

Ermüdungsversuche an praxisgerechten Diagonalrohr- Anschlüssen im Stahl- und Verbundbrückenbau – Auswertung und Einordnung

Jasmin Heinisch

Masterarbeit



Ermüdungsversuche an praxisgerechten Diagonalrohr-Anschlüssen im Stahl- und Verbundbrückenbau – Auswertung und Einordnung

Im Fokus der Masterarbeit stehen Diagonalrohr-Anschlüsse mittels eingestecktem Laschenblech, wie sie üblicherweise bei außen- wie innenliegenden Diagonalen von Brückenquersystemen eingesetzt werden. So kommen derzeit im deutschen Brückenbau verschiedene Ausführungsvarianten zum Einsatz, die grundlegend verschiedene Kerben aufweisen und nicht durch die Normen EN 1993-2 bzw. EN 1993-1-9 geregelt sind.

Innerhalb des aktuellen AiF-DAST-Forschungsprojekts 20452 wurden drei Konstruktionsdetails entwickelt und hinsichtlich der Fertigung optimiert. Im Rahmen der Masterarbeit sollen die Ermüdungsversuche an den drei Anschlussvarianten, die an der MPA Stuttgart ab April 2020 durchgeführt werden, betreut und anschließend statistisch ausgewertet werden. Dabei soll auch das Ermüdungsverhalten der Details anhand der Messtechnik und der Bruchflächen genauer analysiert werden.

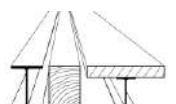
Durch numerische Untersuchungen für die Serie 1 sollen weitere Parameter wie bspw. die Geometrie des Freischnitts oder auch die Länge des Zuschnitts genauer analysiert werden.

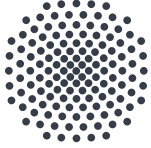
Ziel der Masterarbeit ist die Beurteilung der Details hinsichtlich ihrer Ermüdungsfestigkeit, die Kerbfall-einordnung und die Aufbereitung der Ergebnisse für Ausführungs- und Bemessungsempfehlungen.

Masterarbeit



Stahlbau





Universität Stuttgart
Institut für Konstruktion und Entwurf
Schwerpunkte: Stahlbau, Holzbau und Verbundbau
Prof. Dr.-Ing. Ulrike Kuhlmann

Ermüdungsversuche an praxisgerechten Diagonalrohr-Anschlüssen im Stahl- und Verbundbrückenbau - Auswertung und Einordnung

Betreuer: M.Sc. Lisa-Marie Gözl

Vorgelegt von: Jasmin Heinisch

Selbstständigkeitserklärung

Hiermit erkläre ich, dass ich die vorliegende Masterarbeit „Ermüdungsversuche an praxisgerechten Diagonalrohr-Anschlüssen im Stahl- und Verbundbrückenbau - Auswertung und Einordnung“ selbstständig und ohne fremde Hilfe verfasst und bei der Erstellung dieser Arbeit die einschlägigen Bestimmungen, insbesondere zum Urheberrechtsschutz fremder Beiträge, eingehalten habe. Es wurden nur die in der Arbeit angegebenen Quellen und Hilfsmittel benutzt. Soweit meine Arbeit wörtlich oder dem Sinn nach aus anderen Werken entnommene Stellen (z. B. Bilder, Zeichnungen, Textpassagen) enthält, erkläre ich, dass diese Beiträge als solche unter Angabe der Quellen an der betreffenden Stelle gekennzeichnet sind (z. B. Zitat, Quellenangabe) und ich eventuell erforderlich gewordene Zustimmungen der Urheber zur Nutzung dieser Beiträge in meiner Arbeit eingeholt habe.

Stuttgart, den 29. März 2021

Jasmin Heinisch

Bewertung

Die vorliegende Arbeit ist mit der folgenden Note bewertet worden:

Note

Stuttgart, den 29. März 2021

Unterschrift Institutsleitung

Haftungsausschluss

Obwohl die Arbeit nach bestem Wissen und Gewissen erstellt wurde, übernimmt weder der Verfasser dieser Arbeit noch die Universität Stuttgart bzw. das Institut für Konstruktion und Entwurf Haftung für den Inhalt der Arbeit. Sollte direkt durch Nutzung oder indirekt infolge der Nutzung von Ergebnissen oder Teilergebnissen der Arbeit ein Schaden entstehen, ist jeglicher Schadensersatzanspruch ausgeschlossen. Mit der Verwendung von Ergebnissen aus dieser Arbeit gilt dieser Haftungsausschluss als akzeptiert.

Veröffentlichung oder Verbreitung der Arbeit

Weder der Verfasser dieser Arbeit noch die Universität Stuttgart bzw. das Institut für Konstruktion und Entwurf wird die Arbeit ohne schriftliche Zustimmung des Instituts für Konstruktion und Entwurf bzw. des Verfassers veröffentlichen. Insbesondere, aber nicht ausschließlich, sind hiermit kommerzielle Zwecke und eine anderweitige Veröffentlichung oder Verbreitung in digitaler oder gedruckter Fassung gemeint. Die Weitergabe im privaten Rahmen oder zu Bewerbungszwecken des Verfassers ist von dieser Regelung nicht betroffen. Bei Arbeiten, die in Zusammenarbeit mit Dritten entstanden sind, ist auch die Weitergabe an diese von dieser Regelung nicht betroffen.

Danksagung

Ich möchte mich zuerst bei Prof. Dr.-Ing. Ulrike Kuhlmann für die Möglichkeit, die Abschlussarbeit am Institut für Konstruktion und Entwurf schreiben zu dürfen, bedanken. Bei meiner Betreuerin Lisa-Marie Gözl bedanke ich mich recht herzlich für die Betreuung dieser Arbeit, für die investierte Zeit und die hilfreiche Unterstützung während der gesamten Arbeit.

Weiterhin möchte ich mich für die gute Zusammenarbeit bei den Mitarbeitern der Materialprüfanstalt Stuttgart, während der Durchführung der Versuche, bedanken.

Ein riesiges Dankeschön an meine Familie, insbesondere an meine Schwester, und Philipp für die gesamte Unterstützung während meines ganzen Studiums und das Korrekturlesen dieser Arbeit.

Inhaltsverzeichnis

Abbildungsverzeichnis	VIII
Tabellenverzeichnis	XI
1 Einleitung	1
2 Stand der Technik und Grundlagen	3
2.1 Ermüdung	3
2.2 Wöhlerversuch	7
2.3 Einflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit	13
2.4 Rechnerischer Nachweis der Ermüdungsfestigkeit	18
3 Normative Regelungen nach Eurocode 3	23
3.1 Sicherheitskonzept	23
3.2 Ermüdungsnachweis	25
3.3 Kerbfälle	26
4 Bisherige Untersuchungen an Diagonalrohr-Anschlüssen	28
4.1 Untersuchungen von Zirn [31]	28
4.2 Untersuchungen von Hanswille et al. [18]	35
4.3 Untersuchungen von Baptista et al. [3]	39
5 Experimentelle Untersuchungen	43
5.1 Versuchsprogramm	43
5.2 Versuchsdurchführung	50
6 Numerische Untersuchungen	72
6.1 Modell	72
6.2 Parameterstudie	78
7 Einordnung der Versuchsergebnisse und Empfehlungen für die Praxis	85
7.1 Versuchsserie 1	85
7.2 Versuchsserie 2	88
7.3 Versuchsserie 3	92
8 Zusammenfassung und Ausblick	95
Literaturverzeichnis	97

Abbildungsverzeichnis

Abb. 1-1: Diagonalrohr-Anschlüsse innenliegend (Talbrücke Heidingsfeld li.) und außenliegend (Talbrücke Lennetalbrücke re.) [24, 32]	1
Abb. 2-1: Makroskopisches Bild eines beginnenden Ermüdungsbruchs [28]	3
Abb. 2-2: Gleitbandbildung unter zwei Beanspruchungszyklen [28]	4
Abb. 2-3: Gesamtlebensdauer eines Bauteils unter zyklischer Beanspruchung in Anlehnung an [29]	5
Abb. 2-4: Arten von Kerben [28]	5
Abb. 2-5: Kennwerte im Schwingversuch [28]	6
Abb. 2-6: Beanspruchungsbereiche im Dauerschwingversuch [28]	7
Abb. 2-7: Kennwerte einer Wöhlerlinie [17]	9
Abb. 2-8: Wöhlerkurve [14]	10
Abb. 2-9: Schematisches Vorgehen zur statistischen Auswertung einer Datenmenge zur Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit [13]	12
Abb. 2-10: Einfluss der Mittelspannung auf die Dauerfestigkeit [28]	13
Abb. 2-11: Einfluss der Mittelspannung auf die Dauerfestigkeit bei Schweißverbindungen [27]	13
Abb. 2-12: Einfluss der Plattenbreite (li.) und Anschlusslänge (re.) auf die Ermüdungsfestigkeit [23] (Stress range (engl.)= Spannungsschwingbreite, Life, cycles (engl.)= Anzahl der Schwingspiele)	15
Abb. 2-13: Effekt der Spannungsentlastung auf die Ermüdungsfestigkeit bei $N = 2 \cdot 10^6$ Schwingspielen von Schweißverbindungen aus Stahl [23] (As-welded (engl.)= im Schweißzustand, Stress relieved (engl.)= spannungsarmgeglüht)	17
Abb. 2-14: Darstellung der verschiedenen Spannungskonzepte in Anlehnung an [14]	19
Abb. 2-15: Grundtypen zur Bestimmung von Strukturspannungen (Lineare Extrapolation (a) und Linearisierung der Spannungen (b)) [28]	21
Abb. 3-1: Ermüdungsfestigkeitskurve für verschiedene Kerbfälle [25]	24
Abb. 3-2: Berechnung der Schädigung nach Miner [25]	26
Abb. 3-3: Kerbfälle für Hohlprofile ($t \leq 12,5$ mm) [10]	27
Abb. 4-1: Versuchsprogramm Rohrlaschenverbindungen [31]	29
Abb. 4-2: Reißlinien der Bauformen L1 (li.) und L4 (re.) [31]	31
Abb. 4-3: Bruchbild und Makroschliff des Versuchskörpers L2C20 [31]	32
Abb. 4-4: Versuchsergebnisse verschiedener Schweißnahtarten L1 und L3 [30]	34
Abb. 4-5: Oberer Anschluss [18]	36
Abb. 4-6: Unterer Anschluss [18]	37
Abb. 4-7: Typische Rissbilder am oberen Anschluss [18]	37
Abb. 4-8: Typische Rissbilder am unteren Anschluss [18]	38
Abb. 4-9: Versuchsprogramm Baptista [3]	39

Abb. 4-10: Bruchbilder der Anschlussvarianten C1 bis C4 [3]	41
Abb. 5-1: Geometrie Knotenblech [21]	43
Abb. 5-2: Versuchskörper Serie 1 [21]	45
Abb. 5-3: Versuchskörper Serie 2 [21]	47
Abb. 5-4: Versuchskörper Serie 3 [21]	49
Abb. 5-5: Prüfmaschinen zur Versuchsdurchführung (li. Schenk und re. Losenhäusen) [21]	51
Abb. 5-6: Übersicht der DMS Serie 1 [21]	52
Abb. 5-7: Dehnungsmessstreifen am Freischnitt am Beispiel des Versuchskörpers E 1-1 [21]	52
Abb. 5-8: Übersicht der DMS Serie 2 und 3 (am Beispiel der Serie 2) [21]	53
Abb. 5-9: Dehnungsmessstreifen an der Knotenblechdumschweißung am Beispiel des Versuchskörpers E 2-7 [21]	53
Abb. 5-10: Übersicht der DMS bei Strukturspannungsmessung Serie 2 und 3 (am Beispiel der Serie 2) [21]	54
Abb. 5-11: Wegaufnehmer am Beispiel des Versuchskörpers E 3-1 [21]	55
Abb. 5-12: Typisches Rissbild Serie 1 [21]	56
Abb. 5-13: Typisches Rissbild Serie 2 und 3 [21]	56
Abb. 5-14: Dehnungsverlauf des Versuchskörpers E 1-4	59
Abb. 5-15: Dehnungsverlauf des Versuchskörpers E 3-6	60
Abb. 5-16: Wöhlerdiagramm für Versuchsserie 1	61
Abb. 5-17: Wöhlerdiagramm für Versuchsserie 2	61
Abb. 5-18: Wöhlerdiagramm für Versuchsserie 3	62
Abb. 5-19: Einzelne Positionen der Härteprüfung des Versuchskörpers E 1-3 [21]	63
Abb. 5-20: Härte des Versuchskörpers E 1-3	64
Abb. 5-21: Bruchfläche des Versuchskörpers E 1-3 [21]	64
Abb. 5-22: Bruchfläche des Versuchskörpers E 1-8 [21]	65
Abb. 5-23: Rissenstehung und Risswachstum des Versuchskörpers E 2-3 [21]	66
Abb. 5-24: Bruchflächen der Prüfkörper von Versuchsserie 2 [21]	67
Abb. 5-25: Rissenstehung E 2-5 (li.) und E 2-3 (re.) [21]	67
Abb. 5-26: Rissenstehung E 3-7 (li.) und E 3-6 (re.) [21]	68
Abb. 5-27: Bruchflächen der Prüfkörper von Versuchsserie 3 [21]	68
Abb. 5-28: Risswachstum des Versuchskörpers E 3-6 [21]	69
Abb. 5-29: Makroschliff des Versuchskörpers E 2-3 [21]	70
Abb. 5-30: Makroschliff des Versuchskörpers E 2-5 [21]	70
Abb. 5-31: Makroschliff des Versuchskörpers E 3-6 [21]	71
Abb. 6-1: Globalmodell und Submodell im FE-Programm ANSYS Workbench 19.2 [1]	72
Abb. 6-2: Maximale Hauptspannung im Submodell bei Variation der Elementgröße im Globalmodell	74
Abb. 6-3: Maximale Hauptspannung im Submodell bei Variation der Elementgröße im Submodell	75

Abb. 6-4:	Spannungen im Bereich des Freischnitts im Globalmodell [N/mm ²] . . .	76
Abb. 6-5:	Ort der Rissentstehung am Beispiel des Versuchskörpers E 1-5 [21] . . .	77
Abb. 6-6:	Nennspannung im Globalmodell [N/mm ²]	77
Abb. 6-7:	Maximale Hauptspannungen im Global- und Submodell ohne innenliegenden Deckel	79
Abb. 6-8:	Kerbfaktoren der unterschiedlichen Knotenblechgeometrien	80
Abb. 6-9:	Spannungen im Globalmodell bei unterschiedlichen Längen des Rohrzuschnittes	81
Abb. 6-10:	Maximale Kerbspannung im Globalmodell bei einer Zuschnittslänge von $l=45$ mm	82
Abb. 6-11:	Untersuchte Geometrien des Freischnittes	83
Abb. 6-12:	Kerbfaktoren der unterschiedlichen Freischnittgeometrien	84
Abb. 7-1:	Auswertung der Diagonalrohr-Anschlüsse mit Freischnitt	85
Abb. 7-2:	Fertigungszeichnung Versuchsserie 1 als Basis für die Überarbeitung der Ausführungs- und Bemessungsempfehlungen nach [5] [21]	87
Abb. 7-3:	Gesamtauswertung der Diagonalrohr-Anschlüsse mit geradem Deckel	88
Abb. 7-4:	Gesamtauswertung der Diagonalrohr-Anschlüsse mit geradem Deckel ohne Kehlnaht	89
Abb. 7-5:	Fertigungszeichnung Versuchsserie 2 als Basis für die Überarbeitung der Ausführungs- und Bemessungsempfehlungen nach [5] [21]	91
Abb. 7-6:	Gesamtauswertung der Diagonalrohr-Anschlüsse mit abgeschrägtem Rohr	92
Abb. 7-7:	Gesamtauswertung der Diagonalrohr-Anschlüsse mit abgeschrägtem Rohr ohne Kehlnaht	93
Abb. 7-8:	Fertigungszeichnung Versuchsserie 3 als Basis für die Überarbeitung der Ausführungs- und Bemessungsempfehlungen nach [5] [21]	94

Tabellenverzeichnis

Tab. 2-1:	k_n -Werte für charakteristische Werte (5%-Fraktile) gemäß Eurocode 0 Anhang D7 [8]	11
Tab. 3-1:	γ_{Mf} -Faktoren für die Ermüdungsfestigkeit [10]	23
Tab. 4-1:	Werkstoffgruppen der Proben [31]	30
Tab. 4-2:	Statistische Neuauswertung [30] der Versuchsergebnisse von Zirn [31] .	33
Tab. 4-3:	Vergleich zwischen erforderlichem Querschnitt bei Kerbfall 36 zu Kerbfall 71 [18]	35
Tab. 4-4:	Statistische Neuauswertung [30] der Versuchsergebnisse von Hanswille et al. [18]	39
Tab. 4-5:	Statistische Neuauswertung der Versuchsergebnisse von Baptista et al. [3] aus [30]	41
Tab. 5-1:	Allgemeine Versuchskörpergeometrie der drei Versuchsserien	44
Tab. 5-2:	Mechanische Eigenschaften der Versuchsserien	44
Tab. 5-3:	Versuchskörpergeometrie der Versuchsserie 1 [21]	46
Tab. 5-4:	Versuchskörpergeometrie der Versuchsserie 2 [21]	47
Tab. 5-5:	Versuchskörpergeometrie der Versuchsserie 3 [21]	49
Tab. 5-6:	Übersicht der Prüfmaschinenbelegung	50
Tab. 5-7:	Übersicht der ertragenen Schwingspiele bis zum Versagen [21]	57
Tab. 5-8:	Statistische Auswertung der Versuchsergebnisse	60
Tab. 6-1:	Maximale Dehnungen des Versuchskörper E 1-6 an den Freischnitten .	75
Tab. 6-2:	Kerbfaktoren abgeleitet von DMS der Versuchskörper der Serie 1	78
Tab. 7-1:	Daten zur Gesamtauswertung der Diagonalrohr-Anschlüsse mit Freischnitt	86
Tab. 7-2:	Daten zur Gesamtauswertung der Diagonalrohr-Anschlüsse mit geradem Deckel	89
Tab. 7-3:	Daten zur Gesamtauswertung der Diagonalrohr-Anschlüsse mit schrä- gem Deckel	93

1 Einleitung

Im Zuge von Neubauten und Erneuerungen von Großbrücken finden innen- sowie außenliegende Diagonalrohr-Anschlüsse vermehrt Anwendung. Stahl- und Verbundbrücken weisen oftmals eine große Querschnittsbreite auf und werden bei weit auskragenden Fahrbahnplatten häufig durch außenliegende Diagonalrohre abgestützt. Die Querschnitte der Brücken werden hauptsächlich als einzelliger torsionssteifer Kastenquerschnitt ausgeführt, um die Torsionsbeanspruchung im Bauzustand abtragen zu können. Diese werden in regelmäßigen Längsabständen durch einen K-Verband zur Erhaltung der Formtreue unterstützt. Die sowohl innen- als auch außenliegenden Diagonalrohr-Anschlüsse werden sehr hohen ermüdungswirksamen Beanspruchungen ausgesetzt.



Abb. 1-1: Diagonalrohr-Anschlüsse innenliegend (Talbrücke Heidingsfeld li.) und außenliegend (Talbrücke Lennetalbrücke re.) [24, 32]

Ermüdung beschreibt die Risseinleitung sowie den Rissfortschritt unter zeitlich wiederkehrender Beanspruchung. Bauteile mit Kerben, die zu lokalen Spannungserhöhungen führen, sind dabei besonders ermüdungsgefährdet. Um die Ermüdungsfestigkeit eines Konstruktionsdetails nachzuweisen, besteht nach europäischer Norm die Möglichkeit, die einwirkende Spannungsamplitude mit sogenannten Kerbfällen zu vergleichen. Diese wurden für die einzelnen Konstruktionsdetails festgelegt. Der dazugehörige Bezugswert ist die Spannungsamplitude $\Delta\sigma_c$ bei $N=2 \cdot 10^6$ Schwingspielen. Die unterschiedlichen Ausführungsvarianten von Diagonalrohr-Anschlüssen, wie sie in verschiedenen Brückenbauwerken z.B. in der Talbrücke Heidingsfeld, Rinsdorf, Schierstein und Lennetal vorkommen, sind in der aktuellen Norm hinsichtlich der Einstufung in eine Kerbfallklasse nicht einheitlich geregelt. Anhand experimenteller Untersuchungen an Diagonalrohr-Anschlüssen, die im Rahmen des AiF-DAST-Forschungsprojekts „Praxisgerechte Gestaltung von Diagonalrohr-Anschlüssen im Stahl- und Verbundbrückenbau“ [21] konzipiert und gefertigt wurden, soll eine Einteilung der Versuchsergebnisse in eine Kerbfallkategorie erfolgen.

Im ersten Teil dieser Arbeit werden die Grundlagen der Ermüdung und der aktuelle Stand der Technik thematisiert. Anschließend werden die aktuellen europäischen Regelungen zur Ausführung und Einteilung von geschlitzten Rohranschlüssen in Kerbfallklassen vorgestellt und beschrieben. Zudem werden bisherige experimentelle Ermüdungsversuche an Diagonalrohr-Anschlüssen vorgestellt und nach ihrer Ermüdungsfestigkeit ausgewertet.

Im Rahmen des Forschungsprojektes [21] wurden drei Ausführungsvarianten für Diagonalrohr-Anschlüsse hinsichtlich Fertigung und ermüdungsgerechtem Konstruieren herausgearbeitet, die im Hauptteil dieser Arbeit experimentell getestet und ausgewertet wurden. Jede Versuchsserie bestand aus acht fertigungsgleichen Versuchskörpern. Diese wurden mit unterschiedlichen Spannungsamplituden $\Delta\sigma$ bis zu einem definierten Versagenskriterium belastet. Die Versuche werden statistisch ausgewertet, um einen Kerbfall für die jeweilige Serie ableiten zu können. Des Weiteren werden die Versuche hinsichtlich ihrer Bruchcharakteristik ausgewertet. Die experimentell ermittelten Versuchsergebnisse sollen ergänzend für die Versuchsserie 1 numerisch untersucht werden. Anschließend folgt ein Vergleich der Versuchsergebnisse mit bisherigen Untersuchungen sowie eine Einteilung nach europäischer Norm [10] hinsichtlich der Unterschiede der Ausführungsmöglichkeiten.

Mithilfe der experimentellen und numerischen Untersuchungen der Diagonalrohr-Anschlüsse soll eine Beurteilung der Ermüdungsfestigkeit der drei Anschlussvarianten und die Aufarbeitung der Versuchsergebnisse für Ausführungs- und Bemessungsempfehlungen erfolgen.

2 Stand der Technik und Grundlagen

2.1 Ermüdung

2.1.1 Grundlagen

Der Begriff Ermüdung beschreibt die Schädigung eines Werkstoffes, die Risseinleitung und den Rissfortschritt unter zeitlich veränderlicher, wiederholter Beanspruchung. Dabei werden in den Mikro- und Makrobereichen der Bauteile plastische Verformungen ausgelöst, die erst im Mikrobereich und anschließend im Makrobereich Risse einleiten. Bei makroskopischer Betrachtung (vgl. Abb. 2-1) lassen sich die Merkmale eines beginnenden Ermüdungsbruchs mit bloßem Auge erkennen. Zunächst bilden sich mehrere mikroskopische Rissansatzstellen, die sich zu radialen Stufen ausbilden. Die Einzelrisse wachsen zusammen und bilden hierbei Verbindungsstufen. Dabei bilden sich Rastlinien aus. Die resultierende Rissfront entsteht senkrecht zur zyklischen Hauptzugspannung.

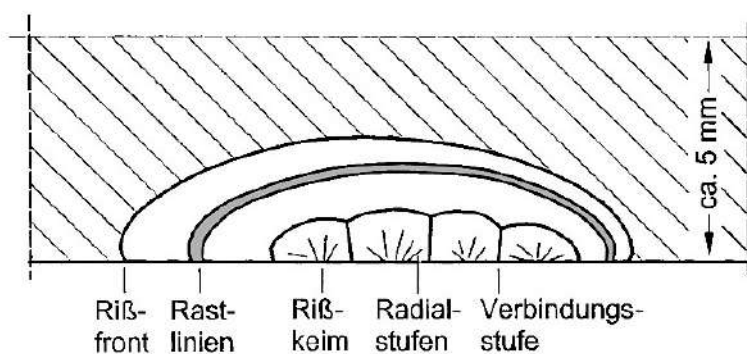


Abb. 2-1: Makroskopisches Bild eines beginnenden Ermüdungsbruchs [28]

Die Anteile von feinstrukturierter Schwingbruchfläche (mit Rastlinien) und grobstrukturierter Restbruchfläche prägen sich in Abhängigkeit der Beanspruchungshöhe, Kerbzustand und Belastungsart unterschiedlich aus. Bei mikroskopischer Betrachtung tritt in einzelnen Kristalliten zyklisches Fließen auf. Der Anriss entsteht meist an der Bauteiloberfläche. Einzelne Kristallite weisen günstige Bedingungen für ein Abgleiten auf. Dabei erzeugt der erste Halbzyklus der Beanspruchung eine Gleitverschiebung Δs mit einer Gleitstufe an der Oberfläche, siehe Abbildung 2-2 (a). Im zweiten Halbzyklus wird eine benachbarte Gleitstufe aktiviert, da sich die ursprüngliche Gleitebene verfestigt hat, siehe Abbildung 2-2 (b). In den weiteren Beanspruchungszyklen wiederholt sich der Vorgang (Abbildung 2-2 (c,d)). Eine Extrusion anstatt einer Intrusion kann unter bestimmten Bedingungen entstehen. Der erste Anriss bildet sich entlang eines Gleitbandes an der Oberfläche. Der Vorgang der Gleitbandbildung ist schematisch in Abb. 2-2 dargestellt [28].

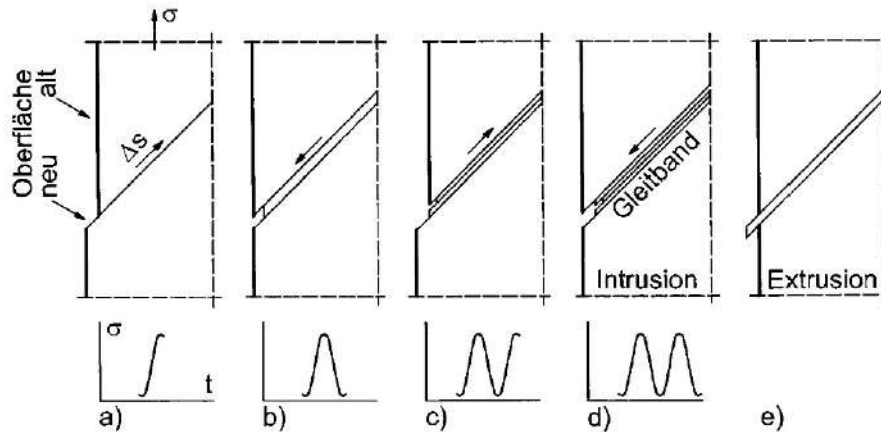


Abb. 2-2: Gleitbandbildung unter zwei Beanspruchungszyklen [28]

Durch Gleitvorgänge entsteht bei einem zugbeanspruchten Bauteil mit glatter Oberfläche zunächst ein Anriss unter 45° zur Belastungsrichtung. Dieser Anriss wächst weiter bis zu einer Anrisslänge von ca. 200 μm - 250 μm an. Anschließend wächst der Riss senkrecht zur Normalspannung, also normalspannungsgesteuert [29].

Kerben begünstigen die Entstehung von Ermüdungsrissen. Liegt in einem Bauteil eine Kerbe vor, so entsteht der Riss am Ort der höchsten Kerbspannung und verläuft infolge der zyklischen Belastung normalspannungsgesteuert [29].

Die Gesamtlebensdauer eines Bauteils, die in Abb. 2-3 dargestellt ist, kann in die Phase der Rissbildung und des Rissfortschritts eingeteilt werden. Die Rissbildung lässt sich weiter in die Rissentstehung und das Mikrorisswachstum unterteilen. Zum Rissfortschritt gehört das stabile Makrorisswachstum sowie grundsätzlich der instabile Restbruch. Dabei unterscheiden sich die Phasen Rissbildung und Rissfortschritt hinsichtlich ihrer zeitlichen Länge aufgrund der Situation und Art der Rissentstehung deutlich voneinander.

Bei glatten Oberflächen überwiegt bei der Rissentstehung die Phase der Initiierung des Risses gegenüber dem Risswachstum. Dabei können 80-90 % der Gesamtlebensdauer eines Bauteils vergehen, bis ein technischer Anriss entsteht. Unter einem technischen Anriss wird im Allgemeinen eine Länge eines Risses verstanden, der durch zerstörungsfreie Prüfverfahren detektierbar ist. Das Risswachstum bis zum Bruch benötigt dann verhältnismäßig einen kurzen Zeitraum. In der Praxis sind Bauteile mit glatter Oberfläche ohne Kerben jedoch eher selten.

Bei Bauteilen mit einer Kerbe ist die Phase der Rissentstehung je nach Kerbschärfe bzw. Spannungskonzentration deutlich verkürzt. Die Gesamtlebensdauer ist ebenfalls kürzer im Vergleich zu Bauteilen mit glatter Oberfläche [29].

Lebensdauer			
Rissbildung		Rissfortschritt	
<i>Riss- entstehung</i>	<i>Mikroriss- wachstum</i>	<i>Makroriss- wachstum</i>	<i>Restbruch</i>

Abb. 2-3: Gesamtlebensdauer eines Bauteils unter zyklischer Beanspruchung in Anlehnung an [29]

Der Ablauf der Beanspruchung kann ursächlich bedingt (deterministisch, periodisch oder aperiodisch) sowie zufallsbedingt sein. Die Ermüdungsfestigkeit wird als Oberbegriff verwendet. Die Schwingfestigkeit bezeichnet dabei die Ermüdungsfestigkeit bei periodisch wiederholten Belastungen. Die Betriebsfestigkeit hingegen bezeichnet die Ermüdungsfestigkeit bei zufallsbedingten oder auch aperiodischen Belastungen. Als Versagenskriterium kann ein Anriss definierter Größe, der vollständige Bruch oder ein bestimmter Steifigkeitsabfall der Probe festgelegt werden [28].

Die Ermüdungsgefährdung wird wesentlich von der Intensität der Beanspruchung bestimmt, wobei die Lebensdauer eines Bauteils dabei mit der Höhe der Beanspruchung abnimmt. Dabei kann die Ermüdungsfestigkeit weit unterhalb der statischen Festigkeit liegen. Die konstruktive Ausführung der Bauteile spielt bei der Ermüdungsfestigkeit eine bedeutende Rolle, da sich bevorzugt an Fehlstellen, Kerben und Querschnittsübergängen Risse bilden [20, 28].

Kerben führen zu örtlicher Beanspruchungserhöhung und werden mithilfe der sogenannten Kerbwirkung erfasst. Es werden drei Arten von Kerben unterschieden: Formkerben, Werkstoffkerben und Belastungskerben, die in Abb. 2-4 abgebildet sind.

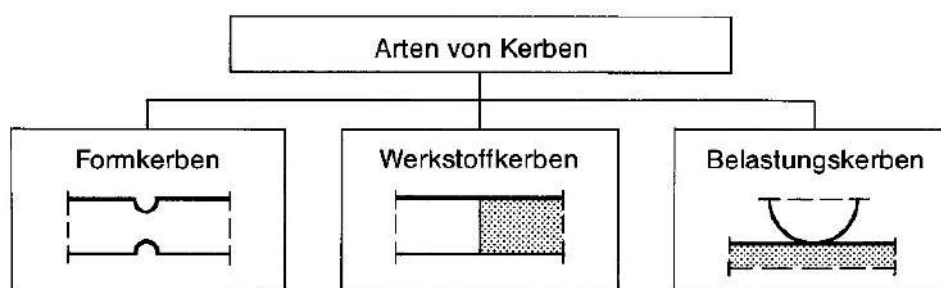


Abb. 2-4: Arten von Kerben [28]

Formkerben sind durch die Krümmung oder den Versatz der Oberfläche gekennzeichnet. Rillen, Absätze, Bohrungen sowie Öffnungen und Ausschnitte sind Beispiele für

Formkerben. Werkstoffkerben sind gekennzeichnet durch abgegrenzte Bereiche mit erniedrigter und erhöhter Steifigkeit, Elastizität oder Fließgrenze im eigentlichen homogenen Werkstoff. Ein Beispiel für eine Werkstoffkerbe ist eine Schweißverbindung aufgrund der inhomogenen Fließgrenze. Die dritte Art der Kerben, die sogenannten Belastungskerben, sind Bereiche örtlich konzentrierter Krafteinleitung [28].

Der Kerbfaktor α_k beschreibt das Verhältnis von Kerbspannungshöchstwert σ_{kmax} zur Nennspannung σ_n bei linearelastischem Werkstoff, vgl. Gl. 2-1.

$$\alpha_k = \frac{\sigma_{kmax}}{\sigma_n} \quad (2-1)$$

2.1.2 Beanspruchungskennwerte eines Schwingversuches

Der periodische Beanspruchungsablauf eines Schwingversuches ist in Abb. 2-5 sinusförmig dargestellt. Dabei entspricht ein Schwingenspiel einem Zyklus, bei dem die Maximal- und Minimallast einmal erreicht wird. Die Beanspruchungskennwerte sind die Spannungsamplitude σ_a , die Mittelspannung σ_m , sowie die Ober- und Unterspannung σ_o und σ_u . Das Spannungsverhältnis R drückt das Verhältnis von σ_u/σ_o aus und die Spannungsschwingbreite wird durch den Parameter $\Delta\sigma$ beschrieben.

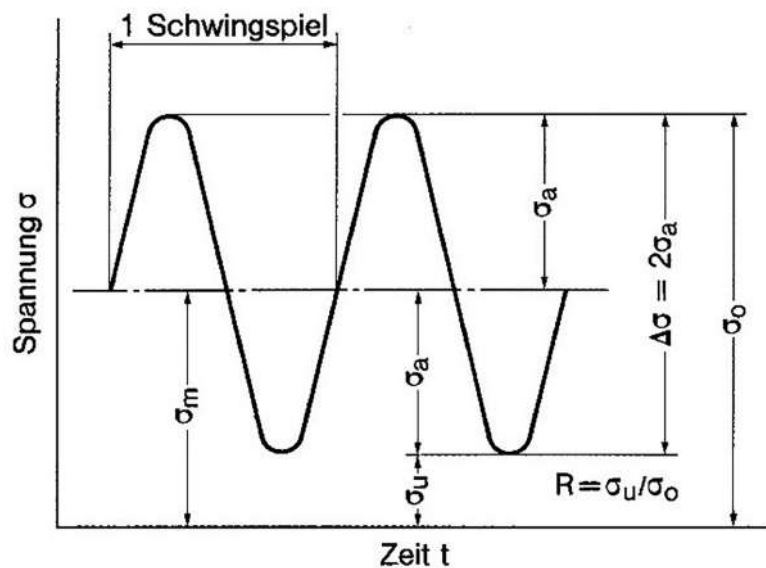


Abb. 2-5: Kennwerte im Schwingversuch [28]

Die Beziehungen aus Abb. 2-5 lassen sich wie folgt beschreiben:

$$\sigma_a = \frac{1}{2}(\sigma_o - \sigma_u) \quad (2-2)$$

$$\sigma_m = \frac{1}{2}(\sigma_o + \sigma_u) \quad (2-3)$$

$$\sigma_o = \sigma_m + \sigma_a \quad (2-4)$$

$$\sigma_u = \sigma_m - \sigma_a \quad (2-5)$$

$$\Delta\sigma = \sigma_o - \sigma_u = 2\sigma_a \quad (2-6)$$

Bei schwingender Beanspruchung wird zwischen Zugschwell- ($0 < R < 1$), Wechsel- ($-\infty < R < 0$) und Druckschwellbeanspruchung ($1 < R < \infty$ und $R = \pm\infty$) unterschieden. Die reine Wechselbeanspruchung liegt bei $R = -1$ bzw. $\sigma_m = 0$, die reine Zugschwellbeanspruchung bei $R = 0$ bzw. $\sigma_u = 0$ und die reine Druckschwellbeanspruchung bei $R = \pm\infty$ bzw. $\sigma_o = 0$. Diese Bereiche sind in Abb. 2-6 dargestellt.

