FORSCHUNGSINITIATIVE Zukunft BAU

F 2972

Richard Stroetmann, Lars Sieber, Hans-Werner Viehrig
Mario Houska, Birgit Vetter, Veneta Schubert

Beurteilung der Sprödbruchgefährdung gelochter Stahltragwerke

Weiterentwicklung der Analysemethoden

Bundesinstitut für Bau-, Stadt- und Raumforschung
im Bundesamt für Bauwesen und Raumordnung

Fraunhofer IRB Verlag

F 2972

Bei dieser Veröffentlichung handelt es sich um die Kopie des Abschlussberichtes einer vom Bundesministerium für Verkehr, Bau und Stadtentwicklung -BMVBS- im Rahmen der Forschungsinitiative »Zukunft Bau« geförderten Forschungsarbeit. Die in dieser Forschungsarbeit enthaltenen Darstellungen und Empfehlungen geben die fachlichen Auffassungen der Verfasser wieder. Diese werden hier unverändert wiedergegeben, sie geben nicht unbedingt die Meinung des Zuwendungsgebers oder des Herausgebers wieder.

Dieser Forschungsbericht wurde mit modernsten Hochleistungskopierern auf Einzelanfrage hergestellt.

Die Originalmanuskripte wurden reprotechnisch, jedoch nicht inhaltlich überarbeitet. Die Druckqualität hängt von der reprotechnischen Eignung des Originalmanuskriptes ab, das uns vom Autor bzw. von der Forschungsstelle zur Verfügung gestellt wurde.

© by Fraunhofer IRB Verlag

2015

ISBN 978-3-8167-9573-5

Vervielfältigung, auch auszugsweise,
nur mit ausdrücklicher Zustimmung des Verlages.

Fraunhofer IRB Verlag
Fraunhofer-Informationszentrum Raum und Bau

Postfach 80 04 69
70504 Stuttgart

Nobelstraße 12
70569 Stuttgart

Telefon 07 11 9 70 - 25 00
Telefax 07 11 9 70 - 25 08

E-Mail irb@irb.fraunhofer.de

www.baufachinformation.de

www.irb.fraunhofer.de/bauforschung

Bundesministerium
für Verkehr, Bau
und Stadtentwicklung

Bundesinstitut
für Bau-, Stadt- und
Raumforschung
im Bundesamt für Bauwesen
und Raumordnung

FORSCHUNGSINITIATIVE
Zukunft BAU

„Beurteilung der Sprödbruchgefährdung gelochter Stahltragwerke - Weiterentwicklung der Analysemethoden“

TECHNISCHE UNIVERSITÄT DRESDEN
Institut für Stahl- und Holzbau, Professur für Stahlbau

ifW
Institut für Werkstoffwissenschaft
materials science

HZDR
HELMHOLTZ
ZENTRUM DRESDEN
ROSSENDORF

Projektleiter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Richard Stroetmann

Autoren: Dipl.-Ing. Lars Sieber
Dr.-Ing. Hans-Werner Viehrig
Dipl.-Ing. Mario Houska
Dr.-Ing. Birgit Vetter
Dr.-Ing. Veneta Schubert

Der Forschungsbericht wurde mit Mitteln der Forschungsinitiative Zukunft Bau
des Bundesinstitutes für Bau-, Stadt- und Raumforschung gefördert.
(Aktenzeichen: II 3- F20-12-1-054 / SWD – 10.08.18.7-13.15)
Die Verantwortung für den Inhalt des Berichtes liegt bei den Autoren.

Inhaltsverzeichnis

1 Einleitung ... 3
1.1 Problemstellung ... 3
1.2 Untersuchungsziel ... 4
1.3 Vorgehensweise ... 5
2 Experimentelle Untersuchungen zur Werkstoffzähigkeit ... 7
2.1 Probenauswahl und -fertigung ... 7
2.1.1 Festlegung von Probengeometrie und -anzahl ... 8
2.1.2 Erstellung von Schnittplänen ... 8
2.2 Werkstoffuntersuchungen ... 8
2.2.1 Zugversuche ... 8
2.2.2 Kerbschlagbiegeversuche ... 9
2.2.3 Bruchmechanikversuche nach ASTM E1921 ... 10
2.3 Versuchsauswertung ... 10
2.3.1 Bestimmung mechanischer Kennwerte und wahrer Spannungs-Dehnungskurven ... 10
2.3.2 Ermittlung von ISO-V-Übergangstemperaturen ... 11
2.3.3 Ermittlung von Referenztemperaturen nach ASTM E 1921 (Master-Curve–Konzept) ... 12
2.3.4 Fraktografische Untersuchungen ... 17
2.4 Gegenüberstellung mit der Bruchzähigkeit alter Brückenbaustähle ... 18
2.5 Zusammenfassung ... 19
3 Werkstoffuntersuchungen zum Nachweis der Lochrandverfestigung ... 21
3.1 Grundlagen ... 21
3.2 Auswahl des Probenmaterials ... 22
3.3 Gefügeuntersuchungen ... 23
3.4 Härteverlaufsmessungen ... 26
3.5 Zusammenfassung ... 29
4 Analyse bestehender Konstruktionen des Stahlhochbaus ... 30
4.1 Anschlüsse von Winkelprofilen mit einem Verbindungsmittel ... 30
4.2 Anschlüsse von Winkelprofilen mit mehreren Verbindungsmitteln ... 31
5 Nummerische Untersuchungen ... 32
5.1 Soft- und Hardware ... 32
5.2 Besonderheiten der FE-Modellierung für bruchmechanische Berechnungen ... 32
5.3 Untersuchungen an Einzelwinkeln mit Anschlüssen aus einem Niet ... 35
5.4 Berechnungsergebnisse ... 38

5.5 Gegenüberstellung mit bekannter K-Lösung aus der Fachliteratur 39
5.5.1 Anschluss eines Winkelprofils mit einem Niet 39
5.5.2 Anschluss eines Winkelprofils mit mehreren Nieten 43
6 Bauteilzugversuche 45
6.1 Tastversuche zur Ermittlung der Tragfähigkeitsminderung infolge Sprödbruch 45
6.2 Bauteilzugversuche zur Ermittlung der Tragfähigkeit bei Versagen infolge Sprödbruch 45
6.2.1 Zugversuche an Winkelprofilanschlüssen mit einem Verbindungsmittel 45
6.2.2 Zugversuche an Winkelprofilanschlüssen mit mehreren Verbindungsmitteln 47
7 Bruchmechanischer Sicherheitsnachweis 48
7.1 Ermittlung der Traglasten anhand des Bemessungsmodells 48
7.1.1 Statistische Auswertung nach DIN EN 1990, Anhang D 48
7.1.2 Traglast für Winkelprofilanschlüsse mit einem Verbindungsmittel 49
7.1.3 Traglast für Winkelprofilanschlüsse mit mehreren Verbindungsmitteln 52
7.2 Bestimmung der Teilsicherheitsbeiwerte für die Bemessungsmodelle 53
8 Zusammenfassung und Schlussfolgerungen 59
8.1 Zusammenfassung 59
8.2 Schlussfolgerungen 60
9 Literaturverzeichnis 62
Anhang A - Tabellen und Abbildungen zu den Untersuchungen der Werkstoffzähigkeit 1
Anhang B - Abbildungen zu den Untersuchungen der Lochrandverfestigung 1
Anhang C - Ergebnisse der nummerischen Untersuchungen 1
Anhang D - Ergebnisse der Bauteilzugversuche 1

1 Einleitung

1.1 Problemstellung

Zahlreiche erhaltene Stahltragwerke des 19. und frühen 20. Jahrhunderts werden heute noch genutzt und haben somit ihre geplante Nutzungsdauer von 60 bis 80 Jahren deutlich überschritten. Aus wirtschaftlichen und oft auch denkmalpflegerischen Gründen besteht ein großes Interesse, die sichere Nutzung dieser Bauwerke auch weiterhin zu ermöglichen. Bedingt durch Schadensfälle infolge von Sprödbruchversagen bei Altstahlkonstruktionen (z. B. an Stahlgeschossbauten und Stahlgittermasten) gewinnt neben der Tragsicherheit die Frage der Sprödbruchgefährdung alter Stahlkonstruktionen zunehmend an Bedeutung. Alte Stahlkonstruktionen bestehen überwiegend aus genieteten oder geschraubten Flachstählen, I-, L- und U-Profilen mit wiederkehrenden Konstruktionsprinzipien. Besonders sprödbruchgefährdet sind Bereiche in höher zugbeanspruchten Bauteilen aus stickstoffreichen Stählen, die durch gestanzte Löcher geschwächt sind.

Zur Beurteilung der Sprödbruchsicherheit stehen im Stahlbau verschiedene, unterschiedlich aufwendige und aussagefähige Methoden zur Verfügung, die in mehr oder weniger engem Zusammenhang mit dem eigentlichen Phänomen des Sprödbruchs stehen.

Für die Wahl der Stahlgütegruppe von Schweißkonstruktionen wurde 1973 von Klöppel und Bierett die DASt-Richtlinie 009 [1] erarbeitet, bei der für die Sprödbruchgefährdung relevante Kriterien, wie Blechdicke, Einsatztemperatur und Eigenspannungszustand herangezogen werden. Die Beurteilung der Stähle in Bezug auf ihre Neigung zum Sprödbruchversagen erfolgt in dieser Richtlinie vorrangig nach dem Mindestwert der Kerbschlagzähigkeit (meist 27 J). Dieses Kriterium hat sich über die Jahrzehnte vor allem deswegen durchgesetzt, weil der Kerbschlagversuch im Unterschied zu anderen Prüfmethoden, die die Abhängigkeit der Zähigkeit von der Temperatur erfassen (z. B. dem bruchmechanischen Versuch), einen deutlich geringeren Aufwand erfordert. Die Vorgehensweise zur Ermittlung der Zähigkeitsanforderungen beruhte in der DASt-Richtlinie jedoch ausschließlich auf empirischen Kriterien (Vergleich von Bauteilversuchsergebnissen mit Zähigkeiten der Stähle der Versuchskörper und Berücksichtigung verschiedener konstruktiver Details).

Die Weiterentwicklung der DASt-Richtlinie 009 erfolgte auf der Grundlage der Bruchmechanik im Zuge der Harmonisierung europäischer Bauproduktnormen im Eurocode 3 (DIN EN 1993-1-10 [2]) in den 90er Jahren. Der Nachweis erfolgt in Form eines Temperaturvergleiches zwischen der Einsatztemperatur und dem Mindestwert der Kerbschlagübergangstemperatur T_{27J}. Auf der Einwirkungsseite wird also neben der Beanspruchung des Bauteils dessen tiefste Einsatztemperatur berücksichtigt. Unter Annahme eines rissartigen Fehlers im Bauteil wird unter der maßgebenden Beanspruchung die erforderliche Bruchzähigkeit ermittelt. Die Widerstandsseite des bruchmechanischen Sprödbruchnachweises bildet die Bruchzähigkeit von Baustählen auf Basis des Master-Curve-Konzepts, anhand der aus Einsatztemperatur und Mindestbruchzähigkeit die erforderliche Übergangstemperatur T_0 der Bruchzähigkeit bestimmt wird. Durch die Korrelation der Übergangstemperaturen T_0 und T_{27J} kann der Mindestwert der Kerbschlagübergangstemperatur abgeleitet werden. Dadurch

wird bei der Anwendung des Sprödbruchnachweises die aufwendige experimentelle Ermittlung der Bruchzähigkeit vermieden und das bisher bekannte T_{27J}-Kriterium beibehalten.

Diese Korrelation wurde speziell für heutige Baustähle in Schweißkonstruktionen abgeleitet. Die besonderen Eigenschaften alter Stähle fanden dabei keine Berücksichtigung. Auch die häufig geringere Kerbwirkung in alten genieteten Konstruktionen, die auf der Einwirkungsseite einfließt, wird im aktuellen Sprödbruchkonzept nicht berücksichtigt. Dennoch ist in der Praxis zu beobachten, dass die Grenzwerte der Kerbschlagzähigkeit aktueller Regelwerke auch oft bei der Beurteilung alter Stahlkonstruktionen angewendet werden. Dies kann aus vorgenannten Gründen zu einer Fehleinschätzung der Zähigkeitsanforderungen führen und vielfach unnötige Verstärkungsmaßnahmen oder sogar den vorsorglichen Rückbau der Konstruktion verursachen.

In bereits durchgeführten Werkstoffuntersuchungen (z. B. [3] und [4]) wurde festgestellt, dass Flussstähle auch bei tiefen Temperaturen (in Deutschland für Außenbauteile bis -30 °C) durchaus noch ausreichende Zähigkeit besitzen, um einem spröden Bauteilversagen zu widerstehen.

Da keine ausreichend abgesicherten Grundlagen zur Bewertung der werkstoff- und konstruktionsbedingten Sprödbruchgefährdung alter Baustähle vorliegen, ist es erforderlich, Methoden für eine sachgerechte Beurteilung hierfür zu entwickeln. Es sind sowohl Untersuchungen auf der Einwirkungsseite als auch auf der Seite des Werkstoffwiderstandes durchzuführen.

1.2 Untersuchungsziel

Die Bewertung der Sprödbruchgefährdung von Stahlbauteilen in bestehenden Konstruktionen auf Basis der Bruchmechanik ist in der Praxis nur wenig verbreitet und war bisher nur auf ausgewählte Bauwerke, insbesondere zyklisch belastete Brücken, beschränkt (z. B. [5] und [6]). Dies ist neben den zum Teil notwendigen komplexen FEM-Berechnungen vor allem auf die aufwendige experimentelle Bestimmung der bruchmechanischen Werkstoffzähigkeit zurückzuführen.

Ein ingenieurmäßig anwendbares Nachweisverfahren, wie es mit DIN EN 1993-1-10 [2] für neue geschweißte Konstruktionen ermöglicht wird, steht für bestehende Stahlkonstruktionen des Hochbaus bisher nicht zur Verfügung. Die Zielstellung des Forschungsvorhabens ist die Entwicklung eines praxisgerechten Verfahrens zur Beurteilung der Sprödbruchgefährdung lochgeschwächter Konstruktionen des Stahlhochbaus. Grundlagen hierfür bilden bruchmechanische Sicherheitsanalysen, experimentell bestimmte Werkstoffkennwerte und Finite Element Berechnungen zur Bestimmung der Zähigkeitsanforderungen typischer Konstruktionsformen. Mit Hilfe statistischer Methoden werden Streuungen der Festigkeits- und Zähigkeitskennwerte der Flussstähle erfasst und nach der Verifizierung durch Bauteilversuche in ein semi-probabilistisches Bemessungskonzept überführt.

1.3 Vorgehensweise

Zur Entwicklung eines Nachweises ausreichender Sicherheit gegen Sprödbruch wurde eine Untersuchungsmethode erarbeitet, die darin besteht, die bruchmechanische Zähigkeit von Flussstahl in Abhängigkeit der Temperatur zu ermitteln und diese den numerisch bestimmten Zähigkeitsanforderungen gelochter Stahlkonstruktionen gegenüberzustellen.

Zur Quantifizierung der Bruchzähigkeit von Flussstählen werden im spröd-duktilen Übergangsbereich bruchmechanische Werkstoffzähigkeiten bestimmt und nach dem international anerkannten Prüfstandard ASTM E1921 [7] (Master-Curve-Konzept) ausgewertet. Dazu ist es erforderlich, Werkstoffproben aus verschiedenen Baujahren, Bauteilen und Bauwerken zu untersuchen. Bei der Auswertung der ermittelten Bruchzähigkeiten K_{Jc} nach dem Master-Curve-Konzept werden auch bereits zur Verfügung stehende Werkstoffdaten aus früheren Untersuchungen an alten Stählen einbezogen, um die großen Streuungen der Werkstoffeigenschaften von Flussstahl zu erfassen. Die analysierten Werkstoffproben werden begleitend durch Kerbschlagversuche untersucht, um die Bruchzähigkeit von Flussstahl hinsichtlich einer möglichen Korrelation zur Kerbschlagzähigkeit ähnlich der Übergangstemperatur-Korrelation in DIN EN 1993-1-10 [2] zu prüfen. Durch Analyse der chemischen Zusammensetzung des untersuchten Probenmaterials erfolgt eine Einordnung der Flussstähle zu den typischen Stahlherstellungsverfahren.

Bei der Bewertung der Sprödbruchgefahr mit Hilfe der Bruchmechanik spielt neben der Bauteilgeometrie die angenommene Lage und Länge einer rissähnlichen Schädigung im Bauteil eine entscheidende Rolle. Diese Annahme eines Risses wird im Fall quasi-statischer Zugbeanspruchung primär von den Werkstoffeigenschaften in unmittelbarer Umgebung der Lochränder beeinflusst. Prozessbedingt durch das Frischen mit Luft besitzen insbesondere die im Konverter hergestellten Stähle (Bessemer- und Thomasstahl) einen relativ hohen Stickstoffgehalt und neigen durch das starke Diffusionsvermögen von Stickstoff zu der als Alterung bezeichneten Versprödung. Sie ist besonders ausgeprägt im Bereich plastischer Verformungen, die z. B. bei der Herstellung der Löcher von Nietverbindungen durch Stanzen auftreten. Um das Anrissverhalten quasi-statisch beanspruchter Flussstahlbauteile, die Werkstoffeigenschaften im Bereich der Lochränder und deren Zusammenhänge zur Größe der Risse (Abbildung 1) zu untersuchen, werden mechanische und metallografische Untersuchungen an Bauteilen mit gestanzten Löchern durchgeführt.

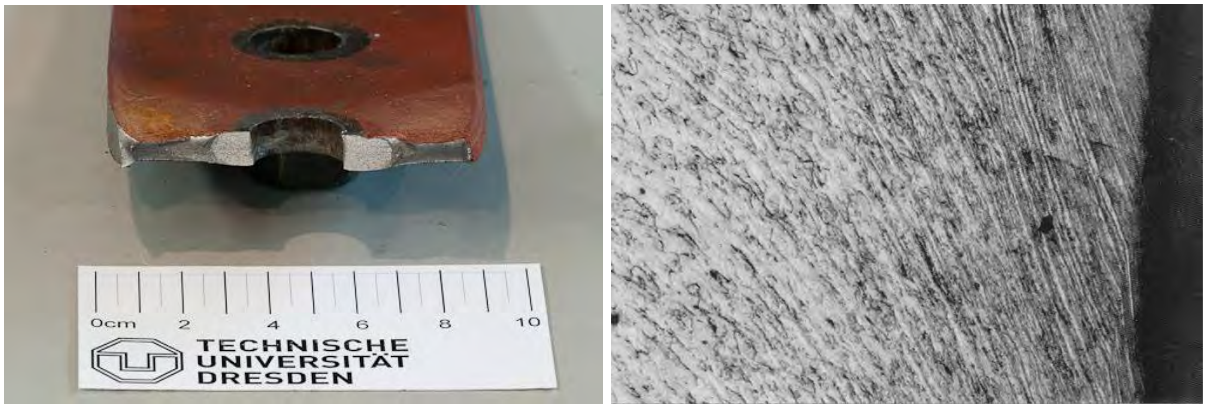


Abbildung 1: Spröder Anriss am Lochrand eines gestanzten Loches (links), Deformation des Werkstoffgefüges durch das Stanzen (Mikroschliff, rechts)

Da in der einschlägigen Fachliteratur (z. B. in [8]) keine bruchmechanischen Modelle zur Quantifizierung der Zähigkeitsanforderungen in exzentrisch zugbeanspruchten Winkelprofilen existieren, werden im Rahmen des Projekts bruchmechanische Berechnungen mit Hilfe der FEM durchgeführt, um diese für die Bewertung von Fachwerk-Konstruktionen des Stahlhochbaus entscheidende Lücke zu schließen. Die dabei gewonnenen Ergebnisse sollen anschließend in Gleichungen zur Bestimmung der erforderlichen Werkstoffzähigkeit zusammengefasst werden. Durch eine systematische Analyse der konstruktiven Ausbildung verschiedener bestehender Stahlfachwerkkonstruktionen des Hochbaus werden typische Querschnitte und Anschlusskonfigurationen für die nummerische Analyse identifiziert.

Ausgehend von den Ergebnissen der Werkstoffuntersuchungen und numerischen Berechnungen wird ein ingenieurmäßig anwendbares Bewertungsverfahren auf semi-probabilistischer Basis erarbeitet, das dem Anwender die Möglichkeit gibt, anhand von Ergebnissen aus dem Kerbschlagbiegeversuch oder den statistisch abgesicherten Werkstoffzähigkeiten von Stählen des Hochbaus eine Sicherheitsbeurteilung durchzuführen. Die Überprüfung der Vorhersagegenauigkeit des zugrunde liegenden Berechnungsmodells erfolgt durch Vergleiche mit Zugversuchen an unterschiedlichen Bauteilen des Stahlhochbaus.

2 Experimentelle Untersuchungen zur Werkstoffzähigkeit

2.1 Probenauswahl und -fertigung

Um die Eigenschaften der Werkstoffgruppe „Flussstahl“ zu charakterisieren, wurden Proben aus unterschiedlichen Bauwerken und Querschnittstypen verschiedener Baujahre für die Untersuchungen ausgewählt. Da sich erfahrungsgemäß heute wie früher die in Konstruktionen des Hochbaus verwendeten Stähle qualitativ (Zähigkeit, Reinheitsgrad) von den im Brückenbau eingesetzten Stählen unterscheiden, wurden ausschließlich Materialproben aus bestehenden Stahlhochbaukonstruktionen untersucht. Wesentliche Informationen zu den gewählten Werkstoffen, wie Herkunft, Alter, verwendete Kurzbezeichnung und chemische Zusammensetzung enthält Tabelle 1.

Die chemische Analyse erfolgte mit dem Funkenspektrometer Spectromaxx jeweils an der Querschnittsfläche der Proben, um die flussstahltypischen Seigerungen mit zu erfassen. Das Versuchsmaterial enthält stickstoffreiche Konverterstähle (z. B. PA2) ebenso wie Siemens-Martin-Stähle (z. B. M31). Die Gehalte an Eisenbegleitern im Probenmaterial entsprechen den üblichen Konzentrationen in Massenbaustählen aus den Anfängen des letzten Jahrhunderts.

Tabelle 1: Angaben zum Versuchsmaterial

Bauwerk / Bauteil	**Baujahr**	**Bezeichn.**	**Profil**	**Chemische Analyse [%]**						
				C	Mn	Si	P	S	N	O
Heizkraftwerk DD / Deckenträger	1913/18	DT200	I200	0,031	0,27	0,001	0,049	0,029	0,0135	0,0110
Heizkraftwerk DD / Deckenträger	1913/18	DT260	I260	0,097	0,72	0,001	0,095	0,102	0,0250	0,0155
Stahlgittermast M31 / Eckstiel	1930	M31	L120x13	0,072	0,48	0,001	0,024	0,043	0,0115	0,0385
Stahlgittermast M56 / Eckstiel	1930	M56	L110x12	0,150	0,36	0,001	0,018	0,091	0,0080	0,0100
Stahlgittermast / Eckstiel	1921	SGM21	L80x8	0,088	0,23	0,001	0,087	0,089	0,0210	0,0160
Personenaufzug Bad Schandau / Diag.	1904	PA2	L60x8	0,067	0,67	0,001	0,103	0,079	0,0225	0,0150
Bf Bad Kreuznach / Stützengurt	1907	DB_G1	L100x65x11	0,029	0,32	0,002	0,053	0,085	0,0250	0,0710
Bf Bad Kreuznach / Stützengurt	1907	DB_G3	L100x65x11	0,038	0,41	0,001	0,060	0,084	0,0190	0,0570

2.1.1 Festlegung von Probengeometrie und -anzahl

Unter Berücksichtigung der zur Verfügung stehenden Profilquerschnitte und anzuwendenden Prüfverfahren wurden für jede zu analysierende Werkstoffcharge folgende Probengeometrien und -anzahlen festgelegt:

- Zugversuch – 6 Stück Rundzugprobe B5 (Messlänge 25 mm) nach DIN 50125 [9],
- Kerbschlagbiegeversuch – 12 Stück 0,4T-ISO-V-Probe nach DIN EN ISO 148 [10],
- Bruchmechanikversuch – 10 Stück 0,5T-C(T)-Probe (bei zu geringer Profilbreite 0,25T-C(T)) nach ASTM E 1820 [11].

Eine Übersicht über die verwendeten Probentypen und -abmessungen geben die Abbildungen A-1 und A-2.

Die Herstellung der Probenaußenkontur aus dem zur Verfügung stehenden Profilmaterial erfolgte überwiegend durch Sägen, Fräsen, Flachschleifen bzw. Drehen. Die Probeninnenkontur bzw. der (Haupt-)Kerb der ISO-V- und C(T)-Proben wurden mittels Drahterodieren hergestellt. Bei den Materialchargen DB_G1 und DB_G3 wurde aufgrund der geringen Länge der zur Verfügung stehenden Profile die komplette Probenkontur erodiert. Bei dem verwendeten Drahtdurchmesser von 0,25 mm ergibt sich dabei eine Schnittbreite von ca. 0,3 mm.

In die Bruchmechanikproben wurden Ermüdungsanrisse eingeschwungen. Die Gesamtrisstiefe entsprach der halben Probenbreite (a/W = 0,5). Das Einschwingen erfolgte mit einer Resonanzprüfmaschine Rumul Mikrotron 20 kN der Fa. Russenberger Prüfmaschinen AG bei einem Spannungsverhältnis R = 0,1. Dabei wurde mit K_{end} = 14 MPa√m die Einschwingbedingung gemäß ASTM E 1921 [7] erfüllt. Anschließend wurden die Proben mittels Drahterodieren seitgekerbt (siehe Abbildung A-2).

2.1.2 Erstellung von Schnittplänen

Grundlage für die Probenentnahme aus den zur Verfügung stehenden Bauteilen bildeten vorab angefertigte Baumannabdrücke, mit deren Hilfe die aus dem Herstellungsprozess herrührenden makroskopischen Schwefelseigerungen sichtbar gemacht wurden. Es wurde darauf geachtet, die Proben so aus dem jeweiligen Querschnittstyp zu entnehmen, dass sich der Kerb bzw. Ermüdungsriss in einer Zone des Querschnitts befindet, wo üblicherweise Nietlöcher vorhanden und damit auch Anrisse in den Bauteilen zu erwarten sind.

Die Schnittpläne aller untersuchten Bauteile einschließlich der zugehörigen Baumannabdrücke sind den Abbildungen A-3 bis A-10 zu entnehmen.

2.2 Werkstoffuntersuchungen

2.2.1 Zugversuche

Für die Zugversuche nach EN ISO 6892-1 [12] (Raumtemperatur) und DIN ISO 15579 [13] (Temperaturen unterhalb Raumtemperatur) wurde das Materialprüfsystem Inspect Retrofit der Fa. Hegewald & Peschke Mess- und Prüftechnik GmbH eingesetzt. Dabei handelt es sich um ein elektromechanisches Prüfsystem für quasi-statische Versuche bis zu einer maxima-

len Belastung von ± 100 kN. Für die Längs- und Querdehnungsmessung wurde ein Videoextensometer NG 6.2.0.0 der Fa. Messphysik Materials Testing GmbH verwendet. Die mit Hilfe von Zugversuchen bestimmten mechanischen Werkstoffkennwerte werden für die Auswertung der Bruchmechanikversuche nach dem Master-Curve-Konzept benötigt. Grundsätzlich wird angestrebt, die Prüftemperaturen der Zugversuche in Analogie zu jenen der Bruchmechanikversuche (abhängig von der Master-Curve-Referenztemperatur) festzulegen. Dies war aufgrund der Streuung der Bruchzähigkeiten nur bedingt realisierbar. Im Hinblick auf den Einsatztemperaturbereich der Hochbaustähle wurde festgelegt, je zwei Tests bei Raumtemperatur, bei -10 °C und bei -30 °C durchzuführen. Um die Festigkeitskennwerte im Rahmen der MC-Auswertung auch auf Bruchzähigkeitswerte anwenden zu können, die bei abweichenden Prüftemperaturen bestimmt worden sind, wurden mindestens 6 Einzelwerte (12 bei den Materialchargen DT_200 und DT_260) nach Gleichung (2-1) aus [14] approximiert:

$$R_{m,0.2} = A + B \cdot e^{(-h\cdot(T+273))} \tag{2-1}$$

Die Tieftemperaturversuche wurden in einer Temperierkammer durchgeführt. Die Kühlung erfolgte mit Flüssigstickstoff. Die Temperatur wurde mit einem direkt an der Probe angebrachten Thermoelement gemessen und geregelt. Nach dem Erreichen der Prüftemperatur betrug die Haltezeit bis zum Versuchsstart mindestens zehn Minuten, damit über den gesamten Querschnitt eine gleichmäßige Probentemperatur sichergestellt werden konnte. Die Verformungsgeschwindigkeit im Zugversuch betrug 0,2 mm/min.

2.2.2 Kerbschlagbiegeversuche

Für die Kerbschlagbiegeversuche wurde ein instrumentiertes Pendelschlagwerk PSd 300 (Abbildung A-11) nach DIN EN ISO 148-1 [10] und DIN EN ISO 14556 [15] mit folgenden Parametern eingesetzt:

- Hammermasse: 20,2 kg
- Schlaggeschwindigkeit: 5,5 m/s
- Schlagenergie: 300 J

Geprüft wurden pro Testserie mindestens 12 ISO-V-Proben. Der Prüftemperaturbereich wurde für jedes Versuchsmaterial anhand der ersten Testergebnisse operativ festgelegt. Die Kühlung erfolgte mittels Flüssigstickstoff und die Erwärmung durch elektrische Heizung.

Aufgrund der geringen Querschnitte der Winkelprofile SGM21 und PA war die Fertigung von Standard-ISO-V-Proben nicht möglich. DIN EN ISO 148-1 [10] lässt auch die Prüfung untermaßiger Proben (mit 7,5; 5 oder 2,5 mm Breite) zu. Um den Materialquerschnitt jedoch möglichst vollständig auszunutzen, wurden die Proben mit der maximal realisierbaren Breite von 6,5 mm gefertigt. Laut o.g. Norm wird die Verwendung von Zwischenlagen (Unterlegeplättchen) empfohlen, so dass die Mitte des Höhenmaßes der Probe 5 mm über der Auflagerfläche für die 10-mm-Probe liegt. Derartige Unterlagen können jedoch erfahrungsgemäß während des Tests durch Verkanten zu Problemen führen. Der Einfluss auf das Prüfergebnis wurde deshalb durch Testung von Standard- und untermaßigen Referenzproben (Werkstoff 10CrMo 9-10) mit und ohne Verwendung von Unterlagen überprüft. Die mit Standardproben in der Hochlage ermittelten KV_2-Werte betragen im Mittel 226 J. Mit 6,5 mm breiten

Proben wurden bei der Verwendung von Beilagen auf ein Ligament von 80 mm^2 normierte KV_{2norm}-Werte im Mittel von 217 J ermittelt. Ohne Beilagen lagen die KV_{2norm}-Werte im Mittel bei 210 J. Auf Grund des geringen Unterschiedes wurde bei der Testung der untermaßigen ISO-V-Proben der Baustahlchargen SGM21 und PA2 auf Beilagen verzichtet.

2.2.3 Bruchmechanikversuche nach ASTM E1921

Die Prüfung der 0,5T-C(T)- bzw. 0,25T-C(T)-Proben erfolgte mit einer servohydraulischen Prüfmaschine MTS 810 weggeregelt unter monotoner Belastung bis zum instabilen Versagen der Probe. Pro Versuchsmaterial sind mindestens 10 Proben bei Prüftemperaturen im Bereich T_0 ± 50 K geprüft worden.

Messaufnehmer und Prüfbedingungen:

- Kraftmessdose: 25 kN; Typ MTS 661.20F-01; S-Nr.: 91662
- COD-Clip: MTS 632.03C-33; S-Nr.: 621; Basismesslänge: 2 mm, +4 mm
- Kolbenweg: LVDT-Sensor MTS; S-Nr.:0301010
- Kühlung: Temperierkammer MTS 651.06C-03 mit Flüssigstickstoff
- Thermoelement: NiCr Ni (Typ K) Nr. 2; S-Nr.: CC12922; Temperaturkonstanz ± 1K, Thermoelement direkt in einer Bohrung in der Probe positioniert, Haltezeit auf Solltemperatur: 15 min
- Geschwindigkeit: 0,4 mm/min (elastischer Bereich dK/dt = 0,5 MPa√m/s (0,5T-C(T); 0,35 MPa√m/s (0,25T-C(T))

Für die 0.25T-C(T)-Proben wurde eine Kraftmessdose 10 kN; Typ MTS 661.19F-02 (Snr. 418710) und ein COD-Clip BFZ130177 mit einer Basismesslänge von 3 mm (Messbereich 3 mm) eingesetzt. Abbildung A-12 zeigt die Belastungseinrichtung und Instrumentierung von 0.25T-C(T)-Proben.

2.3 Versuchsauswertung

2.3.1 Bestimmung mechanischer Kennwerte und wahrer Spannungs-Dehnungskurven

In Abbildung A-13 sind die bei Raumtemperatur gemessenen Spannungs-Dehnungs-Kurven aller 8 untersuchten Flussstähle zusammengefasst. Abbildung A-14 zeigt am Beispiel DB_G3 die aus Längs- und Querdehnung bestimmten wahren Spannungs-Dehnungs-Kurven für die gewählten Prüftemperaturen. Ebenfalls beispielhaft für DB_G3 sind in Abbildung A-15 die gemessenen Festigkeiten R_{eL} und R_m sowie die nach Gleichung (2-1) bestimmten Approximationskurven dargestellt.

Eine Zusammenstellung der Zugversuchskennwerte und der Fitparameter aller Versuchswerkstoffe enthält Tabelle A-1. In Abbildung A-16 sind die Festigkeiten (R_{eL}, R_m) und Dehnungen (A_g, A) in Form von Balkendiagrammen zusammengefasst. Die Dehnungs- und Festigkeitswerte liegen in dem für Flussstahl erwarteten Bereich. Die Probenchargen DB_G1 und DB_G3 weisen vergleichsweise geringe Festigkeiten bei hohen Gleichmaß- und Bruchdehnungen auf.

2.3.2 Ermittlung von ISO-V-Übergangstemperaturen

Ferritische Stähle zeigen einen charakteristischen Übergang vom duktilen (“Hochlage”) zum spröden Zustand („Tieflage“). Der spröd-duktile-Übergang wird mit einer nach unterschiedlichen Parametern festgelegten Übergangstemperatur charakterisiert, z. B. TT_{27J} bei einer im ISO-V-Test ermittelten Schlagarbeit von 27 J. Hoch- und Tieflage charakterisieren dabei den Bruchmechanismus je nach Verformungsvermögen des Materials. Er wechselt von stabiler, duktiler Rissinitiierung und stabilem Risswachstum in der Hochlage zu sprödem Spaltbruch mit instabiler Rissausbreitung in der Tieflage. Dazwischen befindet sich der spröd-duktile Übergangsbereich, in dem nach einem begrenzten Betrag an stabiler Rissinitiierung und Risswachstum der Spaltbruch einsetzt. Dieser Übergangsbereich zeigt ein sehr viel breiteres Streuband als das Hoch- oder Tieflagegebiet. Die Abbildungen A-17 bis A-24 zeigen die im Rahmen der ISO-V-Tests in Abhängigkeit von der Temperatur gemessenen Kerbschlagarbeiten (KV_2) der untersuchten Flussstahlproben. Die Datenpunkte wurden mit einer Tangens-Hyperbolicus-Funktion approximiert:

$$KV_2 = A + B \cdot \tanh\left(\frac{T - T_0}{C}\right) \tag{2-2}$$

und daraus die spröd-duktilen Übergangstemperaturen sowie die Kerbschlagarbeit in der Zähigkeitshochlage für die einzelnen Materialproben ermittelt. Die Ergebnisse sind in Tabelle A-2 zusammengefasst und die ermittelten Übergangstemperaturen für 27 J und 41 J in Abbildung A-25 als Balkendiagramm grafisch dargestellt. Der Einfluss der Entnahmeposition auf die Kerbschlagarbeit wird insbesondere bei der Werkstoffcharge DT260 deutlich. Abbildung A-4 enthält die Entnahmepositionen der Proben aus dem Gurt des Doppel-T-Trägers, und Abbildung A-18 zeigt die mit Charpy-V-Proben im Temperaturbereich von -25 bis 100 °C gemessenen Kerbschlagarbeiten. Die Kerbschlagarbeiten der unterhalb der Seigerungszone liegenden Charpy-V-Proben (Nr. 7 bis 12) unterscheiden sich deutlich von denen, die teilweise darin liegen (Nr. 1 bis 6). Aus diesem Grund wurden zusätzliche Proben (Nr. 13 bis 18) aus den gleichen Positionen im anderen Gurt hergestellt. Abbildung A-26 zeigt Kraft-Durchbiegungs-Verläufe von Proben aus beiden Positionen im Träger, die sich vor allem in der Zähigkeitshochlage deutlich unterscheiden. Wie schon aus den Baumannabdrücken ersichtlich, ist das Gefüge in diesem Träger inhomogen und der ermittelte Werkstoffkennwert gilt nur für den Entnahmebereich der Probe. Das heißt, die Proben müssen aus dem Bereich des Trägers stammen, der zu bewerten ist. Es sind jedoch Unterschiede zwischen einem Kerbschlagbiegeversuch in der Zähigkeitshochlage und im spröd-duktilen-Übergangsbereich zu beachten. In der Hochlage wird die Schlagenergie für den duktilen Bruch des gesamten Ligaments der Probe gemessen, d. h. der Riss läuft bei diesen Stählen durch Gefüge mit unterschiedlicher Zähigkeit. Im spröd-duktilen-Übergangsbereich wird ein Spaltbruch nach plastischer Verformung und mit steigender Temperatur zunehmenden duktilem Risswachstum ausgelöst und läuft anschließend in das Ligament hinein bzw. hindurch. Der Gefügezustand des Restligaments trägt nicht mehr zur Kerbschlagarbeit bei. Dies wird in Abbildung A-26 sichtbar. Die Kerbschlagarbeiten der beiden Probenpositionen unterscheiden sich deutlich in der Hochlage, nähern sich aber im spröd-duktilen-Übergangsbereich an. Wie die Abbildung zeigt, ist der Kraft-Durchbiegungs-Verlauf in der Hochlage für beide Probenpositio-

nen bis ca. 3,5 mm identisch und erst danach deutlich unterschiedlich. Im unteren spröd-duktilen-Übergangsbereich geprüfte Proben (0 °C) unterscheiden sich deshalb nicht. Mit zunehmender Temperatur nehmen die Kerbschlagarbeit und deren Differenz zwischen beiden Probenpositionen zu.

Bei den Werkstoffchargen SGM21, PA2 und DB_G3 wurde eine Verringerung der KV_2- Werte (Bruchtyp F nach Bild 2 in DIN EN 14556 [15]) vollständig duktil gebrochener Proben mit abnehmender Temperatur gemessen (Abbildungen A-21, A-22 und A-24). In den Abbildungen A-27 und A-28 sind beispielhaft Kraft-Durchbiegungs-Kurven des Bruchtyps F von Proben der Werkstoffchargen PA2 und DB_G3 dargestellt. Die Unterschiede im plastischen Verformungsvermögen sind nicht allein mit der Prüftemperatur begründbar, sondern weisen auch auf Unterschiede im Werkstoffzustand hin, die aus der Entnahmeposition resultieren.

2.3.3 Ermittlung von Referenztemperaturen nach ASTM E 1921 (Master-Curve–Konzept)

2.3.3.1 Grundlagen des Master-Curve (MC)-Konzepts

Das breite Streuband der Zähigkeit im spröd-duktilen Übergangsbereich wird üblicherweise mit dem Weakest-Link-Modell [16] erklärt. Danach entscheidet das “schwächste Glied in der Kette” (Gefügeschwachstelle) über die Zuverlässigkeit des gesamten Bauteils. An diesen Gefügeschwachstellen bilden sich in der Regel Mikrorisse, die sich instabil ausbreiten und damit zum Strukturversagen führen können. Ursache für das breite Streuband ist die stochastische Verteilung dieser Gefügeschwachstellen im Ligament. Je näher die Schwachstelle an der Rissfront ist, desto geringer ist die Bruchzähigkeit der Probe. Die Weibullstatistik bildet das Grundgerüst des Master Curve-Konzepts.

Der Weakest-Link-Effekt führt zum sog. „Probengrößeneffekt“, d. h. die Streuung der Bruchzähigkeit bei instabilem Versagen der Probe wird durch die Länge der Rissfront und damit die Probendicke beeinflusst. Je größer die Rissfrontlänge, umso höher ist die Wahrscheinlichkeit, dass eine den Spaltbruch auslösende Schwachstelle nahe der Rissfront liegt. Aus diesem Grund ist bei dicken Proben der Risswiderstand geringer als bei dünnen Proben, dafür aber das Streuband schmaler. Im Bereich der Tieflage tritt dieser Geometrieeffekt nicht auf [17]. Darauf aufbauend wird im Master Curve-Konzept nach Wallin ([18], [19], [20]) der Risswiderstand im spröd-duktilen Übergangsbereich in globaler probabilistischer Form modelliert. Die Versagenswahrscheinlichkeit P_f folgt einer dreiparametrigen Weibullverteilung, wobei zwei der drei Parameter per Definition fixiert sind, siehe Gleichung (2-3). Der Formparameter (shape parameter) beträgt m = 4. Der Schwellenwertparameter (threshhold parameter) begrenzt die Tieflage der Bruchzähigkeit ferritischer Stähle auf K_{min} = 20 MPa√m.

$$P_f = 1 - \exp\left(-\left(\frac{K_{Jc} - K_{\min}}{K_0 - K_{\min}}\right)^m\right) \tag{2-3}$$

Einzig der Skalenparameter (scale parameter) K_0 wird mit den bei instabilem Versagen der Probe ermittelten Bruchzähigkeitswerten K_{Jc} bestimmt:

$$K_0 = \left[\sum_{i=1}^{N} \frac{(K_{Jc(i)} - K_{\min})^4}{r}\right]^{1/4} + K_{\min} \tag{2-4}$$

Dabei ist r die Anzahl der gültigen (nichtzensurierten) Proben und N die Gesamtzahl aller geprüften Proben.

Die statistische Geometrieabhängigkeit nach der Weakest-Link-Theorie ermöglicht eine Normierung der Bruchzähigkeitswerte nach Gleichung (2-5) auf eine einheitliche Probendicke von x=25,4 mm („1T“):

$$K_{Jc(x)} = K_{\min} + \left(K_{Jc(0)} - K_{\min}\right) \cdot \left(\frac{B_0}{B_x}\right)^{1/4} \tag{2-5}$$

Hierbei gilt $K_{Jc(x)} = K_{Jc(1T)}$, $K_{Jc(0)} = K_{Jc}$ für Proben mit Dicke B_0 (Bruttodicke, eventuelle Seitkerben werden nicht abgezogen), und $B_x = B_{(1T)} = 25{,}4$ mm.

