten Proben brachen alle beim unteren Nahtübergang (NÜ) bei der A-Schweißnaht (Abbildung 4-27), bis auf eine Probe, die beim Nahtübergang auf der B-Schweißnaht gebrochen ist. In den Abbildung 5-28 bis Abbildung 5-31 sind beispielhaft vier Bruchbilder für die Kombinationen mit den beiden Spannungsverhältnissen R=0 und R=-1 und den beiden Probenvarianten des T-Stoßes aus Stahl dargestellt.

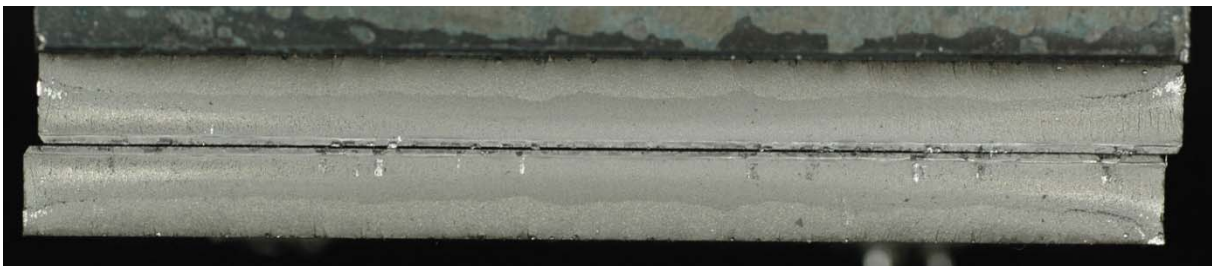


ABBILDUNG 5-28: BRUCHBILD - F351 (R=0, EINSEITIG GESCHWEISST, NAHTWURZEL)



ABBILDUNG 5-29: BRUCHBILD - F252 (R=0, BEIDSEITIG GESCHWEISST, NAHTÜBERGANG)

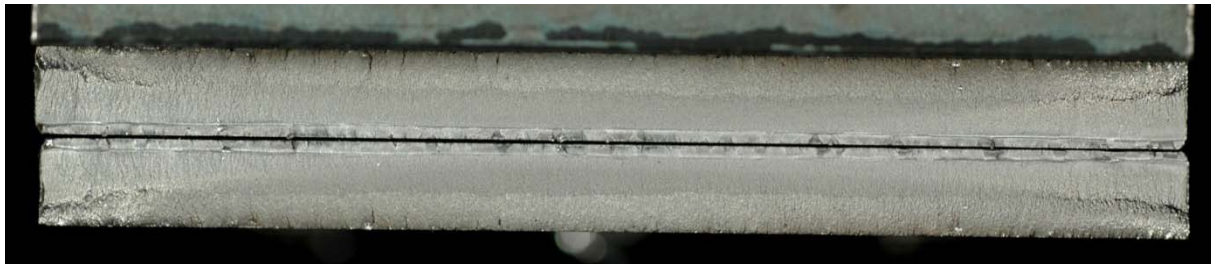


ABBILDUNG 5-30: BRUCHBILD - F343 (R=-1, EINSEITIG GESCHWEISST, NAHTWURZEL)

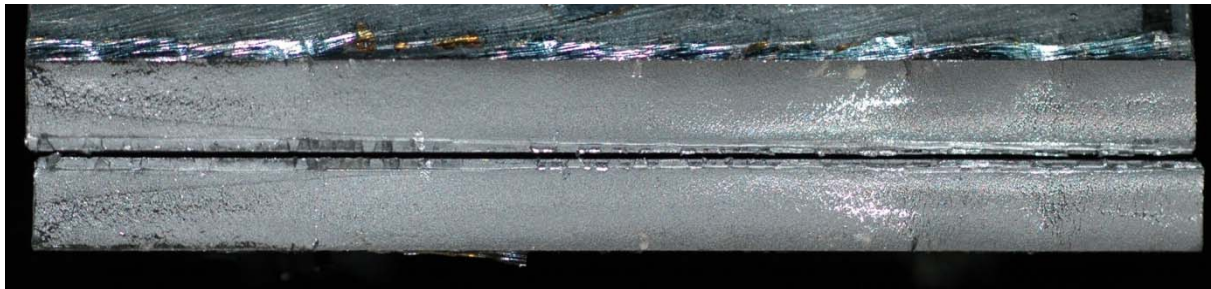


ABBILDUNG 5-31: BRUCHBILD - F332 (R=-1, BEIDSEITIG GESCHWEISST, NAHTÜBERGANG)

5.3.3.1 ALUMINIUM

Die Ergebnisse der T-Stoß-Proben aus Aluminium sind in Abbildung 5-32 und Abbildung 5-33 dargestellt. In beiden Diagrammen ist auf der Abszisse doppellogarithmisch die Kerbspannungsamplitude aufgetragen.

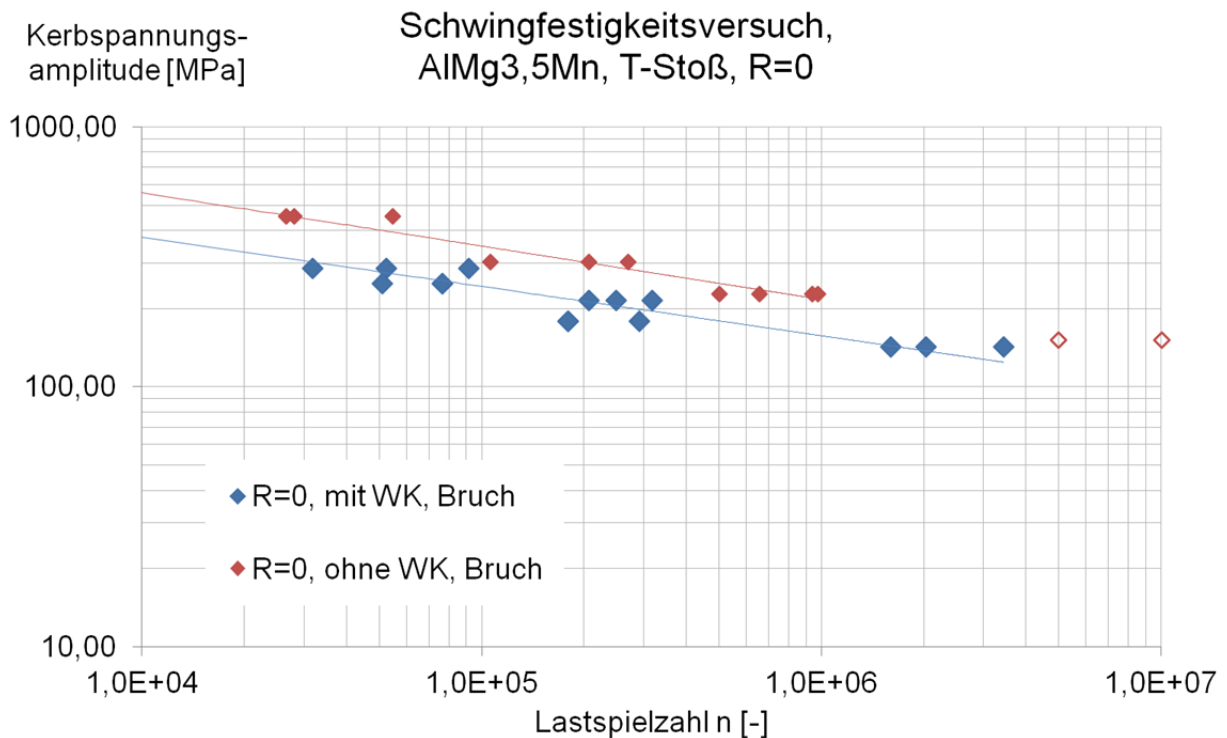


ABBILDUNG 5-32: ERGEBNISSE DER SCHWINGFESTIGKEITSVERSUCHE BEI R=0, T-STOSS, ALUMINIUM

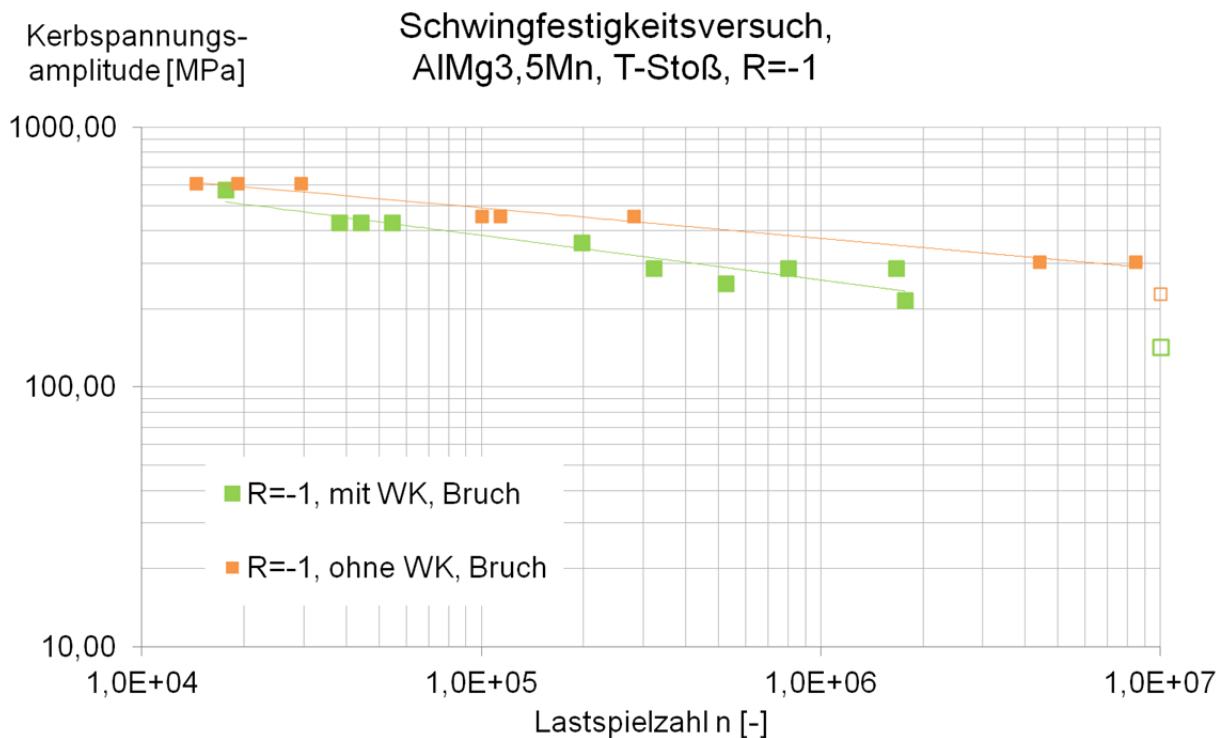


ABBILDUNG 5-33: ERGEBNISSE DER SCHWINGFESTIGKEITSVERSUCHE BEI R=-1, T-STOSS, ALUMINIUM

5.3.3.2 STAHL

In den Abbildung 5-34 bis Abbildung 5-37 sind die Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche in Diagrammen dargestellt. Dabei wird die Kraftamplitude über der Schwingzahl aufgetragen. Die ertragbaren Kraftamplituden sind zum einen über der Bruch- als auch über der Anriss-schwingzahl aufgetragen. Zu den Versuchspunkten werden Regressionsgeraden als Wöhlerlinien gezeichnet. Die Regressionslinien wurden mit Hilfe der Methode zur „Minimierung der Abstandsquadrate“ erstellt. Dabei wurde die Regression über die Mittelwerte der einzelnen Belastungshorizonte ohne Gewichtung bzw. gleiche Gewichte für alle Horizontmittelwerte durchgeführt. Alle Versuchsergebnisse wurden im Bereich zwischen $1 \cdot 10^4$ bis $1 \cdot 10^7$ aufgetragen und befinden sich im Zeitfestigkeitsbereich. Alle bei den Versuchen ermittelten Durchläufer wurden mit einem Pfeil gekennzeichnet.

Aus den Diagrammen können die Angaben über die Neigung k , sowie k^* für die Bruch- sowie für die Anrisswöhlerlinie abgelesen werden. Des Weiteren können die Streuspannen für die Last und die Schwingspielzahl, T_L und T_N , sowie der Lasthorizont F_D beim Knickpunkt $N_D = 2 \cdot 10^6$ aus den Diagrammen abgelesen werden. Die Neigung der Wöhlerlinie nach dem Abknickpunkt bei $N_D = 2 \cdot 10^6$ beträgt immer $k^* = 22$. In Tabelle 5-2 sind alle Werte aus den Diagrammen zusammengefasst.

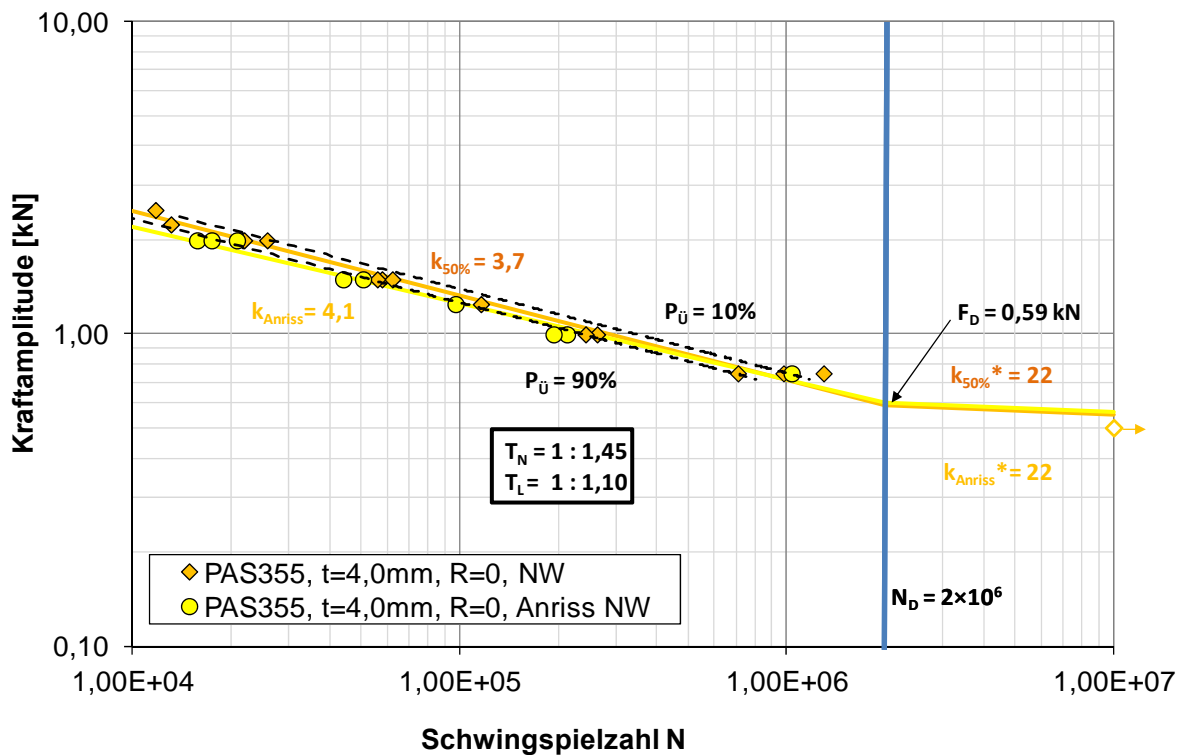


ABBILDUNG 5-34: ERGEBNISSE DER SCHWINGFESTIGKEITSVERSUCHE BEI R=0 FÜR DIE EINSEITIG GESCHWEISSTEN T-STÖSSE

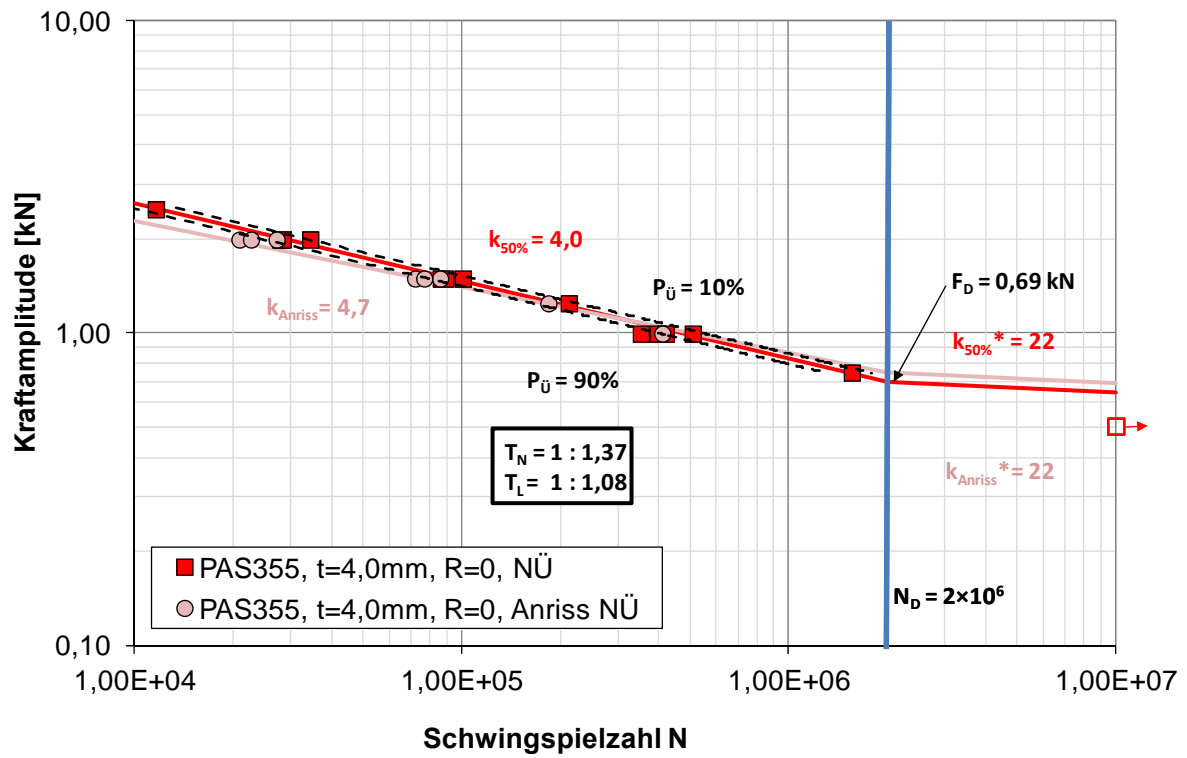


ABBILDUNG 5-35: ERGEBNISSE DER SCHWINGFESTIGKEITSVERSUCHE BEI R=0 BEI DEN BEIDSEITIG GESCHWEISSTEN T-STÖSSEN

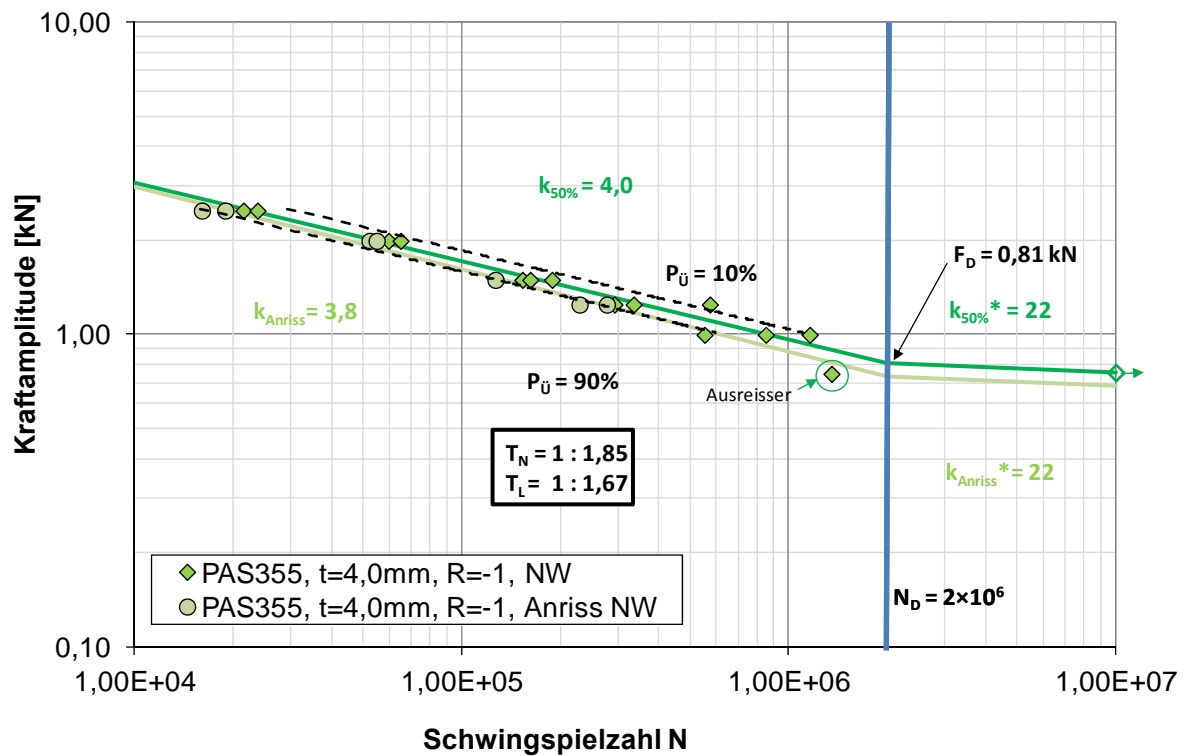


ABBILDUNG 5-36: ERGEBNISSE DER SCHWINGFESTIGKEITSVERSUCHE BEI R=-1 BEI DEN EINSEITIG GESCHWEISSTEN T-STÖSSEN

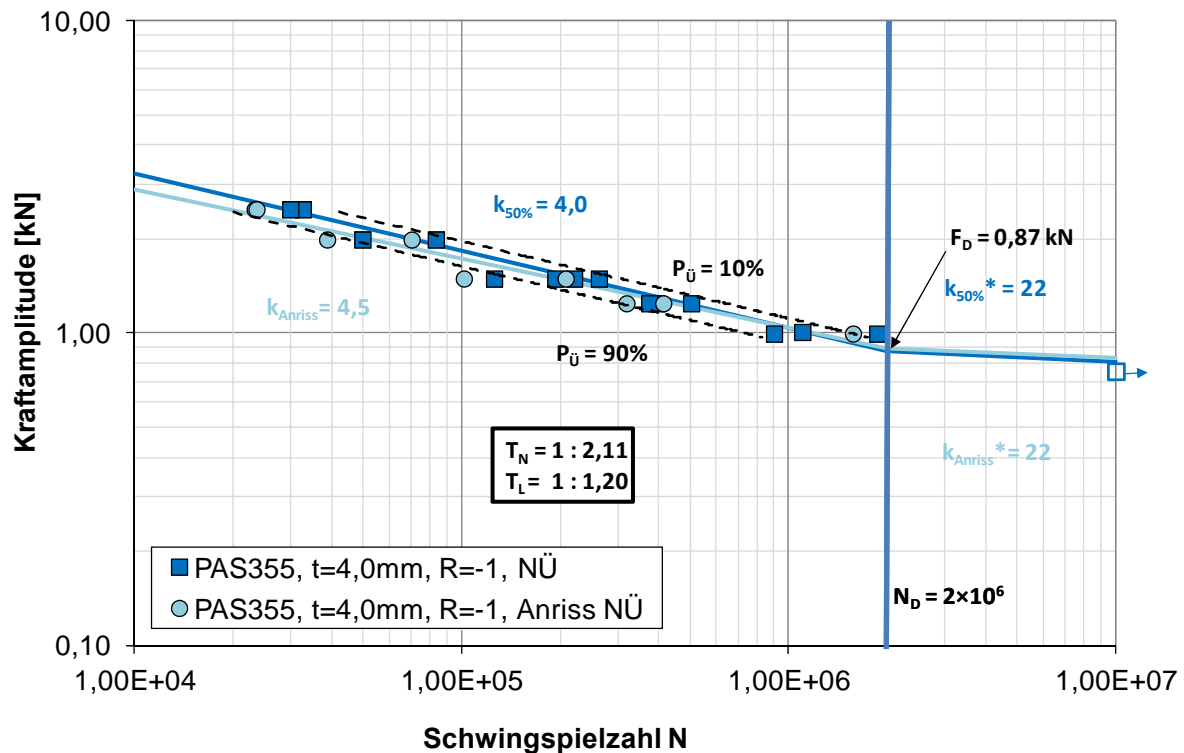


ABBILDUNG 5-37: ERGEBNISSE DER SCHWINGFESTIGKEITSVERSUCHE BEI R=-1 BEI DEN BEIDSEITIG GESCHWEISSTEN T-STÖSSEN

TABELLE 5-2: ERGEBNISSE AUS DEN WÖHLERDIAGRAMMEN

		$k_{50\%}$	k_{Anriss}	$k_{50\%}^*$	k_{Anriss}^*	T_N	T_L	N_D	F_D [kN]
R = 0	NW	3,7	4,1	22,0	22,0	1:1,45	1:1,10	2×10^6	0,59
	NÜ	4,0	4,7	22,0	22,0	1:1,37	1:1,08	2×10^6	0,69
R = -1	NW	4,0	3,8	22,0	22,0	1:1,85	1:1,67	2×10^6	0,81
	NÜ	4,0	4,5	22,0	22,0	1:2,11	1:1,20	2×10^6	0,87

5.3.4 DOPPELROHRPROBE

5.3.4 Zu Beginn der Versuchsdurchführung wird zunächst eine geeignete Probengeometrie ermittelt, die sich zur Durchführung der Bauteilversuche eignet. In diesem Kapitel wird die Vorgehensweise erläutert, die angewendet wird um eine geeignete Probengeometrie zu finden. Der Schwerpunkt liegt dabei auf der Definition der makroskopischen Geometrie. Die mikroskopische Geometrie der Schweißnaht wird, soweit möglich, erhalten. Verschiedene Rahmenbedingungen werden bei der Auswahl der Geometrie betrachtet. So liegt der Prüfbereich der Torsionsmaschine bei einer Torsionsamplitude ΔM von 1000Nm und Kerbwirkungen aus den einzelnen Arbeitsschritten bei der Herstellung sollen vermieden werden.

Unter anderem von großer Bedeutung ist der Prüfbereich der verwendeten Exzentermaschine. Erreichbar sind Drehmomentschwingbreiten bis $\Delta M=1000Nm$. Dies schränkt die verwendbaren

Durchmesser stark ein und wird daher während der Versuchsplanung berücksichtigt. So werden die Rohrproben außen im Schweißnahtbereich auf eine aus den Versuchen ermittelte Nennwandstärke abgedreht, damit sich die Kerbwirkung der Nahtanfangs- und Nahtendkerbe erheblich erhöht und die ertragbare Nennspannung absinkt.

5.3.4.1 STAHL

Die Rohkörper der Proben besitzen einen Außendurchmesser von 46,3mm. Bei einer genaueren Begutachtung der Proben fällt auf, dass die Wandstärke bedingt durch einen unregelmäßigen Innendurchmesser einer recht großen Schwankungsbreite unterliegt, wie Abbildung 5-38 zeigt.

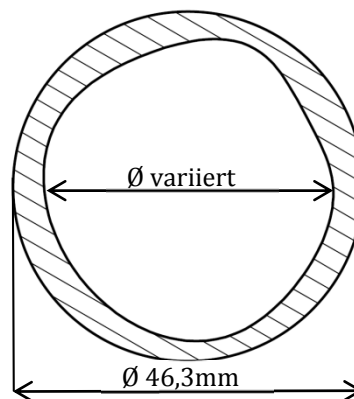


ABBILDUNG 5-38: SCHWANKUNG DER WANDSTÄRKE

Da das geschilderte Problem schon während der Probenfertigung erkannt werden konnte, wurden alle Proben, von der Naht ausgehend in beide Richtungen, auf einer Länge von je 20mm ausgedreht. Um die Schwankungsbreite vor allem im Hinblick auf die FE-Berechnung genauer charakterisieren zu können, wird außerdem eine Messreihe erstellt, bei der 10 Proben an je 9 Stellen vermessen werden, um die maximalen und minimalen Werte der Wandstärke genauer zu erfassen. Die Ergebnisse dieser Messungen sind in Abbildung 5-39 zusammenfassend dargestellt.