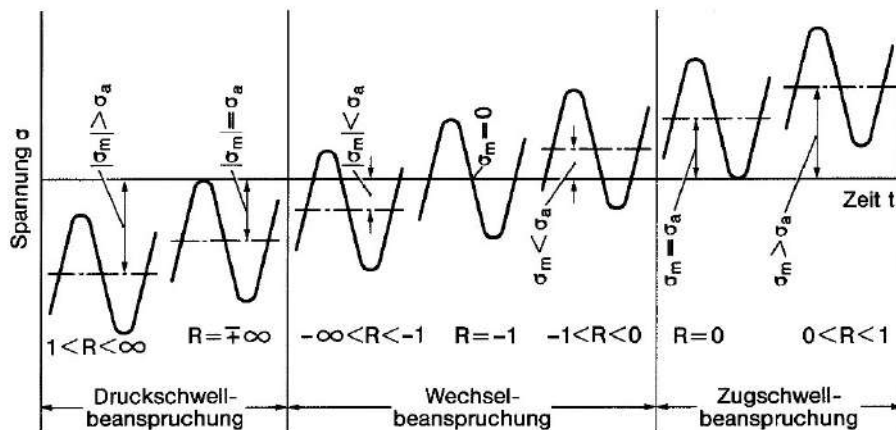


Abb. 2-6: Beanspruchungsbereiche im Dauerschwingversuch [28]

2.2 Wöhlerversuch

2.2.1 Durchführung

Der sogenannte Wöhlerversuch ist ein grundlegender Ermüdungsfestigkeitsversuch, der auf August Wöhler (1819-1914) zurückzuführen ist. Bei diesem Schwingfestigkeitsversuch werden ungekerbte, gekerbte oder bauteilähnliche Proben bei periodisch wiederholenden

Lastamplituden mit konstanter Größe untersucht. Die DIN 50100 [7] enthält die grundlegenden Begriffe des Schwingfestigkeitsversuchs und legt die Anforderungen an diesen fest.

Es wird empfohlen, nacheinander etwa 6 - 10 Prüfkörper, die hinsichtlich Werkstoff, Gestaltung und Bearbeitung völlig gleichwertig sind, abgestuften Schwingbeanspruchungen zu unterwerfen [17]. Während des Schwingfestigkeitsversuchs ist die Spannungsamplitude σ_a und die Mittelspannung σ_m konstant. Abhängig von der Höhe σ_a kann die Probe unterschiedlich viele Schwingspiele ertragen, bis diese ausfällt. Tritt kein Ausfall der Probe bis zum Erreichen einer Grenzschwingspielzahl auf, wird das Ergebnis als Durchläufer gewertet. Die Wöhlerlinie wird in drei Abschnitte aufgeteilt [7]. Die Kurzzeitfestigkeit definiert Schwingspiele bis $N = 10^4$ Schwingspiele. Der Abschnitt der (Lang-)Zeitfestigkeit beschreibt den Bereich zwischen $N = 10^4$ und $N = 5 \cdot 10^6$ Schwingspielen und die Dauerfestigkeit definiert den Abschnitt mit Schwingspielen $N > 5 \cdot 10^6$ [13].

Bei diesem Versuch wird die Anzahl der ertragbaren Schwingspiele N bei unterschiedlichen Lastamplituden bzw. Spannungsamplituden ermittelt. Die Anzahl der Schwingspiele N , entweder bis zum Bruch oder bis zu einer zuvor definierten Rissgröße, wird auf der Abszissenachse und die Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ auf der Ordinatenachse aufgetragen [25]. Die Ergebnisse werden heutzutage meist doppeltlogarithmisch nach Basquin als Wöhlerlinie aufgetragen [17].

Da die Versuchsergebnisse stark streuen, ist eine statistische Auswertung notwendig [28]. Die im Rahmen dieser Arbeit verwendete statistische Auswertung soll in Abschnitt 2.2.2 näher betrachtet werden.

Die Kennwerte einer Wöhlerlinie sind in Abb. 2-7 dargestellt. Darin sind die drei Abschnitte Kurzzeitfestigkeit, (Lang-)Zeitfestigkeit und Dauerfestigkeit abgebildet. Im Diagramm wird die Geradenneigung mithilfe des Parameters k (auch häufig mithilfe m bezeichnet) gekennzeichnet. Oberhalb der Grenzschwingspielzahl N_D tritt bei beliebig langer Fortsetzung des Versuchs kein Bruch auf. Generell beschreibt N die Anzahl der Schwingspiele und S_a bzw. σ_a die Spannungsamplitude.

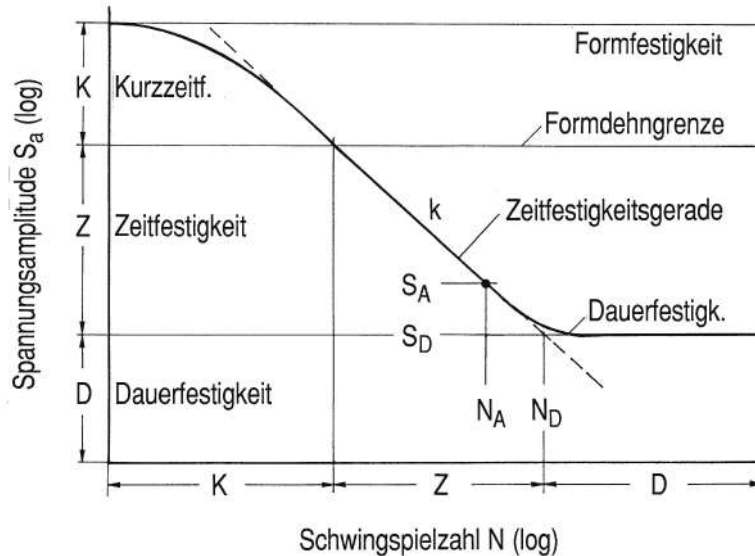


Abb. 2-7: Kennwerte einer Wöhlerlinie [17]

Der Mittelwert der Versuchsergebnisse kann im Bereich von ungefähr $N = 5 \cdot 10^4$ und $N = 5 \cdot 10^6$ mithilfe Gl. 2-7 durch eine Gerade dargestellt werden:

$$N = a \cdot S^{-m} \quad (2-7)$$

N = Anzahl Spannungswechsel

a = Konstante

S = Spannungsschwingbreite

m = Geradenneigung

Durch logarithmische Umformung ergibt sich folgende Gleichung:

$$\log N = \log a - m \cdot \log S \quad (2-8)$$

2.2.2 Statistische Auswertung der Versuchsergebnisse

Um die zufällige Streuung, wie verschiedene Schweißverfahren, geometrische Toleranzen, Eigenspannungen, Unregelmäßigkeiten in der Schweißnaht oder unterschiedliche Versagenskriterien, der durchgeführten Ermüdungsversuche zu berücksichtigen, werden die Versuche statistisch ausgewertet [13]. Die Versuchsdaten sollen vereinfacht nach dem Eurocode 0 [8] Anhang D7 „Statistische Bestimmung der einzelnen Eigenschaft“ statistisch ausgewertet werden, da die Neigung der Wöhlerlinie als bekannt vorausgesetzt wird. Für die Grundgesamtheit wird dabei generell eine Streuung vorausgesetzt, die einer Normalverteilung oder einer logarithmischen Normalverteilung folgt. Der Eurocode 0 [8]

nutzt zur Herleitung eines charakteristischen Bemessungswerts ein Prognoseintervall.

Die Wöhlerkurve nimmt im doppeltlogarithmischen Maßstab eine lineare Beziehung zwischen der Spannungsschwingbreite S und der Anzahl der Schwingspiele bis zum Versagen N an. Diese ist in Abb. 2-8 dargestellt und dabei kann die ermittelte Ausgleichsgerade als Mittelwert der Ermüdungsfestigkeit bzw. als Wöhlerlinie mit 50% Überlebenswahrscheinlichkeit betrachtet werden [14]. Die Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_c$ wird auf der Ordinatenachse dargestellt. Auf der Abszissenachse wird die Kurzzeitfestigkeit von $N = 1$ bis 10^4 Schwingspielen, die Langzeitfestigkeit von $N = 10^4$ bis 5 Mio. Schwingspielen und die Dauerfestigkeit ab $N = 5 \cdot 10^6$ Schwingspielen definiert.

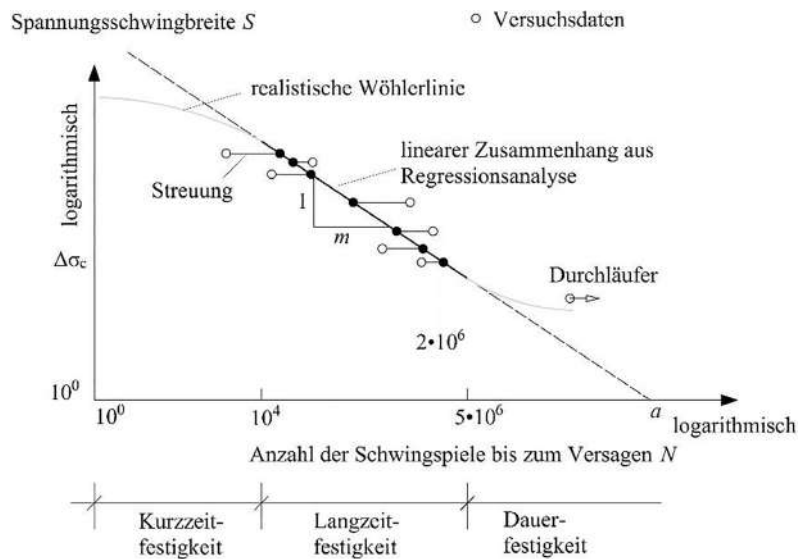


Abb. 2-8: Wöhlerkurve [14]

Widerstandsmodell und lineare Regression

Der Zeitfestigkeitsbereich kann mithilfe Gl. 2-8 definiert werden. Der Parameter $\log a$ beschreibt den theoretischen Schnittpunkt der Gerade mit der Abszissenachse und lässt sich mittels Gl. 2-9 aus der Stichprobe schätzen. Die lineare Regression ist eine Möglichkeit, um die unbekannt Parameter aus der Stichprobe zu schätzen [14]. Die Steigung m wird als bekannt vorausgesetzt. Für geschweißte, kerbscharfe Details kann $m = 3$ verwendet werden.

$$\log \hat{a} = \frac{1}{n} \cdot \left(\sum \log N_i + m \cdot \sum \log S_i \right) \quad (2-9)$$

n = Anzahl der Versuche

i = Laufvariable des einzelnen Versuchs

m = Steigung

Bei der Auswertung werden Versuche, die kein Versagen zeigen bzw. das Versagenskriterium nicht erreichen, vernachlässigt. Der Zeitfestigkeitsbereich wird auf $N = 5 \cdot 10^6$ Schwingspiele begrenzt. Versuche mit höheren Schwingspielzahlen werden ebenfalls in der Auswertung nicht berücksichtigt [14].

Verteilungsfunktion und Prognoseintervall

Für die Auswertung wird angenommen, dass die Grundgesamtheit des entsprechend ausgewerteten Konstruktionsdetails einer logarithmischen Normalverteilung folgt. Die entsprechende Verteilungsfunktion kann mithilfe der Standardabweichung s sowie eines Mittelwerts bestimmt werden. Die geschätzte mittlere Wöhlerlinie entspricht dem Mittelwert [14].

Die Standardabweichung der Stichprobe kann wie folgt mit Gl. 2-10 berechnet werden:

$$s = \sqrt{\frac{\sum [\log N_i - (\log \hat{a} - m \cdot \log S_i)]^2}{n - 1}} \quad (2-10)$$

Dabei gibt $n - 1$ den Freiheitsgrad an. Dieser ermittelt sich aus der Differenz der Anzahl der Versuche n und der Anzahl der Parameter die aus der Stichprobe geschätzt werden sollen [14].

Um die charakteristische Ermüdungsfestigkeit mit 95% Überlebenswahrscheinlichkeit herzuleiten, wird ein Prognoseintervall verwendet. Der charakteristische Parameter $\log a_k$ wird mithilfe Gl. 2-11 berechnet. Dabei beschreibt der Parameter $\log a_k$ den Schnittpunkt der charakteristischen Wöhlerlinie mit der Abzisse bei $S = 10^0$ [14].

$$\log a_k = \log \hat{a} - k_n \cdot s \quad (2-11)$$

$s = \text{Standardabweichung}$

Mithilfe der Student's t Verteilung wird die Unsicherheit, die aus der Verwendung eines Prognoseintervalls resultiert, berücksichtigt [14].

Der Faktor k_n kann der Tab. 2-1 entnommen werden:

Tab. 2-1: k_n -Werte für charakteristische Werte (5%-Fraktile) gemäß Eurocode 0 Anhang D7 [8]

n	1	2	3	4	5	6	8	10	20	30	∞
V_x bekannt	2,31	2,01	1,89	1,80	1,77	1,74	1,72	1,68	1,67	1,64	
V_x unbekannt	–	–	3,37	2,63	2,33	2,18	2,00	1,92	1,76	1,73	1,64

Falls die Standardabweichung aus der Stichprobe geschätzt wird, sollte die Zeile „ V_x unbekannt“ verwendet werden. Nach Eurocode 0 [8] ist eine statistische Auswertung mit unbekannter Standardabweichung ab drei Versuchskörpern möglich. Es wird jedoch empfohlen, dass die Stichprobe aus mindestens zehn Versuchsergebnissen bestehen sollte [13]. Mithilfe des Parameters $\log a_k$ und Gl. 2-8 kann die charakteristische Wöhlerlinie hergeleitet werden. Das Vorgehen ist in Abb. 2-9 dargestellt.

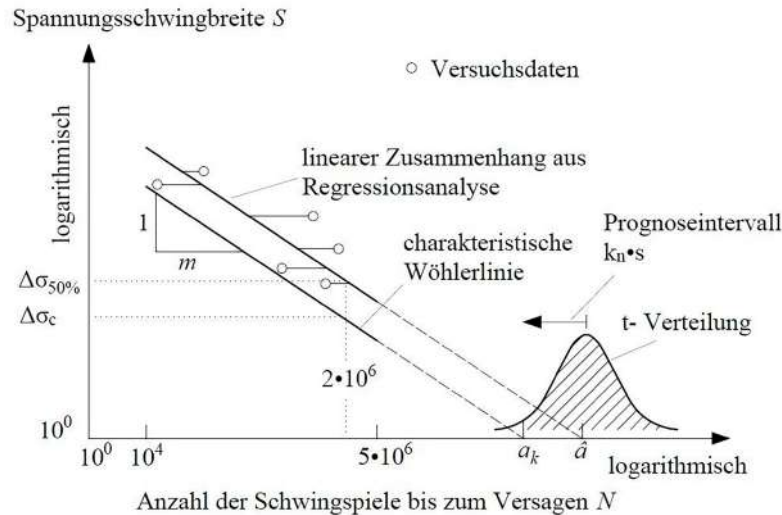


Abb. 2-9: Schematisches Vorgehen zur statistischen Auswertung einer Datenmenge zur Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit [13]

Schlussendlich lässt sich der Kerbfall mit den nachfolgenden Gleichungen (Gl. 2-12, Gl. 2-13) berechnen, nachdem Gl. 2-8 umgestellt wurde und die Spannungsschwingbreite der charakteristischen Wöhlerlinie bei $N = 2 \cdot 10^6$ Schwingspielen bestimmt wird.

$$\log S = \frac{2 \cdot 10^6 - \log a_k}{-3} \quad (2-12)$$

$$\Delta \sigma_c = 10^{\log S} \quad (2-13)$$

Im Rahmen dieser Arbeit wird das oben vorgestellte statistische Vorgehen verwendet, um die experimentellen Versuchsergebnisse aus Kapitel 5 auszuwerten und somit einen Kerbfall für jede Versuchsserie berechnen zu können. Die statistische Auswertung der Versuchsergebnisse erfolgt in Abschnitt 5.2.6.

2.3 Einflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit

2.3.1 Einfluss der Mittelspannung

Die Mittelspannung hat einen deutlichen Einfluss auf die Dauerfestigkeit. Dieser Zusammenhang gilt im Wesentlichen nur bei kerbfreien, ungeschweißten Konstruktionen. Positive Mittelspannungen $\sigma_m > 0$ führen zu einer niedrigeren Dauerfestigkeit. Negative Mittelspannungen $\sigma_m < 0$ führen hingegen zu einer höheren Dauerfestigkeit [25]. Der Zusammenhang wird in sogenannten Haigh-Diagrammen in Anlehnung an [17] aufgetragen und ist in Abb. 2-10 veranschaulicht.

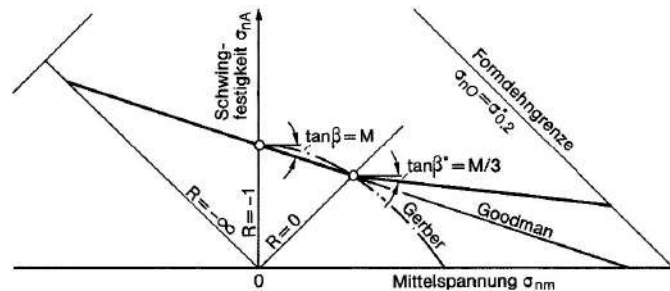


Abb. 2-10: Einfluss der Mittelspannung auf die Dauerfestigkeit [28]

Bei geschweißten Bauteilen liegt aufgrund der Eigenspannungen eine Mittelspannungsunabhängigkeit vor [14]. Durch das Schweißen werden hohe Zugeigenspannungen im Bauteil hervorgerufen. Diese verringern die ertragbare oder zulässige Nennspannungsamplitude stark. Die herabgesetzte Nennspannungsamplitude kann daher als unabhängig von der Mittelspannung angesehen werden [27]. In Abb. 2-11 ist die Dauerfestigkeitslinie vergleichsweise für Schweißverbindungen aufgetragen. Im Vergleich zu Abb. 2-10 wird deutlich, dass insbesondere bei hohen Schweiß eigenspannungen keine Abnahme der Dauerfestigkeit in Abhängigkeit der Mittelspannung zu erkennen ist. Ab einem Spannungsverhältnis von $R = 0$ zeigen die Linien A (geringe Schweiß eigenspannung), B (mäßige Schweiß eigenspannung) sowie C (hohe Schweiß eigenspannung) einen ähnlichen Verlauf [27].

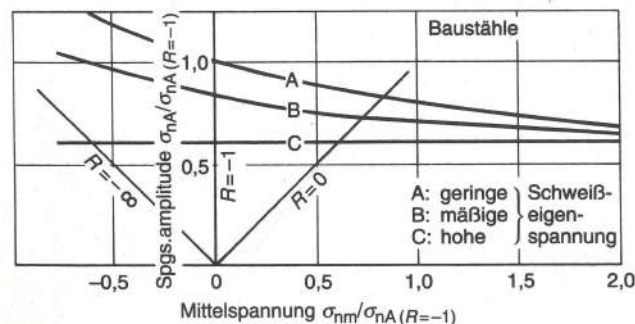


Abb. 2-11: Einfluss der Mittelspannung auf die Dauerfestigkeit bei Schweißverbindungen [27]

In DIN EN 1993-1-9 [10] wird der Mittelspannungseinfluss bei geschweißten Konstruktionen ebenfalls nicht berücksichtigt.

2.3.2 Einfluss des Werkstoffs

Zur besseren Abschätzung der Schwingfestigkeit werden statische Festigkeitskennwerte verwendet [16]. Die Dauerfestigkeit einer ungekerbten und polierten Probe hängt primär von der Zugfestigkeit des Materials ab. Zusätzlich bestimmt auch die Fließgrenze die Dauerfestigkeit [28]. Eine erhöhte Zugfestigkeit hat in der Regel einen positiven Einfluss auf die Lebensdauer bei nicht geschweißten Bauteilen. Grund dafür ist, dass die Rissentstehungsphase vergrößert wird. Das Risswachstum wird dadurch hingegen nicht beeinflusst. Dieser Zusammenhang gilt jedoch nicht für geschweißte Proben, da die Lebensdauer bei geschweißten Verbindungen hauptsächlich aus der Risswachstumsphase besteht [23, 25].

2.3.3 Einfluss der Größe

Die Schwingfestigkeitskennwerte ungekerbter Bauteile werden mit zunehmender Bauteilgröße wie Durchmesser oder Länge negativ beeinflusst. Der Einfluss der Größe kann in den spannungsmechanischen, technologischen und statistischen Größeneinfluss unterteilt werden [16, 28].

Der spannungsmechanische Größeneinfluss beruht auf unterschiedlicher Stützwirkung bei unterschiedlichen Spannungsgradienten. Wird ein Stab axial beansprucht, tritt im ungekerbten Stab keine Stützwirkung auf. Bei einer Biege- oder Torsionbeanspruchung tritt eine Stützwirkung auf, die bei kleinen Stabdurchmessern besonders ausgeprägt ist [28].

Der technologische Größeneinfluss wird durch unterschiedliche mechanische oder thermische Herstellungsverfahren hervorgerufen. Dieser erfasst dabei die Größe, Verteilung und Form der nichtmetallischen Einschlüsse der Proben bei unterschiedlichen Größen [28].

Der statistische Größeneinfluss kann begründet werden, indem mit zunehmender Größe die Anzahl und das Ausmaß von Fehlstellen zunimmt. Aus diesem Grund ist es bei großen Proben wahrscheinlicher, dass es zu einem Anriss an einer mikrostrukturellen Schwachstelle in der Oberflächenschicht oder auch im Inneren der Probe kommt [28].

Ähnliche Größeneffekte können auch für Schweißverbindungen festgestellt werden. Jedoch kann dieser Zusammenhang nicht statistisch erklärt werden. Bei Schweißverbindungen üben die Abmessung der Schweißnaht einen bedeutenden Einfluss auf die Spannungskonzentration aus. Dieser Einfluss ist besonders ausgeprägt am Nahtübergang. Der Zusammenhang der Ermüdungsfestigkeit und der Breite der Platte sowie der Anschlusslänge ist in Abb. 2-12 dargestellt. Es ist deutlich erkennbar, dass die Ermüdungsfestigkeit sowohl mit zunehmender Plattenbreite als auch mit zunehmender Anschlusslänge abnimmt [23]. Beim Einfluss der Plattenbreite wird deutlich, dass die Ermüdungsfestigkeit mit einer Breite von 38 mm wesentlich niedriger im Vergleich zu einer Breite von 25 mm ist. Mit

zunehmender Breite wird der Abstand zwischen den einzelnen Geraden kleiner. Zwischen einer Breite von 75 mm und 100 mm ist der Unterschied der Ermüdungsfestigkeit sehr gering. Beim Einfluss der Anschlusslänge hingegen ist der Abstand zwischen den einzelnen Geraden ähnlich und nimmt mit zunehmender Anschlusslänge gleichermaßen ab.

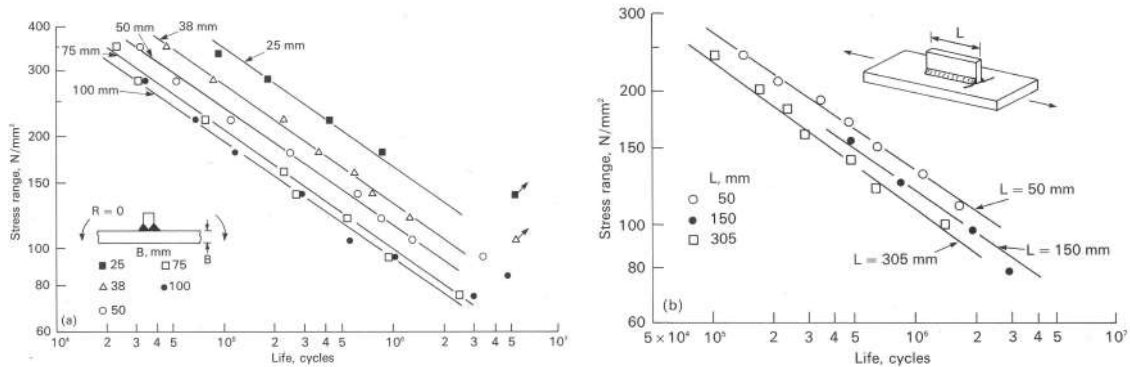


Abb. 2-12: Einfluss der Plattenbreite (li.) und Anschlusslänge (re.) auf die Ermüdungsfestigkeit [23] (Stress range (engl.)= Spannungsschwingbreite, Life, cycles (engl.)= Anzahl der Schwingspiele)

2.3.4 Einfluss der Oberflächenrauigkeit

Der Zustand der Oberfläche hat einen großen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit, da der Riss normalerweise an der Oberfläche entsteht [26]. Mit zunehmender Oberflächenrauigkeit, z.B. durch eine korrosionshemmende Oxidschicht, nimmt die Ermüdungsfestigkeit im Vergleich zu normalen Stählen ab. Bei Schweißverbindungen hingegen dominiert die geometrische Kerbwirkung und die größere Oberflächenrauigkeit kann vernachlässigt werden [25].

Die Minderung der Dauerfestigkeit bei vorgegebener Rauigkeit hängt von der mikrostrukturellen Homogenität der Werkstoffoberfläche ab. Die Dauerfestigkeitsminderung ist bei feinkörnigen Werkstoffen ausgeprägter. Während der Schwingbeanspruchung kann sich die Rauigkeit selbst ändern. In der Praxis kann der Einfluss der Oberflächenrauigkeit nicht vom Einfluss der Eigenspannungen und der Ver- oder Entfestigung der dünnen Oberflächenschicht entkoppelt werden. Um den Einfluss der Oberflächenrauigkeit und den damit verbundenen weiteren Einflüsse auf die Oberfläche zu erfassen, kann die Dauerfestigkeit mit einem Abminderungsfaktor γ_r bei ungekerbten Proben modifiziert werden. Dieser berechnet sich aus dem Verhältnis der Dauerfestigkeit σ_{Dr} des Werkstoffs mit vorgegebener Oberflächenrauigkeit zur Dauerfestigkeit σ_D des Werkstoffs mit polierter Oberfläche mit der nachfolgenden Gleichung Gl. 2-14 [28].

$$\gamma_r = \frac{\sigma_{Dr}}{\sigma_D} \quad (2-14)$$

Nach älteren Untersuchungen hängt der Abminderungsfaktor γ_r von der maximalen Rauhtiefe R_t oder der gemittelten Rauhtiefe R_m , vom Werkstoff und von der Zugfestigkeit bzw. der Härte des Werkstoffs in der Oberflächenschicht ab. Bei gekerbten Proben ist der Einfluss der Oberflächenrauigkeit geringer als am ungekerbten Stab [28].

2.3.5 Einfluss der Umgebung

Das Ermüdungsverhalten wird in korrosiven Umgebungsbedingungen nachteilig beeinflusst. Die maßgebenden Parameter sind dabei die Stahlsorte und das korrosive Medium. DIN EN 1993-1-9 [10] schließt diese Einflüsse weitestgehend aus, indem die Anwendung nur unter normalen atmosphärischen Bedingungen und ausreichendem Korrosionsschutz während der gesamten Lebensdauer zulässig ist [25].

Die Temperatur hat bis ca. 150°C keinen Einfluss auf das Mikrogefüge des Werkstoffes Stahl. Bei höheren Temperaturen kommt es zu ersten Schädigungen im Mikrogefüge und daraus resultierenden Änderungen der mechanischen Eigenschaften. DIN EN 1993-1-9 [10] beschränkt daher die Gültigkeit der Regeln auf 150°C. Die Ermüdungsfestigkeit wird i.d.R. nicht von tiefen Temperaturen beeinflusst. Dabei sollte jedoch ein sprödes Verhalten ausgeschlossen werden [25].

2.3.6 Einfluss der Spannungsschwingbreite

Einen wesentlichen Einfluss auf die Dauerfestigkeit bei geschweißten Konstruktionsdetails stellt die Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$, siehe Gl. 2-15, dar. Diese ergibt sich aus der Differenz der maximalen und minimalen Spannung [25]. Bei einer hohen Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ ergibt sich eine niedrige Ermüdungsfestigkeit. Bei niedriger Spannungsschwingbreite hingegen ergibt sich eine hohe Ermüdungsfestigkeit.

$$\Delta\sigma = \sigma_o - \sigma_u \quad (2-15)$$

Die Mittelspannung σ_m und das Spannungsverhältnis R haben im Allgemeinen keinen Einfluss auf das Ermüdungsverhalten bei geschweißten Bauteilen [25], siehe Abschnitt 2.3.1.

2.3.7 Einfluss der Eigenspannung

Schweißen führt zu hohen Eigenspannungen, die zum Beispiel thermisch reduziert werden können. Dabei sollen die Spannungen verringert werden. Bei einer Wechselbeanspruchung kann eine Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit erzielt werden, insbesondere wenn der periodische Beanspruchungsverlauf vermehrt im Druckschwellbereich liegt. Bei einer Zugschwellbeanspruchung hingegen kann keine wesentliche Verbesserung erzielt werden, wie Abb. 2-13 veranschaulicht [23].

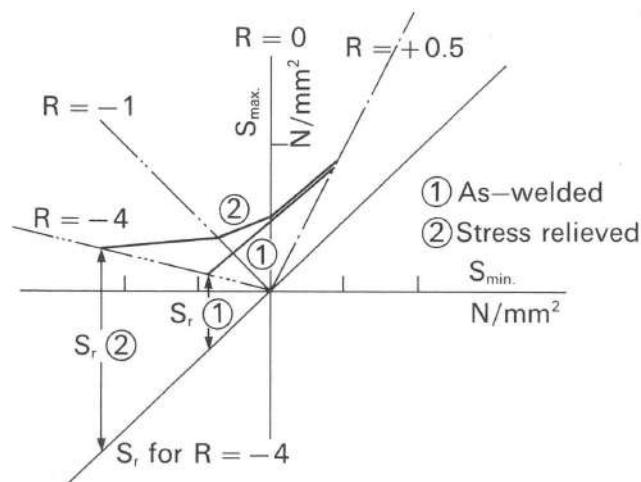


Abb. 2-13: Effekt der Spannungsentlastung auf die Ermüdungsfestigkeit bei $N = 2 \cdot 10^6$ Schwingspielen von Schweißverbindungen aus Stahl [23] (As-welded (engl.)= im Schweißzustand, Stress relieved (engl.)= spannungsarmgeglüht)

Dieser Zusammenhang ist auch in Abb. 2-11 erkennbar. In der Abbildung wird deutlich, dass der größte Einfluss bei einem Spannungsverhältnis von $R = -\infty$ besteht. Dieser positive Einfluss auf die Dauerfestigkeit nimmt bei $R = -1$ ab und bei einem Spannungsverhältnis von $R = 0$ ist der Einfluss sehr gering [27].

2.3.8 Einfluss der Schweißqualität

Des Weiteren beeinflusst die Qualität der Schweißnähte die Ermüdungsfestigkeit. Neben den signifikanten Fehlern am Nahtübergang können weitere Schweißfehler wie Risse, Porosität, Einschlüsse, Bindefehler und unvollständige Einbrandtiefe die Lebensdauer bei Ermüdung beeinflussen. Die Fehler wirken sich sehr unterschiedlich aus. Daher soll im folgenden Abschnitt näher auf einzelne Schweißfehler und deren verallgemeinerbaren Ergebnisse eingegangen werden.

Risse sind Werkstofftrennungen mit überwiegend flächiger Ausdehnung. Diese treten meistens quer oder längs zur Naht auf. Makrorisse können mit bloßem Auge erkannt werden, hingegen werden für Mikrorisse Vergrößerungsgeräte benötigt. Die Risse können beim Schweißen oder der thermischen bzw. mechanischen Nachbehandlung entstehen. Diese mindern die Ermüdungsfestigkeit stark ab, insbesondere wenn sich diese quer zur Beanspruchung befinden. Die Abminderung der Ermüdungsfestigkeit hängt hauptsächlich von der Rissgröße ab [26].

Poren sind Hohlräume, in denen Gasreste verbleiben, da diese beim Erstarren nicht schnell genug entweichen konnten. Diese können in Abhängigkeit der Größe (Durchmes-

ser $d = 0,01 - 1,0$ mm), Gestalt und Anzahl in verschiedene Gruppen, wie z.B. Einzelporen oder Porosität, unterteilt werden. Bei Quernähten (Stumpf- und Kehlnähte) kann je nach Porenanteil des Bruchquerschnitts zunächst ein steiler, dann ein flacher Abfall der Dauerfestigkeit festgestellt werden. Bei Längsnähten hingegen übt sich der Porenanteil auf die Ermüdungsfestigkeit nur unwesentlich aus [26].

Bindefehler sind nicht gebundene Grenzflächen zwischen dem Schweißgut und dem Grundwerkstoff. Ebenso können diese zwischen den verschiedenen Lagen des Schweißgutes auftreten. Die häufigste Ursache für Bundefehler ist fremde Materie wie Schlacke oder Zunder auf der zu schweißenden Oberfläche. Die Abminderung der Ermüdungsfestigkeit bei Bundefehlern verhält sich ähnlich zum Einfluss von Rissen auf die Ermüdungsfestigkeit [26].

Weitere Imperfektionen können Kanten- und Winkelversatz der Schweißnaht sein. Es sei jedoch angemerkt, dass die Schweißfehler nicht zwangsläufig zu einer kürzeren Lebensdauer führen müssen [23].

In DIN EN ISO 5817 [11] sind Anforderungen an die Ausführungsqualität von Schweißverbindungen gegeben. Die darin angegebenen zulässigen Herstellungstoleranzen sowie die daraus resultierenden zusätzlichen Spannungserhöhungen sind bereits in den Kerbfallklassen nach DIN EN 1993-1-9 [10] berücksichtigt [25].

2.4 Rechnerischer Nachweis der Ermüdungsfestigkeit

2.4.1 Möglichkeiten des Ermüdungsfestigkeitsnachweises

Nach aktuellem Stand existieren folgende Nachweisverfahren, um die Ermüdungsfestigkeit nachzuweisen:

- Nennspannungskonzept
- Strukturspannungskonzept
- Kerbspannungskonzept
- Kerbdehnungskonzept
- Rissfortschrittskonzept

In den folgenden Abschnitten sollen das Nenn-, Struktur- und Kerbspannungskonzept näher betrachtet werden.

Die unterschiedlichen Spannungen sind in Abb. 2-14 dargestellt. Die Nennspannung berechnet sich nach der elastischen Spannungstheorie ohne die Erfassung der örtlichen

Kerbwirkung. Die Strukturspannung berücksichtigt die strukturbedingte Spannungsüberhöhung und die Kerbspannung darüber hinaus zusätzlich die nahtbedingte Spannungsüberhöhung.

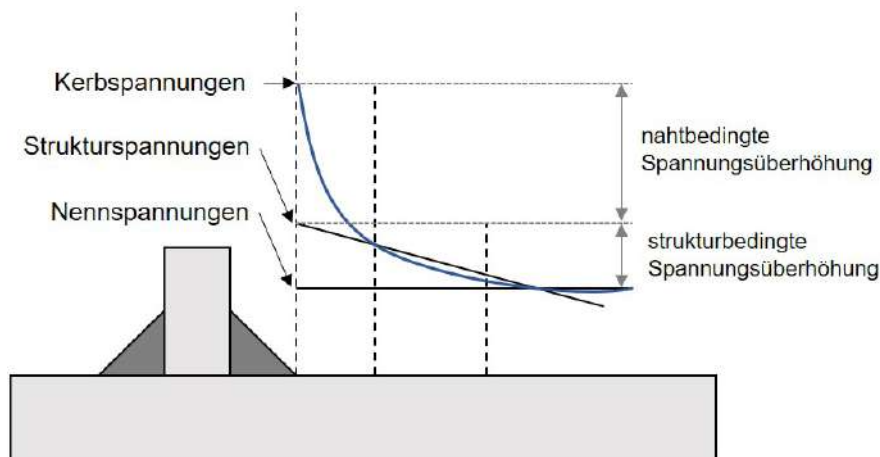


Abb. 2-14: Darstellung der verschiedenen Spannungskonzepte in Anlehnung an [14]

2.4.2 Nennspannungskonzept

Der Nennspannungsnachweis geht von den Nennspannungen im ermüdungskritischen oder für den maßgebend festgelegten Bauteilquerschnitt aus. Diese werden mit den einzelnen gültigen Nennspannungen bzw. Wöhlerlinien verglichen. Dieser Nachweis wird aufgrund des geringen Aufwandes häufig verwendet, setzt jedoch voraus, dass die Wöhlerlinien für das jeweilige Konstruktionsdetail vorhanden sind. In diesen ist der Einfluss des Werkstoffes, der Geometrie und des Oberflächenzustands bereits erfasst. Bei geschweißten Verbindungen ist der Einfluss der Herstellqualität und Kerbkategorie vorherrschend [28]. Die Nennspannungen werden nach der elastischen Spannungstheorie ohne die Erfassung der örtlichen Kerbwirkung berechnet.

Um den Nachweis zu erfüllen, muss die wirkende Nennspannungsamplitude σ_{na} kleiner als die ertragbare Nennspannungsamplitude, aus den jeweiligen Wöhlerlinien, sein [28]:

$$\sigma_{na} \leq \sigma_{zul} \quad (2-16)$$

$$\sigma_{zul} = \frac{\sigma}{\gamma}$$

γ = Teilsicherheitsbeiwert

Der Nachweis kann auch im Hinblick auf die Lebensdauer mithilfe der Schwingspielzahlen geführt werden:

$$N \leq N_{zul} \quad (2-17)$$

$$N_{zul} = \frac{N}{\gamma}$$

γ = Teilsicherheitsbeiwert

Bei der Verwendung des Nennspannungskonzept können lokale spannungserhöhende Effekte, die aus der Geometrie des Bauteils resultieren, mithilfe von Faktoren berücksichtigt werden. Die Nennspannungen werden mit dem geometrischen Konzentrationsfaktor k_f multipliziert. Es ergeben sich „korrigierte Nennspannungen“ $\sigma_{nenn,mod}$ [14].