Die Bruchzähigkeit K_{Jc} einer Probe wird zensuriert (auf ein bestimmtes Höchstmaß begrenzt), wenn die Probe nicht spröde versagte oder wenn deren maximale Messkapazität $K_{Jc(limit)}$ nach Gleichung (2-6) überschritten wurde und damit keine hohe Spannungsmehrachsigkeit vor der Rissspitze mehr gegeben ist. Zensurieren heißt, dass K_{Jc} durch $K_{Jc(limit)}$ ersetzt wird:

$$K_{Jc(limit)} = \sqrt{\frac{E \cdot b_0 \cdot \sigma_{ys}}{M_{limit} \cdot (1-\nu^2)}} \tag{2-6}$$

Dabei ist b_0 die Länge des Probenligaments ($W-a_0$), σ_{ys} die 0,2 %-Dehngrenze des Zugversuchs, die anders als im Rest der Norm in dieser Gleichung explizit als „bei Prüftemperatur“ definiert ist, und M_{limit} das Deformationskriterium konstant mit $M_{limit} = 30$ für alle Probentypen.

Aus dem einer kumulativen Versagenswahrscheinlichkeit von 63 % entsprechenden K_0 errechnet sich die Medianbruchzähigkeit bei 50 % Bruchwahrscheinlichkeit nach:

$$K_{Jc(med)} = K_{\min} + (K_0 - K_{\min}) \cdot [\ln(2)]^{1/4} \tag{2-7}$$

Die Master-Curve-Referenztemperatur wird mit an Bruchmechanikproben gemessenen K_{Jc}-Werten bestimmt. Die halbempirische Master Curve beschreibt den Temperaturverlauf der Median-Bruchzähigkeit von 1T-Proben $K_{Jc(med)}$:

$$K_{Jc(med)} = 30 + 70 \cdot \exp[0.019(T - T_0)] \tag{2-8}$$

bzw. in umgestellter Form

$$T_0 = T - \left(\frac{1}{0.019}\right) \cdot \ln\left[\frac{K_{Jc(med)} - 30}{70}\right] \tag{2-9}$$

Darin entspricht T_0 der Referenztemperatur in °C bei einer Median-Bruchzähigkeit von 100 MPa√m und T der Prüftemperatur.

Gleichung (2-9) gilt, wenn alle Proben bei der gleichen Temperatur geprüft wurden (Eintemperaturmethode). Werden die K_{Jc}-Werte bei mehreren Prüftemperaturen gemessen (Multitemperaturmethode), erfolgt die Berechnung von T_0 durch die iterative Lösung der Gleichung (2-10).

$$\sum_{i=1}^{n} \frac{\delta_i \cdot \exp(0.019 \cdot (T_i - T_0))}{11 + 77 \cdot \exp(0.019 \cdot (T_i - T_0))} - \sum_{i=1}^{n} \frac{(K_{Jc}^{i} - 20)^4 \cdot \exp(0.019 \cdot (T_i - T_0))}{(11 + 77 \cdot \exp[0.019 \cdot (T_i - T_0)])^5} = 0 \qquad (2\text{-}10)$$

Wie viele Proben geprüft werden müssen, damit sich eine gültige Referenztemperatur T_0 ergibt, hängt nach ASTM E1921 [7] von der Lage der Prüftemperatur(en) im Vergleich zu T_0 ab. Im Idealfall liegen die Prüftemperatur(en) zwischen T_0 - 14 K und T_0 + 50 K, so dass jede Probe mit n = 1/6 gewichtet wird. Damit wird nach Gleichung (2-11) die Mindest-Wichtungssumme 1,0 und damit ein gültiger T_0-Wert schon mit r = 6 gültigen Proben erreicht:

$$\sum_{i=1}^{3} r_i \cdot n_i \geq 1 \qquad (2\text{-}11)$$

Proben, die unterhalb T_0 - 15K geprüft wurden, tragen mit verminderter Genauigkeit zum T_0-Ergebnis bei, so dass mehr als 6 Proben geprüft werden müssen, bis die nötige Wichtungssumme 1,0 erreicht ist. Liegt die Prüftemperatur zwischen 15 und 35 K unterhalb von T_0, besitzt die Probe einen Wichtungsfaktor n = 1/7, bei Prüftemperaturen von 35 bis 50 K unter T_0 nur noch n = 1/8. Die Wichtung ist n = 0, wenn der gemessene K_{Jc}-Wert der Proben die Messkapazität $K_{Jc(limit)}$ nach Gleichung (2-6) überschreitet (Zensurierung) bzw. die Prüftemperatur mehr als 50 K von T_0 entfernt liegt. Prüft man SE(B)-Proben mit Charpy-Geometrie, werden in der Praxis 7 bis 8 Proben zur Erreichung der Wichtungssumme 1 benötigt, denn erfahrungsgemäß wird ihre begrenzte Messkapazität $K_{Jc(limit)}$ schon bei Versuchstemperaturen um T_0 herum oder knapp darüber erreicht und die K_{Jc}-Daten demzufolge zensuriert. Um die Zensurierung zu vermeiden und zugleich die höchstmögliche Wichtung 1/6 zu erreichen, liegt die optimale Prüftemperatur für SE(B)-Proben mit Charpy-Geometrie in einem sehr schmalen Bereich von 14 K bis ca. 5 K unterhalb T_0. Gerade in den ersten Versuchen, wenn T_0 noch nicht genau bekannt ist, können die ersten festgelegten Prüftemperaturen außerhalb dieses schmalen Korridors liegen.

2.3.3.2 Anwendung des Master-Curve-Konzepts auf die geprüften Proben aus Flussstahl

In den Abbildungen A-29 bis A-36 sind die $K_{JC(1T)}$-Werte und die Master-Curve-Verläufe einschließlich der Übergangstemperatur T_0 der untersuchten Stähle dargestellt. Obwohl die Ermittlung der ISO-V-Übergangstemperaturen der einzelnen Baustahlchargen zeitlich vor den Master-Curve-Tests lag, war die Ableitung geeigneter Prüftemperaturen für die jeweils ersten Tests nicht immer erfolgreich. Insbesondere bei den kleineren 0,25C(T)-Proben, die aufgrund des kleinen Ligaments (in Verbindung mit einer geringen Streckgrenze der Baustähle) eine sehr geringe Messkapazität $K_{Jc(limit)}$ aufweisen, führen ungünstig gewählte Prüftemperaturen zu – im Sinne der Master-Curve-Auswertung – ungültigen Werten. Um die Mindest-Wichtungssumme von 1,0 und damit gültige Referenztemperaturen T_0 zu erhalten, wurde von den Baustählen DB_G1 und DB_G3 zwei bzw. drei zusätzliche Proben geprüft.

Die Ergebnisse der Auswertung nach ASTM E1921 [7] sind in Tabelle 2 zusammengefasst. Abbildung A-37 zeigt die ermittelten Referenztemperaturen T_0 der untersuchten Baustähle im Balkendiagramm. Die T_0-Werte liegen im Bereich von -8 °C bis -56 °C. Sie weisen damit im Vergleich zu den Charpy-V-Übergangstemperaturen eine größere Bandbreite für die einzelnen Stähle auf. Der Wichtungsfaktor, $\Sigma r_i n_i$, ist bei allen Testserien größer als 1,5, sodass die

Übergangstemperaturen T_0 nach ASTM E1921 [7] gültig sind. In Abbildung A-38 sind die Bruchzähigkeiten der Proben bei instabilen Versagen umgerechnet auf eine Probendicke von 1T (25,4 mm), K_{Jc-1T}, der geprüften Baustähle zusammengefasst. Die Prüftemperatur wurde auf die T_0 der jeweiligen Testserie normiert. Generell folgen die K_{Jc-1T}-Werte dem Verlauf der „Master Kurven“. Insgesamt liegen 2 und 5 von 83 K_{Jc-1T}-Werten unterhalb bzw. oberhalb der Bruchzähigkeitskurven für 2 % und 98 % Bruchwahrscheinlichkeit. Dies entspricht 2,4 % bzw. 6 % der K_{Jc-1T}-Werte. Beide K_{JC-1T}-Werte unterhalb der 2 % Kurve wurden mit 0,25T-C(T) Proben des Stahles PA2 ermittelt (Abbildung A-34). Da 2 von 9 K_{JC-1T}-Werten nicht von den Bruchzähigkeitskurven für 2 und 98 % Bruchwahrscheinlichkeit eingehüllt werden, wird dieser Stahl nach ASTM E1921 [7] als inhomogen ausgewiesen. Die dem Master-Curve-Konzept zugrunde liegenden statistischen Modelle beziehen sich auf homogene Stähle. Die SINTAP-Prozedur [21], [22] empfiehlt für inhomogene Stähle die Anwendung von auf dem Master-Curve-Konzept basierenden Auswertemethoden, mit denen eine Referenztemperatur bestimmt werden kann, die den spröden Anteil eines Datensatzes charakterisiert. Es wird ein dreistufiges Verfahren vorgeschlagen:

- Stufe 1 ist die Standardauswertung nach ASTM E1921 [7],
- Stufe 2 beinhaltet eine untere Näherung der T_0 und
- Stufe 3 die Ermittlung der T_0 für den niedrigsten K_{Jc-1T}-Wert eines Datensatzes.

Die nach Stufe 2 ermittelte Übergangstemperatur $T_0^{SINTAP2}$ des Stahles PA2 ist um 16 K höher als die T_0 nach der Standard-Master-Curve-Auswertung. Die zugehörige Bruchzähigkeitskurve für 2 % Bruchwahrscheinlichkeit hüllt die bei -30 °C und -40 ° gemessenen niedrigen K_{Jc-1T}-Werte aber ebenfalls nicht ein (Abbildung A-34). Dies ist erst mit der nach Stufe 3 ermittelten $T_0^{SINTAP3}$ der Fall, die 48 K höher ist als die T_0 der Standardauswertung. Die Anwendung der “multimodalen“ Master-Curve basierten Auswertung [22], [23] auf diesen Datensatz ist nicht möglich. Dazu sind mindestens 18 gültige K_{Jc}-Werte notwendig.

Abbildung A-30 zeigt die Bruchzähigkeiten bei instabilen Versagen der Proben innerhalb und außerhalb des Seigerungsbereiches des Doppel-T-Trägers DT260. Hier wurden zusätzlich Proben außerhalb des Seigerungsbereichs geprüft. Die Einzelauswertung ergibt für die Proben innerhalb des Seigerungsbereiches T_0 = -8 °C und außerhalb der Seigerungen T_0 = -24 °C. Die Differenz beträgt somit 16 K. Wie aus Abbildung A-30 erkennbar, liefert auch eine gemeinsame Auswertung nach ASTM E1921 [7] eine gültige T_0 von -18°C. Dies zeigt, dass sich Seigerungen nicht sehr stark auf die Bruchzähigkeit bei instabilen Versagen im unteren spröd-duktilen-Übergangsbereich und damit die Übergangstemperatur T_0 auswirken. Dies war auch in den Kraft-Durchbiegungs-Diagrammen der im unteren spröd-duktilen-Übergang geprüften Kerbschlagbiegeproben erkennbar.

Das Ergebnis der gemeinsamen Auswertung aller K_{Jc-1T}-Werte, die mit C(T)-Proben der untersuchten Baustähle gemessenen wurden, ist in Abbildung A-39 dargestellt. Nach ASTM E1921 [7] beträgt T_0 = -33 °C, wobei 2 (2.4 %) und 5 (6.0 %) von 83 K_{Jc-1T}-Werten unterhalb der Master-Curve für 2 % bzw. oberhalb der Master-Curve für 98 % Bruchwahrscheinlichkeit liegen. Die große Anzahl der K_{Jc-1T}-Werte ermöglicht die Anwendung der multimodalen Master-Curve-Methode [22], [23]. Bei dieser Methode wird vorausgesetzt, dass die K_{Jc-1T}-Werte

jeweils individuellen Bruchzähigkeits-Temperatur-Verläufen angehören. Berechnet wird der Mittelwert T_0^{mm} einer kontinuierlichen Verteilung dieser einzelnen T_0-Werte. Die gemeinsame Auswertung aller $K_{Jc\text{-}1T}$-Werte nach der multimodalen Master-Curve-Methode ergibt eine Referenztemperatur T_0^{mm} von -30 °C bei einer Standardabweichung von 19 K (Abbildung A-40). Die nach der multimodalen Master-Curve-Methode berechneten Bruchzähigkeitskurven für 2 und 98 % Bruchwahrscheinlichkeit hüllen 94 % der $K_{Jc\text{-}1T}$-Werte ein. Sowohl bei der Master-Curve-Auswertung nach ASTM E1921 als auch bei der multimodalen Methode liegen zwei $K_{Jc\text{-}1T}$-Werte des Stahles PA2 unterhalb der Bruchzähigkeitskurve für 2 % Bruchwahrscheinlichkeit.

Tabelle 2: Ergebnisse der Master-Curve-Tests

Baustahl	**DT200**	**DT260**	**M31**	**M56**	**SGM21**	**PA2**	**DB_G1**	**DB_G3**
T_0 [°C]	-41.5	-8.4	-31.4	-16.1	-16.1	-7.7	-54.7	-55.6
σ [K]	6.4	7.2	7.0	7.0	7.5	7.5	7.5	7.0
ΔT [K]	9.2	10.4	10.0	10.0	10.8	10.8	10.8	10
$\Sigma r_i n_i$	2.1	1.5	1.6	1.6	1.1	1.2	1.1	1.4
r	13	9	10	10	8	8	8	10
N	14	10	10	10	9	10	10	11

Bei 20 °C und -30 °C ergeben sich folgende Bruchzähigkeiten für 5 % Bruchwahrscheinlichkeit:

- ASTM E1921: $K_{Jc(0.05)\text{-}1T}$ = 125 MPa√m (20 °C) und 64 MPa√m (-30 °C),
- multimodale Auswertung $K_{Jc(0.05)\text{-}1T}$ = 102 MPa√m (20 °C) und 55 MPa√m (-30 °C) und
- SINTAP-3 Auswertung für PA2 $K_{Jc(0.05)\text{-}1T}$ = 79 MPa√m (20 °C) und 46 MPa√m (-30 °C).

Die Korrelation der spröd-duktilen Übergangstemperaturen aus den Kerbschlagversuchen und der Referenztemperaturen T_0 aus den Bruchmechanikversuchen zeigen die Abbildungen A-41 bzw. A-42. Die Differenz der Mittelwerte von TT_{27J} und T_0 der 8 untersuchten Baustähle liegt bei 51 K mit einer Streubandbreite von ±29 K. Die Mittelwerte von TT_{41J} liegen 61 K über den Mittelwerten von T_0 mit einer Streubandbreite von ±26 K.

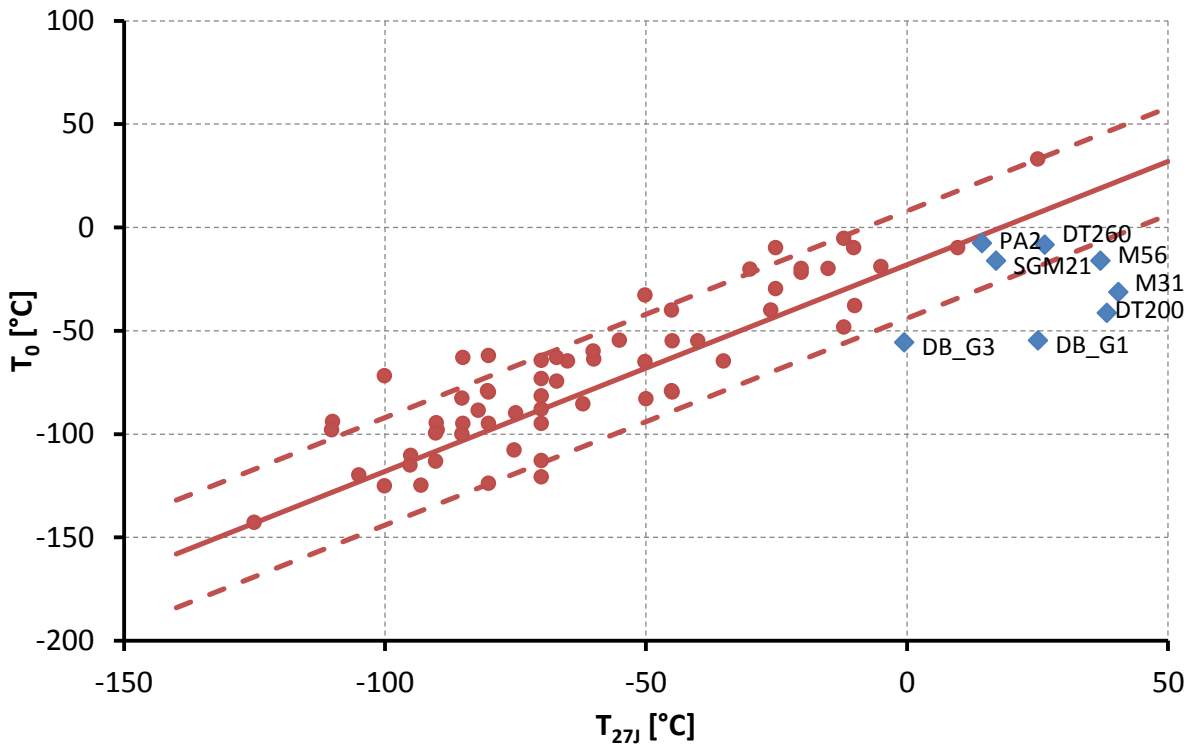


Abbildung 2: Gegenüberstellung der Zähigkeiten der untersuchten Flussstähle mit denen heutiger Baustähle (gemäß der mod. SANZ-Korrelation in DIN EN 1993-1-10 **[2]**)

Vergleicht man die Zähigkeiten der analysierten Flussstähle mit denjenigen heutiger Baustähle in der für diese Stähle abgeleiteten modifizierten SANZ-Korrelation der Übergangstemperaturen (siehe Abbildung 2), ist deutlich zu erkennen, dass die in [2] verwendete Korrelationsbeziehung

$$T_0 = T_{27J} - 18\,°\mathrm{C} \quad (\pm 2 \cdot \sigma) \qquad \text{mit} \qquad \sigma = 13\,°\mathrm{C} \tag{2-12}$$

für alte Baustähle nicht zutrifft. Bei vergleichbaren Übergangstemperaturen T_0 der Bruchzähigkeit liegt der Übergangsbereich im Kerbschlagversuch für alte Flussstähle bei deutlich höheren Temperaturen. Die Streubandbreite ist jedoch ähnlich der in Gleichung (2-12). Betrachtet man das Streuband in der Darstellung der Übergangstemperaturen, fällt auf, dass sich mit steigender „Unreinheit“ (Gehalt an sprödbruchfördernden Begleitelementen) des Flussstahls der Abstand zwischen T_0 und T_{27J} verkleinert. So beträgt die Übergangstemperaturverschiebung für die stark verunreinigte Probe PA2 nur etwa 22 K während sie für die Probe DT200 fast 80 K ausmacht. Die Übergangstemperatur T_0 verschiebt sich folglich mit steigender Reinheit der Probe zu tieferen Temperaturen.

2.3.4 Fraktografische Untersuchungen

Zur weiteren Interpretation der Testergebnisse wurden die Bruchflächen von je zwei geprüften Charpy- bzw. C(T)-Proben pro Materialcharge in einem REM Zeiss EVO 50 fraktografisch analysiert. Dafür sind jeweils die Charpy-Proben mit dem kleinsten und größten KV_2-Wert in der Hochlage (Typ F) ausgewählt worden. Wie die Abbildungen A-43 bis A-46 am Beispiel der Probe DT200_02 zeigen, handelt es sich größtenteils um Wabenbruch. Ebenfalls auftre-

tende kleine Spaltbruchbereiche sind im Kraft-Durchbiegungs-Verlauf dieser sehr duktilen Probe nicht sichtbar. Außerdem sind Einschlüsse auf der Bruchfläche erkennbar. Mit Hilfe der energiedispersiven Röntgenmikroanalyse (EDX) können die Elemente Schwefel und Mangan innerhalb der Einschlüsse nachgewiesen werden (siehe Abbildung A-47). Dadurch konnte die Annahme bestätigt werden, dass es sich dabei um Mangansulfite handelt.

Von den Bruchmechanikproben wurden jeweils die Bruchflächen von C(T)-Proben mit starker Abweichung der gemessenen Bruchzähigkeit bei gleicher Prüftemperatur im REM untersucht. Die Abbildungen A-48 bis A-51 zeigen Aufnahmen der Probe M31_06. Erkennbar sind interkristalline Bruchanteile bereits im Ermüdungsriss, ein teilweise sehr schmaler Bereich mit Wabenbruch sowie die o. g. Mangansulfid-Einschlüsse. Der Bereich der instabilen Rissausbreitung ist von transkristallinem Spaltbruch (Rissinitiierung) mit Anteilen interkristallinen Spaltbruchs gekennzeichnet. Die erkannten Einschlüsse konnten jedoch nicht auf allen untersuchten Bruchflächen als rissauslösend identifiziert werden.

2.4 Gegenüberstellung mit der Bruchzähigkeit alter Brückenbaustähle

Um die zuvor dargestellten Untersuchungen an alten Flussstählen und die daraus abgeleitete Bruchzähigkeit nach dem Master-Curve-Konzept (Abbildungen A-39 und A-40) zu validieren, wurden die Ergebnisse mit denen aus Untersuchungen an alten Baustählen des Stahlbrückenbaus verglichen.

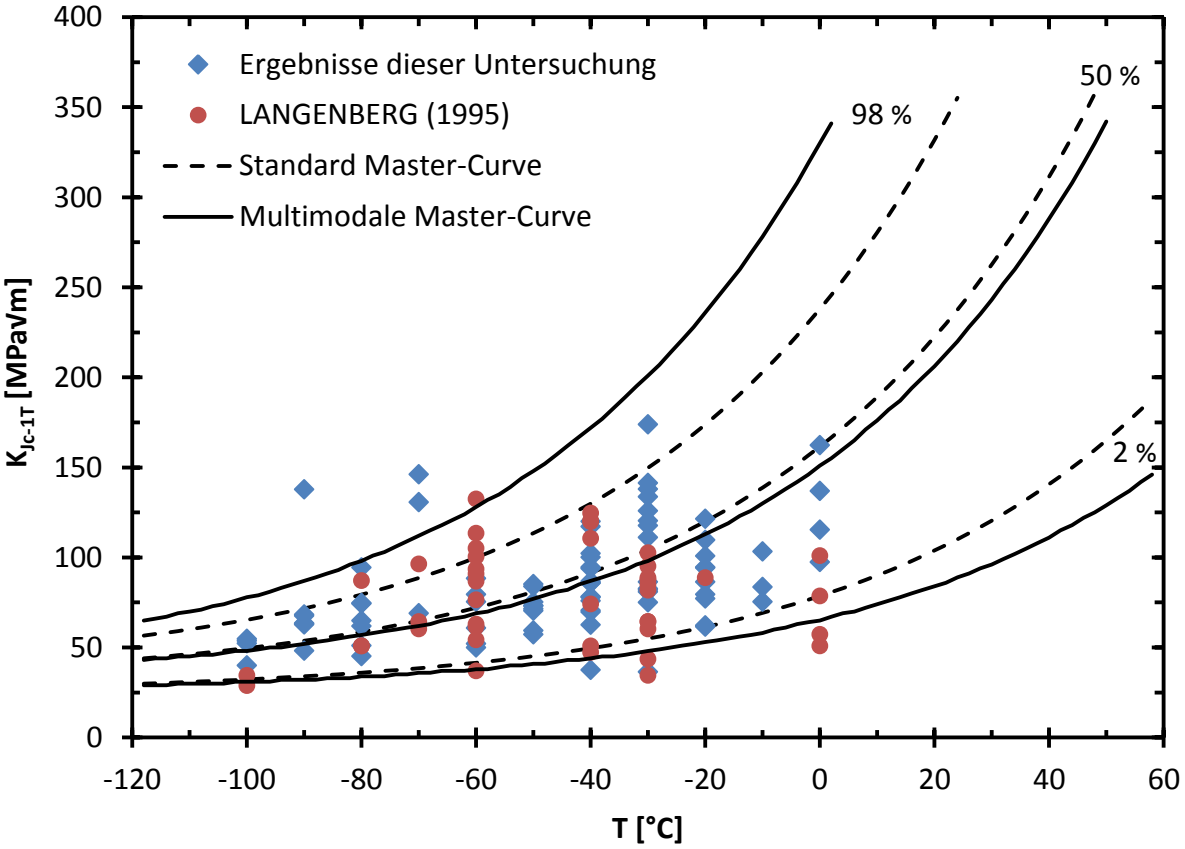


Abbildung 3: Gegenüberstellung der Bruchzähigkeit der untersuchten Flussstähle nach dem Master-Curve-Konzept mit denen alter Brückenbaustähle aus Untersuchungen in **[4]**

Von *Langenberg* [4] wurden Flussstähle aus verschiedenen Bauteilen einer stählernen Blechträgerbrücke in Bezug auf ihre Bruchzähigkeit bei verschiedenen Temperaturen untersucht. Die Untersuchungen erfolgten, wie auch bei den hier analysierten Flussstählen, überwiegend an 0,5T-C(T)-Proben. Die Auswertung der Versuche wurde jedoch nach der damals gültigen Norm ASTM E-813 [24] durchgeführt. Unterschiede gegenüber der Versuchsdurchführung und -auswertung nach ASTM E1820 [11] führen dazu, dass die nach [24] ermittelten Bruchzähigkeiten insbesondere im Übergangsbereich konservativer ausfallen. Folglich liegen zwischen 0 °C und -30 °C alle K_{Jc}-Werte aus [4] unterhalb des Medianwertes der Master-Curve und 4 der insgesamt 43 Werte unterschreiten die Bruchzähigkeitskurve mit 2 % Bruchwahrscheinlichkeit. Angesichts der eingeschränkten Vergleichbarkeit dieser Werkstoffdaten mit den hier ermittelten Bruchzähigkeiten, kann die Gültigkeitkeit der Master-Curve für Flussstähle aus bestehenden Brückenkonstruktionen nur unter Vorbehalt festgestellt werden.

2.5 Zusammenfassung

Aus 8 verschiedenen Bauteilen aus Flussstahl sind Rundzugproben B5, ISO-V-Proben für Kerbschlagbiegeversuche und C(T)-Proben für Bruchmechanikversuche gefertigt worden. Probentyp und -anzahl wurden in Abhängigkeit des zur Verfügung stehenden Profilquerschnitts und dem jeweiligen Auswerteverfahren festgelegt. Die Schnittpläne wurden auf der Basis von Baumannabdrücken erstellt. Die Proben befinden sich komplett bzw. zumindest die für den jeweiligen Test relevanten Bereiche in der Zone, wo Seigerungen und Nietlöcher vorzufinden und damit auch Anrisse zu erwarten sind.

Die im Kerbschlagbiegeversuch ermittelten Übergangstemperaturen TT_{27J} liegen zwischen -1 °C und 41 °C. Diese Werte entsprechen damit auch den bisherigen Erfahrungen aus Untersuchungen alter Flussstähle. Der Schwerpunkt der Untersuchungen lag bei der Ermittlung von Bruchzähigkeiten und Referenztemperaturen T_0 nach dem Master-Curve-Konzept. Mit Ausnahme der Werkstoffprobe PA2 sind alle Temperaturen T_0 nach ASTM E1921 [7] gültig und alle $K_{Jc\text{-}1T}$-Werte werden von den Bruchzähigkeitskurven für 2 und 98 % Bruchwahrscheinlichkeit eingehüllt. Bei Probe PA2 liegen drei $K_{Jc\text{-}1T}$-Werte außerhalb dieses Bereiches und der Stahl wird nach ASTM E1921 [7] als inhomogen klassifiziert. Für diesen Stahl wurde mit Master-Curve basierten Auswerteverfahren der SINTAP-Prozedur eine deutlich höhere Referenztemperatur bestimmt, die den spröden Anteil dieses Datensatzes repräsentiert. Mit den $K_{Jc\text{-}1T}$-Werten aller untersuchten Flussstähle sind nach ASTM E1921 und der Master-Curve basierten multimodalen Methode T_0 berechnet worden. Die zugehörigen Bruchzähigkeitskurven für 2 % Bruchwahrscheinlichkeit hüllen mit Ausnahme des Stahles PA2 alle $K_{Jc\text{-}1T}$-Werte ein. Mit den Untersuchungen wurde nachgewiesen, dass eine Bruchzähigkeitskurve nach dem Master-Curve-Konzept mit einer definierten Bruchwahrscheinlichkeit als untere Grenzkurve für Flussstähle genieteter Konstruktionen verwendet werden kann. Für die multimodale Master-Curve ergibt sich in Abhängigkeit der Temperatur T [°C] bei 5 % Bruchwahrscheinlichkeit eine Bruchzähigkeit von:

$$K_{Jc-1T,5\%} = 25{,}9 + 29{,}7 \cdot e^{\left(0{,}0186\cdot(T+30{,}0)\right)} \qquad \text{[MPa}\sqrt{\text{m}}\text{]} \qquad (2\text{-}13)$$

Bei den untersuchten Flussstählen ist hinsichtlich der Korrelation der spröd-duktilen Übergangstemperaturen aus dem ISO-V-Tests und der aus den Bruchmechaniktests bestimmten Referenztemperatur T_0 eine mittlere Temperaturdifferenz von 51 K (TT_{27J}) bzw. 61 K (TT_{41J}) und eine relativ große Streubandbreite von fast $\pm$ 30 K vorhanden. Der Vergleich mit der Korrelation der Übergangstemperaturen für heutige Baustähle aus DIN EN 1993-1-10 [2] zeigt trotz ähnlicher Streubreite, dass diese nicht bei alten Flussstählen anwendbar ist. Eine abweichende Korrelationsbeziehung zwischen beiden Werkstoffkennwerten ist aus den hier gewonnenen Ergebnissen ebenfalls nicht ableitbar.

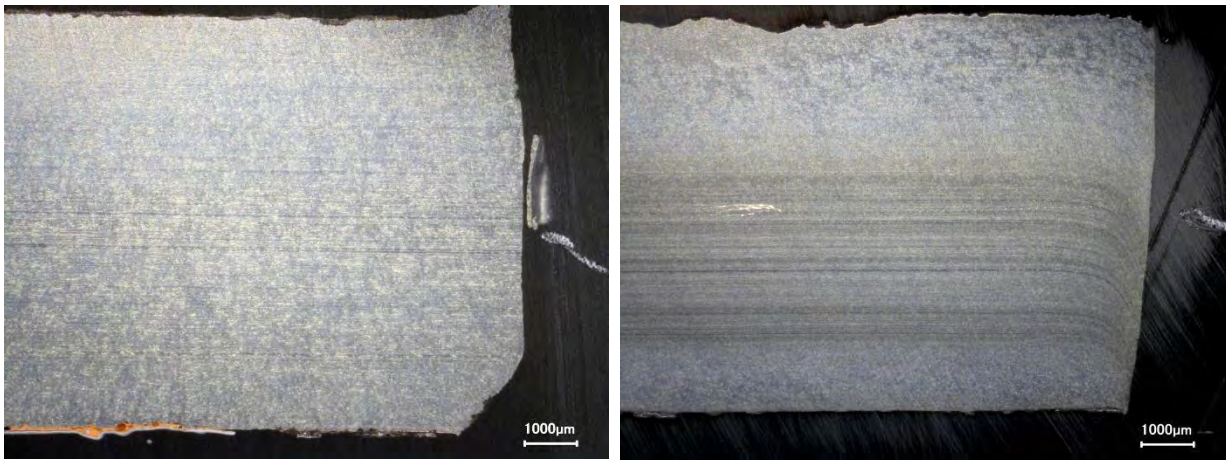
Auffällig ist die Abhängigkeit der Werkstoffzähigkeit von der chemischen Zusammensetzung des Flussstahls, d. h. der Konzentration ausscheidungsbildender, sprödbruchfördernder Elemente. Bei den 8 Flussstahlproben handelte es sich vorwiegend um stärker verunreinigte Baustähle. Die ausgewählten Werkstoffproben bildeten daher eine gute Grundlage zur Ermittlung eines konservativen Wertes der Bruchzähigkeit. Eine Unterscheidung zwischen den tendenziell unreineren Konverterstählen (z. B. Thomasstahl) und den reineren Siemens-Martin-Stählen ist aus den gewonnenen Daten nicht sicher ableitbar.

3 Werkstoffuntersuchungen zum Nachweis der Lochrandverfestigung

3.1 Grundlagen

Zum Nachweis der Lochrandverfestigung an Bauteilen aus Flussstahl mit gestanzten Löchern wurden Gefügeuntersuchungen durchgeführt und nachfolgend Mikrohärte-Tiefen-Verläufe, jeweils ausgehend vom Lochrand in die Probenmitte, aufgenommen. Ziel der Untersuchungen war es, Gefügeunterschiede zwischen verformten Lochrändern und unverformtem Grundmaterial sichtbar zu machen, die Verfestigung an den Lochrändern mit Hilfe von Mikrohärtemessungen nachzuweisen und anhand von Mikrohärte-Tiefen-Verläufen die Ausdehnung der durch Stanzung beeinflussten Zone zu ermitteln.

Die Schliffherstellung für die Gefügeuntersuchung erfolgte in mehreren Schritten. Zunächst wurden aus dem Trägermaterial Proben geeigneter Größe herausgetrennt. Nach der Reinigung wurden die Proben mehrstufig mit SiC-Papier unter Wasserkühlung geschliffen. Es wurde eine Körnungsabstufung von P80 – P240 – P600 – P1200 gewählt. Nachfolgend wurden die Proben einer Makroätzbehandlung in wässriger Ammoniumpersulfatlösung unterzogen. Diese erlaubte, die für die weitere Präparation geeigneten gestanzten Probenzustände auszuwählen. Sie sind an einem typischen Verlauf von Seigerungszeilen erkennbar (vgl. Abbildung 4).



a) ungeeignet: geradlinig verlaufende Seigerungszeilen an gebohrten Lochrändern

b) geeignet: verformte Seigerungszeilen an gestanzten Lochrändern

Abbildung 4: Gefügeaufnahmen nach Makroätzung in wässriger Ammoniumpersulfat-Lösung zur Auswahl geeigneter Probenzustände

Nach der Makroätzung wurden die Proben in Epoxidharz eingebettet, nochmals mehrstufig bis P1200 auf SiC geschliffen und anschließend mehrstufig mit Diamantsuspension poliert. Für die Politur wurde die Körnungsabstufung 6 µm auf Texmet P – 3 µm auf DAC – 1 µm auf MOL oder NAP gewählt. Die feinpolierten Schliffe wurden anschließend in 3 %iger alkoholischer HNO_3-Lösung geätzt, um das Gefüge zu entwickeln und sichtbar zu machen.

Das Gefüge wurde mit dem digitalen Bildaufnahmesystem NIKON Optiphot / NIKON NIS im Hellfeld-Modus bei Mikroskop-Vergrößerungen von 100:1, 200:1, 400:1 und 1000:1 doku-

mentiert. Betrachtet wurden jeweils die Lochränder, das Grundmaterial und teilweise auch gestanzte Blechränder. Um die seigerungsbedingten Gefügeunterschiede zu berücksichtigen, wurden die Gefüge von Lochrand, Grundmaterial und Blechrand jeweils an der Blechoberseite, an der Blechunterseite und in der Blechdickenmitte aufgenommen.

Die Mikrohärtemessungen wurden an den fertig präparierten Schliffen durchgeführt. Dazu wurden linienförmig Härteeindrücke ausgehend vom Lochrand in das unverformte Grundgefüge hineingesetzt. Die Auswertung der Gefügeaufnahmen ergab, dass die verformte Zone an den gestanzten Lochrändern in Blechdickenmitte am ausgeprägtesten war. Daher wurden die Härtemessungen in der Blechdickenmitte durchgeführt. Um eine Vergleichbarkeit mit Angaben aus der Literatur zu ermöglichen, wurden Härtemessungen nach Vickers mit HV0,2 durchgeführt. Der Abstand der Messpunkte betrug jeweils 0,15 mm.

3.2 Auswahl des Probenmaterials

Für die Werkstoffuntersuchungen standen insgesamt 26 Proben aufgeteilt in 3 Chargen zur Verfügung. Eine Übersicht enthält die Tabelle 3.

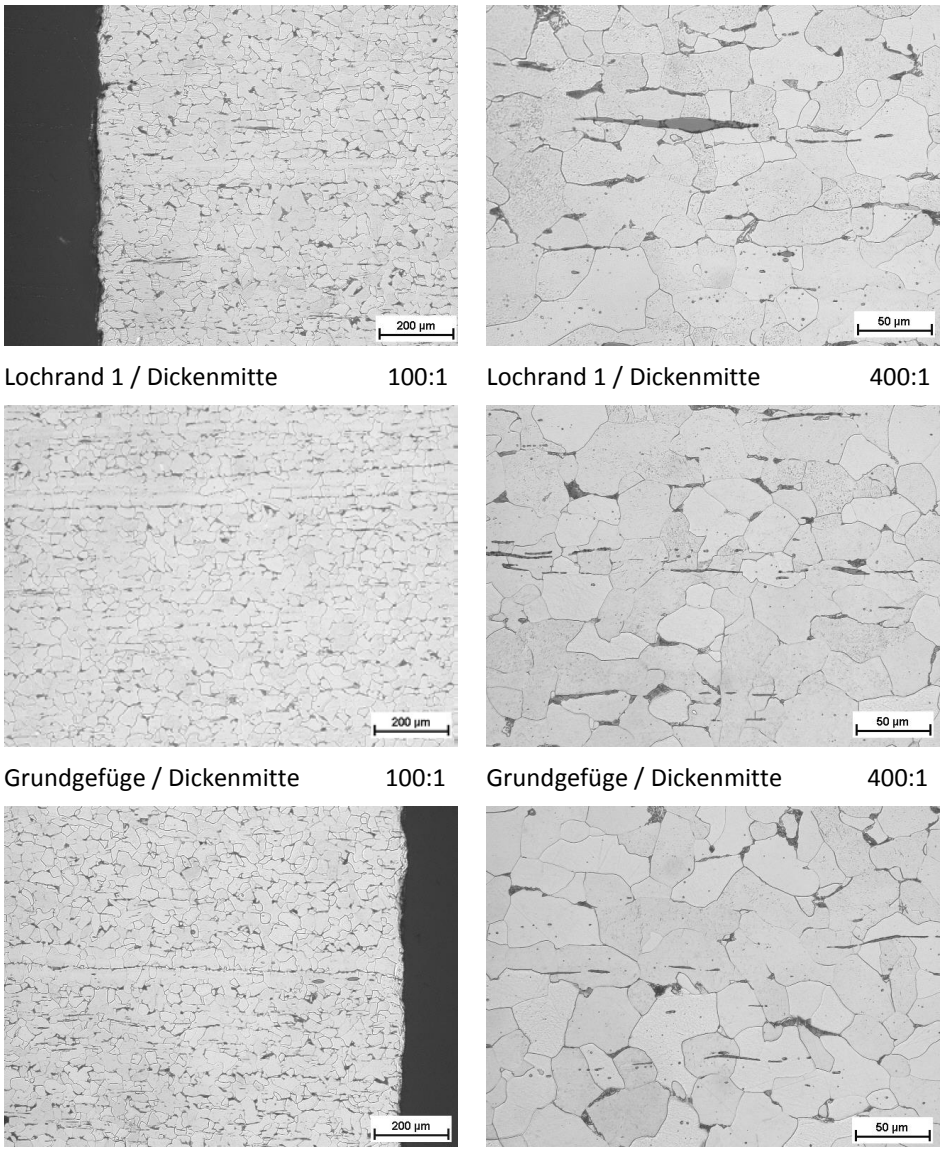
In der 1. Charge wurden auch einige Proben mit gebohrten Lochrändern untersucht. Diese Proben zeigten weder im Gefügebefund noch im Härteverlauf eine signifikante Verfestigung an den Lochrändern und sind deshalb für die weiteren Untersuchungen ungeeignet.
Für die 2. und die 3. Charge wurde eine Vorauswahl der zu untersuchenden Proben mit Hilfe der Ammoniumpersulfat-Makroätzung vorgenommen (vgl. Abbildung 4). Tabelle 3 gibt an, welche Proben weiter untersucht und welche aussortiert wurden. Tabelle 3 ist außerdem zu entnehmen, dass in der 3. Probencharge neben gestanzten Lochrändern auch Proben von gestanzten Bauteilrändern untersucht wurden. Diese Proben wurden mit E..R bezeichnet.

Tabelle 3: Übersicht über das untersuchte Probenmaterial

Probencharge	Probenbezeichnung	Ergebnis Makroätzung --- Auswahl
1	PA 2, PA 4	gebohrt --- ungeeignet
	PA 5	1 Loch gebohrt, 1 Loch gestanzt
	SGM 21, THW 3, THW 4	**gestanzt --- geeignet**
2	I200, I260, M 31, M56, PA 4L, DB-G 1, DB-G 3, SAG 1, SAG 2	gebohrt --- ungeeignet
	TH_0 (THW 2), KB-D	**gestanzt --- geeignet**
3	**E3 / E3R, E6 / E6R, E9 / E9R, E15 / E15R, E17, E26 / E26R, E28 / E28R, E29 / E29R, E30**	**gestanzt --- geeignet**

3.3 Gefügeuntersuchungen

Die Abbildung 5 zeigt beispielhaft die Gefügezustände für die Probe PA 2 mit gebohrten, nicht verformten Lochrändern, Abbildung 6 das Gefüge für die Probe SGM 21 mit gestanzten, verformten Lochrändern. Die Aufnahmen stammen jeweils aus dem Dickenmittenbereich. Sie wurden in 100- und 400-facher Mikroskop-Vergrößerung aufgenommen.