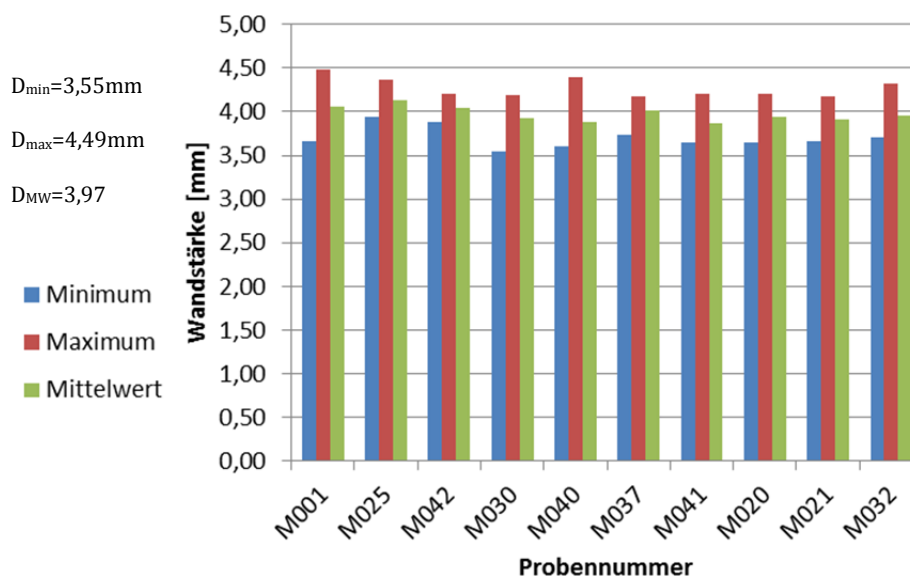


ABBILDUNG 5-39: WANDSTÄRKENVERTEILUNG DER STAHLPROBEN

Die gezeigte Abbildung listet außerdem die Extremwerte als auch die, für die gesamte Messreihe gebildeten Mittelwerte auf. Sie dient der Veranschaulichung der auftretenden Wandstärkenschwankung um bis zu 0,8mm, die Standardabweichung hat für die durchgeführte Messung einen Wert von $\sigma_{Mess} = 0,2$ und ist ein weiteres Maß für die sehr hohe Schwankungsbreite der Wandstärke.

Es stehen für die Versuchsdurchführung der Stahlproben zwei Messreihen zur Verfügung, eine Probenreihe mit einer durchgeschweißten Schweißnaht (L-Reihe), sowie eine weitere mit einer unvollständig geschweißten Naht (M-Reihe), welche eine Wurzelkerbe bildet.

M-Reihe (wurzelgekerbt)

Unter Berücksichtigung der Wurzelkerbe und der damit einhergehenden Querschnittsreduzierung werden die genannten Nennschubspannungen in Drehmomente umgerechnet. Das Ergebnis dieser Berechnung ist, dass bei einer Nennspannung von 100 MPa ein Torsionsmoment von 550 Nm erforderlich wäre. Da dies sehr nah an dem möglichen Prüfbereich liegt, wird zunächst versucht, die Proben ohne abdrehen zu prüfen, um das Bearbeiten der Prüfkörper zu vermeiden und die Nahtübergangskerben an der Außenseite zu erhalten. Nach der Bewertung der ersten Ergebnissen stellt sich allerdings heraus, dass wie nach der Berechnung zu erwarten war, eine Anpassung des Querschnitts nötig ist. Die Rechnung ergibt, dass ein Außendurchmesser von 46,3 mm ausreichend sein müsste, um dem vorgegebenen Drehmomentfenster zu entsprechen. Nachdem die Wandstärke um 1mm reduziert wird, können zufriedenstellende Ergebnisse erzielt werden. Die verbliebenen Proben werden daher nach der, in Abbildung 5-40 gezeigten Geometrie gefertigt.

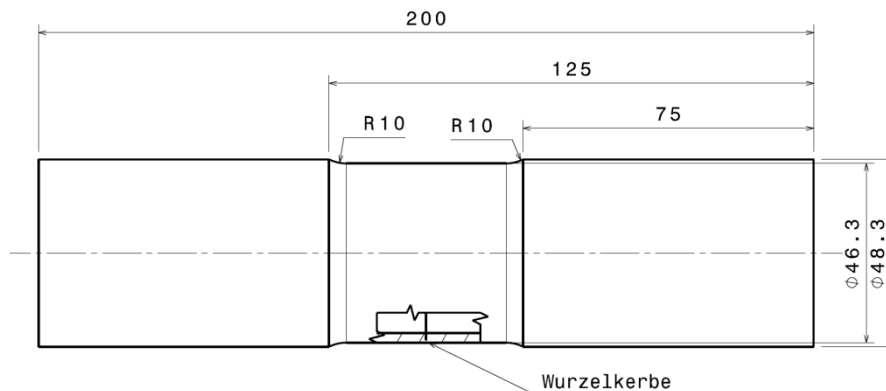


ABBILDUNG 5-40: GEOMETRIE M-REIHE

L-Reihe (Durchgeschweißst)

Der tragende Querschnitt wird auf einen Durchmesser von 43,3 mm reduziert. Die restliche Wandstärke von ca. 1,5 mm liegt damit in einem ähnlichen Bereich wie die der wurzelgekerbten Proben.

Die Versuche mit dem erneut reduzierten Durchmesser zeigen, dass die durch das Innenausdrehen verursachte Kerbe, die maßgebliche Schwachstelle der Rohrproben darstellt. Die getesteten Proben versagten nicht an den beiden Nahtübergangskerben, sondern an der, durch das Ausdrehen erzeugten Formkerbe. Darüber hinaus kann während der Versuchsdurchführung eine starke Erwärmung im Bereich der späteren Bruchstelle registriert werden, welche auf plastische Verformungen hindeutet. Das durchgehende Ausdrehen der Probe zur Beseitigung der Kerbe bringt nicht das gewünschte Ergebnis bringt da die Proben weiterhin an dem noch teilweise

erkennbaren Durchmesserübergang versagen. Wie weiter oben bereits geschildert, weist die Oberfläche zudem eine für Schwingversuche nicht akzeptable Qualität auf. Da die erreichten Schwingspielzahlen allerdings für die bis zu diesem Zeitpunkt durchgeführten Vorversuche in dem gewünschten Prüfbereich liegen, wird an der Wandstärke von ca. 1,5 mm festgehalten und im Weiteren lediglich die Form der Probe geändert.

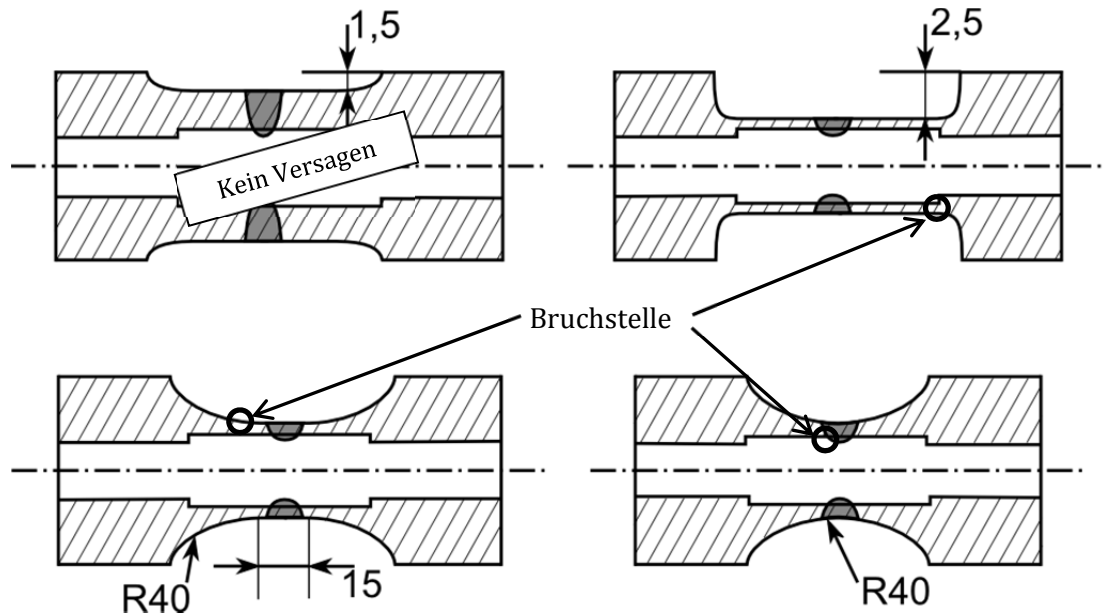


ABBILDUNG 5-41: VERLAUF PROBENDEFINITION L-REIHE

Zunächst wird der zum Abdrehen verwendete Übergangsradius von $R = 10 \text{ mm}$ auf $R = 40 \text{ mm}$ erhöht. Darüber hinaus wird die Probe nicht wie zuvor auf einer Länge von 50 mm abgedreht sondern nur noch auf einer Länge von 15 mm . So kann der Querschnitt im Bereich der erzeugten Formkerbe bis auf den des Grundwerkstoffs erhöht werden, um das Versagen an dieser Stelle auszuschließen. Die darauffolgenden Versuche können allerdings wiederum kein Versagen an der Nahtübergangskerbe verursachen. Stattdessen versagen die Proben daraufhin im Bereich der einsetzenden Durchmessererhöhung. Bei der Fertigung wurde durch das Ansetzen des Drehmeißels eine weitere Kerbe erzeugt. Zur Vermeidung dieses Problems, wird auf den für mögliche Dehnungsmessungen vorgesehenen konstanten Rohrquerschnitt verzichtet. Um den Drehmeißel während des Drehvorgangs nicht absetzen zu müssen und somit das Einbringen neuer Formkerben zu vermeiden, wird eine kontinuierliche Ausrundung im Bereich der Schweißnaht erzeugt. Mit der in Abbildung 5-42 dargestellten Probengeometrie, können daraufhin während der Versuche, bei einem Drehmoment von $M = 500 \text{ Nm}$ Ergebnisse im Bereich von ca. $N \approx 10.000$ Lastwechseln erzielt werden. Da der Versagensort durch die getroffenen Maßnahmen jetzt an der Schweißnaht auftritt, können die verbleibenden Probenkörper mit der abgebildeten Geometrie gefertigt und für die Versuche freigegeben werden.

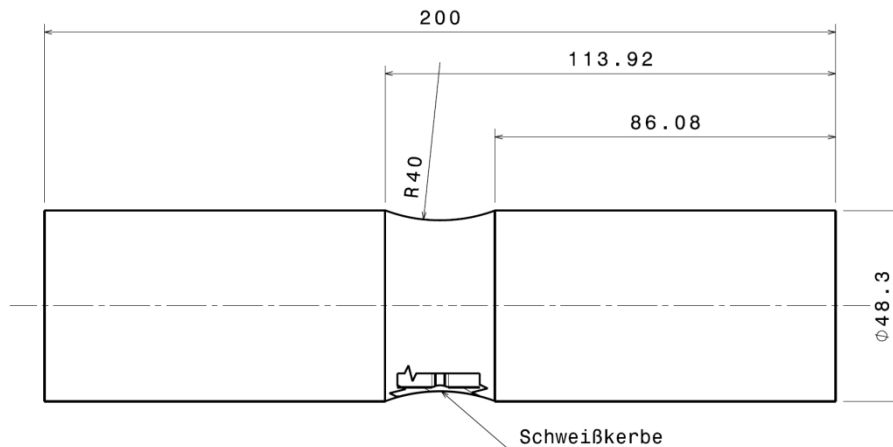


ABBILDUNG 5-42: GEOMETRIE L-REIHE

Als Zwischenfazit kann festgehalten werden, dass die Schwierigkeiten, eine geeignete Geometrie zu finden, auf eine geringe Kerbwirkung der Schweißnaht schließen lassen. Die Kerbwirkung der Nahtübergangskerben stellte sich im Vergleich zu den anderen Kerben die durch die Nachbearbeitung verursacht wurden als weniger gravierend heraus, was zu den geschilderten Versagensorten führt.

Im Folgenden dargestellt sind die Ergebnisse der Schwingversuche der Stahlproben. Dazu werden in Abbildung 5-43 die Drehmomentamplituden in einem doppellogarithmischen Diagramm gegenüber der erreichten Lastspielzahl aufgetragen. Die Durchläufer sind durch die nicht ausgefüllten Symbole am rechten Rand des Graphs gekennzeichnet.

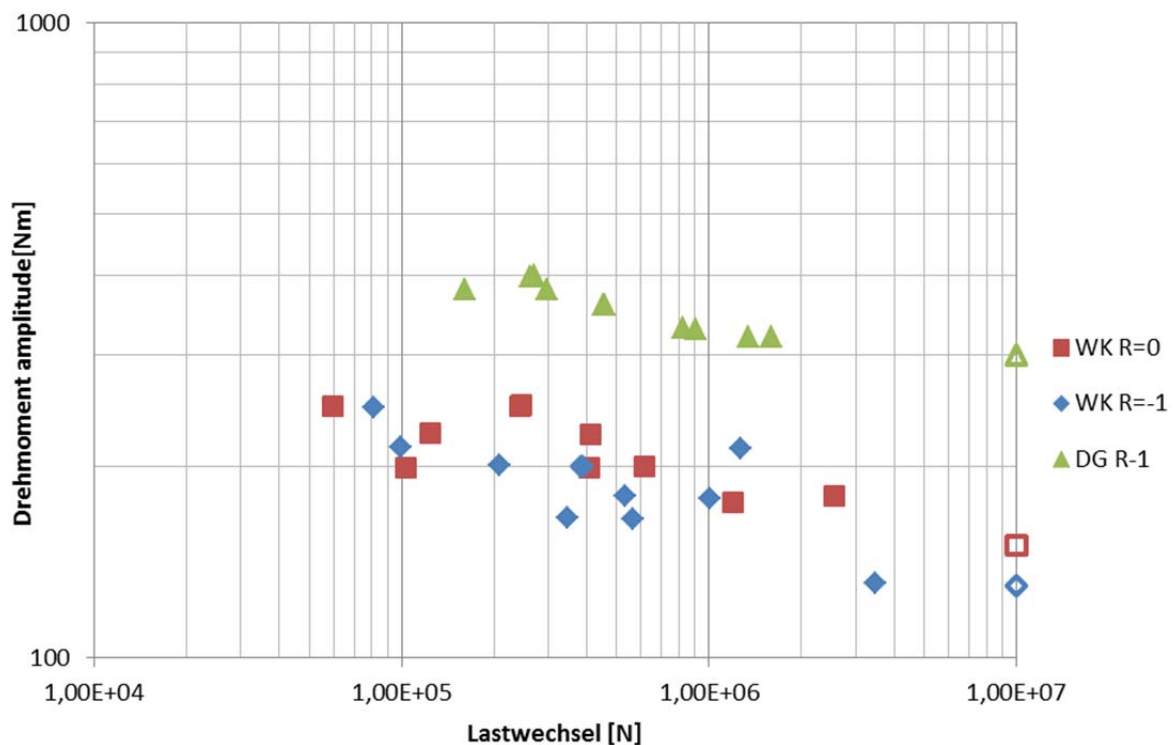


ABBILDUNG 5-43: ERGEBNISSE DES SCHWINGVERSUCHS DER STAHLPROBEN (ROHRVERBINDUNG)

Der Versagensort der dargestellten Ergebnisse ist durch die anfänglichen Untersuchungen im Hinblick auf eine geeignete Geometrie der Probenkörper die erwartete Schwachstelle im Bereich der Schweißnaht. Die wurzelgekerbten Bauteile versagen daher wie erwartet an der Wurzelkerbe und die durchgeschweißten Proben versagen an der Nahübergangskerbe.

Zu erkennen ist außerdem, dass die Werte der wurzelgekerbten Bauteile betragsmäßig geringere Drehmomentamplituden ausgehalten haben als die durchgeschweißten Rohrproben. Dies liegt aber nicht nur an der Kerbwirkung der Wurzelkerbe sondern ist vielmehr auf die Probengeometrie zurückzuführen.

5.3.4.2 ALUMINIUM

Die Aluminiumproben bestehen aus dem Werkstoff *AlMg4,5Mn0,7*. Zur Durchführung der Schwingversuche sind zwei Versuchsreihen à 60 Proben vorhanden. Eine wurzelgekerbte Versuchsreihe (W-Reihe) mit zwei Nahtübergangskerben und einer Nahtwurzelkerbe. Außerdem für die Schwingversuche vorgesehen ist eine Versuchsreihe mit durchgeschweißten Nähten (G-Reihe), welche vier Nahtübergangskerben, zwei am Innendurchmesser und zwei am Außendurchmesser besitzt.

W-Reihe (wurzelgekerbt)

Aus den Erfahrungen der Vorversuche kann bereits geschlossen werden, dass ein Außendurchmesser von 60mm, aufgrund des maximal möglichen Drehmoments der Torsionsprüfmaschine, keine Ergebnisse im Bereich von $N=1 \cdot 10^5$ Schwingspielen liefern würde. Demzufolge wird die Wandstärke um einen Millimeter reduziert. Das Testen mehrere Rohrproben liefert schnell Ergebnisse in dem gewünschten Bereich, daraufhin werden alle verbleibenden Rohrproben außen auf 58mm abgedreht, sodass die in Abbildung 5-44 gezeigte Geometrie entstehen.

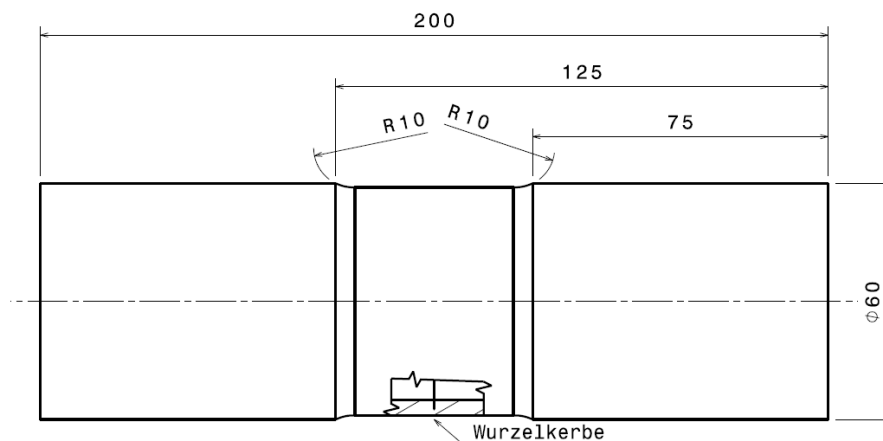


ABBILDUNG 5-44: GEOMETRIE W-REIHE

G-Reihe (Durchgeschweißt)

Schon aufgrund der vermeintlich schwächeren Nahtübergangskerbe kann im Vorfeld des Versuchs damit gerechnet werden, dass die zu einem Schwingbruch führenden Momente bei der G-Reihe, im Vergleich zur wurzelgekerbten Variante, wesentlich höher ausfallen. Darüber hinaus liegt in diesem Fall keine Reduzierung des Querschnitts vor. Da die anfänglichen Versuche mit

der gleichen Geometrie wie bei der W-Reihe, nicht zu den gewünschten Resultaten führten, wird eine erneute Berechnung der Nennspannung durchgeführt, welche auf einen Außendurchmesser von 53mm führt. In den, anschließend an diese Berechnung durchgeführten Versuchen, wird die Wahl des modifizierten Außendurchmessers bestätigt, woraufhin die gesamte Versuchsreihe mit der in Abbildung 5-45 dargestellten Form gefertigt wird.

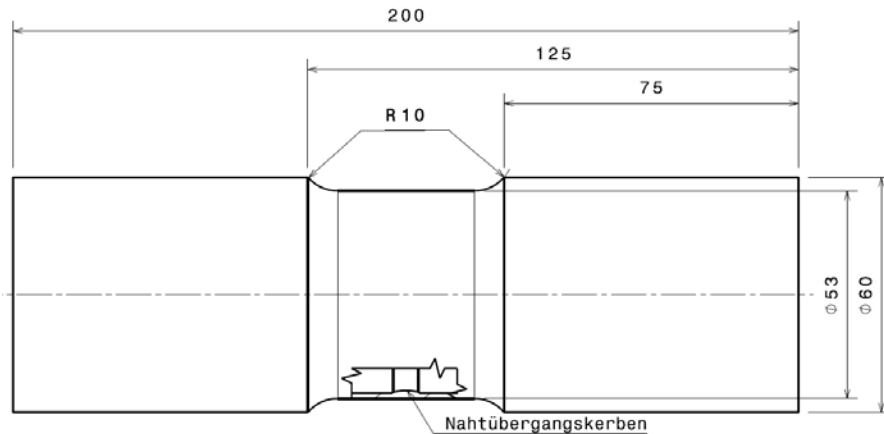


ABBILDUNG 5-45: GEOMETRIE G-REIHE

Im Folgenden Abschnitt sind die Ergebnisse der Schwingversuche der Aluminiumproben dargestellt. Dazu werden wie schon bei den Stahlproben in Abbildung 5-46 die Drehmomentamplituden in einem doppellogarithmischen Diagramm gegenüber der erreichten Lastspielzahl aufgetragen. Die Durchläufer sind wiederum durch die nicht ausgefüllten Symbole am rechten Rand des Graphs gekennzeichnet.

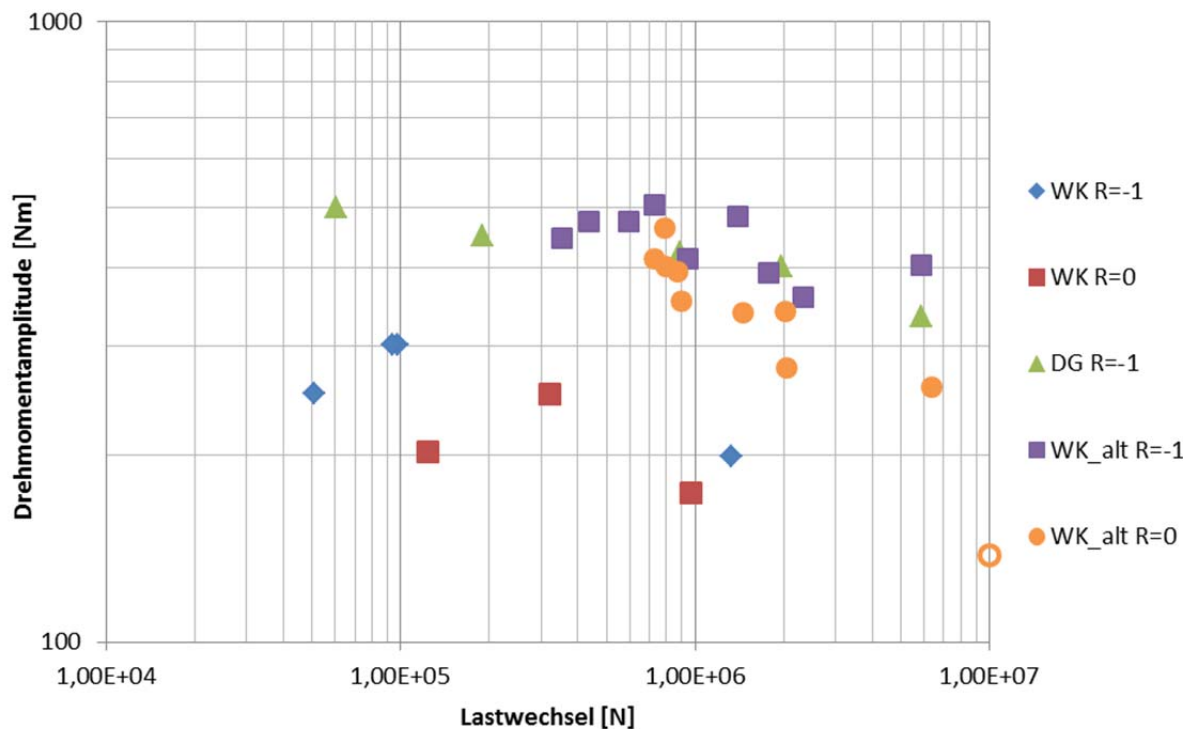


ABBILDUNG 5-46: ERGEBNISSE DES SCHWINGVERSUCHS DER ALUMINIUMPROBEN (ROHRVERBINDUNG)

Die abgebildeten Ergebnisse zeigen das Resultat der Schwingversuche. Die Versagensorte der abgebildeten Ergebnisse sind die erwarteten Schwachstellen an der Nahtübergangskerbe bzw. an der Nahtwurzelkerbe.

Abbildung 5-46 zeigt außerdem die schon vor Beginn der Arbeit vorliegenden Versuchsergebnisse, sie sind in der Legende mit dem Zusatz *alt* gekennzeichnet. Diese mit *alt* gekennzeichneten Versuchsergebnisse wurden mit einer anderen Probengeometrie aufgezeichnet, ihre Drehmomentamplitude ist daher betragsmäßig größer als die der anderen Versuchsreihen.

6. AUSGEWERTETE VERSUCHSERGEBNISSE AUS DER LITERATUR

6.1 ALUMINIUM

Aus abgeschlossenen Forschungsvorhaben wurden bei Verfügbarkeit der lokalen Probengeometrie (metallographische Schliffe der Schweißnaht) und Kenntnis des Versagensortes die Ergebnisse von verschiedenen Schwingfestigkeitsversuchen neu ausgewertet.

Zur Auswertung wurden insgesamt ca. 570 Einzelversuche herangezogen. Diese teilen sich auf in 12 Versuchsreihen mit einem Lastverhältnis $R = -1$, 13 Versuchsreihen mit $R = 0$ und 2 Versuchsreihen mit $R = 0,5$. Dabei wurden Stumpf- und Kehlnähte und unterschiedliche Werkstoffe betrachtet, Abbildung 6.1.

Brandt, U.; Lehrke, H.P.; Sonsino, C.M.; Radaj, D.: Anwendung des Kerbgrundkonzeptes für die Bemessung von Schweißverbindungen aus Aluminiumknetlegierungen. LBF-Bericht Nr. FB-213 (1999)

Kaufmann, H.: Konstruktionsregeln und Betriebsfestigkeit lasergeschweißter Verbindungen aus Aluminium. LBF-Bericht Nr. 7852 (2000)

Grzesiuk, J.G.: Einfluss der Nahtvorbereitung und Nahtausführung auf die Schwingfestigkeit hochwertiger Aluminiumkonstruktionen. Dissertation, TU Clausthal (2004)

Morgenstern, C.: Kerbgrundkonzepte für die schwingfeste Auslegung von Aluminiumschweißverbindungen am Beispiel der naturharten Legierung AlMg4,5Mn und der warmausgehärteten Legierung AlMgSi1 T6. Dissertation, TU Darmstadt (2006)

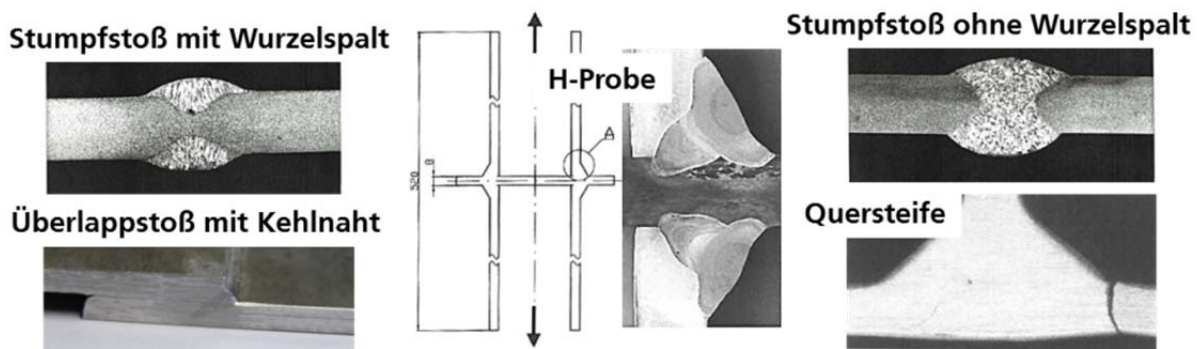


ABBILDUNG 6.1: ÜBERSICHT DER BETRACHTETEN NAHTGEOMETRIEN (ALUMINIUM)

7. RECHNERISCHE ANALYSEN

7.1 ERSTELLUNG VERIFIZIERTER FINITE-ELEMENTE-MODELLE

Anhand der gemessenen, mittleren Geometriemerkmale der Schweißnähte wurden Finite-Elemente-Modelle erstellt, Abbildung 7.1. Die Modelle wurden anhand von quasistatischen Dehnungsmessungen verifiziert.