Diese ergeben sich mit folgender Gleichung:

$$\sigma_{nenn,mod} = k_f \cdot \sigma_{nenn} \quad (2-18)$$

2.4.3 Strukturspannungskonzept

Der Strukturspannungsnachweis ist eine weitere Möglichkeit, die Spannungen unmittelbar vor dem Nahtübergang zu berechnen. Dieses Konzept ist vorerst auf Schweißverbindungen beschränkt. Die Strukturspannung, auch als Hot Spot Stress bekannt, wird an der Risseinleitungsstelle bestimmt. Die unterschiedliche Ermüdungsfestigkeit wird mithilfe unterschiedlicher Bauteilkerbwirkung beschrieben, die mit der gleichbleibenden Nahtkerbwirkung überlagert wird. Die Strukturspannungen können mithilfe Dehnungsmessstreifen (experimentell) und Finite-Elemente-Verfahren (rechnerisch) bestimmt werden. Es bestehen zwei konkurrierende Möglichkeiten, die Strukturspannungen zu bestimmen. Zum einen kann die Strukturspannung an der Risseinleitungsstelle durch eine meist lineare Extrapolation von Oberflächenspannungen vor dem Nahtübergang auf den Nahtübergang bestimmt werden [28]. Die Strukturspannung kann dabei über Referenzpunkte aus dem Spannungsverlauf an der Bauteiloberfläche extrapoliert werden. Die Referenzpunkte sind so zu wählen, dass die Schweißkerbe keinen Einfluss ausübt. Der erste Referenzpunkt sollte einen minimalen Abstand von $0,4 \cdot t$ zum Hot-Spot aufweisen. Dabei beschreibt der Parameter t die Bauteildicke [14]. Zum anderen können die Strukturspannungen durch gleichgewichtsverträgliche Linearisierung der Spannungen über die Querschnittsdicke bestimmt werden. Beide Möglichkeiten sind in Abb. 2-15 dargestellt, (a) lineare Extrapolation und (b) Linearisierung der Spannungen [28].

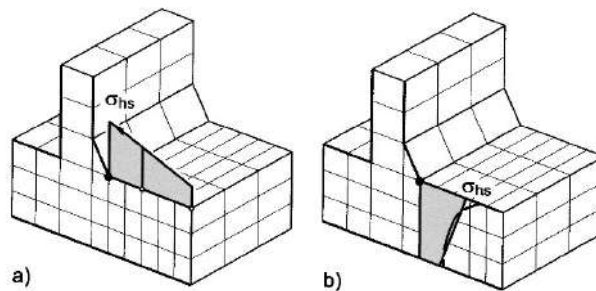


Abb. 2-15: Grundtypen zur Bestimmung von Strukturspannungen (Lineare Extrapolation (a) und Linearisierung der Spannungen (b)) [28]

Mithilfe der oben beschriebenen Vorgehensweisen sollen die vom Nahtübergang ausgehenden Plattenbrüche bei Kehlnahtverbindungen und Stumpfnahntverbindungen vermieden werden [28].

In DIN EN 1993-1-9 [10] sind im Anhang B „Ermüdungsfestigkeit bei Verwendung von Strukturspannungen (Kerbspannungen)“ Kerbfälle für die Anwendung mit dem Strukturspannungsnachweis angegeben. Die vorherrschenden Strukturspannungen am Nahtübergang von Stumpfnähten, am Nahtübergang von Kehlnähten an Anschlüssen und am Nahtübergang von Kehlnähten in Kreuzstößen können mit den vorgegebenen Kerbfällen verglichen und nachgewiesen werden.

2.4.4 Kerbspannungskonzept

Das Kerbspannungskonzept vergleicht die Kerbgrundbeanspruchung mit den lokalen Werkstoffkennwerten [26]. Für die Ermittlung der Kerbspannung werden alle Effekte der Spannungsüberhöhung, wie lokale Spannungen am Schweißnahtübergang oder an der Schweißnahtwurzel berücksichtigt [14]. Bei geschweißten Konstruktionen hat die Kerbgrundbeanspruchung einen großen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit und daher eignet sich das lokale Kerbspannungskonzept zur praxisnahen Beurteilung sowie für die Übertragung von Versuchsergebnissen auf die Konstruktion. Im Vergleich zum Nennspannungskonzept benötigt das Kerbspannungskonzept größere Daten-, Mess-, Prüf- und Rechenintensität [26].

Das Kerbspannungskonzept wird angewendet, um Ermüdungsbrüche von Konstruktionen während ihrer späteren Betriebsdauer zu vermeiden. Zum Beispiel sollen Maschinenteile mit komplizierter Geometrie wie Kurbelwellen unbegrenzt halten. Dazu sollte die Riss-einleitung bzw. in jedem Fall der Rissfortschritt ausgeschlossen werden. Es kann auch angewendet werden, wenn Nennspannungen nicht ermittelbar sind [28].

Bei Schweißnahtverbindungen kann das Kerbspannungskonzept mit hinreichender Wanddicke $t \geq 5 \text{ mm}$ und mit fiktiver Kerbrundung an Nahtübergang und Nahtwurzel eingeführt

werden. Als fiktiver Kerbradius wird bei Schweißverbindungen aus Stahl $r = 1$ mm empfohlen [28].

Der Vorteil des Kerbspannungskonzeptes gegenüber den anderen Konzepten liegt in der großen Vielseitigkeit bei der Anwendung des Konzeptes. Neben den Spannungsspitzen und Kraftflüssen im Nahtübergang sowie in der Nahtwurzel können auch weitere Nahtparameter, wie z.B. ungleiche Flankenwinkel in der Schweißnaht berücksichtigt werden. Ein weiterer Vorteil ist, dass sich das Kerbspannungskonzept mit anderen Spannungskonzepten kombinieren lässt. So können mithilfe von Strukturspannungen die kritischen Stellen eines Bauteils erkannt werden, die anschließend unter der Verwendung von Submodellen in Bezug auf ihre Kerbspannung ausgewertet werden können [14].

3 Normative Regelungen nach Eurocode 3

3.1 Sicherheitskonzept

Die Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten auf Ermüdung ist in DIN EN 1993-1-9 [10] geregelt. Die Norm wird angewendet, um Bauteile, Verbindungen und Anschlüsse, die unter einer Ermüdungsbeanspruchung stehen, auf ihre Ermüdungsfestigkeit zu prüfen. Der Ermüdungsnachweis folgt dem üblichen Nachweiskonzept, indem die Beanspruchungen mit den Beanspruchbarkeiten verglichen werden. Dieser ist entweder nach dem Konzept der Schadenstoleranz oder nach dem Konzept der ausreichenden Sicherheit gegen Ermüdungsversagen ohne Vorankündigung durchzuführen.

Das Konzept der Schadenstoleranz wird erreicht, indem das konstruktive Detail, der Werkstoff und das Beanspruchungsniveau so gewählt wird, dass sich nur unwahrscheinlich Risse ausbilden und falls sich Risse ausbilden sollten, ein langsames Risswachstum und große kritische Risslängen einstellen. Weiterhin wird dieses Konzept für Konstruktionen mit Umlagerungsvermögen verwendet. Die Bauteile und Verbindungen sollten eine leichte Zugänglichkeit für regelmäßige Inspektionen aufweisen.

Das Konzept der ausreichenden Sicherheit gegen Ermüdungsversagen ohne Vorankündigung ist in der Regel anzuwenden, wenn die Ausbildung von lokalen Rissen in einer Bauteilkomponente zum unangekündigten Versagen des Bauteils oder des Tragwerks führen kann. Bei diesem Konzept wird die geforderte Zuverlässigkeit während der Nutzungsdauer gewährt und die Bauteile benötigen keine planmäßige Inspektion.

Die Norm empfiehlt je nach Bemessungskonzept verschiedene Sicherheitsfaktoren (γ_{Mf} -Faktoren), die in Tab. 3-1 dargestellt sind.

Tab. 3-1: γ_{Mf} -Faktoren für die Ermüdungsfestigkeit [10]

Bemessungskonzept	Schadensfolgen	
	niedrig	hoch
Schadenstoleranz	1,00	1,15
Sicherheit gegen Ermüdungsversagen ohne Vorankündigung	1,15	1,35

Die Ermüdungsfestigkeiten für Nennspannungen werden durch eine Reihe von Wöhlerlinien (im doppellogarithmischen Maßstab) bestimmt. Die Nennspannung bezeichnet die Spannung im Grundwerkstoff oder einer Schweißnaht an der erwarteten Rissstelle, berechnet nach der elastischen Spannungstheorie. Die örtliche Kerbwirkung wird dabei nicht berücksichtigt. Jeder Kurve wird eine bestimmte Kerbfallkategorie zugeordnet, die den Bezugswert der charakteristischen Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_C$ oder $\Delta\tau_C$ in N/mm² bei 2 Mio. Schwingspielen kennzeichnet. In Abb. 3-1 ist der Kerbfall $\Delta\sigma_C$, die Dauerfestigkeit $\Delta\sigma_D$ sowie der Schwellenwert der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_L$ gekennzeichnet. Die Wöhlerlinie nimmt im Bereich der (Lang-)Zeitfestigkeit eine Geradenneigung von $m=3$ an. Ab der Dauerfestigkeit $\Delta\sigma_D$ bis zum Schwellenwert der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_L$ wird eine Neigung von $m=5$ angenommen.

Für Ermüdungsfestigkeitskurven mit konstanten Schwingbreiten mit $m = 3$ für $N \leq 5 \cdot 10^6$ gilt:

$$\Delta\sigma_R^m N_R = \Delta\sigma_C^m 2 \cdot 10^6 \quad (3-1)$$

Dabei ist $\Delta\sigma_D$ die Dauerfestigkeit und berechnet sich wie folgt:

$$\Delta\sigma_D = \left(\frac{2}{5}\right)^{1/3} \cdot \sigma_C = 0,737\Delta\sigma_C \quad (3-2)$$

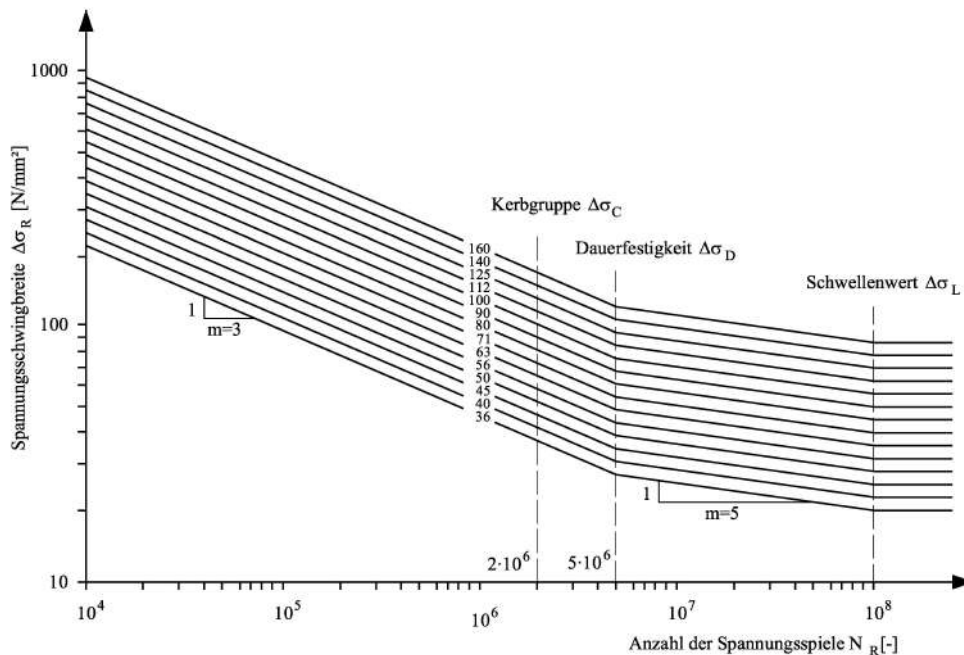


Abb. 3-1: Ermüdungsfestigkeitskurve für verschiedene Kerbfälle [25]

3.2 Ermüdungsnachweis

3.2.1 Nachweis mit Schadensäquivalenzfaktoren

Für den Ermüdungsnachweis ist der maßgebende Bemessungswert der Spannungsschwingbreite $\gamma_{Ff} \cdot \Delta\sigma_{E,2}$ bezogen auf $N_c = 2 \cdot 10^6$ Schwingspiele. Der Bemessungswert der Spannungsschwingbreite für Nennspannungen (vgl. Gl. 3-3) bestimmt sich aus dem Produkt der Schadensäquivalenzfaktoren λ_i und der Spannungsschwingbreite aus den Ermüdungsbelastungen $\Delta\sigma(\gamma_{Ff}Q_k)$ bzw. $\Delta\tau(\gamma_{Ff}Q_k)$ nach DIN EN 1991-1-1 [9].

$$\gamma_{Ff}\Delta\sigma_{E,2} = \lambda_1 \cdot \lambda_2 \cdot \lambda_i \cdot \dots \cdot \lambda_n \cdot \Delta\sigma(\gamma_{Ff}Q_k) \quad (3-3)$$

$$\gamma_{Ff}\Delta\tau_{E,2} = \lambda_1 \cdot \lambda_2 \cdot \lambda_i \cdot \dots \cdot \lambda_n \cdot \Delta\tau(\gamma_{Ff}Q_k)$$

Mithilfe der vorangegangenen Gleichungen zur Ermittlung der Beanspruchung sowie der Beanspruchbarkeit sind folgende Nachweise zu führen:

$$\frac{\gamma_{Ff}\Delta\sigma_{E,2}}{\Delta\sigma_C/\gamma_{Mf}} \leq 1,0 \quad (3-4)$$

$$\frac{\gamma_{Ff}\Delta\tau_{E,2}}{\Delta\tau_C/\gamma_{Mf}} \leq 1,0 \quad (3-5)$$

Bei gleichzeitiger Einwirkung von Längs- und Schubspannungsschwingbreiten ist folgender Nachweis zu führen:

$$\left(\frac{\gamma_{Ff}\Delta\sigma_{E,2}}{\Delta\sigma_C/\gamma_{Mf}}\right)^3 + \left(\frac{\gamma_{Ff}\Delta\tau_{E,2}}{\Delta\tau_C/\gamma_{Mf}}\right)^5 \leq 1,0 \quad (3-6)$$

3.2.2 Ermüdungsnachweis mittels Schadensakkumulation

Der Nachweis gegen Ermüdung kann auch auf Grundlage der Schadensakkumulation (nach Miner) nach Anhang A „Bestimmung von ermüdungsrelevanten Lastkenngrößen und Nachweisformate“ geführt werden, wenn die Betriebslasten bekannt sind. Die Schadenssumme D_d , vergleiche Gl. 3-7, darf dabei den Grenzwert von 1,0 nicht überschreiten. Dabei entspricht n_i der Anzahl der Spannungsschwingspiele mit der Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{i,Ed}$, einem Anteil an der Gesamtschädigung. N_i entspricht der maximal aufnehmbaren Anzahl der Spannungsschwingspiele mit der Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{i,Ed}$ gemäß der Ermüdungsfestigkeit für den maßgebenden Kerbfall.

$$D_d = \sum \frac{n_i}{N_i} \leq D_{\text{grenz}} \quad (3-7)$$

Das Vorgehen der Schadensakkumulation ist zur Veranschaulichung grafisch in Abb. 3-2 dargestellt. Darin werden die einzelnen Schadensanteile infolge der Anzahl der Spannungsschwingspiele und der Spannungsschwingbreite mit der dazugehörigen Ermüdungsfestigkeitskurve verglichen.

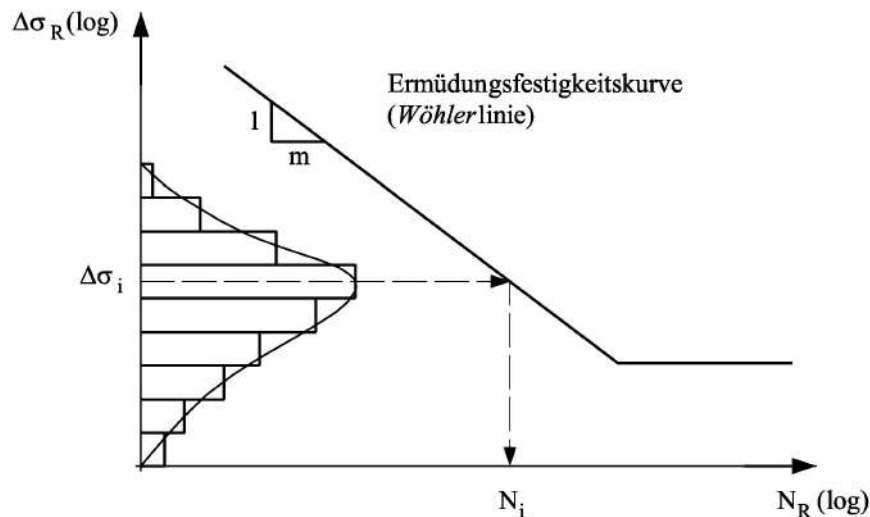


Abb. 3-2: Berechnung der Schädigung nach Miner [25]

3.3 Kerbfälle

In der Norm sind die unterschiedlichen Kerbfälle tabellarisch aufgeführt. Der höchst mögliche Kerbfall ist 160 und gilt zum Beispiel für gewalzte oder gepresste Erzeugnisse wie Bleche mit gewalzten Kanten. Der Kerbfall 160 bezeichnet den Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_c = 160 \text{ N/mm}^2$ bei $N_c = 2 \cdot 10^6$ Schwingspielen. Der geringste Kerbfall ist 36 und gilt z.B. für einen Kopfplattenstoß von Rechteckhohlprofilen mit Kehlnähten.

Der Aufbau der Tabellen für die jeweiligen Kerbfälle ist identisch. In der ersten Spalte „Kerbfall“ ist der Kerbfall angegeben, d.h. der Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_c$ bei $N = 2 \cdot 10^6$ Spannungsschwingspielen. In der zweiten Tabelle „Konstruktionsdetail“ befindet sich eine Zeichnung des Konstruktionsdetails, der Beanspruchung sowie dem Ort der Rissentstehung. In der dritten und vierten Spalte „Beschreibung“ und „Anforderungen“ werden Einzelheiten für das jeweilige Konstruktionsdetail z.B. für die Ermittlung der Spannung angegeben [25].

Für Hohlprofile ($t \leq 12,5 \text{ mm}$) wie Diagonalrohr-Anschlüsse gilt Tabelle 8.6, die auszugsweise in Abb. 3-3 dargestellt ist. Es werden in DIN EN 1993-1-9 Ringflanschanchlüsse und Rohr-Blech-Anschlüsse unterschieden. Die Rohr-Blech-Anschlüsse werden als geschlitztes Rohr, das an ein Blech angeschweißt wird, beschrieben. Weiterhin ist ein Freischnitt am

Schlitzende abgebildet. Dabei soll die Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ am Rohrquerschnitt berechnet werden und Schubrisse in der Schweißnaht sind nach Tabelle 8.5 in DIN EN 1993-1-9 nachzuweisen. Das Konstruktionsdetail klärt nicht eindeutig, was die kritische Kerbe ist. Der Riss wird im Knotenblech eingezeichnet ist. Die Anschlüsse werden in Abhängigkeit des Winkels α in zwei Kerbfälle eingeteilt. Ist der Winkel $\alpha \leq 45^\circ$, wird Kerbfall 71 zugewiesen und andernfalls Kerbfall 63. Eine weitere Unterteilung zum Beispiel in Abhängigkeit der Schweißnahtausführung wird nicht vorgenommen.

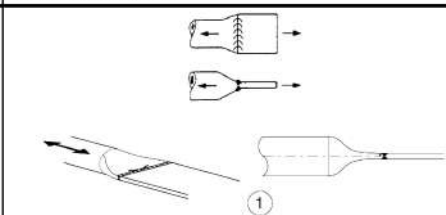
Kerbfall	Konstruktionsdetail	Beschreibung	Anforderungen
71		1) Ringflanschanschluss mit zusammengedrücktem Endquerschnitt, Stumpfnaht (X-Naht).	1) $\Delta\sigma$ ist am Rohrquerschnitt zu berechnen. Rohrdurchmesser <200 mm
71	$\alpha \leq 45^\circ$	2) Rohr-Blech-Anschluss, Rohr geschlitzt und an das Blech geschweißt, Loch am Schlitzende.	2) $\Delta\sigma$ ist am Rohrquerschnitt zu berechnen. Schubrisse in der Schweißnaht sind nach Tabelle 8.5, Kerbfall 8) nachzuweisen.
63	$\alpha > 45^\circ$		

Abb. 3-3: Kerbfälle für Hohlprofile ($t \leq 12,5$ mm) [10]

Das Detail der Diagonalrohr-Anschlüsse wird in Normen und Regelwerken unterschiedlich klassifiziert. In der IIW-Richtlinie [19] wird der Anschluss in Abhängigkeit des Rohrdurchmessers und der Knotenblechdicke in Kerbfall 63 oder 45 eingeteilt. Im British Standard BS 7608 [4] und der DNV [6] wird das Detail in Abhängigkeit der Schweißnaht in einen Kerbfall eingeteilt. Eine nähere Beschreibung wird in [30] gegeben.

4 Bisherige Untersuchungen an Diagonalrohr-Anschlüssen

4.1 Untersuchungen von Zirn [31]

Versuchsprogramm

Untersuchungen zum „Schwingfestigkeitsverhalten geschweißter Rohrknotenpunkte und Rohrlaschenverbindungen“ führte Zirn [31] im Jahr 1975 durch. Rohrlaschenverbindungen sind geschlitzte oder breitgedrückte Rohrenden, die mit einem Knotenblech bestimmter Form verschweißt werden. Diese Anschlüsse werden verwendet, wenn ein Übergang von einem Rohrprofil auf ein Flachprofil notwendig ist. Dabei lassen sich die Vorteile beider Bauelemente miteinander verknüpfen. Bei Rohrlaschenverbindungen wird die Ermüdungsfestigkeit durch die resultierende Spannungsüberhöhung aufgrund der Querschnittsänderung zwischen Rohr- und Flachprofil bestimmt. Zirn [31] führte weitere Untersuchungen an Rohrknotenpunkten durch. Im Rahmen dieser Arbeit werden nur die Untersuchungen und Ergebnisse an Rohrlaschenverbindungen vorgestellt. Diese werden im Folgenden als Diagonalrohr-Anschlüsse bezeichnet.

Zirn [31] führte an sechs verschiedenen Diagonalrohr-Anschlüssen Versuche durch. Diese wurden mit L1 bis L6 bezeichnet und sind in Abb. 4-1 dargestellt. Neben der Bauform wurde zusätzlich der Schweißnahtanschluss, die Knotenblechdicke und der Werkstoff variiert.

Die Bauformen L1 bis L4 sind geschlitzte Rohre, an die ein Knotenblech angeschweißt wird. Das Knotenblech der Bauform L1 ist relativ steif und einfach zu fertigen. Die Knotenbleche der Bauformen L2 bis L4 werden zunehmend elastischer, dafür jedoch aufwendiger zu fertigen. Die Bauform L2* unterscheidet sich von der Bauform L2 hinsichtlich des Rohrendes. Die Bauform L5 entsteht, indem das Rohrende breitgedrückt wird und an ein Knotenblech stumpf angeschweißt wird. Diese Bauform ist sehr einfach herzustellen, jedoch ist diese in ihrer praktischen Anwendung durch die Verformungsfähigkeit des Werkstoffs begrenzt. Bei der Bauform L6 wird das Knotenblech stumpf auf eine Platte aufgeschweißt, die am Rohrende aufgeschweißt wird.

Bei den Bauformen L1 - L4 wurde das Knotenblech nur von außen mit dem Rohr verschweißt. Bei der Ausführung der Schweißnaht wurde zwischen einer Kehlnaht (A), einer HV-Naht (B) und einer Kombination der Nähte (C) unterschieden. Dabei wurde lediglich das Rohr im Bereich der Knotenblechspitze ausgefugt. Bei Schweißnaht (D) wurde das Rohr innen im Bereich der Knotenblechspitze durch eine K-Naht angeschweißt. Wenn diese zusätzlich mechanisch bearbeitet worden ist, wurde diese mit der Bezeichnung (D_S) gekennzeichnet. Bei der Bauform L5 wurde das breitgedrückte Rohrende mithilfe

einer X-Naht (E) an das Knotenblech angeschweißt.

Gestalt		Schweißnahtanschl.		Nr.	Bauform	Faktor c	Knotenblechdicke s_k	Anzahl u. Material			
Rohrende	Knotenblech	Form	Darstellung					St35	HSB 50	HSB 77V	
		A		1	L1	1,5	15	5	5		
		B		2				2	2		
		C		3				2	2		
			C		4	L2*	1,5	15	5		
		C		5	L2	1,5	15	5	5	5	
			C			6	1,0	10	3	3	
			C			7	2,0	20	3	3	
		D		8	1,5	15	4	5			
		D _S		9			3				
			A		10	L3	1,5	15	5	5	5
			B		11				3	3	
			C		12				3	3	
			C		13	L4	1,5	15	5	5	5
			C		14		1,0	10	3	3	
			B		15	3			3		
		E		16	L5	1,4	15	5	5		
		A		17	L6	1,0	15	4			
		B		18				4			

Rohr: 88,9 x 5,0 ; Schweißnähte: Kehlnaht $\alpha \approx 3-4\text{mm}$ HV-Naht X-Naht

Abb. 4-1: Versuchsprogramm Rohrlaschenverbindungen [31]

Alle Rohre der Diagonalrohr-Anschlüsse weisen den gleichen Außenrohrdurchmesser $D=88,9\text{ mm}$ und die Rohrdicke $s_R=5\text{ mm}$ auf. Die weiteren Größen wurden in Abhängigkeit des Außenrohrdurchmessers wie folgt für die Bauformen L1 bis L4 festgelegt:

$$\text{Schweißnahtlänge: } l_S = D \quad (4-1)$$

$$\text{Knotenblechüberstand: } h = \frac{1}{4}D \quad (4-2)$$

$$\text{Knotenblechbreite: } b = \frac{3}{2}D \quad (4-3)$$

$$\text{Knotenblechdicke: } s_K = \frac{2}{3} \cdot c \cdot \pi \cdot s_R \left(1 - \frac{s_R}{D}\right) \quad (4-4)$$

Dabei gibt s_R die Wanddicke des Rohres und $c = A_k/A_r$ das Verhältnis der Querschnittsflächen von Knotenblech und Rohr an.

Die Probekörper wurden aus drei verschiedenen Festigkeitsgruppen hergestellt. Diese unterschiedlichen Festigkeitsgruppen für die Rohre und die Knotenbleche sind in Tab. 4-1 aufgeführt.

Tab. 4-1: Werkstoffgruppen der Proben [31]

Rohre	Knotenbleche
Unlegierter Baustahl St35 ¹⁾ bzw. 1.0308 ²⁾	Unlegierter Baustahl RSt37-2 ¹⁾ bzw. 1.0114 ²⁾
Feinkornbaustahl StE36 ¹⁾ bzw. 1.0854 ²⁾ oder HSB 50 ³⁾ bzw. FB 50 ³⁾	Unlegierter Baustahl St52-3 ¹⁾ bzw. 1.0814 ²⁾
Feinkornbaustahl 11 NiMnCrMo 5 5 ¹⁾ bzw. 1.6919 ²⁾ oder HSB 77 V ³⁾	Feinkornbaustahl 17 MnCrMo 3 3 ¹⁾ bzw. 1.7279 ²⁾ oder N-A-XTRA 70 ³⁾
¹⁾ nach DIN 17006 ²⁾ nach DIN 17007 ³⁾ Werksmarke	

Die Ausführung der Schweißnähte der Diagonalrohr-Anschlüssen erfolgte in drei Lagen mit dem Durchmesser 2,5 mm (Wurzel) und 3,25 mm. Daraus ergibt sich ein a-Maß der Kehlnaht von 3-4 mm. Dabei wurden für die jeweiligen Festigkeitsgruppen unterschiedliche Elektroden verwendet.

Die Diagonalrohr-Anschlüsse wurden im statischen und dynamischen Versuch an zwei hydraulischen 1 MN - Schwingungsprüfmaschinen (Bauart Losenhausen UHS 100) mit 300 bzw. 800 cm³ - Pulsatoren geprüft. Die Frequenz betrug dabei 2,8 bis 5,6 Hz.

Statische Untersuchungen

Die statischen Untersuchungen umfassten zunächst Reißlackversuche an repräsentativen Diagonalrohr-Anschlüssen. Dabei wurden erste Anhaltspunkte über die Beanspruchungsart und -richtung sowie den Ort der größten Belastung gewonnen. Auf diese Weise war es möglich das Spannungs- und Dehnungsverhalten bei den jeweiligen Bauformen in Abhängigkeit der Beanspruchung zu veranschaulichen. Die Risse traten jeweils senkrecht zu der örtlich größten Hauptspannung auf. Bei den Diagonalrohr-Anschlüssen wurde deutlich, dass im Bereich der Knotenblechspitze die größten Spannungskonzentrationen auftraten. Es zeigte sich, dass mit der Bauform L4 die gleichmäßigste Verteilung aufgrund des elastischen Knotenblechs vorlag. Mit der Bauform L3 konnte im Vergleich zur Bauform L1 eine gleichmäßigere Verteilung festgestellt werden. Die Bauform L5 zeigte eine relativ gleichmäßige Verteilung, dabei bildete sich die größte Konzentration am Schweißnahtübergang in der Probenmitte aus. Die Reißlinienverläufe der Bauformen L1 und L4 sind beispielhaft in Abb. 4-2 dargestellt. Es wird deutlich, dass die Reißlinien der Bauform L4 sehr gleichmäßig verlaufen im Vergleich zur Bauform L1.

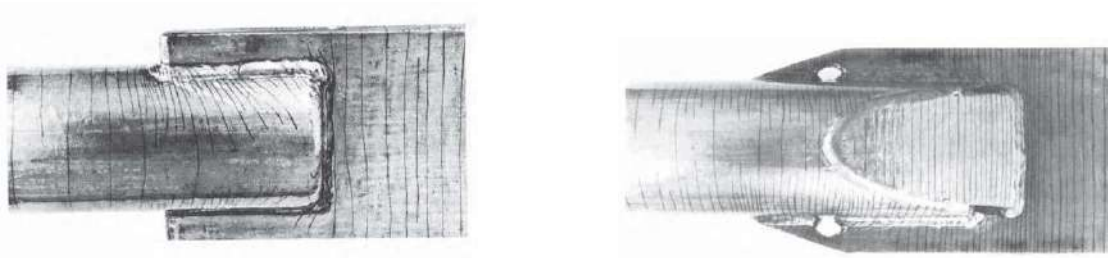


Abb. 4-2: Reißlinien der Bauformen L1 (li.) und L4 (re.) [31]

Dynamische Untersuchungen

Zirn [31] untersuchte die Ermüdungsfestigkeit der Diagonalrohr-Anschlüsse. Die Schwingversuche sollten weiteren Aufschluss geben, inwieweit die einzelnen Parameter, wie z.B. Werkstoff, Geometrie und Art der Schweißnaht, das Ermüdungsfestigkeitsverhalten beeinflussen. Die Diagonalrohr-Anschlüsse wurden im Zugschwellversuch mit einem Spannungsverhältnis von $R=0,1$ jeweils bis zum Bruch mit konstanter Nennungsschwingbreite getestet. Bei einseitigem Versagen der Anschlüsse wurde in der Regel die gebrochene Seite abgetrennt, das Rohrende flachgedrückt, die Probe erneut eingebaut und weiter bis zum Bruch belastet. Die Dehnungsschwingbreite an der höchstbeanspruchtesten Stelle wurde mithilfe von Dehnungsmessstreifen, Messverstärker und Registriergerät ermittelt. Um den Anriss und den Rissfortschritt zu bestimmen, wurde in bestimmten Zeitintervallen das Magnetpulver-Verfahren oder Azeton verwendet. Als Anriss wurde dabei eine Risslänge von 5 mm definiert. Der Anriss konnte auch mithilfe des Anstiegs oder des Ausfalls der Dehnungsmessstreifen bestimmt werden. Als Versagenskriterium wurde definiert, dass der Probekörper die Last nicht mehr aufnehmen kann und eine Trennung von Knotenblech und Rohr erfolgte.

Die Versuchsergebnisse des Schwingversuchs wurden von Zirn [31] im doppellogarithmischen Maßstab zusammengestellt. Diese Diagramme wurden hinsichtlich der Schweißnahtausführung, Bauform und Knotenblechdicke unterschieden. Eine statistische Auswertung der Ergebnisse wurde nicht vorgenommen.

Die Versuchsergebnisse zeigen, dass bei gleicher Geometrie und bei gleichem Werkstoff die Schweißnahtausführung einen wesentlichen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit ausübt. Mit einer HV-Naht (B bzw. C) kann eine deutliche Verbesserung im Vergleich zu einer Kehlnaht (A) erzielt werden. Dabei wurden die Proben entweder über die komplette Anschlusslänge mit einer HV-Naht ausgeführt (B) oder nur im Bereich der der Knotenblechspitze mit einer HV-Naht (C) ausgeführt. Weiterhin erreichten die Proben, die von innen gegenschweißt (D) wurden, eine höhere Ermüdungsfestigkeit. Mit der Beseitigung der Einbrandkerben durch Abschleifen der Schweißnaht (D_S) war eine weitere Steigerung zu erkennen.

Bei Betrachtung der Knotenblechdicke zeigte sich ein geringer positiver Einfluss auf die Er-

müdigkeitsfestigkeit mit zunehmender Dicke, dabei streuen teilweise die Versuchsergebnisse.

Die Bauformen der Proben haben einen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit. Zum einen kann mit einem elastischeren Knotenblech und zum anderen mit der Abschragung des Rohrendes eine Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit erzielt werden. Zwischen den Bauformen L2 und L3 kann kein nennenswerter Unterschied festgestellt werden. Im Vergleich dazu konnte mit der konstruktiv aufwendigeren Bauform L4 eine Verbesserung erzielt werden.

Der Werkstoff der Proben hatte nur einen geringen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit.

Der Anriss ging bei den Bauformen L1 bis L3 mit den Knotenblechdicken $s_K = 15 - 20$ mm immer von der Knotenblechspitze aus. Dabei ging der Riss abhängig von der Schweißnahtausführung vom Übergang der Schweißnaht zum Rohr von außen (starke Einbrandkerbe) oder von der Schweißnahtwurzel von innen (in der Regel bei Kehlnähten oder bei ungenügend erfasster Wurzel) aus. Beispielhaft ist in Abb. 4-3 das typische Bruchbild der Probe L2C20 dargestellt. Der Anriss entsteht dabei entweder in der Wurzel- oder Decklage und verläuft dann in das Schweißgut oder das Grundmaterial.

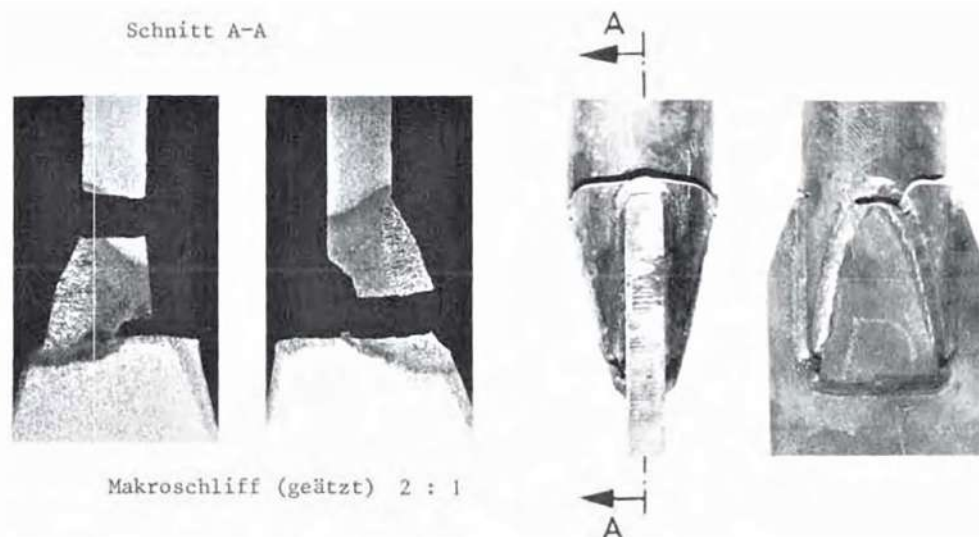


Abb. 4-3: Bruchbild und Makroschliff des Versuchskörpers L2C20 [31]

Bei der Bauform L4 entstanden die Risse nicht ausschließlich nur an der Knotenblechspitze, sondern traten auch im Bereich der Entlastungskerbe des Knotenblechs auf. Herrschten im Rohr und im Knotenblech die gleichen Nennspannungen ($c = 1,0$), traten die Brüche aufgrund ungünstiger Schweißnahtdicke in Einzelfällen auch im Knotenblech oder an den Flankenkehlnähten auf.