Lochrand 1 / Dickenmitte 100:1 Lochrand 1 / Dickenmitte 400:1

Grundgefüge / Dickenmitte 100:1 Grundgefüge / Dickenmitte 400:1

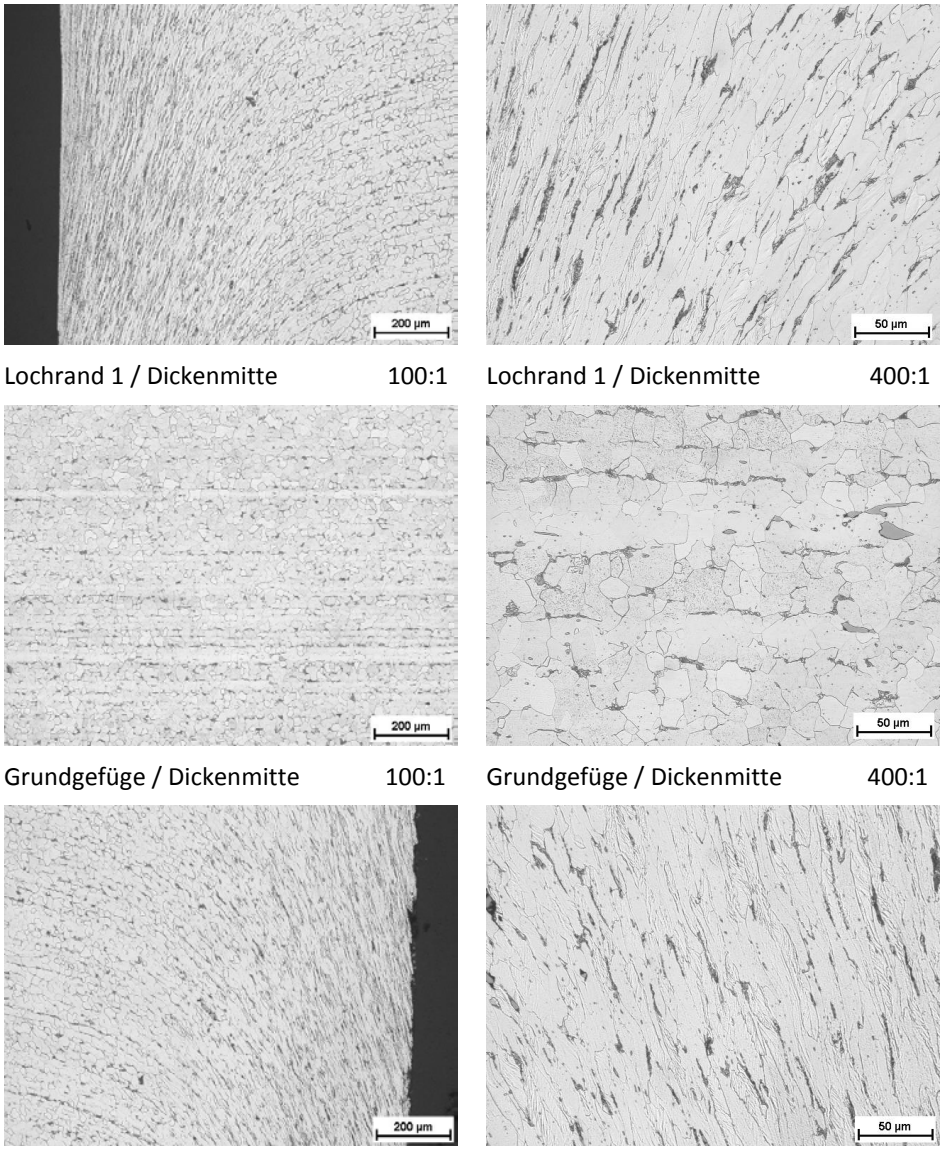
Lochrand 2 / Dickenmitte 100:1 Lochrand 2 / Dickenmitte 400:1

Abbildung 5: Gefügebefunde für Probe PA 2 , Lochränder gebohrt

Die Probe PA 2 weist ein ferritisch-perlitisches Gefüge auf (Abbildung 5). Der Perlitanteil ist entsprechend dem geringen Kohlenstoffgehalt der Probe (0,067 %) sehr gering. Bei starker Vergrößerung sind gestreckte MnS-Teilchen erkennbar. Die Zeichnung innerhalb der Ferritkörner deutet an, dass der Stickstoff (0,0217 %) zumindest teilweise in Form von Eisennitridteilchen vorliegt.

Beim Vergleich der Gefüge zwischen den Lochrändern und dem Grundgefüge sind keine signifikanten Unterschiede festzustellen. Die Ferritkörner sind bis an die Lochränder heran polyedrisch ausgebildet, auch die Form der MnS-Teilchen bleibt bis an die Lochränder heran unverändert. Dies bestätigt den Befund der Makroätzung, dass die Löcher keine Verformungsspuren aufweisen, also gebohrt wurden.

Abbildung 6 zeigt die Gefügezustände der Probe SGM 21. Auch hier liegt ein ferritisch-perlitisches Gefüge mit einem geringen Anteil an Perlit vor. Der C-Gehalt liegt bei 0,088 %.



Lochrand 1 / Dickenmitte 100:1 Lochrand 1 / Dickenmitte 400:1

Grundgefüge / Dickenmitte 100:1 Grundgefüge / Dickenmitte 400:1

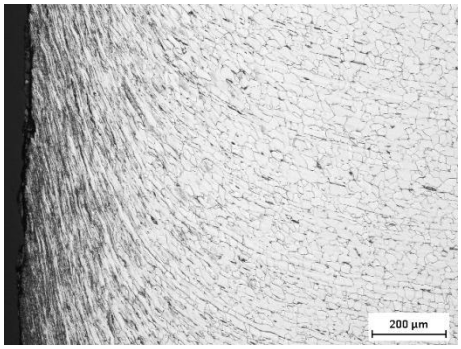
Lochrand 2 / Dickenmitte 100:1 Lochrand 2 / Dickenmitte 400:1

Abbildung 6: Gefügezustände für Probe SGM 21, Lochränder gestanzt

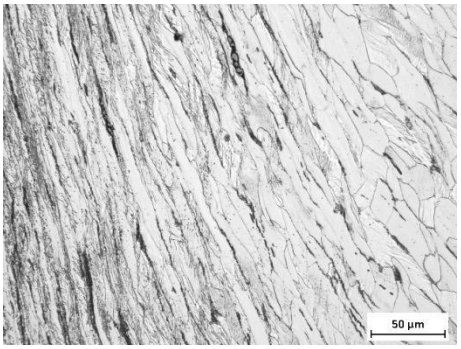
Das Gefüge ist im Vergleich zu Probe PA2 feinkörniger, sodass Gefügedetails erst bei hoher Vergrößerung erkennbar sind. Ebenso wie bei Probe PA 2 gibt es MnS-Teilchen und innerhalb der Ferritkörner Anzeichen für Eisennitridnadeln.

Der Gefügevergleich zwischen den Lochrändern und dem Grundmaterial in Abbildung 6 bestätigt den Befund der Makroätzungen. Die Löcher wurden in Probe SGM 21 offensichtlich

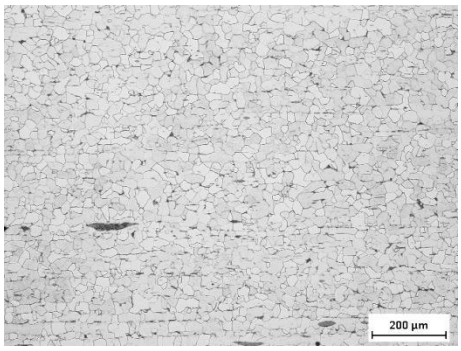
gestanzt, sodass das Gefüge an den Lochrändern stark verformt ist. Erkennbar ist dies deutlich an den in Verformungsrichtung gestreckten Ferritkörnern und an den daran ausgerichteten MnS-Teilchen. Damit sind bei den Mikrohärtemessungen deutliche Unterschiede zwischen Randhärte und Grundhärte zu erwarten. Ähnliche Gefügezustände wurden bei allen gestanzten Proben gemäß Tabelle 3 dokumentiert und im Anhang B zusammengestellt.



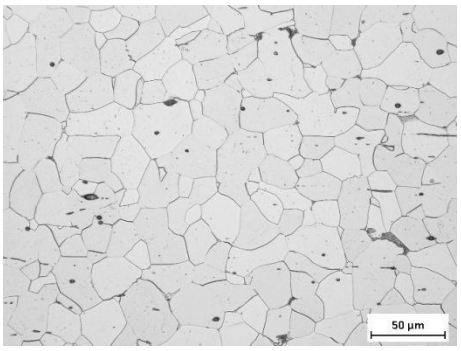
Lochrand / Dickenmitte 100:1



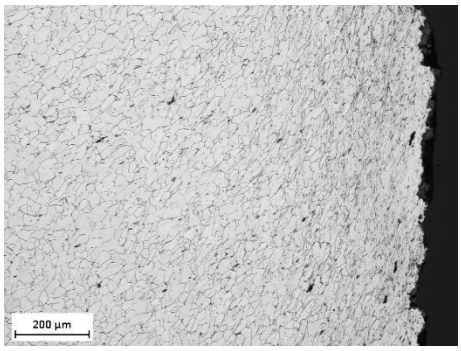
Lochrand / Dickenmitte 400:1



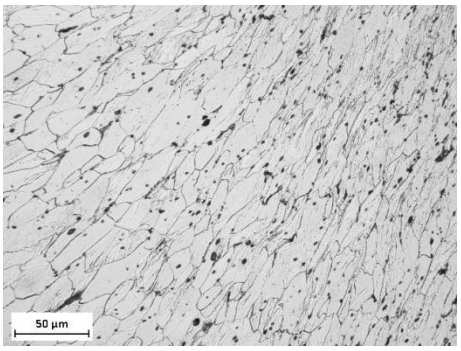
Grundgefüge / Dickenmitte 100:1



Grundgefüge / Dickenmitte 400:1



Bauteilrand / Dickenmitte 100:1



Bauteilrand / Dickenmitte 400:1

Abbildung 7: Gefügezustände für Probe E28 / E28R, Loch- und Bauteilrand gestanzt

Abbildung 7 zeigt einen Vergleich der Proben E28 / E28R zwischen Lochrand, Grundgefüge und Bauteilrand. Auch hier liegt ein feinkörniges ferritisch-perlitisches Gefüge vor. Dem Kohlenstoffgehalt von 0,066 % entsprechend ist der Perlitgehalt gering. Bei stärkerer Vergrößerung sind MnS-Teilchen erkennbar. Im Inneren der Ferritkörner des Grundgefüges liegt keine Zeichnung vor. Es kann also davon ausgegangen werden, dass der enthaltene Stickstoff (0,0164 %) gelöst oder in Form submikroskopisch feiner Eisennitride vorliegt. Am Lochrand

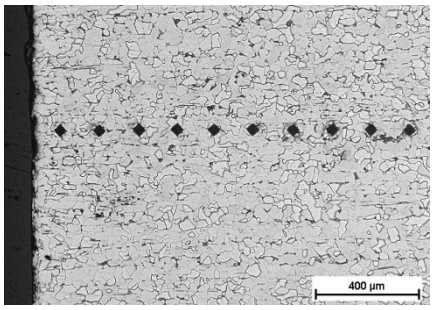
ist hingegen eine deutliche Zeichnung in den Ferritkörnern zu erkennen, was auf die Bildung von Eisennitridnadeln hindeutet.
Vergleicht man die Gefüge zwischen gestanztem Lochrand, Grundmaterial und verformtem Bauteilrand, so ist die Verformung in den Randbereichen sehr deutlich erkennbar. Sie zeigt sich insbesondere in der Formänderung der Ferritkörner. Der Bauteilrand ist geringer verformt als der Lochrand, sodass unterschiedliche Verfestigung in den Mikrohärtemessungen zu erwarten sind.

3.4 Härteverlaufsmessungen

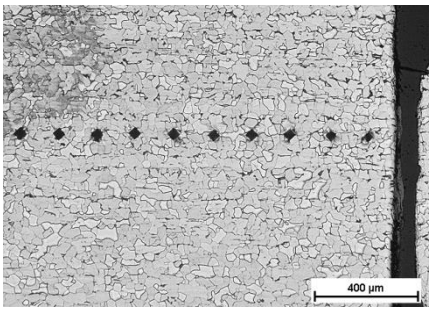
Abbildung 8 enthält beispielhaft die Härte-Tiefen-Verläufe für die Probe PA 2 mit gebohrten, nicht verformten Lochrändern, Abbildung 9 diejenigen für die Probe SGM 21 mit gestanzten verformten Lochrändern. Die Härteeindrücke HV0,2 wurden jeweils im Dickenmittenbereich ausgeführt. Entsprechend der Gefügezustände ist zu erwarten, dass die Probe PA 2 im Lochrandbereich nicht verfestigt und die Probe SGM 21 stark verfestigt ist.

Abbildung 8 zeigt unmittelbar am Lochrand 2 mit ca. 175 HV0,2 nur einen geringen Härteanstieg im Vergleich zum Grundgefüge (ca. 150 HV0,2). Am Lochrand 1 wurde hingegen mit ca. 225 HV0,2 ein etwas höherer Wert gemessen. Leicht erhöhte Härtewerte treten am Lochrand 1 bis in ca. 1 mm Tiefe auf. Dieses Ergebnis überrascht, da an beiden Lochrändern keine signifikanten Gefügeunterschiede im Vergleich zum Grundgefüge sichtbar sind (vgl. Abbildung 5).

In Abbildung 9 sind die Härte-Tiefen-Verläufe der Probe SGM 21 dargestellt. Hier treten mit bis zu 325 HV0,2 viel größere Härteunterschiede zwischen den Lochrändern und dem Grundgefüge auf, da die gestanzten Lochränder kaltverfestigt sind. Dementsprechend zeigen die Gefügebilder im Lochrandbereich stark verformte Ferritkörner (vgl. Abbildung 6). Erhöhte Härtewerte wurden bis in eine Tiefe von 2 bis 3 mm gemessen. Die Härte des Grundmaterials beträgt bei der Probe SGM 21 ca. 145 HV0,2.



Lochrand 2 / Dickenmitte 50:1



Lochrand 1 / Dickenmitte 50:1

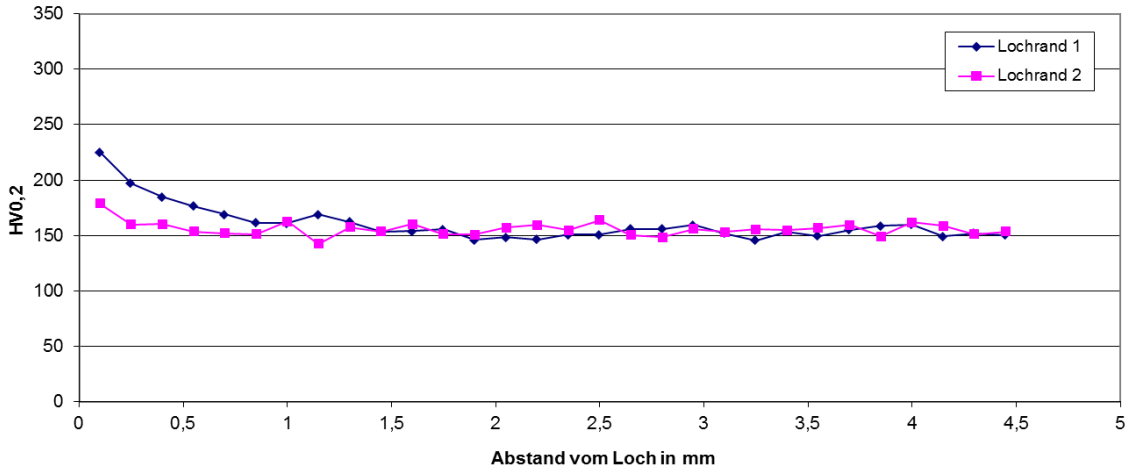
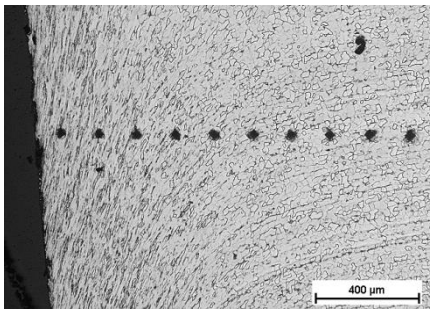
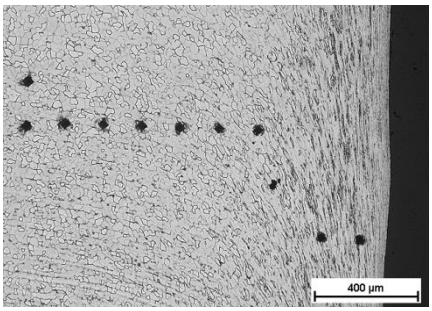


Abbildung 8: Härte-Tiefen-Verlauf der Probe PA 2, Lochrand gebohrt, wenig bis kaum verfestigt



Lochrand 2 / Dickenmitte 50:1



Lochrand 1 / Dickenmitte 50:1

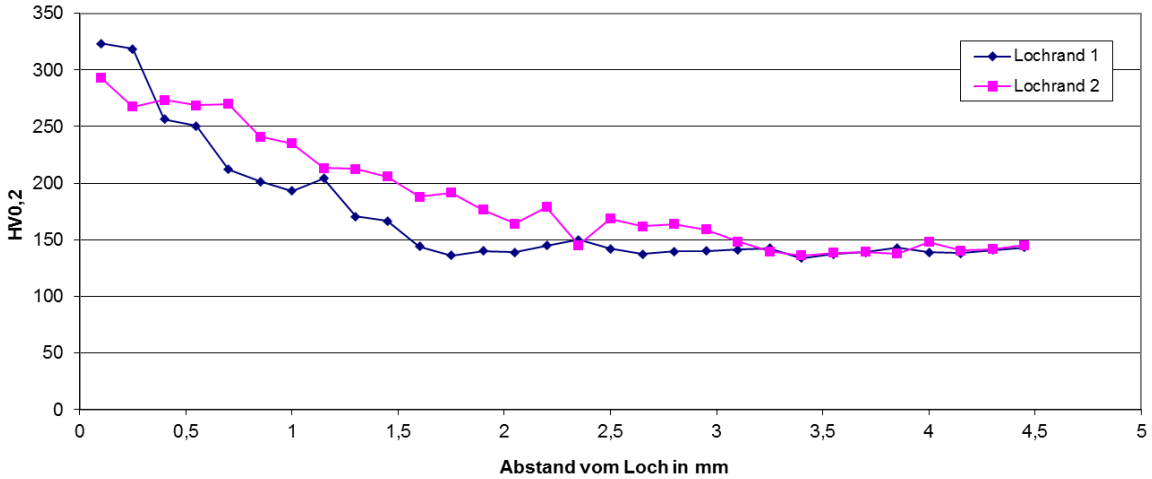


Abbildung 9: Härte-Tiefen-Verlauf der Probe SGM 21, Lochrand gestanzt, stark verfestigt

Abbildung 10 zeigt die Härte-Tiefen-Verläufe für die Proben E28 / E28R. Es werden die Härtewerte am stärker verformten Lochrand und dem weniger verfomten Bauteilrand verglichen (siehe auch Abbildung 7). Die größten Härteunterschiede gegenüber dem Grundmaterial traten erwartungsgemäß am Lochrand auf, kleinere Unterschiede am Bauteilrand. Die erhöhten Härtewerte am Lochrand sind bis in ca. 1,5 mm Tiefe zu verzeichnen. Die verformte Zone des Bauteilrandes reicht 2 bis 2,5 mm tief in das Grundmaterial hinein.

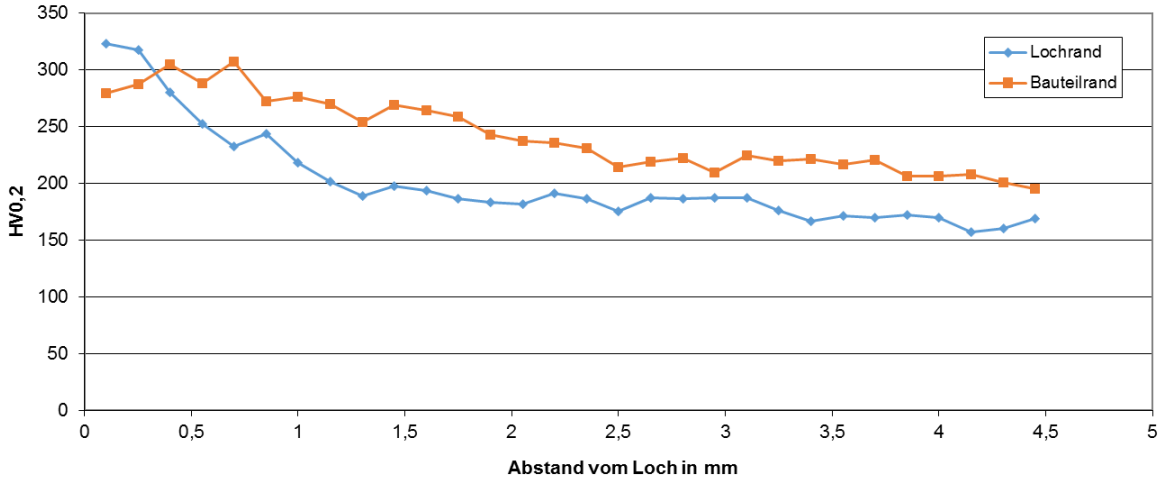


Abbildung 10: Härte-Tiefen-Verlauf der Proben E28 und E28R, Loch- und Blechrand gestanzt, stark verfestigt

Zu ähnlichen Ergebnissen führten die Untersuchungen an den weiteren Proben. Die Härte-Tiefen-Verläufe sind im Anhang B zusammengestellt. In Tabelle 4 ist für alle untersuchten Proben die Tiefe der verfestigten Zone an gestanzten Loch- oder Bauteilrändern zusammengefasst. Die Ergebnisse sind aufgrund der Messwertstreuungen als gerundete Werte angegeben.

Erhöhte Härtewerte treten bei den meisten gestanzten Proben bis in eine Tiefe von 2 bis 3 mm auf, bei den gebohrten Lochrändern wurden viel geringere Härteunterschiede bis in 1 mm Tiefe nachgewiesen. Eine Abhängigkeit der Tiefe der verfestigten Zone von der Dicke der gestanzten Bleche ist nicht eindeutig nachweisbar.

Tabelle 4: Übersicht über die Tiefe der verfestigten Zonen im untersuchten Probenmaterial

Probenbezeichnung	**Probendicke**	**verfestigte Zone**
E3	4 mm	nicht bestimmbar
E6	4 mm	(2 mm)
E9	4 mm	1,5 mm
E15	5 mm	2,5 mm
PA 5 (gestanzter Lochrand) PA 5 (gebohrter Lochrand)	5 mm	3 mm < 1 mm
E17	5 mm	2 mm
E26	6 mm	2 mm
E28	6 mm	2 bis 2,5 mm
E29	6 mm	2 mm
E30	6 mm	2 mm
THW 2	6 mm	2,5 mm
SGM 21	8 mm	1,5 ... 3 mm
PA 2 (gebohrter Lochrand)	8 mm	bis 1 mm
PA 4 (gebohrter Lochrand)	8 mm	1 mm
THW 3	9 mm	3 mm
THW 4	9 mm	3 mm
KB-D	12 mm	2 mm

3.5 Zusammenfassung

Mit Hilfe von Gefügeuntersuchungen und Mikrohärtemessungen wurden die Verfestigungen von gestanzten Lochrändern sichtbar gemacht und quantifiziert.

Die verfestigten Bereiche der gestanzten Bauteile sind in den Gefügebildern deutlich durch Änderungen der Ferritkornform und durch die Ausrichtung der MnS-Teilchen in Verformungsrichtung erkennbar. Mit Hilfe der Mikrohärtemessungen konnte ein entsprechender Härteanstieg quantifiziert werden. Die Härte der verfestigten, gestanzten Loch- und Bauteilränder liegt bei bis zu 200 HV0,2 über der Grundhärte des Materials. Bei gebohrten Lochrändern oder verformten Bauteilrändern sind die Härteunterschiede deutlich geringer.

Eindeutige Zusammenhänge zwischen Blechdicke und Tiefe der verfestigten Zone konnten im Rahmen des untersuchten Probenumfangs nicht nachgewiesen werden. Die verfestigte Zone liegt bei den gestanzten Lochrändern im Bereich von 2 bis 3 mm.

4 Analyse bestehender Konstruktionen des Stahlhochbaus

Alte Stahlhochbaukonstruktionen bestehen überwiegend aus genieteten oder geschraubten Flachstählen, I-, L- und U-Profilen mit wiederkehrenden Konstruktionsprinzipien. Insbesondere Winkelprofile wurden in einer Vielzahl von Stahltragwerken eingesetzt. Neben der Verwendung bei zusammengesetzten Querschnitten ist der Einsatz von Einzelwinkeln, z. B. als Streben in Fachwerken, bedeutend. Ein Grund dafür ist der geringe konstruktive Aufwand beim Anschluss der Profile an einem der beiden Winkelschenkel. Die damit verbundene Exzentrizität zwischen Stabachse und Achse der Verbindungsmittel führt zu einer Biegebeanspruchung des Querschnitts und damit zu Besonderheiten bei der Bemessung. Hinsichtlich der Übertragung dieser Biegemomente im Bauteilanschluss muss prinzipiell zwischen Winkelprofilen mit nur einem Verbindungsmittel und Winkeln mit zwei oder mehr Verbindungsmitteln unterschieden werden. Da alte Stahlkonstruktionen bis in die 1940er Jahre überwiegend mit genieteten Verbindungen ausgeführt wurden, werden im Folgenden immer Anschlüsse mit Niet(en) beschrieben. Im Sinne der hier durchgeführten Untersuchungen sind Anschlüsse mit Schrauben als gleichwertig zu betrachten.

Als Grundlage für die nummerischen Untersuchungen in Abschnitt 5 wurden typische Konstruktionsdetails in Bestandszeichnungen alter Stahlhochbauwerke analysiert und tabellarisch zusammengefasst. Dabei wurden wegen der Sprödbruchgefährdung unter Zugspannungen nur planmäßig auf Biegung und/oder Zug beanspruchten Bauteile berücksichtigt.

4.1 Anschlüsse von Winkelprofilen mit einem Verbindungsmittel

Typische Fachwerk-Konstruktionen des Stahlhochbaus, in denen überwiegend Winkelprofile mit nur einem Verbindungsmittel im Anschluss (siehe Abbildung 11) eingesetzt wurden, sind Stahlgittermaste. Aus 87 verschiedene Masttypen der Baujahre 1900 bis 1960 wurden knapp 12.000 Anschlussdetails katalogisiert. Die für die nummerischen Untersuchungen benötigten Abmessungen wurden mit Hilfe einer Häufigkeitsauswertung ermittelt und normierten Anreißmaßen und Lochdurchmessern in DIN 997 [25] bzw. DIN 999 [26] gegenübergestellt, um daraus typische und praxisrelevante Bauteile und Anschlusskonfigurationen abzuleiten. Zunächst wurde die Häufigkeit einzelner Winkelprofilquerschnitte ausgewertet.

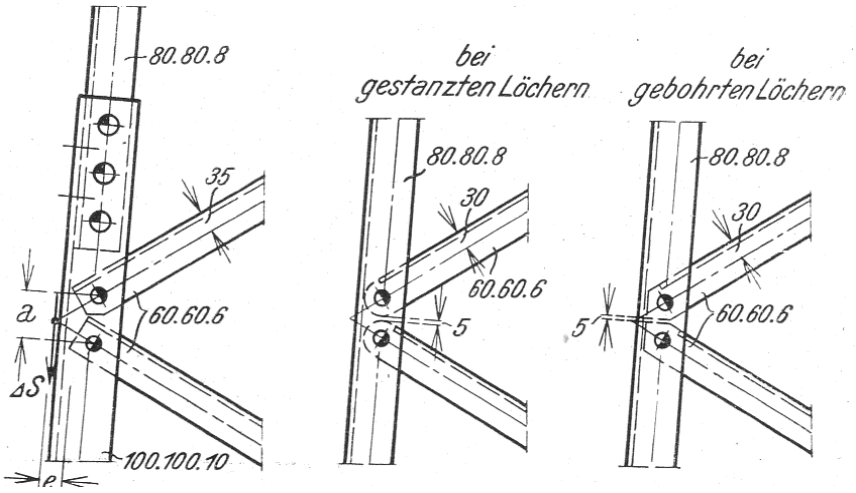


Abbildung 11: Typische Strebenanschlüsse am Eckstiel von Stahlgittermasten (Abb. 951 in **[27]**)

Anschließend wurde die Häufigkeit typischer zugehöriger Lochdurchmesser d und Lochrandabstände quer (e_2 bzw. w_1) sowie in Kraftrichtung e_1 ausgewertet (siehe auch Abbildung 16). Die Ergebnisse sind in Tabelle 5 zusammengestellt. Ergänzend wurden diese Maße den Forderungen früherer Normen des Stahlhochbaus (z. B. [25] und [26]) und Werten aus der einschlägigen Fachliteratur (z. B. [27] und [28]) gegenübergestellt. Daraus wurden typische Anschlusskonfigurationen mit einem Niet an einem Schenkel für die sieben Winkelprofile als Grundlage für die nummerischen Untersuchungen abgeleitet.

Tabelle 5: Lochdurchmesser und Randabstände typischer Ein-Niet-Anschlüsse von Winkelprofilen

	Stahlgittermaste			**Normen / Literatur**			**Gewählt für FEM-Analyse**		
Winkel-querschnitt	d [mm]	w_1 [mm]	e_1 [mm]	d [mm]	w_1 [mm]	e_1 [mm]	d [mm]	e_2 [mm]	e_1 [mm]
L40 x 4	12	22	20	14	22	30	**12-14**	**17-20**	**20-25**
L50 x 5	16	30	20	14-17	30	30-35	**12-17**	**20-25**	**20-25**
L60 x 6	20	35	25	17-20	35	35-40	**16-21**	**25-30**	**25-30**
L65 x 7	20	35	30	17-23	35	35-40	**17-24**	**30-35**	**30-35**
L70 x 7	23	40	30	17-23	40	35-45	**17-24**	**30-35**	**30-35**
L80 x 8	26	45	35	20-26	45	40-50	**20-26**	**35-40**	**35-40**
L90 x 9	26	50	40	20-26	50	40-50	**26-29**	**40-45**	**40-50**

4.2 Anschlüsse von Winkelprofilen mit mehreren Verbindungsmitteln

Analog zu den Untersuchungen in Abschnitt 4.1 wurden mehrere tausend Anschlüsse von Winkelprofilen in Stahlfachwerkkonstruktionen analysiert und katalogisiert, die mit 2 oder mehr Verbindungsmitteln ausgeführt waren. In Tabelle 6 sind die eingesetzten Winkelquerschnitte zusammen mit den häufigsten Lochdurchmessern d, Lochrandabständen w_1 und e_1 sowie den Lochabständen e untereinander zusammengefasst.

Tabelle 6: Lochdurchmesser und -abstände typischer Mehr-Niet-Anschlüsse von Winkelprofilen

Winkel-querschnitt	d [mm]	w_1 [mm]	e_1 [mm]	e [mm]
L45 x 5	14	25	30-35	60-100
L50 x 5	14	30	30-40	50-80
L60 x 6	16	35	30-40	55-80
L65 x 7	20	35	40-50	65-140
L70 x 7	20	40	35-40	55-100
L75 x 8	20	40	35-70	70-120
L80 x 8	20	45	30-65	70-90
L90 x 9	20	50	43-50	70-100
L100 x 10	20	55	30-70	65-100

5 Nummerische Untersuchungen

5.1 Soft- und Hardware

Die Modellgenerierung und die nummerischen Berechnungen erfolgten mit dem Finite-Elemente-Analyse-Programm ANSYS 14. Die anschließende Auswertung der Berechnungsergebnisse erfolgte entweder im Postprocessing von ANSYS oder durch Auslesen der Ergebnisse und anschließende Weiterverarbeitung in anderen Programmen, z. B. Microsoft Excel.

Die Steuerung der nummerischen Berechnungen erfolgte mit Hilfe der ANSYS Parametersprache (ANSYS Parametric Design Language, kurz APDL). Die Nutzung von APDL ermöglichte es, die Geometrie der Berechnungsmodelle parametrisch zu generieren. Die sich z. B. nach Tabelle 5 ergebenden Parameter-Kombinationen konnten somit durch Einbettung in Schleifen (siehe [29]) in einem Durchgang berechnet werden.

Für die Berechnungen standen der Bull HPC-Cluster (Taurus) und die Megware PC-Farm (Atlas) des ZIH der TU Dresden zur Verfügung. Je nach Verfügbarkeit war das Rechnen mit 8 bis 32 Kernen möglich. Die Wahl des Gleichungslösers wurde ANSYS überlassen. Zum Einsatz kam ein direkter Gleichungslöser (Sparse-Matrix-Solver).

5.2 Besonderheiten der FE-Modellierung für bruchmechanische Berechnungen

Wesentlicher Bestandteil der FE-Modellierung für bruchmechanische Berechnungen ist eine geeignete Modellierung der Rissspitze bzw. Rissfront sowie eine mit dieser Modellierung verträglichen Auswertung zur Bestimmung der Rissspitzenbeanspruchung.

Zur Vernetzung der Rissspitze für Berechnungen nach der Linear-Elastischen Bruchmechanik (LEBM) wird in [30] und [31] die Verwendung von degenerierten „elastic singularity elements“ empfohlen. Dabei handelt es sich im Zweidimensionalen um Rechteckelemente mit 8-Knoten, bei denen die Außenknoten einer Kante (1, 3 und der Mittelknoten 2) auf einen Punkt verschoben werden. Dadurch entsteht ein degeneriertes Element mit dreieckiger Form, das mehrfach fächerförmig um die Rissspitze herum angeordnet wird. Diese drei Knoten sind fest miteinander verbunden. Darüber hinaus sind die Mittelknoten 4 und 6 in die Viertelpunkte der Elementkanten zur Rissspitze hin verschoben. Diese Konfiguration erzeugt eine $1/\sqrt{r}$ Dehnungssingularität auf allen Radiusstrahlen der Elemente, die zur Modellierung der Spannungskonzentration an der Rissspitze und damit zur Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors K erforderlich ist.

Rissspitzenelemente für Berechnungen nach der Elastisch-Plastischen Bruchmechanik (EPBM) unterscheiden sich darin, dass die Knoten 1 bis 3 nicht miteinander verbunden sind und sich somit unabhängig voneinander verformen können. Die Mittelknoten 4 und 6 befinden sich weiterhin in der Mitte der Elementlänge. Durch diese Knotenkonfiguration des Elements wird an den auf die Rissspitze zulaufenden Elementkanten eine $1/r$-Dehnungssingularität modelliert. Diese Form der Modellierung ermöglicht die Öffnung und die als „blunting“ bezeichnete Abstumpfung des Risses (Vgl. [32]).

Abbildung 12 zeigt links die beschriebenen degenerierten Elemente der LEBM und rechts die der EPBM im Vergleich.

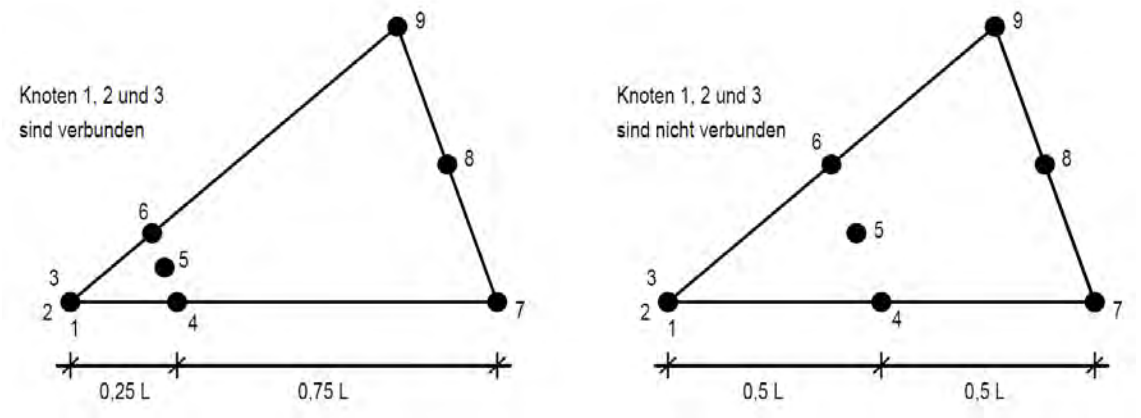


Abbildung 12: Rissspitzenelemente (vgl. **[30]** S. 588)

ANSYS bietet mit dem Befehl „KSCON“ die Möglichkeit, in einer Fläche derartig degenerierte Elemente um einen Keypoint fächerförmig zu erzeugen, an die ein zweiter Ring von Rechteckelementen anknüpft. Dabei sind der Radius der ersten Reihe, die Elementgröße der zweiten Reihe, die Anzahl der Elemente und die Position der Mittelknoten 4 und 6 einstellbar. Diese Art der Modellierung bildet die Grundlage für die von ANSYS ebenso zur Verfügung gestellte Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors mit dem Befehl „KCALC“. Dieser ermittelt den K-Faktor aus den Verschiebungen der Knoten der ersten beiden Elemente auf den Rissufern. Das Verfahren liefert für ebene Modelle ausreichend genaue Ergebnisse.

Angesichts der erforderlichen Modellierung der zu untersuchenden Winkelprofile mit Volumenelementen und dem Ziel der Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren aus der Energiefreisetzungsrate (in ANSYS mit dem Befehl CINT), ist eine fächerförmige Anordnung von zusätzlichen gleichmäßigen Ringen um die Rissspitze erforderlich. Der Anschluss dieses umliegenden Netzes gestaltet sich mit den Mitteln der automatischen Netzgenerierung jedoch schwierig (siehe Abbildung 13 links).

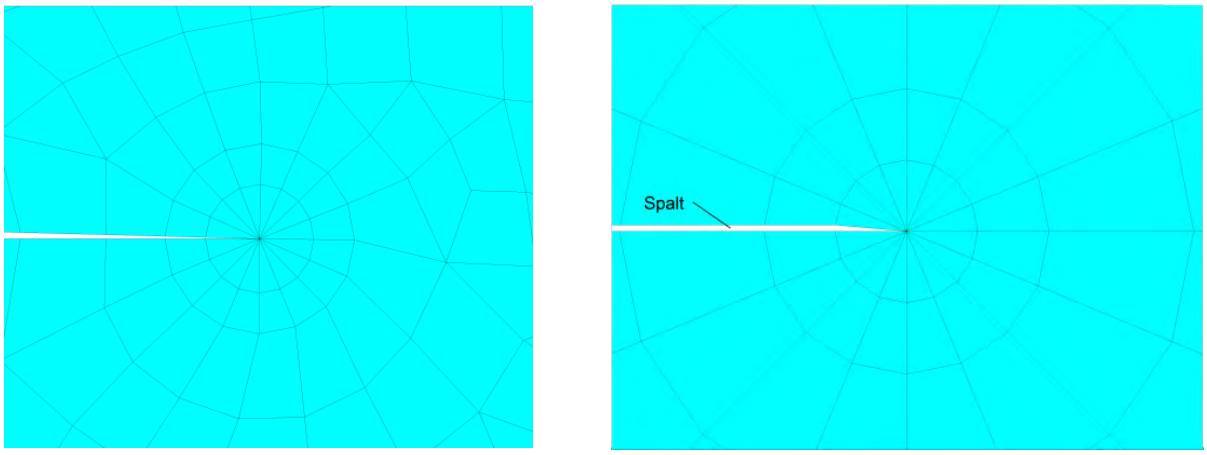


Abbildung 13: **links:** Rissspitzenmodellierung mit KSCON
rechts: Rissspitzennetz mit manueller Modellierung der Knotenkoordinaten

Um nicht auf die Vorteile der automatischen Netzgenerierung verzichten zu müssen, wurde die Vernetzung analog der manuellen Eingabe von Knoten und Elementen durchgeführt. Es wurden aber anstelle von Knoten Keypoints und von Elementen Flächen erzeugt. Diese Flächen wurden mit entsprechenden Randbedingungen versehen, sodass jeweils nur ein Element pro Fläche mit dem automatischen Netzgenerator erzeugt werden musste. Damit bestand die Möglichkeit, das Netz um die Rissspitze gezielt zu steuern und an das umliegende Netz des Gesamtmodells automatisch anzubinden (siehe Abbildung 13 rechts).

Die zuvor beschriebene Vernetzung der Rissspitze mit Elementen mit verschobenem Mittelpunktknoten macht bei einer Modellierung mit Volumenelementen den Einsatz von 20-Knoten Quader-Elementen (SOLID186) für das gesamte Modell erforderlich. Um die Anzahl der Freiheitsgrade der einzelnen Modelle und die damit verbundene Rechenzeit für die geplante Parameterstudie zu verringern, wurde stattdessen eine Modellierung mit 8-Knoten-Quader-Elementen (SOLID185) mit linearen Ansatzfunktionen durchgeführt.

Um die Rissspitze herum wurden insgesamt 16 degenerierte Elemente fächerförmig in 12 Kreisringen angeordnet. Die Länge der radialen Elementkanten betrug 0,1 mm. Bei der zu modellierenden Risslänge von a = 3 mm (siehe Abschnitt 3.5) entspricht dies einer Länge von a/30. Mit diesem sehr feinen Netz an der Rissspitze konnten trotz des Einsatzes der einfachen 8-Knoten-Elemente ausreichend genaue Ergebnisse der Spannungsintensitätsfaktoren berechnet werden. In [33] wurde an Testmodellen (CT- und MT-Proben) nachgewiesen, dass bei dieser feinen Vernetzung mit 8-Knoten-Elementen um die Rissspitze sehr gute Übereinstimmungen mit vorhandenen K-Lösungen aus der Fachliteratur erzielt werden kann.

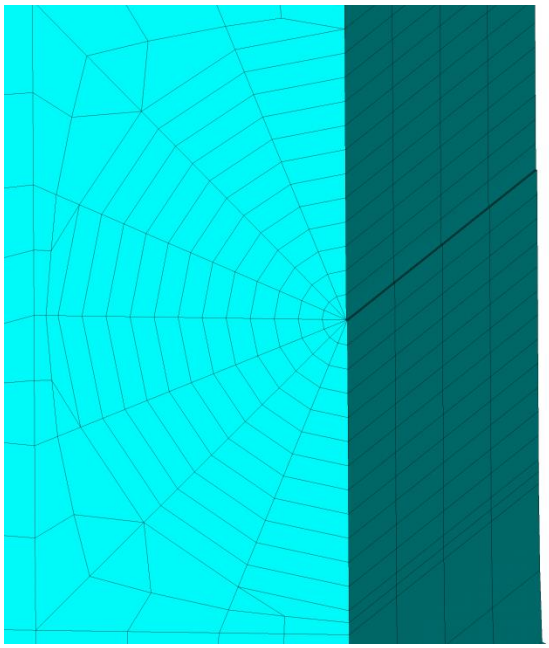


Abbildung 14: Ausschnitt zur Vernetzung der Rissspitze **[33]**

5.3 Untersuchungen an Einzelwinkeln mit Anschlüssen aus einem Niet

Wie in Abschnitt 1.3 beschrieben, bestehen viele Bauteile in schlanken Fachwerkkonstruktionen des Stahlhochbaus aus durch Nieten an einem Schenkel angeschlossenen Winkelprofilen. Die durch diesen exzentrischen Anschluss hervorgerufene Biegebeanspruchung der Bauteile, verstärkt durch eine meist außermittige Anordnung der Nietlöcher und dem versteifend wirkenden abstehenden Winkelschenkel hat zur Folge, dass derartige Bauteile nicht mit den üblicherweise für Nietkonstruktionen verwendeten, bruchmechanischen Berechnungsmodellen untersucht werden können. Von *Hensen* [3] und *Stötzel* [34] wurden verschiedene Konstruktionsdetails genieteter Eisenbahnbrücken mit Anriss am Loch- oder Bauteilrand untersucht und mit den drei in Abbildung 15 dargestellten bruchmechanischen Berechnungsmodellen beschrieben. Die dort konstante angenommene Zugbeanspruchung bei gleichzeitiger Durchleitung der gesamten Zugkraft ist bei den hier zu untersuchenden Anschlüssen der Winkelprofile nicht gegeben.