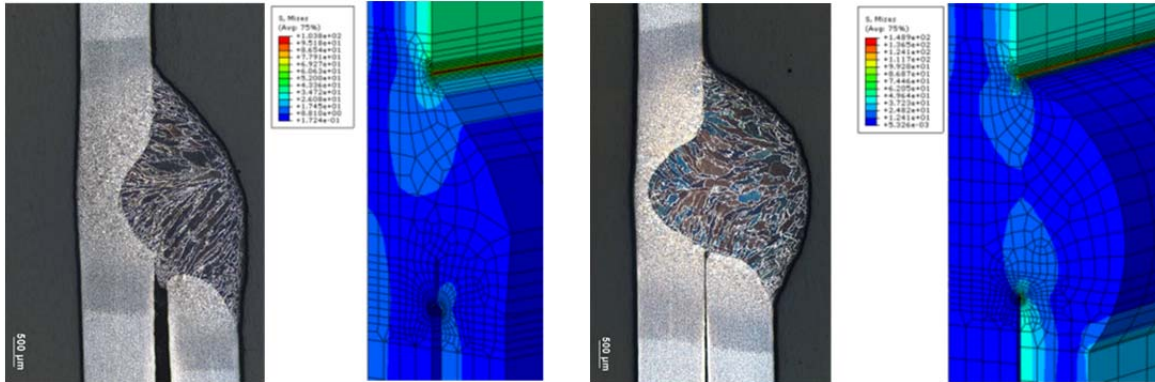


ABBILDUNG 7.1: VERGLEICH REALE SCHWEISSNAHT – FE-MODELL (BEISPIEL EINFACH ÜBERLAPPTE SCHERZUGPROBE AUS STAHL, $t = 1,25$ mm)

In Abbildung 7.2 bis Abbildung 7.5 sind die gemessenen und berechneten Dehnungen gegenübergestellt. Es konnte insgesamt eine gute Übereinstimmung erreicht werden, sodass die erstellten Modelle für weitere Berechnungen herangezogen werden konnten.

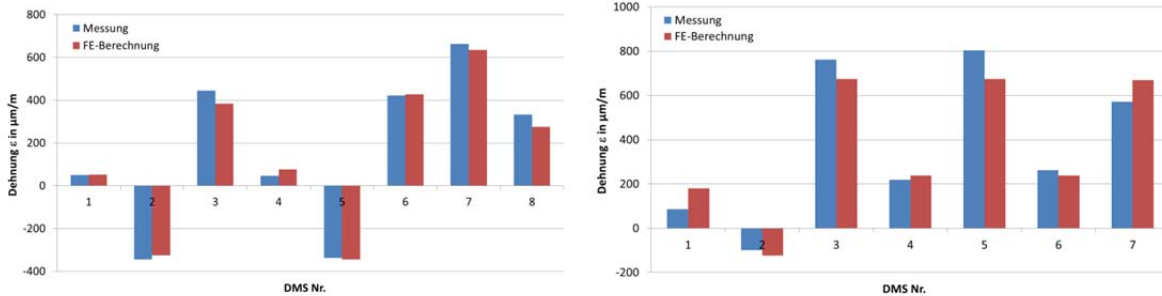


ABBILDUNG 7.2: DEHNUNGSABGLEICH SCHERZUGPROBEN ALUMINIUM, $t = 2,5$ mm, $F = 1,657$ kN, EINSEITIG GESCHWEISST (LINKS), $F = 1,823$ kN, BEIDSEITIG GESCHWEISST (RECHTS)

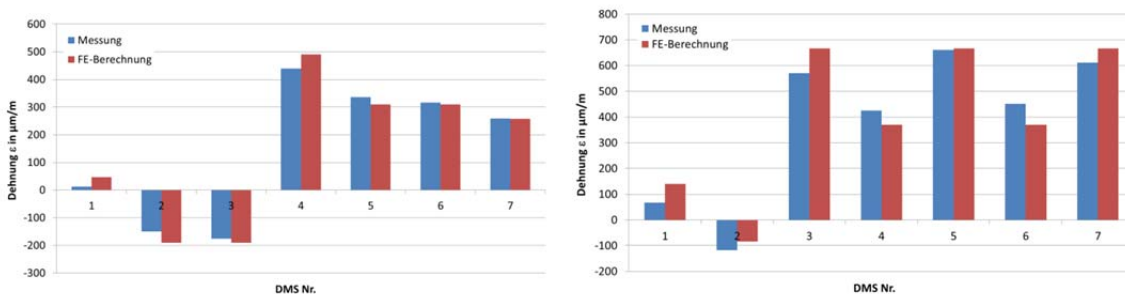


ABBILDUNG 7.3: DEHNUNGSABGLEICH SCHERZUGPROBEN ALUMINIUM, $t = 5,0$ mm, $F = 2,575$ kN, EINSEITIG GESCHWEISST (LINKS), $F = 4,57$ kN, BEIDSEITIG GESCHWEISST (RECHTS)

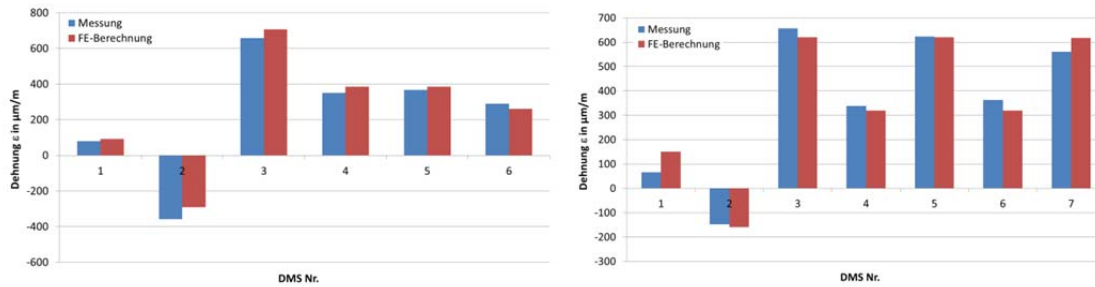


ABBILDUNG 7.4: DEHNUNGSABGLEICH SCHERZUGPROBEN STAHL, $t = 1,5 \text{ mm}$, $F = 2,72 \text{ kN}$, EINSEITIG GESCHWEISST (LINKS), $F = 3,63 \text{ kN}$, BEIDSEITIG GESCHWEISST (RECHTS)

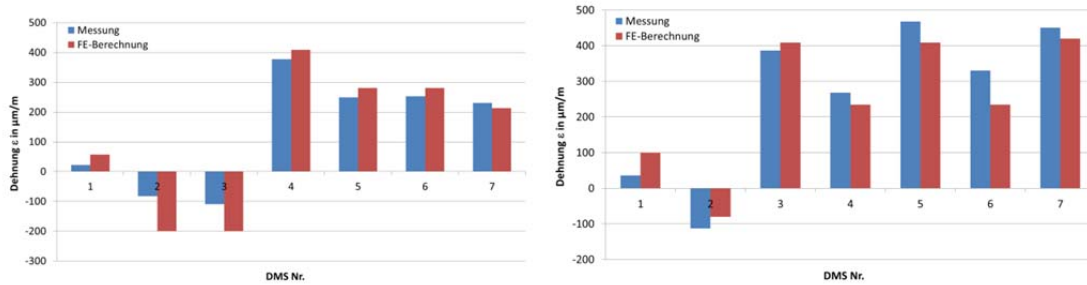


ABBILDUNG 7.5: DEHNUNGSABGLEICH SCHERZUGPROBEN STAHL, $t = 3,0 \text{ mm}$, $F = 4,09 \text{ kN}$, EINSEITIG GESCHWEISST (LINKS), $F = 5,22 \text{ kN}$, BEIDSEITIG GESCHWEISST (RECHTS)

In gleicher Weise wurde auch für die Probengeometrie T-Stoß vorgegangen, Abbildung 7.6. In Abbildung 7.7 sind die Dehnungsabgleiche der beiden Varianten des T-Stoßes aus Stahl dargestellt.

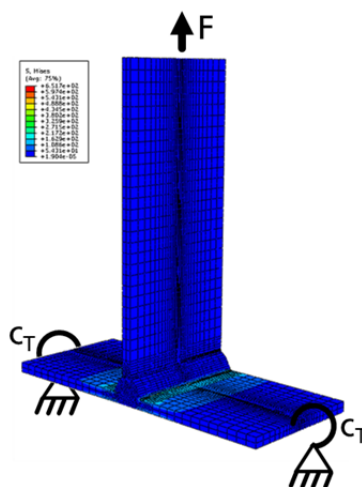


ABBILDUNG 7.6: FE-MODELL T-STOSS

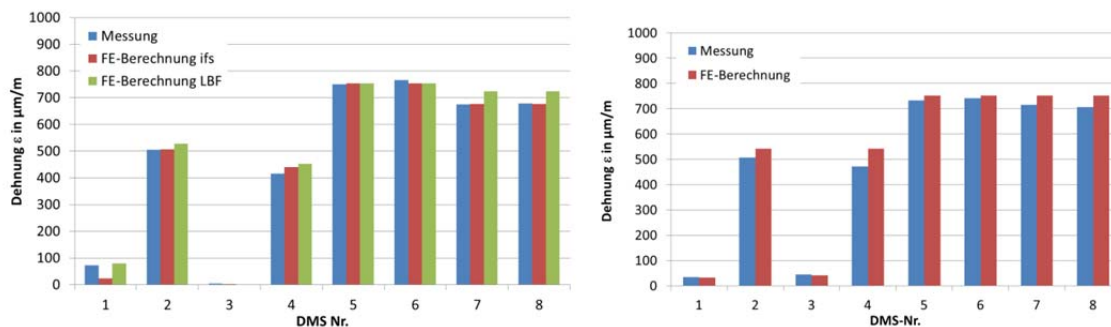


ABBILDUNG 7.7: DEHNUNGSABGLEICH T-STOSS STAHL, MIT WURZELKERBE, $F = 1,5 \text{ kN}$ (LINKS), OHNE WURZELKERBE, $F = 1,5 \text{ kN}$ (RECHTS)

Wie aus Abbildung 7.7 ersichtlich wird, wurden als Art „round robin“ an beiden Forschungsstellen Berechnungsmodelle erstellt. Am ifs wurde das Programmsystem ANSYS, am SzM das Programmsystem ABAQUS verwendet.

In Abbildung 7.8 sind die Modelle der verschiedenen Varianten der Doppelrohrproben dargestellt (Beispiel Aluminium).

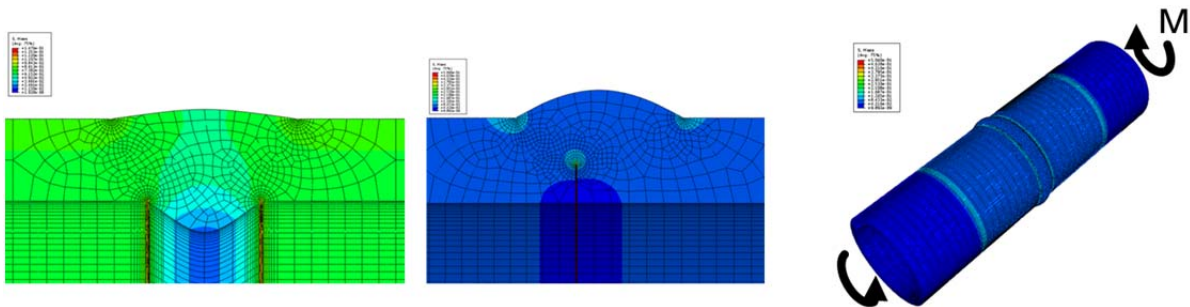


ABBILDUNG 7.8: FE-MODELLE DOPPELROHRPROBE OHNE UND MIT WURZELKERBE

7.2 SPANNUNGSBERECHNUNGEN

Auf Basis der in Kapitel 7.1 erläuterten FE-Modelle wurden für die unterschiedlichen Probengeometrien linear-elastische (Kerb-)Spannungen berechnet, Abbildung 7.9.

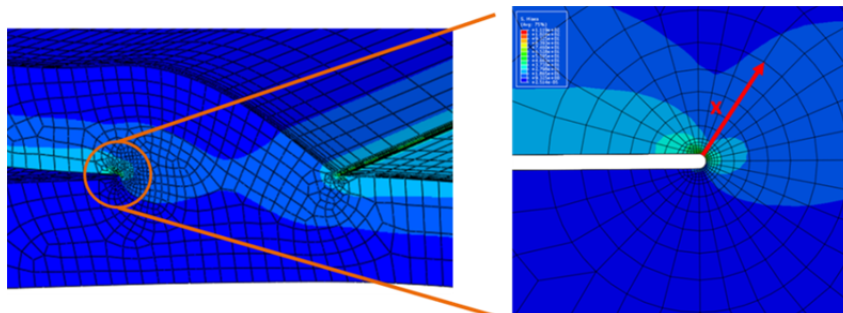


ABBILDUNG 7.9: KERBSPANNUNGSBERECHNUNG AM BEISPIEL ÜBERLAPPSTOSS

Die lokalen Kerben (Nahtübergang und Nahtwurzel) der Schweißnähte wurden dabei mit einem einheitlichen Referenzradius und einer einheitliche Vernetzung gemäß den Empfehlungen aus [Bru12] modelliert, vgl. Abbildung 7.10.

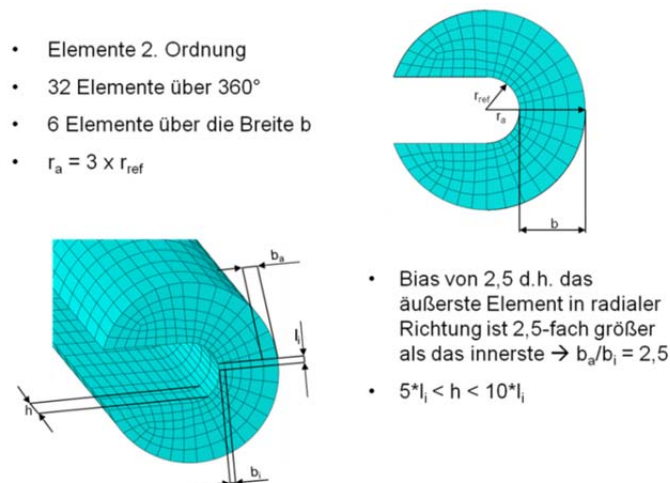


ABBILDUNG 7.10: FE-MODELLIERUNG DER KERBEN

Für die Vernetzung werden ausschließlich Elemente mit quadratischem Verformungsansatz verwendet. Die Wurzelkerbe und die Nahtübergangskerbe werden nach dem Kerbspannungskonzept mit einem Referenzradius $r_{ref} = 0,05 \text{ mm}$ vernetzt. Mit der verwendeten Vernetzung wird neben dem maximalen Wert der Kerbspannung auch der Spannungsgradient für den Ansatz der Spannungsmittelung in Bauteilrichtung ausreichend gut erfasst. Eine Studie mit mehr Elementen im Kerbschlauch und einem größeren Bias zeigte keine Änderung bei der Darstellung des Gradienten über der Probestiefe. Das Ergebnis der Studie ist in Abbildung 7.11 dargestellt.

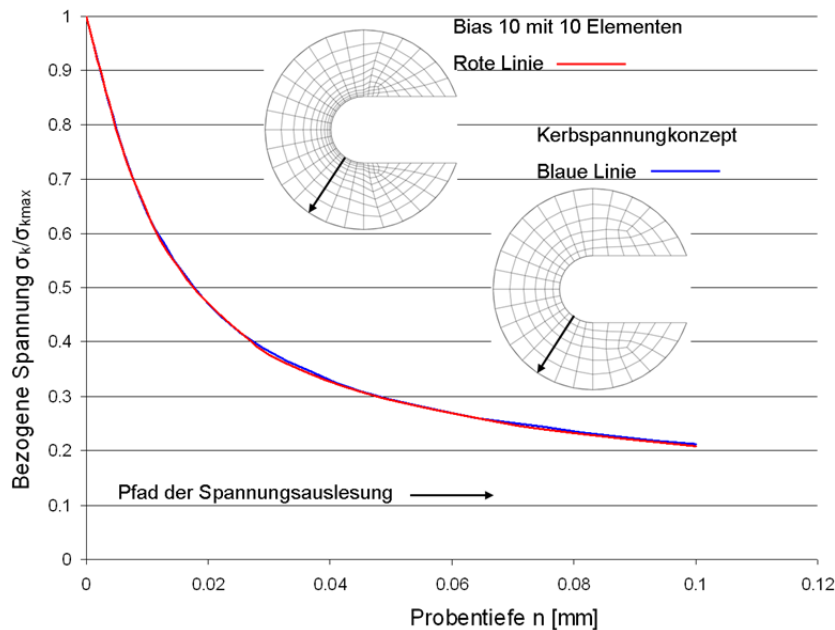


ABBILDUNG 7.11: EINFLUSS DER KERBVERNETZUNG AUF DEN SPANNUNGSGRADIENTEN

Neben der Kerbspannung werden weitere Berechnungen bzw. Auswertungen anhand verschiedener Ansätze an den FE-Modellen durchgeführt. Um dies zu gewährleisten, muss über den Kerbschlauch hinaus eine einheitliche Vernetzung vorliegen. Dafür sind bei jeder Probe weitere Partitionen um den Kerbschlauch gelegt worden. Die Abstände der Unterteilungen sind in Folge der gewünschten Mittelungslängen gewählt worden.

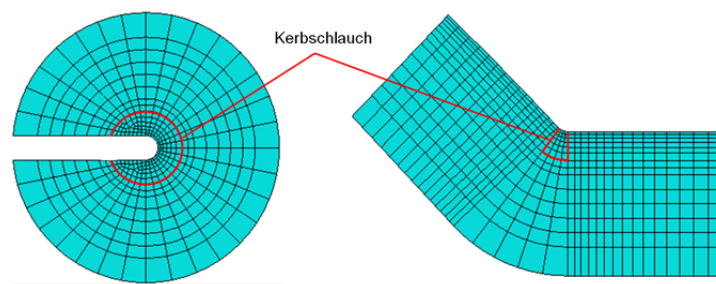


ABBILDUNG 7.12: EINHEITLICHE VERNETZUNG DER KERBBEREICHE

Da für den Ansatz der Spannungsmittelung keine festgelegte Ersatzstrukturlänge vorgeschrieben ist, wird durch die in Abbildung 7.12 gezeigte Elementierung gewährleistet, dass bis zu Längen von max. $\rho^*_{max} = 0,8 \text{ mm}$ gemittelt werden kann. Dies ist zudem die maximale Mittelungslänge, da bei einigen Proben die Blech- bzw. Schweißnahtdicke $t = 0,8 \text{ mm}$ beträgt.

Für die Auswertung des statistischen Größeneinflusses durch das Fehlstellenmodell ist die Spannungsverteilung über der Bauteilbreite von besonderer Bedeutung. Durch den symmetrischen Aufbau der Proben liegt in der Symmetrieebene (Probenmitte) ein nahezu ebener Dehnungszustand vor. Dadurch ergibt sich an der Probenoberfläche ein konstanter Spannungsverlauf zur Probenmitte hin. Am offenen Probenrand kommt es dagegen aufgrund des nahezu vorliegenden, ebenen Spannungszustandes zu Spannungsspitzen.

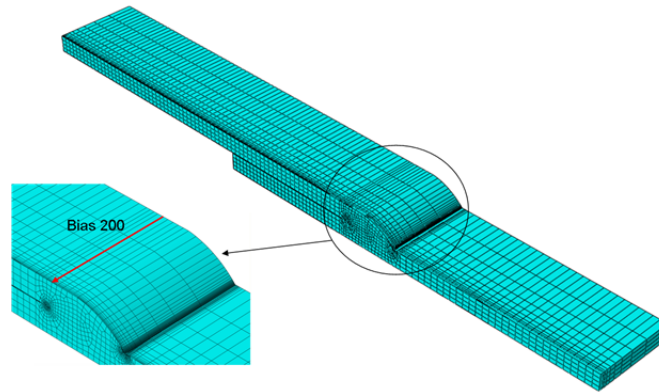


ABBILDUNG 7.13: EINHEITLICHE VERNETZUNG ÜBER DER PROBENBREITE

Um den genannten Spannungsverlauf über die Bauteilbreite an der Oberfläche ausreichend zu erfassen, sind alle Proben mit einem Bias 200 vom Probenrand ausgehend vernetzt (Abbildung 7.13). Das bedeutet, dass die Länge des innersten Elements 200 mal der Länge des Randelements entspricht. Diese Vernetzung widerspricht zwar der aufgezeigten Vernetzung, kann aber aufgrund des nahezu konstanten Spannungsverlaufs zur Symmetrieebene hin angewendet werden.

Anhand der einfach überlappten Scherzugproben wurden neben den mittleren Werten des Nahtanstiegswinkels und einer geometrisch linearen Berechnung die Auswirkungen der Fertigungstoleranzen und einer Berücksichtigung nichtlinearer Geometrieeffekte untersucht. Dabei wurde das Verhältnis der elastischen Spannung in der Wurzelkerbe $\sigma_{e,NW}$ zur elastischen Spannung im Nahtübergang $\sigma_{e,NÜ}$ verglichen, Abbildung 7.14.

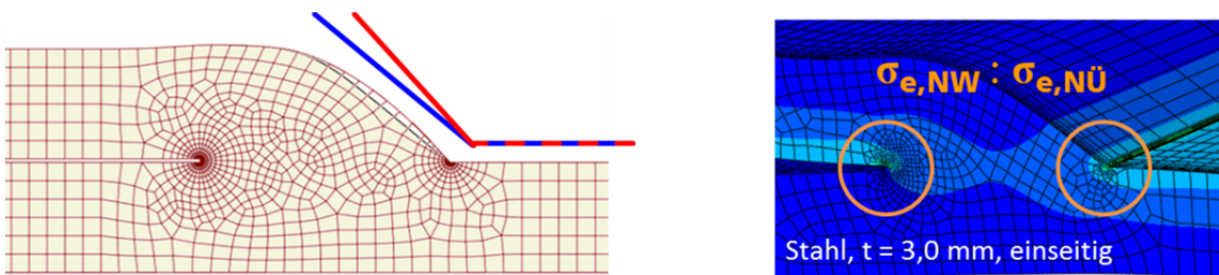


ABBILDUNG 7.14: EINFLUSS DER SCHWEISSNAHTGEOMETRIE AUF DIE LOKALEN SPANNUNGEN

In Tabelle 7.1 sind die entsprechenden Auswertungen zusammengefasst. Es zeigt sich, dass bei höheren Lasten und Berücksichtigung nichtlinearer Geometrieeffekte die Wurzelkerbspannung im Vergleich zur Nahtübergangskerbenspannung leicht abnimmt. Allerdings ist dieser Effekt vernachlässigbar. Deutlich bemerkbar wird dies lediglich bei Modellierung des maximal gemessenen Nahtanstiegswinkels. Da die Mehrheit der realisierten Nahtanstiegswinkel jedoch im Bereich der mittleren Geometrie liegen, sind die Effekte bei Betrachtung der Probengesamtheit vernachlässigbar. D.h. die im Folgenden dargestellten Ergebnisse wurden mittels linear elastischer Berechnungen mit auf mittleren Geometriewerten basierenden FE-Modellen generiert.

TABELLE 7.1: EINFLUSS DER MODELLIERTEN NAHTGEOMETRIE AUF DIE LOKAL BERECHNETEN SPANNUNGEN

$\sigma_{e,NW} : \sigma_{e,NÜ}$	min. Nahtanstiegswinkel		mittlere Geometrie		max. Nahtanstiegswinkel	
	F _{min}	F _{max}	F _{min}	F _{max}	F _{min}	F _{max}
geometrisch linear	1,7		1,7		1,4	
geometrisch nichtlinear			1,6	1,5	1,3	1,2

7.3 SPANNUNGSGRADIENTENANSATZ

Beim Spannungsgradientenansatz wird der Gradient der Spannung in Bauteilrichtung an der Stelle der maximalen Kerbspannung σ_{kmax} bzw. $\sigma_{e,max}$ erfasst.

Im FE-Modell wird der Spannungsgradient zwischen dem Knoten der maximalen Spannung auf der Oberfläche und dem nächsten Knoten des Elementes auf der Normalen zur Probenoberfläche ermittelt. In Abbildung 7.15 ist die Generierung des Spannungsgradienten anhand des FE-Modells aufgezeigt.

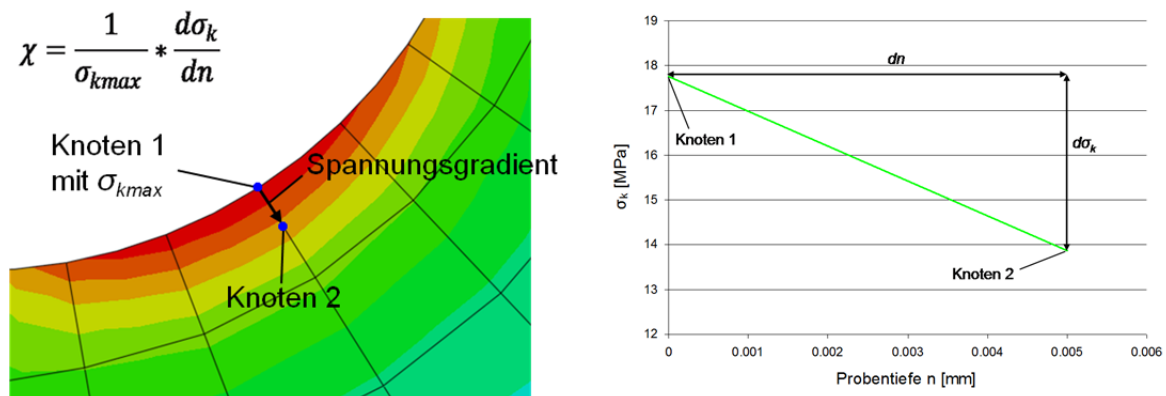


ABBILDUNG 7.15: GENERIERUNG DES SPANNUNGSGRADIENTEN AUS DEM FE-MODELL

Mit dem Spannungsgradienten und der Gleitschichtdicke s_g wird die Stützziffer n_χ errechnet.

$$n_\chi = 1 + \sqrt{s_g \cdot \chi} \quad 7.1$$

mit

$$\chi = \frac{1}{\sigma_{e,max}} \frac{d\sigma_e}{dx} \quad 7.2$$

Für s_g wird die Länge $s_g = 0,075 \text{ mm}$ für Aluminiumlegierungen verwendet. Über die Stützziffer wird dann die Kerbwirkung bestimmt.

7.4 SPANNUNGSABSTANDSANSATZ

Bei diesem Ansatz wird die effektive Spannung in Abhängigkeit einer werkstoffspezifischen Tiefe, dem kritischen Abstand a^* , bestimmt. Die Tiefe a^* beruht auf dem Effekt der Mikrostützwirkung und ist für Aluminiumlegierungen mit $a^* = 0,635 \text{ mm}$ nach Peterson [Rad07] festgelegt. Die effektive Spannung wird durch folgende Gleichung bestimmt:

$$\sigma_{eff,ab} = 1 + \frac{\sigma_{e,max} - 1}{1 + \frac{a^*}{\rho}} \quad 7.3$$

Bei der Auswertung wird für ρ der in den FEM-Modellen verwendete Kerbradius von $r_{ref} = 0,05 \text{ mm}$ eingesetzt.

Abweichend hierzu wurde eine Punktspannung in der werkstoffspezifischen Tiefe $a^* = a_0/2$ nach Taylor betrachtet, [Tay09].

$$\sigma_{eff} = \sigma_1 \left(\theta = 0, r = \frac{a_0}{2} \right) \quad 7.4$$

Der Wert von a_0 kann nach [Tay09] auf Basis des Schwellwertes des Spannungsintensitätsfaktors bestimmt werden.

$$a_0 = \left(\frac{1}{\pi} \right) \left(\frac{\Delta K_{th}}{\Delta \sigma_0} \right)^2 \quad 7.5$$

Allerdings zeigten Untersuchungen, dass dieser Weg nicht immer zielführend ist. Darüber hinaus ist der Wert von ΔK_{th} oftmals unbekannt. Außerdem war eine Bestimmung des Wertes im Rahmen dieses Vorhabens nicht möglich und nicht für jeden betrachteten Werkstoff aus der Literatur ersichtlich. Daher wurde a^* wie ρ^* über eine Minimierung der Streuung der entsprechend ausgewerteten Versuchsergebnisse ermittelt, Kapitel 8.2. Dabei wurde die Punktspannung auf dem Pfad senkrecht zur Oberfläche an der Stelle der maximalen Kerbspannung ermittelt, Abbildung 7.16.