Statistische Neuauswertung der Versuchsergebnisse

Um die experimentellen Versuchsergebnisse miteinander zu vergleichen und einordnen zu können, empfiehlt sich eine gemeinsame statistische Auswertung der Daten. Die durchgeführten Versuche L1, L2*, L2, L3 und L4 von Zirn [31] wurden im Rahmen einer Bachelorarbeit „Aufarbeitung und Analyse von Diagonalrohr-Anschlüssen im Stahl- und Verbundbrückenbau“ statistisch neuausgewertet [30]. Die Auswertung erfolgte mit dem Prognoseintervall, näheres in Abschnitt 2.2.2. Dabei wurde ein Vergleich zwischen geraden und abgeschrägten Rohrenden, ausgenommenen und geraden Knotenblechen, unterschiedlichen Knotenblechdicken sowie unterschiedlichen Schweißnahtausführungen vorgenommen. Im Folgenden soll auf einzelne Ergebnisse näher eingegangen werden. In Tab. 4-2 ist die Auswertung aller Versuchsergebnisse mit charakteristischem Kerbfall $\Delta\sigma_c$ und die Einordnung in eine Kerbfallklasse nach DIN EN 1993-1-9 [10] aufgelistet.

Tab. 4-2: Statistische Neuauswertung [30] der Versuchsergebnisse von Zirn [31]

Bezeichnung	Anzahl	$\Delta\sigma_{c,50\%}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_c$ [N/mm ²]	Kerbfall
L1A15	26	50,8	39,7	36
L1B15	12	63,5	54,1	50
L1C15	4	64,5	54,0	50
L2*C15	11	65,3	47,8	45
L2C10	18	77,5	58,4	56
L2C15	25	76,8	51,0	50
L2C20	11	88,8	54,2	50
L2D15	10	100,9	77,7	71
L2D _S 15	3	116,3	73,9	71
L3A15	33	62,9	38,3	36
L3B15	18	73,4	52,7	50
L3C15	12	80,1	53,6	50
L4B10	16	84,0	65,3	63
L4C10	9	86,4	57,1	56
L4C15	20	91,9	72,6	71

Aus den Ergebnissen der statistischen Neuauswertung geht hervor, dass nur 20 % der Ausführungsvarianten die Anforderungen den in DIN EN 1993-1-9 [10] gegebenen Kerbfallklassen entsprechen. 12 von 15 verschiedenen Varianten können nicht in die Kerbfallklasse 71 ($\alpha \leq 45^\circ$) oder 63 ($\alpha > 45^\circ$) eingeordnet werden. Die Varianten mit geradem Deckel L1 und L2* erreichen einen maximalen Kerbfall von 50 und können

nicht in den vorgegebenen Kerbfall von 63 ($\alpha > 45^\circ$) eingeordnet werden. Die einzigen Versuche, die den vorgegeben Kerbfall von 71 ($\alpha \leq 45^\circ$) erreichen, sind L2D15 (innen gegengeschweißt), L2D_S15 (innen gegengeschweißt und abgeschliffen) sowie L4C15 (ausgenommene Knotenbleche).

Die statistische Neuauswertung zeigt gleichermaßen, dass die Schweißnahtausführung einen wesentlichen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit ausübt. Dieser Zusammenhang ist grafisch in Abb. 4-4 für die Bauformen L1 und L3 mit jeweils einer Knotenblechdicke von 15 mm dargestellt. Dabei überschneiden sich die Linien der Auswertung von L1B15 und L1C15, sowie L3B15 und L3C15. Diese sind teilweise nicht sichtbar, da diese von der Linie L1C15 sowie L3C15 überdeckt werden.

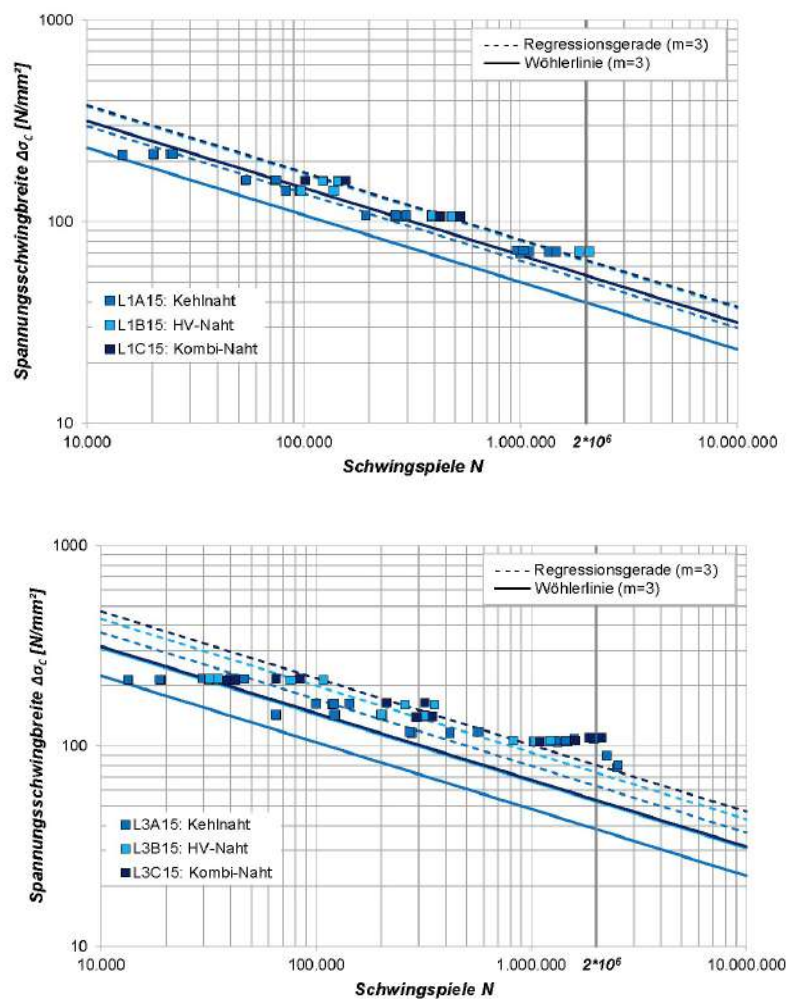


Abb. 4-4: Versuchsergebnisse verschiedener Schweißnahtarten L1 und L3 [30]

Bei den Bauformen L1 und L3 wird deutlich, dass im Vergleich zu einer Schweißnahtausführung mit Kehlnaht (A) mit einer HV-Naht (B) eine deutliche Verbesserung der

Ermüdungsfestigkeit erreicht werden kann. Dabei kann mit einer Ausführung mit einer Kehlnaht der Diagonalrohr-Anschluss nur in Kerbfallklasse 36 eingestuft werden. Wird der Anschluss hingegen mit einer HV-Naht ausgeführt, kann dieser in die Kerbfallklasse 50 eingestuft werden. Bei beiden Bauformen erzielen die HV-Naht (B) und die Kombi-Naht (C) die gleiche Kerbfallklasse.

Bei schrägem Deckel und elastischem, dabei konstruktiv einfachem Knotenblech werden die höchsten Ermüdungsfestigkeiten erreicht, wenn die Prüfkörper innen gegengeschweißt werden. Die nachträgliche mechanische Bearbeitung der Schweißnähte führte bei den Varianten L2D15 und L2D_S15 zu keiner signifikanten Verbesserung. Einen hohen Kerbfall erreichte ebenso die Variante L4C15, die mit einer Kombi-Naht ausgeführt worden ist. Bei dieser Variante ist das Knotenblech konstruktiv sehr aufwendig zu fertigen.

4.2 Untersuchungen von Hanswille et al. [18]

Versuchsprogramm

Für die Talbrücke Rinsdorf wurden umfangreiche Untersuchungen (2017) zu Diagonalrohr-Anschlüssen durchgeführt, sodass eine realistische Abschätzung der Lebensdauer möglich ist. Die außenliegenden Diagonalrohr-Anschlüsse werden zur Abstützung der weit auskragenden Betonfahrplatte ausgeführt. Die Anschlüsse wurden in Anlehnung an die Brücken Hochmoselübergang, Rheinbrücke Schierstein sowie der Talbrücke Nuttlar konzipiert. Dabei wurde der Einfluss der anzusetzenden Kerbgruppe auf die Wirtschaftlichkeit des Anschlusses untersucht. Dieser Zusammenhang ist in Tab. 4-3 dargestellt.

Tab. 4-3: Vergleich zwischen erforderlichem Querschnitt bei Kerbfall 36 zu Kerbfall 71 [18]

	QS 1: Ø 457,0 x 30	QS 2: Ø 219,1 x 16
Anschlussdetail nach Kerbfall	36	71
Ausnutzung der Nachweise:		
Tragfähigkeit der Außendiagonale (GZT)	28 %	63 %
Biege-Knicken (Stabilität)	31 %	77 %
Ermüdungsnachweise der Außendiagonale	91 %	99 %
Gewicht der Außendiagonale:		
je Außendiagonale (l= 5,25 m)	1,66 t	0,42 t

Es zeigte sich, dass der Zusammenhang zwischen Kerbgruppe und Querschnitt nicht linear ist. Wird die Querschnittsfläche des Diagonalrohr-Anschlusses aufgrund eines schlechten Kerbfalls vergrößert, erhöht sich die Steifigkeit der gesamten Unterstüztungsstruktur. Infolgedessen erhöhen sich die Schnittgrößen in den Bauteilen. Aus diesem Grund müsste die Querschnittsfläche zum einen für die Reduzierung der Spannungen und zum anderen für die gleichzeitig größer werdenden Schnittgrößen vergrößert werden. Die Querschnittsfläche muss um fast das Vierfache vergrößert werden, um den Ermüdungsnachweis bei Kerbgruppe 36 einzuhalten.

Hanswille et al. [18] führte umfassende Ermüdungsversuche an zwei Varianten für den Anschluss der äußeren Diagonalen durch. Eine Variante ist der obere Anschluss, bei dem das Rohr stumpf auf eine dicke Kopfplatte aufgeschweißt wird. Dabei dient eine umlaufende Nut, auf die das Rohr aufgesteckt wird, als Schweißbadsicherung sowie zur Fixierung bei der Montage. Der obere Anschluss ist in Abb. 4-5 dargestellt

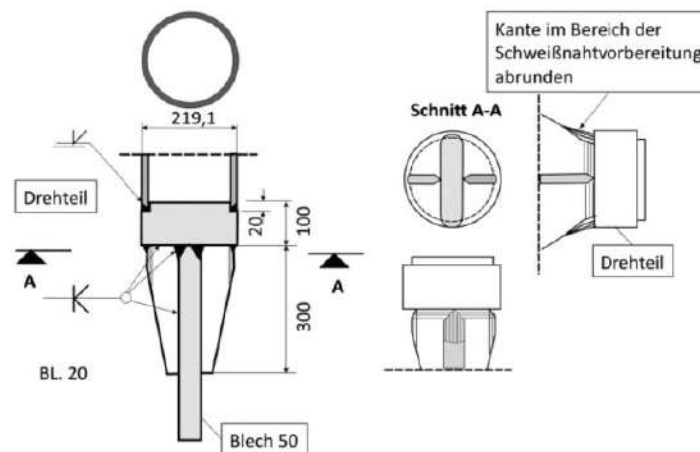


Abb. 4-5: Oberer Anschluss [18]

Bei dem unteren Anschluss, der in Abb. 4-6 dargestellt ist, wird das Rohr geschlitzt und auf ein Knotenblech aufgesteckt. Das Knotenblech wird mit inneren Überständen ausgeführt, die als Schweißbadsicherung für das Rohr dienen. Zusätzlich wird das Knotenblech im vorderen Anschlussbereich ausgeschnitten um einen stetigen Kraftfluss zu gewähren. Aus dem gleichen Grund wird das Rohr am Ende abgeschrägt und nach dem Schweißen der Längsnähte mit einem Deckel verschlossen. Die Längsnähte werden mit einer keramischen Schweißbadsicherung geschweißt und als voll durchgeschweißte Nähte ausgeführt.

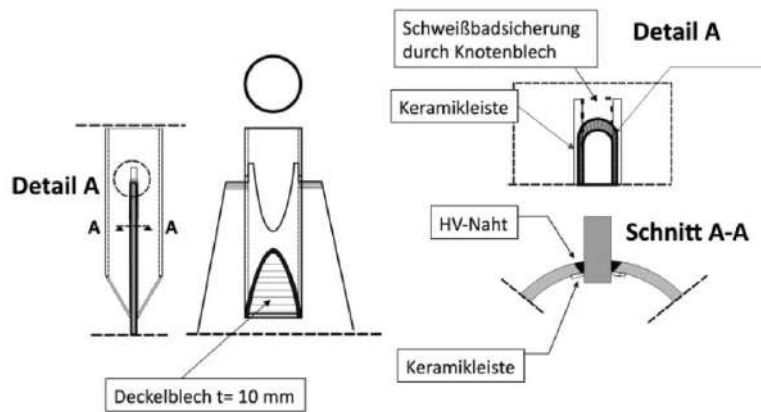


Abb. 4-6: Unterer Anschluss [18]

Dynamische Untersuchungen

Für beide Varianten wurden jeweils 10 Ermüdungsversuche durchgeführt. Bei fünf Versuchen des oberen Anschlusses wurden die umlaufenden Schweißnähte zwischen Drehteil und Rohr plan geschliffen. Bei den restlichen Versuchen waren Nahtüberhöhungen bis zu 7 mm möglich. Während des Versuches wurden Dehnungsmessstreifen oberhalb der Schweißnaht gleichmäßig verteilt. Zusätzlich wurden kritische Stellen, die sich am Übergang zwischen dem abgedrehten Teil der Kopfplatte und dem Vollquerschnitt der Kopfplatte ergeben, mittels Ultraschallprüfung in kurzen Zeitintervallen überprüft. Als Versagen wurde der Rissbeginn an der Innenseite als Kriterium definiert, da der Rissbeginn an der Innenseite bereits lange vor dem Erkennen des Risses an der Außenseite eintritt. Das typische Rissbild am oberen Anschluss ist in Abb. 4-7 abgebildet.

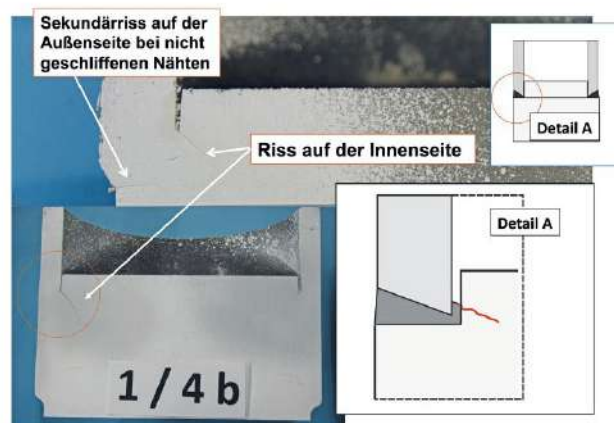


Abb. 4-7: Typische Rissbilder am oberen Anschluss [18]

Die Auswertung der Versuchsergebnisse erfolgt dabei in Übereinstimmung mit DIN EN 1990 [8] und ergab einen charakteristischen Wert der Ermüdungsfestigkeit

$\Delta\sigma_c$ von 52 N/mm². Damit kann der obere Anschluss in die Kerbfallklasse 50 nach DIN EN 1993-1-9 [10] eingestuft werden. Das planebene Verschleifen der Nähte führte zu keiner Verbesserung der Kerbgruppe. Mittels Finite-Elemente-Methode wurden weitere Drehteilgeometrien untersucht. Wenn der Kopfplattendurchmesser um 30 mm größer ausgeführt, kann der Anschluss in die Kerbfallklasse 56 eingeordnet werden.

Am unteren Anschluss ist die kritische Stelle die Umschweißung der vorderen Spitze des Knotenblechs und der Übergang zur Längsnaht. Aus diesem Grund wurden die Knotenbleche am vorderen Ende abgerundet. Um übermäßige Schweißbeigenspannungen zu vermeiden, sollte der Abstand zwischen den Knotenblechenden und dem Schlitzende des Rohres nicht zu groß sein. Um den Rissbeginn frühzeitig erkennen zu können, wurden an den kritischen Stellen Dehnungsmessstreifen angeordnet. Der Riss entstand auch beim unteren Anschluss an der inneren Seite des Rohres. Dieser bildete sich am Spalt zwischen Rohr und dem als Schweißbadsicherung ausgebildeten Knotenblechüberstand aus, siehe Abb. 4-8.

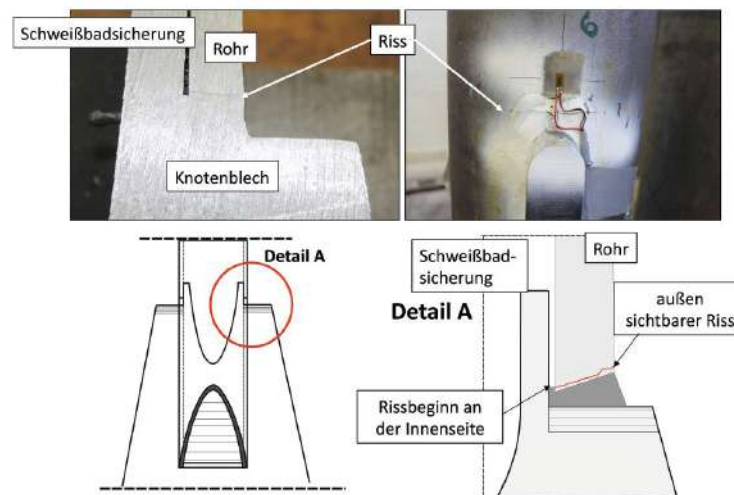


Abb. 4-8: Typische Rissbilder am unteren Anschluss [18]

Beim unteren Anschluss wurde ebenfalls der innere Riss als erster Anriss zugrunde gelegt. Die statistische Auswertung der Versuche ergab einen charakteristischen Wert der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_c$ von 52 N/mm² und damit ebenfalls eine Einordnung in die Kerbfallklasse 50 nach DIN EN 1993-1-9 [10].

Statistische Neuauswertung der Versuchsergebnisse

Die durchgeführten Ermüdungsversuche der Anschlüsse von Hanswille et al. [18] wurden ebenso wie die experimentellen Untersuchungen von Zirner [31] im Rahmen der Bachelorarbeit „Aufarbeitung und Analyse von Diagonalrohr-Anschlüssen im Stahl- und Verbundbrückenbau“ statistisch neu ausgewertet [30]. Die statistische Auswertung des oberen Anschlusses führt zu einer höheren Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_c = 63,4$ N/mm²

und kann damit in die Kerbfallklasse 63 eingestuft werden. Die Neuauswertung für den unteren Anschluss ergibt einen charakteristischen Wert der Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_c = 53,1 \text{ N/mm}^2$ und wird somit in die Kerbfallklasse 50 eingestuft. Die Auswertung beider Anschlüsse ist in Tab. 4-4 aufgeführt.

Tab. 4-4: Statistische Neuauswertung [30] der Versuchsergebnisse von Hanswille et al. [18]

Bezeichnung	Anzahl	$\Delta\sigma_{c,50\%}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_c$ [N/mm ²]	Kerbfall
Oberer Anschluss	10	110,0	63,4	63
Unterer Anschluss	9	68,0	53,1	50

Anhand der Auswertung von Hanswille et al. [18] sowie der statistischen Neuauswertung wird ersichtlich, dass die Variante des unteren Anschlusses trotz aufwendiger Herstellung nicht in die Kerbfallklasse 71 ($\leq 45^\circ$) nach DIN EN 1993-1-9 [10] eingestuft werden kann.

4.3 Untersuchungen von Baptista et al. [3]

Versuchsprogramm

Baptista et al. [3] untersuchte vier verschiedene Varianten von Diagonalrohr-Anschlüssen. Die Abmessungen der Prüfkörper betragen $\varnothing 114,3 \times 5 \text{ mm}$ sowie $\varnothing 114,3 \times 5,6 \text{ mm}$. Die Knotenblechdicke betrug 18 mm. Nachdem die Diagonalrohr-Anschlüsse auf einer Seite versagten, wurde die gebrochene Seite abgetrennt und die andere Seite bis zum erneuten Bruch im Versuch fortgesetzt. Die Schweißnahtübergänge wurden während des Herstellungsprozesses abgeschliffen, obwohl dies nicht in den Fertigungszeichnungen gefordert war. Die Anschlussverbindungen C1 bis C4 sind in Abb. 4-9 dargestellt.

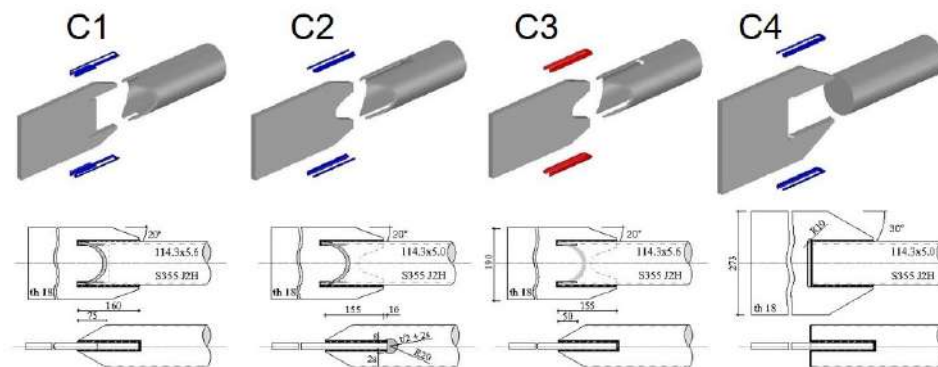


Abb. 4-9: Versuchsprogramm Baptista [3]

Die Anschlussvariante C1 ist ein doppelt geschlitzter Anschluss mit einer Kehlnaht. Dabei wird zum einen das Rohr geschlitzt und zum anderen das Knotenblech. Das Rohr wird

am Ende abgeschrägt und der Anschluss C1 wird ohne abdichtenden Deckel ausgeführt. Diese Verbindung ermöglicht einen gleichmäßigem Spannungsfluss, da das Rohr nach der Umschweißung des Knotenblechendes weiterläuft.

Die Verbindung C2 ist ein einfach geschlitzter Anschluss mit Freischnitt. Die Längsnähte werden als Kehlnähte ausgeführt. Der Freischnitt erhöht dabei die Maßtoleranz beim Einbau. Das Rohrende wird abgeschrägt und ein abdichtender Deckel ist nicht vorgesehen. Das Knotenblech wird abgeschrägt und ist innen halbkreisförmig ausgenommen um das Knotenblech elastischer zu gestalten. Die Abmessungen des Freischnitts wurden auf einen Radius (vgl. Gl. 4-5) mithilfe Finite-Elemente Untersuchungen festgelegt.

$$R_{\text{Freischnitt}} = \frac{t_{\text{Knotenblech}}}{2} + 2s \quad (4-5)$$

s = Schenkellänge der Schweißnaht

Der Anschluss C3 wird als einfach geschlitztes Rohr mit einer durchgeschweißten Naht ausgeführt. Der Anschluss wird ähnlich zu dem Anschluss C2 ausgebildet, besitzt jedoch keinen Freischnitt. Das Knotenblech wird analog zu dem der Verbindung C2 ausgebildet und im Bereich des Knotenblechendes umschweißt. Das Rohrende wurde hier ebenfalls abgeschrägt. Mithilfe durchgeschweißter Nähte sollen Wurzelrisse vermieden werden und der Ermüdungsbruch wird am Nahtübergang erwartet.

Bei der Anschlussvariante C4 wird das Rohr nicht geschlitzt. Das Rohr wird mithilfe von Kehlnähten an das Knotenblech angeschweißt. Bei dieser Verbindung muss das Knotenblech sehr breit ausgeführt werden. Das Knotenblech weist am Knotenblechende Löcher mit einem Radius von 10 mm auf, um mögliche potenzielle Ermüdungsstellen zu vermeiden.

Dynamische Untersuchungen

Es wurden 24 Ermüdungsversuche an den Diagonalrohr-Anschlüssen durchgeführt. Dabei wurden vier verschiedene Anschlussvarianten mit jeweils sechs Versuchen getestet. Die Diagonalrohr-Anschlüsse wurden mit einer servohydraulischen Prüfmaschine von Schenck (statische Last 1000 kN / dynamische Last 500 kN) geprüft. Das Spannungsverhältnis R betrug bei allen Versuchen 0,1. Die Prüffrequenz lag zwischen 7 und 10 Hz. Die jeweils sechs Versuche wurden mit unterschiedlichen Spannungsschwingbreiten $\Delta\sigma$ getestet. Dabei betragen die Spannungsschwingbreiten 50 N/mm² und 80 N/mm². Die Spannungsschwingbreiten wurden bei den Versuchskörpern mit einer Rohrwand von 5 mm auf 55,7 N/mm² und 89,1 N/mm² angepasst.

Die experimentellen Versuchsergebnisse ergaben für die Variante C1 einen charakteristischen Mittelwert der Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_{c,50\%} = 64$ N/mm², für Variante C2 $\Delta\sigma_{c,50\%} = 55$ N/mm², für Variante C3 $\Delta\sigma_{c,50\%} = 52$ N/mm² und für Variante C4

$$\Delta\sigma_{c,50\%} = 43 \text{ N/mm}^2.$$

Die verschiedenen Bruchbilder der Anschlussvarianten C1 bis C4 sind in Abb. 4-10 dargestellt. Bei der Verbindung C1 (a) traten die Ermüdungsbrüche im Bereich des Schweißnahtübergangs an der Knotenblechspitze auf. Die Risse der Variante C2 (b) bildeten sich stets an den Freischnitten aus. Entgegen der Erwartung bildeten sich die Risse am Anschluss C3 (c) von der Schweißnahtwurzel aus und können somit erst entdeckt werden, wenn diese sich bis zur Oberfläche des Rohrs ausgebildet haben. Bei der Variante C4 (d) bildeten sich zeitgleich zwei Risse aus. Die Risse entstanden am Schweißnahtübergang im Bereich der Knotenblechspitze und im Ausschnitt des Knotenblechs.

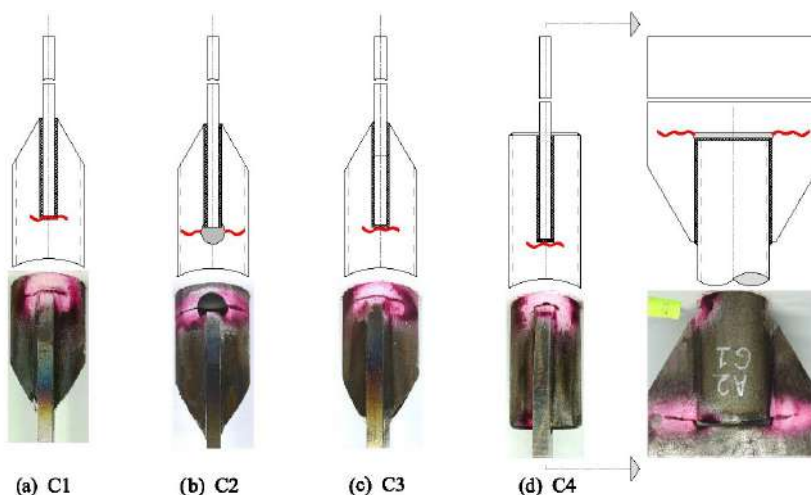


Abb. 4-10: Bruchbilder der Anschlussvarianten C1 bis C4 [3]

Statistische Neuauswertung der Versuchsergebnisse

Eine statistische Neuauswertung wurde ebenfalls im Rahmen der Bachelorarbeit „Aufarbeitung und Analyse von Diagonalrohr-Anschlüssen im Stahl- und Verbundbrückenbau“ [30] an den Ermüdungsversuchen von Baptista et al. [3] durchgeführt. Die Auswertung aller Anschlussvarianten ist in Tab. 4-5 aufgeführt.

Tab. 4-5: Statistische Neuauswertung der Versuchsergebnisse von Baptista et al. [3] aus [30]

Bezeichnung	Anzahl	$\Delta\sigma_{c,50\%}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_c$ [N/mm ²]	Kerbfall
C1	3	63,5	42,5	40
C2	4	55,6	50,2	50
C3	5	52,5	47,5	45
C4	6	43,7	39,8	36

Der Anschluss C1 erreicht einen charakteristischen Wert der Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_c = 42,5 \text{ N/mm}^2$ und kann damit in die Kerbfallkategorie 40 eingestuft werden. Die Variante C2 mit Freischnitt erzielt eine höhere Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_c = 50,2 \text{ N/mm}^2$ und erreicht den Kerbfall 50. Der Anschluss C3 kann mit einer charakteristischen Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_c = 47,5 \text{ N/mm}^2$ in die Kerbfallklasse 45 eingeordnet werden. Die niedrigste Ermüdungsfestigkeit erreicht die Anschlussvariante C4 mit einem charakteristischen Wert von $\Delta\sigma_c = 39,8 \text{ N/mm}^2$. Dieser kann somit nur in die Kerbfallklasse 36 eingestuft werden.

Anhand der statistischen Neuauswertung wird ersichtlich, dass alle Varianten des Diagonalrohr-Anschlusses deutlich unterhalb der nach DIN EN 1993-1-9 [10] vorgegebenen Kerbfallklasse 71 ($\alpha \leq 45^\circ$) oder 63 ($\alpha > 45^\circ$) liegen.

5 Experimentelle Untersuchungen

5.1 Versuchsprogramm

5.1.1 Übersicht

Im Rahmen des AiF-DAST-Forschungsprojekts „Praxisgerechte Gestaltung von Diagonalrohr-Anschlüssen im Stahl- und Verbundbrückenbau“ [21] wurden umfangreiche experimentelle Ermüdungsversuche an Diagonalrohr-Anschlüssen durchgeführt. Dabei wurden je 8 fertigungsgleiche Versuchskörper der drei Versuchsserien mit unterschiedlichen Spannungsschwingbreiten $\Delta\sigma$ und einem Spannungsverhältnis von $R=0,1$ im Zugschwellbereich an der Materialprüfanstalt der Universität Stuttgart (MPA) getestet. Mithilfe der insgesamt 24 Versuche soll ein charakteristischer Kerbfall für das Konstruktionsdetail bestimmt werden. Das Konstruktionsdetail eines Rohr-Blech-Anschlusses ist in DIN EN 1993-1-9 [10] in Tabelle 8.6 beschrieben, siehe Abschnitt 3.3.

5.1.2 Geometrie der Versuchsserien

Allgemeine Bestimmungen

Die Versuchskörper der drei Serien bestanden aus einem Rohr mit dem Durchmesser $\varnothing=168,3$ mm x 8 mm. Das Rohr, das eine Länge von 1370 mm aufwies, wurde aus dem Werkstoff S355J2H gefertigt und von der Firma Vallourec Deutschland GmbH hergestellt und abgenommen. Das Knotenblech wies die Abmessungen 610 mm x 210 mm (Länge x Breite) auf und hatte eine Dicke $t_p=20$ mm. Je ein Versuchskörper der Serie 2 und 3 wurde mit einem längeren Knotenblech (Länge= 800 mm) ausgeführt. Das Knotenblech wurde stark ausgenommen, um dieses elastisch zu gestalten. Die exakte Knotenblechgeometrie ist in Abb. 5-1 veranschaulicht. Dieses wurde aus dem Werkstoff S355J2+N gefertigt und von der Firma Dillinger AG hergestellt und geprüft.

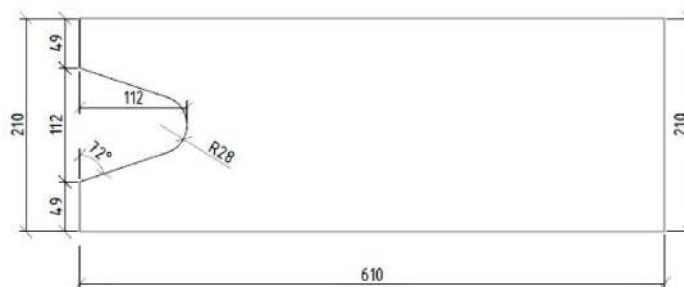


Abb. 5-1: Geometrie Knotenblech [21]

Die drei Versuchsserien wurden mit einem Deckel ausgeführt. Die Versuchsserie 1 besaß einen innenliegenden Deckel, die Versuchsserie 2 einen außenliegenden geraden Deckel

und die Versuchsserie 3 einen außenliegenden schrägen Deckel. Diese Deckel wurden ebenfalls aus dem Werkstoff S355J2+N hergestellt und von der Firma Dillinger AG sowie von der Firma Thyssenkrupp hergestellt und abgenommen. Die Deckel wiesen eine Dicke von $t_s = 10$ mm auf. Die Schweißnähte wurden mit einer Länge von $l_w = 265$ mm und einer Dicke von $a_w = 8$ mm ausgeführt. Die Schweißnähtaufführung variierte zwischen den einzelnen Versuchsserien. Die allgemeine Versuchskörpergeometrie ist in Tab. 5-1 als Übersicht zusammengefasst.

Tab. 5-1: Allgemeine Versuchskörpergeometrie der drei Versuchsserien

Bauteil	Abmessungen	Werkstoff	Abnahmezeugnis
Rohr	$\varnothing = 168,3$ mm $l_t = 1370$ mm $t_t = 8$ mm	S355J2H	Vallourec Deutschland GmbH
Knotenblech	$l_p = 610$ mm $b_p = 210$ mm $t_p = 20$ mm	S355J2+N	Dillinger AG
Deckel	$t_s = 10$ mm	S355J2+N	Dillinger AG und Thyssenkrupp
Schweißnaht	$l_w = 265$ mm $a_w = 8$ mm		

Die mechanischen Eigenschaften der Versuchskörper sind in Tab. 5-2 zusammengefasst. Diese wurden vom jeweiligen Hersteller sowie zusätzlich von der MPA geprüft.

Tab. 5-2: Mechanische Eigenschaften der Versuchsserien

Bauteil	Streckgrenze [N/mm ²]	Zugfestigkeit [N/mm ²]	Kerbschlagarbeit bei -20° [J]
Rohr (Vallourec)	402	553	60,6
Rohr (MPA)	383,9 - 394	549,3 - 555,9	
Knotenblech (Dillinger)	409	548	221
Knotenblech (MPA)	390,1 - 396,1	552,2 - 553,3	
Innendeckel (Thyssenkrupp)	438 - 471	547 - 584	186 - 231
Außendeckel (Dillinger)	409	548	221

Versuchsserie 1

Die Versuchsserie 1 wurde mit einem Freischnitt und einer Doppelkehlnaht ausgeführt, siehe Abb. 5-2. Die Versuchskörper wurden mit E 1-1 bis E 1-8 bezeichnet. Das Rohr wurde am Ende abgeschrägt, um eine gute Zugänglichkeit über die komplette Nahtlänge zu ermöglichen. Die Versuchskörper waren mit einem innenliegenden Deckel versehen. Der Freischnitt ermöglichte eine gute Umschweißung des Knotenblechs sowie ein Toleranzausgleich in Längsrichtung. Die Umschweißung war weiterhin zur Nachbearbeitung zugänglich.

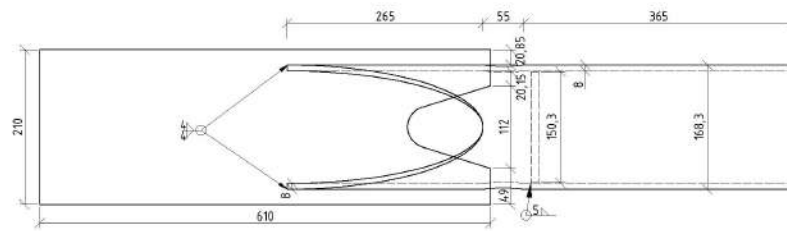


Abb. 5-2: Versuchskörper Serie 1 [21]

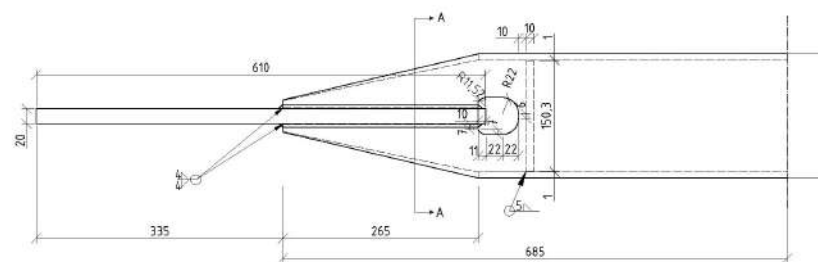
Aus den Untersuchungen von Baptista et al. [3] geht hervor, dass bei einer Ausführung mit Freischnitt die Umschweißung des Knotenblechbereiches nicht die kritische Stelle darstellt. Die Rissentstehung entwickelt sich von der oberen Kante des Freischnitts aus und stellt damit die kritische Stelle des Versuchskörpers dar. Dabei ist dieser von außen sichtbar und kann leicht erkannt werden. Der Freischnitt ist somit unabhängig von der Schweißnahtart und aus diesem Grund wurde das Anschlussdetail mit einer Doppelkehlnaht ausgeführt. Der Nachteil der Variante 1 liegt darin, dass der Anschluss nur innerhalb des Hohlkastens oder außerhalb des Hohlkastens als unterer Anschluss eingesetzt werden kann, da sich Wasser auf den innenliegenden Deckeln ansammeln kann. Die Geometrie der Versuchsserie 1 sowie die Schweißnahtausführung ist in Tab. 5-3 dargestellt. Die Geometrie des Freischnitts lehnt sich an die Ergebnisse von [3] an. Der Freischnitt wurde länglich in Rohrlängsrichtung ausgebildet, da sich in Querrichtung schlechtere Kerbfaktoren ergeben [3].