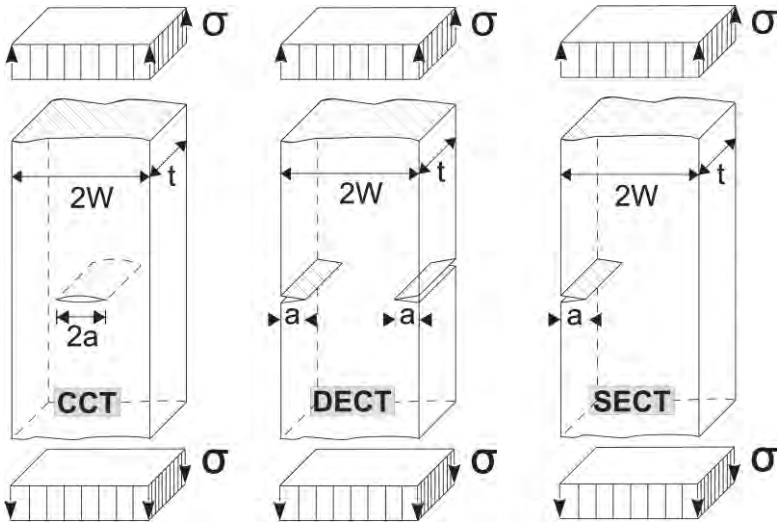


Abbildung 15: Bruchmechanische Berechnungsmodelle nach **[3]** für genietete Bauteile

Analog zu diesen Modellen werden die Anschlüsse der Winkelprofile mit Anriss vom Rand der Nietlöcher untersucht. Dabei wird vereinfachend wie oben von einem Durchriss mit gerader Rissfront ausgegangen. Aufbauend auf den Ergebnissen in Abschnitt 3 zur Verfestigung gestanzter Lochränder wird im Folgenden die Beanspruchung der Winkelprofile bei einer konstanten Länge des Anrisses von a = 3 mm untersucht. Dieser Riss wird in der höher beanspruchten Lochwandung im schmaleren Bereich des gelochten Schenkels modelliert (siehe Abbildung 16). Entsprechend den in Tabelle 5 des Abschnitts 4.1 zusammengestellten typischen Anschlussdetails in bestehenden Stahlfachwerkkonstruktionen werden in einer Parameterstudie für 7 verschiedene Winkelprofilquerschnitte insgesamt 170 Geometrie-Konfigurationen untersucht. Die gewalzten Ausrundungen der Winkelprofile an den Rändern und am Übergang zwischen den Schenkeln haben auf die Beanspruchung an der Rissspitze einen vernachlässigbaren Einfluss und werden deshalb vereinfachend nicht modelliert.

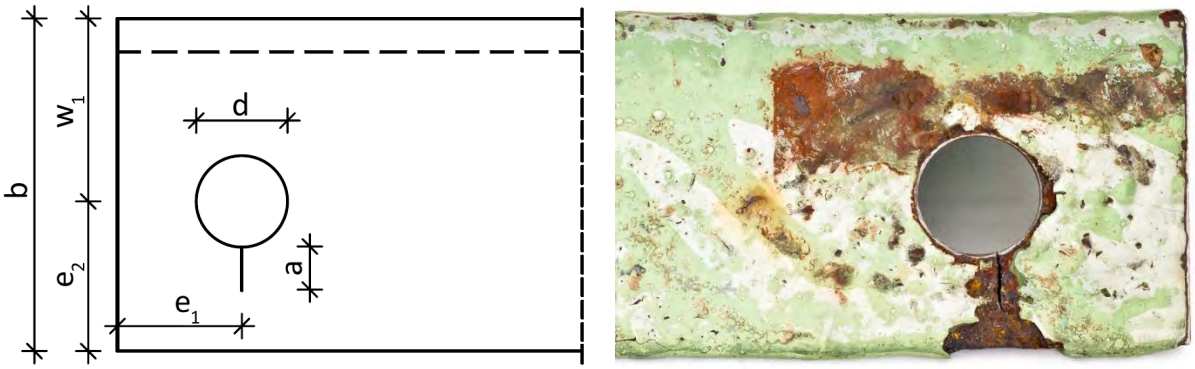


Abbildung 16: Geometrie des Winkelanschlusses mit einem Niet und Anriss am Nietlochrand

Die FEM-Analysen erfordern aufgrund der großen Anzahl an Geometriekonfigurationen einen sehr hohen Rechenaufwand. Die teilweise sehr feine Diskretisierung insbesondere im Bereich des Anrisses führt zu hohen Element- und Knotenanzahlen. Um die Anzahl der Freiheitsgrade der FEM-Modelle und die damit verbundene Rechenzeit zu minimieren, wurde der Einfluss der Profillänge in Testrechnungen in [33] überprüft. Die Untersuchungen haben gezeigt, dass die Länge des Modells keinen Einfluss auf die Ergebnisse der Rissspitzenbeanspruchung hat. Deshalb wurde die Winkelprofillänge im Berechnungsmodell gegenüber real verbauten Winkelprofilen deutlich verkürzt.

Um darüber hinaus die Feinheit der Vernetzung des Modells besser beeinflussen zu können, wurde es in mehrere Teilsegmente unterteilt (siehe Abbildung 17). Für diese Segmente wurde die Netzfeinheit an den Begrenzungslinien festgelegt, um die Bereiche um die Rissspitze feiner zu vernetzen als das Fernfeld und den Rest des Profils. Die Vernetzung erfolgte mit dem ANSYS Netzgenerator. In Abbildung 18 ist am Beispiel des Winkelprofils L50x5 die Diskretisierung des Querschnittes dargestellt. Um die Elementanzahl zu verringern, wurde der horizontale, ungelochte Schenkel gröber vernetzt.

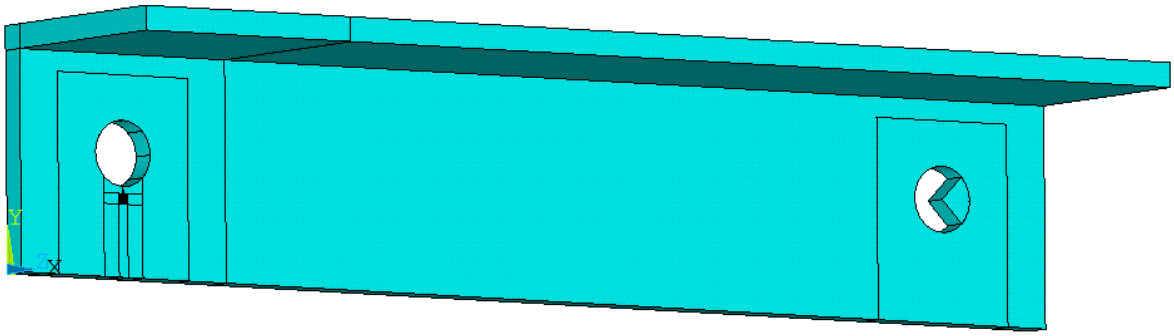


Abbildung 17: Teilkörper des Winkelmodells

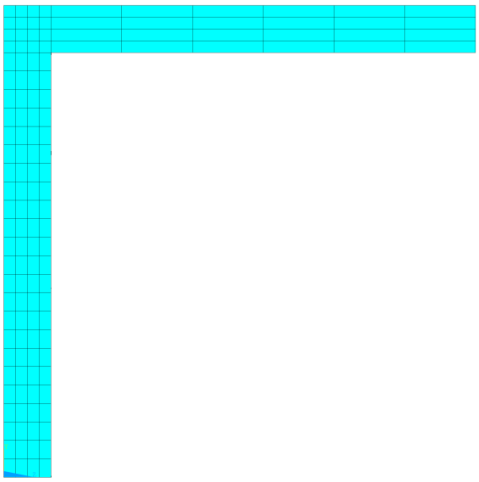


Abbildung 18: Vernetzung des Querschnitts **[33]**

Neben der geeigneten Rissmodellierung ist die Rissspitzenbeanspruchung auch von der realitätsnahen Modellierung der Lastübertragung durch den Nietbolzen im Loch abhängig. Um die aufwendige Berechnung des Kontaktproblems zwischen Bolzen und Lochleibung in den zahlreichen FEM-Berechnungen zu umgehen, wurde nach einer alternativen Modellierung der Lasteinleitung gesucht. Basierend auf den Untersuchungen von *Rooke* [35], [36], [37] und *Wanlin* [38] wurde die Lochleibungslast als radiale, linear veränderliche Last über die halbe Lochwandung modelliert (siehe Abbildung 19). Vergleichsberechnungen ergaben sehr gute Übereinstimmungen der Nettospannungen in der Rissachse gegenüber einer Modellierung mit Kontakt zwischen Bolzen und Lochleibung.

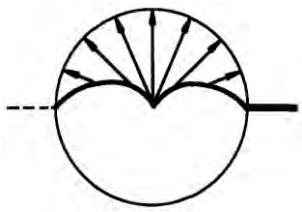


Abbildung 19: Modellierung der Lochleibungsspannung im Loch mit Anriss **[35]**

Der Bolzen im zweiten, nicht angerissenen Nietloch des Modells wurde vereinfacht nach den Empfehlungen von *Kuna* [31] (S. 303) gestaltet. Dazu wurde im Loch im Bereich der belasteten Lochleibung ein Viertelkreissegment angeordnet. Im Kontaktbereich erfolgte der Anschluss des Viertelkreises an das vorhandene Netz. Dem Kreissegment wurden linear elastische Materialeigenschaften mit doppeltem E-Modul zugewiesen, um unrealistisch hohe Verformungen an der Lasteinleitungsstelle zu vermeiden. Die Lagerung des Modells in Bauteillängsrichtung erfolgte an den Knoten des Kreismittelpunktes. Damit wurde ein Verdrehen um die Längsachse des Verbindungsmittels ermöglicht.

Die Beschreibung des linear elastischen Materialgesetzes des Gesamtmodells erfolgte mit den für Stahl allgemein bekannten Werten für den Elastizitätsmodul (E = 210.000 MPa) und für die Querkontraktionszahl (Poissonzahl μ = 0,3).

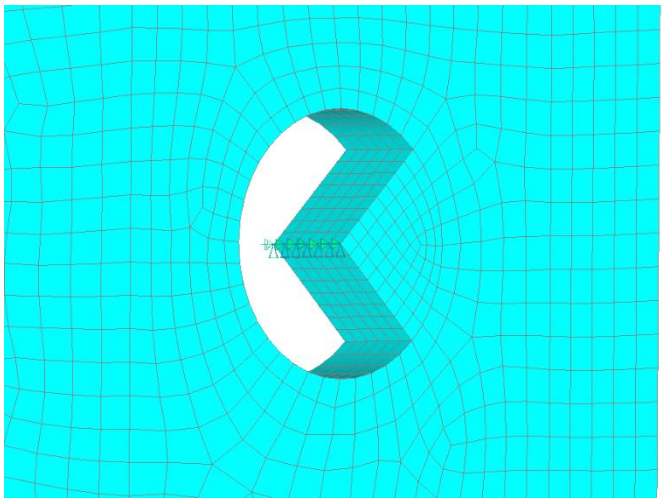


Abbildung 20: Modellierung der Lasteinleitung und Lagerung am ungerissenen Nietloch

5.4 Berechnungsergebnisse

Wie in Abschnitt 5.3 erläutert, wurden für 7 verschiedene Winkelquerschnitte (L40x4 bis L70x7) insgesamt 170 unterschiedliche Geometriekonfigurationen (siehe auch Tabelle 5) mittels ANSYS parametrisch modelliert und berechnet. Innerhalb des Postprocessings wurde mit dem Befehl CINT der Spannungsintensitätsfaktor ähnlich der Bestimmung des J-Integrals als Volumenintegral in radialen Konturen (siehe Abbildung 14) um die Rissspitze berechnet. Diese Auswertung ist genauer als die übliche Bestimmung des K-Faktors durch Verschiebungsextrapolation auf den Rissufern (Befehl KCALC [39]) auch ohne Verwendung von degenerierten Rissspitzenelementen. Durch Berechnungen an Testmodellen aus [33] konnte die Güte dieser Methode bestätigt werden. Entsprechend gut konvergiert das Ergebnis aufgrund der feinen Vernetzung bereits ab der 6 Kontur. Die Bestimmung des Spannungsintensitätsfaktors erfolgte im Bereich der größten Spannungsintensität in der Mitte der Rissfront.

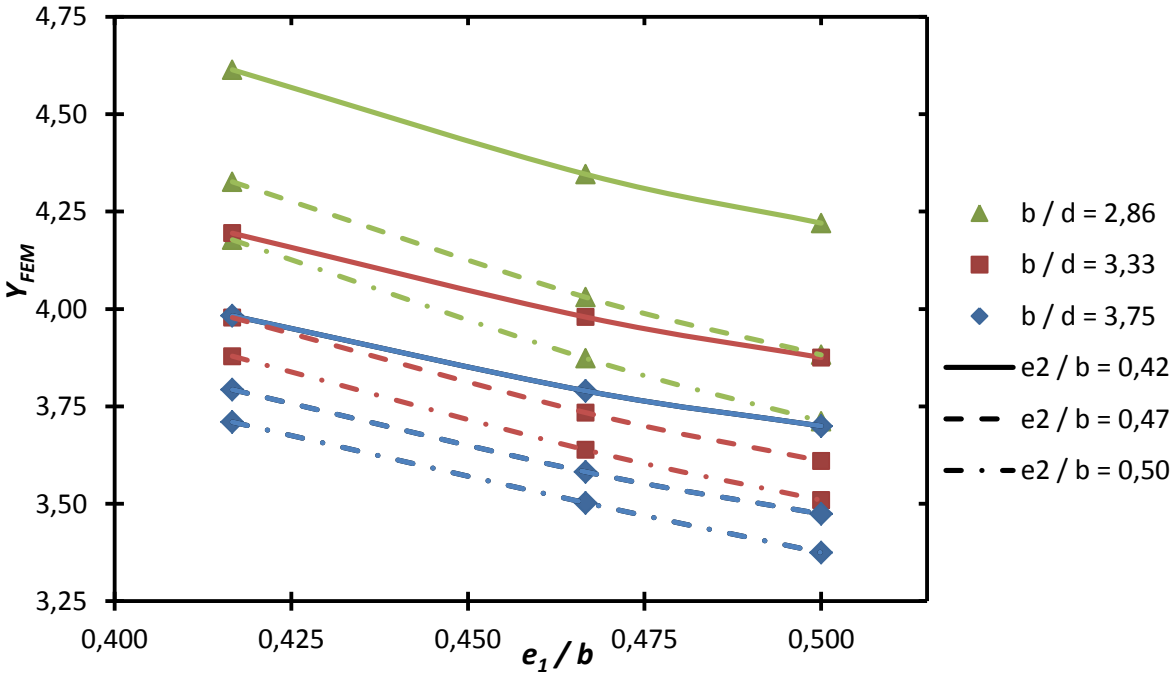


Abbildung 21: Bezogener Spannungsintensitätsfaktor für Anschluss eines L60x6 mit einem Verbindungsmittel

Die Ergebnisse aller 170 Berechnungen sind zusammen mit den entsprechenden Geometrieparametern (gemäß Abbildung 16) in Tabelle C-1 im Anhang C zusammengefasst. Die angegebene Spannungsintensität K_I bezieht sich auf eine einheitliche Zugkraft von $N = 10$ kN. Der Geometriefaktor Y_{FEM} ergibt sich als bezogener Spannungsintensitätsfaktor zu:

$$Y_{FEM} = \frac{K_{I,FEM} \cdot b \cdot t}{N \cdot \sqrt{\pi a}} \tag{5-1}$$

Für den Anschluss eines Winkelprofils L60x6 mit einem Verbindungsmittel und einseitigem Anriss der Länge $a = 3$ mm am Lochrand ist exemplarisch Y_{FEM} in Abbildung 21 grafisch dargestellt. Es ist zu erkennen, dass mit steigendem Durchmesser des Loches und sinkendem Lochabstand vom Rand, also schmaler werdendem Ligament die Spannungsintensität steigt.

5.5 Gegenüberstellung mit bekannter K-Lösung aus der Fachliteratur

Um die mit der FE-Methode berechneten Ergebnisse des Spannnungsintensitätsfaktors für das in Abbildung 16 dargestellte Konstruktionsdetail im untersuchten Parameterraum für weitere Berechnungen zur Verfügung zu stellen, werden die Ergebnisse der FEM-Analyse gewöhnlich durch geeignete mathematische Funktionen in Abhängigkeit der Geometrieparameter approximiert. Abweichend davon wird im Folgenden auf aus der Fachliteratur bekannte K-Faktor-Lösungen zurückgeriffen.

5.5.1 Anschluss eines Winkelprofils mit einem Niet

Neben den Untersuchungen und Angaben in [40] und [41] zeigten die Lösungen von *Ball* [42] die besten Übereinstimmungen mit den in Abschnitt 5.3 berechneten Ergebnissen.

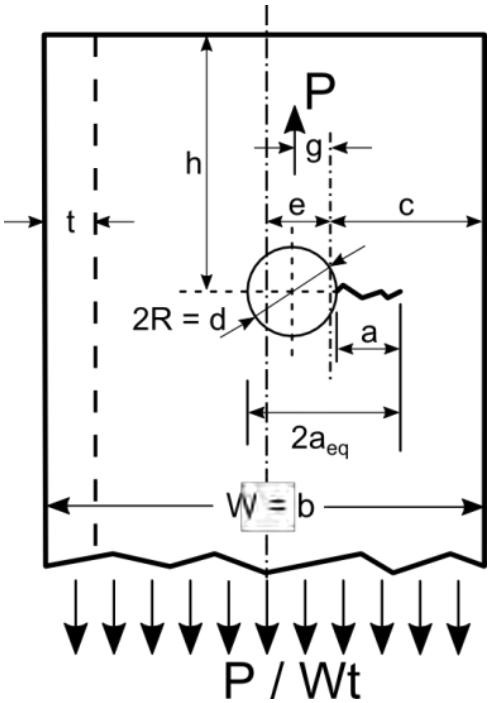


Abbildung 22: Geometriedefinition eines Anschlusses nach *Ball* **[42]**

In Abbildung 22 ist der Anschluss eines Winkelprofils mit einem Niet an einem Winkelschenkel und einseitig radialem Anriss gemäß der Geometriedefinition aus [42] dargestellt. Aufbauend auf dem Superpositionsprinzip nach *Newman* [43] beschreibt *Ball* in [42] die Beanspruchung K_I an diesem Riss als Kombination der Spannungsintensität K_R infolge der Zugbeanspruchung im Bauteil (**R**emote load) und der Spannungsintensität K_P aus der Einleitung der Einzellast P im Loch (**P**oint load):

$$K_I = \frac{1}{2}[K_R + K_P] \tag{5-2}$$

Die Spannungsintensität infolge der Zugbeanspruchung im Bauteil ergibt sich zu:

$$K_R = \frac{P}{W_{eff} \cdot t} \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot F_{TH} \cdot F_{FF} \tag{5-3}$$

Dabei berücksichtigt der Geometriefaktor F_{TH} den Durchriss am Lochrand (**t**hrough-the-thickness crack at a circular **h**ole). Für den einseitigen Riss am Loch wie in Abbildung 22 gilt:

$$F_{TH} = \exp[1{,}2133 - 2{,}205(a/(a+R)) + 0{,}645(a/(a+R))^2] \tag{5-4}$$

Die Erfassung beidseitig symmetrischer Risse am Lochrand erfolgt mit:

$$F_{TH} = \frac{0{,}6805}{0{,}2772 + a/R} + 0{,}9439 \tag{5-5}$$

Der zweite Geometriefaktor F_{FF} berücksichtigt zum einen mit F_{FW} die endliche Breite des Bauteils (**f**inite **w**idth) und darüber hinaus mit F_{ECC} die exzentrische Lage des Risses (**ecc**entricity). Für die Rissspitze A im schmaleren Ligament und die ggf. vorhandene Rissspitze B im breiteren Ligament gilt:

$$F_{FF} = F_{FW} + F_{ECC} \tag{5-6}$$

$$F_{FF,A} = \sqrt{sec\left[\frac{\pi a_{eq}}{2c}\right]} - 0{,}6173\left(\frac{a_{eq}}{c}\right)^{2{,}6} \cdot \left(\frac{2e}{W}\right)^2 \tag{5-7}$$

$$F_{FF,B} = \sqrt{sec\left[\frac{\pi a_{eq}}{2c}\right]} - 1{,}0522\left(\frac{a_{eq}}{c}\right)^{2{,}9} \cdot \left(\frac{2e}{W}\right)^2 \tag{5-8}$$

Die Spannungsintensität aus der Einleitung der Einzellast am Loch definiert *Ball* zu:

$$K_P = \frac{P}{t\sqrt{2c}} \cdot F_{HPW} \cdot F_P + \frac{P}{W_{eff}t}\sqrt{\pi \cdot a} \cdot F_{TH} \cdot F_{ECC} \tag{5-9}$$

Die Berücksichtigung des Durchrisses am exzentrisch angeordneten Loch erfolgt auch hier durch die beiden Geometriefaktoren F_{TH} und F_{ECC}. Der Einfluss der Lasteinleitung am

Lochrand auf die Rissspitzenbeanspruchung wird mit dem Geometriefaktor F_P erfasst, der wie folgt berechnet wird:

$$F_P = \left\{1 + 0{,}2967\sqrt{1-(g/a_{eq})^2}\left[1-\cos\left(\frac{\pi a_{eq}}{2c}\right)\right]\right\} \cdot F_{III} \tag{5-10}$$

$$F_{III} = \frac{\sqrt{\tan\left(\frac{\pi a_{eq}}{2c}\right)}\left\{1-\left[\sin\left(\frac{\pi g}{2c}\right)/\sin\left(\frac{\pi a_{eq}}{2c}\right)\right]\right\}}{\left\{1-\left[\cos\left(\frac{\pi a_{eq}}{2c}\right)/\cos\left(\frac{\pi g}{2c}\right)\right]^2\right\}^{1/2}} \tag{5-11}$$

Darüber hinaus beeinflusst der Abstand h des Loches vom Bauteilende die Beanspruchung an der Rissspitze. In [42] wurde dafür der Faktor F_{HPW} abgeleitet, der neben der endlichen Höhe (finite **H**eight) auch die endliche Breite des Bleches (finite **W**idth) bei Einleitung einer Einzellast (**P**oint load) berücksichtigt. Aus diesem Grund ist in Gleichung (5-9) der Faktor F_{FW} nicht enthalten. Der Faktor F_{HPW} wird mit dem Diagramm in Abbildung 23 bestimmt. Er wurde für den Fall eines Bauteils mit Einzellast am Riss, jedoch ohne Lochschwächung hergeleitet.

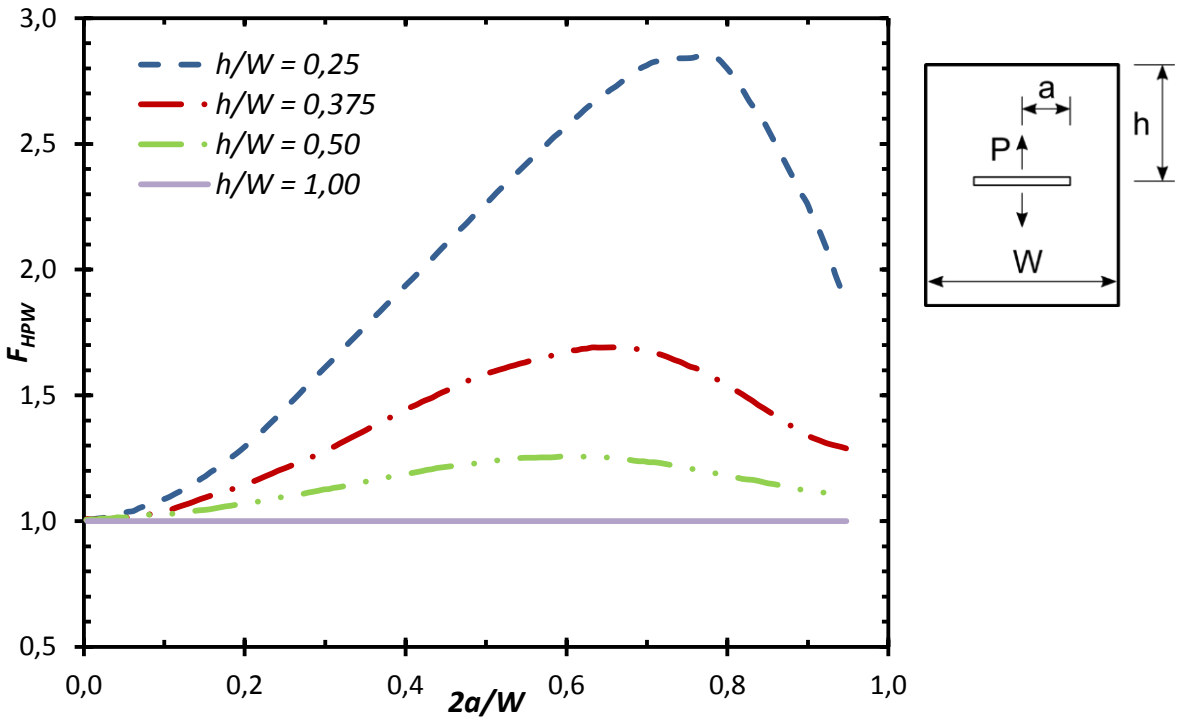


Abbildung 23: Höhenfaktor F_{HPW} nach *Ball* **[42]** für Bleche mit endlicher Breite und Höhe

Ist das Blech jedoch oberhalb des Risses durch ein Loch geschwächt, sinkt in diesem Bereich die Steifigkeit und die Beanspruchung an der Rissspitze steigt.

Dieser Einfluss konnte anhand der FEM-Berechnungen in Abschnitt 5.4 festgestellt werden. Aufbauend auf den Ergebnissen wurde der Abstand h des Risses vom Bauteilende in einen effektiven Wert h_{eff} überführt:

$$h_{eff} = h - \frac{d}{3} \cdot \frac{(h+c)/2}{2 \cdot a_{eq}} \tag{5-12}$$

Setzt man Gleichung (5-3) und (5-9) in Gleichung (5-2) ein, stellt diese um und fasst die Geometriefaktoren zusammen, ergibt sich:

$$K_I = \frac{P}{2 \cdot W_{eff} \cdot t} \cdot \sqrt{\pi a} \cdot \beta_F \tag{5-13}$$

mit dem Geometriefaktor für den Anschluss mit einem Verbindungsmittel (**F**astener):

$$\beta_F = \frac{W_{eff}}{\sqrt{2\pi a c}} \cdot F_P \cdot F_{HPW} + (F_{FW} + 2 \cdot F_{ECC}) \cdot F_{TH} \tag{5-14}$$

Ermittelt man aus den mit Gleichung (5-13) berechneten Spannungsintensitäten analog zu Gleichung (5-1) den bezogenen Spannungsintensitätsfaktor Y_{Calc} und stellt diesen den FEM-Ergebnissen aus Abschnitt 5.4 gegenüber (blaue Datenpunkte in Abbildung 24), ist zu erkennen, dass die Lösungen von *Ball* [42] die Ergebnisse der Winkelprofilanschlüsse bereits sehr gut beschreibt. Während bei kleinen Winkelprofilen die Rissspitzenbeanspruchung aus der FEM-Analyse bis zu 5 % unterschätzt wird, führen die Formeln aus [42] bei größeren Winkelprofilen zu Ergebnissen, die die tatsächliche Beanspruchung um bis zu 10 % überschätzen. Der Grund dafür liegt vor allem in der Vernachlässigung der Versteifung durch den zweiten, abstehenden Winkelschenkel, der zu einer Entlastung des Risses auf der gegenüber liegenden Seite des Nietloches führt. Um diesen Einfluss berücksichtigen zu können, wurde aufbauend auf den Ergebnissen der FEM-Analysen der Faktor F_L abgeleitet:

$$F_L = 1{,}113 - 0{,}00755 \cdot \frac{W^2}{c \cdot h} \cdot \frac{a_{eq}}{a} \tag{5-15}$$

Die Ergebnisse unter Berücksichtigung dieses Anpassungsfaktors sind in Abbildung 24 als rote Datenpunkte dargestellt. Die Abweichungen gegenüber den FEM-Ergebnissen betragen damit weniger als 3 %. Bei der Anwendung ist zu berücksichtigen, dass die Gültigkeit der vorangegangenen Gleichungen nur im untersuchten Parameterbereich der Winkelquerschnitte (siehe Tabelle 5) für eine konstante Risslänge von $a = 3$ mm überprüft und validiert wurde.

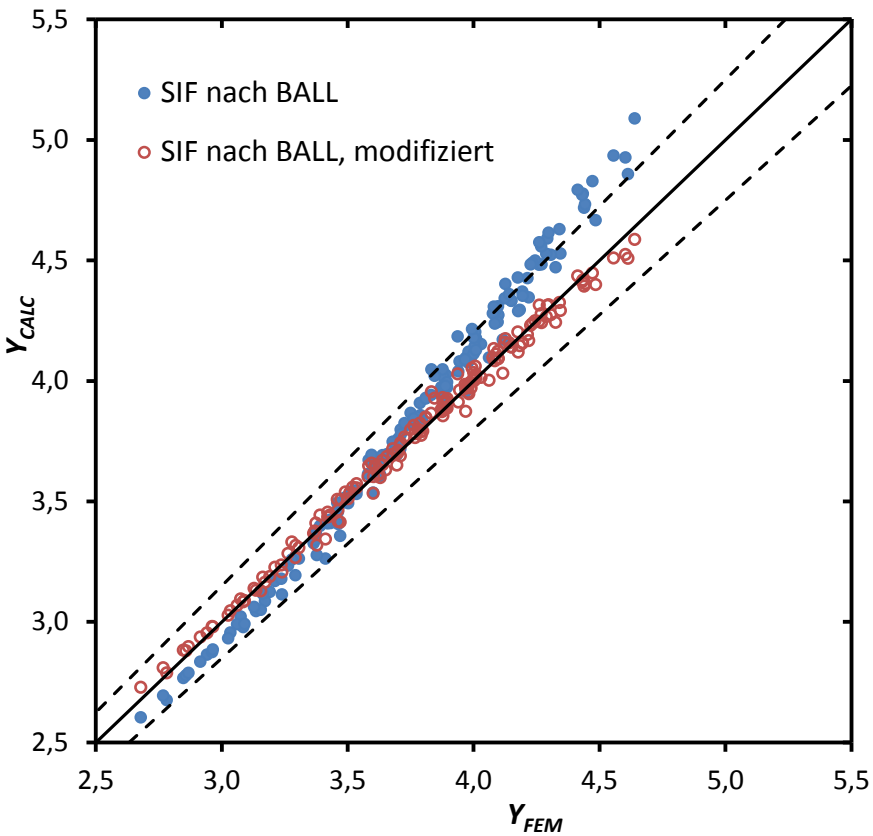


Abbildung 24: Gegenüberstellung der Spannungsintensität nach *Ball* **[42]** mit denen aus der FEM-Analyse

5.5.2 Anschluss eines Winkelprofils mit mehreren Nieten

Analog zur Berechnung von Anschlüssen mit einem Verbindungsmittel wurde eine Lösung für Winkelprofilanschlüsse mit mehreren Verbindungsmitteln unter zentrischer Zugbeanspruchung abgeleitet, die im Folgenden erläutert wird. Die Geometrie und Belastung eines solchen Anschlusses ist in Abbildung 25 dargestellt.

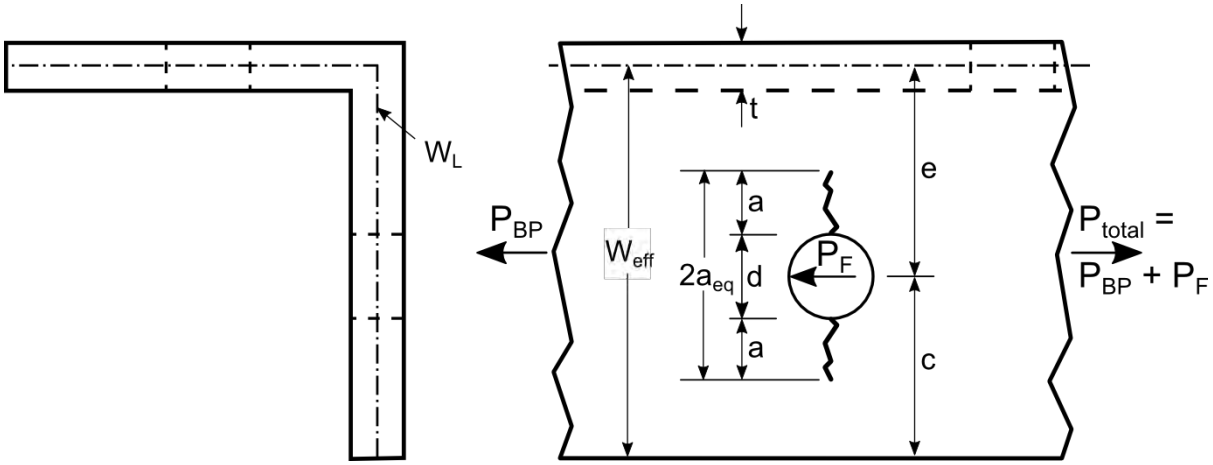


Abbildung 25: Geometriedefinition des Anschlusses eines Winkelprofils mit mehreren Verbindungsmitteln

Unter der Annahme annähernd gleicher Rand- und Lochabstände aller Verbindungsmittel, ist ein Anriss am Lochrand im Bereich maximaler Zugbeanspruchung zu erwarten. Folglich wird ein beidseitig symmetrischer Riss am von der Bauteilmitte aus gesehen ersten Loch

angenommen. Abhängig von der Anzahl der Verbindungsmittel wird ein Teil P_F der Gesamtkraft P_{total} im Bauteil an der Lochwandung dieses Loches eingeleitet (**F**astener load) und der verbleibende Teil P_{BP} der Zugkraft um das Loch herum vorbeigeleitet (**Byp**ass load). Damit ergibt sich die Spannungsintensität als Summe dieser beiden Beanspruchungen zu:

$$K_I = \frac{P_F}{W_{eff} \cdot t} \cdot \sqrt{\pi a} \cdot \beta_P + \frac{P_{BP}}{W_L \cdot t} \cdot \sqrt{\pi a} \cdot \beta_R \tag{5-16}$$

Der Geometriebeiwert β_P für die Einleitung der Last P_F wird analog zum Winkelanschluss mit einem Niet, jedoch ohne den Faktors F_{HPW} berechnet, da das Bauteilende gemäß [42] ausreichend weit entfernt ist und keinen Einfluss auf die Rissspitzenbeanspruchung hat.

$$\beta_P = \frac{1}{2}\left[\frac{W_{eff}}{\sqrt{2\pi ac}} \cdot F_P + (F_{FW} + 2 \cdot F_{ECC}) \cdot F_{TH}\right] \tag{5-17}$$

Der Geometriebeiwert β_R für die Durchleitung der Last P_{BP} ergibt sich ebenso analog zu:

$$\beta_R = (F_{FW} + F_{ECC}) \cdot F_{TH} \tag{5-18}$$

Beschreibt man den Anteil der am Loch einzuleitenden Last zur Gesamtlast mit

$$\eta = \frac{P_F}{P_{total}} \tag{5-19}$$

können P_F und P_{BP} mit den Gleichungen (5-20) und (5-21) als Anteile der Gesamtlast P_{total} dargestellt werden:

$$P_F = \eta \cdot P_{total} \tag{5-20}$$

$$P_{BP} = (1 - \eta) \cdot P_{total} \tag{5-21}$$

Daraus folgt für die Spannungsintensität am beidseitig symmetrischen Anriss an der Stelle des höchst beanspruchten Querschnitts:

$$K_I = \frac{P_{total}}{W_L \cdot t} \cdot \sqrt{\pi a} \cdot \beta_{total} \tag{5-22}$$

mit dem Geometriefaktor für den Anschluss mit mehreren Verbindungsmitteln:

$$\beta_{total} = \eta \cdot \left[\frac{W_L}{\sqrt{8\pi ac}} \cdot F_P + (F_{FW} + 2 \cdot F_{ECC}) \cdot F_{TH}\right] + (1 - \eta) \cdot (F_{FW} + F_{ECC}) \cdot F_{TH} \tag{5-23}$$

Unter der Voraussetzung üblicher Lochabstände von $3d$ bis $4d$ in Kraftrichtung [44] wie auch bei mehrreihiger Vernietung zu benachbarten Löchern [27] kann die Kerbwirkung dieser Löcher auf die Rissspitzenbeanspruchung vernachlässigt werden. Entsprechende Geometriefaktoren F_I für Gruppen von Löchern bzw. Rissen, wie sie z. B. bei *Murakami* [8] angegebenen sind, betragen bei diesen Lochabständen annähernd 1,0.

6 Bauteilzugversuche

6.1 Tastversuche zur Ermittlung der Tragfähigkeitsminderung infolge Sprödbruch

Untersucht wurde die Tragfähigkeit konstruktiv gleichartiger Anschlüsse an zwei Hälften von 30 Winkelprofilen (Diagonalen aus Stahlgittermasten) jeweils bei Raumtemperatur (RT) und bei niedrigen Temperaturen. Es wurde deutlich, dass sich die ermittelten Traglasten bei RT und 0 °C nur unwesentlich voneinander unterscheiden. Die Profile versagten fast ausschließlich nach Vorankündigung durch deutlich sichtbare plastische Verformungen im Anschluss. Brach ein Bauteil bei tiefen Temperaturen allerdings durch Sprödbruch, sank dessen Tragfähigkeit auf bis zu 65 % gegenüber der Traglast bei Raumtemperatur (siehe Abbildung 26). Daher ist es notwendig, Bauteilzugversuche bei niedrigeren Temperaturen durchzuführen, um sprödes Werkstoffverhalten und eine damit verbundene Reduzierung der Tragfähigkeit der Bauteile identifizieren zu können. Das Bruchbild in Abbildung 26 entspricht den Untersuchungsergebnissen zum Sprödbruch an gestanzten Löchern (vgl. [45] und [46]).

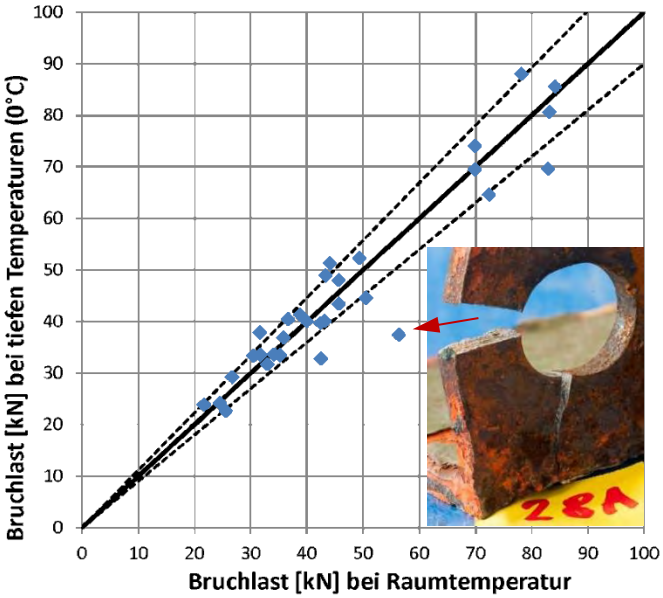


Abbildung 26: Bruchlasten bei verschiedenen Versuchstemperaturen, Sprödbruch am Anschluss einer Strebe

6.2 Bauteilzugversuche zur Ermittlung der Tragfähigkeit bei Versagen infolge Sprödbruch

6.2.1 Zugversuche an Winkelprofilanschlüssen mit einem Verbindungsmittel

Ausgehend von den Erkenntnissen in Abschnitt 6.1 wurden zahlreiche weitere Bauteilzugversuche bei Temperaturen unterhalb von 0 °C durchgeführt. Dafür wurden ausschließlich Bauteile aus Flussstahl aus Fachwerkkonstruktionen des Stahlhochbaus verwendet. Primäres Kriterium bei der Auswahl des geeigneten Probenmaterials war dessen chemische Zusammensetzung, insbesondere der Gehalt an Stickstoff. Die chemische Analyse erfolgte wie in Abschnitt 2.1 beschrieben mittels optischer Emissionsspektrometrie. Der Stickstoffgehalt wurde mit Hilfe der Trägergas-Heißextraktion ermittelt. Ab einem Stickstoffgehalt von mehr

als 120 ppm konnte von einer ausreichend starken Neigung des Stahls zur Alterung im Bereich der gestanzten Nietlöcher ausgegangen werden. Das Materialgefüge einzelner Prüfkörper an den Lochrändern wurde nach den Zugversuchen im Rahmen der metallografischen Untersuchungen in Abschnitt 3 analysiert.

Bei der Mehrzahl der durchgeführten Bauteilzugversuche wurden Winkelprofile untersucht, die an einem Schenkel mit einem Niet angeschlossen waren. Ziel war es, das in Abschnitt 5.3 abgeleitete bruchmechanische Berechnungsmodell und den ihm zugrunde liegenden Versagensmechanismus zu überprüfen. Zur realitätsnahen Berechnung der Grenzlast der Bauteile wurden vor der Versuchsdurchführung die Querschnitts- und Anschlussgeometrie aller Versuchskörper vermessen. Außerdem wurden die Streckgrenze R_{eL} und die Zugfestigkeit R_m des Probenmaterials in Zugversuchen nach DIN EN ISO 6892-1 [12] bestimmt.

Um den Schwierigkeiten bei der Beschaffung geeigneter Versuchskörper zu begegnen, wurden, so weit möglich, aus jedem geeigneten Bauteil je 2 Prüfkörper aus den beiden Endstücken der Winkelprofile hergestellt. Um das Versagen im vorhandenen Nietloch sicherzustellen, wurde am zweiten Prüfkörperende ein Anschluss mit mindestens 2 Verbindungsmitteln kleineren Durchmessers hergestellt. Durch die Verwendung hochfester Schrauben konnte ein Versagen der Verbindungsmittel ausgeschlossen werden. Flachstähle 100 x 10 mm aus S355 wurden zur Lasteinleitung an beiden Anschlüssen der Prüfkörper eingesetzt.

Nach dem Verschrauben der Prüfkörper mit den Anschlussadaptern wurden sie in einer Klimakammer auf ca. 10 °C unterhalb der geplanten Versuchstemperatur heruntergekühlt. Die Kühlung erfolgte gemeinsam mit den Anschlussblechen, um eine zu schnelle Erwärmung während des Einbaus in die Prüfmaschine zu verhindern. Anschließend wurden die Prüfkörper in einer servo-hydraulischen Prüfmaschine (max. Prüfkraft: 250 kN) eingebaut und nach Erreichen der geplanten Prüftemperatur im Anschlussbereich der Zugversuch gestartet und die Traglast des Bauteils ermittelt.