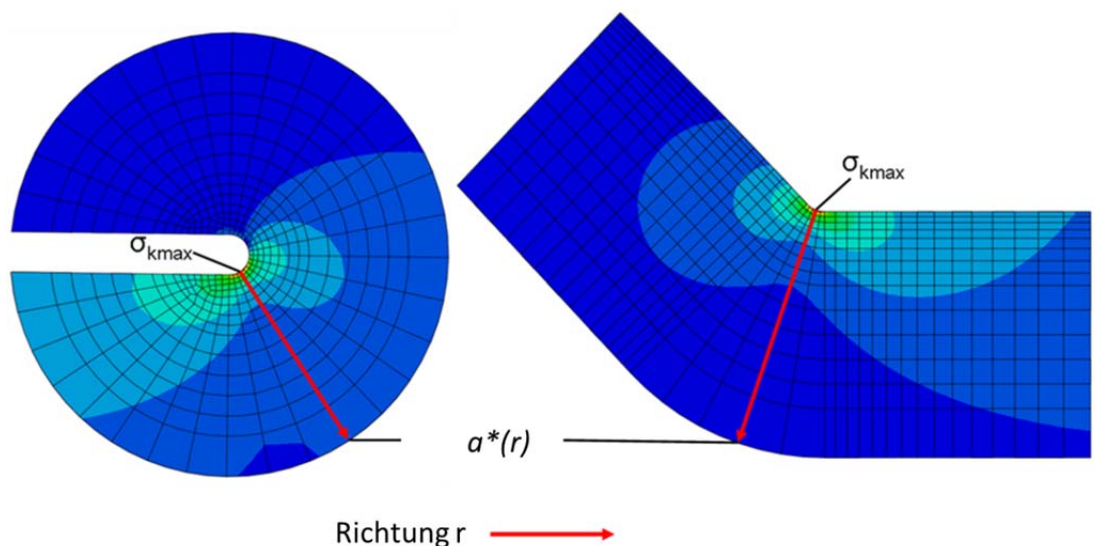


ABBILDUNG 7.16: AUSWERTUNG DER EFFEKTIVEN SPANNUNG $\sigma_{eff,ab}$ NACH DEM SPANNUNGSABSTANDSANSATZ ANHAND DER FEM-BERECHNUNGEN FÜR NAHTWURZEL ALS AUCH NAHTÜBERGANG

7.5 SPANNUNGSMITTELUNGSANSATZ

Beim Spannungsmittelungsansatz wird am Ort der maximalen Kerbspannung σ_{kmax} bzw. $\sigma_{e,max}$ eine Spannungsmittelung senkrecht zur Kerboberfläche in die Tiefe der Probe über der Ersatzstrukturlänge ρ^* durchgeführt.

$$\sigma_{eff,gem} = \frac{1}{\rho^*} \int_0^{\rho^*} \sigma(x) dx \quad 7.6$$

Die Ersatzstrukturlänge ρ^* ist bei einem Referenzradius $r_{ref} = 0,05 \text{ mm}$ nicht festgelegt und muss somit anhand der Versuchsergebnisse bestimmt werden.

Durch die in Abbildung 7.17 gewählte Elementierung der versagenskritischen Stellen kann ρ^* entlang des aufgezeigten Pfades zwischen $\rho^* = 0,005 \text{ mm}$ und $\rho^* = 0,8 \text{ mm}$ variiert werden. So lässt sich für den Verbund aller Proben die geeignete Ersatzstrukturlänge zur Erfassung des spannungsmechanischen Größeneinflusses ermitteln.

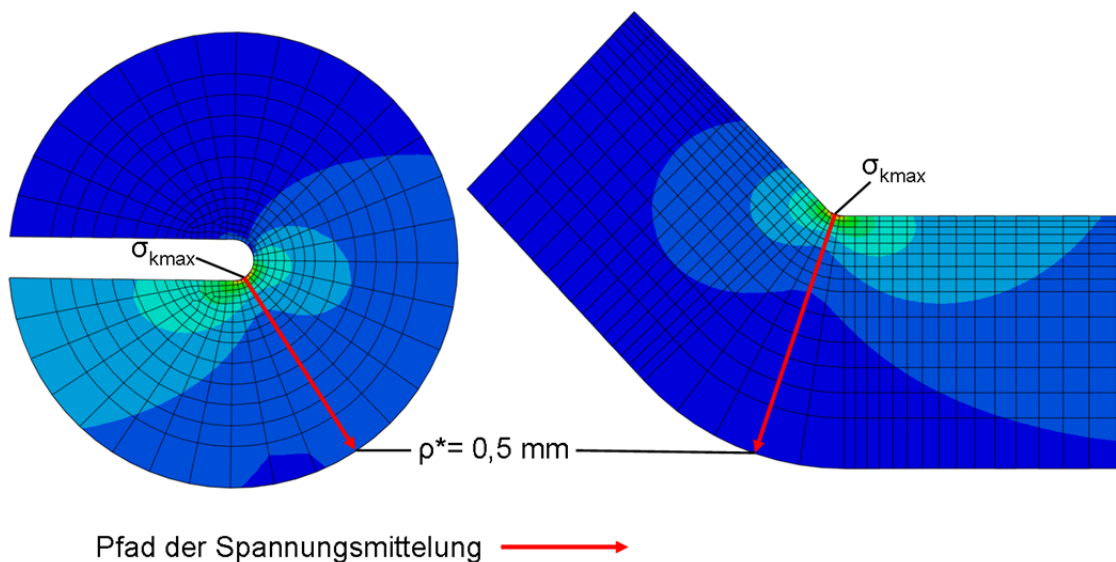


ABBILDUNG 7.17: AUSWERTUNG DER EFFEKTIVEN SPANNUNG $\sigma_{eff,gem}$ NACH DEM SPANNUNGSMITTELUNGSANSATZ ANHAND DER FEM-BERECHNUNGEN FÜR NAHTWURZEL ALS AUCH NAHTÜBERGANG

Da die untersuchten Proben sowohl Nahtwurzel- als auch Nahtübergangsversagen aufweist, ist der Pfad der Spannungsmittelung ausgehend von σ_{kmax} bzw. $\sigma_{e,max}$ in Abbildung 7.17 sowohl für die Nahtwurzel als auch den Nahtübergang aufgezeigt.

Darüber hinaus wurde die analytische Vorgehensweise nach G. Zhang betrachtet, [Zha12a]. Hierbei ergibt sich die effektive Spannung über den Kerbempfindlichkeitsfaktor η .

$$\sigma_{eff} = \sigma_{e,max} \cdot \eta \quad 7.7$$

η ist abhängig von dem Kerböffnungswinkel ω und der zu bestimmenden Ersatzstrukturlänge ρ^* . Zhang gibt für Aluminium $\rho^* = 0,21 \text{ mm}$ und für Stahl $\rho^* = 0,31 \text{ mm}$ an (vgl. Gleichung 2.28 in Kapitel 2.5.2.2).

8. AUSWERTUNG

8.1 MITTELSPANNUNGSTRANSFORMATION

Für eine gemeinsame Auswertung der ermittelten Versuchsergebnisse wurde eine Mittelspannungstransformation auf Werte bei einem Lastverhältnis $R = -1$ durchgeführt. Hierfür wurden Mittelspannungsempfindlichkeiten nach [Son08] verwendet, Abbildung 8.1.

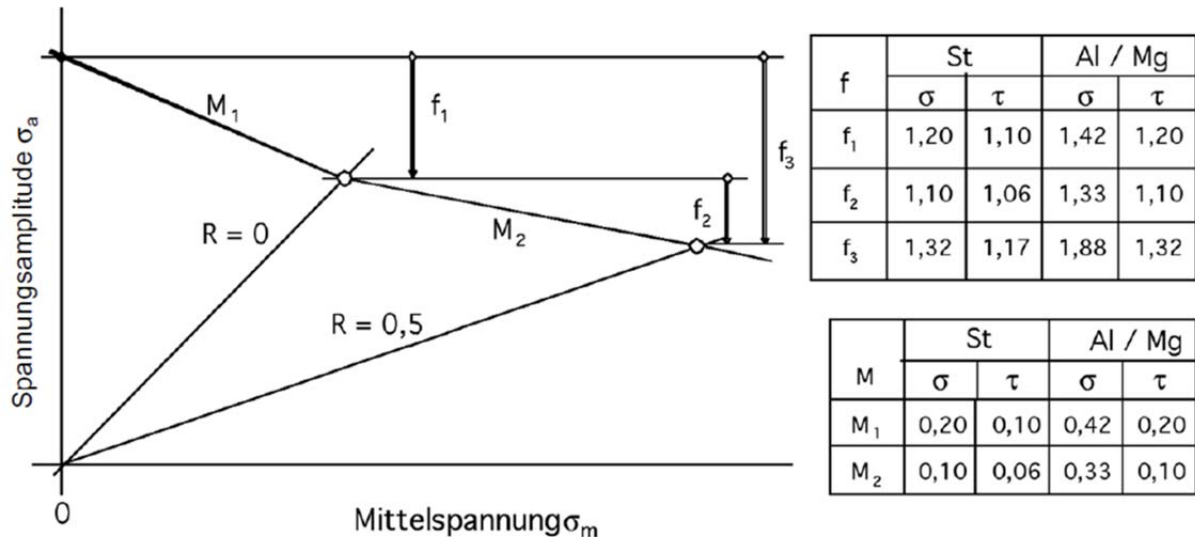


ABBILDUNG 8.1: MITTELSPANNUNGSEMPFINDLICHKEITEN FÜR SCHWEISSVERBINDUNGEN NACH [SON08]

8.2 IDENTIFIKATION DER PARAMETER

Um geeignete Parameter für die Spannungsmittelung und den Spannungsabstandsansatz zu ermitteln wurden zwei unterschiedliche Wege verfolgt. Zum einen kann die Güte einer linearen Regressionsgeraden mittels des Bestimmtheitsmaßes R^2 beschrieben werden [Zha12a]. Ziel ist dabei ein möglichst hohes Bestimmtheitsmaß zu erzielen. Ein Bestimmtheitsmaß $R^2 = 1$ würde einer idealen Abbildung der Werte durch die Regressionskurve entsprechen.

$$R^2 = 1 - \frac{\sum_{i=1}^n (\log N_i - \widehat{\log N}_i)^2}{\sum_{i=1}^n (\log N_i - \overline{\log N})^2} \quad 8.1$$

mit dem Mittelwert $\overline{\log N}$ und den geschätzten Regresswerten $\widehat{\log N}_i$.

Eine alternative Vorgehensweise im Falle der untersuchten Versuchsergebnisse ist die Betrachtung der Streuung T_σ , die sich bei der Auswertung einer entsprechenden Wöhlerlinie ergibt, die über die Auswertealgorithmen resultiert, die in Kapitel 5.3.1 dargestellt sind. Hierbei ist eine Minimierung der Streuung zu erzielen.

In Abbildung 8.2 werden beide Vorgehensweisen anhand einer beispielhaften Datenmenge verglichen. Es ist ersichtlich, dass in beiden Fällen ein vergleichbares Optimum gefunden werden kann.

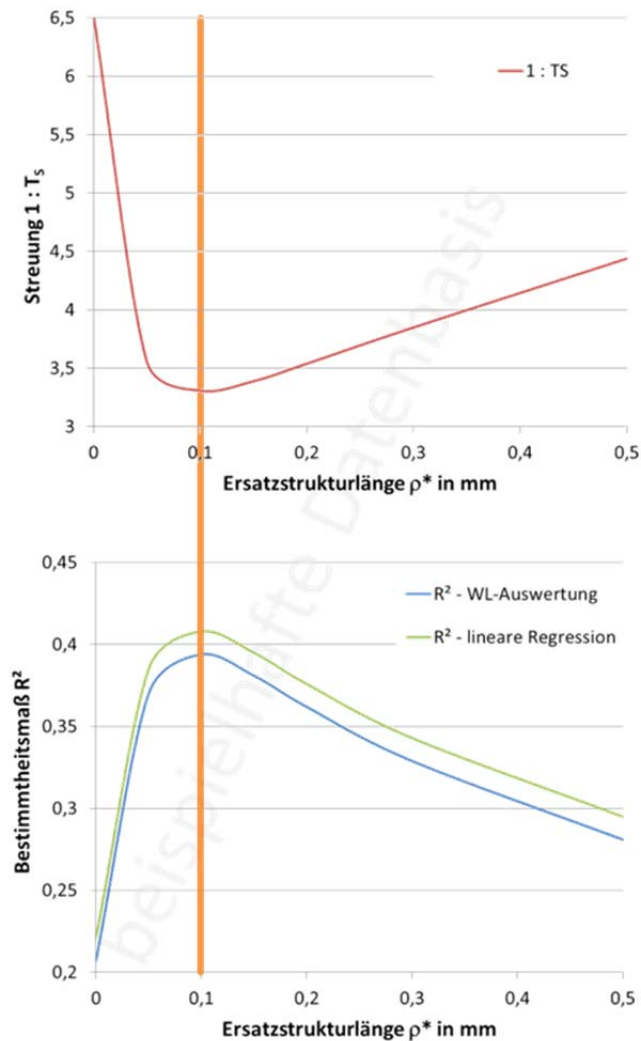


ABBILDUNG 8.2: VERGLEICH UNTERSCHIEDLICHER VORGEHENSWEISEN ZUR BESTIMMUNG DER ERSATZSTRUKTURLÄNGE KERBSpannungen

Mit den beiden beschriebenen Vorgehensweisen können auf unterschiedliche Weise Kennwerte identifiziert werden:

- Eine Möglichkeit ist die Identifikation der Kennwerte auf Basis der gesamten Wöhlerlinien. Hierzu werden alle Versuchsergebnisse in die Bewertung mit aufgenommen. Die Identifikation erfolgt somit im Zeitfestigkeitsbereich, wodurch eine mittlere Neigung zugrunde gelegt wird. Diese Vorgehensweise entspricht der in [Zha12b]
- Eine weitere Möglichkeit ist die Identifikation auf Basis von Kennwerten der Wöhlerlinie, z.B. der Festigkeit bei $N = 2 \cdot 10^6$ Schwingspielen oder der am Abknickpunkt. Hierbei werden nur die 50%-Kennwerte verwendet, wodurch die Kennwerte, bedingt durch die unterschiedlichen Neigungen der Wöhlerlinien, in Abhängigkeit von der Schwingspielzahl variieren können. Dieses Vorgehen wurde zur Identifikation der Ersatzstrukturlänge in [Bau13] angewandt.
- In anderen Arbeiten [Wer99, Mor05, Kar07] wurde die Ersatzstrukturlänge für den Spannungsmittelungsansatz auf Basis von Näherungsformeln zur Berechnung der Kerbwirkungszahlen berechnet, Gleichung 2.27. Wenn dies für unterschiedliche Lasthorizonte durchgeführt wird, erhält man einen vom Lasthorizont abhängigen Werkstoffkenn-

wert. Bei diesem Vorgehen ist jedoch zu bedenken, dass die Näherungsformeln nicht den Einfluss des Kerböffnungswinkels erfassen und somit insbesondere bei Nähten mit großem Kerböffnungswinkel falsche Ergebnisse liefern.

In dieser Arbeit wurde die Identifikation der Kennwerte auf Basis der gesamten Wöhlerlinie durchgeführt.

8.3 KERBSPANNUNGEN

Es wurden, wie in Kapitel 7 beschrieben, linear-elastische Kerbspannung mit dem Referenzradius $r_{ref} = 0,05 \text{ mm}$ berechnet. Zudem wurden FE-Modelle für die Proben aus der Literatur aufgebaut, und ebenso Kerbspannungen berechnet. Die unter Verwendung aller Versuchsergebnisse ermittelten ertragbaren Kerbspannungen sind in Abbildung 8.3 für Aluminium und in Abbildung 8.4 für Stahl zusammengefasst.

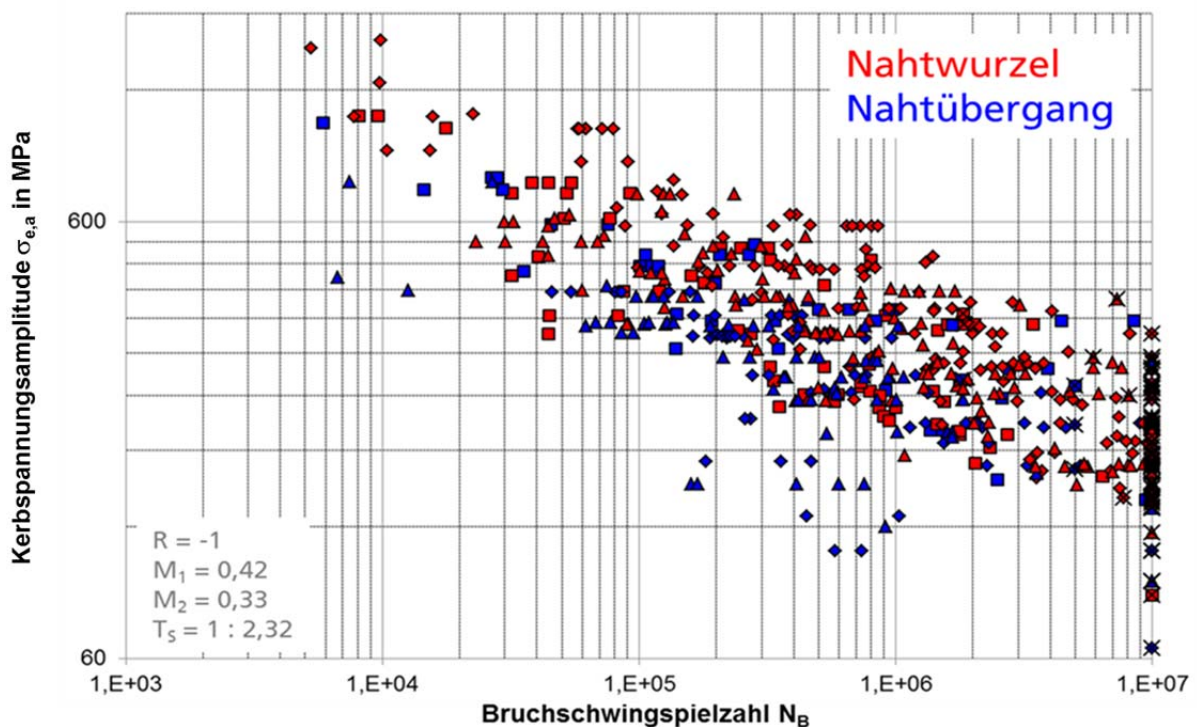


ABBILDUNG 8.3: ERTRAGBARE KERBSPANNUNGEN ($r_{ref} = 0,05 \text{ mm}$) FÜR ALLE ALUMINIUM PROBEN

Ausgewertete Versuchsreihen:

Aluminium	R = -1	15	(3 Projekt + 12 Literatur)
	R = 0	16	(3 Projekt + 13 Literatur)
	R = 0,5	6	(4 Projekt + 2 Literatur)
Stahl	R = -1	8	(4 Projekt + 4 Literatur)
	R = 0	20	(4 Projekt + 16 Literatur)
	R = 0,5	9	(3 Projekt + 6 Literatur)

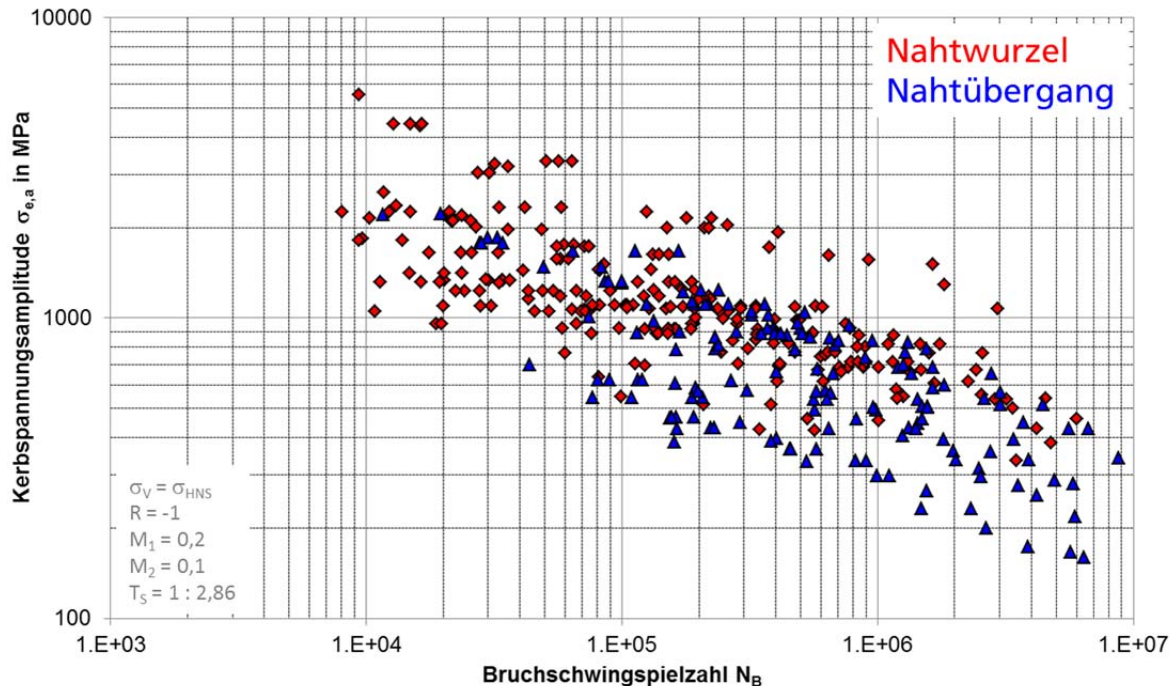


ABBILDUNG 8.4: ERTRAGBARE KERBSpannungen ($r_{ref} = 0,05 \text{ mm}$) FÜR ALLE STAHL PROBEN

In den Diagrammen sind die niedrigeren Beanspruchbarkeiten bei Nahtübergangsversagen im Vergleich zu Nahtwurzelversagen erkennbar, die ansatzweise auch in [Bru12] dargestellt sind. Da dies die Motivation zur Durchführung dieses Vorhabens darstellte, sei an dieser Stelle auf die entsprechenden Ausführungen im Kapitel Stand der Wissenschaft und Technik verwiesen.

8.4 SPANNUNGSGRADIENTENANSATZ

Der Zusammenhang zwischen der Kerbwirkungszahl K_f und der Formzahl K_t kann wie bereits in Kapitel 2.5 erläutert über die Stützziffer n_χ beschrieben werden:

$$K_f = \frac{K_t}{n_\chi} \quad 8.2$$

Die Stützziffer n_χ wiederum kann mittels einer empirischen Näherungsformel nach Siebel und Stieler bestimmt werden:

$$n_\chi = 1 + \sqrt{s_g \cdot \chi} \quad 8.3$$

Die Gleitschichtdicke s_g ist abhängig von Werkstoff und dessen Festigkeit:

Aluminiumlegierung	$s_g = 0,075$
Vergütungsstahl, normalisiert	$s_g = 0,05$
Vergütungsstahl, vergütet	$s_g = 0,01$
Legierter Stahl	$s_g < 0,001$

Neben der werkstoffspezifischen Gleitschichtdicke s_g ist der Spannungsgradient χ maßgebend.

$$\chi = \frac{1}{\sigma_{e,max}} \frac{d\sigma_e}{dn} \quad 8.4$$

χ wurde auf Basis der durchgeführten FE-Berechnungen ermittelt.

Die Effektivspannung nach dem Spannungsgradientenansatz ergibt sich schließlich aus:

$$\sigma_{eff} = \frac{\sigma_{e,max}}{n_\chi} \quad 8.5$$

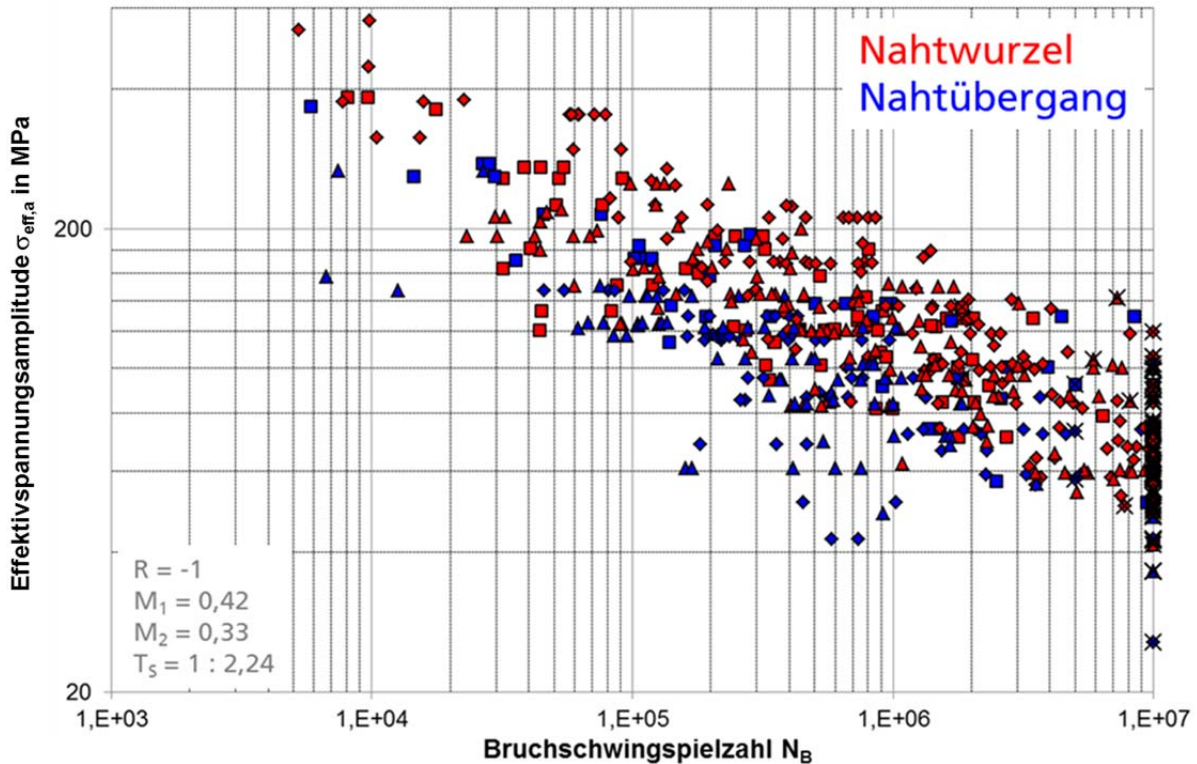


ABBILDUNG 8.5: EFFEKTIVSPANNUNGSBETRACHTUNG (SPANNUNSGRADIENTENANSATZ) ALUMINIUM

Aluminium

ausgewertete Versuchsreihen:	R = -1	15 (3 Projekt + 12 Literatur)
(insgesamt 570 Einzelversuche)	R = 0	16 (3 Projekt + 13 Literatur)
	R = 0,5	6 (4 Projekt + 2 Literatur)

Am Beispiel der Aluminiumverbindungen, Abbildung 8.5, ist ersichtlich, dass mit Hilfe des Spannungsgradientenansatzes nach Siebel und Stieler zwar die Streuung leicht reduziert werden kann (von $T_S = 1 : 2,32$ auf $T_S = 1 : 2,24$), eine einheitliche Beschreibung der Versagensorte Nahtübergang und Nahtwurzel jedoch für die betrachtete Datenbasis nicht erreicht werden konnte.