Tab. 5-3: Versuchskörpergeometrie der Versuchsserie 1 [21]

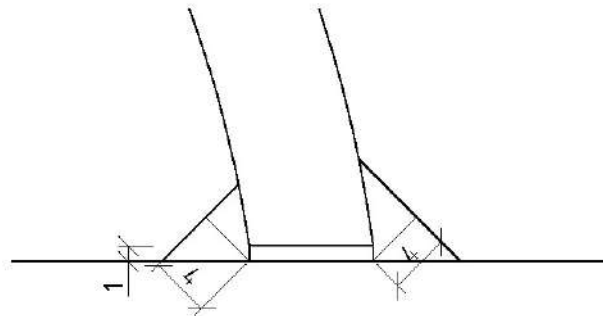
Draufsicht Versuchskörperhälfte



Ansicht Versuchskörperhälfte



Schweißnahtausführung

**Versuchsserie 2**

Die Diagonalrohr-Anschlüsse der zweiten Serie wurden mit einem geraden Deckel und einer HY-Naht mit Kehlnaht ausgeführt. Im Folgenden werden die Versuchskörper dieses Anschlusses mit E 2-1 bis E 2-8 bezeichnet. Die Fertigung des Rohres war aufgrund des geraden Zuschnittes die einfachste Variante. Weiterhin kann sich aufgrund des geraden Deckels kein Wasser ansammeln, sodass dieser Anschluss auch für einen außenliegenden oberen Anschluss genutzt werden kann. Das Knotenblechende wurde mit einem Winkel von 45° abgeschrägt um dieses gleichzeitig wirtschaftlich und kerbarm zu gestalten. Die Schweißnaht wurde am Deckel mit einer Kehlnaht ausgeführt und im Bereich

der Knotenblechumschweißung mit einer ringsum verlaufenden HY-Naht. Somit muss keine Überprüfung der Nahtwurzel erfolgen. Ein weiterer Vorteil der Versuchsserie 2 besteht darin, dass der Deckel bereits im Werk auf das Rohr aufgeschweißt wird. Ein Versuchskörper der Serie 2 ist in Abb. 5-3 abgebildet.

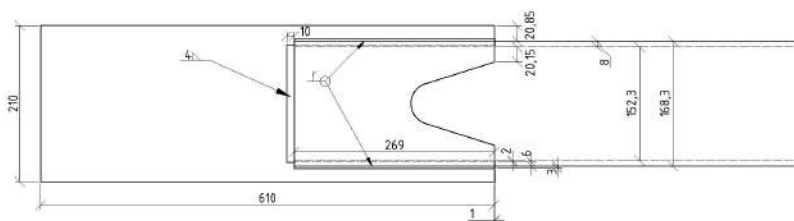


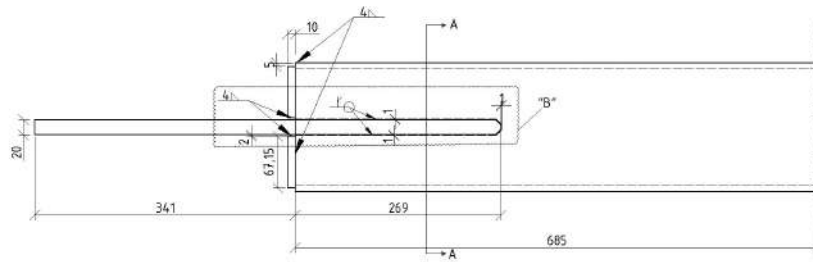
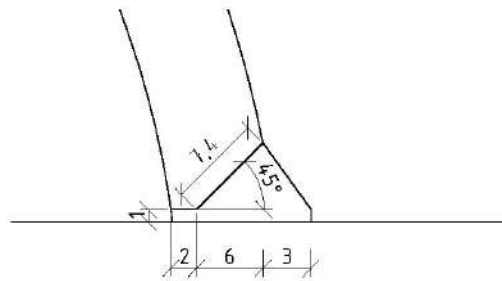
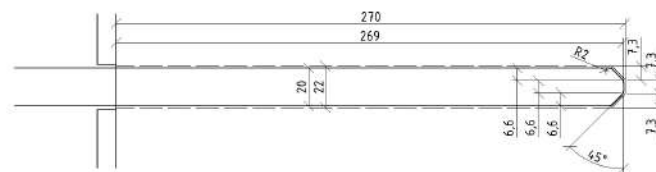
Abb. 5-3: Versuchskörper Serie 2 [21]

Diese Variante des Diagonalrohr-Anschlusses ermöglichte keinen Toleranzausgleich in Längsrichtung. Die maßgebende Stelle wurde an der Umschweißung des Knotenblechendes vermutet. In Tab. 5-4 ist die Geometrie der Versuchsserie 2 sowie die Schweißnahtausführung abgebildet.

Tab. 5-4: Versuchskörpergeometrie der Versuchsserie 2 [21]

Draufsicht Versuchskörperhälfte



Fortsetzung: Tab. 5-4**Ansicht Versuchskörperhälfte****Schweißnahtausführung****Knotenblech****Versuchsserie 3**

Die dritte Serie der Diagonalrohr-Anschlüsse wurde mit einem schrägen Deckel und einer HV-Naht mit Schweißbadsicherung ausgeführt. Durch das abgeschrägte Rohrende wurde eine bessere Zugänglichkeit zur Schweißnaht für die Schweißbadsicherung und zur anschließenden Prüfung der Naht ermöglicht. Dabei wurde das Rohrende mit einem Winkel von 30° abgeschrägt. Die kritische Stelle bei diesem Anschluss wurde an der Umschweißung des Knotenblechendes vermutet. Um diese möglichst kerbarm zu gestalten, wurden die Knotenblechenden vor dem Schweißen mit einem Radius von $r=10$ mm abgerundet. In Abb. 5-4 ist ein Versuchskörper der Serie 3 dargestellt. Die Versuchskörper der Serie 3 werden analog zu den anderen Serien mit E 3-1 bis E 3-8 bezeichnet.

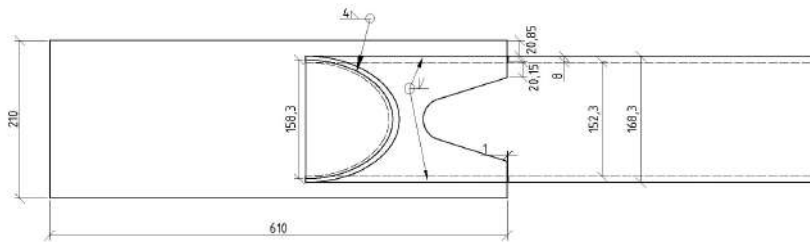


Abb. 5-4: Versuchskörper Serie 3 [21]

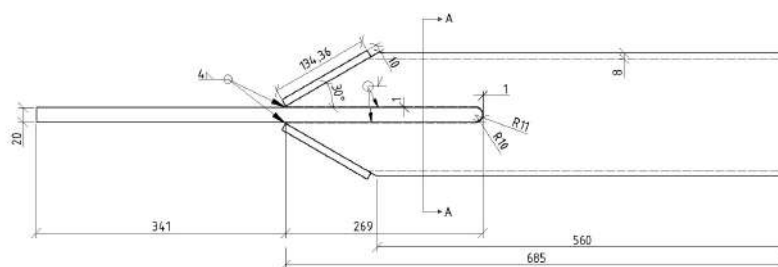
Zusätzlich wurde diese Versuchsserie mit einer keramischen Schweißbadsicherung ausgeführt. In Längsrichtung konnte ebenfalls kein Toleranzausgleich stattfinden. Der schräge Deckel wurde mit einer Kehlnaht aufgeschweißt, nachdem das Rohr an das Knotenblech angeschweißt wurde. Die Geometrie und Schweißnahtausführung der dritten Serie ist in Tab. 5-5 dargestellt.

Tab. 5-5: Versuchskörpergeometrie der Versuchsserie 3 [21]

Draufsicht Versuchskörperhälfte

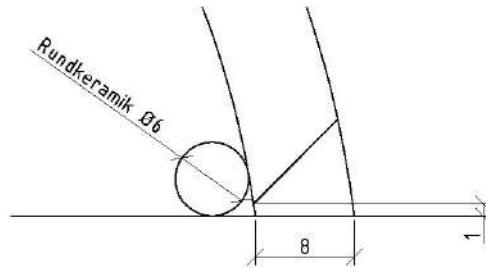


Ansicht Versuchskörperhälfte



Fortsetzung: Tab. 5-5

Schweißnahtausführung



5.2 Versuchsdurchführung

5.2.1 Prüfmaschinen

Die Versuche wurden mit zwei Prüfmaschinen, wie in Abb. 5-5 dargestellt, durchgeführt. Die meisten Versuche wurden mithilfe der Prüfmaschine der Firma Schenk geprüft. Zwei der insgesamt 24 Prüfkörper, vergleiche Tab. 5-6, wurden aufgrund einer höheren Last mit der Prüfmaschine Losenhausen getestet. Bei der Prüfmaschine Schenk wird der Versuchskörper von der Maschine automatisch eingespannt. Die statische Oberlast beträgt 1,0 MN und die dynamische Oberlast beträgt 800 kN. Der Versuchskörper muss bei Verwendung der Prüfmaschine Losenhausen mechanisch eingespannt werden. Die statische Oberlast beträgt 2,0 MN und die dynamische Oberlast beträgt 1,4 MN.

Tab. 5-6: Übersicht der Prüfmaschinenbelegung

Serie	Schenk	Losenhausen
Serie 1	E 1-1 bis E 1-8	
Serie 2	E 2-2 bis E 2-8	E 2-1
Serie 3	E 3-1 bis E 3-6, E 3-8	E 3-7



Abb. 5-5: Prüfmaschinen zur Versuchsdurchführung (li. Schenk und re. Losenhäuser) [21]

5.2.2 Messtechnik

Dehnmessstreifen (DMS)

Es wurden Dehnmessstreifen zur Erkennung der Rissentstehung sowie zur Überprüfung der Nennspannungen angebracht. Weiterhin kann damit eine eventuelle Biegung in den Versuchskörpern bestimmt werden. Die Dehnmessstreifen erfassen die Verformungen der Versuchskörper indem sich der elektrische Widerstand der Dehnmessstreifen ändert. Der angeschlossene Messrechner rechnet die Änderung des elektrischen Widerstands in Dehnungen um. Es wurden Dehnmessstreifen mit einer Länge von 5 mm appliziert. Zur Messung der Strukturspannungen wurden Dehnmessstreifen mit einer Länge von 1 mm verwendet.

Bei Versuchsserie 1 wurden jeweils 12 Dehnmessstreifen angebracht, siehe Abb. 5-6. Es wurden vier Dehnmessstreifen in der Rohrmitte angebracht, sodass je ein Dehnmessstreifen auf der Vorder- und Rückseite sowie auf der linken und rechten Seite auf gleicher Höhe lag. Mithilfe dieser Dehnmessstreifen wurde die Nennspannung im Prüfkörper sowie die eventuelle Biegung des Prüfkörpers berechnet.

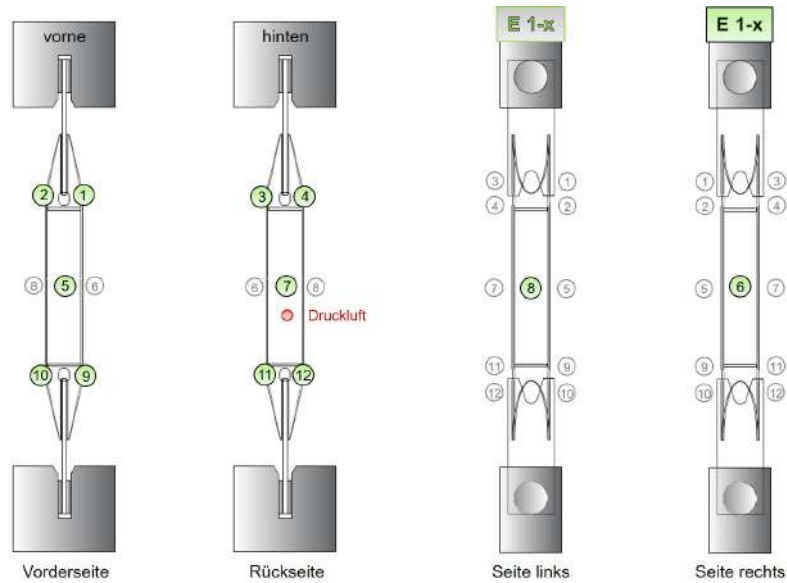


Abb. 5-6: Übersicht der DMS Serie 1 [21]

Weiterhin wurden je zwei Dehnmessstreifen an den Freischnitten angebracht. Die genauen Positionen der Dehnmessstreifen sind in Abb. 5-7 veranschaulicht. Über diese war es möglich den Rissbeginn am jeweiligen Freischnitt zu erkennen.



Abb. 5-7: Dehnmessstreifen am Freischnitt am Beispiel des Versuchskörpers E 1-1 [21]

Bei den Versuchsserien 2 und 3 wurden ebenfalls jeweils 12 Dehnungsmessstreifen angeordnet, wie in Abb. 5-8 beschrieben wird.

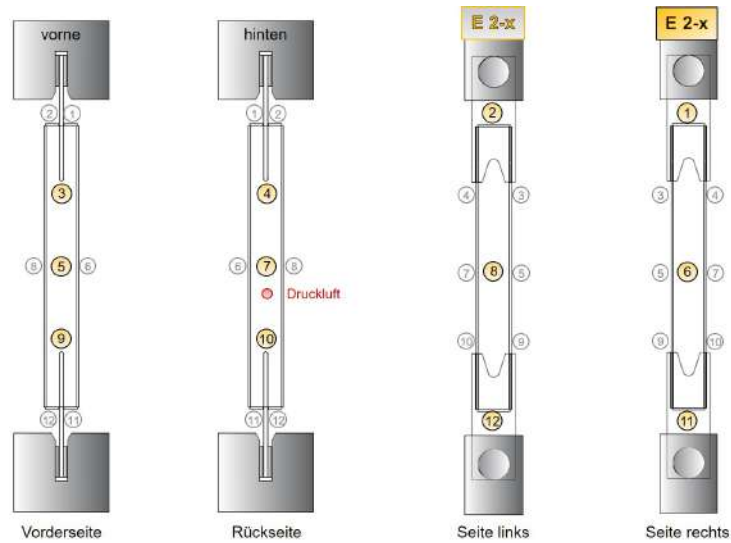


Abb. 5-8: Übersicht der DMS Serie 2 und 3 (am Beispiel der Serie 2) [21]

Analog zur Versuchsserie 1 wurden vier Dehnungsmessstreifen in der Rohrmitte angeordnet. An der Umschweißung der Knotenblechenden wurde jeweils ein Dehnungsmessstreifen angebracht, vergleiche Abb. 5-9. Über diesen konnte der Rissbeginn an der kritischen Kerbe erkannt werden. Bei beiden Versuchsserien wurden in der Mitte des Knotenblechs weitere Dehnungsmessstreifen vor der Kehlnaht des außenliegenden Deckels angebracht. Dabei sollten die Höhe der Dehnungen und der daher gehende Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit des gesamten Anschlusses identifiziert werden.



Abb. 5-9: Dehnungsmessstreifen an der Knotenblechendschweißung am Beispiel des Versuchskörpers E 2-7 [21]

An jeweils drei von acht Versuchskörpern der Serie 2 und 3 wurden Strukturspannungsmessungen durchgeführt. Die Anordnung der Dehnungsmessstreifen ist in Abb. 5-10 veranschaulicht. Die Strukturspannungen sollen für die spätere Verifizierung von numerischen Modellen verwendet werden. Um die Strukturspannungen zu messen, wurden jeweils am unteren Anschluss vier Dehnungsmessstreifen angebracht. Bei einigen Versuchskörpern wurden dafür keine Dehnungsmessstreifen am Knotenblech angebracht, da der Messrechner nicht ausreichend Anschlüsse aufwies.

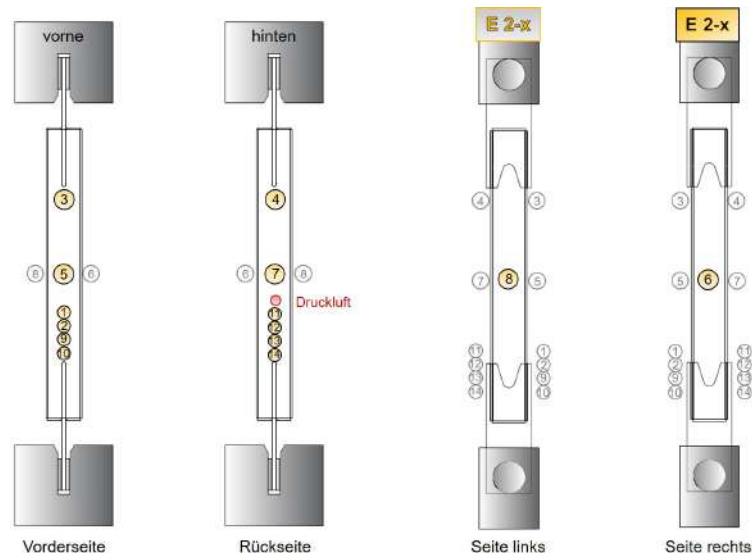


Abb. 5-10: Übersicht der DMS bei Strukturspannungsmessung Serie 2 und 3 (am Beispiel der Serie 2) [21]

Druckluftmessung

Alle Versuchskörper wurden vor Versuchsbeginn im Rohrinernen mit ungefähr 3 - 4 bar Luft über ein extra eingefrästes Gewinde befüllt. Dieses Gewinde befand sich in Rohrmittle auf der Rückseite, vergleiche Abb. 5-6, Abb. 5-8 und Abb. 5-10. Die Druckluft wurde während des Versuches gemessen. Durch die Messung des Luftdrucks war es möglich, Risse frühzeitig zu erkennen, da der Luftdruck aufgrund des Risses abfällt.

Wegaufnehmer

Wegaufnehmer dienen zur Messung von Längenänderungen. Diese wurden vor Versuchsbeginn kalibriert. Bei drei von acht Versuchskörpern der Serie 2 wurde an allen Umschweißungen des Knotenblechendes Wegaufnehmer angebracht. Bei allen Prüfkörpern der Versuchsserie 3 wurden Wegaufnehmer an den kritischen Kerben appliziert. In Abb. 5-11 ist ein Wegaufnehmer am Beispiel des Versuchskörpers E 3-1 an Pos.3 veranschaulicht.



Abb. 5-11: Wegaufnehmer am Beispiel des Versuchskörpers E 3-1 [21]

5.2.3 Versuchsablauf

Die Versuchskörper wurden zunächst einseitig in der Prüfmaschine eingespannt. Anschließend wurden diese mittig in der Prüfmaschine ausgerichtet, um zusätzliche Biegung im Prüfkörper zu vermeiden. Bevor die zweite Klemmbacke geschlossen wurde, wurden die Dehnungsmessstreifen kalibriert. Somit konnte gegebenenfalls die Biegung im Versuchskörper festgestellt werden.

Nach dem Einspannen der Versuchskörper wurden diese statisch belastet. Auf die Versuchskörper wurden drei verschiedene Laststufen (Zug) aufgebracht. Die erste statische Belastung betrug ein Drittel der Oberlast, die im dynamischen Schwingversuch aufgebracht wurde. Diese Belastung wurde fünf Minuten gehalten, bevor der Versuchskörper wieder entlastet wurde. Die zweite statische Belastung betrug zwei Drittel der Oberlast und im letzten Schritt wurden die Versuchskörper statisch mit der Oberlast belastet. Dabei wurde auch bei diesen beiden Schritten die Belastung für fünf Minuten gehalten und der Versuchskörper danach entlastet.

Im Anschluss wurden die Versuchskörper dynamisch mit einer konstanten Spannungsamplitude $\Delta\sigma$ und einem Spannungsverhältnis von $R=0,1$ im Zugschwellbereich belastet. Die Versuchskörper wurden vor dem dynamischen Versuch mit der Mittellast belastet. Von dieser Mittellast aus wurde der Schwingversuch gestartet. Die Frequenz variierte zwischen 1,2 und 9,5 Hz bei den einzelnen Versuchskörpern. Die Frequenz hing zum einen von der Prüfmaschine und zum anderen von der Oberlast der Versuchskörper ab. Als Versagenskriterium wurde der vollständige Bruch festgelegt.

Die Versuchskörper erreichten das Versagenskriterium, wenn die Prüfmaschine eine bestimmte Weggrenze in Abhängigkeit der Öffnungsbreite des Risses erreichte. Bei Versuchsserie 1 bildeten sich die Risse von der Oberkante des Freischnitts bis zur Abschrägung des Rohres aus, vergleiche Abb. 5-12.



Abb. 5-12: Typisches Rissbild Serie 1 [21]

Bei Versuchsserie 2 und 3 bildeten sich die Risse an der Umschweißung des Knotenblechendes am Anschluss radial im Rohrquerschnitt aus. Das typische Versagensbild ist in Abb. 5-13 dargestellt.



Abb. 5-13: Typisches Rissbild Serie 2 und 3 [21]

5.2.4 Versuchsergebnisse

Die ertragbaren Schwingspiele bis zum definierten Versagenskriterium sind in Tab. 5-7 als Übersicht dargestellt.

Tab. 5-7: Übersicht der ertragenen Schwingspiele bis zum Versagen [21]

Versuchskörper- bezeichnung	Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ [N/mm ²]	Ertragene Schwingspiele bis zum Versagen
E 1-1	156,10	74.000
E 1-2	137,51	133.672
E 1-3	218,35	18.056
E 1-4	93,53	494.888
E 1-5	74,95	952.913
E 1-6	112,42	249.352
E 1-7	187,07	40.749
E 1-8	62,25	2.655.818
E 2-1	225	26.324
E 2-2	60	1.862.395
E 2-3	50	2.564.542
E 2-4	125	207.734
E 2-5	175	80.450
E 2-6	150	86.019
E 2-7	75	1.023.123
E 2-8	100	367.314
E 3-1	75	1.068.383
E 3-2	175	80.360
E 3-3	125	286.055
E 3-4	150	155.518
E 3-5	100	461.921
E 3-6	50	3.678.636
E 3-7	225	37.256
E 3-8	60	1.857.581

Die Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ wurde aus dem Verhältnis der Kraft ΔF und dem Kreisquerschnitt des Rohres A bzw. A_{Netto} berechnet.

Der Kreisquerschnitt A berechnet sich mit nachfolgender Gleichung zu $A = 4028,78 \text{ mm}^2$:

$$A = \pi \cdot \left(\frac{D_a}{2}\right)^2 - \pi \cdot \left(\frac{D_i}{2}\right)^2 \quad (5-1)$$

D_a = Durchmesser Rohr außen

D_i = Durchmesser Rohr innen

Zur Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit von Versuchsserie 1 wurde aufgrund des Freischnitts ein Nettoquerschnitt des Rohres berechnet, der zur Bestimmung der Spannungsschwingbreite anstatt dem Brutto-Rohrquerschnitt angesetzt wird. Der Freischnitt weist einen Durchmesser d_H von 50 mm auf.

Damit berechnet sich der Kreisquerschnitt A_{Netto} mit Gl. 5-2 zu:

$$\begin{aligned} A_{Netto} &= A - 2 \cdot d_H \cdot t_t & (5-2) \\ &= 4028,78 \text{ mm}^2 - 2 \cdot 50 \text{ mm} \cdot 8 \text{ mm} \\ &= 3228,78 \text{ mm}^2 \end{aligned}$$

d_H = Durchmesser Freischnitt

t_t = Rohrwand

5.2.5 Analyse der Messtechnik

Die applizierten Dehnungsmessstreifen in Rohrmitte dienen zur Überprüfung der aufgetragenen Nennspannungen $\Delta\sigma$ im Rohrquerschnitt. Die Nennspannungen stimmten bei allen Versuchskörpern nahezu überein. Die maximale Abweichung beträgt 3,5%.

Mithilfe der Dehnungsmessstreifen kann die Rissentstehung erkannt werden. Die Dehnungen verlaufen zunächst horizontal und kündigen einen Riss an, indem diese zu- oder abnehmen. Auf diese Weise können Risse frühzeitig erkannt werden. Die Dehnungsmessungen sind in Abhängigkeit der Entfernung des aufgetragenen DMS zum Ort der Rissentstehung empfindlicher. Bei einigen Versuchen wurde der Rissverlauf dokumentiert und mit den Dehnungsmessungen verglichen.

Beispielhaft ist in Abb. 5-14 der Dehnungsverlauf des Versuchskörpers E 1-4 der DMS 2, DMS 9 und DMS 10 ab 300.000 Schwingspielen dargestellt. Davor verlaufen die DMS horizontal. An Pos. 2 und Pos. 10 konnte Riss A-A eingezeichnet werden. Dabei ist im DMS Verlauf zu erkennen, dass DMS 2 minimal ansteigt. Die Dehnungen an Pos. 10

fallen hingegen deutlich ab. An Pos. 9 konnte zu diesem Zeitpunkt kein Riss von außen erkannt werden, die Dehnungen steigen jedoch bereits an. Bei Riss B-B beginnen die Dehnungen an Pos. 2 ebenfalls abzunehmen. An Pos. 9 konnte von außen Riss D-D erkannt werden, während parallel die Dehnungen von DMS 9 ab ca. 420.000 Schwingspielen steil abgefallen sind. Im weiteren Rissverlauf fallen die Dehnungen der drei DMS weiter ab. Zum Zeitpunkt Riss F-F sind die Dehnungen der DMS 9 und 10 fast komplett auf 0 abgefallen. Die Dehnungen des DMS 2 liegen im negativen Bereich. Anhand dieses Diagrammes wird deutlich, dass die Dehnungen zunächst leicht ansteigen bevor diese anschließend steil abfallen.

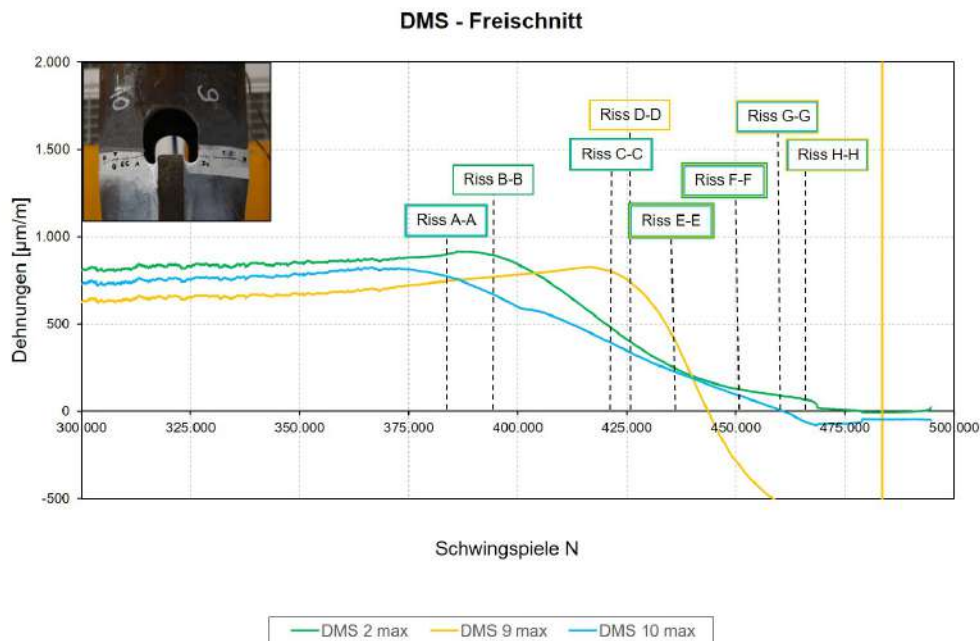


Abb. 5-14: Dehnungsverlauf des Versuchskörpers E 1-4

Die Dehnungsverläufe der weiteren Prüfkörper der Versuchsserie 1 zeigen einen ähnlichen Verlauf wie der oben dargestellte Verlauf in Abb. 5-14. Bei einigen Versuchskörpern verläuft der Riss am Freischnitt näher oder direkt durch den aufgebrauchten DMS. In diesen Fällen steigen die Dehnungen der DMS steil an und fallen anschließend wieder steil ab.

Die Druckluft der Prüfkörper der Versuchsserie 1 war während des Versuches konstant. Daraus folgt, dass an der Schweißnaht am Innendeckel keine Risse entstanden sind. Bei einigen Prüfkörpern der Versuchsserie 2 fiel die Druckluft aufgrund eines sekundären Risses an der Schweißnaht des außenliegenden Deckels ab. Bei den schrägen Deckeln der Versuchsserie 3 war lediglich ein Versuchskörper nicht komplett dichtgeschweißt, weshalb eine Druckluftmessung nicht möglich war.

In Abb. 5-15 ist der Dehnungsverlauf des Prüfkörpers E 3-6 abgebildet. In diesem ist zu erkennen, dass der DMS 4 zum Zeitpunkt des Risses A-A bereits abgefallen ist. Der Riss entsteht bereits an der Innenseite des Rohres, als der DMS 4 anfängt abzufallen. Die

Dehnungen des DMS 10 fallen ebenfalls steil ab. Die Druckluft fällt bei ca. 2.600.000 Schwingspielen steil auf 0 bar ab. Zu diesem Zeitpunkt durchdringt der Riss die Rohrwand und der Riss wird von außen sichtbar. Dabei schneidet diese die abfallende Kurve des DMS 4 ungefähr in der Mitte. Nachdem die Druckluft abgefallen ist, zeigt der WA 4 eine deutliche Zunahme. Diese Beobachtungen konnten auch bei den anderen Versuchskörpern der Serie 3 festgestellt werden. Die Dehnungen des DMS 9 fallen im Verlauf des Versuches ebenfalls ab. An dieser Stelle ist ein Haarriss am Prüfkörper entstanden.

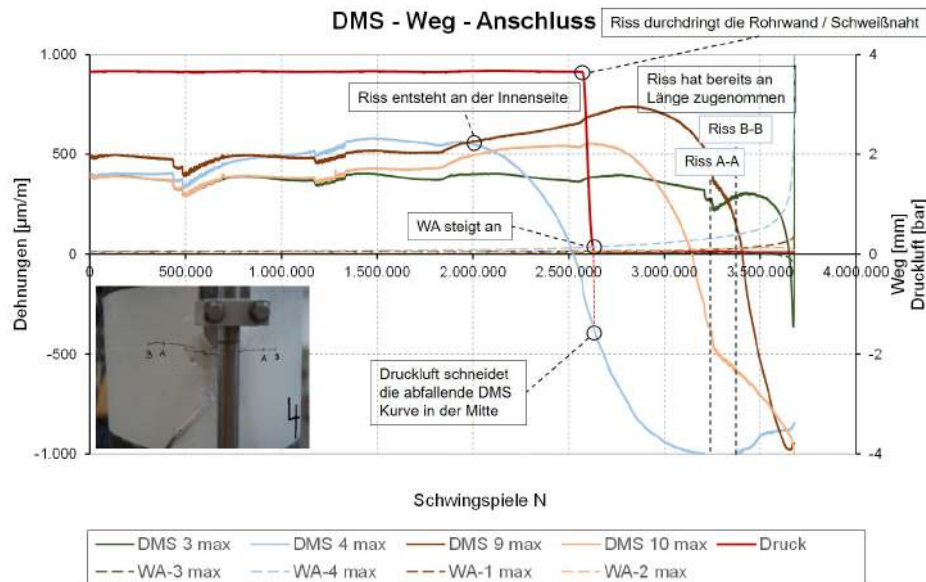


Abb. 5-15: Dehnungsverlauf des Versuchskörpers E 3-6

5.2.6 Statistische Auswertung der Versuche

Die statistische Auswertung der drei Versuchsserien ist in Tab. 5-8 als Übersicht dargestellt. Bei allen Versuchsserien können acht Versuchsergebnisse berücksichtigt werden, da kein Versuchskörper als Durchläufer gewertet wurde. Die statistische Auswertung erfolgte mit der fixen Steigung $m=3$. Zur Übersicht wird für die einzelnen Versuchsserien die errechnete wahre Steigung m^* angegeben.

Tab. 5-8: Statistische Auswertung der Versuchsergebnisse

Bezeichnung	Anzahl	m^*	$\Delta\sigma_{c,50\%}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_c$ [N/mm ²]	Kerbfall
Serie 1	8	3,77	55,4	43,5	40
Serie 2	8	3,07	56,6	50,8	50
Serie 3	8	2,97	61,3	56,9	56

In Abb. 5-16 bis Abb. 5-18 sind die Versuchspunkte, die Ausgleichsgerade mit fixer Steigung sowie die charakteristische Wöhlerlinie der einzelnen Versuchsserien dargestellt.

Die charakteristische Ermüdungsfestigkeit ergibt sich für Versuchsserie 1 zu $\Delta\sigma_c = 43,5 \text{ N/mm}^2$.

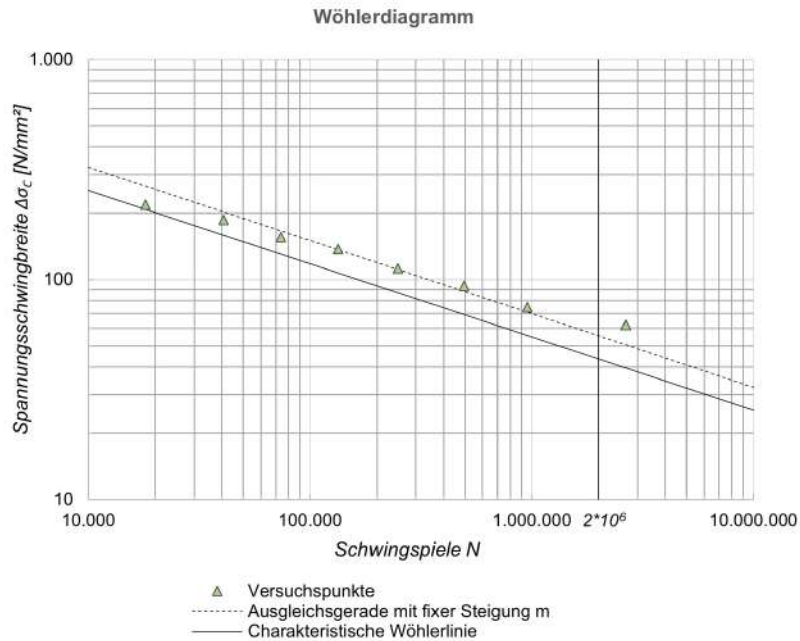


Abb. 5-16: Wöhlerdiagramm für Versuchsserie 1

Für Versuchsserie 2, vergleiche Abb. 5-17, ergibt sich eine charakteristische Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_c = 50,8 \text{ N/mm}^2$.

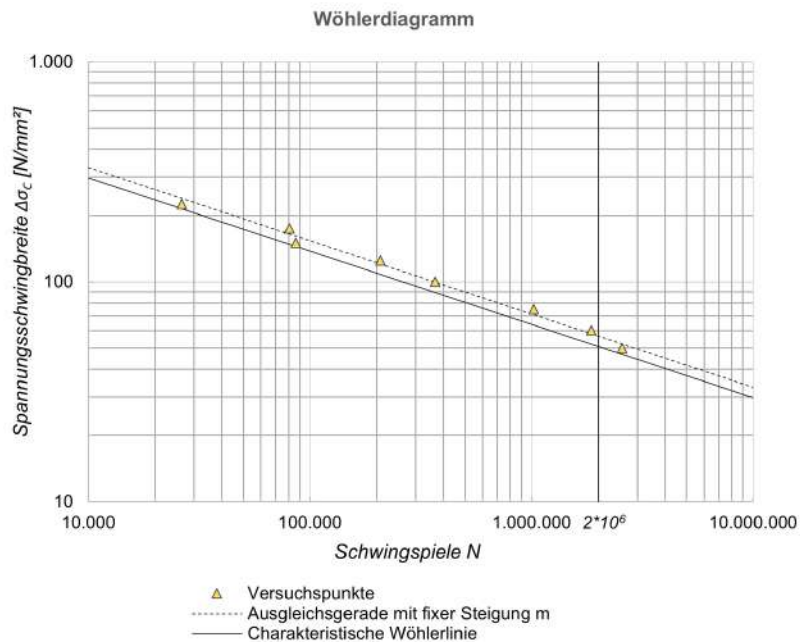


Abb. 5-17: Wöhlerdiagramm für Versuchsserie 2

In Abb. 5-18 ist die statistische Auswertung von Versuchsserie 3 dargestellt. Dabei ergibt sich eine charakteristische Ermüdungsfestigkeit der Versuchsergebnisse von Serie 3 von $\Delta\sigma_c = 56,9 \text{ N/mm}^2$.