Nach dem Ausbau der Prüfkörper wurde die Art des Versagens im Anschluss protokolliert. Dabei wurde zwischen folgenden Bruchtypen unterschieden:

- **Bruchtyp L-SS:** Sehr spröder Bruch ausgehend vom lateralen Lochrand mit einem durchgängigen, verformungsfreien Bruchverlauf durch den Querschnitt bis in den ungelochten Winkelschenkel,
- **Bruchtyp L-S:** Spröder Bruch ausgehend vom lateralen Lochrand als Trennung mit konstanter Spaltöffnung ohne Einschnürrung,
- **Bruchtyp L-HS:** Halbspröder Bruch am lateralen Lochrand, als spröder Anriss ausgehend vom Lochrand, der sich mit ansteigender Zugkraft und zunehmender Lochovalisierung nach innen öffnet, während die Schenkelkontur einschnürt,
- **Bruchtyp L-D:** Duktiler Bruch des lateralen Lochrandes, zeigt Einschnürung mit einem Rissbeginn erst nach großer Lochovalisierung, kein initialer spröder Anriss am Lochrand.

Diese vier Bruchtypen sind exemplarisch in Abbildung 27 dargestellt. Neben dem Versagen am lateralen Lochrand wurde bei einzelnen Prüfkörpern auch ein Aufreißen der axialen

Lochleibung, von der Stirnseite des Winkelprofils zum Nietloch hin, beobachtet (ähnlich Abbildung 27 b). Dieser Versagensmechanismus wird jedoch ebenso wie das vollduktile Versagen im Rahmen dieser Untersuchungen nicht weiter berücksichtigt.

a) Bruchtyp L-SS b) Bruchtyp L-S c) Bruchtyp L-HS d) Bruchtyp L-D

Abbildung 27: Bruchtypen bei Versagen am lateralen Lochrand im Bauteilzugversuch an Winkelprofilen

Im Anhang D in Tabelle D-1 sind die Ergebnisse der Traglastversuche ebenso wie die vermessenen Bauteilgeometrien sowie die Streckgrenze und Zugfestigkeit des Grundmaterials zusammengefasst.

6.2.2 Zugversuche an Winkelprofilanschlüssen mit mehreren Verbindungsmitteln

Um das in Abschnitt 5.5 aufgestellte Berechnungsmodell für zentrisch zugbeanspruchte Winkelprofile mit Anschlüssen aus mehreren Verbindungsmitteln zu validieren, wurden diese Bauteile ebenfalls in Zugversuchen geprüft. Die Vorbereitung und Durchführung der Versuche erfolgte analog zu den Versuchen mit einem Verbindungsmittel. Die Anschlüsse der Bauteile bestanden aus 8 bis 10 Verbindungsmitteln, die zu gleichen Teilen auf die beiden Winkelschenkel verteilt waren. Aufgrund von teilweise begrenzten Bauteillängen konnte an einzelnen Prüfkörpern nur an einem Bauteilende ein geschraubter Anschluss mit Anschlusslaschen montiert und geprüft werden. Der Anschluss am zweiten Probenende erfolgte dann durch verschweißen mit den Anschlussblechen. Bei der Dimensionierung der Anschlussschweißnähte wurde darauf geachtet, dass ein Versagen des Bauteils im geschraubten Anschluss stattfindet. Die technologische Ausführung der Schweißung der alten Flussstähle erfolgte unter Berücksichtigung der Empfehlungen in [47] und [48].

Die Ergebnisse dieser Bauteilzugversuche sind im Anhang D in Tabelle D-2 zusammengefasst. Abbildung 28 zeigt ein repräsentatives Bruchbild eines untersuchten Winkelprofils. Ausgehend vom höchst beanspruchten Nietloch verlief der Bruch rechtwinklig zur Bauteilachse durch den Winkelquerschnitt hindurch bis zum gegenüberliegenden Bauteilrand.

Abbildung 28: Bruchbild eines zentrisch gezogenen Winkelprofils im Bauteilzugversuch bei Anschluss mit mehreren Verbindungsmitteln

7 Bruchmechanischer Sicherheitsnachweis

7.1 Ermittlung der Grenzlasten anhand des Bemessungsmodells

In diesem Abschnitt wird aufbauend auf den Ergebnissen der nummerischen Untersuchungen in Kapitel 5 und der in Abschnitt 2.3.3 ermittelten Bruchzähigkeit alter Flussstähle ein Bemessungsmodell zur Ermittlung der Anschlusstragfähigkeiten von Winkelprofilanschlüssen entwickelt und erforderliche Teilsicherheiten nach DIN EN 1990 [49] ermittelt.

7.1.1 Statistische Auswertung nach DIN EN 1990, Anhang D

Das Verfahren zur statistischen Auswertung und Anpassung eines Widerstandsmodells und der Bestimmung von Bemessungswerten auf Basis experimenteller Daten ist im Anhang D von DIN EN 1990 [49] geregelt. Ausgehend von theoretischen Überlegungen und entsprechenden Bauteilversuchen wird zunächst ein Bemessungsmodell entwickelt. Dieses wird durch statistische Auswertung der Versuchsergebnisse überprüft und ggf. so modifiziert, dass eine ausreichende Korrelation zwischen theoretischen und experimentellen Werten erreicht wird. Die in DIN EN 1990 standardisierte Vorgehensweise wird im Folgenden schrittweise erläutert.

In einem ersten Schritt wird das entwickelte Bemessungsmodell in Form einer oder mehrerer Widerstandsfunktionen

$$r_t = g_{rt}(\underline{X}) \tag{7-1}$$

ausgedrückt. Diese Funktionen müssen alle Basisvariablen $\underline{X}$ (Abmessungen, Querschnittswerte, Werkstoffkennwerte, etc.) beinhalten, die den betrachteten Grenzzustand maßgeblich beeinflussen. Diese Variablen sind als Grundlage für die folgende Auswertung für jeden Prüfkörper zu bestimmen.

Im zweiten Schritt werden durch Einsetzen der gemessenen Werte in die Widerstandsfunktion r_t die theoretischen Werte r_{ti} ermittelt und in einem Diagramm den experimentellen Werten r_{ei} gegenübergestellt (vgl. Abbildung 31). Beschreibt die Widerstandsfunktion den betrachteten Grenzzustand exakt und vollständig, würden alle Wertepaare auf einer Geraden liegen. Aufgrund von Streuungen in der Praxis gibt es Abweichungen, die im dritten und vierten Schritt durch die Mittelwertkorrektur b und das Streumaß δ_i sowie den daraus abgeleiteten Variationskoeffizienten V_δ ausgedrückt werden. In Schritt 5 wird eine Verträglichkeitsprüfung der Widerstandsfunktion anhand der Versuchsergebnisse gefordert, in deren Ergebnis eine Anpassung der Funktion vorgenommen werden kann, z. B. durch Berücksichtigung weiterer Parameter oder Auswertung der Versuche nach Untergruppen.

Im anschließenden Schritt 6 sind die Variationskoeffizienten V_{Xi} der Basisvariablen zu ermitteln. Diese basieren entweder auf vorhandenen Vorinformationen (z. B. [50], [51]), auf eigenen statistischen Auswertungen oder sind als konservative Schätzwerte anzunehmen.

Im abschließenden Schritt 7 werden die charakteristischen Werte r_k und die Bemessungswerte r_d der Widerstandsfunktion berechnet. Grundlage dafür bildet der Variationskoeffi-

zient der Widerstandsfunktion V_{rt}, der mit Hilfe der partiellen Ableitungen nach den Basisvariablen wie folgt ermittelt wird:

$$V_{rt}{}^2 = \frac{1}{g_{rt}{}^2(\underline{X}_m)} \cdot \sum_{i=1}^{k} \left(\frac{\delta g_{rt}(X_i)}{\delta X_i} \cdot \sigma_i \right)^2 \tag{7-2}$$

Im Falle einer komplexen Widerstandsfunktion können diese partiellen Ableitungen nur nummerisch und für jeden Prüfkörper separat berechnet werden. Dafür wird von der Empfehlung in [52] Gebrauch gemacht, in dem unter Ansatz eines sehr kleinen Wertes ΔX_i die Ableitung in einen Differenzenquotienten überführt wird:

$$\frac{\delta g_{rt}(X_i)}{\delta X_i} = \frac{g_{rt}(X_1, \dots, X_i + \Delta X_i, \dots, X_k) - g_{rt}(X_1, \dots, X_i, \dots, X_k)}{\Delta X_i} \tag{7-3}$$

Da die Anzahl der auswertbaren Versuche kleiner als 100 und damit begrenzt ist, wird die statistische Unsicherheit über Fraktilen- und Wichtungsfaktoren auf der Basis einer Student-Verteilung berücksichtigt. Aus dem Quotienten charakteristischer Wert zu Bemessungswert resultiert schlussendlich der Teilsicherheitsbeiwert γ_M. Anschließend erfolgt die Anpassung des Bemessungsmodells unter Ansatz von Nennwerten, z. B. charakteristischen Materialkennwerten. Hierfür wird der korrigierte Teilsicherheitsbeiwert $\gamma_M{}^*$ der Widerstandsfunktion ermittelt.

Das beschriebene standardisierte Vorgehen nach DIN EN 1990 [49] zur Kalibration des Widerstandsmodells anhand der Versuchsergebnisse ist für die untersuchten Konstruktionsdetails in den folgenden Abschnitten angewendet.

7.1.2 Grenzlast für Winkelprofilanschlüsse mit einem Verbindungsmittel

Für die bruchmechanische Bauteilauslegung sowie den Nachweis gegen sprödes Versagen anrissgefährdeter Bauteile existieren in den eingeführten Bewertungsvorschriften, wie z. B. FKM-Richtlinie [53], BS 7910:2005 [54] und SINTAP [55], sehr ähnliche Prozeduren. So berücksichtigt die Bewertung mittels FAD (Failure Assessment Diagramm) die zwei möglichen Versagensmechanismen. Diese sind einerseits die Überschreitung der Bruchzähigkeit des Werkstoffs an der Rissspitze und Versagen durch instabiles Risswachstum. Andererseits begrenzt das FAD die ertragbare Beanspruchung des Bauteils gegen plastischen Kollaps, d. h. die Plastizierung des Ligaments.

Entsprechend der zur Verfügung stehenden Eingangsinformationen des zu bewertenden Werkstoffs bzw. der angestrebten Genauigkeit der Analyse bietet SINTAP [55] verschiedene Analyse-Ebenen (Optionen) für die bruchmechanische Bauteilbewertung. Unter der Voraussetzung, dass die Streckgrenze und die Zugfestigkeit des Grundmaterials für die hier zu untersuchenden Flussstähle bekannt ist, erfolgt die Bewertung auf der Analyse-Ebene 1A für einen Werkstoff mit Lüdersplateau. Die Grenzkurve des Failure Assessment Diagrams ist in Abhängigkeit der Ligamentplastifizierung $L_r = F/F_Y$ definiert zu:

$$f(L_r) = [1 + 0{,}5 \cdot L_r^2]^{-1/2} \qquad \text{für } 0 \leq L_r \leq 1 \tag{7-4}$$

$$f(L_r) = \left[\lambda + \frac{1}{2\lambda}\right]^{-1/2} \qquad \text{für } L_r = 1 \tag{7-5}$$

$$f(L_r) = f(L_r = 1) \cdot L_r^{\frac{N-1}{2N}} \qquad \text{für } 1 \leq L_r \leq L_{r,max} \tag{7-6}$$

mit

$$\lambda = 1 + \frac{E \cdot \Delta\varepsilon}{R_{eL}} \tag{7-7}$$

Die Dehnung innerhalb des Lüdersplateaus kann entweder aus der wahren Spannungs-Dehnungs-Kurve entnommen (siehe Abschnitt 2.3.1) oder wie hier konservativ abgeschätzt werden mit:

$$\Delta\varepsilon = 0{,}0375 \cdot \left(1 - \frac{R_{eL}}{1000\text{MPa}}\right) \tag{7-8}$$

Der Verfestigungsexponent N ergibt sich ebenso aus der wahren Spannungs-Dehnungs-Kurve oder näherungsweise zu:

$$N = 0{,}3 \cdot \left(1 - \frac{R_{eL}}{R_m}\right) \tag{7-9}$$

Der obere Grenzwert der maximalen Ligamentplastizierung ist nach SINTAP [55] definiert zu:

$$L_{r,max} = 0{,}5 \cdot \frac{R_{eL} + R_m}{R_{eL}} \tag{7-10}$$

Damit ergibt sich für die untersuchten Flussstähle die in Abbildung 29 dargestellte Grenzkurve.

Aus dem zum FAD gleichwertigen CDF-Ansatz (Crack Driving Force)

$$J = J_{elast} \cdot [f(L_r)]^{-2} \leq J_{mat} \tag{7-11}$$

und der nach [56] gültigen Umrechnung

$$J = \frac{K_I^2}{E} \tag{7-12}$$

ergibt sich die Forderung

$$\frac{K_I}{f(L_r)} \leq K_{mat} = K_{Jc} \tag{7-13}$$

Durch Umstellen von $f(L_r)$ und Einsetzen von K_I nach Gleichung (5-13) sowie $L_r = N/F_Y$ ergibt sich für den Anschluss des Winkelprofils mit einem Niet die Grenztragfähigkeit

$$N_{grenz} = \sqrt{\sqrt{F_Y^4 + \left(\frac{\sqrt{8} \cdot F_Y \cdot K_{mat} \cdot W_{eff} \cdot t}{\sqrt{\pi a} \cdot \beta_F}\right)^2} - F_Y^2} \tag{7-14}$$

Ausgehend von der Definition des FAD gilt als oberer Grenzwert für N_{grenz} die plastische Grenzlast F_Y. Diese wird für den einschenkligen Anschluss analog der Ableitungen in [32] zu CCT-Proben mit

$$F_Y = \left(W - 2a_{eq}\right) \cdot t \cdot R_{eL} \tag{7-15}$$

festgelegt. Dieser Ansatz entspricht anschaulich einer Plastizierung des Nettoquerschnitts des angeschlossenen Winkelschenkels mit Anriss am Lochrand.

In Abbildung 29 sind die Ergebnisse der Bauteilzugversuche an Winkelprofilen mit Anschlüssen durch ein Verbindungsmittel und lateralem Riss am Lochrand im FAD dargestellt. Ausgehend von den Herleitungen in Abschnitt 5.5.1 wurde für jeden Prüfkörper das Versagen mit einseitigem Anriss (n = 1) und beidseitig symmetrischem Anriss (n = 2) untersucht. Die Berechnungen erfolgten jeweils mit den tatsächlich gemessenen Größen, d. h. der realen Anschlussgeometrie und der im Zugversuch ermittelten Streckgrenze R_{eL}. Eine Ermittlung der tatsächlichen Bruchzähigkeit K_{Jc} für jeden Prüfkörper war aufgrund des erheblichen experimentellen Aufwandes nicht möglich. Hier wurde der Mittelwert der multimodalen Master-Curve-Auswertung für Flussstähle nach Abschnitt 2.3.3 angesetzt.

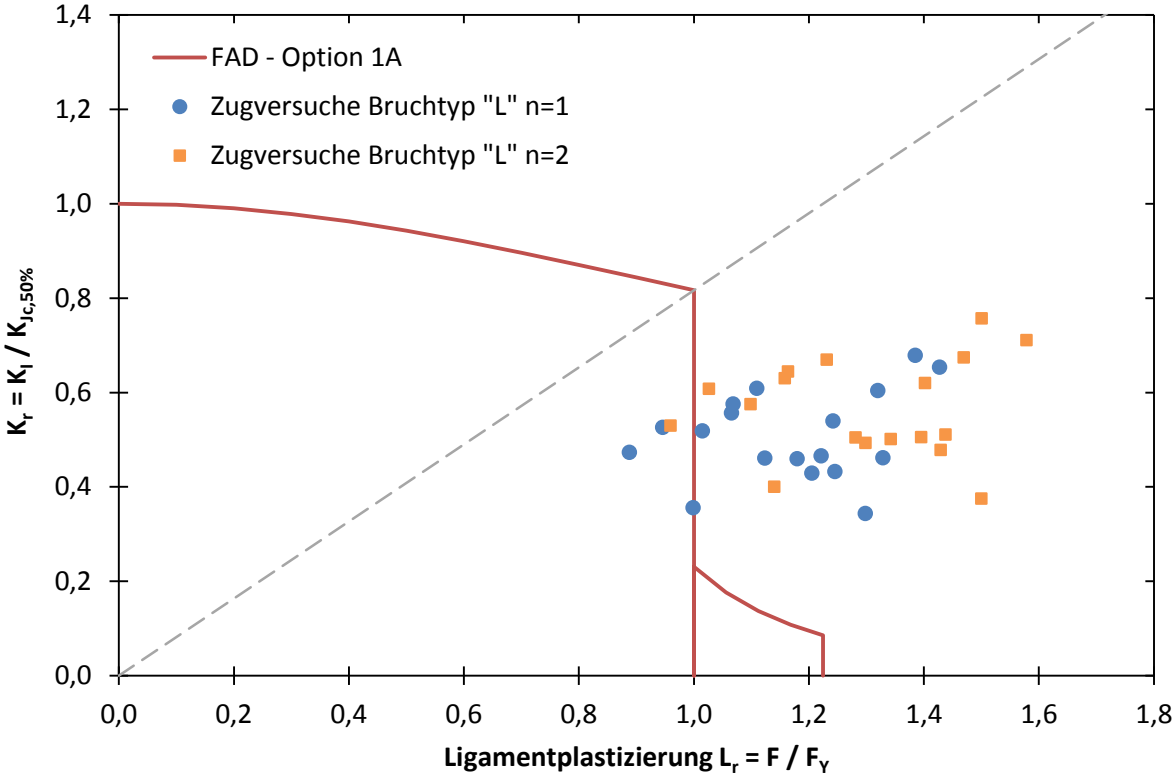


Abbildung 29: Failure Assessment Diagram mit den Ergebnissen der Bauteilzugversuche an Winkelprofilen mit Anschlüssen durch ein Verbindungsmittel

Die Ergebnisse der Bauteilversuche in Abbildung 29 zeigen eine zufriedenstellende Übereinstimmung mit dem Bemessungsmodell. Nahezu alle experimentell ermittelten Traglasten der Bauteile liegen außerhalb des vom FAD eingeschlossenen sicheren Bereichs. Dabei ist der Fall des einseitigen Anrisses am Lochrand maßgebend.

Die in den Versuchen eingetretenen Bruchbilder eines überwiegend spröden Versagens im Übergang zu teilplastizierten Querschnittsbereichen ist auch in der FAD-Auswertung in Abbildung 29 zu erkennen. Ebenso wie sich das Grundmaterial Flussstahl gemäß der Master-Curve-Auswertung in Abschnitt 2.3.3 bei der Versuchstemperatur bereits im unteren Übergangsbereich befindet, liegen die Versuchsergebnisse im FAD im Übergang vom spröden zum duktilen Versagen.

7.1.3 Grenzlast für Winkelprofilanschlüsse mit mehreren Verbindungsmitteln

Analog zu den Ableitungen in Abschnitt 7.1.2 unter Berücksichtigung der maßgebenden Spannungsintensität K_I nach Gleichung (5-22) am Winkelprofilanschluss mit mehreren Verbindungsmitteln ergibt sich die Grenztragfähigkeit zu:

$$N_{grenz} = \sqrt{\sqrt{F_Y^4 + \left(\frac{\sqrt{2} \cdot F_Y \cdot K_{mat} \cdot W_L \cdot t}{\sqrt{\pi a} \cdot \beta_{total}}\right)^2} - F_Y^2} \tag{7-16}$$

Der obere Grenzwert für N_{grenz} entspricht ebenfalls der plastischen Grenzlast F_Y, die mit

$$F_Y = [W_L - n_{Riss} \cdot d - 2a] \cdot t \cdot R_{eL} \tag{7-17}$$

ermittelt wird. Dieser Ansatz entspricht analog zu Gleichung (7-15) der Plastizierung des Nettoquerschnitts des angeschlossenen Winkels mit beidseitig symmetrischem Anriss am Lochrand. Der Wert n_{Riss} gibt die Anzahl der Nietlöcher entlang der Risslinie an.

In Abbildung 30 sind die Ergebnisse der Bauteilzugversuche an Winkelprofilen mit Anschlüssen aus mehreren Nieten und lateral symmetrischem Riss am höchst beanspruchten Nietloch im FAD dargestellt. Die Berechnungen der theoretischen Beanspruchung erfolgten auch hier mit den tatsächlich gemessenen Größen der Anschlussgeometrie und der im Zugversuch ermittelten Streckgrenze R_{eL}. Die Bruchzähigkeit K_{Jc} wurde erneut mit dem Mittelwert der multimodalen Master-Curve-Auswertung für Flussstähle nach Abschnitt 2.3.3 berücksichtigt.

Auch die Traglastversuche an Winkelprofilen mit Mehr-Niet-Anschlüssen zeigen eine gute Übereinstimmung mit den Ergebnissen des Berechnungsmodells nach Abschnitt 5.5.2. Alle Versagenslasten werden durch das Modell konservativ beschrieben. Die Lage der Versuchsergebnisse im FAD und die Bruchbilder (vgl. Abschnitt 6.2.2) weisen ebenfalls auf ein Versagen im Übergang zum Zähbruch mit überwiegenden Spaltbruchanteilen hin.

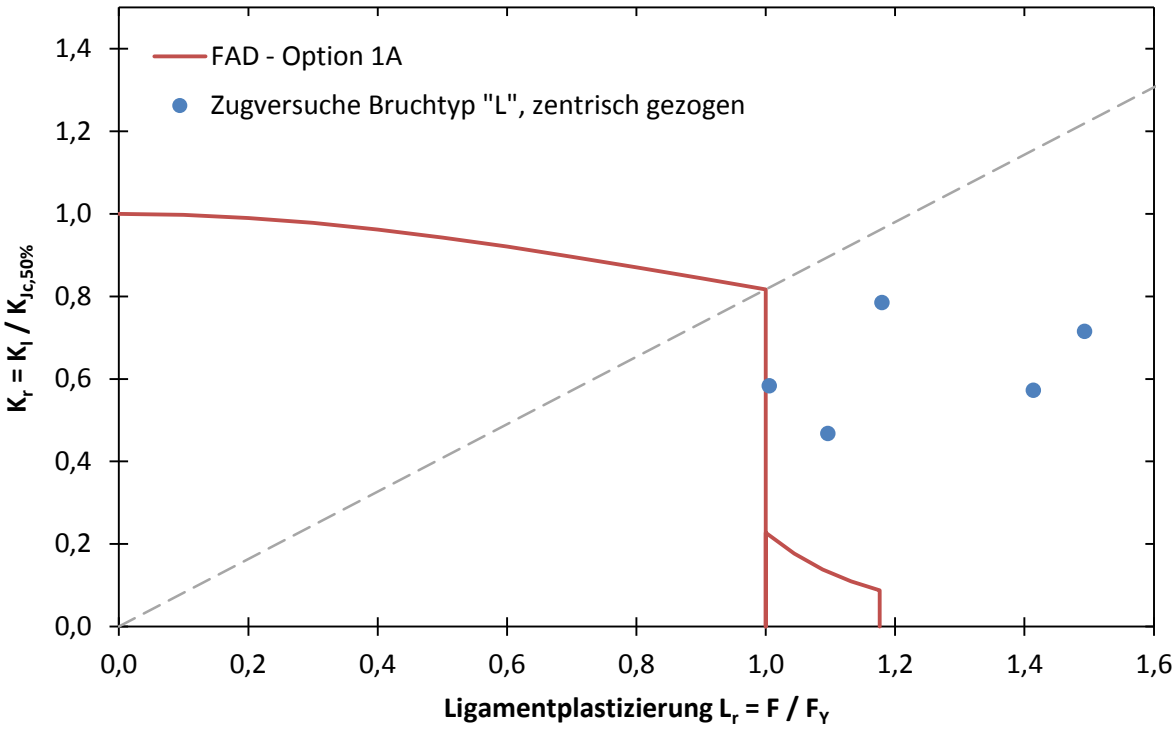


Abbildung 30: Failure Assessment Diagram mit den Ergebnissen der Bauteilzugversuche an Winkelprofilen mit Anschlüssen durch mehrere Verbindungsmittel

7.2 Bestimmung der Teilsicherheitsbeiwerte für die Bemessungsmodelle

Die Auswertungen in Abschnitt 7.1 haben gezeigt, dass die in Bauteilzugversuchen ermittelten Traglasten von genieteten Bauteilen aus Flussstahl mit den hier entwickelten Bemessungsmodellen ausreichend beschrieben werden können. Dies wird auch in der Gegenüberstellung der theoretischen Grenzlasten N_{Grenz} und den experimentiell ermittelten Bruchlasten N_{Exp} in Abbildung 31 deutlich.

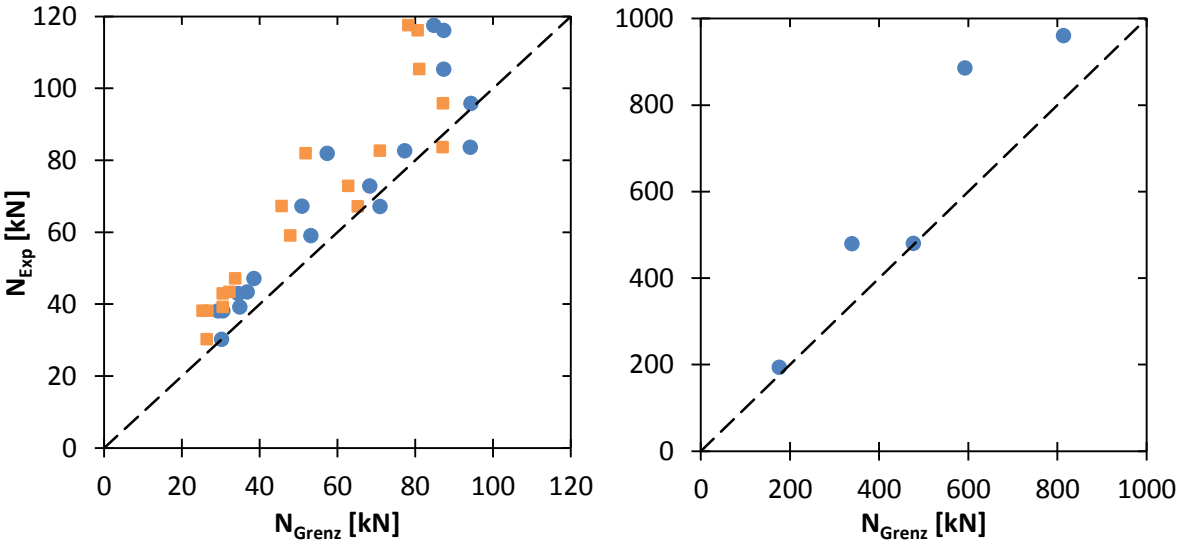


Abbildung 31: Gegenüberstellung der experimentell und rechnerisch ermittelten Traglasten von
links: Winkelprofilanschlüssen mit einem Verbindungsmittel
rechts: Winkelprofilanschlüssen mit mehreren Verbindungsmitteln

Darauf aufbauend wird die statistische Auswertung der Versuchsergebnisse nach DIN EN 1990, wie in Abschnitt 7.1.1 beschrieben, durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Berechnungen sind jeweils für die Winkelprofilanschlüsse mit einem und mit mehreren Verbindungsmitteln in Tabelle 9 zusammengefasst.

Die in Abschnitt 7.1.2 und 7.1.3 hergeleiteten Widerstandsfunktionen beeinhalten jeweils 7 Basisvariablen (Bauteil- und Anschlussgeometrie, Werkstoffkennwerte), die die Anschlusstragfähigkeit maßgebend beeinflussen. Die für die statistische Auswertung notwendigen Variationskoeffizienten dieser Basisvariablen sind in Tabelle 7 angegeben. Die Streuungen der Bauteilabmessungen und der Anschlussgeometrie sind nicht mit denen heutiger Stahlkonstruktionen vergleichbar. Variationskoeffizienten für die geometrischen Größen, wie sie z. B. in [50] zur Verfügung gestellt wurden, sind hier folglich nicht anwendbar. Deshalb wurden für 155 Bauteile die Querschnittsabmessungen und die Anschlussgeometrie mit den Sollmaßen der Konstruktion verglichen und die Abweichungen statistisch ausgewertet. Die ermittelten Streuungen (siehe Tabelle 7) sind ähnlich den Ergebnissen von *Reiche* [57].

Auch die Streuung der Streckgrenze R_{eL} alter Flussstähle ist nicht mit der heutiger Stähle (siehe z. B. [51]) vergleichbar. Der hier verwendete Variationskoeffizient basiert auf umfangreichen Auswertungen von *Langenberg* [4]. Im Rahmen der Untersuchungen zur Bruchzähigkeit alter Flussstähle in Abschnitt 2.3.3 wurde deren Streuung nach dem Master-Curve-Konzept mit einer Weibull-Verteilung beschrieben. Der Exponent $m = 4$ der Verteilungsfunktion verursacht eine Schiefe der Verteilungsdichtefunktion von annähernd Null. Die verwendete Weibull-Verteilung entspricht annähernd einer logarithmischen Normalverteilung. Deren Variationskoeffizient kann in der Auswertung nach DIN EN 1990 angesetzt werden.

Tabelle 7: Variationskoeffizienten $\boldsymbol{V_{Xi}}$ der Basisvariablen

Basisvariable	$\boldsymbol{X_i}$	$\boldsymbol{V_{Xi}}$
Winkelschenkelbreite	b	0,02
Winkelschenkeldicke	t	0,05
Lochdurchmesser	d	0,02
Lochabstände	e_1, e_2, w_1, w_2	0,07
Streckgrenze	R_{eL}	0,12
Bruchzähigkeit	K_{Jc}	0,24

Angesichts der Komplexität der Widerstandsfunktionen wird, wie in Abschnitt 7.1.1 beschrieben, Gleichung (7-2) für jeden Versuch separat ausgewertet. Im weiteren Verlauf der statistischen Analyse wird der hieraus bestimmte Mittelwert von V_{rt} verwendet. In Tabelle 8 sind die zur Berechnung der charakteristischen Werte $N_{Gr,k}$ und der Bemessungswerte $N_{Gr,d}$ notwendigen Fraktilenwerte (siehe DIN EN 1990 [49], Tabelle D.1 und D.2) angegeben.

Tabelle 8: Fraktilenwerte nach DIN EN 1990 **[49]** Tabelle D.1 und Tabell D.2

	Anschlüsse mit einem Verbindungsmittel	**Anschlüsse mit mehreren Verbindungsmitteln**
Anzahl n der Versuche	18	5
k_n k_∞	1,688 1,640	1,800 1,640
$k_{d,n}$ $k_{d,\infty}$	3,174 3,040	3,370 3,040

Die Ergebnisse der statistischen Analyse zeigen, dass die auf bruchmechanischer Basis hergeleiteten Ansätze zur Bestimmung der Anschlusstragfähigkeit gut geeignet sind. Aufgrund der Streuungen der Basisvariablen und der Widerstandsfunktionen ergeben sich Variationskoeffizienten $V_r = 0{,}19$ für die Anschlüsse mit einem Verbindungsmittel und $V_r = 0{,}21$ für die Anschlüsse mit mehreren Verbindungsmitteln. Hieraus resultieren relativ niedrige Bemessungswerte $N_{Gr,d}$ von 62,2 % bzw. 56,5 % der jeweiligen Widerstandsfunktionen sowie entsprechend hohe Teilsicherheitsbeiwerte γ_M von 1,32 und 1,37. Zu berücksichtigen ist, dass die deutliche Reduzierung der Tragfähigkeit der Anschlüsse mit mehreren Verbindungsmitteln neben der Streuung der Eingangsgrößen insbesondere auf die Streuung der Versuchsergebnisse sowie die geringe Anzahl der zur Verfügung stehenden Zugversuche zurückzuführen ist. Die Ergebnisse der statistischen Auswertung nach DIN EN 1990 sind in Abbildung 32 dargestellt (siehe auch Tabelle 9).

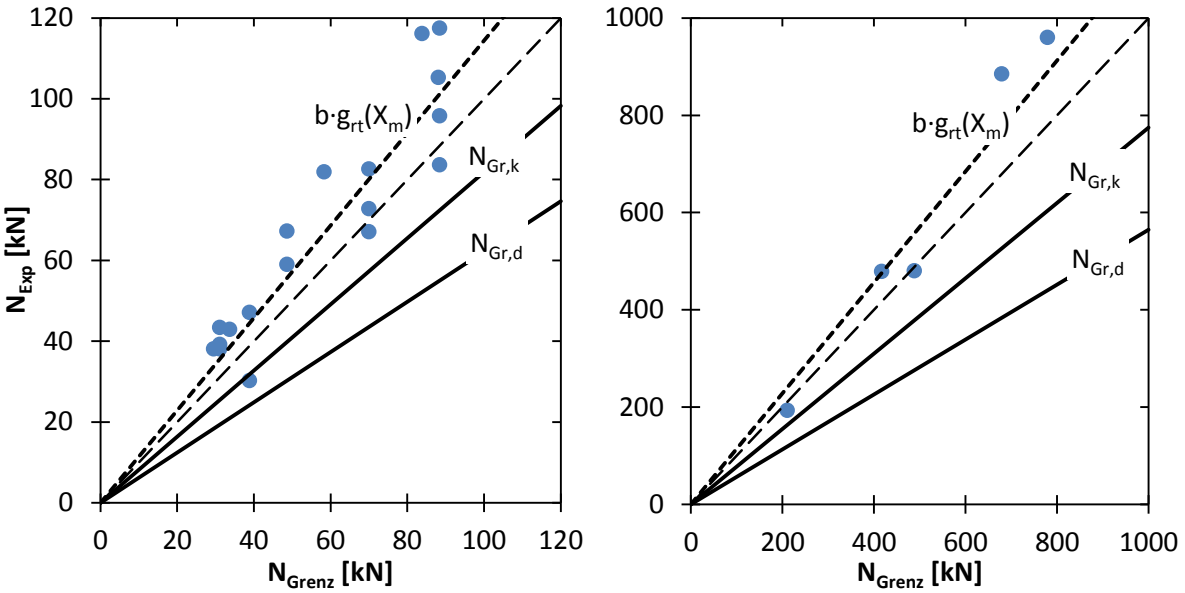


Abbildung 32: Statistische Auswertung der experimentell und rechnerisch ermittelten Traglasten von
links: Winkelprofilanschlüssen mit einem Verbindungsmittel
rechts: Winkelprofilanschlüssen mit mehreren Verbindungsmitteln

Tabelle 9: Ergebnisse der statistischen Analyse nach DIN EN 1990 **[49]** Anhang D.8

	Anschlüsse mit einem Verb.-mittel	**Anschlüsse mit mehreren Verb.-mitteln**
Mittelwertkorrektur b		
$b = \frac{\sum r_{e,i} \cdot r_{t,i}}{\sum {r_{t,i}}^2}$	1,144	1,140
Variationskoeffizienten V_δ der Streugröße δ		
$\delta_i = \frac{r_{ei}}{b \cdot r_{ti}}$ $\quad \Delta_i = \ln(\delta_i)$		
$\bar{\Delta} = \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n} \Delta_i$	0,014	-0,026
${s_\Delta}^2 = \frac{1}{n-1}\sum_{i=1}^{n}(\Delta_i - \bar{\Delta})^2$	0,018	0,027
$V_\delta = \sqrt{\exp({s_\Delta}^2) - 1}$	0,135	0,164
Charakteristischer Wert r_k der Widerstandsfunktion		
$V_{rt} = \sqrt{\frac{1}{{g_{rt}}^2(\underline{X}_m)} \cdot \sum_{i=1}^{k}\left(\frac{\delta g_{rt}(X_i)}{\delta X_i} \cdot \sigma_i\right)^2}$	0,135	0,132
$Q_{rt} = \sqrt{\ln\left({V_{rt}}^2 + 1\right)}$	0,134	0,131
$Q_\delta = \sqrt{\ln\left({V_\delta}^2 + 1\right)}$	0,134	0,163
$Q = \sqrt{\ln\left({V_\delta}^2 + {V_{rt}}^2 + 1\right)}$	0,189	0,208
$N_{gr,k} = b \cdot g_{rt}(\underline{X}_m) \cdot \exp\left(-k_\infty \frac{{Q_{rt}}^2}{Q} - k_n \frac{{Q_\delta}^2}{Q} - 0{,}5Q^2\right)$	0,819 $\cdot g_{rt}(\underline{X}_m)$	0,775 $\cdot g_{rt}(\underline{X}_m)$
Bemessungswert r_d der Widerstandsfunktion		
$N_{gr,d} = b \cdot g_{rt}(\underline{X}_m) \cdot \exp\left(-k_{d,\infty} \frac{{Q_{rt}}^2}{Q} - k_{d,n} \frac{{Q_\delta}^2}{Q} - 0{,}5Q^2\right)$	0,622 $\cdot g_{rt}(\underline{X}_m)$	0,565 $\cdot g_{rt}(\underline{X}_m)$
Teilsicherheitsbeiwert des Widerstandes		
$\gamma_M = \frac{N_{gr,k}}{N_{gr,d}}$	1,317	1,372
$k_c = \frac{g_{rt}(\underline{X}_k)}{g_{rt}(\underline{X}_m)}$	0,74…0,78	0,74…0,88
${\gamma_M}^* = k_{c,max} \cdot \gamma_M$	1,024	1,207

Zur Verwendung von Nennwerten der Basisvariablen in den Widerstandsfunktionen erfolgt die Bestimmung des Korrekturfaktors k_c entsprechend DIN EN 1990, Anhang D nach Gleichung (7-18):

$$k_c = \frac{N_{gr}(\underline{X}_k)}{N_{gr}(\underline{X}_m)} \tag{7-18}$$

Nennwerte im Sinne der Norm sind Profilabmessungen und Sollgrößen von Loch- und Randabständen sowie charakteristische Werte von Werkstoffkennwerten. Der charakteristische Wert der Bruchzähigkeit K_{Jc} von Flussstahl in Abhängigkeit der Bauteiltemperatur T wird gemäß der Auswertungen nach dem Master-Curve-Konzept mit dem Wert $K_{Jc-1T,5\%}$ entsprechend Gleichung (2-13) festgelegt. Die Bestimmung des charaktieristischen Wertes der Streckgrenze R_{eL} erfolgt aufbauend auf den Untersuchungen in [4] und [34] in Abhängigkeit der maßgebenden Bauteiltemperatur T nach Gleichung (7-19):

$$R_{eL,5\%} = 248 - 0{,}68 \cdot T \tag{7-19}$$

Unter Berücksichtigung der charakteristischen Werkstoffkennwerte ergeben sich anhand der ausgewerteten Versuchsdaten für den Anschluss mit einem Verbindungsmittel Korrekturfaktoren k_c von 0,74 … 0,78 und für die Anschlüsse mit mehreren Verbindungsmitteln von 0,74 … 0,88. Daraus resultieren auf der sicheren Seite die korrigierten Teilsicherheitsbeiwerte $\gamma_M{}^*$ zu 1,02 bzw. 1,21 (siehe Tabelle 9).

Um die mit den Berechnungsmodellen ermittelten Grenzlasten zur Vermeidung spröden Bauteilversagens bewerten zu können, werden sie für die geprüften Bauteile mit Anschlüssen aus einem Verbindungsmittel mit den rechnerischen Traglasten verschiedener Bemessungsnormen gegenübergestellt. Zum einen werden die Ergebnisse mit der Traglast nach einer der ersten Bemessungsnormen für derartige Anschlüsse, der Vorschrift für den Bau von Starkstrom-Freileitungen (V.S.F.) [58] von 1930, verglichen. Diese Vorschrift legte fest, dass „nur der Querschnitt des genieteten Schenkels nach Abzug der Schwächung durch Bohrung in Rechnung zu setzen“ ist. Die zulässige Zugbeanspruchung war für einen Flussstahl Normalgüte St 37.12 mit 160 MPa festgelegt.

Des weiteren werden die berechneten Grenzlasten den Bemessungswerten der Traglast nach DIN EN 1993-1-8:2010 [59] gegenübergestellt. Für Anschlüsse mit einem Verbindungsmittel ist die Traglast in Abschnitt 3.10.3 nach Gleichung (7-20) festgelegt.

$$N_{u,Rd} = \frac{(2 \cdot e_2 - d_0) \cdot t \cdot f_u}{\gamma_{M2}} \qquad \text{mit } \gamma_{M2} = 1{,}25 \tag{7-20}$$

Für den hier angestellten Vergleich wird die Zugfestigkeit von Flussstahl gemäß der Angaben in [60] mit 335 MPa in Rechnung gestellt. Um die Grenzlasten auf charakteristischem Lastniveau vergleichen zu können, wird $N_{u,Rd}$ zusätzlich durch den Teilsicherheitsbeiwert der Beanspruchung γ_F dividiert, der näherungsweise mit 1,4 angenommen wird. Die Ergebnisse dieser Vergleichsrechnungen sind in Abbildung 33 dargestellt.

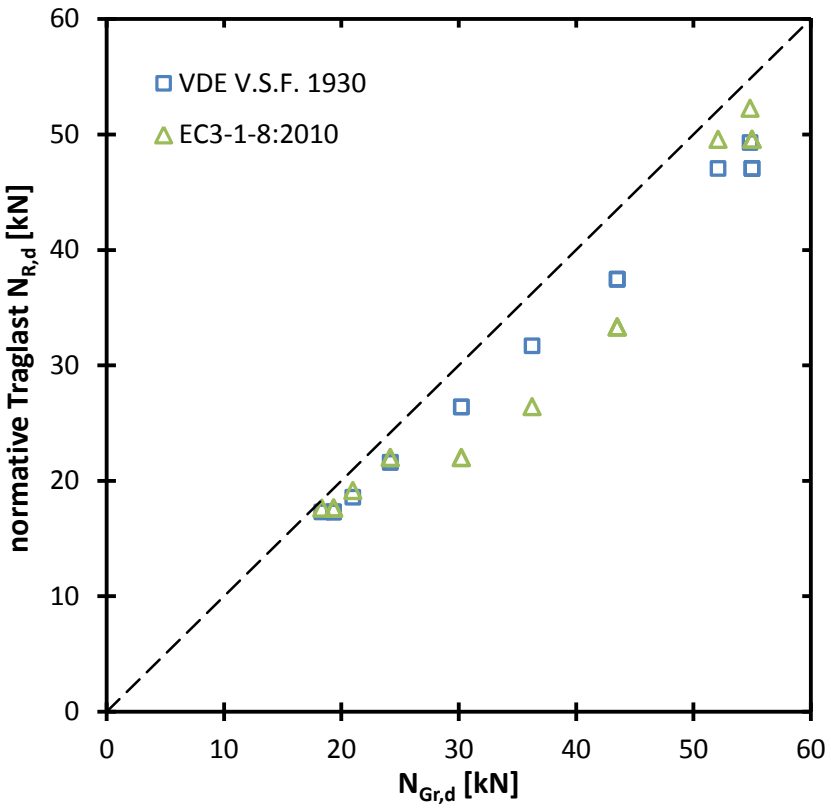


Abbildung 33: Vergleich der ermittelten Grenzlasten zur Vermeidung von Sprödbruch mit den Traglasten geeigneter Bemessungsnormen für die in Zugversuchen geprüften Winkelprofilanschlüsse mit einem Verbindungsmittel

Es ist zu erkennen, dass die rechnerischen Traglasten für die in Zugversuchen geprüften Bauteile mit einem Verbindungsmittel nach den angegebenen Normen kleiner sind als die mit dem in Abschnitt 7.1.2 hergeleiteten Bemessungsmodell ermittelten Grenzlasten. Unter Einhaltung der normativen Traglasten kann für diese Bauteile ein Versagen durch Sprödbruch bei der im Versuch realisierten Bauteiltemperatur ausgeschlossen werden.