8.5 SPANNUNGSABSTANDSANSATZ

8.5.1 ALUMINIUM

Gemäß dem Spannungsabstandsansatz nach Peterson ist die Kerbwirkung abhängig von einem werkstoffspezifischem Abstand a^* . Die resultierende Kerbwirkungszahl K_f kann vereinfacht bei Annahme eines linearen Spannungsabfalls unter der Kerboberfläche folgendermaßen beschrieben werden:

$$K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{1 + \frac{a^*}{\rho}} \quad 8.6$$

Die effektive Spannung nach dem Spannungsabstandsansatz nach Peterson ergibt sich mit $\rho = r_{ref} = 0,05 \text{ mm}$ schließlich zu:

$$\sigma_{eff} = 1 + \frac{\sigma_{k,max} - 1}{1 + \frac{a^*}{\rho}} \quad 8.7$$

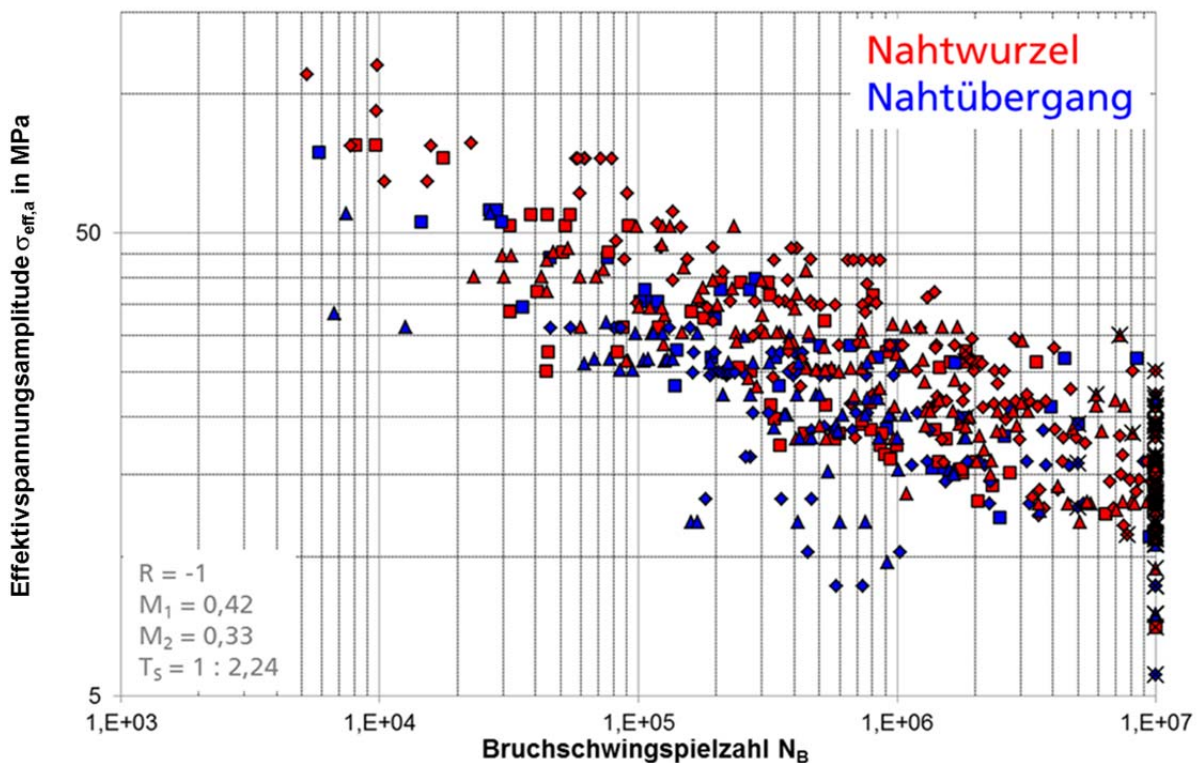


ABBILDUNG 8.6: EFFEKTIVSPANNUNGSBETRACHTUNG (SPANNUNGSABSTANDSANSATZ) ALUMINIUM

Aluminium

ausgewertete Versuchsreihen:	R = -1	15 (3 Projekt + 12 Literatur)
(insgesamt 570 Einzelversuche)	R = 0	16 (3 Projekt + 13 Literatur)
	R = 0,5	6 (4 Projekt + 2 Literatur)

Am Beispiel der Aluminiumverbindungen, Abbildung 8.6, ist ersichtlich, dass mit Hilfe des Spannungsabstandsansatzes nach Peterson zwar die Streuung leicht reduziert werden kann (von $T_S = 1 : 2,32$ auf $T_S = 1 : 2,24$), eine einheitliche Beschreibung der Versagensorte Nahtübergang und Nahtwurzel jedoch für die betrachtete Datenbasis nicht erreicht werden konnte.

Wie in Kapitel 2.5 erläutert, kann ein Spannungsabstandsansatz auch als eine Punktspannung im spezifischen Abstand a^* interpretiert werden. Dieser so genannte „critical distance“-Ansatz nach Taylor und Moore zieht entsprechend die Spannung im Abstand $a^* = a_0/2$ von der Oberfläche als effektive Spannung heran:

$$\sigma_{eff} = \sigma_1 \left(\theta = 0, r = \frac{a_0}{2} \right) \quad 8.8$$

Der Abstand a^* bzw. a_0 wurde durch Minimierung der Streuung der entsprechend ausgewerteten Versuchsdatenbasis bestimmt, Abbildung 8.7.

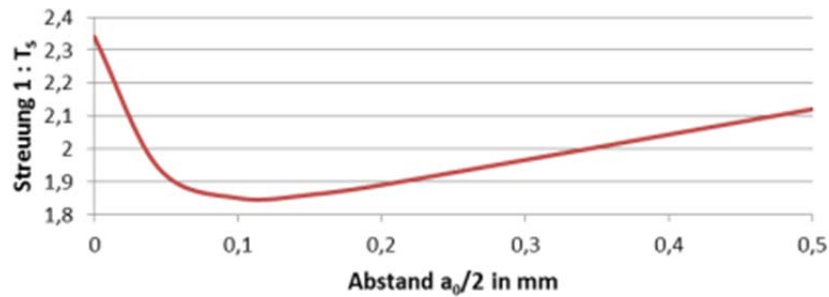


ABBILDUNG 8.7: BESTIMMUNG DES KRITISCHEN ABSTANDS UNTER VERWENDUNG DER ERSTEN HAUPTSPANNUNG (ALUMINIUM)

Für Aluminium wurde auf Basis der vorliegenden Versuchsdaten und bei Verwendung der maximalen Hauptspannung als Vergleichsspannung ein kritischer Abstand $a^* = a_0/2 = 0,1 \text{ mm}$ identifiziert.

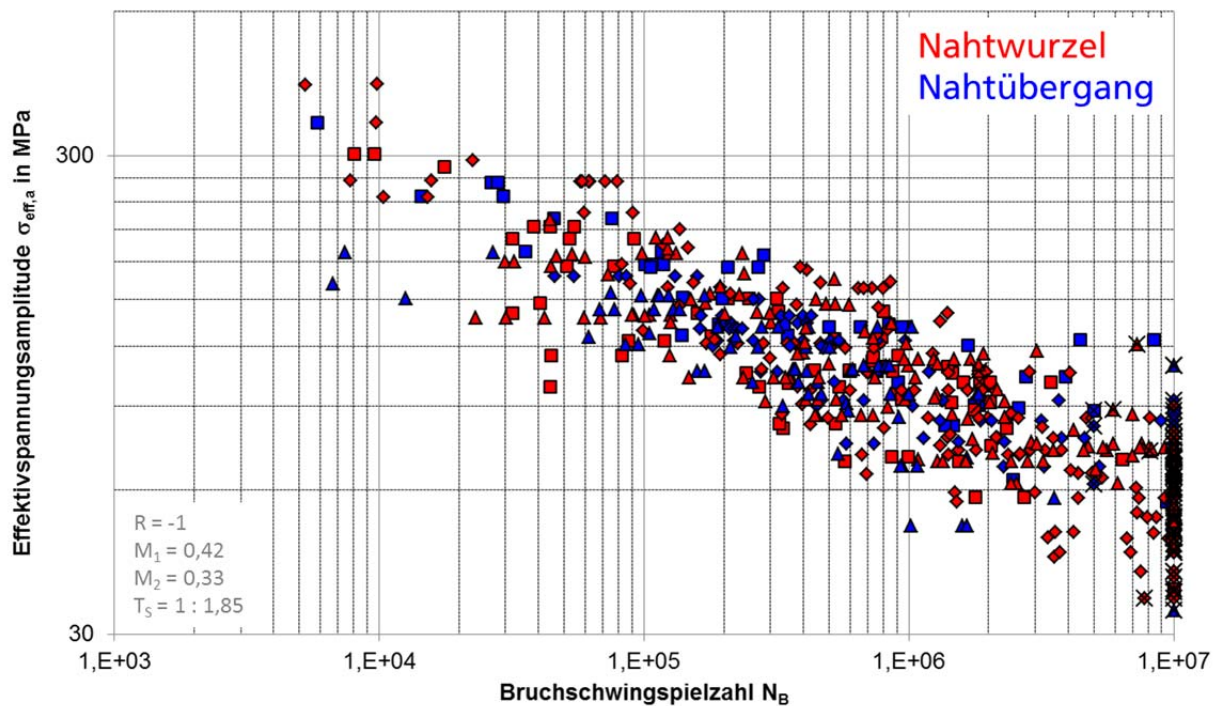


ABBILDUNG 8.8: EFFEKTIVSPANNUNGSBETRACHTUNG (SPANNUNGSABSTANDSANSATZ, „CRITICAL DISTANCE“) ALUMINIUM

Es zeigte sich, dass für die ausgewertete Datenbasis mittels der Theorie des kritischen Abstands („TCD“ – „theory of critical distance“) auf Basis des Kerbspannungskonzepts mit $r_{ref} = 0,05 \text{ mm}$ eine einheitliche Beschreibung der Versagensorte Nahtübergang und Nahtwurzel möglich ist, Abbildung 8.8. Die Streuung der Versuchsdaten konnte von $T_5 = 1 : 2,32$ auf $T_5 = 1 : 1,85$ reduziert werden.

8.5.2 STAHL

Für die untersuchten Versuchsreihen mit Stahlproben wurde entsprechend vorgegangen. Auf Grund der unbefriedigenden Ergebnisse auf Basis des Spannungsabstandsansatzes nach Peter-

son wurde lediglich die Theorie des kritischen Abstands betrachtet. Bei Betrachtung der maximalen Hauptspannung konnte ein kritischer Abstand $a^* = 0,09 \text{ mm}$ identifiziert werden, Abbildung 8.9.

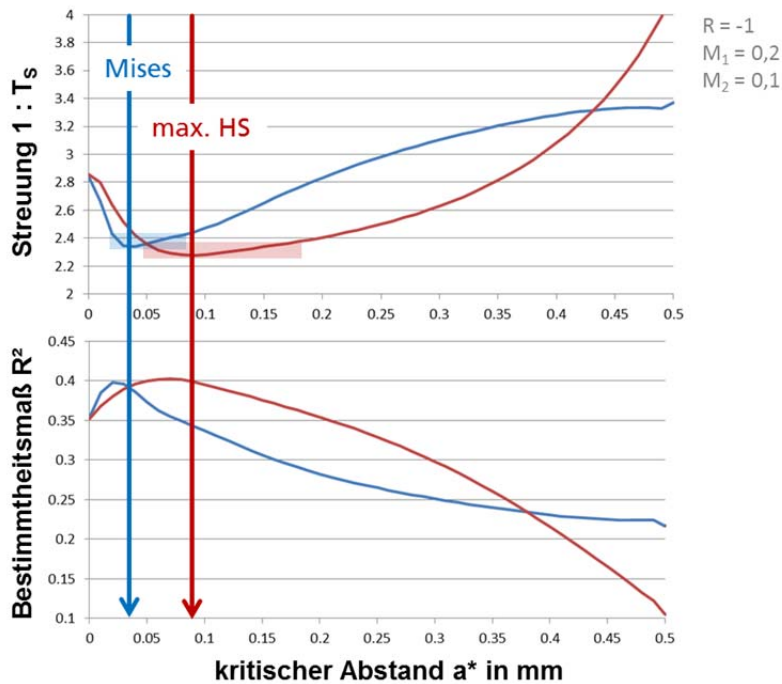


ABBILDUNG 8.9: IDENTIFIZIERUNG DES KRITISCHEN ABSTANDS – STAHL

Es zeigte sich auch für Stahl, dass auf Basis der ausgewerteten Daten mittels der Theorie des kritischen Abstands („TCD“ – „theory of critical distance“) in Kombination mit dem Kerbspannungskonzept mit $r_{ref} = 0,05 \text{ mm}$ eine einheitliche Beschreibung der Versagensorte Nahtübergang und Nahtwurzel möglich ist, Abbildung 8.10. Die Streuung der Versuchsdaten konnte bei den betrachteten Stahlproben von $T_S = 1 : 2,86$ auf $T_S = 1 : 2,28$ reduziert werden.

Stahl	R = -1	8	(4 Projekt + 4 Literatur)
ausgewertete Versuchsreihen :	R = 0	20	(4 Projekt + 16 Literatur)
	R = 0,5	9	(3 Projekt + 6 Literatur)

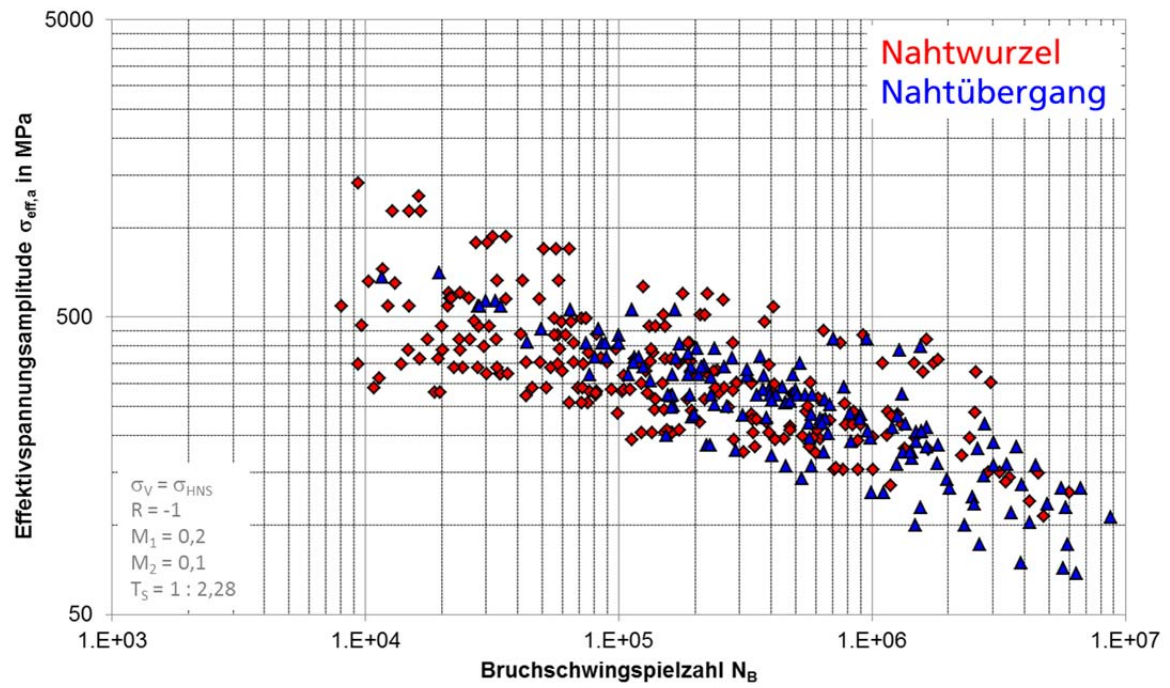


ABBILDUNG 8.10: EFFEKTIVSPANNUNGSBETRACHTUNG (SPANNUNGSABSTANDSANSATZ, „CRITICAL DISTANCE“) STAHL

8.6 SPANNUNGSMITTELUNGSANSATZ

8.6.1 ALUMINIUM

Die effektive Spannung im Rahmen des Spannungsmittelungsansatzes ergibt sich aus der Mittelung der Spannung über die Ersatzstrukturlänge ρ^* :

$$\sigma_{eff} = \frac{1}{\rho^*} \int_0^{\rho^*} \sigma_1(x) dx \quad 8.9$$

Die Ersatzstrukturlänge wurde sowohl über die Minimierung der Streuung T_S bei entsprechender Auswertung der Versuchsdatenbasis als auch über die Maximierung des Bestimmtheitsmaßes R^2 bestimmt, Abbildung 8.11.

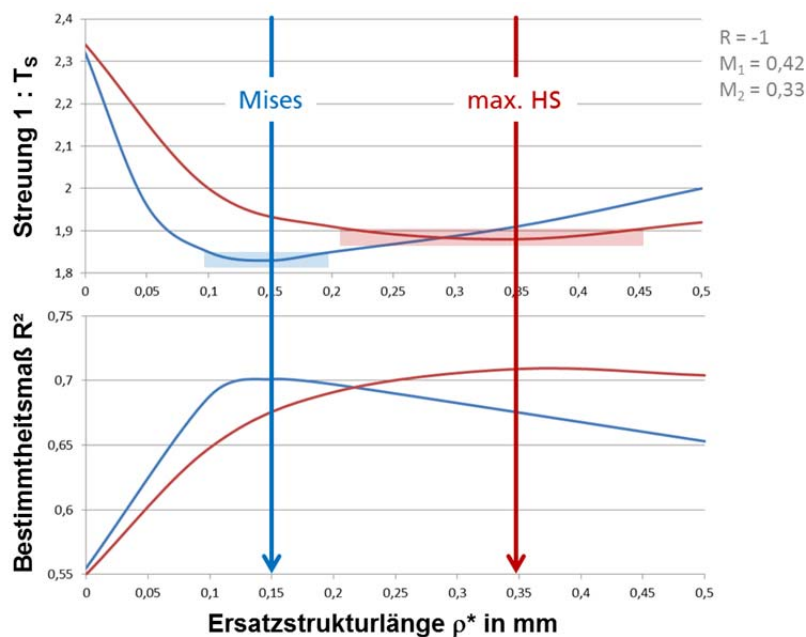


ABBILDUNG 8.11: BESTIMMUNG DER ERSATZSTRUKTURLÄNGE (ALUMINIUM)

Aluminium

ausgewertete Versuchsreihen:	R = -1	15 (3 Projekt + 12 Literatur)
(insgesamt 570 Einzelversuche)	R = 0	16 (3 Projekt + 13 Literatur)
	R = 0,5	6 (4 Projekt + 2 Literatur)

Für Aluminium ergibt sich bei Verwendung der maximalen Hauptspannung ein $\rho^* \approx 0,35 \text{ mm}$. Dabei ergeben sich im Bereich von $0,25 \text{ mm} < \rho^* < 0,45 \text{ mm}$ nur geringfügige Änderungen der Streuung bzw. des Bestimmtheitsmaßes. Bei Verwendung der Vergleichsspannung nach von Mises ergibt sich $\rho^* \approx 0,15 \text{ mm}$. In diesem Fall ist der Bereich geringfügiger Streuungsänderung deutlich kleiner, in diesem Fall $0,1 \text{ mm} < \rho^* < 0,2 \text{ mm}$.

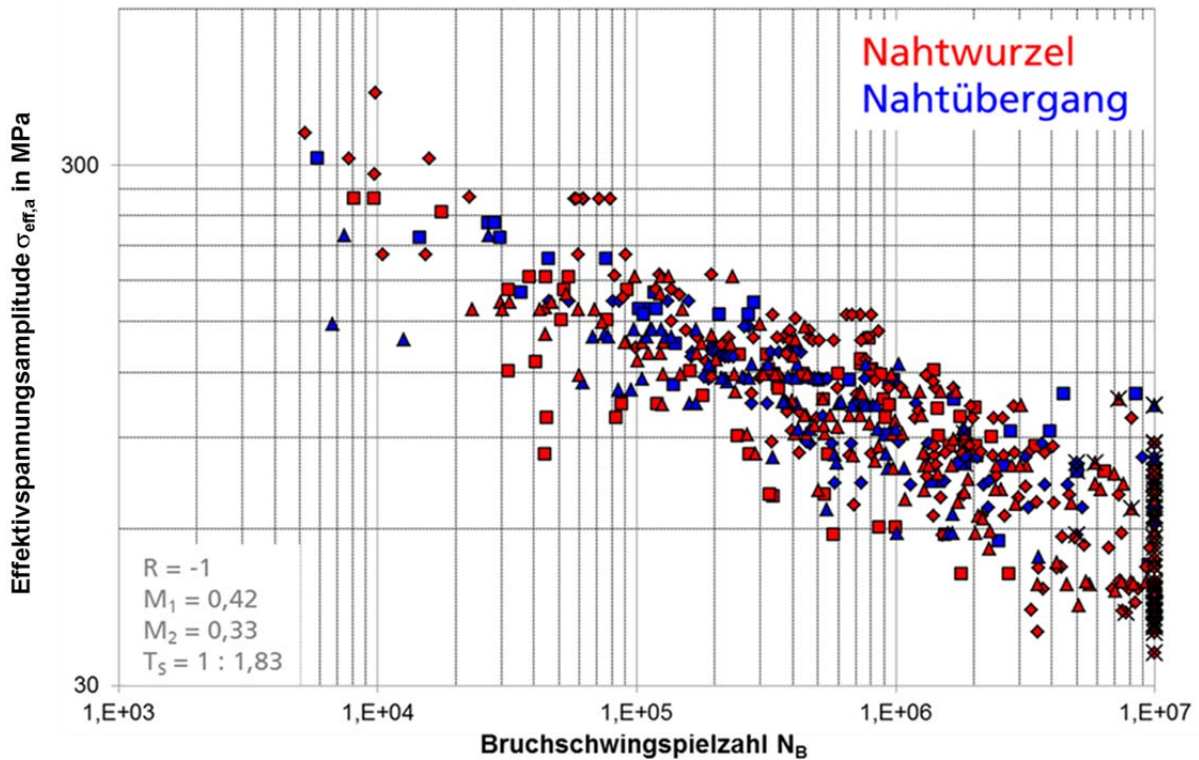


ABBILDUNG 8.12: EFFEKTIVSPANNUNGSBETRACHTUNG (SPANNUNGSMITTELUNGSANSATZ)
ALUMINIUM

Aluminium

ausgewertete Versuchsreihen:	R = -1	15 (3 Projekt + 12 Literatur)
(insgesamt 570 Einzelversuche)	R = 0	16 (3 Projekt + 13 Literatur)
	R = 0,5	6 (4 Projekt + 2 Literatur)

Die Auswertung der Versuchsdatenbasis unter Anwendung des Spannungsmittelungsansatzes zeigt, dass die Versagensorte Nahtübergang und Nahtwurzel auf Basis des Kerbspannungskonzepts mit $r_{ref} = 0,05 \text{ mm}$ einheitlich beschrieben werden können, Abbildung 8.12. Die Streuung konnte von $T_S = 1 : 2,32$ auf $T_S = 1 : 1,83$ reduziert werden.

Bei Betrachtung einzelner Versuchsreihen zeigte sich jedoch, dass die Anwendung des Spannungsmittelungsansatzes nicht in jedem Fall zu einer Verbesserung der rechnerischen Lebensdaueranalyse führt, Abbildung 8.13. Konkret zeigte sich bei Betrachtung der in diesem Vorhaben untersuchten T-Stöße, dass die Vorhersagegüte nur sehr geringfügig von der Wahl der Ersatzstrukturlänge ρ^* abhängt. Dies bedeutet, dass in diesem Fall bereits mit der einfachen Anwendung des Kerbspannungskonzepts mit $r_{ref} = 0,05 \text{ mm}$ eine ausreichende Bewertungsgüte erzielt werden kann.

Bei Betrachtung der untersuchten Stumpfstöße aus Aluminium zeigte sich sogar ein Anstieg der Streuung bei Durchführung einer entsprechenden Spannungsmittelung. Dies gilt sowohl bei Verwendung der maximalen Hauptspannung als auch der Vergleichsspannung nach von Mises.

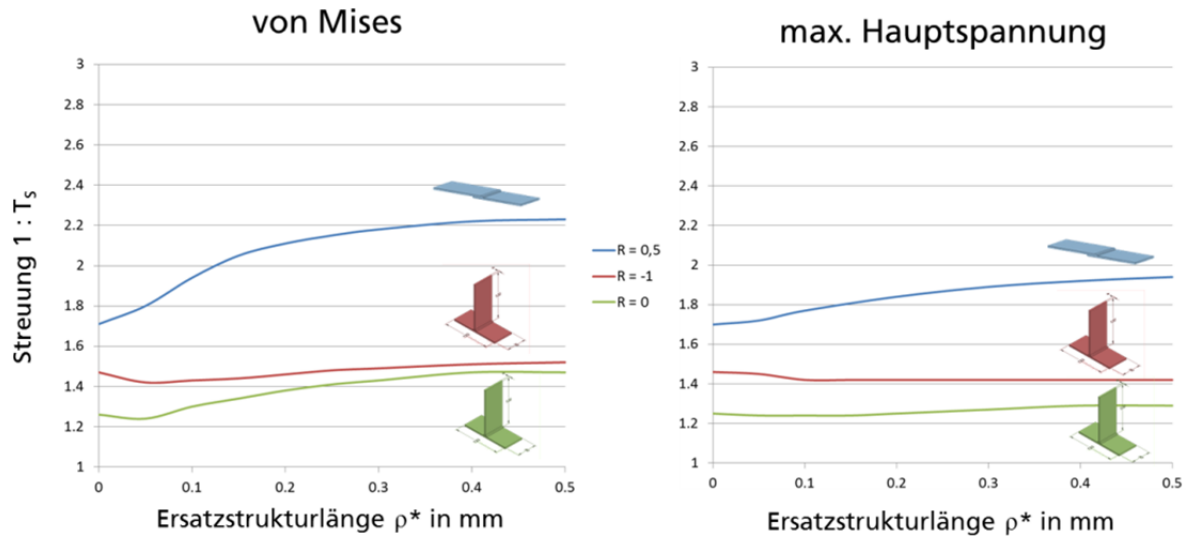


ABBILDUNG 8.13: ERSATZSTRUKTURLÄNGE BEI UNTERSCHIEDLICHEN DATENBASEN

Aluminium

ausgewertete Versuchsreihen:	R = -1	2 (2 Projekt + 0 Literatur)
	R = 0	2 (2 + 0)
	R = 0,5	4 (4 + 0)

Aufgrund dieser Erkenntnisse wurde neben dem Kerbspannungskonzept mit einem Referenzradius $r_{ref} = 0,05 \text{ mm}$ der reale Kerbradius der Proben vermessen, Abbildung 8.14. Es zeigten sich bei den betrachteten Stumpfstoßen deutliche Abweichungen des realen vom modellierten Radius.

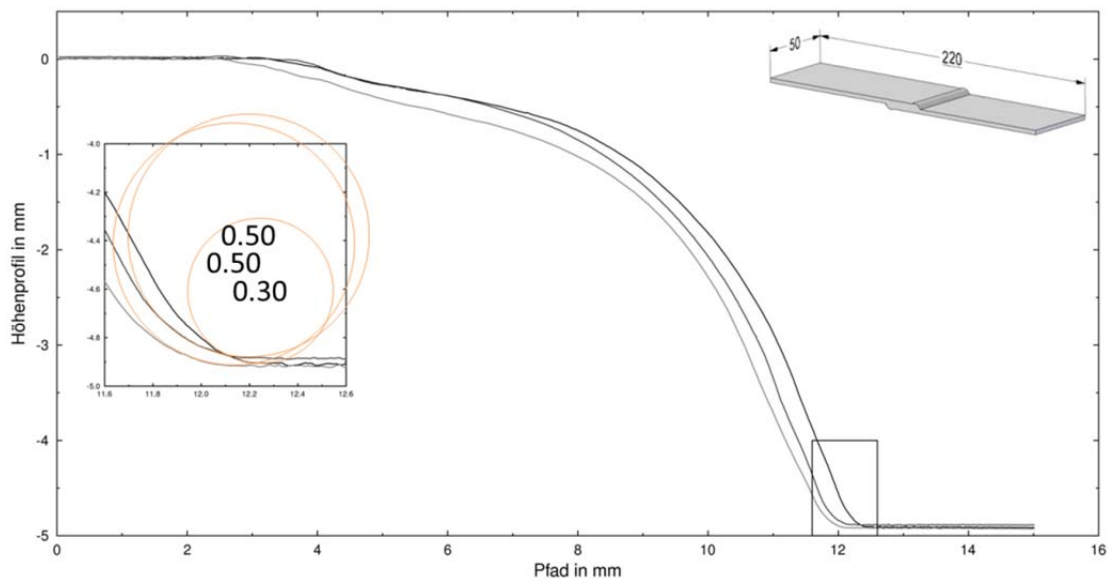


ABBILDUNG 8.14: GEMESSENE NAHTÜBERGANGSKERBGEOMETRIEN ÜBERLAPPSTOß, ALUMINIUM, $t = 5,0 \text{ mm}$

Daher wurden die entsprechenden FE-Modelle der Stumpf- und T-Stöße aus Aluminium mit einem durchschnittlichen realen Radius $r_{real} \approx 0,4 \text{ mm}$ modelliert und die entsprechenden Berechnungsergebnisse nach dem Spannungsmittelungsansatz ausgewertet, Abbildung 8.15.