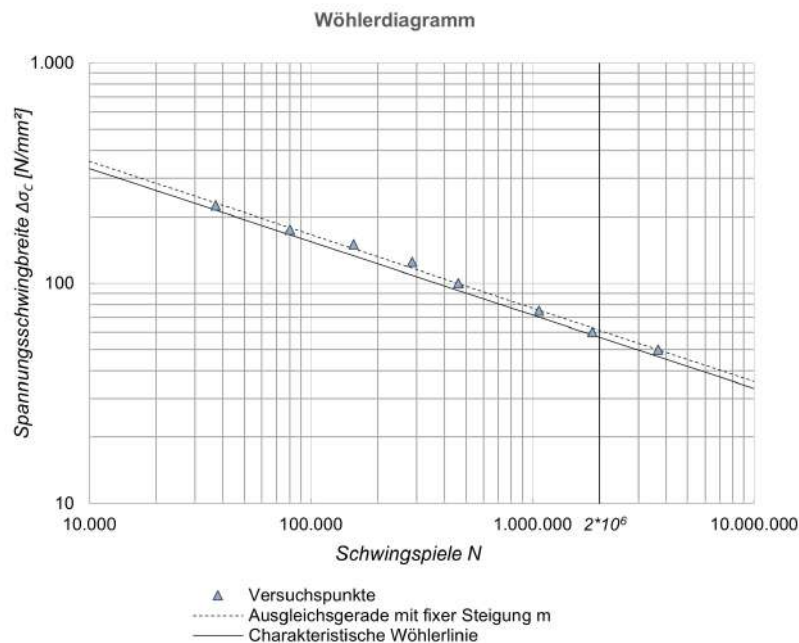


Abb. 5-18: Wöhlerdiagramm für Versuchsserie 3

Anhand der Diagramme, die in Abb. 5-16 bis Abb. 5-18 dargestellt sind, kann Versuchsserie 1 einem Kerbfall von 40 zugeordnet werden. Die Versuchsserie 2 kann mit einer charakteristischen Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_c = 50,8 \text{ N/mm}^2$ dem Kerbfall 50 zugeordnet werden. Den höchsten Kerbfall erreicht Versuchsserie 3 mit einem Kerbfall von 56. Die statistische Auswertung zeigt, dass keine der Versuchsserien in die vorgegebenen Kerbfälle 63 bzw. 71 aus DIN EN 1993-1-9 [10] eingeordnet werden kann.

5.2.7 Härteprüfung

An einem Versuchskörper der Serie 1 wurde die Härte am Freischnitt geprüft, um gegebenenfalls den Einfluss der Brennschnittkante auf die Härte und somit auf die Ermüdungsfestigkeit zu untersuchen. Als Härte wird der Widerstand eines Werkstoffes gegen das Eindringen eines härteren Festkörpers definiert. Zur Prüfung der Härte nach Vickers wird eine vierseitige Diamantpyramide mit einem Öffnungswinkel von 136° genutzt. Diese wird mit einer Kraft F in das Prüfstück eingedrückt. Dabei ergibt sich aus den Diagonallängen d_1 und d_2 der Mittelwert d [22].

Die dimensionslose Maßzahl MZ der Härte nach Vickers HV ergibt sich mit Gl. 5-3 und wird als MZ HV angegeben:

$$MZ = \frac{\alpha 1,85F}{d^2} \quad (5-3)$$

$$\alpha = 0,102$$

Für die Härteprüfung des Versuchskörpers E 1-3 wurden 40 Punkte mithilfe der Methode HV 0,3 ausgewertet. Die Härte wurde dreireihig bestimmt. In Abb. 5-19 sind die einzelnen Positionen der Härteprüfung dargestellt. Die Farbe der Eindrücke variiert zwischen grün und gelb. Dabei bezieht sich grün auf höhere Härtewerte und gelb auf Bereiche mit niedrigerer Härte.

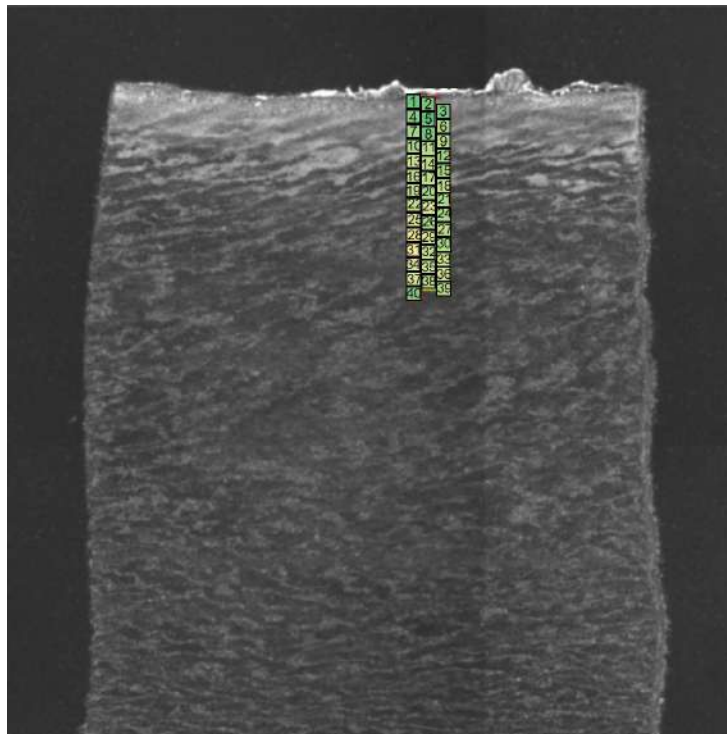


Abb. 5-19: Einzelne Positionen der Härteprüfung des Versuchskörpers E 1-3 [21]

Die einzelnen Härtewerte sind als Diagramm in Abb. 5-20 aufgezeigt. Die Härte HV 0,3 liegt zwischen den Werten 190 bis 276. Die Grenzhärte beträgt dabei 550 HV 0,3. Das Diagramm veranschaulicht, dass die Härte an der Oberfläche geringfügig höher ist. Die einzelnen Werte schwanken untereinander leicht. Aufgrund der Schwankungen kann davon ausgegangen werden, dass die Brennschnittkante des Freischnittes die Härte nur unwesentlich beeinflusst.

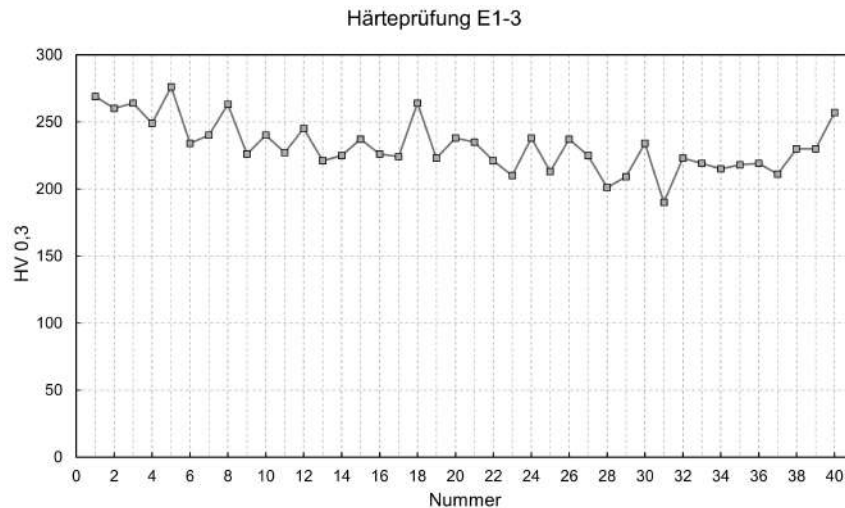


Abb. 5-20: Härte des Versuchskörpers E 1-3

5.2.8 Bruchanalyse

Versuchsserie 1

Die Bruchflächen der Prüfkörper bildeten sich in Abhängigkeit der Höhe der Spannungsamplitude $\Delta\sigma$ unterschiedlich aus. Dabei variiert der Anteil von feinstrukturierter und grobstrukturierter Schwingbruchfläche. In Abb. 5-21 ist die Bruchfläche des Versuchskörpers E 1-3, der mit einer Spannungsamplitude von $\Delta\sigma = 218,35 \text{ N/mm}^2$ belastet wurde, abgebildet. Der Anteil der feinstrukturierten Bruchfläche ist sehr klein. Der Übergang von feinstrukturierter zur grobstrukturierter Bruchfläche ist gut erkennbar. Dabei bildete sich der beginnende Ermüdungsbruch zunächst radial aus.



Abb. 5-21: Bruchfläche des Versuchskörpers E 1-3 [21]

Vergleichsweise ist in Abb. 5-22 die Bruchfläche des Versuchskörpers E 1-8 abgebildet. Dieser wurde mit einer Spannungsamplitude von $\Delta\sigma = 62,25 \text{ N/mm}^2$ belastet. An diesem Versuchskörper ist der Anteil der feinstrukturierten Bruchfläche deutlich ausgeprägter im Vergleich zum Versuchskörper E 1-3. Auf der einen Seite des Bruches ist die grobstrukturierte Schwingbruchfläche kaum ausgebildet. Im Bruchstück auf der rechten Seite ist die radiale Ausbildung sowie der Übergang zur grobstrukturierten Schwingbruchfläche ebenfalls gut erkennbar.

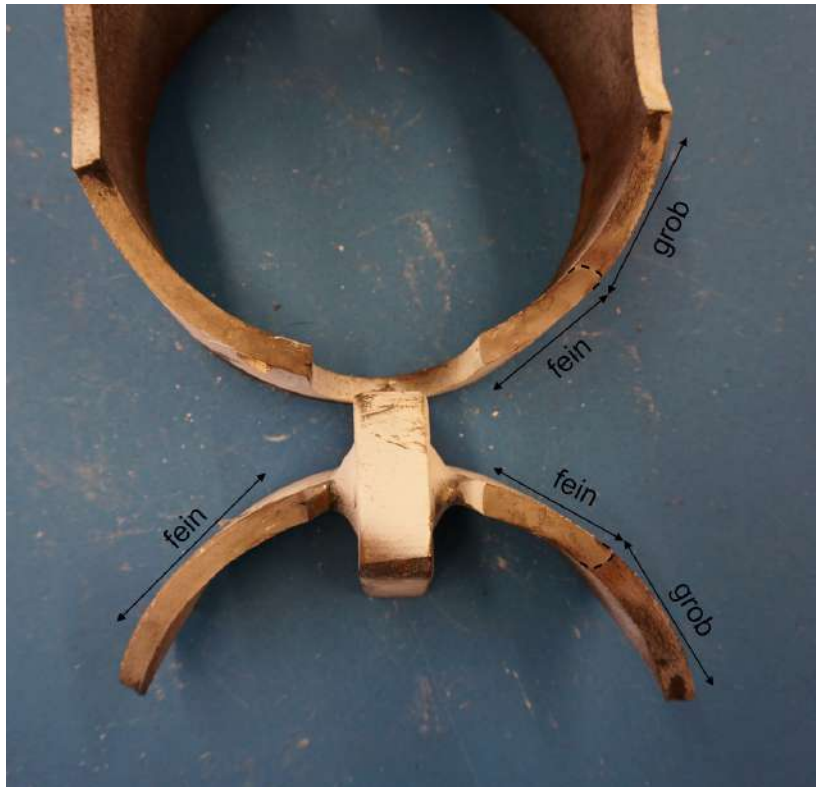


Abb. 5-22: Bruchfläche des Versuchskörpers E 1-8 [21]

Versuchsserie 2

Die Brüche der Versuchsserie 2 bildeten sich bei allen Prüfkörpern im Bereich der Knotenblechendschweißung aus. Dabei bildeten sich die Risse vom Inneren des Rohres aus. Die Rissentstehung ist in Abb. 5-23 veranschaulicht. An Pos. 9 des Versuchskörpers ist von außen lediglich auf einer Seite ein Riss erkennbar. Die aufgeschnittenen Bruchstücke zeigen, dass der Riss von innen nach außen wächst. Auf der einen Seite ist der Riss bis nach außen vorgedrungen. Auf der anderen Seite ist der Riss noch nicht bis an die Oberfläche gewachsen. Die Risse entstanden im Bereich der Nahtwurzel.



Abb. 5-23: Rissentstehung und Risswachstum des Versuchskörpers E 2-3 [21]

Die Brüche der Prüfkörper verlaufen bei einigen Versuchskörpern durch die Schweißnaht. Dabei ist die Bruchfläche im Bereich der Schweißnaht unregelmäßig, das bedeutet die Oberfläche ist rau bzw. grobkörnig, und im Rohrquerschnitt gleichmäßig und feinkörnig. In Abb. 5-24 sind mehrere Brüche von Prüfkörpern der Serie 2 abgebildet. Es wird deutlich, dass diese im Bereich der Umschweißung grobkörnig sind und sich teilweise Scherlippen ausbildeten. Im Rohrquerschnitt ist die Oberfläche feinkörnig ausgebildet.



Abb. 5-24: Bruchflächen der Prüfkörper von Versuchsserie 2 [21]

Die Risse entstanden zwischen der oberen Spitze des Knotenblechendes und der im 45° abgeschrägten Kante am Knotenblechende, vergleiche Abb. 5-25. Eine mögliche Erklärung liegt in der ausreichenden Erfassung der Schweißnahtwurzel. Bei einigen Versuchskörpern war das Schweißgut im Inneren des Rohres im Bereich der abgeschrägten Kante gut zu erkennen. Bei diesen Versuchskörpern entstand der Riss an der oberen Spitze. Falls wenig Schweißgut im Inneren des Versuchskörpers zu erkennen war, entstand der Riss an der abgeschrägten Kante.

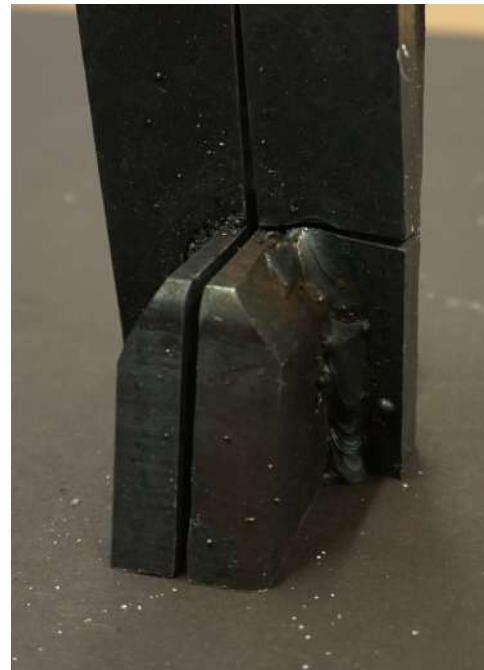


Abb. 5-25: Rissenstehung E 2-5 (li.) und E 2-3 (re.) [21]

Versuchsserie 3

Bei Versuchsserie 3 bildeten sich auch bei allen Prüfkörpern die Brüche im Bereich der Umschweißung am Knotenblechende aus. Die Brüche entstanden am Nahtübergang wie Abb. 5-26 veranschaulicht.



Abb. 5-26: Rissenstehung E 3-7 (li.) und E 3-6 (re.) [21]

Dabei verlaufen die Brüche nicht durch das Schweißgut im Rohrinne und die Bruchfläche ist meistens im Bereich der Schweißnaht und dem Rohrquerschnitt gleichmäßig und feinkörnig. Die Bruchflächen mehrerer Versuchskörper der Serie 3 sind in Abb. 5-27 abgebildet. Dabei ist der Unterschied zwischen der Bruchfläche an der Umschweißung und im Rohrquerschnitt teilweise sehr gering. An diesen bildeten sich teilweise ebenfalls Scherlippen aus.



Abb. 5-27: Bruchflächen der Prüfkörper von Versuchsserie 3 [21]

Im Vergleich zu Abb. 5-23 ist in Abb. 5-28 gut erkennbar, dass bei Versuchsserie 3 die Brüche am inneren Nahtübergang und nicht an der Nahtwurzel entstanden sind. Dieser Ort des Rissaugangs hatte den kleinsten Querschnitt wie in Abb. 5-28 zu sehen ist. Der Riss verlief anschließend durch die Schweißnaht nach außen. Die Risse bei Versuchsserie 3 entstanden auch im Inneren des Rohres. Das konnte mithilfe der Dehnungsmessstreifen und der Messung der Druckluft gezeigt werden, vergleiche Abb. 5-15.



Abb. 5-28: Risswachstum des Versuchskörpers E 3-6 [21]

5.2.9 Analyse der Makroschliffe

Von einigen Bruchstücken der Versuchsserie 2 und 3 wurden Makroschliffe angefertigt. An diesen können die makroskopischen Merkmale wie z.B. Schweißgeometrie, Größe der Wärmeeinflusszone und interne Defekte untersucht werden. Die Makroschliffe wurden in der Mitte der Knotenblechdumschweißung erstellt.

Anhand der Makroschliffe von Versuchsserie 2 wird deutlich, dass der Riss an der Schweißnahtwurzel entstand. In Abb. 5-29 ist der Makroschliff des Prüfkörpers E 2-3 abgebildet. Der Riss wuchs von innen zwischen der Schweißnaht und dem Knotenblech nach außen. Dabei verläuft der Riss in der Wärmeeinflusszone. Weiterhin ist erkennbar, dass die Schweißnaht des Prüfkörpers E 2-3 eine Pore aufwies und die Wurzel nicht gänzlich erfasst wurde.

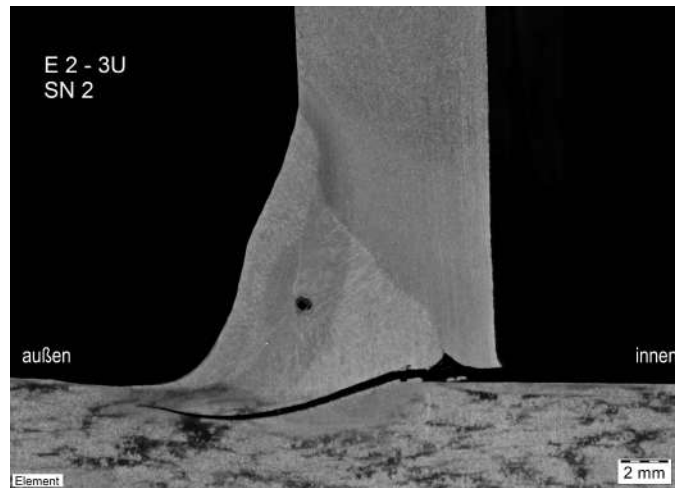


Abb. 5-29: Makroschliff des Versuchskörpers E 2-3 [21]

Der Makroschliff des Prüfkörpers E 2-5 ist in Abb. 5-30 abgebildet. An diesem ist ebenfalls zu erkennen, dass die Wurzel nicht komplett erfasst wurde. Der Riss entstand innen an der Schweißnahtwurzel und wuchs anschließend zuerst zwischen dem Schweißgut und dem Knotenblech und danach durch das Schweißgut nach außen.

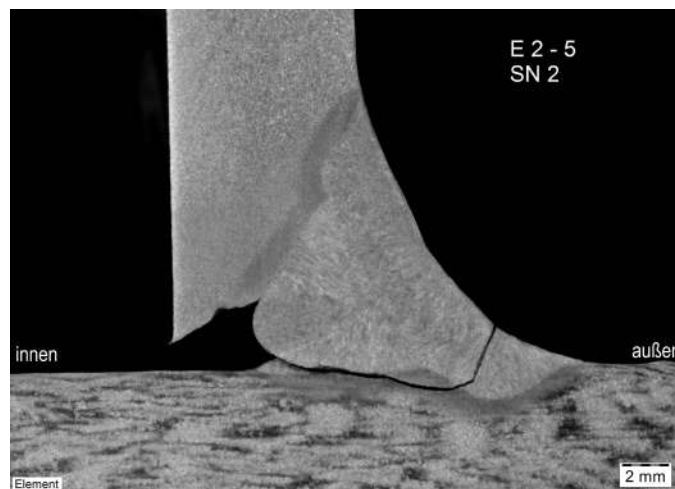


Abb. 5-30: Makroschliff des Versuchskörpers E 2-5 [21]

Die Makroschliffe der Versuchsserie 3 veranschaulichen, dass der Riss innen am Übergang zwischen der Schweißnaht und dem Rohr entstand. An dieser Stelle verjüngt sich der Querschnitt deutlich und es bildet sich eine Kerbe aus. Der Riss entstand an dieser Kerbe und wuchs von innen durch die Schweißnaht nach außen. Anhand Abb. 5-31 ist der Querschnittsübergang deutlich zu erkennen. Die Risse zeigten einen geraden Verlauf auf.

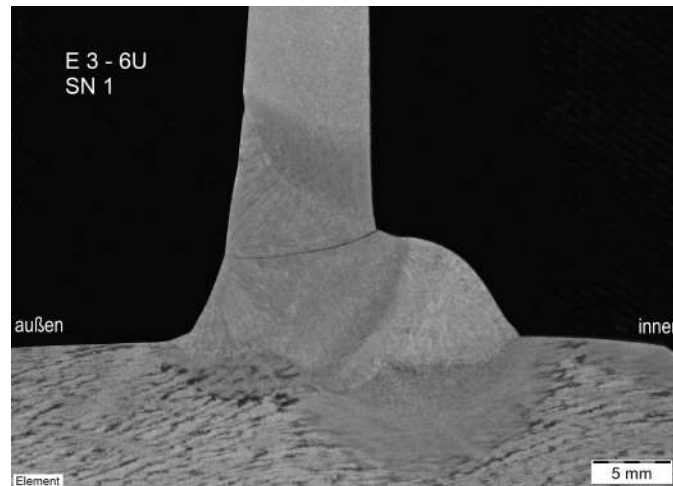


Abb. 5-31: Makroschliff des Versuchskörpers E 3-6 [21]

Die Makroschliffe der Versuchsserie 2 verdeutlichen, dass der Riss grundsätzlich an der Schweißnahtwurzel entstand. Dieser wuchs anschließend von innen zwischen der Schweißnaht und dem Knotenblech nach außen. Dabei verlief dieser anschließend entweder am Übergang zum Knotenblech oder durch die Schweißnaht nach außen. Die Makroschliffe der Versuchsserie 3 zeigen hingegen, dass die Risse innen an der Kerbe entstanden, die sich aufgrund des Querschnittüberganges von der Schweißnaht zum Rohr ausbildete. Da an der Rundung keine Schweißbadsicherung sowie ein Gegenschweißen möglich war, ist das Schweißgut in das Rohrinne gelaufen. Dabei verlief der Riss durch die Schweißnaht gerade von innen nach außen.

6 Numerische Untersuchungen

6.1 Modell

6.1.1 Allgemeine Festlegungen

Für Versuchsserie 1 wurde zunächst ein dreidimensionales Modell im Programm Autodesk Inventor [2] erstellt. Dieses Modell diente als Geometriemodell zur Berechnung der Spannungen an der maßgebenden Kerbe im dreidimensionalen Finite-Elemente (FE) Modell im FE-Programm ANSYS Workbench 19.2 [1]. Für die Geometrie des Modells wurden exakt die Abmessungen aus Abschnitt 5.1.2 verwendet. Diese sind in Tab. 5-1 und Tab. 5-3 zusammengefasst. Um die Spannungen an der kritischen Kerbe ausreichend genau abbilden zu können, muss der zu betrachtende Bereich fein vernetzt werden. Da eine feine Vernetzung am gesamten Modell zu langen Rechenzeiten führt, wurde die sogenannte Submodelltechnik angewandt.

Dabei wurde zuerst das Globalmodell erstellt und berechnet, um den maßgebenden Bereich zu lokalisieren. Für die Erstellung des Globalmodells wurde die Symmetrie ausgenutzt. Aufgrund der Symmetrie konnte als Globalmodell nur ein Achtel des Versuchskörpers modelliert werden. Dadurch reduzieren sich die Anzahl der Elemente und die Rechenzeit. Das Submodell wurde anschließend erstellt, indem der maßgebende Bereich herausgeschnitten wird. In Abb. 6-1 ist das Globalmodell und das daraus abgeleitete Submodell abgebildet.

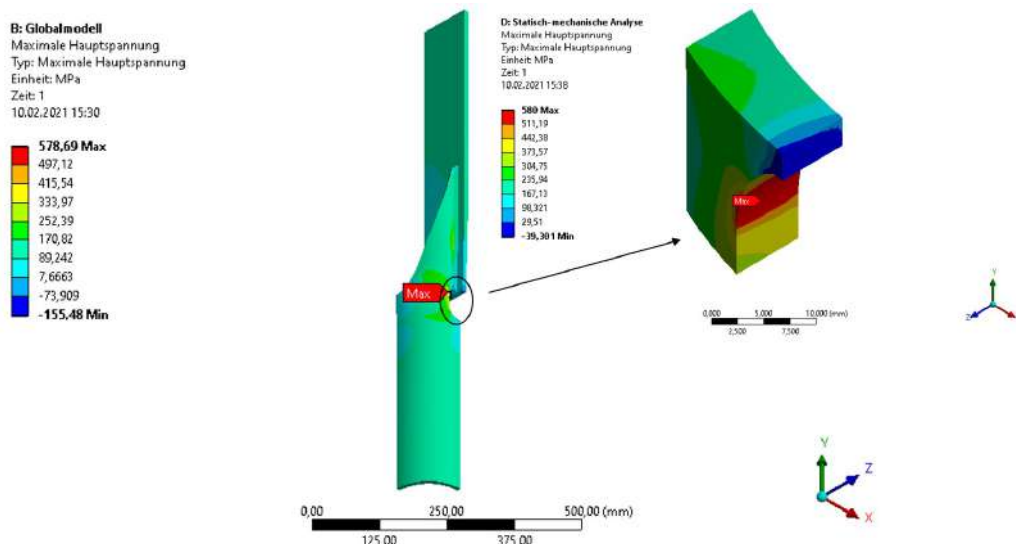


Abb. 6-1: Globalmodell und Submodell im FE-Programm ANSYS Workbench 19.2 [1]

Im ersten Schritt wurden die Verschiebungen am gesamten Modell berechnet. Diese wurden anschließend auf das Submodell, das ausschließlich den Bereich der kritischen Kerbe abbildet, als Randbedingung übertragen. Das Submodell konnte sehr fein vernetzt werden und bildete somit die Kerbspannungen genau ab. Das Submodell wurde aus dem Globalmodell in Autodesk Inventor [2] abgeleitet, indem ein Quader erstellt wurde, der den maßgebenden Bereich an der Kerbe einschließt.

Die Lagerung des Globalmodells erfolgte durch die Ausnutzung der drei Symmetrieebenen. Die Beanspruchung wurde mithilfe einer Kraft (Vektor) an der Stirnseite des Knotenblechs aufgebracht. Zur Vereinfachung der Berechnung der Kerbzahlen wurde die Nennspannung σ auf 100 N/mm^2 im Rohrquerschnitt festgelegt. Somit ergab sich die Kraft F bezogen auf ein Achtelmodell mit Gl. 6-1 zu $100.719,5 \text{ N}$, da sich die Fläche A des Rohrquerschnittes auf ein Viertel verkleinerte. Die Spannung im Rohrquerschnitt wurde mithilfe einer Stichprobe überprüft. Weiterhin wurde der von ANSYS [1] automatisch erzeugte Kontakt zwischen Rohr und Knotenblech sowie Rohr und Innendeckel unterdrückt, sodass die Kraft über die Schweißnähte übertragen wurde.

$$\begin{aligned}\sigma &= \frac{F}{A} && (6-1) \\ F &= \sigma \cdot A \\ &= \frac{100 \text{ N/mm}^2 \cdot 4028,78 \text{ mm}^2}{4} \\ &= \frac{402.878 \text{ N}}{4} \\ &= 100.719,5 \text{ N}\end{aligned}$$

Zur Lagerung des Submodells wurden ausschließlich die importierten Randbedingungen, die aus den Verschiebungen resultierten, des Globalmodells verwendet. Die Ergebnisse des Submodells beeinflussten das Globalmodell nicht, da keine Schädigung simuliert wurde.

Es wurde ein isotropes und linear-elastisches Werkstoffverhalten nach dem Ansatz des Kerbspannungskonzepts [12] angenommen. Dabei wurde für das Global- und Submodell der Elastizitätsmodul zu $E= 210.000 \text{ N/mm}^2$, der im Rahmen von Zugversuchen in [21] bestätigt wurde, und die Querkontraktionszahl zu $\nu= 0,3$ festgelegt.

Die Vernetzung wurde von ANSYS [1] automatisch mit quadratischem Verschiebungsansatz unter der Vorgabe der maximalen Elementgröße und der gewünschten Verfeinerung ausgewählter Bereiche erstellt. Dabei wurden Tetraeder und Hexaederelemente zur Erstellung des Netzes verwendet. Die maximale Elementgröße wurde im Rahmen einer Sensitivitätsanalyse bestimmt.

6.1.2 Sensitivitätsanalyse

Die Sensitivitätsanalyse wurde angewendet, um die maximale Elementgröße im Global- und Submodell zu bestimmen. Im ersten Schritt wurde der Einfluss der Elementgröße im Globalmodell auf die maximale Kerbspannung im Submodell untersucht. Dabei wurde die Elementgröße zwischen 1 - 10 mm variiert. Die Elementgröße im Submodell wurde auf 0,25 mm festgelegt, in Anlehnung der Empfehlungen zur Anwendung des Kerbspannungskonzept für Schweißnähte nach [12]. Im Submodell wurden die gemittelten und nicht gemittelten maximalen Hauptspannungen verglichen. In Abb. 6-2 sind die maximalen Hauptspannungen in Abhängigkeit der Elementgröße des Globalmodells aufgetragen. Es wird deutlich, dass die maximalen gemittelten Hauptspannungen ab einer Elementgröße von 3 mm konvergieren. Weiterhin ist die Abweichung der gemittelten und nicht gemittelten Hauptspannungen zwischen einer Elementgröße von 1 - 3 mm sehr gering. Der berechnete Spannungswert ist umso genauer je geringer die Abweichung zwischen der gemittelten und nicht gemittelten Hauptspannung ist [15]. Im Bereich der Elementgrößen von 7 - 10 mm hingegen ist eine deutliche Abweichung zu erkennen.

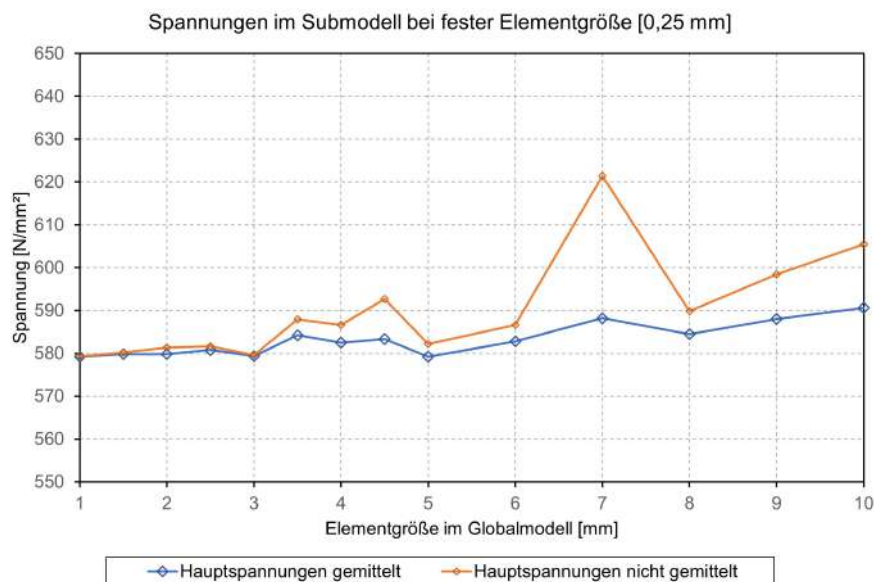


Abb. 6-2: Maximale Hauptspannung im Submodell bei Variation der Elementgröße im Globalmodell

Im zweiten Schritt wurde der Einfluss der maximal möglichen Elementgröße im Submodell untersucht. Dabei wurde zwischen einer Elementgröße von 0,1 - 1 mm variiert. Die Elementgröße wurde im Globalmodell auf 1,5 mm festgelegt. Aufgrund der Ausnutzung der Symmetrieebenen verkürzte sich die Rechenzeit im Globalmodell deutlich und eine Vernetzung mit einer maximalen Elementgröße von 1,5 mm und zudem eine zweifache Verfeinerung des Netzes im Bereich der Kerbe war bei kurzer Rechenzeit möglich. In Abb. 6-3 sind die maximalen Hauptspannungen im Submodell abgebildet. Ab einer Elementgröße von 0,25 mm konvergiert die maximale Spannung im Submodell.

Für die Anwendung des Kerbspannungskonzeptes bei Schweißnähten wird bei einem quadratischem Verschiebungsansatz eine Elementgröße $\leq 0,25$ mm nach [12] empfohlen und wurde daher auf 0,15 mm festgelegt.

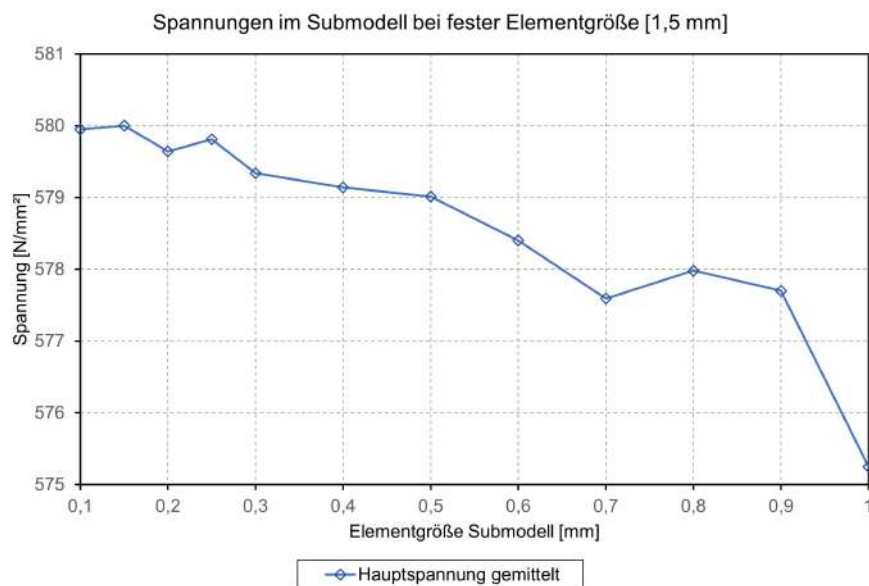


Abb. 6-3: Maximale Hauptspannung im Submodell bei Variation der Elementgröße im Submodell

6.1.3 Verifizierung des Modells

Zur Überprüfung des FE-Modells wurden zusätzlich zur stichprobenartigen Überprüfung der Nennspannung im Rohrquerschnitt die Spannungen der applizierten Dehnungsmessstreifen mit den Spannungen im FE-Modell verglichen. Dazu wurde der Versuchskörper E 1-6 mit einer Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma = 90$ N/mm² herangezogen. In Tab. 6-1 sind die Dehnungen der einzelnen Dehnungsmessstreifen angegeben. Diese zeichnen die maximalen Dehnungen auf, die sich aus der Oberlast $F_O = 403$ kN, ergaben. Die Nennspannung errechnet sich mit Gl. 6-1 bei einer Fläche $A = 4028,78$ mm² zu $\sigma = 100,03$ N/mm².

Tab. 6-1: Maximale Dehnungen des Versuchskörper E 1-6 an den Freischnitten

E 1-6 Dehnungen [$\mu\text{m}/\text{m}$]							
DMS 1	DMS 2	DMS 3	DMS 4	DMS 9	DMS 10	DMS 11	DMS 12
705,23	1303,39	728,31	1007,08	1139,08	1212,92	710,77	885,23

Um einen Spannungsbereich definieren zu können, wurden die minimalen und maximalen Spannungen als Unter- und Obergrenze definiert. Die Spannungen können mithilfe Gl. 6-2 berechnet werden.

$$\sigma = \varepsilon * E \quad (6-2)$$

ε = Dehnung

E = Elastizitätsmodul

= 210.000 N/mm²

Für den Versuchskörper E 1-6 ergibt sich ein Spannungsbereich am Freischnitt von 148,10 N/mm² bis 273,71 N/mm² bezogen auf eine Nennspannung von $\sigma = 100$ N/mm² in Rohrmitte. In Abb. 6-4 ist das FE-Modell mit einer Nennspannung von $\sigma = 100$ N/mm² abgebildet. Die Dehnungsmessstreifen wurden ungefähr im Abstand von 1 cm von der oberen Freischnittkante appliziert. In Abb. 6-4 ist gut erkennbar, dass die umgerechneten Spannungen der Dehnungsmessstreifen mit dem FE-Modell gut übereinstimmen. Der Spannungsbereich zwischen der Unter- und der Obergrenze wird durch den grünen Bereich dargestellt.