8 Zusammenfassung und Schlussfolgerungen

8.1 Zusammenfassung

Das Ziel des Forschungsvorhabens war die Entwicklung eines praxisgerechten Verfahrens zur Beurteilung der Sprödbruchgefährdung lochgeschwächter Konstruktionen und Bauteile des Stahlhochbaus aus Flussstählen auf der Basis bruchmechanischer Analysen.

Hierzu wurde ein umfangreiches Versuchsprogramm an Bauteilen aus bestehenden Stahltragwerken der Baujahre 1904 bis 1930 durchgeführt. Es wurden Werkstoffproben aus unterschiedlichen Bauwerken, verschiedenen Querschnittstypen und allen typischen Stahlherstellungsverfahren untersucht. Neben der Ermittlung der Werkstoffkennwerte im Zugversuch wurde vor allem die Werkstoffzähigkeit der Stähle analysiert. Hierzu wurden zum einen instrumentierte Kerbschlagbiegeversuche zur Ermittlung der Übergangstemperaturen T_{27J} durchgeführt. Zum anderen wurde die Bruchzähigkeit K_{Jc} in Bruchmechanikversuchen nach ASTM E1820 ermittelt und anschließend die Referenztemperatur T_0 nach dem Master-Curve-Konzept (ASTM E 1921 und SINTAP) bestimmt. Angesichts der Inhomogenität der Probenauswahl erfolgte unter Einbeziehung aller ermittelten Bruchzähigkeiten eine Auswertung nach dem multimodalen Master-Curve-Konzept, die eine Referenztemperatur T_0^{mm} von -30 °C bei einer Standardabweichung von 19 K ergab. Aufbauend darauf wurde der charakteristische Wert der Bruchzähigkeit (bei 5 % Bruchwahrscheinlichkeit) in Abhängigkeit von der Einsatztemperatur bestimmt. Die Ergebnisse wurden anhand existierender Daten zur Bruchzähigkeit von Flussstählen alter Stahlbrücken validiert.

Darüber hinaus wurde mit Hilfe der für alle Flussstahlproben ermittelten Übergangstemperaturen T_{27J} eine mögliche Korrelation zur Referenztemperatur T_0 der Bruchzähigkeit überprüft. Dabei konnte nachgewiesen werden, dass die für heutige Baustähle gültige, modifizierte SANZ-Korrelation der Übergangstemperaturen, die Bestandteil der Stahlgütewahl nach DIN EN 1993-1-10 ist, für alte Flussstähle nicht angewendet werden darf. Eine abweichende Korrelationsbeziehung zwischen beiden Werkstoffkennwerten war aus den Untersuchungsergebnissen nicht ableitbar.

Bei den Untersuchungen war die Abhängigkeit der Werkstoffzähigkeit von der chemischen Zusammensetzung des Flussstahls, d. h. der Konzentration ausscheidungsbildender, sprödbruchfördernder Elemente, deutlich erkennbar. Die untersuchten Flussstähle wiesen z. T. überdurchschnittlich hohe Bestandteile an Eisenbegleitern auf. Die Probenauswahl bildete daher eine gute Grundlage zur Ermittlung konservativer Werte der Bruchzähigkeit. Eine Unterscheidung zwischen den tendenziell unreineren Konverterstählen (z. B. Thomasstahl) und den reineren Siemens-Martin-Stählen war aus dem Datenumfang nicht sicher ableitbar.

Um das Anreissverhalten quasi-statisch beanspruchter Bauteile aus Flussstahl, die Werkstoffeigenschaften im Bereich der Loch- und Bauteilränder und deren Einfluss auf die Größe der Risse zu untersuchen, wurden mechanische und metallografische Untersuchungen an Bauteilen mit gestanzten Löchern und Bauteilkanten durchgeführt. Um das Ausmaß der Werkstoffverfestigung durch Stanzen (örtliche Kaltumformung) und Alterung zu quantifizieren, wurde die Tiefe der verfestigten Randzonen mit Hilfe von Mikrohärtemessungen analy-

siert. Sie lag bei den gestanzten Lochrändern unabhängig von der Materialdicke im Bereich von 2 bis 3 mm.

Durch eine systematische Analyse der konstruktiven Ausbildung verschiedener Stahlfachwerkkonstruktionen des Hochbaus wurden typische Querschnitte und Anschlusskonfigurationen als Grundlage für die anschließenden bruchmechanischen Untersuchungen identifiziert. Hauptaugenmerk lag dabei auf die im Stahlhochbau stark verbreiteten Anschlüsse von Winkelprofilen. Unterschieden wurde in Anschlüsse mit einem und mit mehreren Verbindungsmitteln (Niete oder Schrauben).

Unter Berücksichtigung dieser konstruktiven Randbedingungen und den Erkenntnissen über die Verfestigung an gestanzten Lochrändern wurden umfangreiche bruchmechanische FEM-Berechnungen durchgeführt. Es wurden die Spannungsintensität an der Rissspitze von Winkelprofilanschlüssen mit einem Verbindungsmittel und Anriss am Lochrand sowie deren Abhängigkeiten ermittelt. Zur Ableitung einer für die Praxis anwendbaren „Handrechnung“ wurden die Ergebnisse der FEM-Analyse durch Modifikation einer K-Faktor-Lösung aus der Fachliteratur approximiert. Darauf aufbauend wurde eine Lösung für Winkelprofilanschlüsse mit mehreren Verbindungsmitteln abgeleitet.

Ausgehend von den Ergebnissen der Werkstoffuntersuchungen und der numerischen Berechnungen wurden für Winkelprofilanschlüsse Gleichungen zur Ermittlung der Grenzlast zur Vermeidung von Sprödbruch auf bruchmechanischer Basis abgeleitet. Um deren Aussagefähigkeit für das damit beschriebene Bauteilversagen zu überprüfen, wurden zahlreiche Zugversuche zur Validierung durchgeführt. Auf der Grundlage der experimentell ermittelten Traglasten erfolgte die statistische Auswertung nach DIN EN 1990, Anhang D.8. Damit wurden die Bemessungswerte der Anschlusstragfähigkeit sowie die Teilsicherheitsbeiwerte γ_M für die Anwendung des bruchmechanischen Bemessungsmodells bestimmt.

8.2 Schlussfolgerungen und Ausblick

Mit den Untersuchungsergebnissen des Forschungsvorhabens steht ein ingenieurmäßig anwendbares Bewertungsverfahren auf semi-probabilistischer Basis zur Verfügung, das dem Anwender die Möglichkeit gibt, eine Sicherheitsbeurteilung zur Vermeidung von Sprödbruch durchzuführen.

Die umfangreichen Werkstoffuntersuchungen haben bestätigt, dass die Bewertung alter Flussstähle anhand des Kerbschlagbiegeversuchs auf Basis der Mindestwerte der Kerbschlagarbeit nach DIN EN 1993-1-10 nicht geeignet ist. Eine sachgerechte Beurteilung der Sprödbruchneigung bestehender Bauwerke aus Flussstahl ist nur auf Basis bruchmechanischer Untersuchungen möglich.

Um den Aufwand für die experimentelle Ermittlung der Bruchzähigkeit zu begrenzen, wird ein zweistufiges Verfahren der bruchmechanischen Untersuchungen empfohlen. In der ersten Stufe sollte die in diesem Forschungsprojekt erarbeitete Bruchzähigkeit in Abhängigkeit der Einsatztemperatur nach dem Master-Curve-Konzept angewendet werden. Ist damit keine ausreichende Sicherheit gegen Sprödbruch nachweisbar, kann in einer zweiten Untersu-

chungsstufe für kritische Bauteile die tatsächliche Bruchzähigkeit ermittelt und damit der bruchmechanische Nachweis geführt werden.

Um die Abhängigkeit der Zähigkeit von der Reinheit der Stähle zu quantifizieren, sollten im Rahmen weiterer Forschungsarbeiten zusätzliche bruchmechanische Untersuchungen an reineren Siemens-Martin-Stählen durchgeführt werden. Das Ziel dieser Untersuchungen sollte die Ermittlung einer Bruchzähigkeits-Temperatur-Kurve für reinere Flussstähle und eine stärkere Differenzierung zwischen den Stählen sein. Diese Untersuchungen sollten von metallografischen Analysen begleitet werden, in denen nach DIN EN ISO 643 die Korngröße des Ferrits im Flussstahl ermittelt und damit der Einfluss der Feinkörnigkeit auf die Werkstoffzähigkeit analysiert wird. Im Falle quantifizierbarer Korrelationen zwischen diesen Werkstoffeigenschaften und der Bruchzähigkeit sollte die Möglichkeit zur Differenzierung der Güte und Werkstoffzähigkeit alter Flussstähle abgeleitet werden. Ziel sollte es sein, mit einfach durchführbaren chemischen und metallografischen Untersuchungen, ggf. ergänzt durch den einfach durchzuführenden Kerbschlagversuch, belastbare Aussagen über die zu erwartende Bruchzähigkeit der Stähle treffen zu können.

Im Rahmen der durchgeführten Bauteilzugversuche wurde neben dem Versagen am seitlichen Lochrand auch ein Aufreißen der Stirnseite des Winkelprofils zum Nietloch hin beobachtet. Um die Sprödbruchgefährdung auch für dieses Bruchverhalten bruchmechanisch bewerten zu können, sind zusätzliche bruchmechanische Berechnungen mit Hilfe der FEM erforderlich.

Um den großen Streuungen der experimentell ermittelten Traglasten an Winkelprofilanschlüssen mit mehreren Verbindungsmitteln und die damit verbundene starke Abminderung der rechnerischen Grenzlast zu reduzieren, sollten weitere Bauteilzugversuche hierfür durchgeführt werden. Ziel sollte es sein, mit einer detaillierteren Untersuchung und besseren statistischen Absicherung eine wirtschaftlichere Bewertung dieser Bauteile zu ermöglichen.

9 Literaturverzeichnis

[1] DASt-Ri. 009: Empfehlungen zur Wahl der Stahlgütegruppen für geschweißte Stahlbauten. April 1973.

[2] DIN EN 1993-1-10: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-10: Stahlsortenauswahl im Hinblick auf Bruchzähigkeit und Eigenschaften in Dickenrichtung. Dezember 2010.

[3] Hensen, Wolfgang: Grundlagen für die Beurteilung der Weiterverwendung alter Stahlbrücken. [Hrsg.] ; 1992.

[4] Langenberg, Peter: Bruchmechanische Sicherheitsanalyse anrissgefährdeter Bauteile im Stahlbau. [Hrsg.] ; Shaker, Aachen. 1996, 3-8265-1102-6.

[5] Brüning, J.; Richter, Ch; Seeger, T.; Möll, R.; Jenisch, F.-M; Germann, J.: Bewertung der Weiterverwendung einer alten Stahlbrücke auf der Grundlage bruchmechanischer Methoden. Stahlbau 74. Heft 10, 2005, S. 754-761.

[6] Sedlacek, G.; Hensen, W.; Bild, J.; Dahl, W.; Langenberg, P.: Verfahren zur Ermittlung der Sicherheit von alten Stahlbrücken unter Verwendung neuester Erkenntnisse der Werkstofftechnik. Bauingenieur 67., 1992, S. 129-136.

[7] ASTM E 1921 – 09,10,11,12: Standard Test Method for Determination of Reference Temperature, To, for Ferritic Steels in the Transition Range. 2009, 2010, 2011, 2012.

[8] Murakami, Yukitaka: Stress intensity factors handbook. [Hrsg.] ; Pergamon Pr, Oxford. 1990.

[9] DIN 50125: Prüfung metallischer Werkstoffe - Zugproben. Juli 2009.

[10] DIN EN ISO 148-1: Metallische Werkstoffe – Kerbschlagbiegeversuch nach Charpy – Teil 1: Prüfverfahren. Januar 2011.

[11] ASTM E 1820-13: Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness. 2013.

[12] DIN EN ISO 6892-1: Metallische Werkstoffe – Zugversuch – Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur.

[13] DIN ISO 15579: Metallische Werkstoffe - Zugversuch bei tiefen Temperaturen. Juni 2002.

[14] Margolin, B.Z.; Gulenko, A.G.; Nikolaev, V.A.; Ryadkov, L.N.: Prediction of the Dependence of KJC(T) on neutron Fluence for RPV Steels on Basis of the Unified Curve Concept. International Journal of Pressure Vessel and Piping 82. Heft 9, 2005, S. 679-686.

[15] DIN EN ISO 14556: Stahl – Kerbschlagbiegeversuch nach Charpy (V-Kerb) – Instrumentiertes Prüfverfahren. Oktober 2006.

[16] Landes, D.; Shaffer, D.H.: Statistical Characterization of Fracture in the Transition Region. ASTM STP 700 West Conshohocken, PA. 1980, S. 368-382.

[17] Landes, D.; Heerens, J.; Schwalbe, K.-H; Petrovski, B.: Size, Thickness and Geometry Effects on Transition Fracture. Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures 16., 1993, S. 1135-1146.

[18] Wallin, K.: Master Curve Analysis of Ductile to Brittle Transition Region Fracture Toughness Round Robin Data - The ‘Euro’ Fracture Toughness Curve. Espoo. 1998.

[19] Wallin, K.: The Scatter in KIC-Results. Engineering Fracture Mechanics 19. Heft 6, 1984, S. 1085-1093.

[20] Wallin, K.: The Size Effect in KJc Results. Engineering Fracture Mechanics 22. Heft 1, 1985, S. 149-163.

[21] Pisarski, H.G.; Wallin, K.: The SINTAP fracture toughness estimation procedure. Engineering Fracture Mechanics 67. Heft 6, 2000, S. 613-624.

[22] Wallin, K.; Nevasmaa, P.; Laukkanen, A.; Planman, T.: Master Curve analysis of inhomogeneous ferritic steels. Engineering Fracture Mechanics 71. Heft 16-17, 2004, S. 2329-2346.

[23] Viehrig, H.-W.; Scibetta, M.; Wallin, K.: Application of advanced master curve approaches on WWER-440 reactor pressure vessel steels. International Journal of Pressure Vessels and Piping 83. Heft 8, 2006, S. 584-592.

[24] ASTM E 813-89: Standard Test Method for JIC, A Measure of Fracture Toughness. 1989.

[25] DIN 997: Anreißmaße (Wurzelmaße) für Formstahl und Stabstahl.

[26] DIN 999: Lochabstände in gleichschenkligen Winkelstählen.

[27] Bleich, F.: Stahlhochbauten - Ihre Theorie, Berechnung und bauliche Gestaltung - 2. Band. Verlag von Julius Springer, Berlin. 1933.

[28] Bleich, F.: Stahlhochbauten - Ihre Theorie, Berechnung und bauliche Gestaltung - 1. Band. Verlag von Julius Springer, Berlin. 1932.

[29] Müller, G.; Groth, C.: FEM für Praktiker - 1 : Basiswissen und Arbeitsbeispiele zu FEM-Anwendungen - Lösungen mit dem Programm ANSYS® Rev. 9/10. Expert Verlag, 2007.

[30] Anderson, T.L.: Fracture mechanics / fundamentals and applications. CRC Press, Texas. 1995.

[31] Kuna, Meinhard: Numerische Beanspruchungsanalyse von Rissen. [Hrsg.] ; Vieweg + Teubner, Wiesbaden. 2010, 978-3-8348-1006-9.

[32] Beltrami, Ch.: Numerische Analyse der lokalen und globalen Beanspruchung in Bauteilen mit Rissen und Quantifizierung der Zähigkeitsanforderungen. Shaker, 1995.

[33] Freitag, A.: Quantifizierung der erforderlichen Bruchzähigkeit von Winkelprofilen zur Vermeidung von Sprödbruch. Dresden. 2013, Diplomarbeit am Institut für Stahl- und Holzbau der TU Dresden.

[34] Stötzel, G.: Verfahren zur Beurteilung der Sicherheit bei Weiterverwendung alter Stahlbrücken. Shaker, Aachen. 1998.

[35] Rooke, D.P; Tweed, J.: Stress Intensity Factors for a Crack at the Edge of a Pressurized Hole. International Journal of Engineering Science 18. Heft 1, 1980, S. 109-121.

[36] Rooke, D.P; Hutchins, S.M: Stress Intensity Factors for Cracks at loaded Holes - Effect of Load Distribution. Journal of Strain Analysis for Engineering Design 19. Heft 2, 1984, S. 81-96.

[37] Rooke, D.P: Compounded Stress Intensity Factors for Cracks at fastener Holes. Engineering Fracture Mechanics 19. Heft 2, 1984, S. 359-374.

[38] Wanlin, Guo: Stress Intensity Factors for Corner Cracks at Holes subjected to biaxial and Pin Loads. Engineering Fracture Mechanics 46. Heft 3, 1993, S. 473-479.

[39] ANSYS Inc.: Ansys Manual, Release 14.5. 2012.

[40] Shah, R.C.: Stress Intensity Factors for Through and Part-Through Cracks Originating at Fastener Holes. Mechanics of Crack Growth ASTM International, Baltimore. 1976, S. 429-459.

[41] Forman, R.G; Shivakumar, V.; Mettu, S.R; Beek, J.M; Williams, L.C; Yeh, F.: NASGRO - Fracture Mechanics and Fatigue Crack Growth Analysis Software. [Hrsg.] ; NASA Johnson Space Center and Southwest Research Institute, Houston, Texas. 2002.

[42] Ball, D.L.: The Development of Mode I, Linear-Elastic Stress Intensity Factor Solutions for Cracks in Mechanically Fastened Joints. Engineering Fracture Mechanics 27. Heft 6, 1987, S. 653-681.

[43] Newman, Jr.J. C.: An improved method of collocation for the stress analysis of cracked plates with various shaped boundaries. [Hrsg.] Langley Research Center; Hampton VA.

[44] Göbel, A.; Henkel, O.: Grundzüge des Eisenbaus (Eisenkonstruktionen - Teil I). B.G. Teubner, Leipzig, Berlin. 1921.

[45] Helms, R.; Kühn, H.-D.; Martin, E., "Sprödbruchsicherheit von Stahlbauteilen mit gestanzten Löchern," Berlin, 1973.

[46] Mors, H.: Erfahrungen auf Prüfstationen für Freileitungsmaste. 49. Jahrgang Heft 6. Klöppel, Kurt; Nowak, Bernd, Mannheim. 1980.

[47] Lüddecke, F.: Ein Beitrag zur Ertüchtigung bestehender Stahltragwerke unter besonderer Berücksichtigung des Fügeverfahrens Schweißen. Verlag für neue Wissenschaft GmbH, Bremerhaven. 2006, BAM-Dissertationsreihe.

[48] WTA-Merkblatt E-7-3-05/D: Sanierung Historischer Stahl- und Gusskonstruktionen nach WTA. 2005.

[49] DIN EN 1990: Eurocode: Grundlagen der Tragwerksplanung. Dezember 2010.

[50] JCSS: Probabilistic Model Code Part 3 - Resistance Models, 3.10 Dimensions. [Hrsg.] Joint Committee on Structural Safety; 2001.

[51] JCSS: Probabilistic Model Code Part 3 - Resistance Models, 3.02 Structural Steel. [Hrsg.] Joint Committee on Structural Safety; 2001.

[52] da Silva, L.S.; Tankova, T.; Marques, L.; Rebelo, C.: Savety Assessment of EC3 Stability Design Rules for flexural Buckling of Columns. [Hrsg.] ISISE – Department of Civil Engineering, Universityof Coimbra Portugal; Berlin.

[53] Berger, Ch.; Blauel, J.G.; Hodulak, L.; Pyttel, B.; Varfolomeyev, I.; Gerdes, C.P.: Bruchmechnischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile. VDMA-Verl., Frankfurt, M. 2006.

[54] BS 7910: Guide to methods for assessing the acceptability of flaws inmetallic structures. 27.07.2005.

[55] Bannister, A.C.; Webster, S.E.: SINTAP Procedure - Final Version. [Hrsg.] ; FITNET - European Fitness-for-Service Network, 1999.

[56] Schwalbe, K.-H.: Bruchmechanik metallischer Werkstoffe. Carl Hanser Verlag München Wien 1980, 1980.

[57] Reiche, André: Zustandsbewertung von metallischen Tragwerkskomponenten. [Hrsg.] ; Fraunhofer-IRB-Verl., Stuttgart. 2000, 3-8167-4850-3.

[58] VDE - Vorschrift für den Bau von Starkstrom-Freileitungen (V.S.F.). 1930.

[59] DIN EN 1993-1-8: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-8: Bemessung von Anschlüssen. Dezember 2010.

[60] Cremona, C.; Patron, A.; Johansson, B.; Larsson, Tobias; Eichler, B.; Höhler, S.: Improved Assessment Methods for Static and Fatigue Resistance of Old Steel Railway Bridges - Sustainable Bridges. European Commission, 2007.

Anhang A - Tabellen und Abbildungen zu den Untersuchungen der Werkstoffzähigkeit

Tabelle A-1: Ergebnisse der Zugversuche, Fitparameter der Festigkeiten.

Baustahl	DT200		DT260		M31		M56		SGM21		PA2		DB_G1		DB_G3	
Parameter	MW	σ	MW	σ	MW	σ	MW	σ	MW	σ	MW	σ	MW	σ	MW	σ
R_{el} (RT)	260	10,4	303,3	27,0	289,2	8,4	301,3	1,9	327,8	1,4	344,9	0,3	242,4	1,7	249,2	15,6
R_{el} (-10 °C)	283,4	-	319,8	19,4	299,9	0,7	326,6	11,1	341,6	2,9	356,7	0,2	257,4	1,2	268,2	5,0
R_{el} (-30 °C)	289,4	8,6	341,2	5,5	289,5	2,7	338,7	3,9	358,1	6,9	361,5	1,0	272	-	282,2	14,2
A	-2662,3	-	283,9	-	-965,6	-	-1924,3	-	317	-	-968	-	220,1	-	146,8	-
B	3094,5	-	12399,8	-	1268,5	-	2448,5	-	21307,2	-	1411,5	-	2915,3	-	513,2	-
h	0,000195	-	0,02214	-	0,00003	-	0,000323	-	0,02572	-	0,000244	-	0,01658	-	0,00548	-
R_m (RT)	385,8	3,8	433	34,9	397,9	2,2	437,6	2,7	430,3	2,3	477,6	1,5	346	4,6	354,6	3,1
R_m (-10 °C)	379,6	-	451,1	38,0	410,2	3,8	459,1	0,2	439,2	3,2	484	5,0	356,6	0,1	367,5	1,2
R_m (-30 °C)	408,5	14,8	482,7	17,5	415,7	2,4	475,8	0,5	455,1	4,2	492,1	1,8	371,2	1,0	382,3	4,0
A	370,2	43,6	421,1	-	-887,3	-	371,5	-	427,1	-	473	-	339,3	-	342,1	-
B	2331,9	-	219969,4	-	1391,1	-	878,3	-	738599,1	-	15112,8	-	54932	-	10550,7	-
h	0,01736	-	0,03368	-	0,000267	-	0,00877	-	0,0419	-	0,02748	-	0,03065	-	0,02292	-
A (RT)	28,8	3,7	28,1	2,6	28,4	1,6	26,4	1,1	27	3,0	27,1	0,8	38,8	0,2	39,8	1,9
A (-10 °C)	33,5	-	29,2	3,3	32,8	3,1	27,5	1,1	30,2	3,7	29,8	5,6	40,7	0,1	40,2	0,7
A (-30 °C)	33,1	4,8	29,2	2,6	34,4	1,5	29,25	0,5	29,5	0,7	34,1	1,4	45,3	0,7	39,1	3,1
A_g (RT)	17,4	2,4	18	2,0	17,2	1,7	16,2	0,8	16,3	1,3	16,5	0,3	21,3	0,1	21,2	0,7
A_g (-10 °C)	21,3	-	19,1	1,1	19,4	1,3	15,5	1,7	17,4	1,0	17,1	2,4	21,8	0,6	21,6	0,5
A_g (-30 °C)	20,3	4,4	20	1,7	20,2	0,4	16,7	0,2	17,7	0,1	18,6	0,4	22,9	1,2	21,5	1,4

Tabelle A-2: Ergebnisse der Kerbschlagbiegeversuche, Parameter der Kerbschlagarbeit, der seitlichen Breitung und der duktilen Bruchfläche.

Baustahl	DT200		DT260		M31		M56		SGM21*		PA2*		DB_G1		DB_G3	
Parameter	**MW**	**σ**	**MW**	**σ**	**MW**	**σ**	**MW**	**σ**	**MW**	**σ**	**MW**	**σ**	**MW**	**σ**	**MW**	**σ**
TT_{27}	38,3	1,1	26,4	2,5	40,5	2,7	37,1	4,9	17,1	2,9	14,4	3,3	25,1	6,4	-0,5	5,8
TT_{41}	39,7	1,0	34,7	2,1	47,2	2,4	48,1	3,9	22	2,5	20,5	2,7	32,4	5,4	10,7	5,0
TT_{68}	41,3	0,7	48,3	2,3	56,6	2,1	74,6	5,9	30,5	2,8	30,1	2,0	42,2	4,3	27,5	4,8
USE	272	6,2	114,3	3,5	139,8	3,2	77,3	5,4	101,7	3,2	114,1	3,6	145	5,4	132,7	5,1
SLOPE	31,6	5,3	2	0,3	3,1	0,4	1,3	0,3	3,3	0,8	2,9	0,5	3,1	0,9	1,7	0,3
A	142	4,1	56,7	1,9	71,9	1,8	40,3	3,1	51,7	1,9	58,6	2,0	75,8	3,5	67,3	3,3
B	130	4,6	57,6	2,9	67,8	2,7	37	4,4	50	2,5	55,5	3,0	69,3	4,2	65,4	3,9
C	4,1	0,8	28,5	4,7	21,7	3,5	27,8	9,4	15,3	4,1	19,3	4,1	22,5	7,0	38,3	8,0
T0	44	0,5	42,6	2,7	57,8	2,4	47,6	5,9	25,3	2,8	26,8	2,5	44,7	4,8	27	6,0
LETT ($TT_{0.9}$)	36,4	0,9	25	2,7	44,1	1,7	39,3	6,5	6,6	2,8	14,4	2,7	30,9	1,4	-5,3	10,9
A	1,5	0,1	1,1	0,1	1,3	0,1	1	0,2	1,5	0,1	1,8	0,1	1,3	0,0	1,6	0,2
B	1,2	0,1	1,1	0,1	1,2	0,1	1	0,3	1,5	0,1	1,4	0,1	1,1	0,0	1,6	0,4
C	6,3	1,1	29,4	6,2	23,2	4,0	47,1	22,6	13,4	5,0	15,6	3,6	16,7	2,8	68,2	29,0
T0	40,2	0,8	30,8	4,4	53,2	1,9	42	11,5	12,3	1,8	25	1,9	36,7	1,3	25,7	15,7
FATT ($TT_{50\%}$)	34,9	1,7	44,9	5,7	49	3,2	47,1	3,1	21	0,5	15,3	4,3	24,4	2,3	1,8	5,9
SLOPE	6,2	1,9	2,2	0,7	3,1	0,6	3,1	0,6	9,8	0,4	3,3	1,0	2,9	0,6	2,4	0,8
C	8,1	2,2	22,3	6,8	16,4	3,4	16,2	3,3	5,1	0,2	15	4,2	17	3,5	20,5	6,9

*) ISO-V-Tests mit untermaßigen Proben (10x6,5x55 mm) - KV_2 und LE normiert auf Standard-ISO-V-Probe