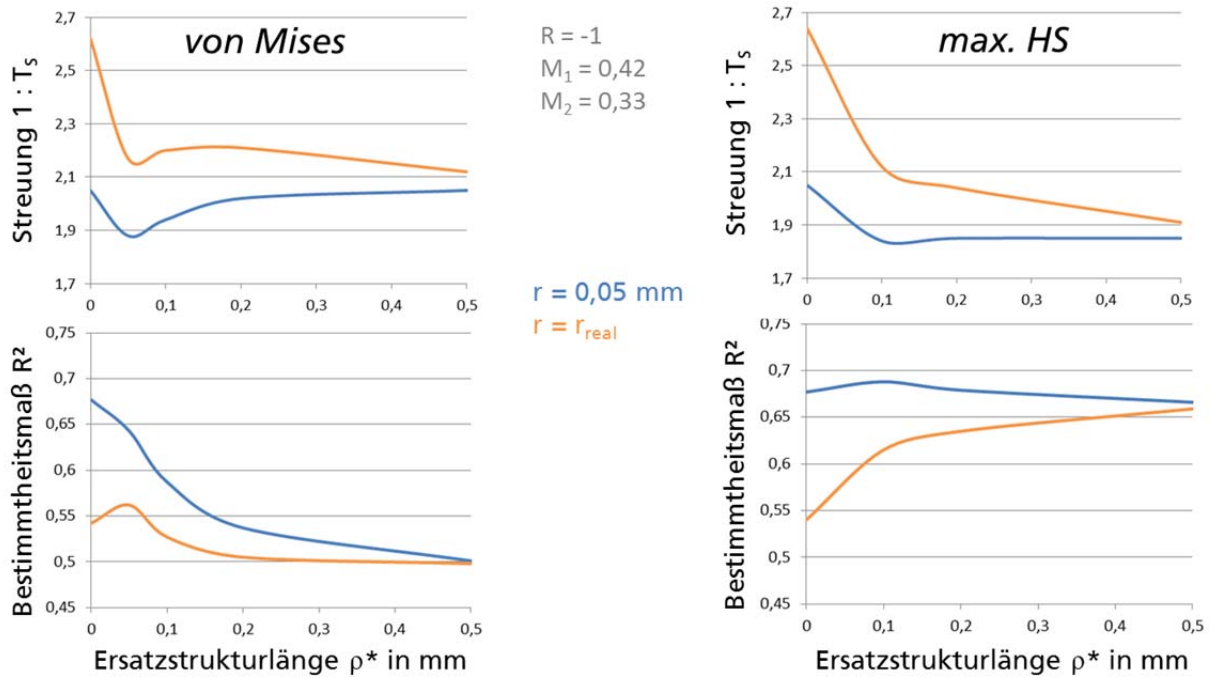


ABBILDUNG 8.15: EINFLUSS DES MODELLIERTEN KERBRADIUS AUF DIE STREUUNG BEI UNTERSCHIEDLICHENEN ERSATZSTRUKTURLÄNGEN

Aluminium

ausgewertete Versuchsreihen: $R = -1$ 3 (3 Projekt + 0 Literatur)
 $R = 0$ 3 (3 Projekt + 0 Literatur)
 $R = 0,5$ 4 (4 Projekt + 0 Literatur)

Wie aus Abbildung 8.15 ersichtlich wird, zeigt sich bei Anwendung des Kerbspannungskonzepts mit dem gemessenen Radius der erwartete Verlauf der Streuung T_s bei variierender Ersatzstrukturlänge ρ^* mit einem Minimum bzw. einem Maximum des Bestimmtheitsmaßes R^2 . Allerdings liegen die Streuungen stets deutlich über den Auswertung basierend auf dem Kerbspannungskonzept mit $r_{\text{ref}} = 0,05 \text{ mm}$.

8.6.2 STAHL

Für geschweißte Stahlverbindungen erfolgte das für Aluminiumverbindungen beschriebene Vorgehen. Zunächst wurden die im Rahmen dieses Vorhabens ermittelten Versuchsergebnisse mit normalbeanspruchten Schweißnähten betrachtet.

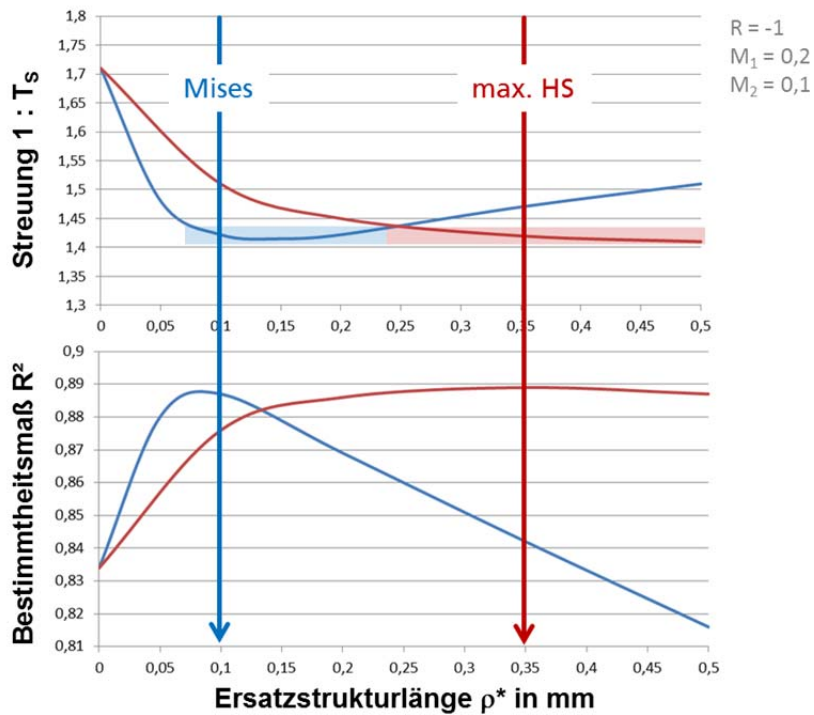


ABBILDUNG 8.16: IDENTIFIZIERUNG DER ERSATZSTRUKTURLÄNGE FÜR PROJEKTPROBEN UNTER AXIALBELASTUNG AUS STAHL

Stahl	R = -1	2
ausgewertete Versuchsreihen:	R = 0	3
	R = 0,5	3

Dabei ergab sich eine Ersatzstrukturlänge $\rho^* \approx 0,35 \text{ mm}$ bei Verwendung der maximalen Hauptspannung und $\rho^* \approx 0,1 \text{ mm}$ bei Verwendung der Vergleichsspannung nach von Mises, Abbildung 8.16.

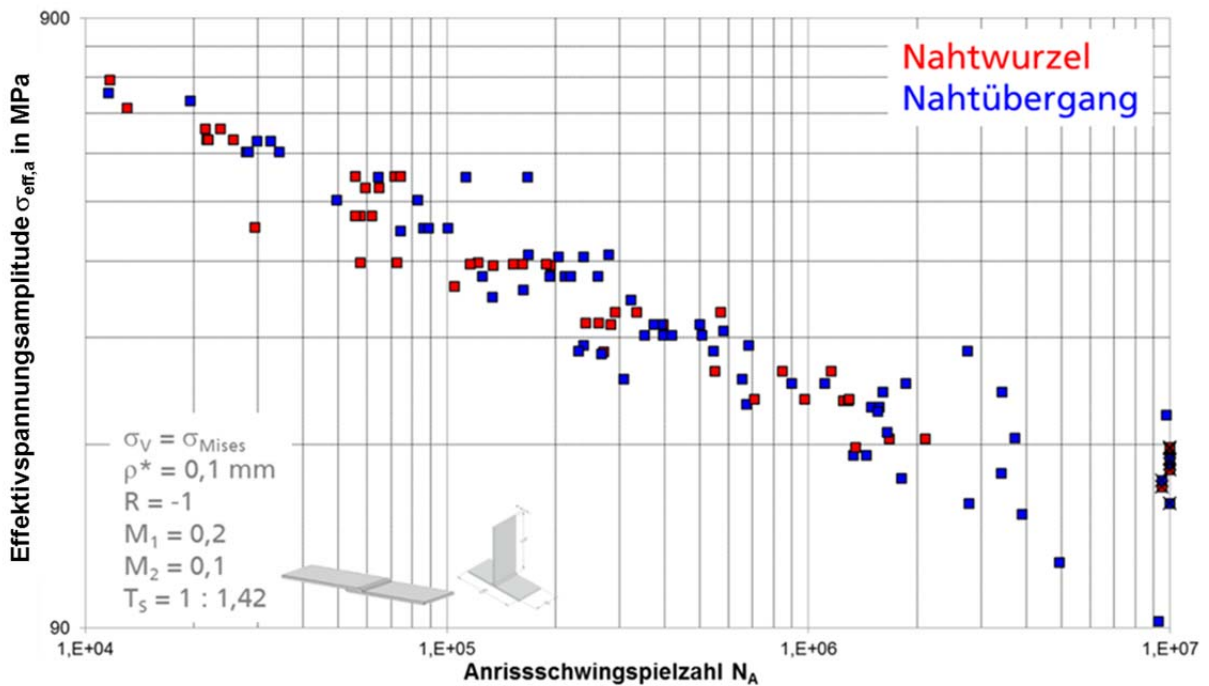


ABBILDUNG 8.17: EFFEKTIVSPANNUNGSBETRACHTUNG (SPANNUNGSMITTELUNGSANSATZ) PROJEKTPROBEN UNTER AXIALBELASTUNG STAHL

Es zeigte sich, dass bei der betrachteten Datenbasis durch Spannungsmittelung auch bei geschweißten Stahlverbindungen die Versagensorte Nahtübergang und Nahtwurzel auf Basis des Kerbspannungskonzepts mit $r_{ref} = 0,05 \text{ mm}$ einheitlich beschrieben werden können, Abbildung 8.17. Die Streuung konnte in diesem Fall von $T_S = 1 : 1,71$ auf $T_S = 1 : 1,42$ reduziert werden.

Bei Einbeziehung der Versuchsdaten aus der Literatur mit entsprechend durchgeführten FE-Berechnungen und der schubbeanspruchten Schweißnähte lässt sich die Ersatzstrukturlänge $\rho^* = 0,34 \text{ mm}$ bei Anwendung der maximalen Hauptspannung als Vergleichsspannung und $\rho^* = 0,15 \text{ mm}$ für die Vergleichsspannung nach von Mises identifizieren, Abbildung 8.18. Dies bestätigt die aus den Projektproben gewonnenen Daten.

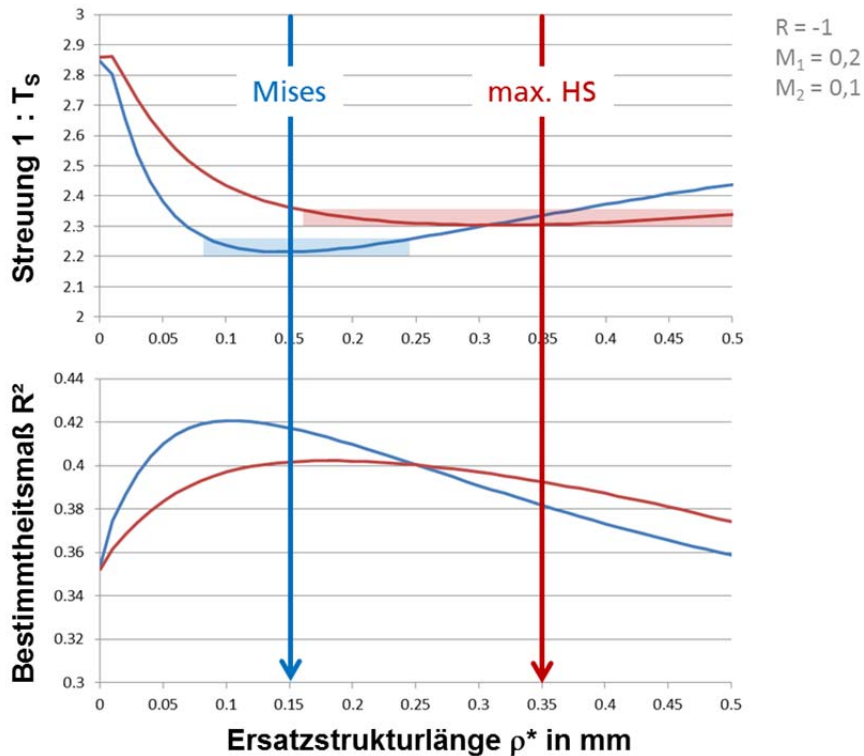


ABBILDUNG 8.18: IDENTIFIZIERUNG DER ERSATZSTRUKTURLÄNGE FÜR STAHL

Stahl

ausgewertete Versuchsreihen	R = -1	8	(4 Projekt + 4 Literatur)
	R = 0	20	(4 Projekt + 16 Literatur)
	R = 0,5	9	(3 Projekt + 6 Literatur)

Es bestätigte sich, dass bei der betrachteten Datenbasis durch Spannungsmittelung bei geschweißten Stahlverbindungen die Versagensorte Nahtübergang und Nahtwurzel auf Basis des Kerbspannungskonzepts mit $r_{ref} = 0,05 \text{ mm}$ einheitlich beschrieben werden können, Abbildung 8.19. Die Streuung konnte in diesem Fall von $T_S = 1 : 2,86$ auf $T_S = 1 : 2,30$ reduziert werden.

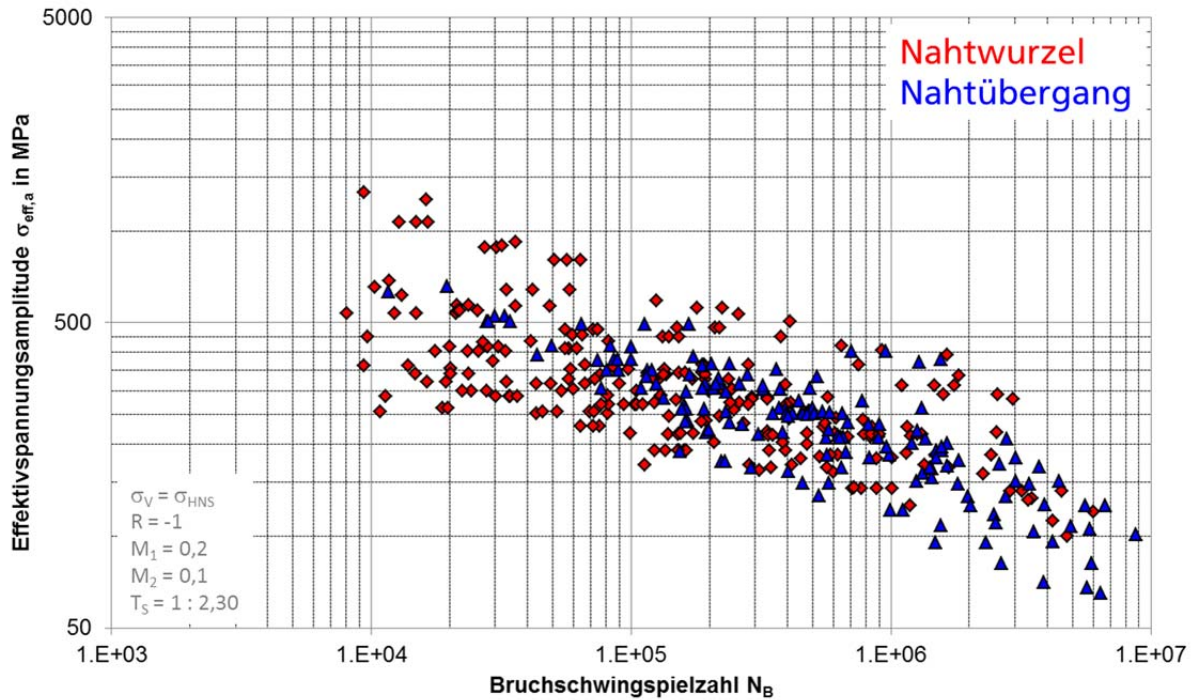


ABBILDUNG 8.19: EFFEKTIVSPANNUNGSBETRACHTUNG (SPANNUNGSMITTELUNGSANSATZ) STAHL

8.6.3 STÜTZZIFFERN UND KERBÖFFNUNGSWINKEL

Ein geometrisches Hauptunterscheidungsmerkmal der Kerben am Nahtübergang und in der Nahtwurzel ist der Kerböffnungswinkel ω . Um die Berücksichtigung des Spannungsverlaufs senkrecht zur Nahtichtung einfacher zu gestalten, wird im Folgenden die Abhängigkeit der Stützziffer n_ω von ω betrachtet, die auf der ersten Hauptspannung basiert.

Eine ähnliche Vorgehensweise leitete Zhang auf analytischem Wege basierend auf der Theorie nach Neuber her ([Zha12], [Zha12a], vgl. auch Kapitel 2.5.2.2). Eine entsprechende Stützziffer $n_{N,\sigma}$ ergibt sich als der Kehrwert des Kerbempfindlichkeitsfaktors η :

$$n_{N,\sigma} = \frac{1}{\eta_\sigma(\rho^*, \rho, \omega)} \quad 8.10$$

Der Verlauf der sich ergebenden Stützziffer über dem Kerböffnungswinkel im Vergleich zu den untersuchten Kerbfällen ist in Abbildung 8.20 dargestellt. Geringer ausfallende Stützziffern liegen u.a. in der Wahl geringerer Ersatzstrukturlängen ρ^* begründet. Zhang identifizierte auf Basis ausgewählter Versuchsreihen abweichend von dem hier gewählten $\rho^* = 0,35 \text{ mm}$ für Aluminium $\rho^* = 0,21 \text{ mm}$ und für Stahl $\rho^* = 0,31 \text{ mm}$ an. Mit $\rho^* = 0,35 \text{ mm}$ ergeben sich basierend auf der Theorie nach Neuber entsprechend höhere Stützziffern, Abbildung 8.20.

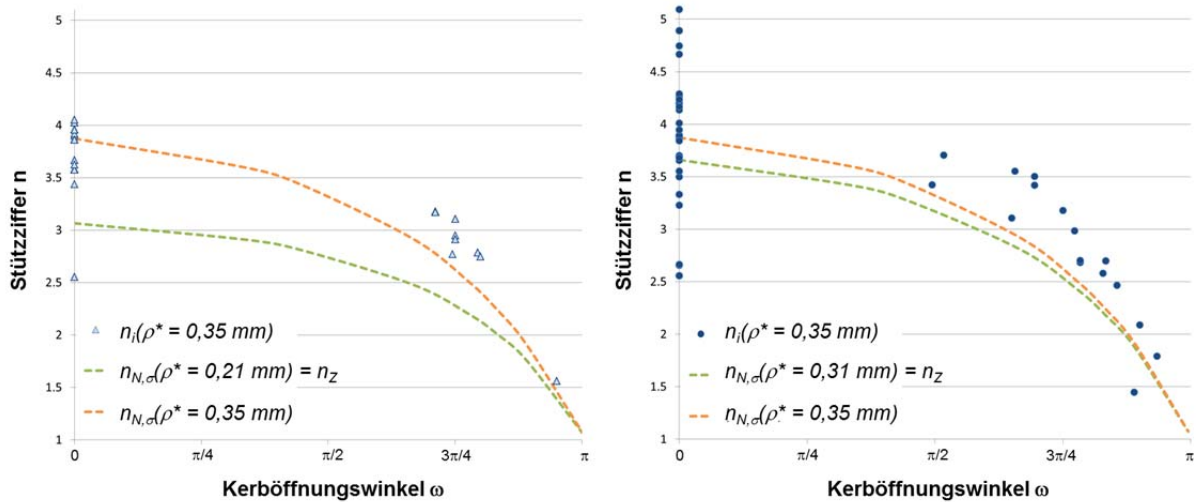


ABBILDUNG 8.20: STÜTZZIFFERN IN ABHÄNGIGKEIT DES KERBÖFFNUNGSWINKELS FÜR DIE UNTERSUCHTEN ALUMINIUM- UND STAHLPROBEN AUF BASIS DES REFERENZRADIUS $r_{ref} = 0,05 \text{ mm}$

Die Stützziffer ist prinzipiell betrachtet eine reine elastizitäts-theoretische Größe. Nur über die Anwendung eines Werkstoffparameters kann eine zur Schwingfestigkeitsbewertung notwendige Stützziffer abgeleitet werden. Aus diesem Grund können die für Aluminium und Stahl ermittelten Stützziffern gemeinsam betrachtet werden. Auf dieser ermittelten Datenbasis ist es möglich, einen approximierten Zusammenhang zwischen der Stützziffer $n_{\omega,\sigma}$ und dem Kerböffnungswinkel ω aufzustellen:

$$n_{\omega,\sigma} = 3,89 - 0,0297 \cdot \omega^4 \quad 8.11$$

Hierbei ist aber zu beachten, dass dieser formelmäßige Zusammenhang auf Basis des in den FE-Modellen verwendeten Referenzradius von $r_{ref} = 0,05 \text{ mm}$ abgeleitet wurde. Die Abhängigkeit der Stützziffer von dem verwendeten Radius wird hierbei direkt berücksichtigt.

Für den Fall einer Schubbelastung wurden deutlich geringere Stützziffern ermittelt als im Falle von Normalbelastungen. Daher wird eine weitere Stützziffer auf Basis des Zusammenhangs für $\bar{\tau}$ nach Neuber definiert (vgl. Kapitel 2.5.2.2):

$$n_{N,\tau} = \frac{1}{\eta_{\tau}(\rho^*, \rho, \omega)} \quad 8.12$$

Die entsprechenden Verläufe der Stützziffern in Abhängigkeit vom Kerböffnungswinkel und die zugrunde liegenden individuell ermittelten Stützziffern sind in Abbildung 8.21 gegenübergestellt.

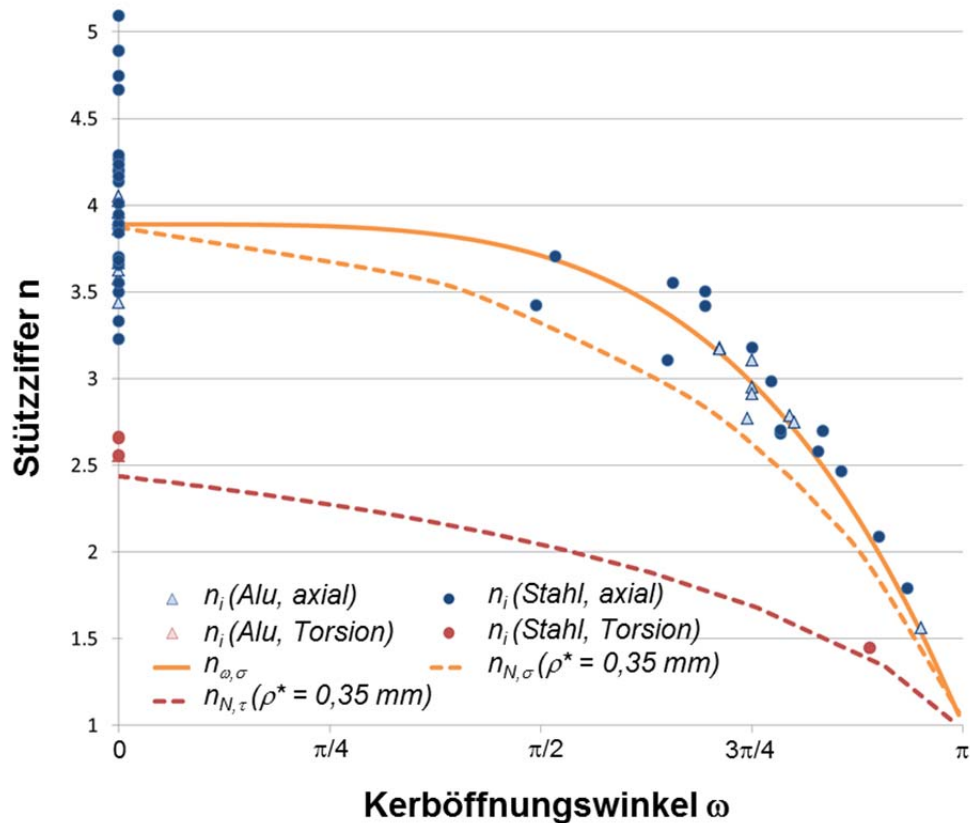


ABBILDUNG 8.21: STÜTZZIFFERN ALLER PROBEN IN ABHÄNGIGKEIT DES KERBOFFNUNGSWINKELS AUF BASIS DES REFERENZRADIUS $r_{ref} = 0,05 \text{ mm}$

Es zeigt sich, dass sich die Stützziffern sowohl für Aluminium als auch für Stahl einheitlich gut durch eine Approximation beschreiben lassen. Unterschiede in der Höhe der Stützziffer ergeben sich aufgrund der Belastungsart. Aus Schubbelastungen resultieren geringere Stützziffern als aus Normalbelastungen. Auf Grund einer geringen Datenbasis für Schubbelastungen wird von der Definition einer Approximation abgesehen. Stattdessen können die Stützziffern für Schub auf Basis der analytischen Näherung nach Neuber ermittelt werden.

Gegenüber der individuellen Ermittlung einer effektiven Spannung durch Spannungsmittelung kann vereinfacht die Stützziffer wie oben beschrieben in Abhängigkeit vom Kerboffnungswinkel und von der Belastungsart ermittelt werden. Mit Hilfe dieser Stützziffer kann nun die effektive Spannung zur Lebensdauerabschätzung bestimmt werden. Da eine einheitliche Beschreibung von schub- und normalbelasteten Schweißnähten mittels der maximalen Hauptspannung in der Kerbe nicht möglich ist, sollte die Vergleichsspannung nach von Mises gewählt werden. Wobei die Ermittlung der Stützziffern auf den Verläufen der maximalen Hauptspannung beruht.

$$\sigma_{eff} = \frac{1}{n_{\omega}} \sigma_{e, Mises} \quad 8.13$$

Entsprechende Auswertungen ergeben im Vergleich zur individuellen Spannungsmittelung erwartungsgemäß etwas größere Streuungen. Allerdings ist der Aufwand deutlich geringer und die unterschiedlichen Versagensorte können basierend auf $r_{ref} = 0,05 \text{ mm}$ einheitlich beschrieben werden, Abbildung 8.22 und Abbildung 8.23.

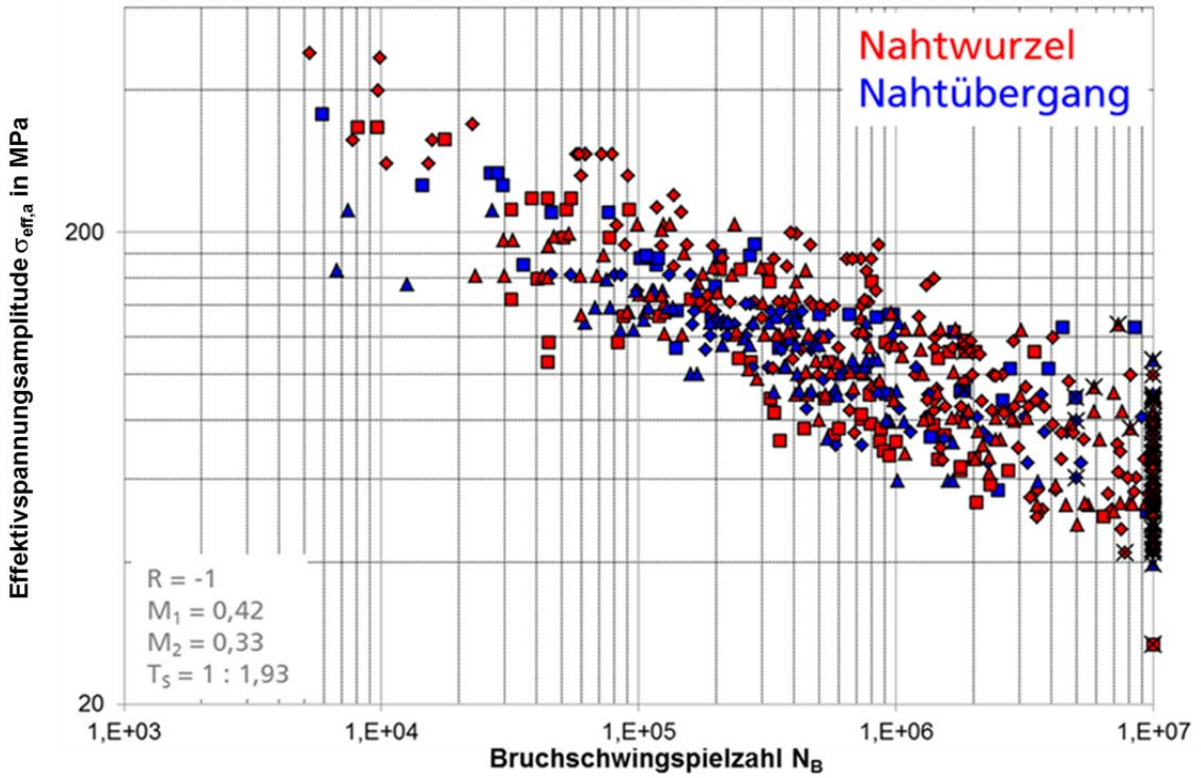


ABBILDUNG 8.22: EFFEKTIVSPANNUNGSBETRACHTUNG BASIEREND AUF $n=f(\omega)$ - ALUMINIUM

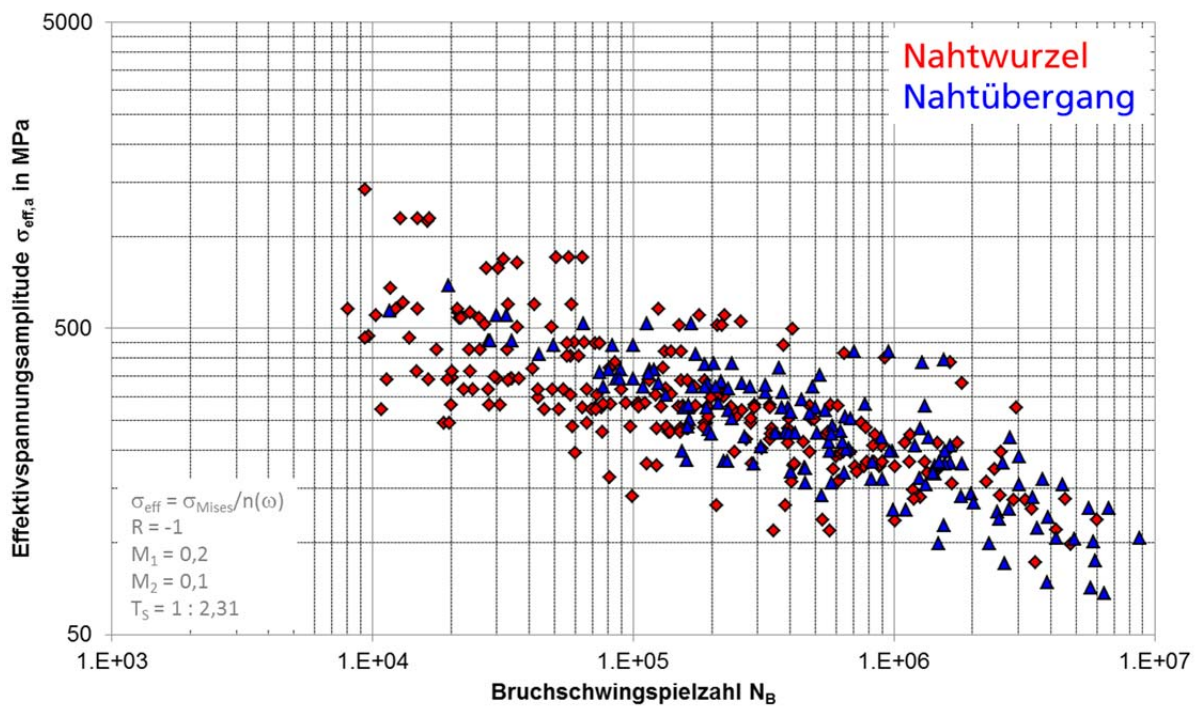


ABBILDUNG 8.23: EFFEKTIVSPANNUNGSBETRACHTUNG BASIEREND AUF $n=f(\omega)$ - STAHL

8.7 VERGLEICH DER UNTERSUCHTEN ANSÄTZE

Im Vergleich der betrachteten Ansätze lässt sich sagen, dass mit dem Spannungsabstandsansatz im Sinne einer Punktspannung im kritischen Abstand a^* und mit dem Spannungsmittelungsansatz über die Ersatzstrukturlänge ρ^* die Versagensorte Nahtübergang und Nahtwurzel für die betrachtete Datenbasis für geschweißte Stahl- und Aluminiumverbindungen möglich ist.