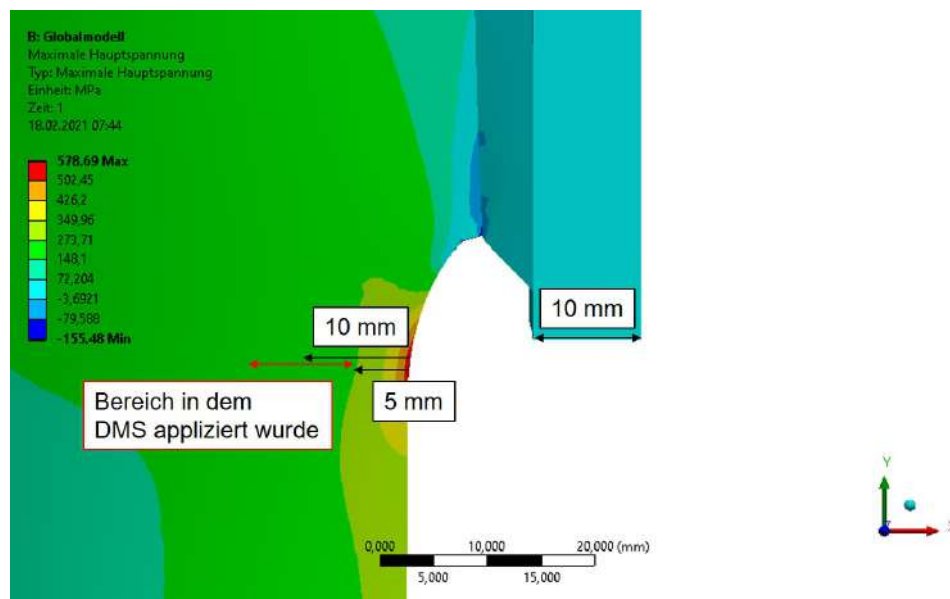


Abb. 6-4: Spannungen im Bereich des Freischnitts im Globalmodell [N/mm²]

Das FE-Modell wird auch durch die Rissentstehung an den experimentellen Versuchen bestätigt. Bei allen Versuchskörpern entstand der Riss am Ort der maximalen Hauptspannung des FE-Modells, vergleiche Abb. 6-4. In Abb. 6-5 ist die Rissentstehung am Versuchskörper E 1-5 veranschaulicht.



Abb. 6-5: Ort der Rissentstehung am Beispiel des Versuchskörpers E 1-5 [21]

In Abb. 6-6 ist das Globalmodell der Versuchsserie 1 abgebildet. An diesem wird deutlich, dass die Nennspannung $\sigma = 100 \text{ N/mm}^2$ ausschließlich in der Mitte des Rohres vorliegt. Damit veranschaulicht das FE-Modell ebenfalls, dass der Nettoquerschnitt des Rohres zur Bestimmung der Spannungsschwingbreite angesetzt werden sollte. Die Spannungen im Bereich des Freischnitts und der Abschrägung des Rohres sind deutlich höher.

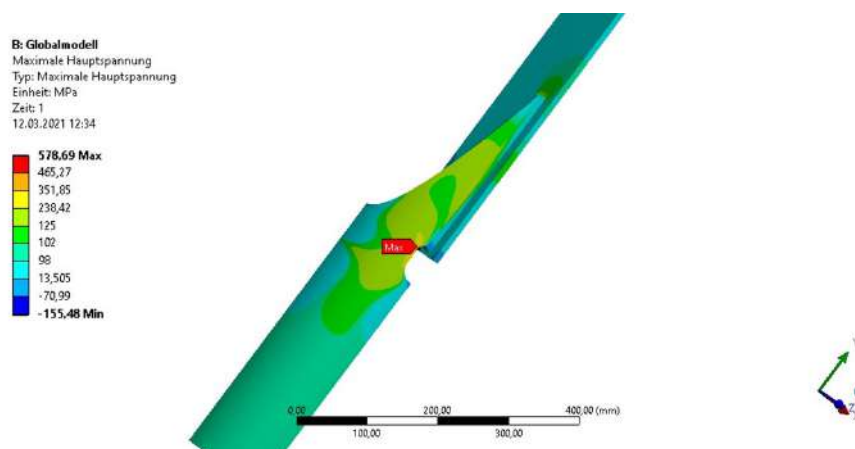


Abb. 6-6: Nennspannung im Globalmodell [N/mm^2]

Der Kerbfaktor im FE-Modell berechnet sich zu 5,80 bei einer Nennspannung von $\sigma = 100 \text{ N/mm}^2$ und einer maximalen Kerbspannung σ_{kmax} von 580 N/mm^2 im Submodell. Die Kerbfaktoren im Versuch sollen mithilfe der Dehnungsmessstreifen berechnet werden. Dazu wird der Mittelwert der Dehnungsmessstreifen an den Freischnitten sowie in Rohrmitte gebildet. Aus diesen kann die lokale maximale Spannung sowie die Nennspannung mithilfe Gl. 6-2 berechnet werden. In Tab. 6-2 sind die Kerbfaktoren der einzelnen Versuchskörper aufgelistet.

Tab. 6-2: Kerbfaktoren abgeleitet von DMS der Versuchskörper der Serie 1

Bezeichnung	Spannungs- schwingbreite $\Delta\sigma$ [N/mm ²]	Maximale Spannung [N/mm ²]	Nenn- spannung [N/mm ²]	Kerbfaktor
E 1-8	62,25	109,52	55,44	1,98
E 1-5	74,95	145,09	70,90	2,05
E 1-4	93,53	159,58	86,99	1,83
E 1-6	112,42	201,92	99,54	2,03
E 1-2	137,51	293,51	120,43	2,44
E 1-1	156,10	327,16	136,56	2,40
E 1-7	187,07	509,55	166,61	3,06
E 1-3	218,35	749,09	205,09	3,65

Die Kerbfaktoren variieren zwischen 1,83 und 3,65. Die Dehnungsmessstreifen wurden im Versuch ungefähr im Abstand von 1 cm von der oberen Kante des Freischnitts appliziert. An dieser Stelle sind die Spannungen niedriger im Vergleich zum Ort der maximalen Spannung im FE-Modell, vergleiche Abb. 6-1 sowie Abb. 6-4. Der Kerbfaktor im FE-Modell ergibt sich an der Stelle, an der die Dehnungsmessstreifen angebracht wurden, zu 2,1 bei einer Spannung von ungefähr 210 N/mm² und zeigt damit eine gute Übereinstimmung. Anhand der Tabelle wird deutlich, dass der Kerbfaktor in Abhängigkeit der Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ zunimmt. Zwischen einer Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ von 62,25 N/mm² bis 112,42 N/mm² liegt dieser ungefähr bei 2,0. Dieser erhöht sich auf 2,40 bei einer Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma = 156,10$ N/mm². Der höchste Kerbfaktor ergibt sich zu 3,65 bei einer Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ von 218,35 N/mm². Bei Versuchsserie 1 ist zu erkennen, dass mit zunehmender Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ die Anzahl der ertragbaren Schwingspiele N abnimmt und die Versuchspunkte unterhalb der Regressionsgeraden liegen, vergleiche Abb. 5-16. Die Kerbfaktoren spiegeln diesen Zusammenhang ebenfalls wieder, da sich der Kerbfaktor bei zunehmender Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ erhöht.

6.2 Parameterstudie

Im Rahmen einer Parameterstudie soll mithilfe des erstellten und validierten FE-Modells der Einfluss verschiedener Parameter auf die maximale Kerbspannung untersucht werden. Die maximale Kerbspannung kann mit dem Kerbfaktor aus Gl. 2-1 einfach verglichen werden. Der Kerbfaktor im validierten Modell ergibt sich somit zu 5,80, da die maximale Kerbspannung σ_{kmax} im Submodell 580 N/mm² beträgt.

Es werden folgende Parameter untersucht:

- Einfluss des Innendeckels
- Einfluss der Knotenblechgeometrie
- Einfluss des Rohrzuschnitts
- Einfluss der Freischnittgeometrie

6.2.1 Einfluss des Innendeckels

Die Versuchskörper der Serie 1 wurden mit einem innenliegenden Deckel ausgeführt. Im FE-Modell soll untersucht werden, ob dieser einen Einfluss auf die maximale Kerbspannung ausübt. Aus diesem Grund wurde das FE-Modell ohne innenliegenden Deckel modelliert und mit einer Nennspannung von $\sigma = 100 \text{ N/mm}^2$ beansprucht. Zum Vergleich wurde die maximale Kerbspannung im Submodell berechnet. Diese ergibt sich mit den festgelegten Elementgrößen zu $\sigma_{kmax} = 587,08 \text{ N/mm}^2$. Der Kerbfaktor berechnet sich somit zu 5,87 und weicht damit lediglich um 1% vom Kerbfaktor im Modell mit innenliegendem Deckel ab. Der Einfluss des Innendeckels ist somit sehr gering und die Versuchskörper können mit abdichtendem Deckel ausgeführt werden, da die maximalen Kerbspannungen im FE-Modell ohne Deckel sogar geringfügig höher sind. In Abb. 6-7 sind die maximalen Hauptspannungen im Global- und Submodell ohne innenliegenden Deckel abgebildet. Der Spannungsverlauf ist sehr ähnlich zum ursprünglichen FE-Modell.

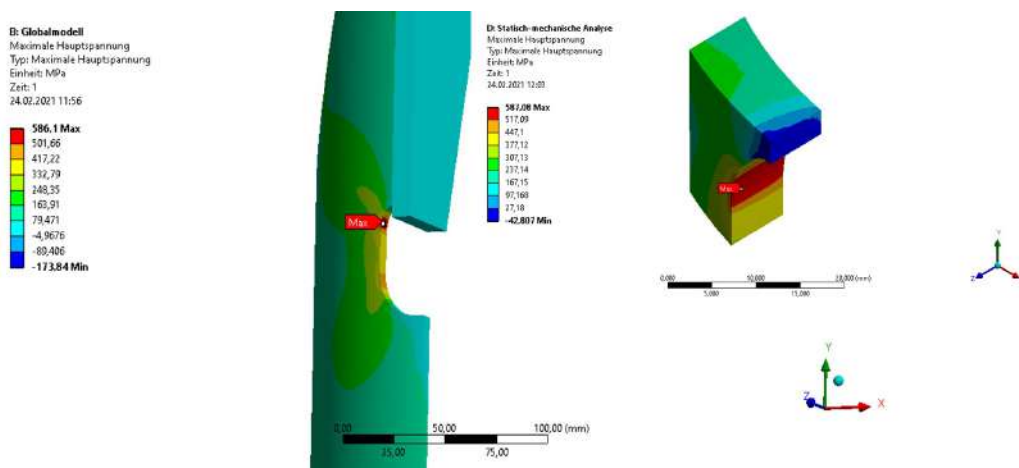


Abb. 6-7: Maximale Hauptspannungen im Global- und Submodell ohne innenliegenden Deckel

6.2.2 Einfluss der Knotenblechgeometrie

Am validierten FE-Modell soll der Einfluss der Geometrie des Knotenblechs untersucht werden. Dabei wird das Knotenblech unterschiedlich ausgenommen sowie zum Vergleich

einfach gerade ausgeführt. Die Geometrien des Knotenblechs lehnen sich dabei an Brückenbauwerke aus der Praxis, die in [30] vorgestellt wurden, an. Die exakten Abmessungen des Knotenblechs der Versuchsserien sind in Abb. 5-1 abgebildet. Das Knotenblech wird zum einen in Form eines Halbmondes ausgenommen und zum anderen in Form einer Ellipse. Der Halbmond wird mit dem Radius $r=56$ mm und $r=66$ mm untersucht. Bei einem Radius von $r=56$ mm bleiben die restlichen geometrischen Abmessungen identisch zum Knotenblech in den experimentellen Versuchen. Bei einem größeren Radius von $r=66$ mm verkürzt sich die restliche Breite auf 39 mm. Die Abmessungen der Ellipse variieren zwischen einer Länge von $l=224$ mm bis $l=400$ mm. Dabei beträgt die Breite b bei allen Längen 112 mm.

In Abb. 6-8 sind die Kerbfaktoren in Abhängigkeit der Knotenblechgeometrie veranschaulicht:

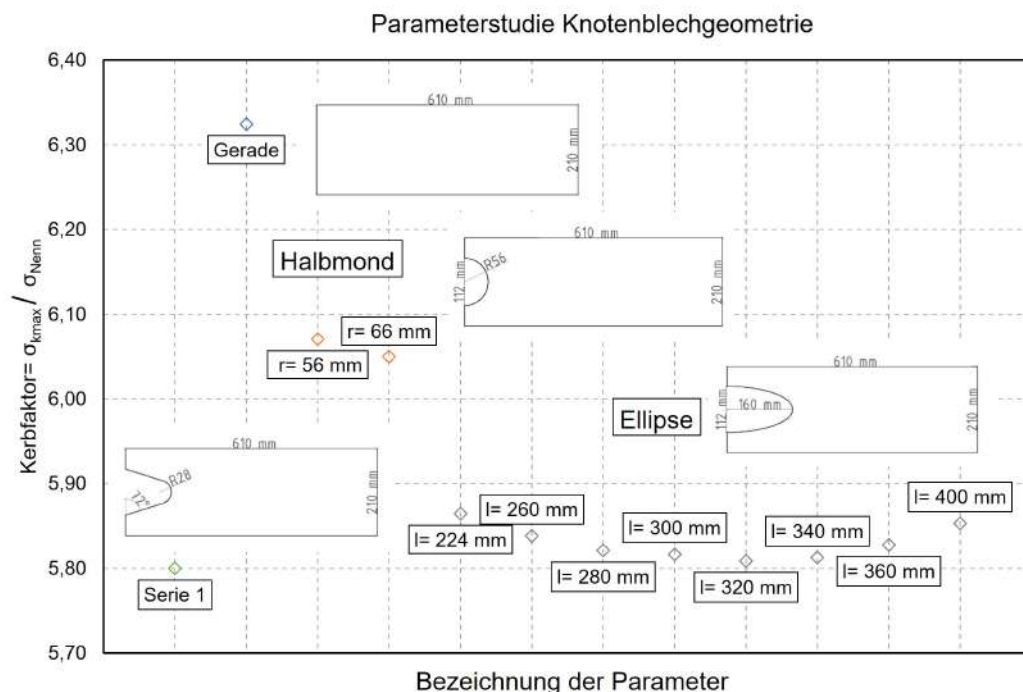


Abb. 6-8: Kerbfaktoren der unterschiedlichen Knotenblechgeometrien

Wird das Knotenblech nicht ausgenommen, ergibt sich ein Kerbfaktor von 6,32 und die maximale Kerbspannung ist damit deutlich höher im Vergleich zur maximalen Kerbspannung der Versuchsserie 1 mit stark ausgenommenem Knotenblech. Die Knotenbleche, die halbmondförmig ausgenommen sind, führen zu einem Kerbfaktor von 6,05 bzw. 6,07 und liegen dabei sehr nah beieinander. Diese liegen damit zwischen dem Kerbfaktor des geraden Knotenbleches und des stark ausgenommenen Knotenbleches. Wird das Knotenblech in Form einer Ellipse ausgenommen, variieren die Kerbfaktoren zwischen 5,81 und 5,86 und sind damit nur geringfügig höher wie der Kerbfaktor der Versuchsserie 1. Das Diagramm zeigt, dass sehr elastische und damit stark ausgenommene Knotenbleche

zu deutlich geringeren Kerbfaktoren führen und sich somit die aufwendigere Herstellung gegenüber einem geradlinig verlaufenden Knotenblech lohnt.

6.2.3 Einfluss des Rohrzuschnitts

Aufgrund des Freischnitts und der Abschrägung des Rohres verringerte sich der Rohrquerschnitt bei Versuchsserie 1 und die Spannung erhöhte sich an dieser Stelle im Rohr. Aus diesem Grund soll im FE-Modell untersucht werden, wie sich die maximale Kerbspannung verändert, wenn der Zuschnitt des Rohres verkleinert wird. Bei Versuchsserie 1 wird das Rohr ellipsenförmig mit einer Länge von $l = 265$ mm zugeschnitten. Im FE-Modell wird der Zuschnitt in Intervallen von 20 mm verkürzt. In Abb. 6-9 sind die maximalen Spannungen in Abhängigkeit des Rohrzuschnittes im Globalmodell abgebildet.

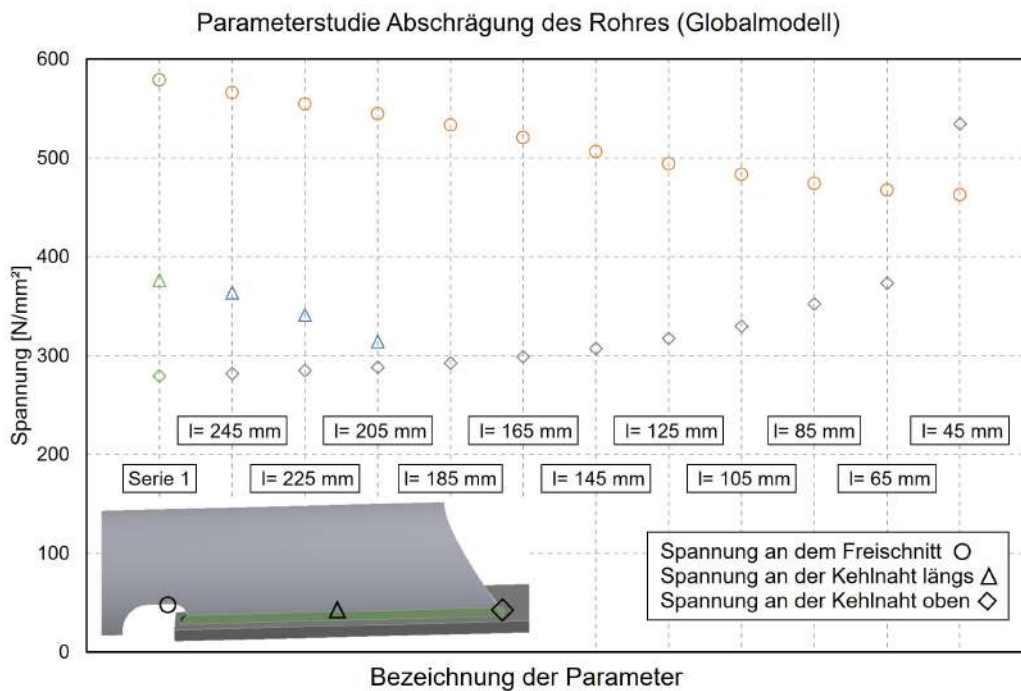


Abb. 6-9: Spannungen im Globalmodell bei unterschiedlichen Längen des Rohrzuschnittes

Im Diagramm wurden die Spannungen im Globalmodell verglichen, da der Ort der maximalen Spannung im Globalmodell variiert. Weiterhin weichen die Spannungen im Global- und Submodell nur geringfügig ab, da das Globalmodell mit einer Elementgröße von 1,5 mm relativ fein vernetzt wurde. Im Diagramm ist erkennbar, dass die Kerbspannung am Freischnitt mit kleinerem Zuschnitt bis zu einer Länge von $l = 125$ mm nahezu linear abnimmt. Bei noch kürzerem Zuschnitt flacht die abnehmende Kurve der Kerbspannung am Freischnitt ab. Dabei verringert sich die Kerbspannung bei einer Länge von $l = 265$ mm von 578,69 N/mm² auf 462,63 N/mm² bei einer Länge von $l = 45$ mm. Wird der Zuschnitt auf eine Länge $l = 45$ mm verkürzt, liegen die maximalen Spannungen oben an der

Kehlnaht, siehe Abb. 6-10. Diese können nicht im Submodell untersucht werden, da dieses nur einen Ausschnitt des Freischnitts abbildet. Bei Serie 1 mit einer Länge von $l = 265$ mm liegt die Spannung an der oberen Kante der Kehlnaht bei $279,38$ N/mm². Diese steigt bei einer Länge von $l = 145$ mm auf $307,20$ N/mm² an. Danach nimmt die Spannung oben an der Kehlnaht exponentiell zu. Bei einer Zuschnittslänge von $l = 45$ mm beträgt die Spannung an dieser Stelle $534,59$ N/mm². Die Spannung an der oberen Kante der Kehlnaht erhöht sich damit in Abhängigkeit des Zuschnitts deutlich. Des Weiteren ist die maximale Spannung an der Kehlnaht zwischen einer Länge $l = 265$ mm bis 205 mm an der Längsseite höher im Vergleich zur Spannung oben an der Kehlnaht.

Anhand des Diagrammes wird deutlich, dass sich die Kerbspannung am Freischnitt verringert, wenn der Zuschnitt verkleinert wird. Damit erhöht sich der verbleibende Querschnitt des Rohres. Ab einem Anschlusswinkel $\alpha \geq 45^\circ$ des Rohres verlagert sich der Ort der maximalen Kerbspannung und die Spannungen an der Kehlnaht steigen deutlich an.

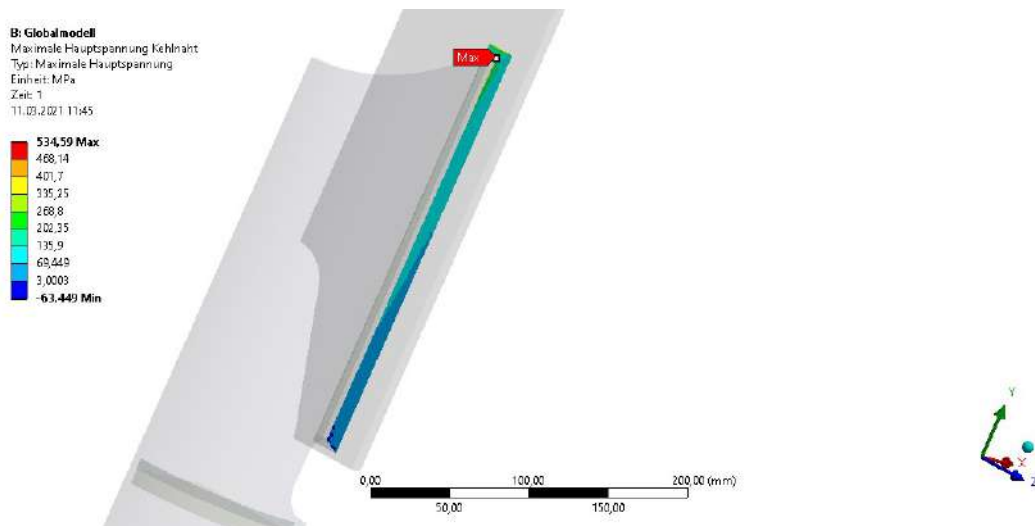


Abb. 6-10: Maximale Kerbspannung im Globalmodell bei einer Zuschnittslänge von $l = 45$ mm

6.2.4 Einfluss der Freischnittgeometrie

Der Freischnitt der Versuchskörper der Serie 1 wurde länglich und mit dem Radius $r = 22$ mm ausgebildet. Der Radius lehnt sich dabei an Gl. 4-5 von Baptista et al. [3] an. Die exakte Geometrie des Freischnitts ist in Tab. 5-3 abgebildet. Die Geometrie des Freischnitts soll verändert werden, während die Breite des Freischnitts (50 cm) gleich bleibt, sodass der Nettoquerschnitt des Rohres berücksichtigt wird. Die Breite wird nicht verkleinert, da es ansonsten für die Fertigung zum Schweißen problematisch wird. Der Freischnitt wird auf vier verschiedene Weisen verändert. Zum einen soll der Freischnitt der Serie 1 lediglich in seiner Länge verändert werden. Dabei wird die Länge in Intervallen von 4 mm variiert. Zum anderen soll die Geometrie in Abhängigkeit des Radius verändert

werden. Dabei entspricht die Länge des Freischnitts dem Radius des Freischnitts. Dieser wird dabei in Intervallen von 2 mm variiert. Des Weiteren wird der Freischnitt oval und rund ausgebildet. Die unterschiedlichen Geometrien sind in Abb. 6-11 dargestellt.

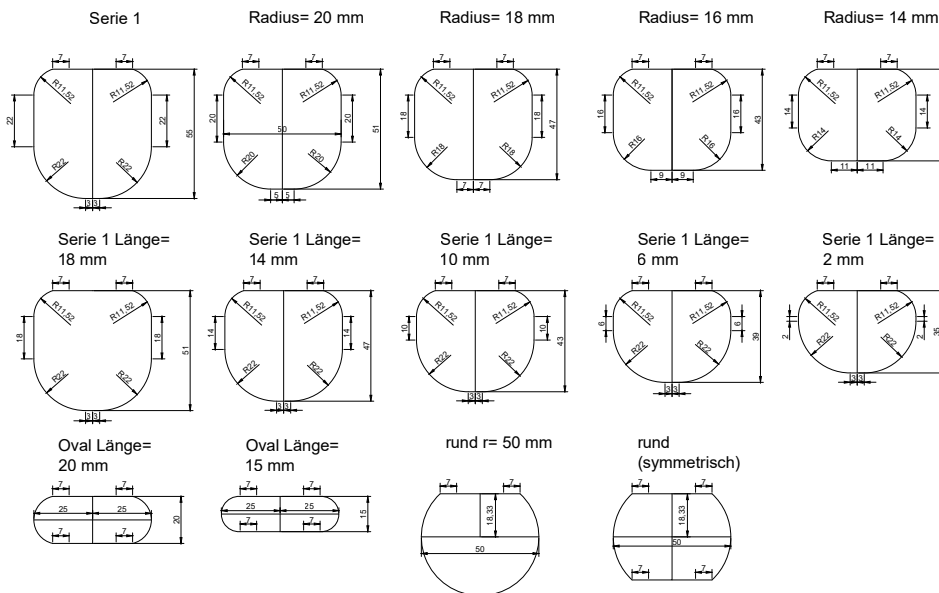


Abb. 6-11: Untersuchte Geometrien des Freischnitts

Die Kerbfaktoren der unterschiedlichen Geometrien sind in Abb. 6-12 abgebildet. Wird die Länge des Freischnitts bei sonst gleichbleibender Geometrie verkürzt, steigt der Kerbfaktor exponentiell an. Bei einer Länge von $l=2$ mm liegt der Kerbfaktor mit 6,56 deutlich über dem Kerbfaktor von 5,80 von Versuchsserie 1. Wenn die Länge dem Radius entspricht und dieser verkleinert wird, ist ein ähnliches Verhalten zu erkennen. Die Kerbfaktoren liegen dabei über den Kerbfaktoren, bei denen ausschließlich die Länge l variiert wird. Zum Beispiel ergibt sich der Kerbfaktor bei einer Länge von $l=14$ mm zu 5,98 und mit einem Radius von $r=14$ mm ist der Kerbfaktor mit 6,07 höher. Die maximale Kerbspannung σ_{kmax} im Submodell ist mit einem ovalen Freischnitt am höchsten. Diese beträgt bei einer Länge von $l=20$ mm $\sigma_{kmax}=773,64$ N/mm² und bei einer Länge von $l=15$ mm $\sigma_{kmax}=889,4$ N/mm². Diese liegen damit deutlich über der maximalen Kerbspannung der Serie 1. Der Kerbfaktor kann verringert werden, wenn die Freischnitte rund ausgeführt werden. Wird der Freischnitt komplett rund ausgeführt, ergibt sich ein Kerbfaktor von 5,59 sowie ein Kerbfaktor von 5,56, falls dieser unten gerade symmetrisch ausgeführt wird.

Das Diagramm veranschaulicht, dass die Kerbfaktoren bei länglichen oder runden Freischnitten deutlich geringer sind im Vergleich zu kürzeren Freischnitten. Aus diesem Grund sollten die Freischnitte möglichst länglich oder rund ausgebildet werden.

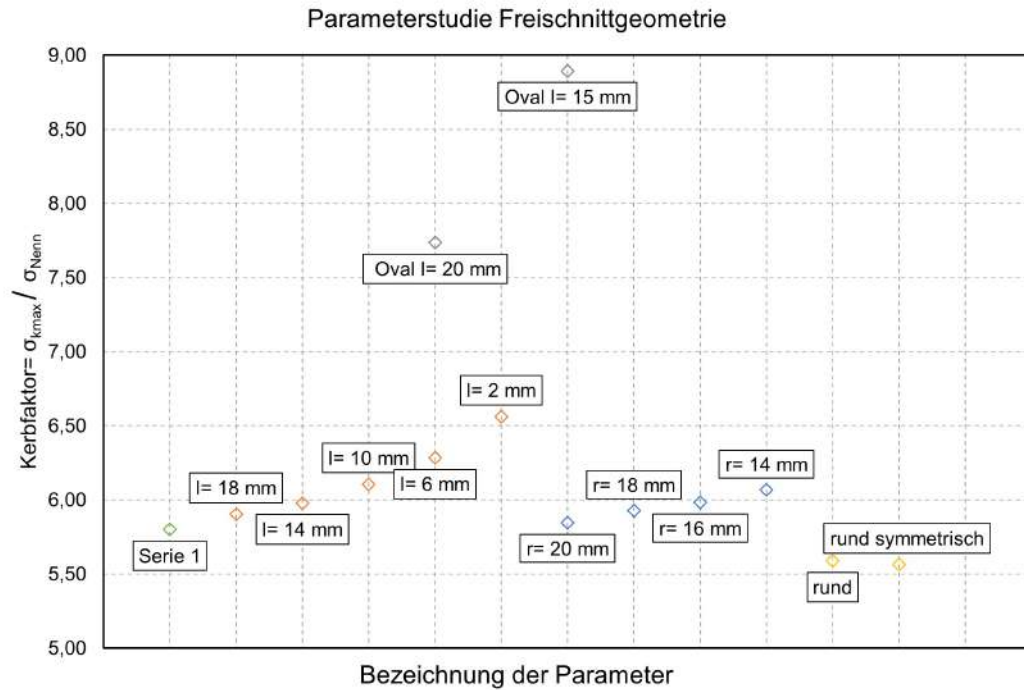


Abb. 6-12: Kerbfaktoren der unterschiedlichen Freischnittgeometrien

7 Einordnung der Versuchsergebnisse und Empfehlungen für die Praxis

7.1 Versuchsserie 1

7.1.1 Vergleich und Einordnung in die Norm

Für Versuchsserie 1 ergibt sich eine charakteristische Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_c$ von 43,5 N/mm². Diese wird damit nach DIN EN 1993-1-9 [10] in Kerbfall 40 eingeordnet. Baptista et al. [3] führte weitere experimentelle Versuche an Diagonalrohr-Anschlüssen mit Freischnitt (Versuchsbezeichnung C2) bei einem Spannungsverhältnis von $R=0,1$ durch. Diese wurden statistisch ausgewertet, vergleiche Abschnitt 4.3, und können mit einer charakteristischen Ermüdungsfestigkeit von 50,2 N/mm² in Kerbfall 50 eingeordnet werden. In Abb. 7-1 ist die gemeinsame Auswertung dieser Versuche mit einer festen Steigung von $m=3$ abgebildet. Dabei ergibt sich eine charakteristische Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_c$ von 46,1 N/mm² und die Einordnung in Kerbfall 45. Zusätzlich sind die Versuchspunkte der einzelnen Versuche im Diagramm eingefügt. Es wird deutlich, dass die Versuche von Serie 1 gut mit den Ergebnissen von Baptista et al. [3] übereinstimmen. Bei höherer Spannungsschwingbreite liegen die Versuchspunkte unterhalb der Regressionsgerade und der charakteristischen Wöhlerlinie. Hierbei sei angemerkt, dass nur vier Einzelversuche von Baptista et al. [3] mit niedrigerer Spannungsschwingbreite ausgewertet werden konnten.

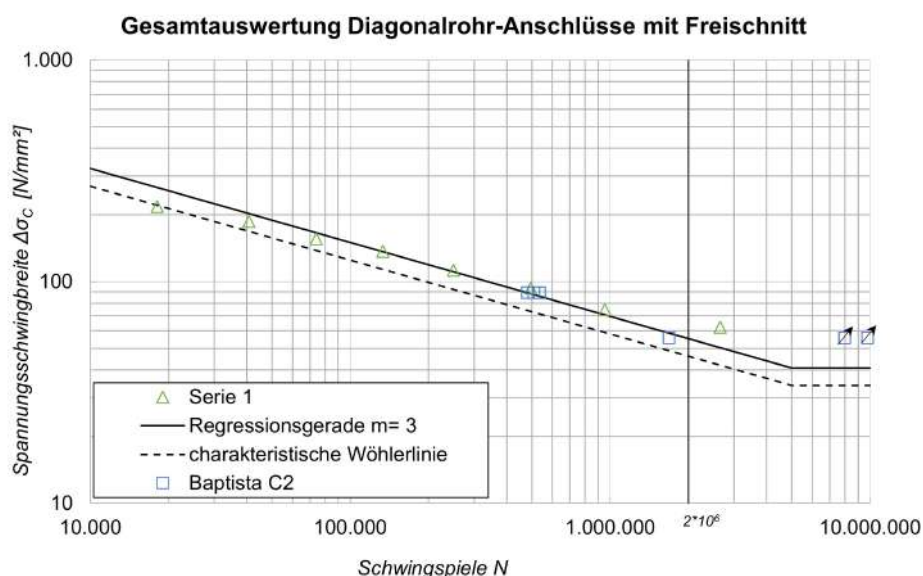


Abb. 7-1: Auswertung der Diagonalrohr-Anschlüsse mit Freischnitt

In Tab. 7-1 sind die einzelnen Versuche zur Gesamtauswertung aufgeführt:

Tab. 7-1: Daten zur Gesamtauswertung der Diagonalrohr-Anschlüsse mit Freischnitt

Anzahl der Versuche	Quelle
6 (C2)	Baptista [3]
8 (Serie 1)	Kuhlmann, Gözl [21]

Nach DIN EN 1993-1-9 [10] werden Diagonalrohr-Anschlüsse mit einem Anschlusswinkel $\alpha \leq 45^\circ$ in Kerbfall 71 eingeordnet. Dieser Kerbfall wird sowohl mit der statistischen Auswertung der experimentellen Versuchen von Baptista et al. [3] als auch von Versuchsserie 1 deutlich unterschritten.

7.1.2 Empfehlung für die Ausführung und Bemessung

Für Diagonalrohr-Anschlüsse mit Freischnitt wird in der Praxis Kerbfall 45 empfohlen, da die gemeinsame Auswertung eine charakteristische Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_c = 46,1 \text{ N/mm}^2$ ergibt. Dabei wird der Anschluss mit Kehlnähten ausgeführt, da sich die Risse am Freischnitt bildeten und daher die Schweißnaht nicht maßgebend wird. Die empfohlene Variante des Anschlusses mit Freischnitt ist in Abb. 7-2 abgebildet. Dabei sollte die Nennspannung im Nettoquerschnitt A_{net} berechnet werden, um die Größe des Freischnitts zu berücksichtigen. Der Anschluss wird mit einem innenliegenden Deckel, der mit einer Dichtnaht geschweißt wird, ausgeführt.

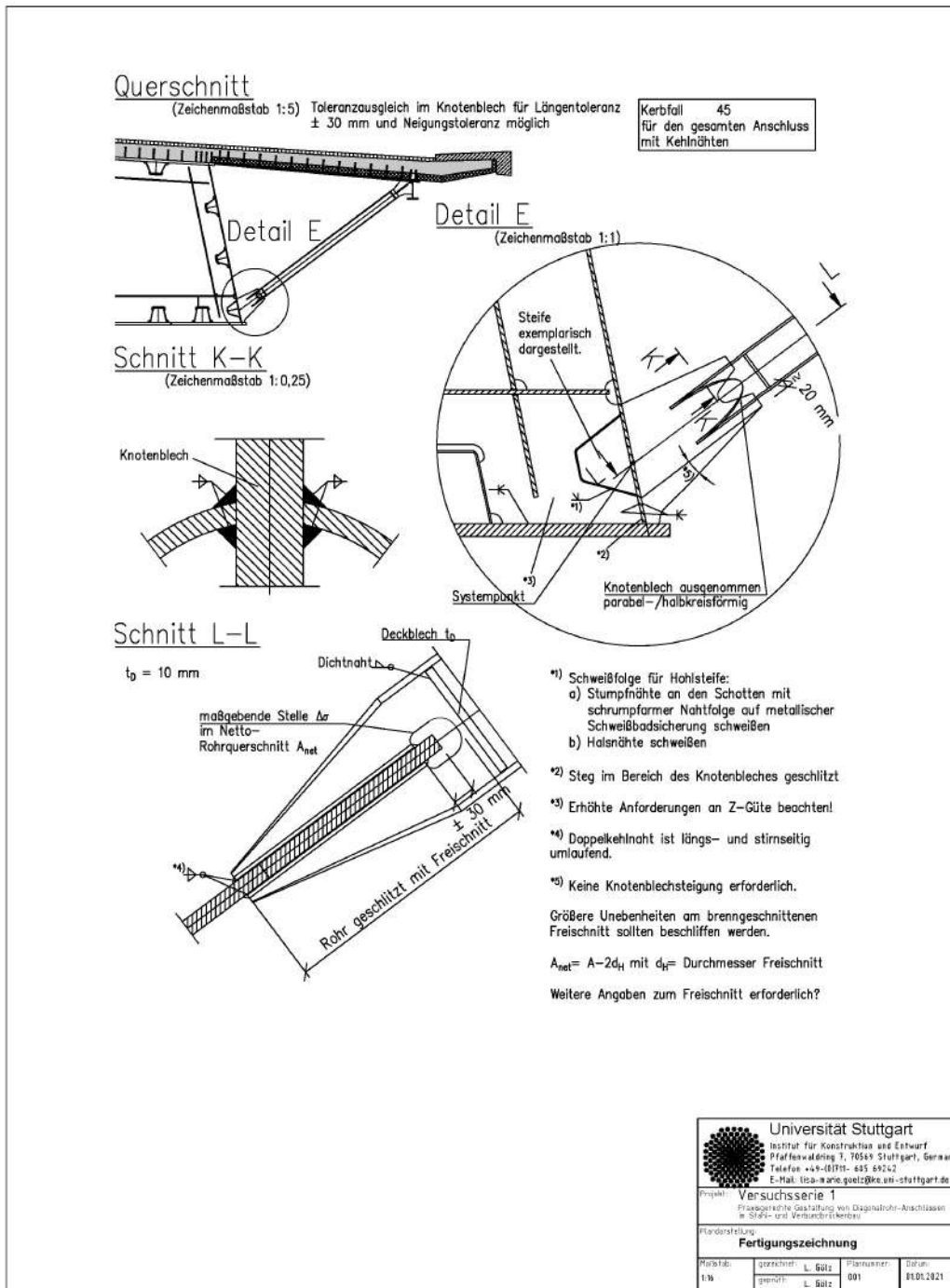


Abb. 7-2: Fertigungszeichnung Versuchsserie 1 als Basis für die Überarbeitung der Ausführungs- und Bemessungsempfehlungen nach [5] [21]

7.2 Versuchsserie 2

7.2.1 Vergleich und Einordnung in die Norm

Die statistische Auswertung der Versuchsserie 2 ergibt eine charakteristische Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_c = 50,8 \text{ N/mm}^2$ und damit eine Einordnung in Kerbfall 50 nach DIN EN 1993-1-9 [10]. Weitere Diagonalrohr-Anschlüsse mit geradem Deckel wurden von Zirn [31] experimentell getestet. Diese wurden analog zur statistischen Auswertung gemeinsam ausgewertet. Dabei wurden nur Einzelversuche ohne Schweißnahtnachbehandlung und bei axialer Zugschwellbeanspruchung von $R = 0,1$ ausgewertet. Weiterhin bestanden die einzelnen Versuchsserien aus mindestens fünf verwertbaren Einzelversuchen. In Abb. 7-3 ist die gefilterte Datensammlung dargestellt. Darin wurden über 60 Versuche (Versuchsbezeichnung L1A15, L1B15, L1C15, L2*C15 und Serie 2) [21, 31] mit verschiedenen Schweißnahtarten (Kehlnaht, HV-Naht und Kombination von Kehl- und HV-Naht) und Knotenblechgeometrien berücksichtigt. Die Gesamtauswertung mit einer festen Steigung von $m = 3$ ergibt eine charakteristischen Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_c = 43,5 \text{ N/mm}^2$ und liegt damit unterhalb der charakteristischen Ermüdungsfestigkeit von Versuchsserie 2.