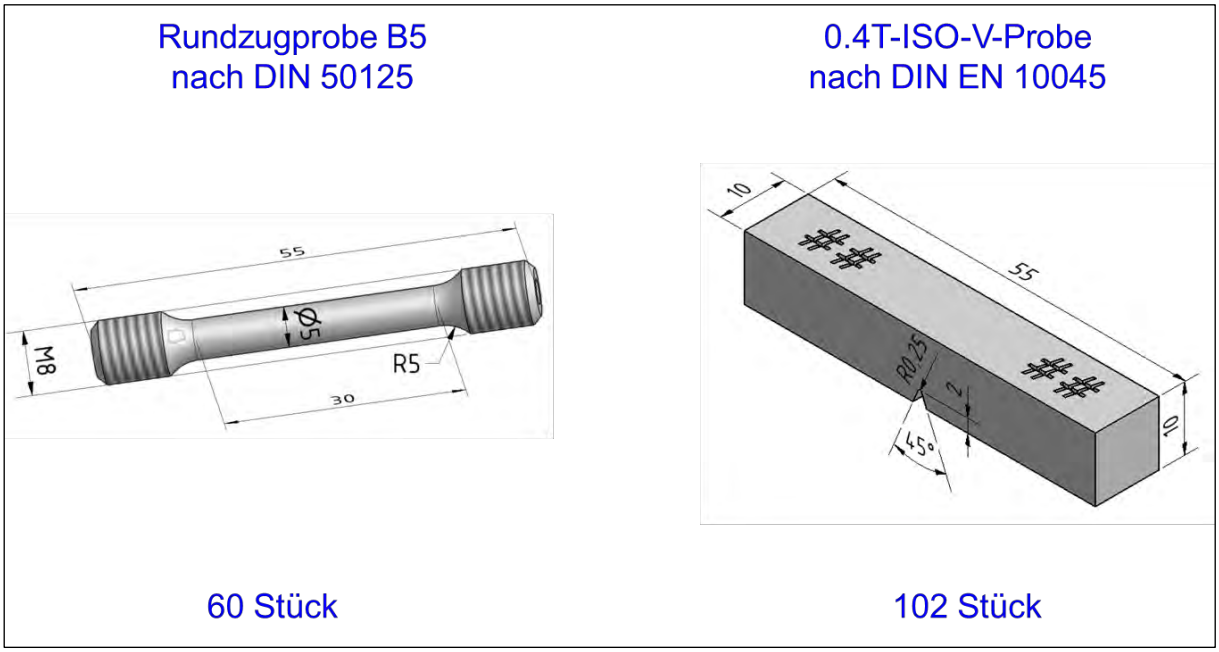


Abbildung A-1: Geometrie der Zug- und ISO-V-Proben

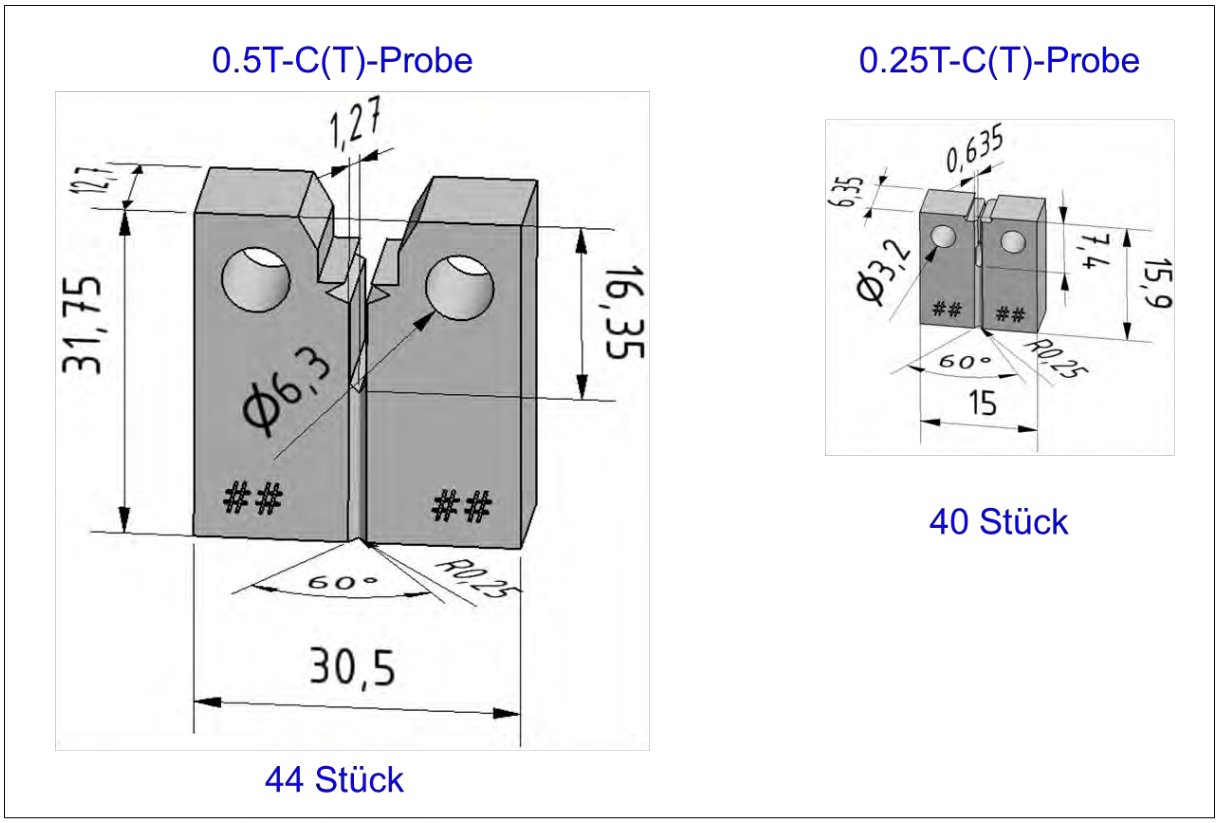


Abbildung A-2: Geometrie der Bruchmechanikproben nach ASTM E 1820

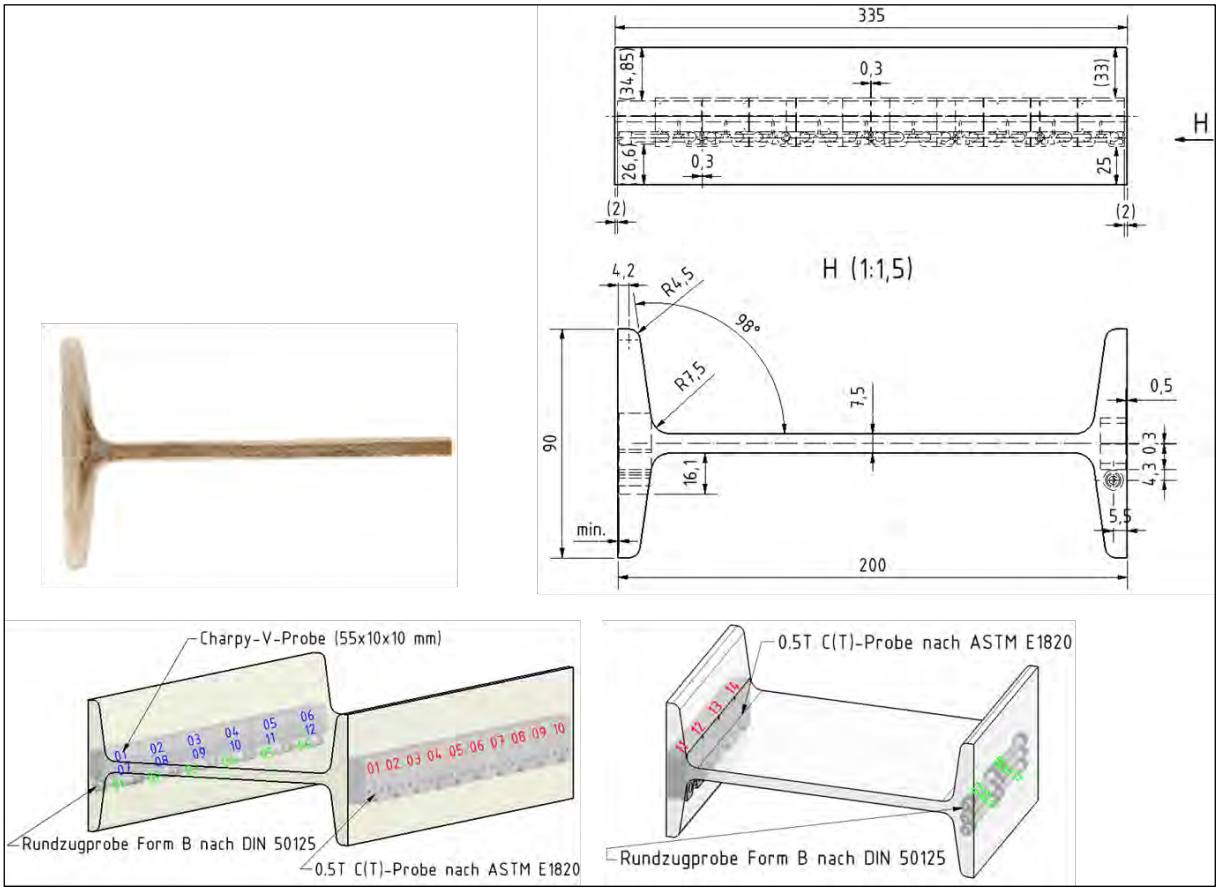


Abbildung A-3: Schnittplan und Baumannabdruck DT200

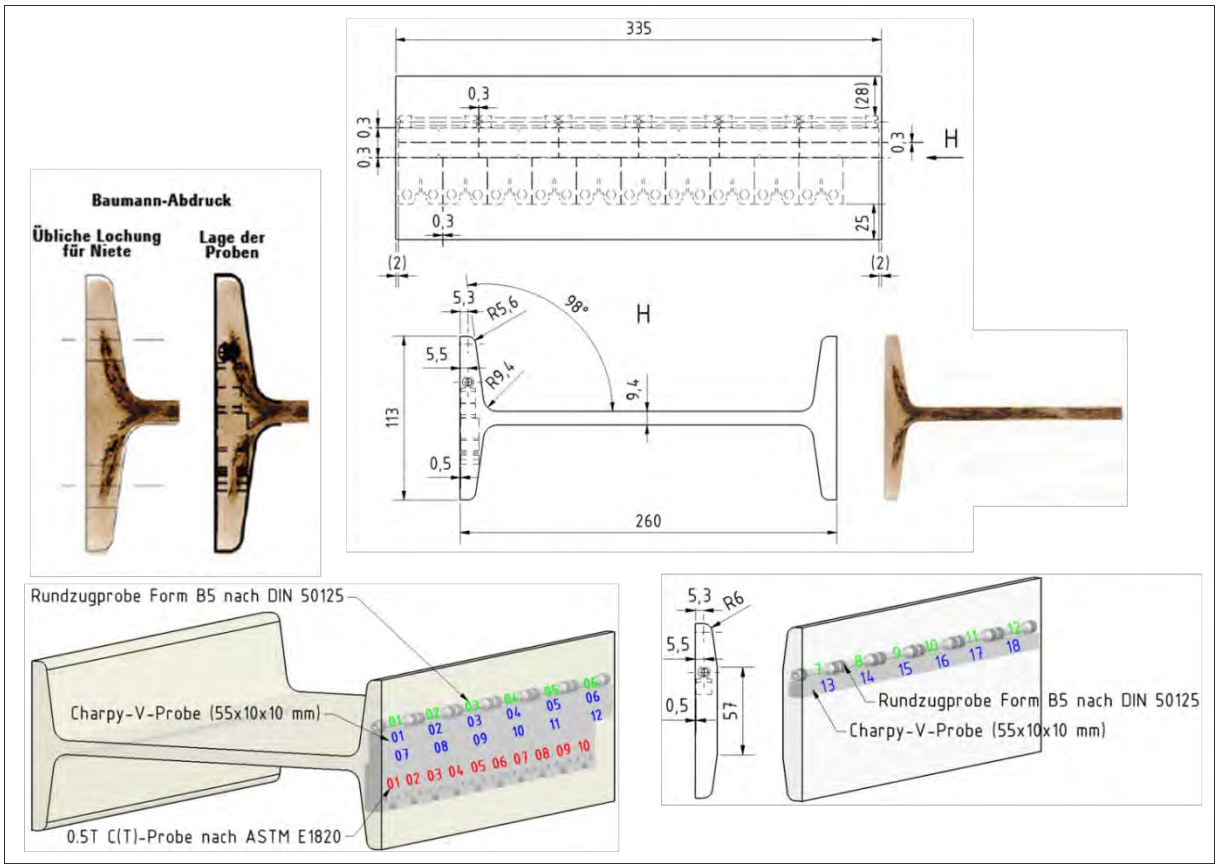


Abbildung A-4: Schnittplan und Baumannabdruck DT260

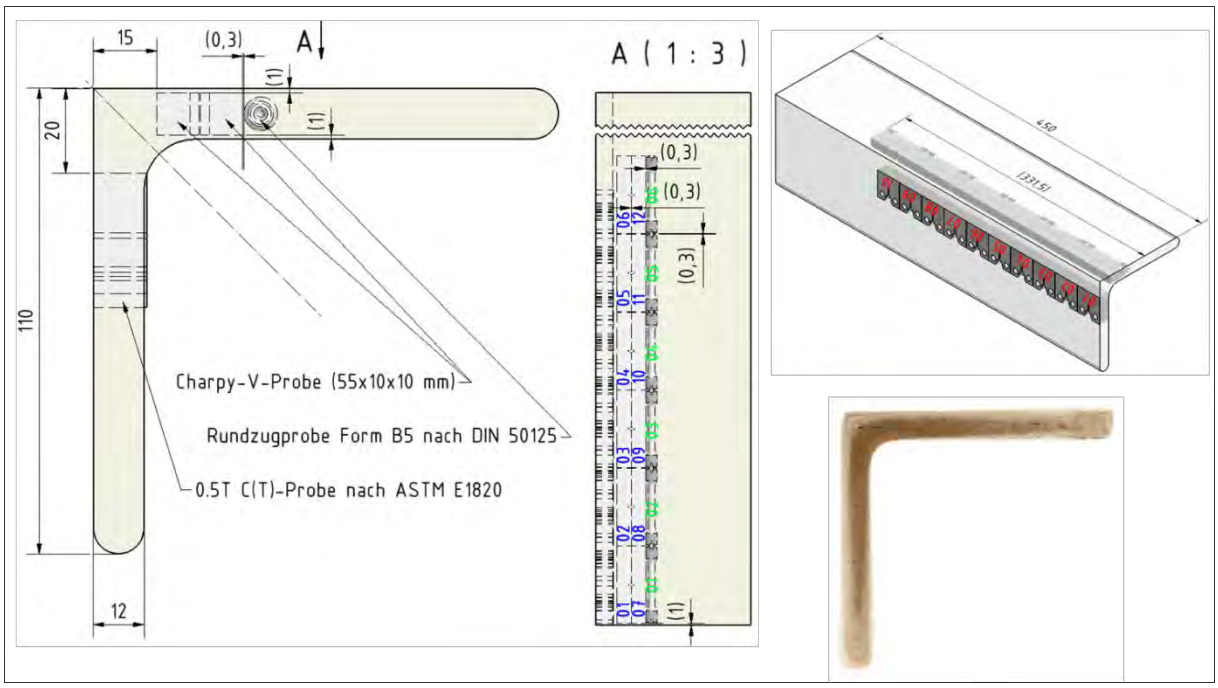


Abbildung A-5: Schnittplan und Baumannabdruck M31

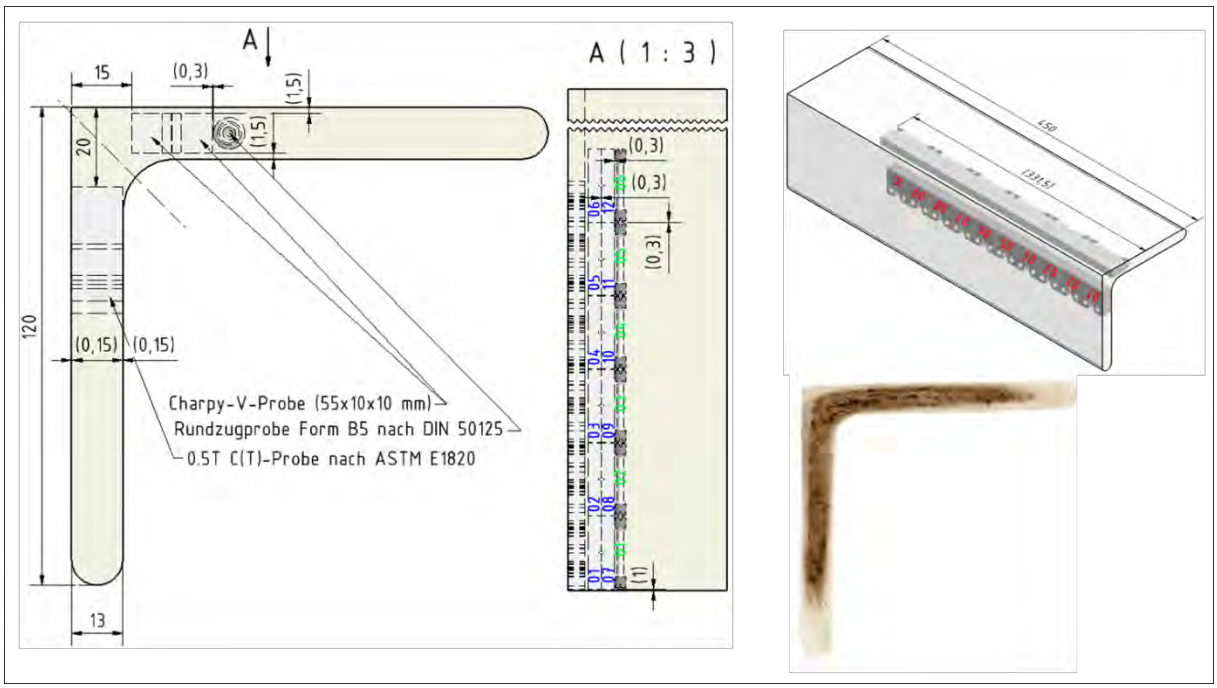


Abbildung A-6: Schnittplan und Baumannabdruck M56

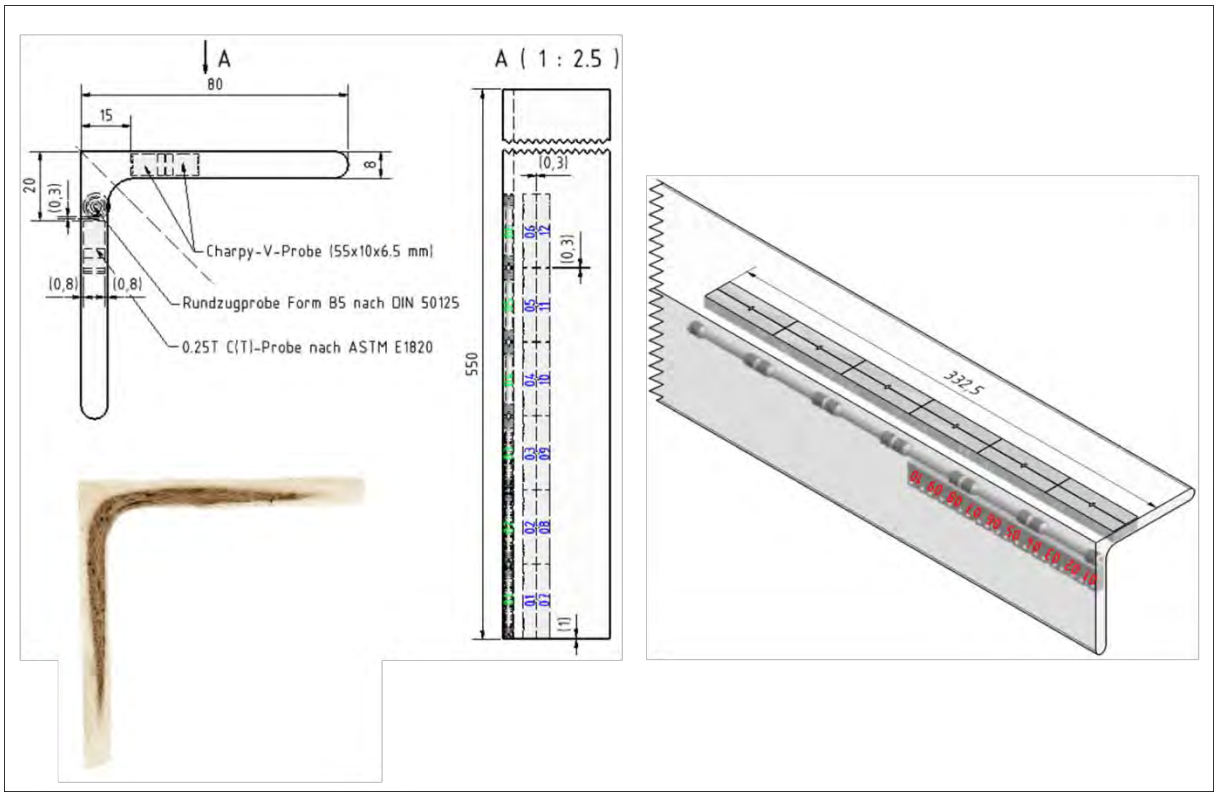


Abbildung A-7: Schnittplan und Baumannabdruck SGM21

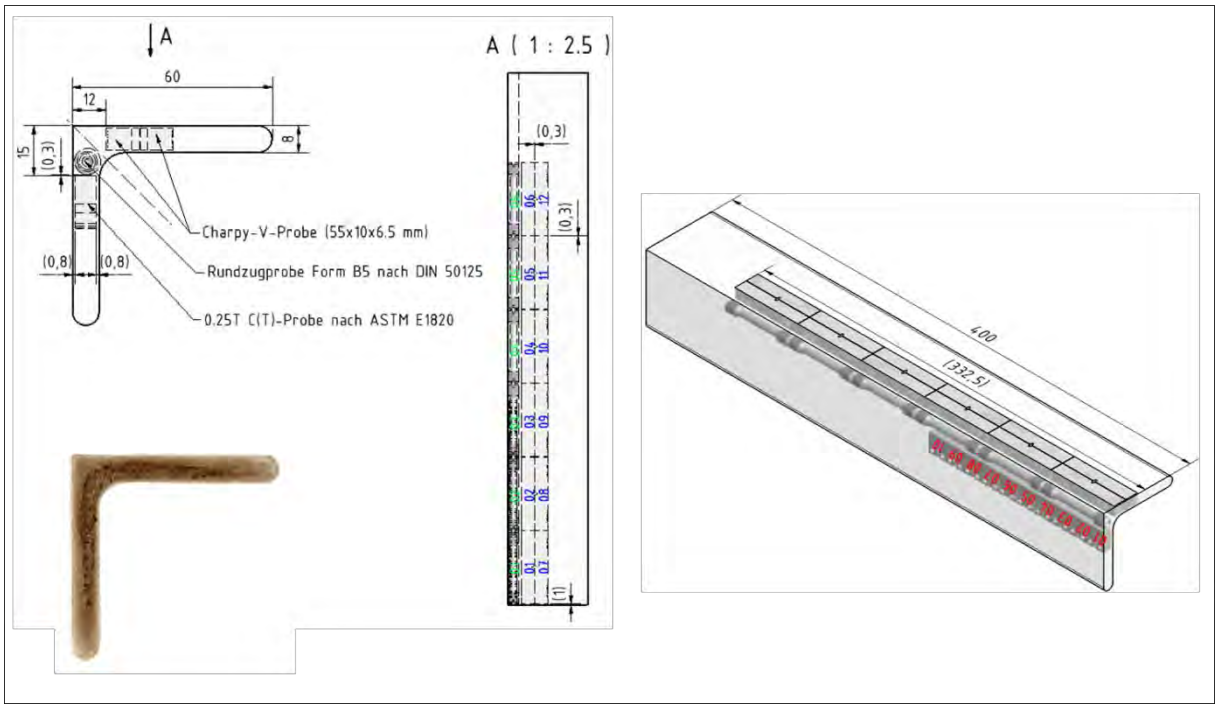


Abbildung A-8: Schnittplan und Baumannabdruck PA2

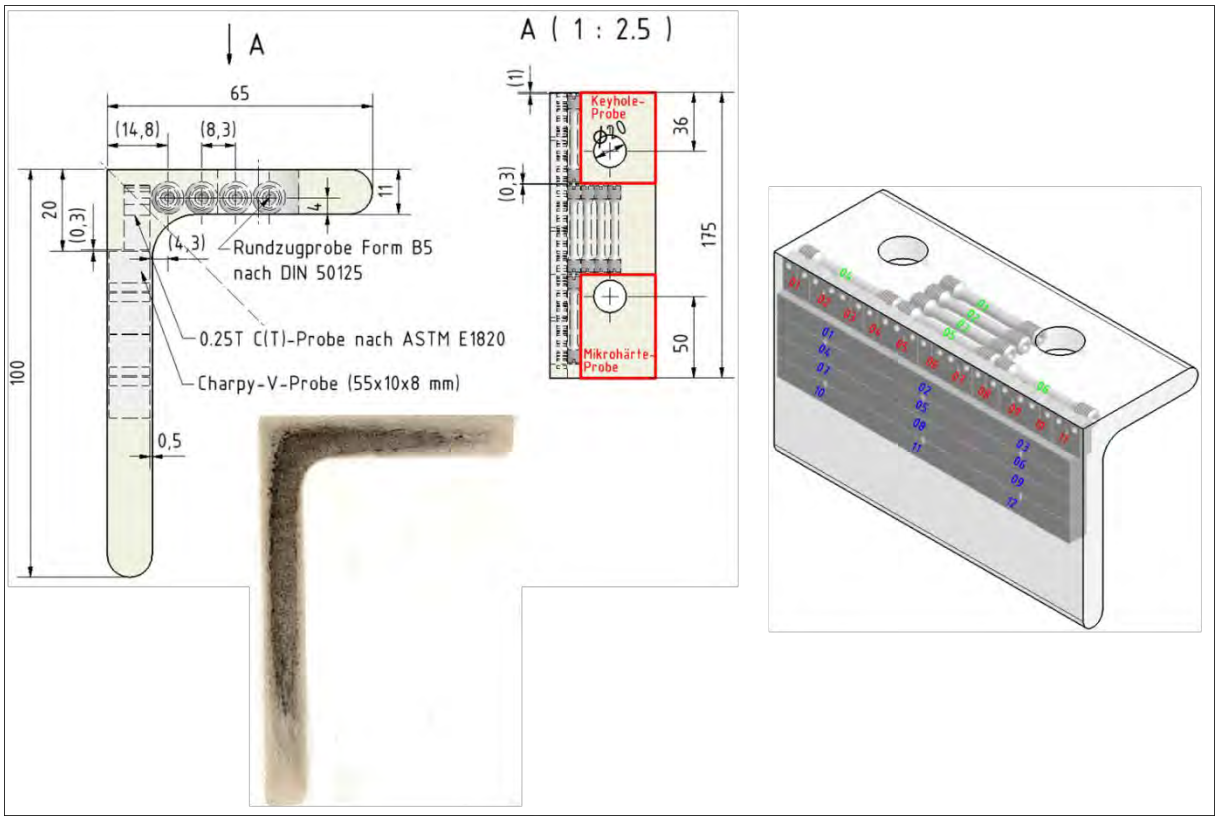


Abbildung A-9: Schnittplan und Baumannabdruck DB_G1

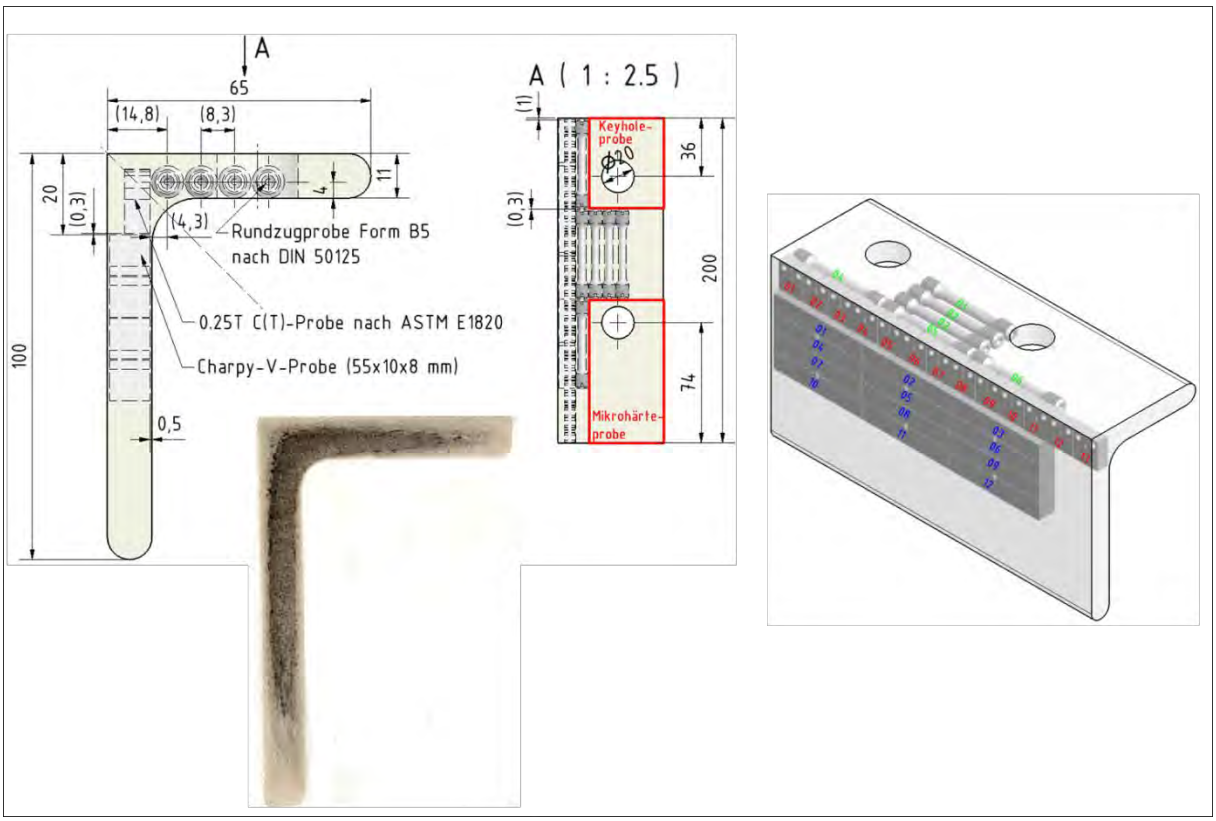


Abbildung A-10: Schnittplan und Baumannabdruck DB_G3

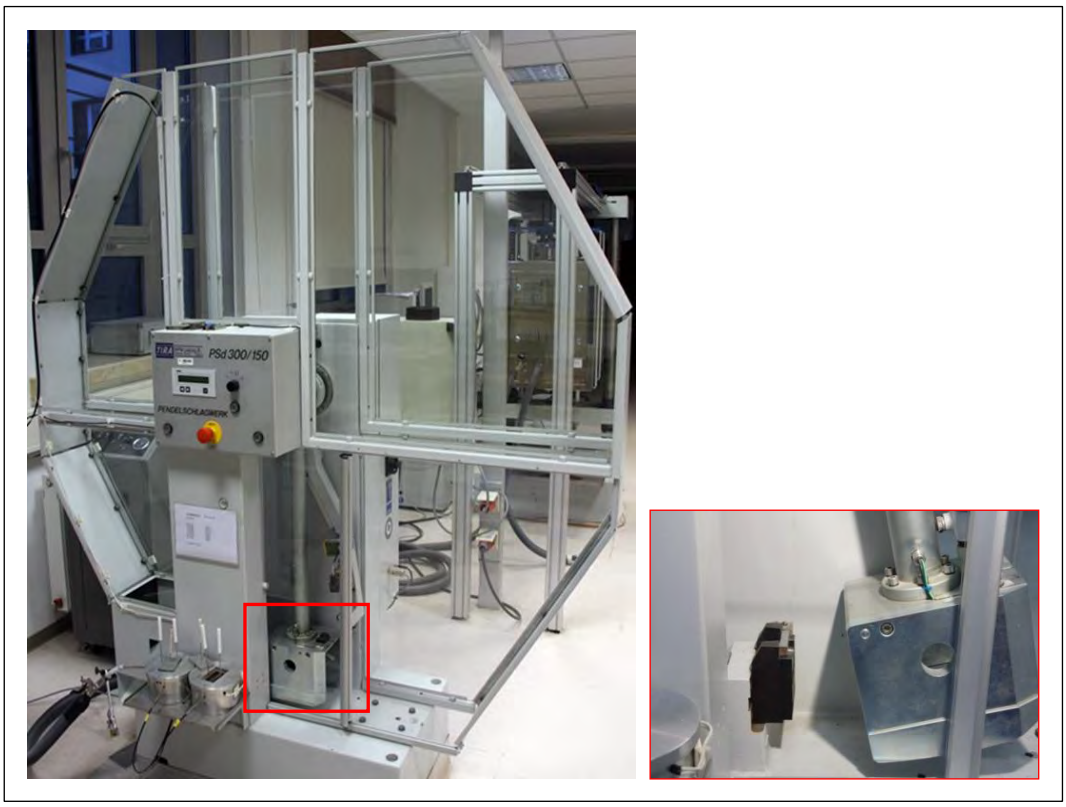


Abbildung A-11: Instrumentiertes Pendelschlagwerk Psd300

Abbildung A-12: 0.25T-C(T)-Probe inkl. Instrumentierung in Belastungseinrichtung

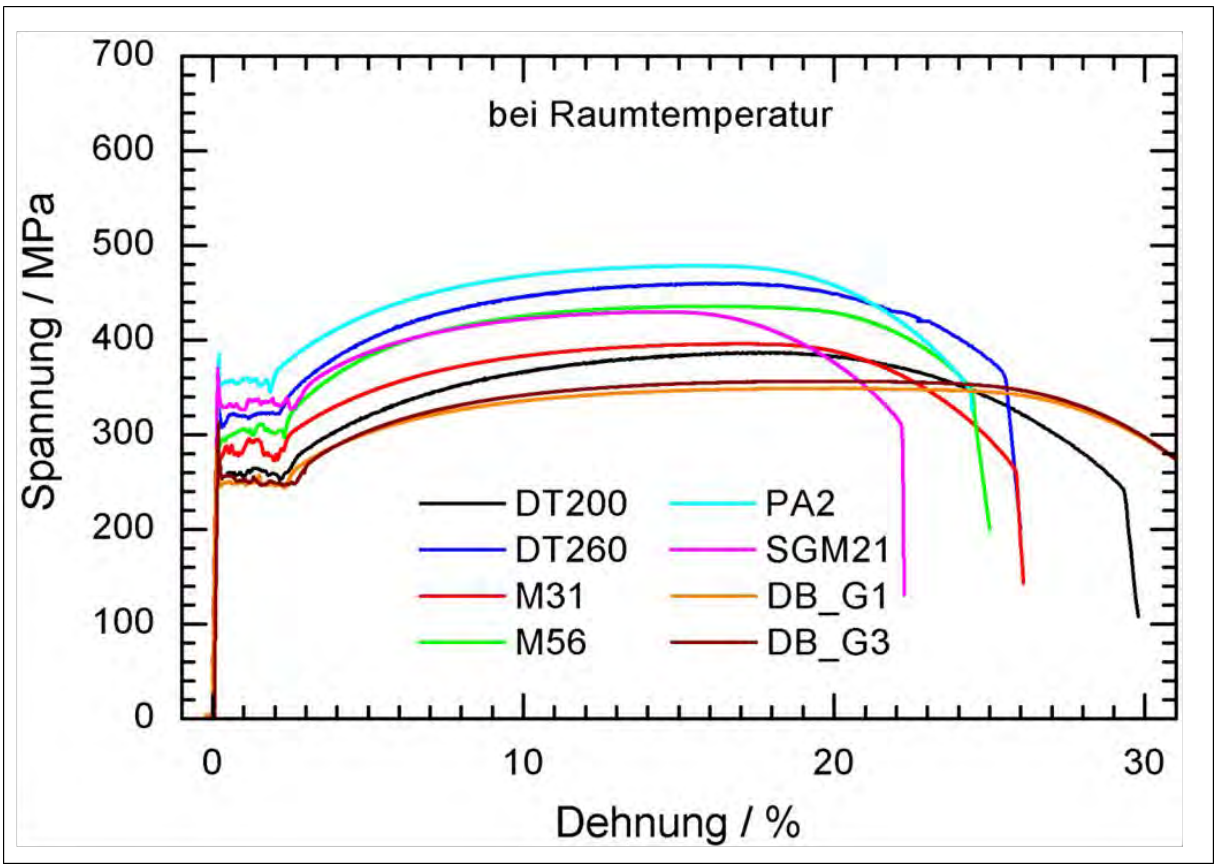


Abbildung A-13: Durch Zugversuche bestimmte Spannungs-Dehnungskurven

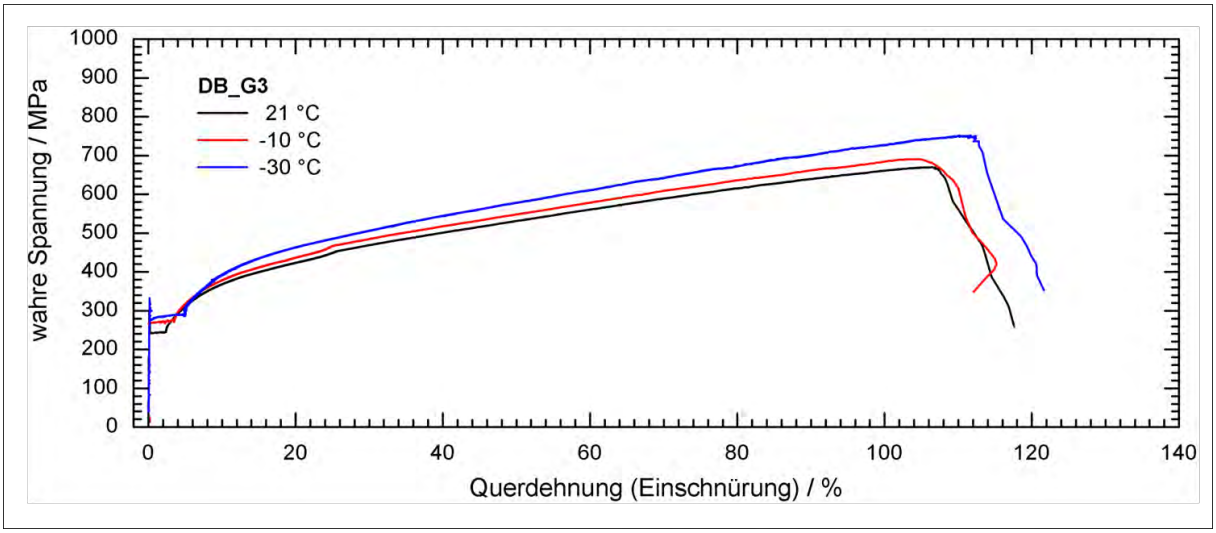


Abbildung A-14: Wahre Spannungs-Dehnungskurven - Beispiel DB_G3

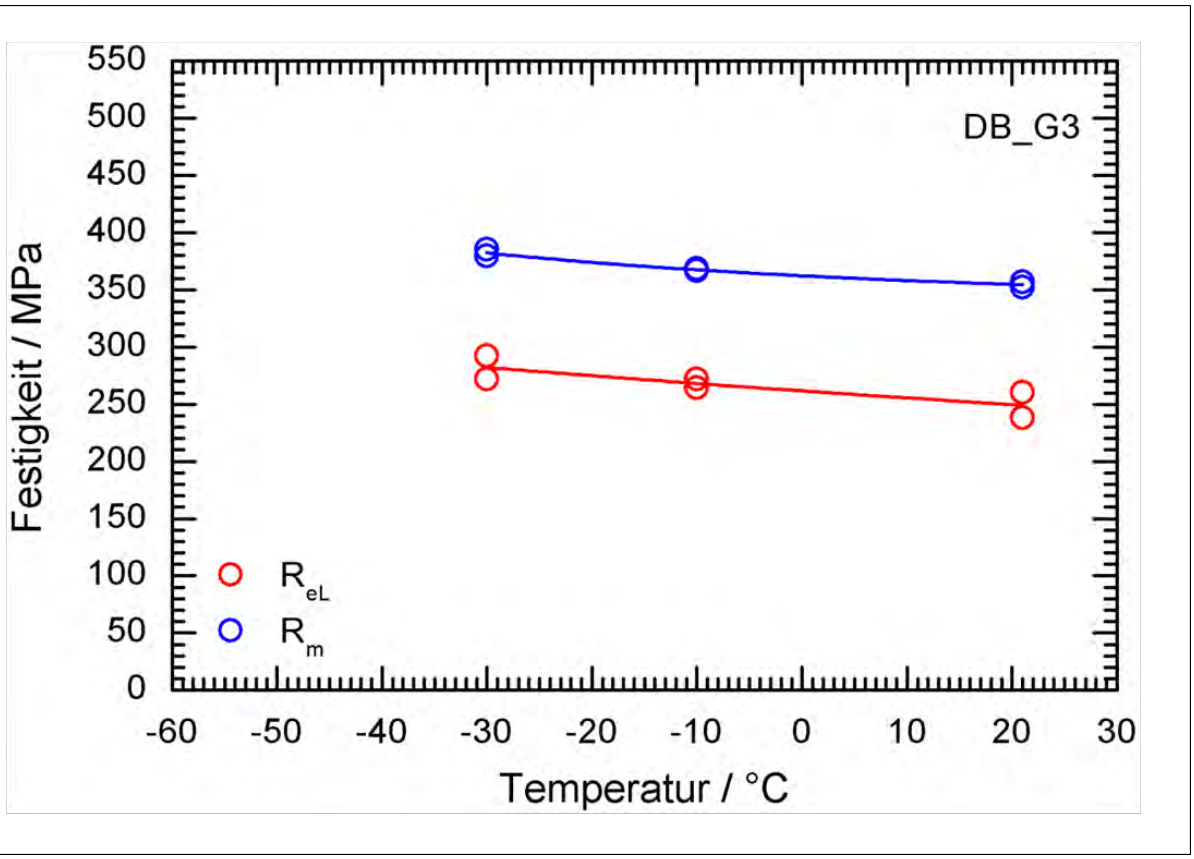


Abbildung A-15: Festigkeitswerte inkl. Approximation nach Margolin [14] - Beispiel DB_G3

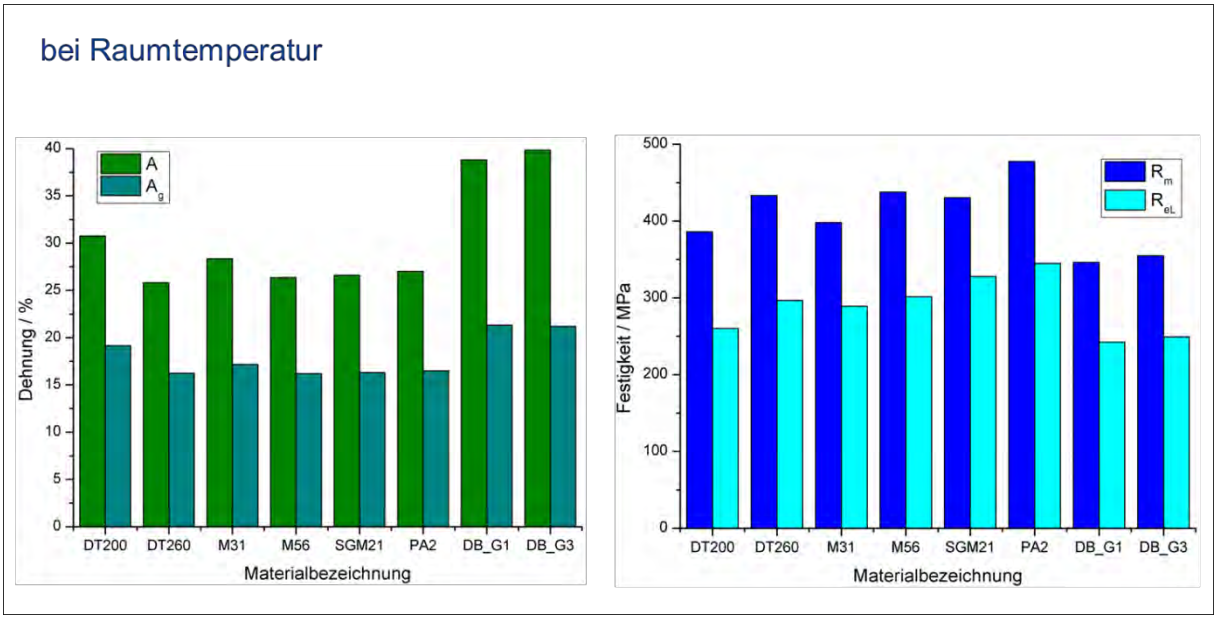


Abbildung A-16: Zusammenstellung der Ergebnisse aus den Zugversuchen

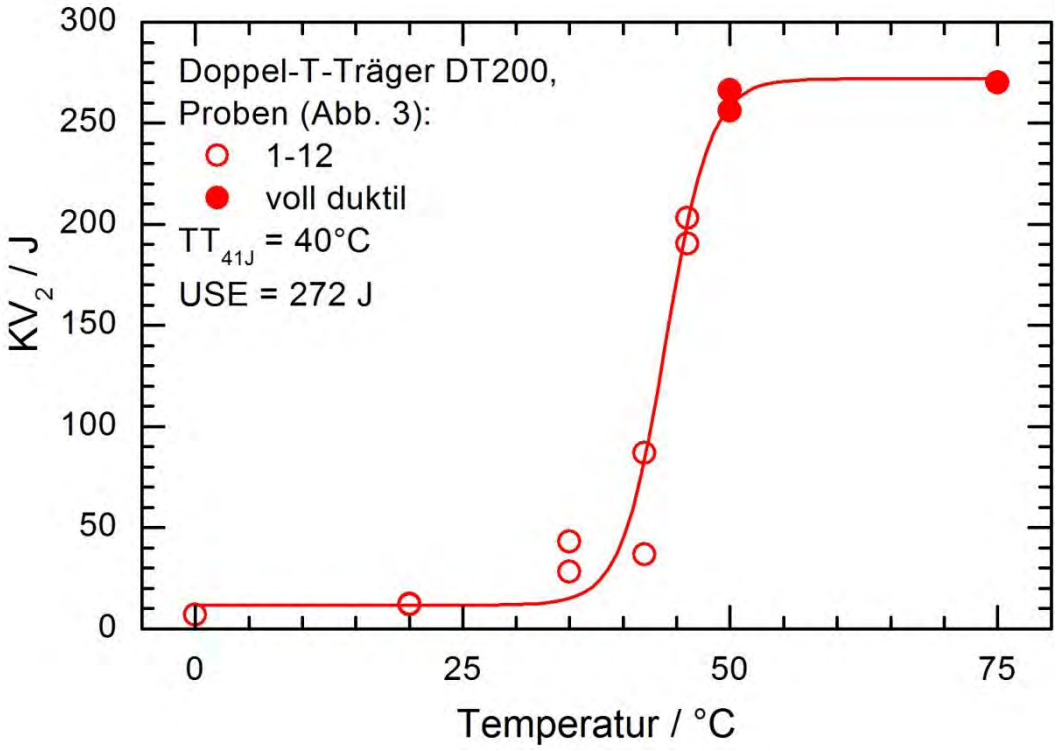


Abbildung A-17: Bestimmung der Übergangstemperatur aus der Schlagarbeit – Probe DT200

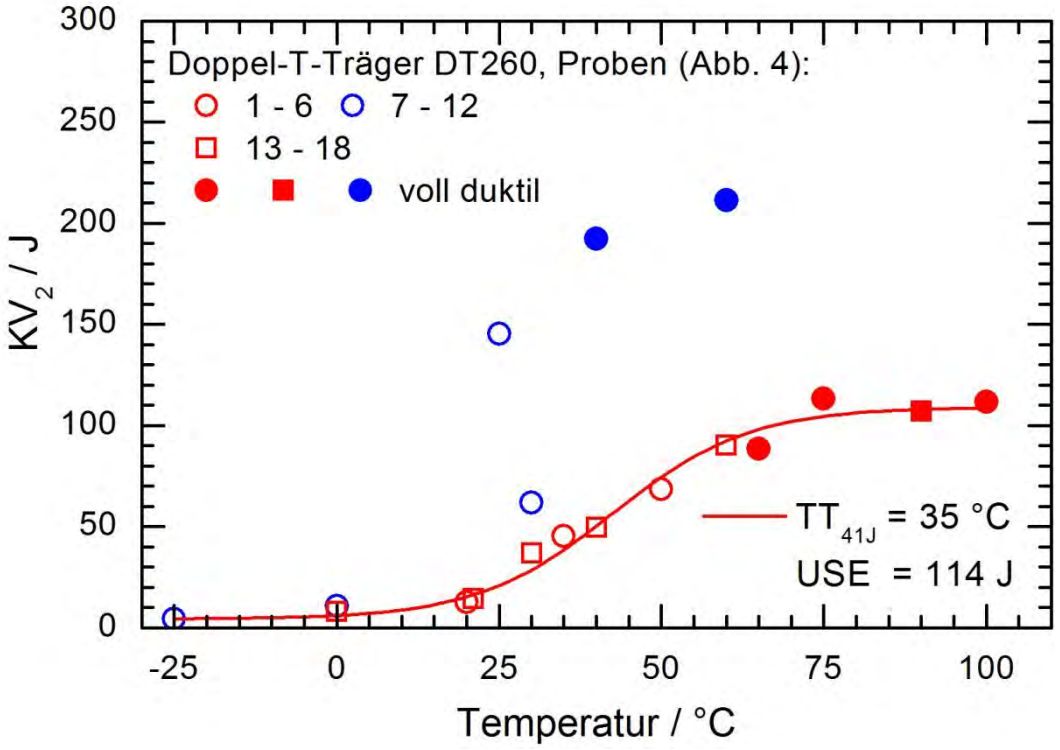


Abbildung A-18: Bestimmung der Übergangstemperatur aus der Schlagarbeit – Probe DT260

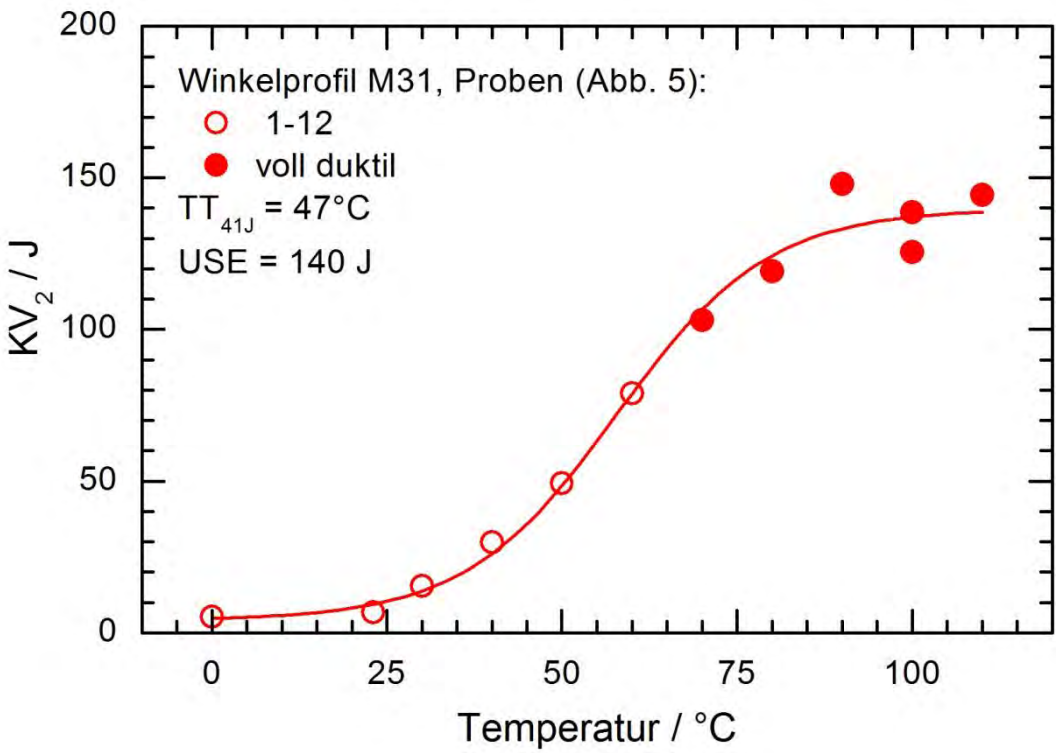


Abbildung A-19: Bestimmung der Übergangstemperatur aus der Schlagarbeit – Probe M31

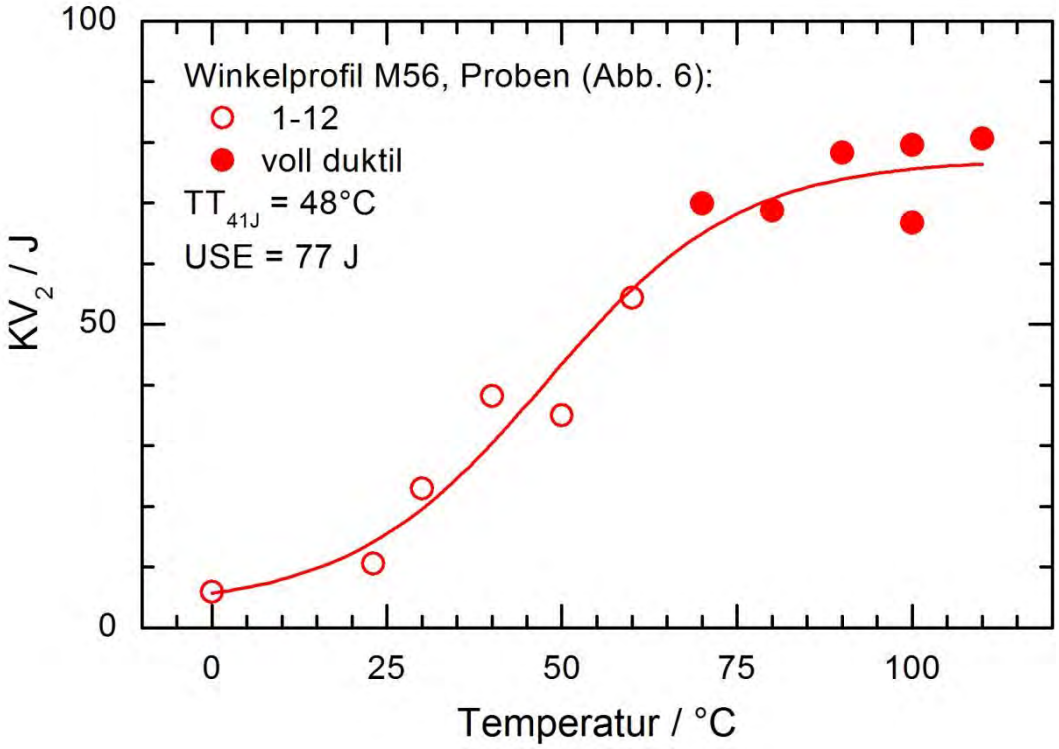


Abbildung A-20: Bestimmung der Übergangstemperatur aus der Schlagarbeit – Probe M56

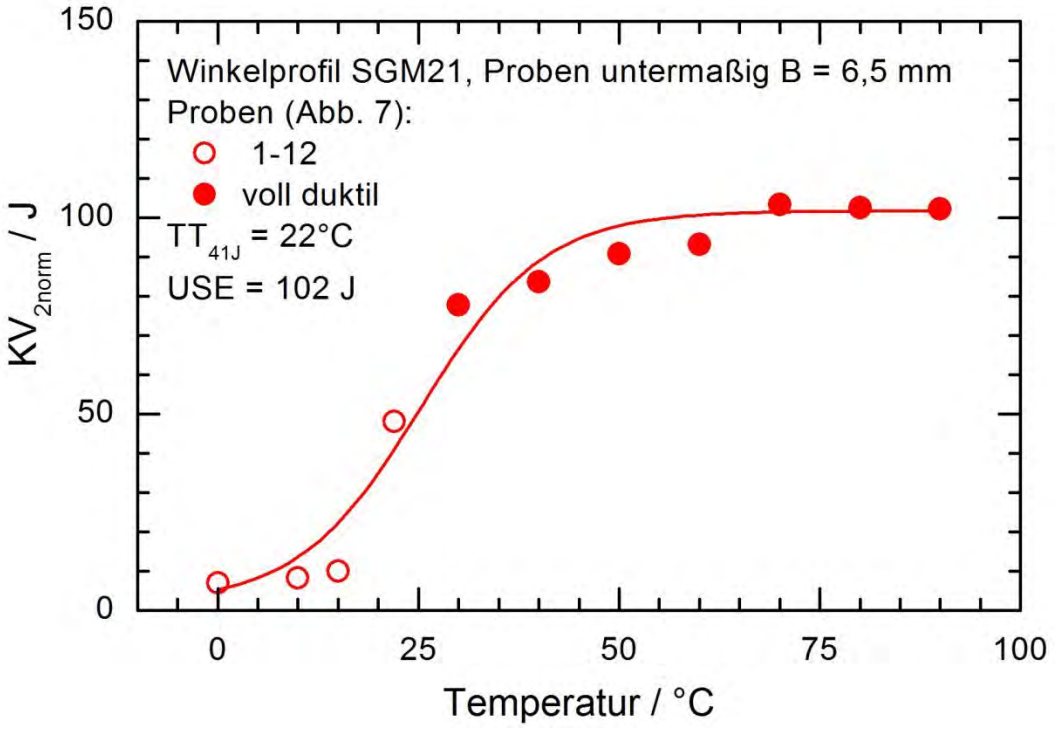


Abbildung A-21: Bestimmung der Übergangstemperatur aus der Schlagarbeit – Probe SGM21