Die Streuungen der entsprechenden Wöhlerlinien lassen sich mit beiden Ansätzen am Beispiel der betrachteten Aluminium- und Stahlverbindungen um ca. 20 % reduzieren, Abbildung 8.24 und Abbildung 8.25. Mittels Betrachtung des Spannungsgradientenansatzes nach Siebel und des Spannungsabstandsansatzes nach Peterson konnte keine einheitliche Bewertung der unterschiedlichen Versagensorte erzielt werden. Auch die Streuung der Datenbasis konnte für die betrachteten Aluminiumverbindungen dabei lediglich um ca. 4 % reduziert werden, Abbildung 8.24.

Die vereinfachte Anwendung einer auf dem Kerböffnungswinkel basierenden Stützziffer n_ω führt wie zu erwarten zu leicht höheren Streuungen als bei der individuellen Spannungsmittelung. Insbesondere aufgrund der abweichenden Ersatzstrukturlänge fällt die Streuung bei Betrachtung der Effektivspannungen nach Zhang noch etwas höher aus. Hier ergibt sich eine Reduzierung des Streumaßes um ca. 15 %.

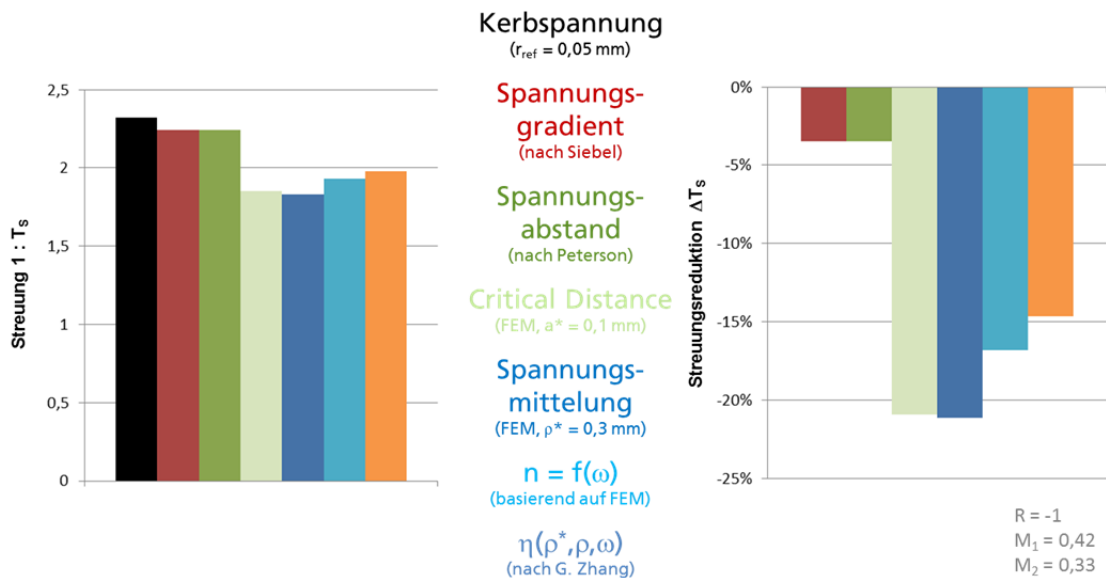


ABBILDUNG 8.24: VERGLEICH DER BETRACHTETEN ANSÄTZE (ALUMINIUM)

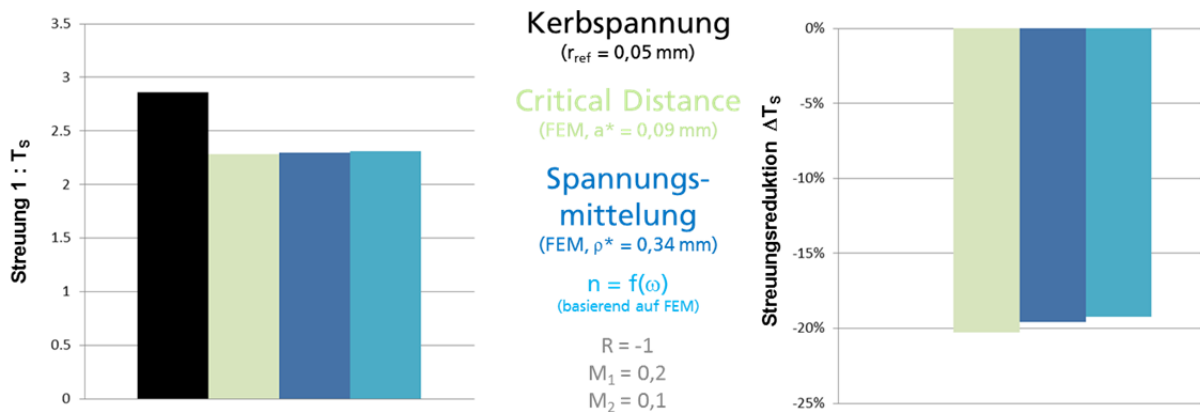


ABBILDUNG 8.25: VERGLEICH DER BETRACHTETEN ANSÄTZE (STAHL)

Für den Spannungsmittelungs- und Spannungsabstandsansatz sind die Kennwerte der berechneten Referenzwöhlerlinien in Tabelle 8-1 zusammengefasst.

TABELLE 8-1: KENNWERTE DER REFERENZWÖHLERLINIEN FÜR $R = -1$ UND $P_0 = 50\%$

Aluminium				
HNS	$a^* = 0.1 \text{ mm}$	$k = 4.95$	$\sigma (N=1 \cdot 10^7) = 63.8 \text{ MPa}$	$1:T_S = 1.85$
HNS	$\rho^* = 0.35 \text{ mm}$	$k = 4.95$	$\sigma (N=1 \cdot 10^7) = 61.2 \text{ MPa}$	$1:T_S = 1.88$
GEH	$\rho^* = 0.15 \text{ mm}$	$k = 4.95$	$\sigma (N=1 \cdot 10^7) = 60.1 \text{ MPa}$	$1:T_S = 1.83$
Stahl				
HNS	$a^* = 0.1 \text{ mm}$	$k = 4.91$	$\sigma (N=1 \cdot 10^7) = 130 \text{ MPa}$	$1:T_S = 2.28$
HNS	$\rho^* = 0.35 \text{ mm}$	$k = 4.91$	$\sigma (N=1 \cdot 10^7) = 125 \text{ MPa}$	$1:T_S = 2.30$
GEH	$\rho^* = 0.15 \text{ mm}$	$k = 4.91$	$\sigma (N=1 \cdot 10^7) = 118 \text{ MPa}$	$1:T_S = 2.21$

8.8 DISKUSSION DER ERGEBNISSE

An den Aluminiumschweißverbindungen wurden unterschiedliche Bewertungsansätze untersucht. Hierbei zeigte sich, dass mit dem Spannungsgradientenansatz nach Siebel und Stieler sowie mit dem Spannungsabstandsansatz nach Peterson die Versuchsergebnisse mit Versagen an der Nahtwurzel und Versagen am Nahtübergang nicht in eine Referenzwöhlerlinie zusammengeführt werden konnten. Dieses Ergebnis kann zwei Gründen haben: Einerseits wurde ein fester Werkstoffkennwert aus der Literatur verwendet und für diese Verfahren keine Identifikation eines solchen durchgeführt. Andererseits haben die Ansätze methodisch die Schwäche, dass sie die Spannungssingularität an der Kerbe nicht korrekt abbilden [Zha12, Zha12a]. Von diesen beiden Ansätzen wird daher abgeraten.

Bessere Ergebnisse (hinsichtlich der methodischen Grundlagen und der Anwendung) konnten mit dem Spannungsabstands- und Spannungsmittelungsansatz gemacht werden. Am Beispiel der einfach überlappten Scherzugproben aus Stahl kann sehr gut das Potenzial zur einheitlichen Beschreibung der Versagensorte Nahtübergang und Nahtwurzel aufgezeigt werden. Im Fall der einseitig geschweißten Scherzugprobe mit $t = 3,0 \text{ mm}$ trat Versagen sowohl im Nahtübergang als auch in der Nahtwurzel auf, obwohl die Kerbspannungen mit $r_{ref} = 0,05 \text{ mm}$ in der Wurzel um den Faktor 1,7 höher sind als im Nahtübergang. Dementsprechend lässt die reine Kerbspannungsbetrachtung keine einheitliche Beschreibung zu, vgl. Abbildung 8.26 links. Bei Betrachtung der Effektivspannungen gemäß dem Spannungsmittelungsansatz lassen sich die beiden Versagensorte einheitlich beschreiben – die Einzelwöhlerlinien unterscheiden sich nur noch geringfügig und die Streuung der Gesamtwöhlerlinie lässt sich von $T_S = 1 : 2,05$ auf $T_S = 1 : 1,42$ reduzieren, Abbildung 8.26 rechts.

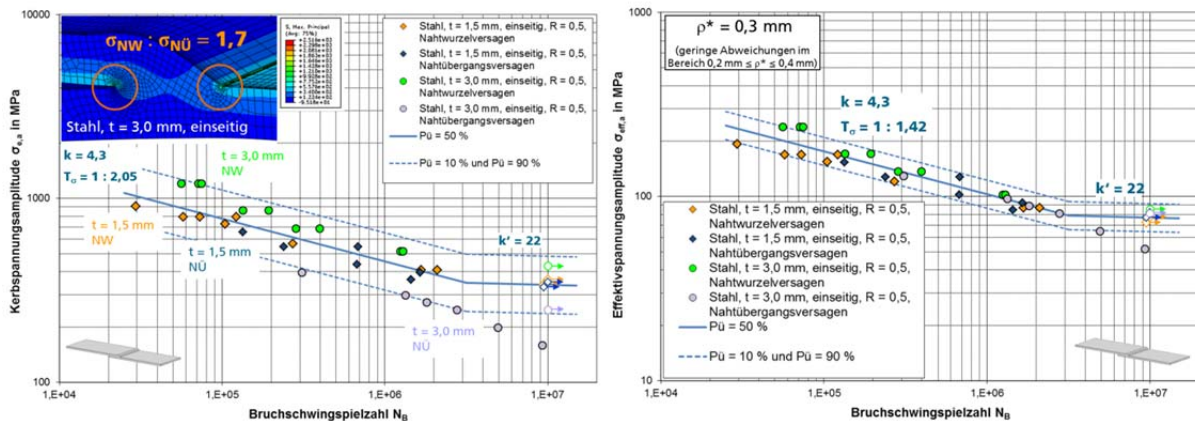


ABBILDUNG 8.26: KERB- UND EFFEKTIVSPANNUNGSBETRACHTUNG AN UNTERSCHIEDLICHEN VERSAGENSORTEN EINFACH ÜBERLAPPTER SCHERZUGPROBEN AUS STAHL

Es zeigte sich, dass bei Berücksichtigung des realen Radius in Nahtübergangskerben im Fall der untersuchten Proben aus Aluminium keine Verbesserung der Abschätzungsgüte erreicht werden konnte. Die Modellierung mit einem Referenzradius $r_{ref} = 0,05 \text{ mm}$ ist in diesem Fall daher als zielführend und ausreichend einzustufen.

Für den Referenzradius $r_{ref} = 0,05 \text{ mm}$ konnte eine einheitliche Beschreibung für die Versagensorte Nahtübergang und Nahtwurzel durch Berücksichtigung des Spannungsverlaufs senkrecht zur Nahrichtung auf Basis des Spannungsmittelungsansatzes und des Spannungsabstandsansatzes (im Sinne einer Punktspannung im kritischen Abstand) an Beispielen aufgezeigt werden. Die Identifizierung der Ersatzstrukturlänge ρ^* im Rahmen des Spannungsmittelungsansatzes und des kritischen Abstands a^* im Rahmen des Spannungsabstandsansatzes ist auf Basis der Streuungs-Minimierung und der Bestimmtheitsmaß-Maximierung möglich. Hierbei wird auch der theoretische Zusammenhang der beiden Größen [Tay09] mit $\rho^* = 4 \cdot a^*$ bestätigt. Die in dieser Untersuchung ermittelten Werkstoffparameter sind für die Werkstoffgruppen Aluminium und Stahl identisch. In anderen Untersuchungen [Laz09, Ber11] ergeben sich unterschiedliche Werte ($R_{C,Alu} = 0.12$ und $R_{C,Stahl} = 0.28$). Ein Grund hierfür könnte die unterschiedliche Datenbasis sein.

Die Verwendung der maximalen Hauptspannung als Vergleichsspannung ergibt deutlich robustere Abschätzungen bei geringen Veränderungen der Ersatzstrukturlänge als die Vergleichsspannung nach von Mises. Auf der anderen Seite lässt die maximale Hauptspannung keine einheitliche Beschreibung der Belastungsfälle Zug/Druck und Schub zu. Daher werden für die Bewertung mit der maximalen Hauptspannung kombinierte Vorgehensweisen vorgeschlagen:

- Die Spannungsmittelung erfolgt auf Basis des Verlaufs der maximalen Hauptspannung senkrecht zur Nahrichtung.
- Bezogen auf die maximale Hauptspannung an der Kerboberfläche wird eine Stützziffer n ermittelt und eine effektive Spannung berechnet.
- Bei Schubbeanspruchung wird über den Faktor $\sqrt{3}$ die effektive Spannung angehoben und die in der Kerbe vorliegende Querkontraktionsbehinderung mit dem Faktor 0,89 berücksichtigt.

Mit dieser Transformation ist es möglich, eine einheitliche Beschreibung der effektiven Spannung auf Basis der maximalen Hauptspannung durchzuführen.

Alternativ kann eine einheitliche Beschreibung der Belastungsfälle Zug/Druck und Schub auf Basis des Verlaufs der maximalen Hauptspannung senkrecht zur Nahrichtung in Verbindung mit der Vergleichsspannung nach von Mises im Kerbgrund erfolgen:

- Die Spannungsmittelung erfolgt auf Basis des Verlaufs der maximalen Hauptspannung senkrecht zur Nahrichtung.
- Bezogen auf die maximale Hauptspannung an der Kerboberfläche wird eine Stützziffer n ermittelt.
- Auf Basis der Stützziffer n und der maximalen Vergleichsspannung nach von Mises in der Kerbe wird die effektive Spannung ermittelt.

Die Streuung der berechneten Referenzwöhlerlinien für Aluminium und Stahl mit $1 : T_S > 1,80$ bzw. $1 : T_S > 2,20$ erscheint vergleichsweise hoch. Hierbei muss jedoch die stark heterogene Versuchsdatenbasis beachtet werden. Es unterscheiden sich einige Parameter und Einflussgrößen, die eine Auswirkung auf die Schwingfestigkeit haben können:

- Die der Auswertung hinterlegten Versuche wurden bei unterschiedlichen Spannungsverhältnissen gefahren. Es wurde zwar eine Korrektur der Mittelspannung auf Basis von Literaturangaben vorgenommen, diese pauschale Bewertung kann aber nur bedingt die an den spezifischen Proben tatsächlich zugrundeliegende Mittelspannungsempfindlichkeit erfassen.
- Bei einem großen Anteil der Proben ist der Schweißeigen Spannungszustand unbekannt. Falls höhere Zug- oder Druckeigen spannungen vorliegen, können diese jedoch einen signifikanten Einfluss auf die Schwingfestigkeit haben.
- Bei nicht geschweißten Proben sind die konzeptbezogenen Werkstoffparameter a^* und ρ^* abhängig von der Werkstofffestigkeit ($a^*, \rho^* = f(R_m)$). Es könnte eventuell bei Schweißverbindungen mit milderer Nahtübergangskerben zu einem (geringen) Einfluss auf die Schwingfestigkeit kommen.
- Die Auswertung wurde auf Basis von Versuchsergebnissen durchgeführt, die bis zum Versagenskriterium Bruch gefahren wurden. In Schwingfestigkeitsversuchen zeigt sich jedoch, abhängig von der Probengeometrie und Belastung, ein unterschiedlich hoher Anteil von Rissfortschritt an der Gesamtlebensdauer. Da die in diesem Vorhaben untersuchten Bewertungskonzepte anrissbasiert sind, könnte die Streuung der Referenzwöhlerlinien durch prozentual unterschiedliche Rissfortschrittsphasen verursacht werden.
- Mit spannungsbasierten Bewertungskonzepten ist es prinzipiell nicht möglich, unterschiedliche Neigungen der Wöhlerlinien zu bewerten. Die Referenzwöhlerlinien beruhen auf einer mittleren Neigung aller beinhalteten Einzelwöhlerlinien. Hierdurch ergibt sich zwangsweise eine größere Minimalstreuung, als sie bei einzelnen Wöhlerlinien vorliegt.
- Zuletzt liegen bei der Auswertung von Versuchsergebnissen aus der Literatur Unsicherheiten vor, da nicht alle Informationen (Schweißnahtgeometrie, Belastung, etc.) immer vollständig dokumentiert sind.

Da eine Vielzahl von Versuchsergebnissen aus der Literatur entnommen wurde, konnten nicht alle der genannten Punkte ausreichend erschlossen werden. Bei den in diesem Vorhaben durchgeführten Schwingfestigkeitsversuchen konnte kein entscheidender Einfluss des Werkstoffs erkannt werden. Auch bedeutend unterschiedliche Anteile der Rissfortschrittsphase an der Gesamtlebensdauer konnten mit Ausnahme der Doppelrohrversuche nicht ermittelt werden.

Das Ziel des Vorhabens – eine einheitliche Beschreibung der Versagensorte Nahtübergang und Nahtwurzel – wurde jedoch erreicht.

Für die praktische Anwendung kann eine Vereinfachung vorgenommen werden, indem nicht der Spannungsverlauf im Kerbligament sondern nur der Kerböffnungswinkel ω berücksichtigt wird. Hierbei ergibt sich eine ähnlich gute Abschätzung wie mit der integralen Ermittlung der Stützziffer. Es sind zwei Vorgehensweisen zu unterscheiden. Einerseits kann der Zusammenhang zwi-

schen Stützziffer n und Kerböffnungswinkel ω auf Basis der analytischen Formeln nach Neuber erfolgen [Neu58], andererseits über die auf Basis der FE-Berechnungen abgeleiteten Stützziffern. Die Unterschiede zwischen den Verläufen, Abbildung 8.21, resultieren vermutlich aus den globalen Spannungsgradienten im betrachteten Querschnitt, die meist zu einem größeren Spannungsgefälle und somit einer höheren Stützziffer führen. Da die in diesem Vorhaben betrachteten Probenformen ein weites Spektrum der in Realität auftretenden Verbindungsgeometrien abdecken, wird die Anwendung von Gleichung 8.11 empfohlen.

In zwei Fällen sollte jedoch eine Spannungsmittelung durchgeführt werden: Dies ist der Fall wenn Normal- und Schubbeanspruchungen in einer Verbindung überlagert auftreten oder ein Nahtöffnungswinkel nicht genau angegeben werden kann. Dies ist zum Beispiel bei Einbrandkerben der Fall.

Der Großteil der Untersuchungen wurde auf Basis von Modellen mit einem festen Referenzradius von $r_{ref} = 0,05 \text{ mm}$ durchgeführt. Dieses Vorgehen wurde gewählt, da die Bestimmung eines realen Radius einerseits sehr schwierig ist. Andererseits streut der reale Radius sehr stark, so dass es nur durch sehr aufwändige Untersuchungen möglich wäre, eine Verteilungsfunktion der Radien zu ermitteln. Es ist jedoch zu erwarten, dass über die Berücksichtigung der Radien eine weitere Steigerung der Abschätzungsgüte der Konzepte erzielt werden könnte. Wie in den theoretischen Betrachtungen aus [Zha12] zu sehen ist, hat der reale Radius im Vergleich zu dem Kerböffnungswinkel aber eine untergeordnete Rolle.

9. NUTZEN UND VERWERTUNG DER ERZIELTEN ERGEBNISSE

9.1 WISSENSCHAFTLICH-TECHNISCHER UND WIRTSCHAFTLICHER NUTZEN DER ERZIELTEN ERGEBNISSE

Durch die Anwendung der zu erarbeitenden Methode auf Basis des Kerbspannungskonzeptes sind Industrieunternehmen in der Lage, zuverlässigere Aussagen über die Beanspruchbarkeit nahtgeschweißter Konstruktionen zu treffen als auf Basis bisher verfügbarer Methoden. Die verbesserte Bewertungsmethodik führt zudem zu einer vertieften Kenntnis der Einflussgrößen. Somit kann ein Bauteil gezielt mit größerer Aussagesicherheit ausgelegt werden. Das unternehmerische Risiko kann dadurch gesenkt werden, was gerade bei mittelständischen Unternehmen von Bedeutung ist, da ein Schadensfall unter Umständen zum Konkurs führen kann.

Durch die verbesserte Bewertungsmethode kann eine Optimierung von Bauteilen und Konstruktionen in einem frühen Entwicklungsstadium realisiert werden, so dass die Anzahl der Prototypen reduziert werden kann. Damit können Kosten für Schwingfestigkeitsversuche eingespart und der Nachteil vergleichsweise hoher Prototypenkosten bei geringer Stückzahl im Vergleich zu Großunternehmen gemildert werden.

Die angestrebten Forschungsergebnisse werden in die Industrieunternehmen getragen und dort hauptsächlich

- in den Fachgebieten „Werkstoffe, Materialien“, „Konstruktion“ und „Produktion“ sowie
- in den Wirtschaftszweigen „Metallerzeugung und -bearbeitung“, „Maschinenbau“ und „Fahrzeugbau“
genutzt.

9.2 INNOVATIVER BEITRAG DER ERZIELTEN ERGEBNISSE

Der innovative Beitrag der angestrebten Forschungsergebnisse besteht in der Bereitstellung einer in der industriellen Praxis anwendbaren Berechnungsmethodik zur Bewertung von Linienschweißverbindungen unter Berücksichtigung unterschiedlicher Anrissorte bei Feinblechverbindungen aus Stahl und Aluminium mit $r_{ref} = 0,05 \text{ mm}$. Die verbesserte Methodik erweitert die bisherigen Anwendungsbereiche und wird anhand experimenteller Untersuchungen verifiziert. Die damit in diesem Forschungsvorhaben herauszuarbeitenden Verbesserungen in den Bemessungskonzepten stellen in Verbindung mit Abschätzungen der Unsicherheiten und der somit notwendigen Sicherheitszuschläge einen wichtigen innovativen Beitrag zur leichtbauorientierten Bauteilauslegung dar, was sich insgesamt in einem sichereren Betrieb geschweißter Bauteile, einer kostengünstigeren Produktion und einer verbesserten Wettbewerbssituation niederschlägt.

Mit dem durchgeführten Forschungsvorhaben wurden aus wissenschaftlich technischer Sicht Ergebnisse erzielt, die eine zuverlässigere betriebssichere Auslegung nahtgeschweißter Feinblechstrukturen aus Aluminium und Stahl als bisher ermöglichen. Durch die Forschungsergebnisse werden eine weitgehende Beherrschung und ein vertieftes Verständnis bei der Bewertung von Schweißverbindungen an Feinblechstrukturen hinsichtlich der Betriebsfestigkeit erreicht. Diese Aufgabenstellung wurde durch parallel laufende rechnerische und experimentelle Untersuchungen sowie durch weiterführende Auswertungen sowohl ausgewählter in der Literatur veröffentlichter Ergebnisse als auch von Ergebnissen vorangegangener Forschungsvorhaben der antragstellenden Institute bearbeitet.

In wirtschaftlicher Hinsicht führen die Ergebnisse des Forschungsvorhabens zu einer Verbesserung der rechnerischen Auslegung nahtgeschweißter Bauteile aus Feinblechen. Diese wirkt sich

bereits positiv in der Entwicklungs- und Konstruktionsphase aus. Mögliche nicht-konservative Schweißnahtbewertungen werden dann nicht erst in der Erprobungsphase erkannt, wo sie nur mit hohem Aufwand abgestellt werden können. Durch die verbesserte und abgesicherte Bewertungsmethode ist eine bessere Werkstoffausnutzung und Bauteilauslegung möglich, was insgesamt zu Ressourcenschonung und kostengünstigerer Produktion beiträgt. Das angestrebte Forschungsergebnis führt zu neuen Verfahren bzw. zur Weiterentwicklung von Verfahren zur Bauteilbemessung.

9.3 INDUSTRIELLE ANWENDUNGSMÖGLICHKEITEN DER ERZIELTEN ERGEBNISSE

Aufgrund der gestiegenen Anforderungen an die Zulieferer müssen besonders die kleinen und mittelständischen Unternehmen neue Bauteile und Baugruppen in eigener Verantwortung entwickeln und auf den Markt bringen. Unsicherheiten in der Berechnung führen zu Sicherheitszuschlägen und damit zu unwirtschaftlichen und wenig konkurrenzfähigen Konstruktionen. Mit höherer Genauigkeit der rechnerischen Analysen kann sicherer, aber auch leichter dimensioniert werden.

Entsprechend den europäischen Richtlinien für Maschinensicherheit und der Produkthaftung ist der Hersteller verpflichtet, den sicheren Betrieb seines Produktes entsprechend dem aktuellen Stand der Technik zu garantieren. Mit einer genaueren Berechnung lässt sich der geforderte Versuchsaufwand reduzieren, so dass kleine und mittlere Unternehmen in die Lage versetzt werden, die geforderten Sicherheitsnachweise mit vertretbarem finanziellem und zeitlichem Aufwand zu erbringen. Das Kerbspannungskonzept ist universeller als das Nenn- oder Strukturspannungskonzept und ohne umfangreiches Detailwissen einfach anwendbar und daher insbesondere für KMU zum Schwingfestigkeitsnachweis von Schweißverbindungen besonders geeignet.