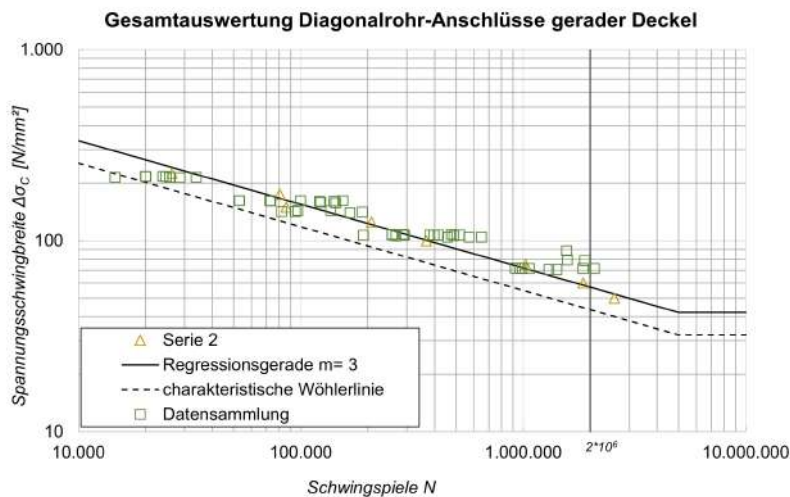


Abb. 7-3: Gesamtauswertung der Diagonalrohr-Anschlüsse mit geradem Deckel

Wenn die Anschlüsse mit Kehlnaht nicht in der Gesamtauswertung berücksichtigt werden, ergibt sich eine charakteristische Ermüdungsfestigkeit von $\sigma_c = 51,0 \text{ N/mm}^2$. Diese führt damit ebenfalls in eine Einordnung in Kerbfall 50 und zeigt mit Versuchsserie 2 eine gute Übereinstimmung. Die gemeinsame Auswertung ohne die Berücksichtigung der Anschlüsse mit Kehlnaht ist in Abb. 7-4 abgebildet. Im Diagramm ist zu erkennen, dass die Versuchspunkte der Serie 2 unterhalb der Regressionsgeraden liegen. Eine mögliche Erklärung dafür könnte ein Bauteileinfluss der Diagonalrohr-Anschlüsse sein, da die Versuche von Zirn [31] einen deutlich kleineren Durchmesser aufwiesen. Des Weiteren wurden die Versuche von Zirn [31] zweimal bis zum Bruch belastet. In der

Gesamtauswertung werden die Anschlüsse, die mit HV-Nähten und Kombi-Nähten ausgebildet wurden, berücksichtigt.

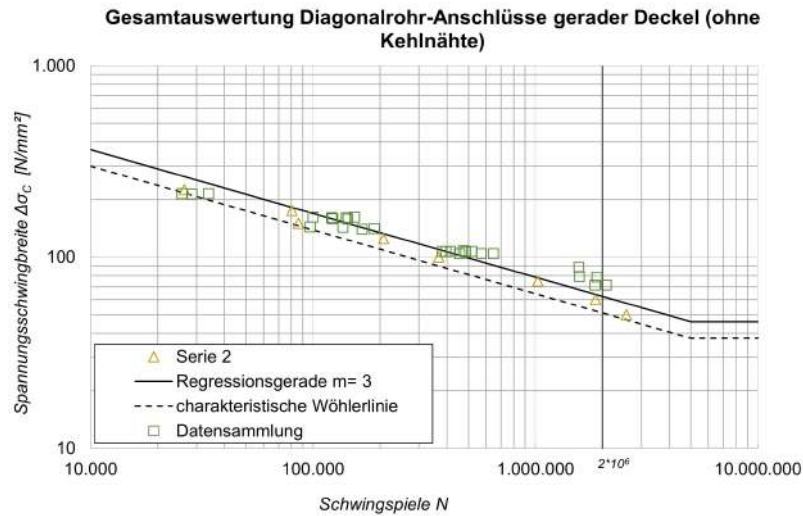


Abb. 7-4: Gesamtauswertung der Diagonalrohr-Anschlüsse mit geradem Deckel ohne Kehlnaht

Nach DIN EN 1993-1-9 [10] werden die Diagonalrohr-Anschlüsse ausschließlich in Abhängigkeit des Anschlusswinkels α in zwei Kerbfälle unterschieden, vergleiche Abschnitt 3.3. Die Varianten der Diagonalrohr-Anschlüsse mit geradem Deckel, folglich einem Winkel $\alpha > 45^\circ$, werden in Kerbfall 63 eingeordnet. Dieser Kerbfall kann weder mit der statistischen Auswertung der Versuchsserie 2 noch mit der Gesamtauswertung der Diagonalrohr-Anschlüsse mit geradem Deckel bestätigt werden.

Die einzelnen Versuche der Gesamtauswertung sind in Tab. 7-2 aufgeführt:

Tab. 7-2: Daten zur Gesamtauswertung der Diagonalrohr-Anschlüsse mit geradem Deckel

Anzahl der Versuche (mit Kehlnaht)	Quelle
53 (L1A15, L1B15, L1C15, L2*C15)	Zirn [31]
8 (Serie 2)	Kuhlmann, Gölz [21]
Anzahl der Versuche (ohne Kehlnaht)	Quelle
27 (L1B15, L1C15, L2*C15)	Zirn [31]
8 (Serie 2)	Kuhlmann, Gölz [21]

Bei näherer Betrachtung der einzelnen Versuchsserien mit geradem Deckel von Zirn [31] wird deutlich, dass die Diagonalrohr-Anschlüsse mit einer Kehlnaht lediglich in Kerbfall 36 eingestuft werden können. Hingegen können die weiteren Versuchsserien, die mit einer HV-Naht oder einer Kombination der Schweißnähte ausgeführt wurden, in Kerbfall 45 und 50 eingeordnet werden. Diese Ergebnisse zeigen eine gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen der Versuchsserie 2.

7.2.2 Empfehlung für die Ausführung und Bemessung

Für die Ausführung in der Praxis wird daher empfohlen die Diagonalrohr-Anschlüsse mit geradem Deckel in Abhängigkeit der Schweißnahtart einzuteilen. Wird der gesamte Anschluss mit HY-Längsnähten ausgeführt, kann der Anschluss in Kerbfall 50 eingeordnet werden. Dabei sollte auf einen kleinen Blechüberstand von ca. 2 mm geachtet werden, um eine möglichst gute Schweißnaht mit viel Schweißgut zwischen Rohr und Knotenblech auszubilden. Hingegen kann der Anschluss bei einer Ausführung mit Kehlnähten nur in Kerbfall 36 eingeordnet werden. In Abb. 7-5 ist die empfohlene Variante für den Anschluss mit geradem Deckel dargestellt. Dabei sollte das Knotenblech ausgenommen werden, um dieses elastischer zu gestalten. Weiterhin sollte das Knotenblechende mit 45° abgeschrägt oder abgerundet werden, um dieses möglichst kerbarm zu gestalten.

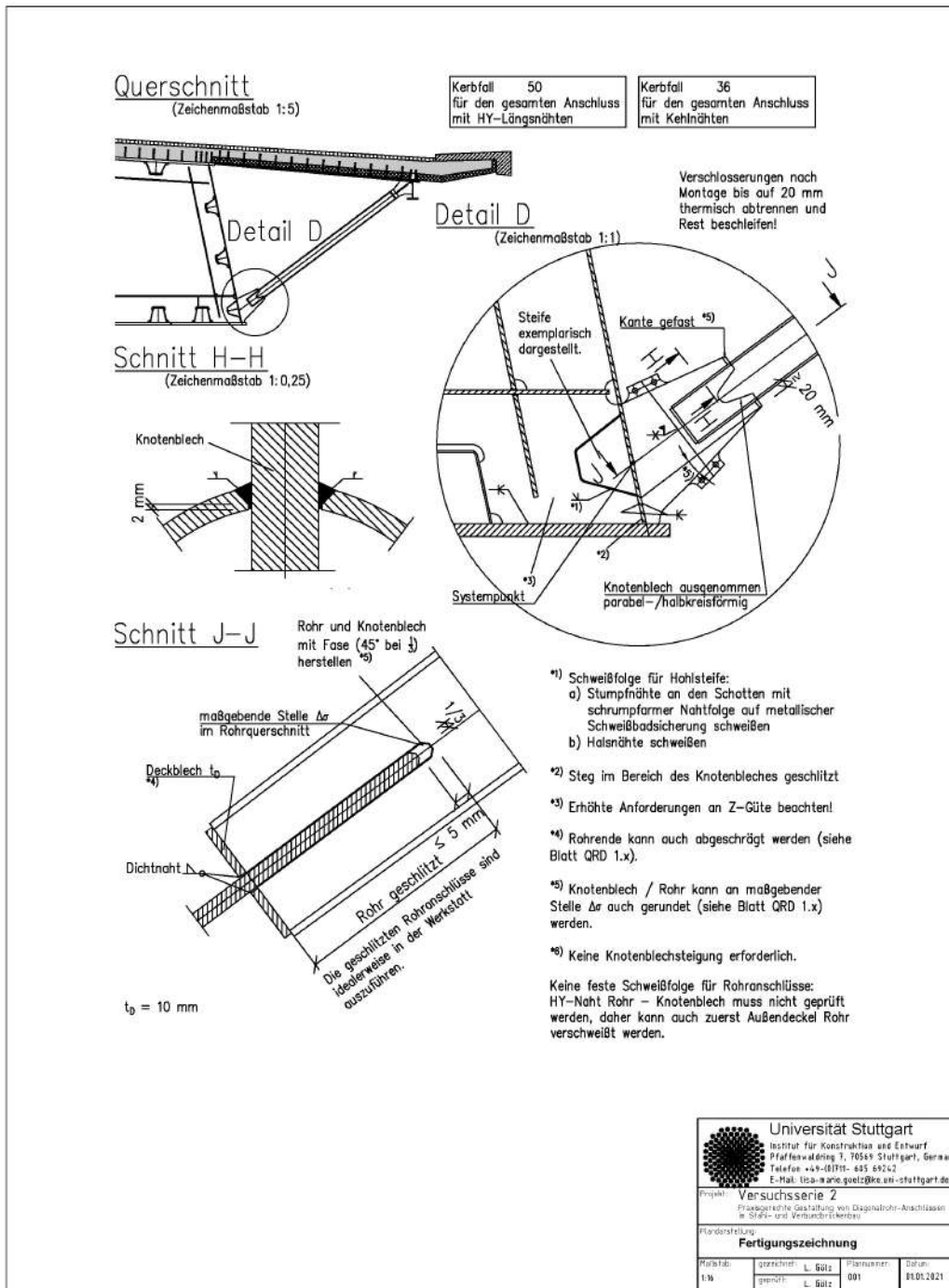


Abb. 7-5: Fertigungszeichnung Versuchsserie 2 als Basis für die Überarbeitung der Ausführungs- und Bemessungsempfehlungen nach [5] [21]

7.3 Versuchsserie 3

7.3.1 Vergleich und Einordnung in die Norm

Die charakteristische Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_c$ für Versuchsserie 3 ergibt sich zu 56,9 N/mm². Nach DIN EN 1993-1-9 [10] wird diese damit in Kerbfall 56 eingestuft. Analog zur Versuchsserie 2 wurden experimentell getestete Diagonalrohr-Anschlüsse, die am Rohr abgeschragt wurden, gemeinsam ausgewertet. Darin wurden ebenfalls Einzelversuche ohne Schweißnahtnachbehandlung bei axialer Zugschwellbeanspruchung von $R=0,1$ ausgewertet. Die einzelnen Versuchsserien bestanden aus mindestens fünf Einzelversuchen. In der Gesamtauswertung wurden über 180 Einzelversuche (Versuchsbezeichnung L2C10, L2C15, L2C20, L2D15, L3A15, L3B15, L3C15, L4B10, L4C10, L4C15, C3 und Serie 3) [3, 21, 31] mit verschiedenen Knotenblechgeometrien, Knotenblechdicken, Schweißnahtarten (Kehlnaht, HV-Naht und Kombination von Kehl- und HV-Naht), Rohrdurchmessern, Rohrwandstärken und die Ausführung mit und ohne Deckel berücksichtigt. Die Gesamtauswertung ist in Abb. 7-6 dargestellt. Mit einer festen Steigung von $m=3$ ergibt sich eine charakteristische Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_c=50,5$ N/mm².

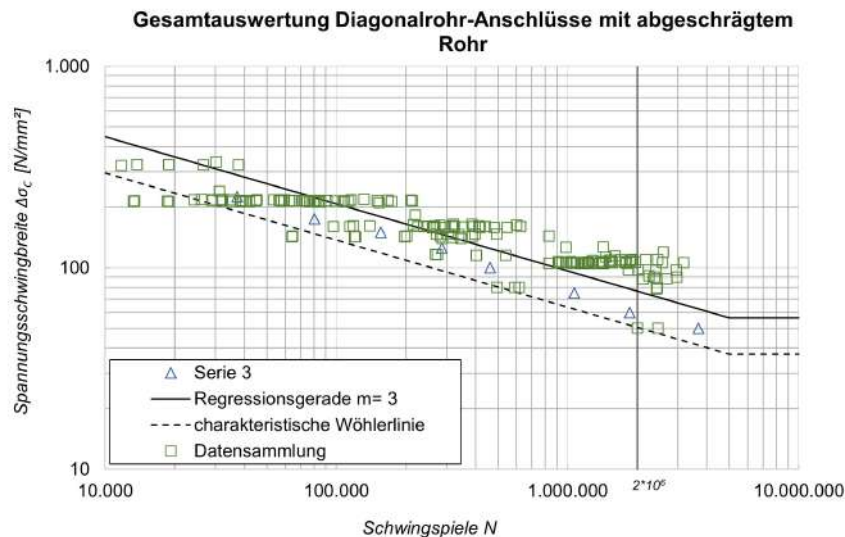


Abb. 7-6: Gesamtauswertung der Diagonalrohr-Anschlüsse mit abgeschragttem Rohr

Bei einer Gesamtauswertung ohne die Berücksichtigung der Einzelversuche, die mit einer Kehlnaht ausgeführt wurden, ergibt sich hingegen eine deutlich höhere charakteristische Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_c=55,6$ N/mm². In Abb. 7-7 ist die gemeinsame Auswertung der Anschlüsse, die ohne Kehl Nähte, sondern mit HV-Nähten oder Kombi-Nähten, ausgeführt wurden, dargestellt. Die Versuchspunkte der Serie 3 liegen unterhalb der Regressionsgeraden. Analog zu Serie 2 könnte ein Erklärungsansatz in einem möglichen Bauteileinfluss liegen, da die weiteren Anschlüsse einen kleineren Durchmesser besaßen.

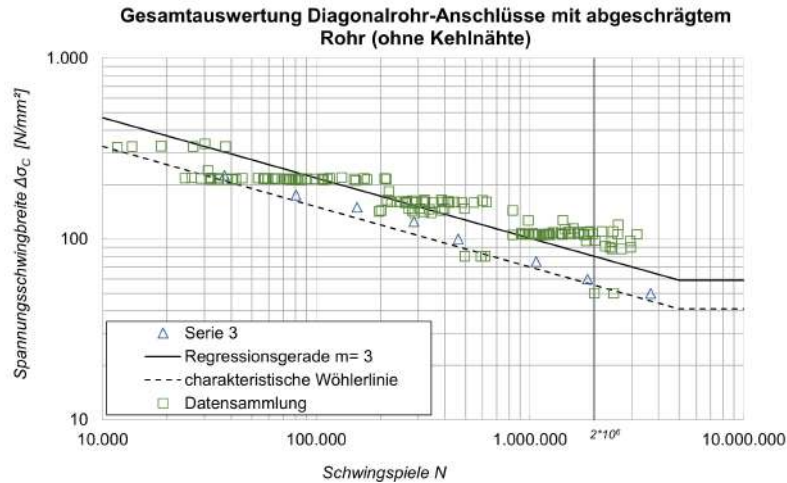


Abb. 7-7: Gesamtauswertung der Diagonalrohr-Anschlüsse mit abgeschrägtem Rohr ohne Kehlnaht

Die Diagonalrohr-Anschlüsse mit abgeschrägtem Rohr und einem Anschlusswinkel $\alpha \leq 45^\circ$ werden nach DIN EN 1993-1-9 [10] in Kerbfall 71 eingestuft. Dieser kann weder mit der Auswertung von Versuchsserie 3 noch mit der Gesamtauswertung der Diagonalrohr-Anschlüsse mit abgeschrägtem Rohr erreicht werden.

In der nachfolgenden Tab. 7-3 sind die einzelnen Versuche der Gesamtauswertung aufgelistet:

Tab. 7-3: Daten zur Gesamtauswertung der Diagonalrohr-Anschlüsse mit schrägem Deckel

Anzahl der Versuche (mit Kehlnaht)	Quelle
172 (L2C10, L2C15, L2C20, L2D15, L3A15, L3B15, L3C15, L4B10, L4C10, L4C15)	Zirn [31]
8 (Serie 3)	Kuhlmann, Gölz [21]
5 (C3)	Baptista et al. [3]
Anzahl der Versuche (ohne Kehlnaht)	Quelle
139 (L2C10, L2C15, L2C20, L2D15, L3B15, L3C15, L4B10, L4C10, L4C15)	Zirn [31]
8 (Serie 3)	Kuhlmann, Gölz [21]
5 (C3)	Baptista et al. [3]

7.3.2 Empfehlung für die Ausführung und Bemessung

Für die Praxis wird empfohlen die abgeschrägten Diagonalrohr-Anschlüsse ebenfalls in Abhängigkeit der Schweißnahtart einzuteilen. Bei Ausführung des Anschlusses mit HV-Nähten kann dieser in Kerbfall 56 eingeteilt werden. Kerbfall 36 sollte bei einer Ausführung mit Kehlnähten analog zu den Diagonalrohr-Anschlüssen mit geradem Deckel angesetzt werden. In Abb. 7-8 ist eine empfohlene Variante des Anschlusses abgebildet. Damit der Anschluss möglichst kerbarm gestaltet wird, sollte das Knotenblech abgerundet und das Knotenblech ausgenommen werden. Des Weiteren sollte eine keramische Schweißbadsicherung verwendet werden, um die Schweißnahtqualität zu erhöhen, obwohl an der Knotenblechspitze keine Schweißbadsicherung ausgebildet werden kann.

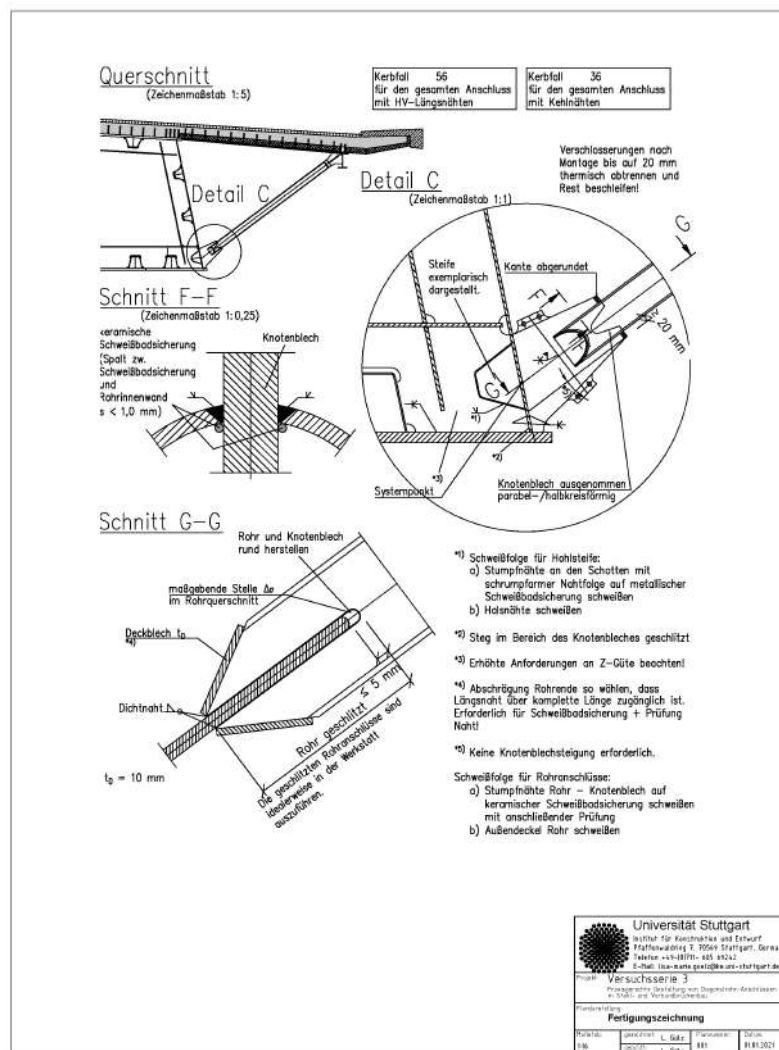


Abb. 7-8: Fertigungszeichnung Versuchsserie 3 als Basis für die Überarbeitung der Ausführungs- und Bemessungsempfehlungen nach [5] [21]

8 Zusammenfassung und Ausblick

In Stahl- und Verbundbrücken werden innen- sowie außenliegende Diagonalrohr-Anschlüsse eingesetzt, um große Querschnittsbreiten zu realisieren sowie die Torsionsbeanspruchung im Bauzustand abtragen zu können. Die Diagonalrohr-Anschlüsse werden hohen ermüdungswirksamen Beanspruchungen ausgesetzt. Die unterschiedlichen Anschlussvarianten sind nach DIN EN 1993-1-9 [10] nicht eindeutig geregelt. In DIN EN 1993-1-9 [10] werden diese Anschlüsse in Abhängigkeit des Anschlusswinkels α in zwei Kerbfälle eingeteilt. Mit dem Kerbfall wird der Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_c$ bei $2 \cdot 10^6$ Schwingspielen bezeichnet. Bei einem Anschlusswinkel $\alpha \leq 45^\circ$ werden diese in Kerbfall 71 eingeteilt. Ist $\alpha > 45^\circ$ wird Kerbfall 63 zugeordnet. Eine weitere Unterteilung, z.B. in Abhängigkeit der Schweißnaht oder des Freischnitts, wird nicht vorgenommen.

Im ersten Teil der Arbeit wurden die Grundlagen der Ermüdung und die normativen Regelungen nach Eurocode 3, sowie bereits durchgeführte Ermüdungsversuche von Diagonalrohr-Anschlüssen vorgestellt. Im Hauptteil wurden experimentelle Ermüdungsversuche von Diagonalrohr-Anschlüssen ausgewertet und untersucht. Dabei wurden drei unterschiedliche Varianten im Rahmen des AiF-DAST-Forschungsprojekts „Praxisgerechte Gestaltung von Diagonalrohr-Anschlüssen im Stahl- und Verbundbrückenbau“ [21] experimentell geprüft. Jeweils acht Prüfkörper der drei Versuchsserien wurden mit unterschiedlichen Spannungsschwingbreiten $\Delta\sigma$ und einem Spannungsverhältnis von $R=0,1$ im Zugschwellbereich getestet. Dabei hatten die Rohre die Abmessungen $\varnothing=168,3$ mm x 8 mm. Das Knotenblech wies eine Breite $b_p=210$ mm, eine Länge $l_p=610$ mm und eine Dicke $t_p=20$ mm auf. Die drei Anschlussvarianten wurden mit einem Deckel ausgeführt. Die Versuchskörper der Serie 1 besaßen einen innenliegenden und die Versuchskörper der Serie 2 und 3 einen außenliegenden Deckel. Diese Deckel wurden mit einer Dicke $t_s=10$ mm hergestellt. Die Abmessungen der Schweißnaht betragen $l_w=265$ mm und $a_w=8$ mm. Die Prüfkörper der Versuchsserie 1 wurden mit einem länglichen Freischnitt, der einen Toleranzausgleich in Längsrichtung sowie eine gute Umschweißung des Knotenblechs ermöglicht, und einer Doppelkehlnaht ausgeführt. Um eine gute Zugänglichkeit über die komplette Nahtlänge zu ermöglichen, wurde das Rohr am Ende abgeschrägt. Bei Versuchsserie 2 wurden die Prüfkörper mit einem geraden Deckel und einer HY-Naht mit Kehlnaht ausgeführt. Aufgrund des geraden Zuschnitts des Rohres war diese die einfachste Variante. Des Weiteren kann der gerade Deckel bereits im Werk angeschweißt werden. Die Diagonalrohr-Anschlüsse der dritten Serie wurden mit einem schrägen Deckel und einer HV-Naht mit Schweißbadsicherung ausgeführt. Das abgeschrägte Rohrende ermöglichte eine gute Zugänglichkeit zur Schweißnaht. Zusätzlich wurde das Knotenblechende vor dem Schweißen mit dem Radius $r=10$ mm abgerundet, um dieses möglichst kerbarm zu gestalten.

Die Versuche wurden statistisch ausgewertet, um eine charakteristische Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_c$ zu bestimmen. Die Prüfkörper der Versuchsserie 3 erreichten die höchste Ermüdungsfestigkeit und können nach DIN EN 1993-1-9 [10] in Kerbfall 56 eingeordnet werden. Die statistische Auswertung der Versuchsserie 1 führt zu einer Einordnung in Kerbfall 40 und Versuchsserie 2 kann in Kerbfall 50 eingeordnet werden. Damit unterschreiten diese die vorgegebenen Kerbfälle deutlich. Um eine Empfehlung für die Praxis geben zu können, wurden die experimentellen Versuche gemeinsam mit weiteren Versuchen [3, 31] ausgewertet. Die gemeinsame Auswertung der jeweiligen Serien zeigt eine gute Übereinstimmung. Bei Versuchsserie 2 und 3 wird deutlich, dass sich die charakteristische Ermüdungsfestigkeit, wenn die Diagonalrohr-Anschlüsse mit einer Kehlnaht ausgeführt werden, deutlich verschlechtert. Dies sollte in der Praxis berücksichtigt werden.

Die Versuchsserie 1 wurde ergänzend numerisch untersucht, um den Kerbfaktor berechnen zu können. Dabei wurde die sogenannte Submodelltechnik angewandt, um die Rechenzeit bei feiner Vernetzung gering zu halten. Das FE-Modell wurde durch die applizierten Dehnungsmessstreifen und die Rissentstehung der experimentellen Versuche validiert. Anschließend wurde der Einfluss verschiedener Parameter auf die maximale Kerbspannung untersucht. Dabei wurde der Einfluss des Innendeckels, der Knotenblechgeometrie, des Rohrzuschnitts und der Freischnittgeometrie betrachtet. Die Versuchskörper können mit innenliegendem Deckel hergestellt werden, da dieser die Kerbspannung nicht erhöht. Der Kerbfaktor nimmt deutlich zu, wenn das Knotenblech mit einem geradlinig verlaufenden Abschluss ausgeführt wird. Weiterhin wirkt sich ein stark ausgenommenes und damit elastisches Knotenblech positiv auf den Kerbfaktor aus. Ebenfalls wirkt sich ein länglicher oder runder Freischnitt positiv aus. Wird der Rohrzuschnitt verkürzt, d.h. der Winkel der Rohrabschrägung wird steiler ausgebildet, nimmt die maximale Kerbspannung am Freischnitt ab. Jedoch verlagert sich mit sehr kurzem Zuschnitt der Ort der maximalen Kerbspannung vom Freischnitt zu der oberen Umschweißung der Kehlnaht am Rohrende und die Spannungen erhöhen sich an dieser Stelle wieder.

In einem weiteren Schritt könnte der Einfluss des Zuschnittes des Rohres zudem mit der Submodelltechnik untersucht werden, da das Submodell nur einen Ausschnitt des Freischnitts abbildete. Dabei kann das Kerbspannungskonzept für Schweißnähte nach [12] angewendet werden. Weiterhin stehen numerische Untersuchungen für die Versuchsserien 2 und 3 aus, um die maßgebenden Einflussparameter, wie beispielsweise die Knotenblechgeometrie, den Rohrdurchmesser und die Schweißnahtdicke, auf die Kerbspannung zu bestimmen. Mithilfe dieser Ergebnisse könnten die Empfehlungen für die Ausführung und Bemessung in der Praxis angepasst werden.

Literaturverzeichnis

- [1] **Ansys, Inc.** *ANSYS Workbench*. Version 19.2.
- [2] **Autodesk.** *Autodesk Inventor Professional*. Version 2020.
- [3] **Baptista, Claudio u. a.** „Fatigue behaviour of CHS tubular bracings in steel bridges“. In: *International Journal of Fatigue* 96 (2017), S. 127 - 141. URL: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S014211231630370X>.
- [4] **British Standard 7608** *Guide to fatigue design and assessment of steel products*. 2014.
- [5] **Bundesministerium für Verkehr und digitale Infrastruktur** *Richtlinien für den Entwurf, die konstruktive Ausbildung und Ausstattung von Ingenieurbauten (RE-ING)*. Dezember 2019.
- [6] **Det Norske Veritas** "*DNV-RP-C203: Fatigue Design of Offshore Steel Structures, Recommended practice*". 2010.
- [7] **DIN 50100** *Schwingfestigkeitsversuch - Durchführung und Auswertung von zyklischen Versuchen mit konstanter Lastamplitude für metallische Werkstoffproben und Bauteile*. Dezember 2016.
- [8] **DIN EN 1990** *Eurocode: Grundlagen der Tragwerksplanung*. Dezember 2010.
- [9] **DIN EN 1991-1-1** *Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke - Teil 1-1: Allgemeine Einwirkungen auf Tragwerke - Wichten, Eigengewicht und Nutzlasten im Hochbau*. Dezember 2010.
- [10] **DIN EN 1993-1-9** *Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten -Teil 1-9: Ermüdung*. Dezember 2010.
- [11] **DIN EN ISO 5817** *Schweißen - Schmelzschweißverbindungen an Stahl, Nickel, Titan und deren Legierungen (ohne Strahlschweißen) - Bewertungsgruppen von Unregelmäßigkeiten*. Juni 2014.
- [12] **DVS Merkblatt 0905** *Industrielle Anwendung des Kerbspannungskonzeptes für den Ermüdungsfestigkeitsnachweis von Schweißverbindungen*. Deutsch. Februar 2017. Düsseldorf: DVS Media GmbH, 2017, 72 S.
- [13] **Feldmann, Markus u. a.** „Auswertung von Ermüdungsversuchsdaten zur Überprüfung von Kerbfallklassen nach EC3-1-9“. Deutsch. In: *Stahlbau* 88 (2019), S. 1004 - 1017.
- [14] **Feldmann, Markus u. a.** „Neubewertung und Erweiterung des Kerbfallkatalogs nach Eurocode 3 für eine zukunftsfähige Auslegung hochbeanspruchter Stahlkonstruktionen“. Deutsch. In: *Deutscher Ausschluß für Stahlbau in Kooperation mit Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V. FOSTA* (2019), 543 S.

- [15] **Gebhardt, Christof.** *Praxisbuch FEM mit ANSYS Workbench: Einführung in die lineare und nichtlineare Mechanik.* 2018. URL: <https://doi.org/10.3139/9783446457409>.
- [16] **Gudehus, Helmut.** *Leitfaden für eine Betriebsfestigkeitsrechnung: Empfehlung zur Lebensdauerabschätzung von Maschinenbauteilen.* Deutsch. 4. Aufl. Düsseldorf: Verl. Stahleisen, 1999.
- [17] **Haibach, Erwin.** *Betriebsfestigkeit: Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung.* Deutsch. 3., korrigierte und ergänzte Auflage. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2006, 766 S.
- [18] **Hanswille, Gerhard und Schubart, Ralf.** „Entwurf der Talbrücke Rinsdorf“. In: *Stahlbau* 86.8 (2017), S. 674–681. eprint: <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/pdf/10.1002/stab.201710522>.
- [19] **Hobbacher, Adolf.** *Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components.* Englisch. 2016. URL: <http://swbplus.bsz-bw.de/bsz455216746cov.htm>.
- [20] **Krahwinkel, Manuel und Kindmann, Rolf.** *Stahl- und Verbundkonstruktionen.* Deutsch. 3., vollst. überarb. u. akt. Aufl. 2016. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2016, 561 S.
- [21] **Kuhlmann, Ulrike und Gözl, Lisa-Marie.** „Praxisgerechte Gestaltung von Diagonalrohr-Anschlüssen im Stahl- und Verbundbrückenbau, AiF-DASt Forschungsvorhaben IGF:20452N“. (laufendes Vorhaben seit 02/2019).
- [22] **Macherauch, Eckard und Zoch, Hans-Werner.** *Praktikum in Werkstoffkunde: 100 ausführliche Versuche aus wichtigen Gebieten der Werkstofftechnik.* Deutsch. 13., überarbeitete und erweiterte Auflage. Springer eBooks. Computer Science and Engineering. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2019.
- [23] **Maddox, Stephen John.** *Fatigue strength of welded structures.* Englisch. 2. ed. Cambridge, England: Abington Publishing, 1991, 198 S.
- [24] **Mansperger, Tobias u. a.** *Planung und Prüfung der Talbrücke Heidingsfeld.* Berlin, 2017.
- [25] **Nussbaumer, A. und Günther, H.-P.** *Stahlbaukalender 2006 Grundlagen und Erläuterungen der neuen Ermüdungsnachweise nach Eurocode 3.* 2006.
- [26] **Radaj, Dieter.** *Gestaltung und Berechnung von Schweißkonstruktionen: Ermüdungsfestigkeit.* Deutsch. Fachbuchreihe Schweißtechnik ; 82. Düsseldorf: Dt. Verl. für Schweißtechnik (DVS), 1985, 224 S.
- [27] **Radaj, Dieter und Sonsino, Cetin Morris.** *Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen nach lokalen Konzepten.* Deutsch. Fachbuchreihe Schweißtechnik ; 142. Düsseldorf: Verlag für Schweißen und verwandte Verfahren, DVS-Verl., 2000, 204 S.

- [28] **Radaj, Dieter und Vormwald, Michael.** *Ermüdungsfestigkeit: Grundlagen für Ingenieure.* Deutsch. 3., neubearb. und erw. Aufl. Berlin; Heidelberg [u.a.]: Springer, 2007, 688 S.
- [29] **Richard, Hans Albert und Sander, Manuela.** *Ermüdungsrisse: Erkennen, sicher beurteilen, vermeiden.* Deutsch. 2. Aufl. 2012. Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag, 2012, 271 S.
- [30] **Yilmaz, Rümeyza.** „Aufarbeitung und Analyse von Diagonalrohr-Anschlüssen im Stahl- und Verbundbrückenbau“. Deutsch. Hochschulschrift. 2020, 110 S.
- [31] **Zirn, Rainer.** „Schwingfestigkeitsverhalten geschweißter Rohrknotenpunkte und Rohrlaschenverbindungen“. Deutsch. Hochschulschrift. 1975, 194 S.
- [32] www.lokalkompass.de/hagen/c-lk-gemeinschaft/lennetalbruecke-ein-gigantisches-stahlpuzzle. Stand: 19.11.2020.