Mit den erarbeiteten Erkenntnissen wird durch die zuverlässigere Auslegung von Bauteilen somit ein Beitrag zur Qualitätssicherung bzw. zur Erhöhung der Leistungs- und Wettbewerbsfähigkeit in den anwendenden Unternehmen insbesondere in Ingenieurbüros und den Zulieferbetrieben erbracht.

9.4 ERGEBNISTRANSFER IN DIE WIRTSCHAFT

Die aus dem Forschungsprojekt gewonnenen Erkenntnisse werden über Publikationen, Vorträge, die Mitarbeit in verschiedenen Arbeitskreisen und Fachausschüssen sowie durch aktive Mitarbeit bei Weiterbildungstagungen und Praxisseminaren weitergegeben. Die Forschungsstellen sind aktiv an Fachtagungen und Messen beteiligt. Hierdurch ist ein steter Austausch aktueller Informationen gewährleistet. Weitere Maßnahmen zum Transfer der Ergebnisse sind der Personaltransfer von den Forschungseinrichtungen in die Industrie und über die Einbindung der Ergebnisse in Vorlesungen für Studierende des Maschinenbaus, welche diese nach dem Ende des Studiums wiederum in die Praxis tragen.

Während der Projektlaufzeit wurden die Ergebnisse auf folgenden Sitzungen, Seminaren bzw. Veranstaltungen vorgestellt:

Datum	Sitzung / Veranstaltung	Bemerkung
28. Januar 2010	AK25 Betreuerkreissitzung	Vorstellung Teilergebnisse
18. Februar 2010	FAT AK25 Sitzung	Vorstellung Teilergebnisse
25. August 2010	AK25 Betreuerkreissitzung	Vorstellung Teilergebnisse
15. September 2010	FAT AK25 Sitzung	Vorstellung Teilergebnisse
10. November 2010	DVS FA9 Sitzung	Vorstellung Teilergebnisse
26. Januar 2011	AK25 Betreuerkreissitzung	Vorstellung Teilergebnisse
17. Februar 2011	FAT AK25 Sitzung	Vorstellung Teilergebnisse
12. Mai 2011	DVS FA9 Sitzung	Vorstellung Teilergebnisse
14. September 2011	AK25 Betreuerkreissitzung	Vorstellung Teilergebnisse
5. Oktober 2011	FAT AK25 Sitzung	Vorstellung Teilergebnisse
10. November 2011	DVS FA9 Sitzung	Vorstellung Teilergebnisse
23. Januar 2012	AK25 Betreuerkreissitzung	Vorstellung Teilergebnisse
31. Januar 2012	LMS Seminar "Lebensdauerberechnung von geschweißten Bauteilen"	Vorstellung Teilergebnisse
1. Februar 2012	LMS Seminar "Lebensdauerberechnung von geschweißten Bauteilen"	Vorstellung Teilergebnisse
15. Februar 2012	FAT AK25 Sitzung	Vorstellung Teilergebnisse
16. Mai 2012	DVS FA9 Sitzung	Vorstellung Teilergebnisse
22. August 2012	AK25 Betreuerkreissitzung	Vorstellung Teilergebnisse
19. September 2012	FAT AK25 Sitzung	Vorstellung Teilergebnisse
13. November 2012	DVS FA9 Sitzung	Vorstellung Teilergebnisse
21. Januar 2013	AK25 Betreuerkreissitzung	Vorstellung Teilergebnisse
6. Februar 2013	Leichtbautagung 2013, Dresden	Vorstellung Teilergebnisse
20. Februar 2013	FAT AK25 Sitzung	Vorstellung Teilergebnisse
25. April 2013	DVS FA9 Sitzung	Vorstellung Teilergebnisse

Zudem werden die Projektergebnisse zusammenfassend auf folgenden Sitzungen und Konferenzen vorgetragen:

Datum	Sitzung / Veranstaltung	Bemerkung
28. August 2013	AK25 Betreuerkreissitzung	Abschlusspräsentation
11. September 2013	IIW Annual Assembly, Essen	Präsentation der Gesamtergebnisse
25. September 2013	FAT AK25 Sitzung	Abschlusspräsentation

Eine Veröffentlichung der Ergebnisse ist ca. im Frühjahr 2014 in der Zeitschrift „Welding in the World“ geplant.

Weiterhin wird die Spannungsmittelungsmethode nach Neuber mit in ein im Moment in der Erstellung befindliches Merkblatt des DVS e.V. „Industrielle Anwendung des Kerbspannungskonzeptes“ aufgenommen. Dieses Merkblatt beschreibt kurz und anwendungsnah die Methoden, gibt Tipps und Hilfestellung zu Anwendung sowie die nötigen Bemessungswöhlerlinien.

Zudem werden die Ergebnisse in die Vorlesung „Betriebsfestigkeit und Stochastik“ der Hochschule Darmstadt für das Sommersemester 2014 integriert.

10. ZUSAMMENFASSUNG

Im Rahmen des hier beschriebenen Forschungsvorhabens wurde das Ziel verfolgt, eine einheitliche Vorgehensweise zu entwickeln, mit der eine Schwingfestigkeitsbewertung für die versagensrelevanten Nahtübergangs- und Nahtwurzelkerben auf Basis des Kerbspannungskonzepts vorgenommen werden kann. Motiviert waren die Arbeiten durch beobachtete Versagensfälle an gemäß dem Kerbspannungskonzept mit $r_{ref} = 0,05 \text{ mm}$ nicht als versagenskritisch erachteten Orten.

Um dies zu erreichen, wurde der Schwerpunkt auf die Betrachtung der Stützwirkung in den durch die Geometrie der Schweißnähte bedingten Kerben bzw. des spannungsmechanischen Größeneinflusses gelegt. Es wurden verschiedene Ansätze zur Beschreibung der Stützwirkung betrachtet. Die verfügbare Datenbasis, die aus Versuchsergebnissen aus der Literatur und aus neu durchgeführten Schwingfestigkeitsversuchen besteht, wurde nach dem Spannungsgradienten-, dem Spannungsabstands- und dem Spannungsmittelungsansatz ausgewertet. Grundlage für die Auswertung waren Spannungsverläufe im Kerbligament, die mittels FE-Modellen berechnet wurden. Im Detail wurden folgende Ansätze bewertet:

- Spannungsgradientenansatz nach Siebel und Stieler mit Kennwerten aus der Literatur
- Spannungsabstandsansatz nach Peterson mit Kennwerten aus der Literatur
- Spannungsabstandsansatz nach der „theory of critical distance“ von Taylor, mit Identifikation des kritischen Abstands a^*
- Spannungsmittelungsansatz nach Neuber mit Identifikation der Ersatzstrukturlänge ρ^*
- Spannungsmittelungsansatz mit Bewertung über den Kerböffnungswinkel ω

Die experimentellen Untersuchungen umfassten die Werkstoffe Aluminium und Stahl und unterschiedliche Probenformen (einfach überlappte Scherzugproben, T-Stöße und Doppelrohrproben). Jede Probenvariante wurde in zwei Varianten gefertigt und untersucht: Eine einseitig bzw. nicht durch-geschweißte Variante, bei der Risse von der Wurzelkerbe starteten und eine Variante, mit Rissinitiierung an der Nahtübergangskerbe. Darüber hinaus wurden die Überlappstöße jeweils mit zwei unterschiedlichen Blechdicken betrachtet.

Die Untersuchungen zeigten, dass mit dem Spannungsabstandsansatz im Sinne einer Punktspannung im kritischen Abstand a^* und mit dem Spannungsmittelungsansatz über die Ersatzstrukturlänge ρ^* , auf Basis des Kerbspannungskonzepts mit einem Referenzradius $r_{ref} = 0,05 \text{ mm}$ eine einheitliche Beschreibung der Versagensorte Nahtwurzel und Nahtübergang möglich ist. Die auf Basis der untersuchten Versuchsdatenbasis ermittelten Ersatzstrukturlängen und kritischen Abstände sind in Tabelle 10.1 zusammengefasst.

TABELLE 10.1: ERMITTELTE KONZEPTPARAMETER ρ^* UND a^* ZUR BEWERTUNG VON GESCHWEISSTEN VERBINDUNGEN

	maximale Hauptspannung	Vergleichsspannung nach von Mises
Aluminium	$\rho^* = 0,35 \text{ mm} / a^* = 0,1 \text{ mm}$	$\rho^* = 0,15 \text{ mm}$
Stahl	$\rho^* = 0,35 \text{ mm} / a^* = 0,1 \text{ mm}$	$\rho^* = 0,15 \text{ mm}$

Unter Verwendung der maximalen Hauptspannung ergibt sich ein wesentlich geringerer Einfluss einer Variation der Werkstoffkennwerte auf die berechnete Stützziffer als bei der Ver-

gleichsspannung nach von Mises. Aus diesem Grund wird grundsätzlich die erste Hauptspannung zur Anwendung empfohlen. Da allerdings eine einheitliche Beschreibung der Belastungsfälle Zug/Druck und Schub auf Basis der maximalen Hauptspannung nicht möglich ist, wird eine kombinierte Vorgehensweise vorgeschlagen:

- Die Spannungsmittelung erfolgt auf Basis des Verlaufs der maximalen Hauptspannung senkrecht zur Nahtichtung.
- Bezogen auf die maximale Hauptspannung an der Kerboberfläche wird eine Stützziffer n ermittelt.
- Auf Basis der Stützziffer n und der maximalen Vergleichsspannung nach von Mises in der Kerbe wird die effektive Spannung ermittelt.

Diese berechnete Effektivspannung kann schließlich zur einheitlichen Bewertung der Versagensorte Nahtwurzel und Nahtübergang auf Basis des Kerbspannungskonzepts mit dem Referenzradius $r_{ref} = 0,05 \text{ mm}$ für normal- und schubbeanspruchte Schweißnähte herangezogen werden.

Vereinfacht können die Stützziffern für Schub- und Normalbelastung in Abhängigkeit vom Kerböffnungswinkel ω ermittelt werden. Für den Fall der Normalbelastung ergibt sich approximiert der Zusammenhang $n_{\omega,\sigma} = 3,89 - 0,0297 \cdot \omega^4$.

Auf Grund einer geringen Datenbasis bei schubbeanspruchten Schweißverbindungen konnte keine sinnvolle Approximation durchgeführt werden. Für Schubbelastung kann mit der Stützziffer $n_{N,\tau}$ in Abhängigkeit von ω basierend auf den analytischen Zusammenhängen nach Neuber eine gute Übereinstimmung erreicht werden.

11. DANKSAGUNG UND FÖRDERHINWEIS

Den Mitgliedern des projektbegleitenden Ausschusses und des Arbeitskreises 25 „Fügetechnik“ der Forschungsvereinigung Automobiltechnik (FAT) e.V. sei an dieser Stelle für die Unterstützung des Vorhabens und die Diskussion der Ergebnisse gedankt. Besonderer Dank gilt Herrn Dr. Helge Oppermann als Obmann des FAT AK25, Herrn Dr. Matthias Weinert als Obmann des Beirats des AK25 und Herrn Dr. Genbao Zhang für die zahlreichen fachlichen Diskussionen.

Der projektbegleitende Ausschuss setzte sich aus folgenden Vertretern der Wirtschaft zusammen:

Adam Opel GmbH	Herr Wolfram Lieven
Alstom LHB GmbH	Dr.-Ing. Manfred Kaßner
Aluminium Technologie-Service	Prof. Dr.-Ing. Friedrich Ostermann
CADFEM GmbH	Herr Andreas Junk
Daimler AG	Dr. Shicheng Zhang
Ford-Werke GmbH	Dr.-Ing. Matthias Weinert
IAMT - Ingenieurgesellschaft für allgemeine Maschinentechnik mbH	Dr.-Ing. Robert Schliebner
Ingenieurbüro Tobias Loose GbR	Dr.-Ing. Tobias Loose
Volkswagen AG	Dr.-Ing. Genbao Zhang

Das IGF-Vorhaben 16.431 N/1 der Forschungsvereinigung Automobiltechnik (FAT) e.V. wurde über die AiF im Rahmen des Programms zur Förderung der Industriellen Gemeinschaftsforschung (IGF) vom Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages gefördert.

12. LITERATURVERZEICHNIS

- [Bau09] Baumgartner, J.: Laserstrahlgeschweißte Stahlstrukturen geringer Wanddicken aus dem Automobilbau, Abschlussbericht AIF Forschungsprojekt 14.522N (2009)
- [Bau10] Baumgartner, J.; Sonsino, C.M.; Waterkotte, R.: Bewertung der fertigungstechnologischen Einflussgrößen Laserstrahlschweißen und Sintern auf die Betriebsfestigkeit. MP Materials Testing – Ausgabe 07-08/2010
- [Bau13] Baumgartner, J.: Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen unter Berücksichtigung von Schweißzugspannungen und Größeneinflüssen, Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 2013
- [Ber11] Berto, F., Lazzarin, P.: Fatigue strength of structural components under multi-axial loading in terms of local energy density averaged on a control volume, Int. J. Fatigue, 2011, 33, 1055-1065
- [Ber00] Berger, W.: Lebensdauervorhersage für partikelverstärkte Aluminiumlegierungen unter Berücksichtigung der mikrostrukturellen Aspekte der Schädigung. Dissertation (2000)
- [Böh82] Böhm, J.; Heckel, K.: Die Vorhersage der Dauerschwingfestigkeit unter Berücksichtigung des statistischen Größeneinflusses. In: Zeitschrift für Werkstofftechnik 13 (1982), S. 120–128.
- [Bar11] Barsoum, Z.; Jonsson, B.: Influence of weld quality on the fatigue strength in seam welds. In: Eng. Fail. Anal. 18 (2011), S. 971–979.
- [Bra99] Brandt, U.; Lehrke, H.P.; Sonsino, C.M.; Radaj, D.: Anwendung des Kerbgrundkonzeptes für die Bemessung von Schweißverbindungen aus Aluminiumknetlegierungen. LBF-Bericht Nr. FB-213 (1999)
- [Bru08] Bruder, T.; Störzel, K.; Baumgartner, J.: Fatigue assessment of seam welds of automotive components by local stress approaches. 2nd Symposium on Structural Durability, SOSDID. Proceedings: 05.-06.06.2008 in Darmstadt
- [Bru12] Bruder, T.; Störzel, K.; Baumgartner, J.; Hanselka, H.: Evaluation of nominal and local stress based approaches for the fatigue assessment of seam welds, Int. J. Fatigue (2012) 34, 86-102
- [Cha81] Chang, S. T.; Lawrence, F. V.: Predicting the effect of shot peening on weld fatigue life. In: Proc. of the 1st International Conference on Shot Peening Vol. 1, Paris (1981), S. 461–475.
- [Che79] Chen, W.-C.; Lawrence, F.; Morrow, J.: Interpretation of the fatigue notch size effect using an analytical for estimating the total fatigue life. Fracture Control Program Short Course, August 22-24 (1979)
- [Clu09] Anwendbarkeit von Festigkeitskonzepten für schwingbelastete geschweißte Bauteile. Abschlussbericht AiF-Verbundforschungsvorhaben (2009)
- [Cre67] Creager, M.; Paris, C.: Elastic field equations for blunt cracks with reference to stress corrosion cracking. In: Int. J. Fract.Mech. 3 (1967), S. 247–252.
- [Det11] Dethlefs, N.: Herstellung von geschweißten Rohrverbindungen aus Aluminium und Charakterisierung ihrer Kerbempfindlichkeit, Bachelorarbeit, Institut für Füge- und Schweißtechnik, 2011
- [Dil06] Dillthey, U.: Schweißtechnische Fertigungsverfahren 1. 3. Auflage. Berlin, Springer Verlag (2006)
- [Eib03] Eibl, M.: Berechnung der Schwingfestigkeit laserstrahlgeschweißter Feinbleche mit lokalen Konzepten. Dissertation TU Darmstadt, 2003, LBF-Bericht Nr. FB 224 (2003)
- [Fri07] Fricke, W.: Guideline for the Fatigue Assessment by Notch Stress Analysis for Welded Structures. IIW Document No.: XIII-2240r1-08/XV-1289r1-08, International Institute of Welding, July 2007

- [Grz04] Grzesiuk, J.G.: Einfluss der Nahtvorbereitung und Nahtausführung auf die Schwingfestigkeit hochwertiger Aluminiumkonstruktionen. Dissertation, Technische Universität Clausthal (2004)
- [Gue13] Günther, N.: Schwingfestigkeitsanalyse geschweißter Rohrverbindungen mit Hilfe der Finiten-Elemente-Methode, Studienarbeit, Institut für Füge- und Schweißtechnik, 2013
- [Hai02] Haibach, E.: Betriebsfestigkeit – Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung VDI Verlag, Düsseldorf (2002), 2. Auflage
- [Hai06] Haibach, E.: Betriebsfestigkeit; Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung. 3. Auflage, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York (2006)
- [Hec82] Heckel, K.; Böhm, J.: Die Vorhersage der Dauerschwingfestigkeit unter Berücksichtigung des statistischen Größeneinflusses. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 13 (1982), S. 120-128
- [Her03] Herziger, G.: Lasertechnik I. LLT, RWTH Aachen (1993)
- [Hob08] Hobbacher, A.: International Institute of Welding: Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components. IIW Document No.: IIW-1823-07, International Institute of Welding, update June 2008
- [Jun11] Jung, N.: Numerische Bewertung der Schwingfestigkeit von Nahtschweißverbindungen mit Hilfe des Kerbspannungskonzepts unter Berücksichtigung von Größeneinflüssen. Diplomarbeit Fachhochschule Gießen-Friedberg, Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit und Systemzuverlässigkeit LBF, Darmstadt (2011)
- [Kar07] Karakas, Ö.; Morgenstern, C.; Sonsino, C. M.; Vogt, M.; Dilger K.: Anwendung des Konzepts der Mikrostützwirkung zur Bewertung der Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen der Magnesiumknetlegierung AZ31 Schweißen und Schneiden, Deutscher Verlag für Schweißtechnik, 2007, 59, 78–83
- [Kau00] Kaufmann, H.: Konstruktionsregeln und Betriebsfestigkeit lasergeschweißter Verbindungen aus Aluminium. LBF-Bericht Nr. 7852 (2000), unveröffentlicht
- [Klo76] K. Kloos. Einfluss des Oberflächenzustandes und der Probengröße auf die Schwingfestigkeitseigenschaften. VDI-Bericht Nr. 268. VDI-Verlag, Düsseldorf (1976), S. 63–76.
- [Klo81] Kloos, K.H.; Buch, A.; Zankov, D.: Pure geometrical size effect in fatigue tests with constant stress amplitude and in programme tests. Materialwissenschaften und Werkstofftechnik 12 (1981), S. 40-50
- [Köh75] Köhler, J.: Statistischer Größeneinfluss im Dauerschwingverhalten ungekerbter und gekerbter metallischer Bauteile. Dissertation, Technische Universität München (1975)
- [Kug61] Kuguel, R.: A relation between theoretical stress concentration factor and fatigue notch factor deduced from the concept of highly stressed volume. ASTM Proc. 61 (1961), S. 732-744
- [Läp08] Läßle, V.: Einführung in die Festigkeitslehre. 2. Auflage. Berlin, Vieweg+Teubner Verlag (2008)
- [Laz09] Lazzarin, P.; Meneghetti, G.; Berto, F. & Zappalorto, M.: Practical application of the N-SIF approach in fatigue strength assessment of welded joints, Welding in the World, 2009, 53, 76-89
- [LBF08] Auswerten von Wöhlerversuchen. Interne Mitteilung, LBF (2008)
- [Lee09] Lee, C.-H. u. a.: Effect of weld geometry on the fatigue life of non-load-carrying fillet welded cruciform joints. In: Eng. Fail. Anal. 16 (2009), S. 849–855.
- [Moo45] Moore, H.: A study of size effect and notch sensitivity in fatigue tests of steel. In: Proc. ASTM. Bd. 45. (1945), S. 507–531.
- [Mor06] Morgenstern, C.: Kerbgrundkonzepte für die schwingfeste Auslegung von Aluminiumschweißverbindungen am Beispiel der naturharten Legierung AlMg4,5Mn (AW-5083) und der warmausgehärteten Legierung AlMgSi1 T6 (AW-6082 T6). Dissertation TU Darmstadt (2006)
- [Neu37] Neuber, H.: Kerbspannungslehre, Grundlagen für genaue Spannungsberechnung.

- Verlag von Julius Springer, Berlin (1937)
- [Neu58] Neuber, H.: Kerbspannungslehre. Springer Verlag (1958)
- [Neu68] Neuber, H.: Über Berücksichtigung der Spannungskonzentration bei Festigkeitsberechnungen. In: Konstruktion 20.7 (1968), S. 245–251.
- [Neu85] Neuber, H.: Kerbspannungslehre. 3. Auflage. Springer Verlag (1985)
- [Oli89] Olivier, R.; Koettgen, V.B.; Seeger, T.: Schweißverbindungen I – Schwingfestigkeitsnachweise für Schweißverbindungen auf Grundlage örtlicher Beanspruchungen. Forschungskuratorium Maschinenbau (FKM), Frankfurt (1989), Forschungsheft 143
- [Pet53] Peterson, R.E.: Stress concentration factors. 1. Auflage, John Wiley, New York (1953)
- [Pet74] Peterson, R.E.: Stress concentration factors. John Wiley & Sons (1974)
- [Rad85] Radaj, D.: Gestaltung und Berechnung von Schweißkonstruktionen, Ermüdungsfestigkeit, Verlag für Schweißtechnik, DVS, 1985
- [Rad90] Radaj, D.: Design and Analysis of Fatigue Resistant Welded Structures. Abington Publishing, Cambridge (1990)
- [Rad95] Radaj, D.: Ermüdungsfestigkeit – Grundlagen für Leichtbau, Maschinen- und Stahlbau. Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, Tokyo (1995)
- [Ric09] Richard, H.A.; Sander, M.: Ermüdungsrisse: Erkennen, sicher beurteilen, vermeiden. 1. Auflage, Vieweg+Teubner Verlag, Wiesbaden (2009)
- [Rie12] Rieke, J.: Herstellung von geschweißten Rohrverbindungen aus S355 und Charakterisierung ihrer Kerbempfindlichkeit, Bachelorarbeit, Institut für Füge- und Schweißtechnik, 2012
- [Rad07] Radaj, D.; Vormwald, M.: Ermüdungsfestigkeit. 3. Auflage, Berlin, Springer Verlag (2007)
- [See97] Seeger, T.; Amstutz, H.: Betriebsfestigkeitsnachweise für Schweißverbindungen auf der Grundlage örtlicher Konzepte. Kolloquium Schweißkonstruktionen in Braunschweig. Nov. 1997
- [Sch02] Schlemmer, J.: Berechnung der Schwingfestigkeit von laserstrahlgeschweißten mesoskopischen Bauteilen der Benzin- und Dieseleinspritzung. Dissertation, Universität des Saarlandes (2002)
- [Sie55] Siebel, E.; Stieler, M.: Ungleichförmige Spannungsverteilung bei schwingender Beanspruchung. VDI-Z. 97 (1955) 5, S. 121-126
- [Smi82] Smith, I.; Smith, R.: Defects and crack shape development in fillet welded joints. In: Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct. 5.2 (1982), S. 151–165.
- [Son82] Sonsino, C.M.: Ermittlung anwendungsrelevanter Werkstoffkenngrößen für schwingbeanspruchte pulvermetallurgische Bauteile. Powder Metall. Int. 14 (1982), S. 20-22
- [Son93] Sonsino, C.M.: Zur Bewertung des Schwingfestigkeitsverhaltens von Bauteilen mit Hilfe örtlicher Beanspruchungen. Konstruktion 45 (1993), S. 25-33
- [Son94] Sonsino, C.M.: Festigkeitsverhalten von Schweißverbindungen unter kombinierten phasengleichen und phasenverschobenen mehrachsigen Beanspruchungen Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 25 (1994), Nr. 9, S. 353-368
- [Son05] Sonsino, C.M.: Betriebsfestigkeit – Eine Einführung. Vorlesungsunterlagen, Technische Universität Darmstadt, Unveröffentlicht (2005)
- [Son08] Sonsino, C.M.: Schwingfeste Bemessung von Schweißverbindungen nach dem Kerbspannungskonzept mit den Referenzradien $r_{ref} = 1 \text{ mm}$ und $0,05 \text{ mm}$. MP Materials Testing – Ausgabe 07-08/2008
- [Spi79] Spindel, E.; Haibach, E.: The Method of Maximum Likelihood Applied to the Statistical Analysis of Fatigue Data Including Run-Outs. International Journal of Fatigue 1 (1979), 2, S. 81-88
- [Sta11] Stamm, S.: Kerbspannungen an geschweißten Dünoblechen aus Stahl und Aluminium, Projektarbeit, Institut für Füge- und Schweißtechnik, 2011

- [Sto08] Störzel, K.: Betriebsfeste Bemessung von mehrachsigen belasteten Laserstrahlschweißverbindungen aus Stahlblechen des Karosseriebaus. Abschlussbericht, AVIF A 222 (2008)
- [Sto09] Störzel, K.: Strangpressprofil- und Blechstrukturen aus Aluminiumknetlegierungen im Fahrzeugbau. DVS-Berichte Band 256, DVS-Forschungskolloquium in Braunschweig am 17. und 18. März 2009, S. 41-52
- [Sto10] Störzel, K.; Baumgartner, J.; Bruder, T.; Hanselka, H.: Festigkeitskonzepte für schwingbelastete geschweißte Bauteile. DVM-Vortrag, Darmstadt (2010)
- [Tay99] Taylor, D.: Geometrical Effects in fatigue: A Unifying Theoretical Model. In: Int. J. Fatigue 21 (1999), S. 413–420.
- [Tay09] Taylor, D.; Hoey, D.: High cycle fatigue of welded joints: The TCD experience. International Journal of Fatigue 31 (2009) 20-27
- [Tra12] Tran, B.: Schwingfestigkeitsanalyse geschweißter Dünnblechverbindungen aus Stahl nach dem Kerbspannungskonzept, Studienarbeit, Institut für Füge- und Schweißtechnik, 2012
- [Tri95] Tricoteaux, A. u. a.: Fatigue crack initiation life prediction in high strength structural steel welded joints. In: Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct. 18.2 (Feb. 1995). Blechdicke 8 mm, Quersteifen / T-Stoß, 189–200.
- [Wei39] Weibull, W.: A statistical theory of the strength of materials. Ingeniörsvetenskapsakademien. Handlingar No. 151. Proceedings of the Royal Swedish Institute for Engineering Research, Generalstabens Litografiska Anstalts Förlag (1939)
- [Wei59] Weibull, W.: Zur Abhängigkeit der Festigkeit von der Probengröße. Ingenieur-Archiv (1959), S. 360-362
- [Wil05] Willen, J.: Berechnungsmethoden für die Lebensdauerabschätzung von MSG- bzw. lasergeschweißten Kehlnähten dünnwandiger Stahlstrukturen, FAT Schriftenreihe 197 (2005)
- [Wer99] Werner, S.; Sonsino, C.M.; Radaj, D.: Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen aus der Aluminiumlegierung AlMg 4,5 Mn (AA5083) nach dem Konzept der Mikrostützwirkung. In: Materialwiss. Werkstofftech. 30.3 (1999), S. 125–135.
- [Zha05] Zhang, G.; Sonsino, C.M.: Ein Kerbspannungskonzept für die schwingfeste Bemessung von rissähnlichen Schweißnähten aus Aluminiumlegierungen. 32. Tagung des DVM-Arbeitskreises Betriebsfestigkeit, DVM Bericht 132 „Fügen und Betriebsfestigkeit“, Darmstadt (2005), S. 61-72a
- [Zha10] Zhang, G.: Ein drei-parametrischer Ansatz für die Stützziffern für V-Kerben mit Anwendungen auf Schweißnähte. Vortrag auf Workshop „Kerbspannungskonzept“, 19. Mai 2010, LBF/Darmstadt
- [Zha12] Zhang, G.: Method of effective stress for fatigue: Part I – A general theory. In: Int. J. Fatigue 37.0 (2012), S. 17 –23.
- [Zha12a] Zhang, G.; Sonsino, C.M.; Sundermeier, R.: Method of effective stress for fatigue: Part II – Application to V-notches and seam welds. International Journal of Fatigue 37 (2012) 24-40

Impressum

Herausgeber	FAT Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V. Behrenstraße 35 10117 Berlin Telefon +49 30 897842-0 Fax +49 30 897842-600 www.vda-fat.de
ISSN	2192-7863
Copyright	Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V. (FAT) 2013

VDA

Verband der
Automobilindustrie

FAT

Forschungsvereinigung
Automobiltechnik

Behrenstraße 35
10117 Berlin
www.vda.de
www.vda-fat.de