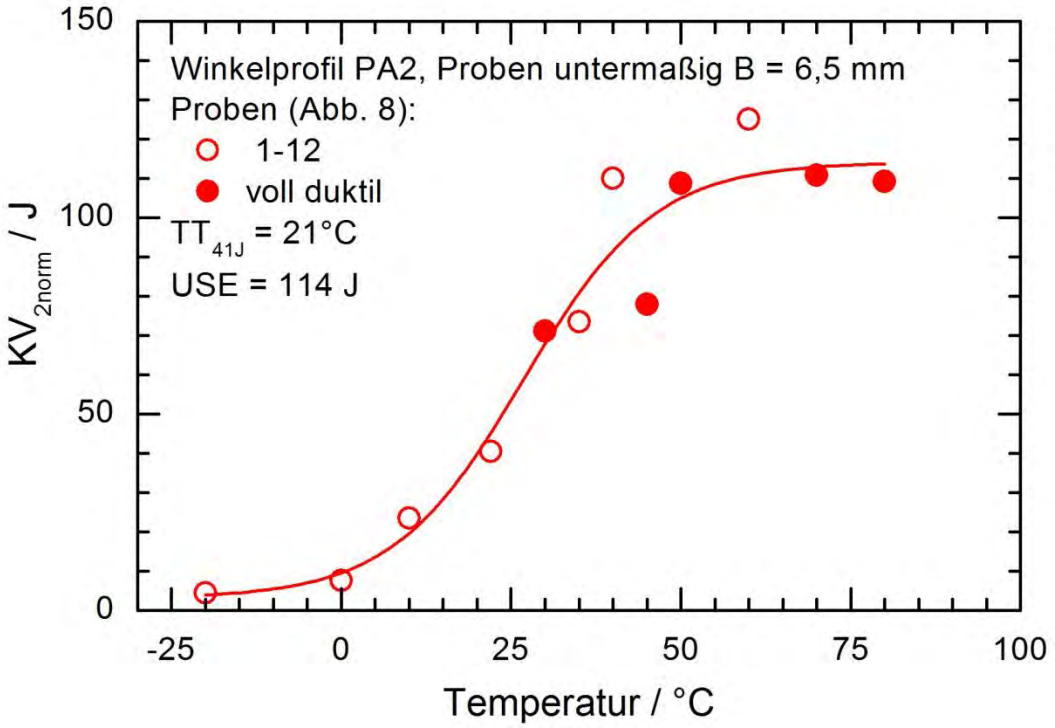


Abbildung A-22: Bestimmung der Übergangstemperatur aus der Schlagarbeit – Probe PA2

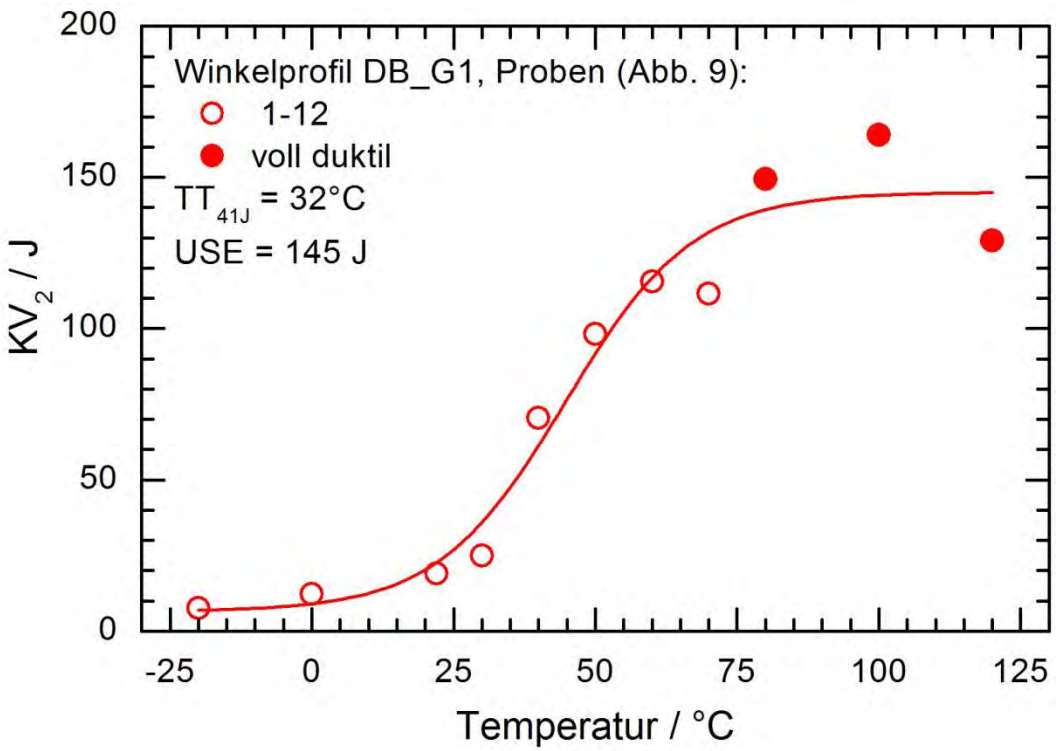


Abbildung A-23: Bestimmung der Übergangstemperatur aus der Schlagarbeit – Probe DB_G1

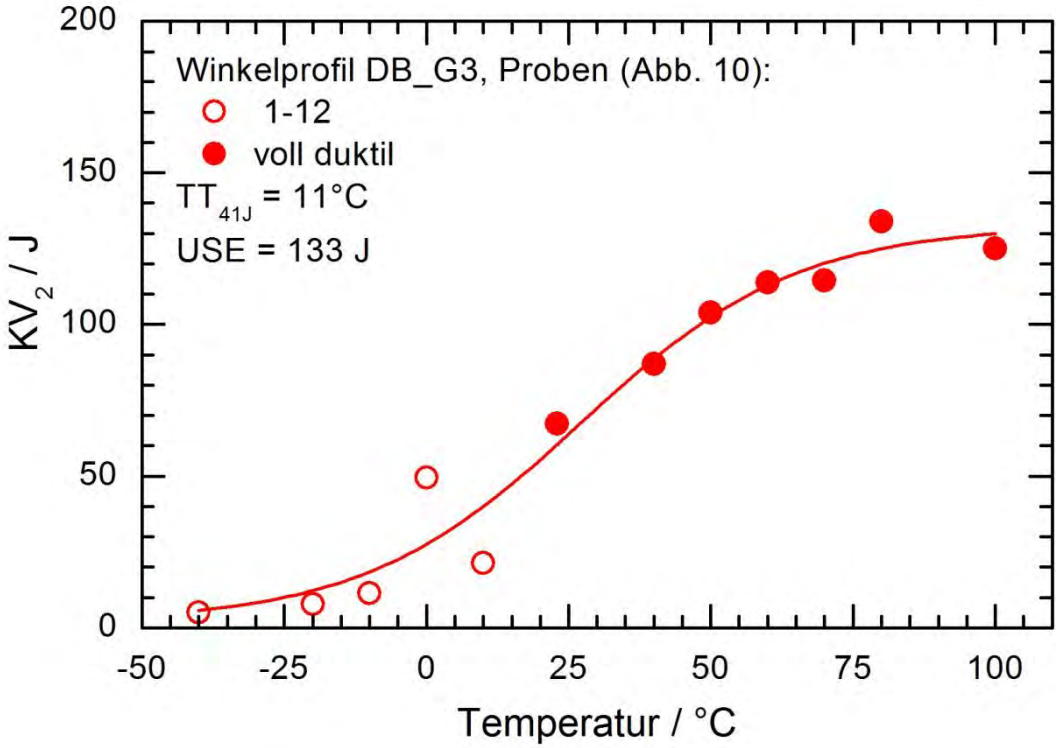
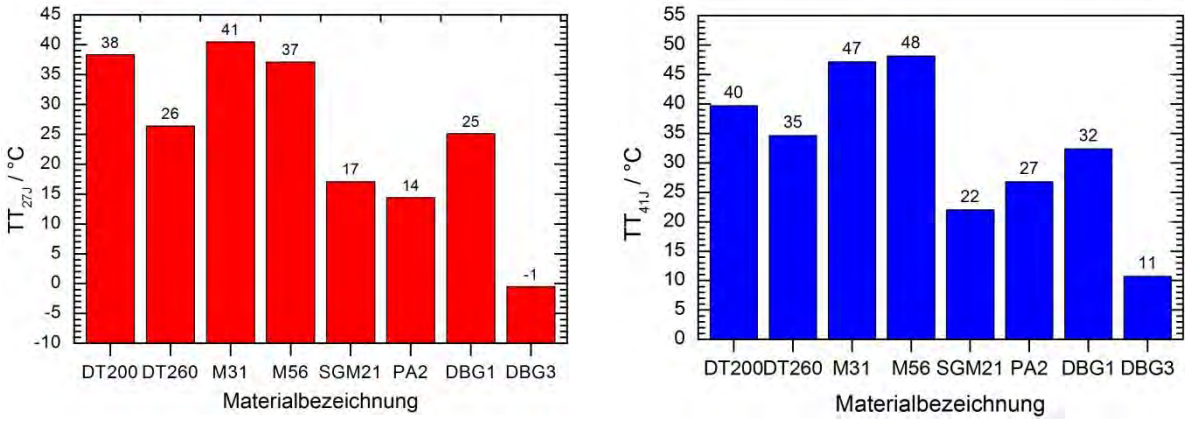


Abbildung A-24: Bestimmung der Übergangstemperatur aus der Schlagarbeit – Probe DB_G3



a) b)

Abbildung A-25: Übergangstemperaturen der untersuchten Stähle bei 27 J (a) und 41 J (b)

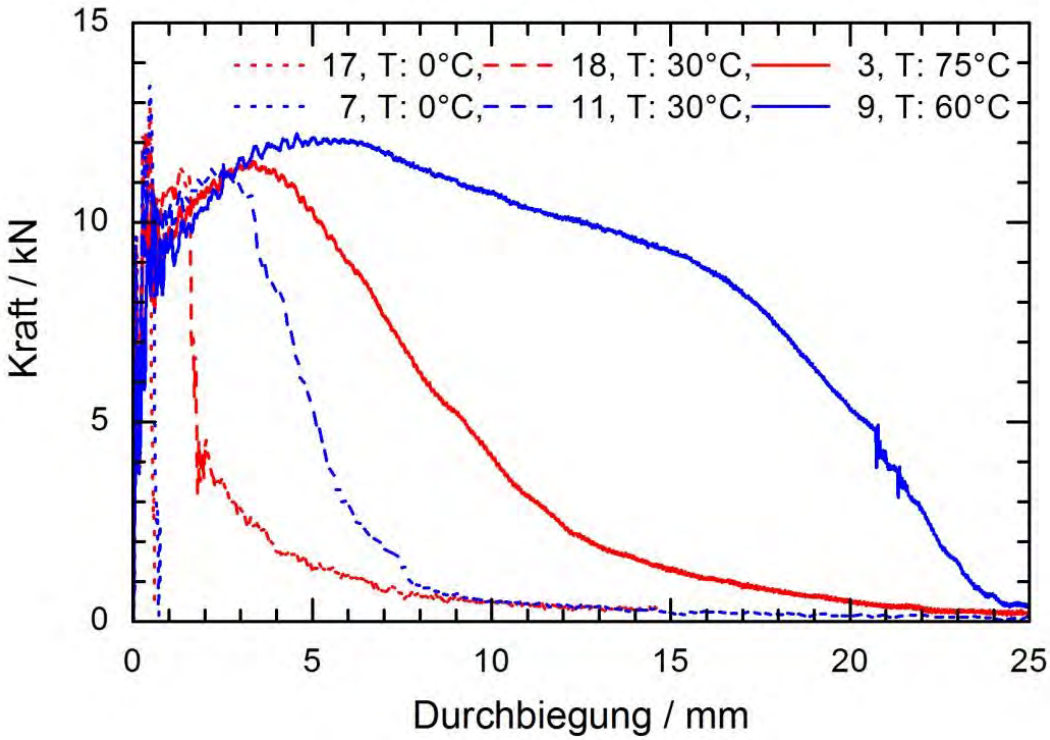


Abbildung A-26: Kraft-Durchbiegungs-Kurven von Kerbschlagproben nach [15], die innerhalb (rot) und außerhalb (blau) des Seigerungsbereiches entnommen wurden

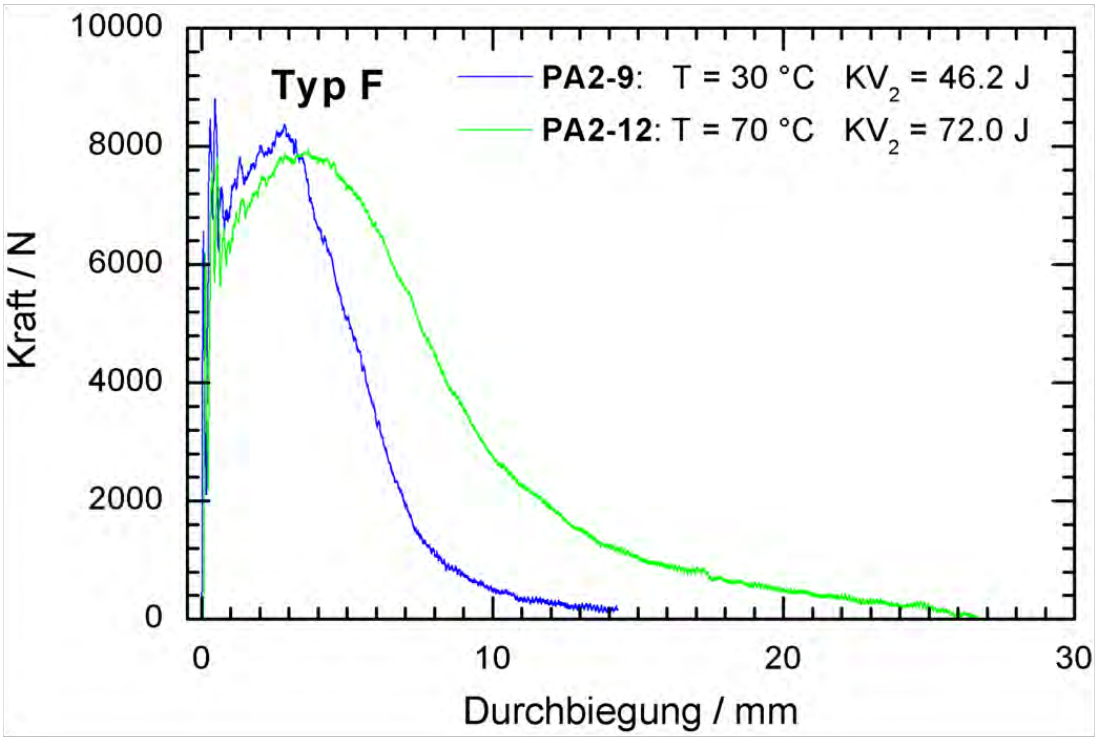


Abbildung A-27: Kraft-Durchbiegungs-Kurven vollständig duktil versagter Proben (Typ F) – PA2

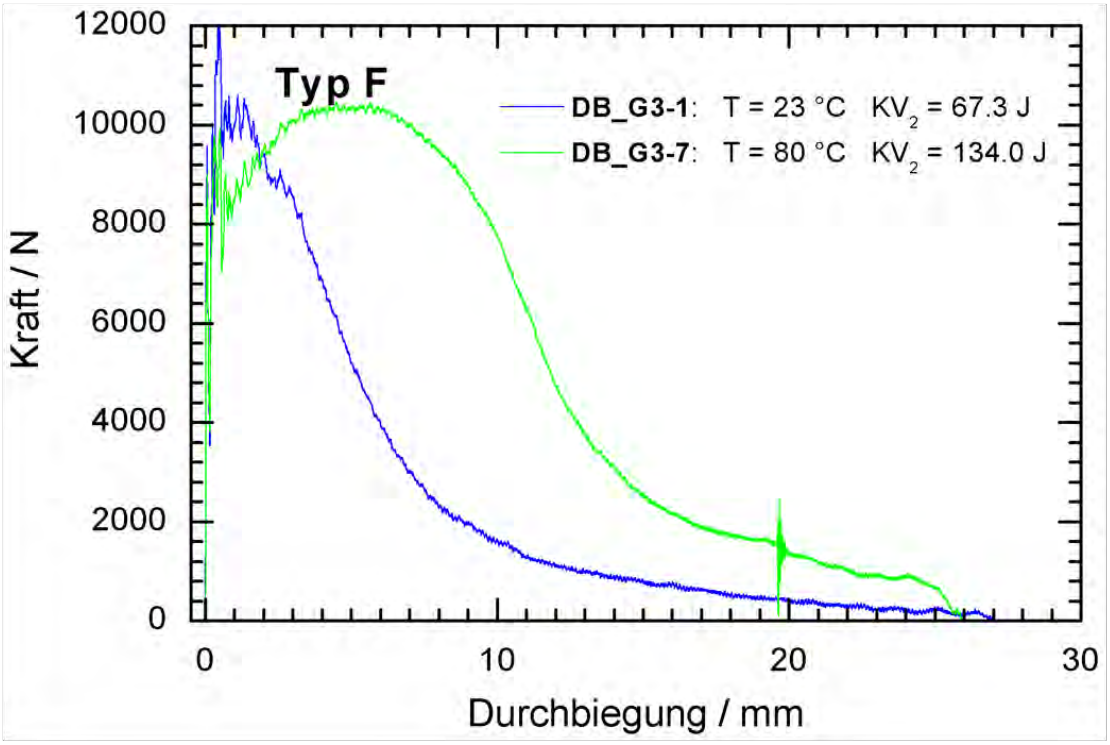


Abbildung A-28: Kraft-Durchbiegungs-Kurven vollständig duktil versagter Proben (Typ F) – DB_G3

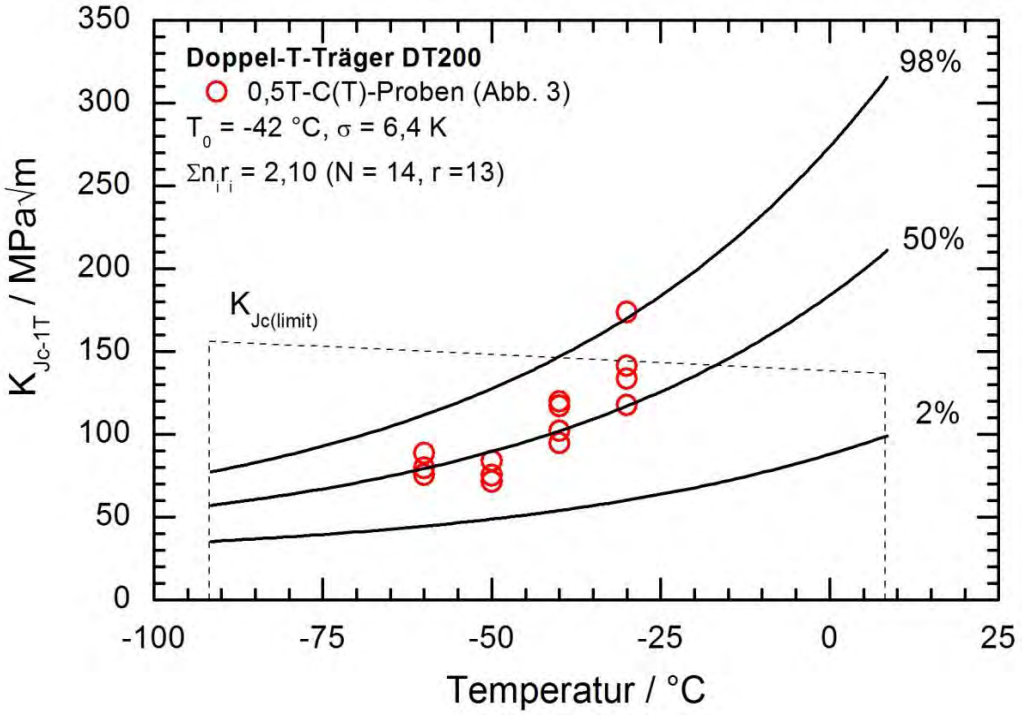


Abbildung A-29: $K_{Jc\text{-}1T}$-Werte der Testserie Doppel-T-Träger DT200 und MC nach ASTM E1921-12

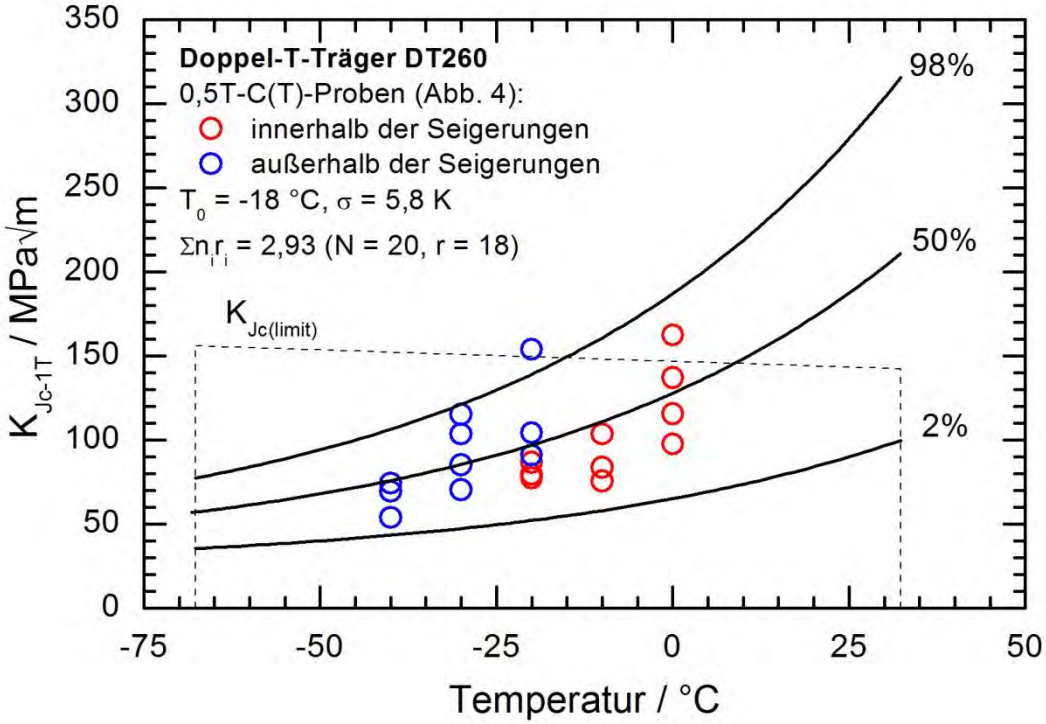


Abbildung A-30: $K_{Jc\text{-}1T}$-Werte der Testserie Doppel-T-Träger DT260 und MC nach ASTM E1921-12

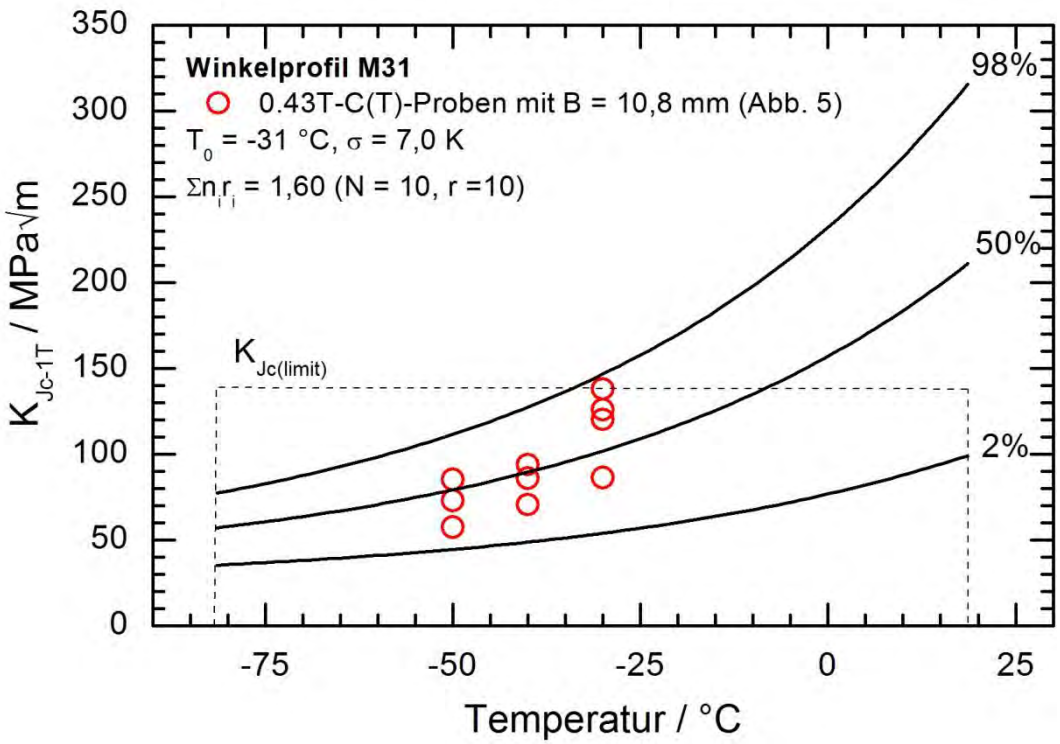


Abbildung A-31: $K_{Jc\text{-}1T}$-Werte der Testserie Winkelprofil M31 und MC nach ASTM E1921-12

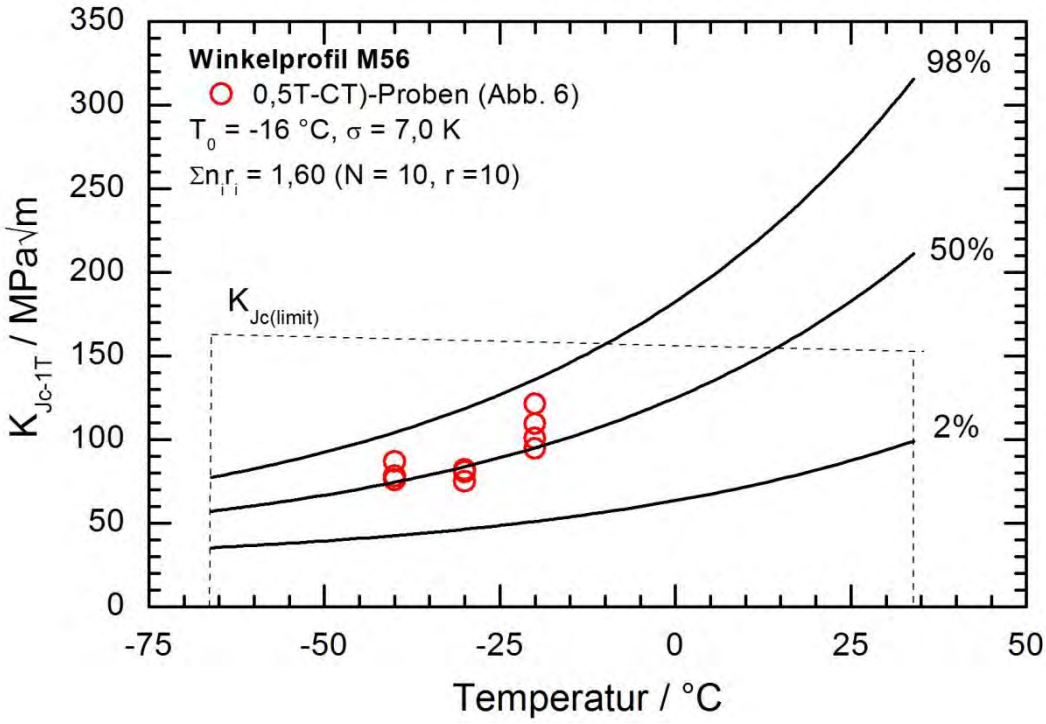


Abbildung A-32: $K_{Jc\text{-}1T}$-Werte der Testserie Winkelprofil M56 und MC nach ASTM E1921-12

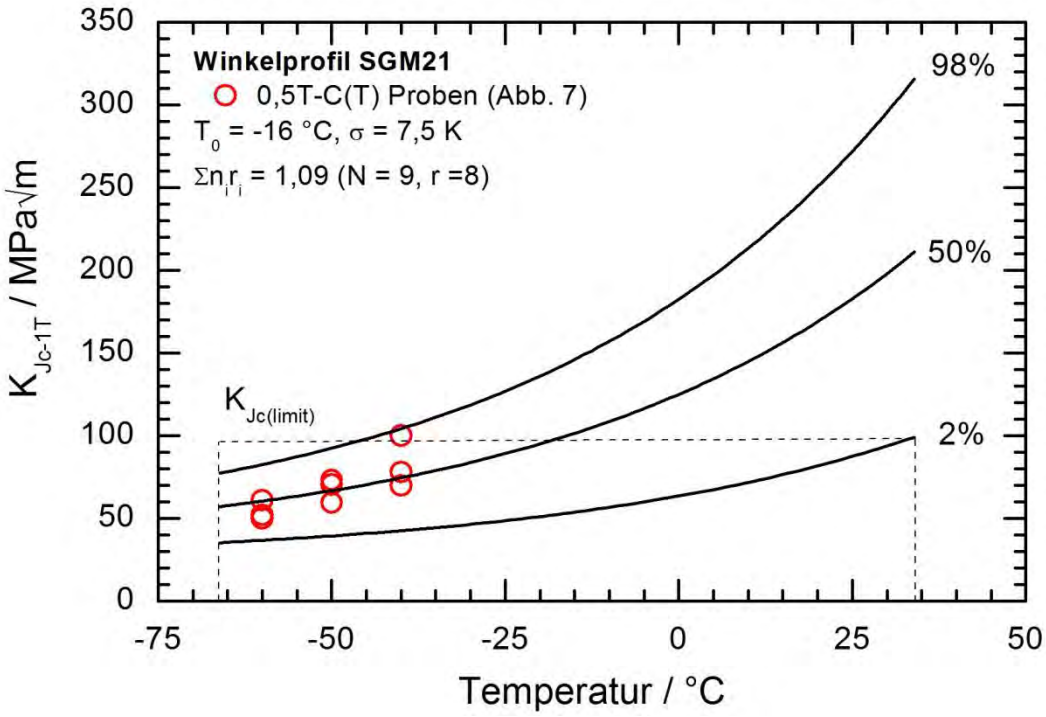


Abbildung A-33: $K_{Jc\text{-}1T}$-Werte der Testserie Winkelprofil SGM21 und MC nach ASTM E1921-12

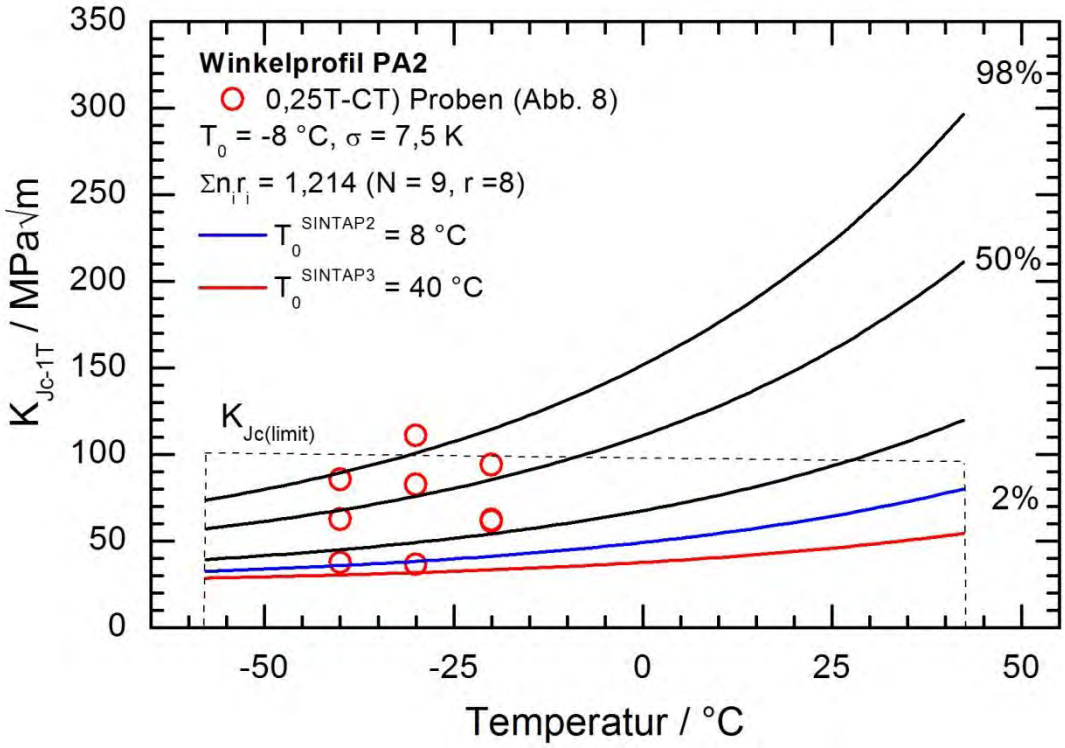


Abbildung A-34: $K_{Jc\text{-}1T}$-Werte der Testserie Winkelprofil PA2 nach ASTM E1921-12 und den MC basierten Auswerteverfahren der SINTAP-Prozedur für inhomogene Stähle

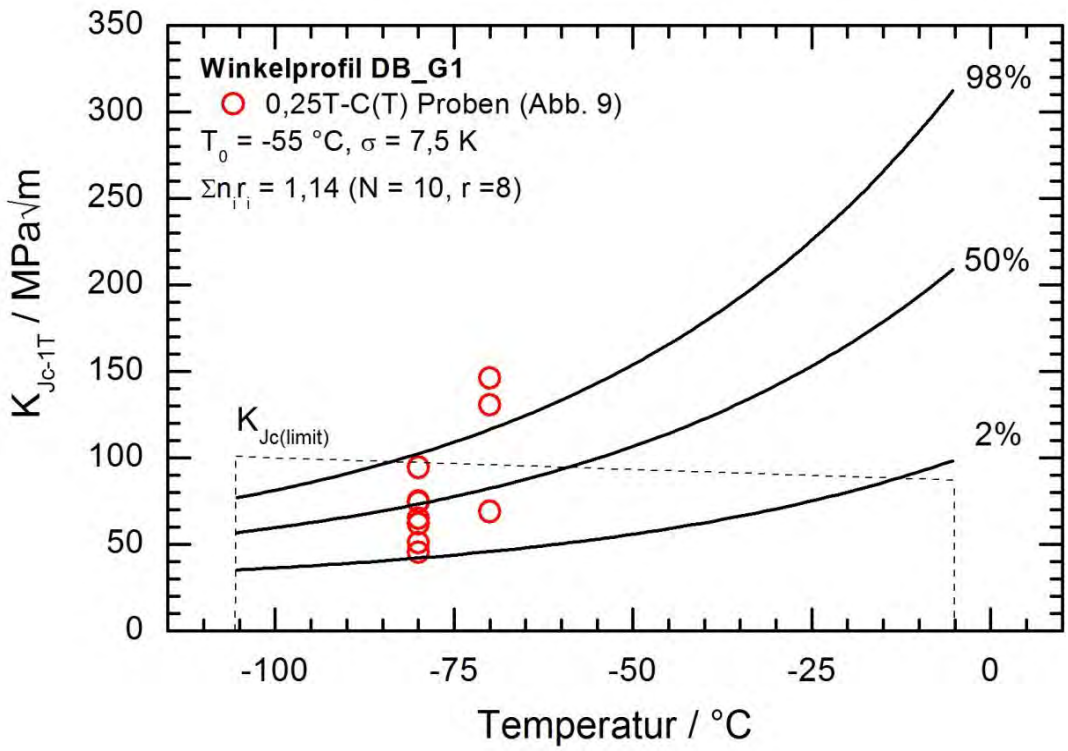


Abbildung A-35: $K_{Jc\text{-}1T}$-Werte der Testserie Winkelprofil DB_G1 und MC nach ASTM E1921-12

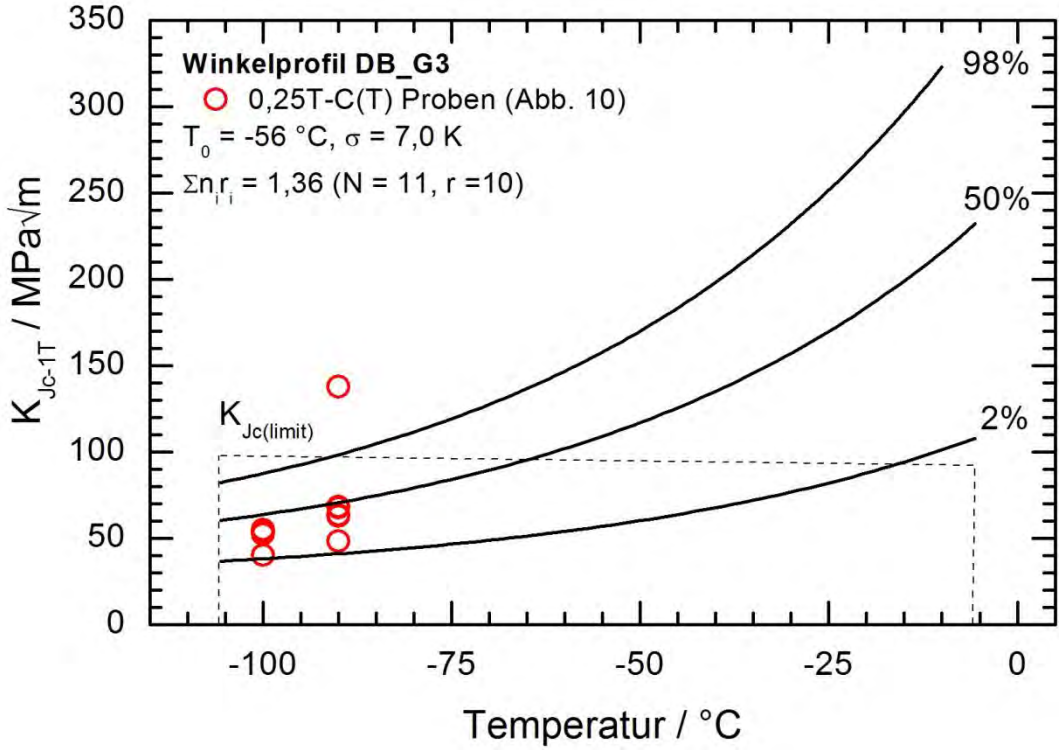


Abbildung A-36: $K_{Jc\text{-}1T}$-Werte der Testserie Winkelprofil DB_G3 und MC nach ASTM E1921-12

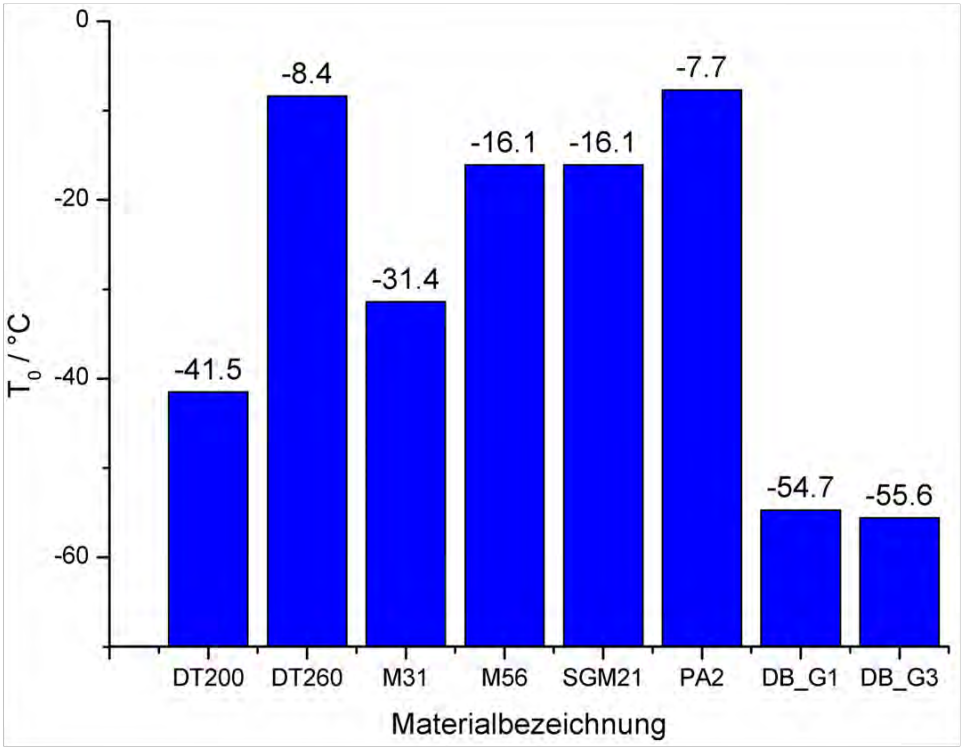


Abbildung A-37: Zusammenstellung der Referenztemperaturen T_0 der untersuchten Baustähle

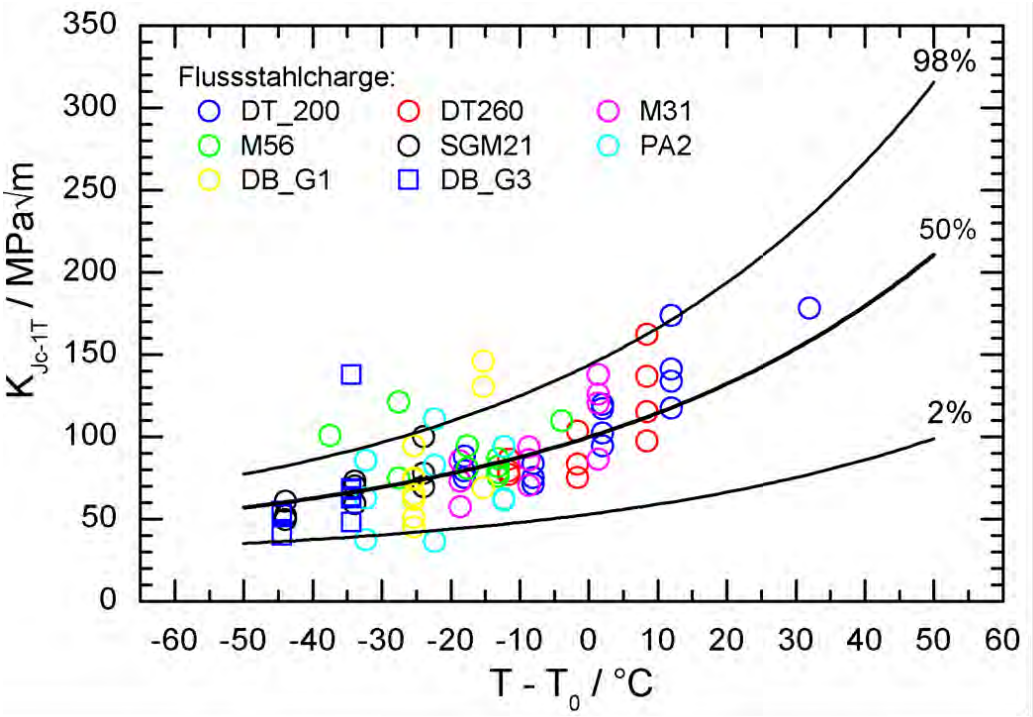


Abbildung A-38: Auf eine Probendicke von 1T (25,4 mm) umgerechnete Bruchzähigkeit K_{Jc-1T} in Abhängigkeit der auf die T_0 der einzelnen Testserie normierten Prüftemperatur

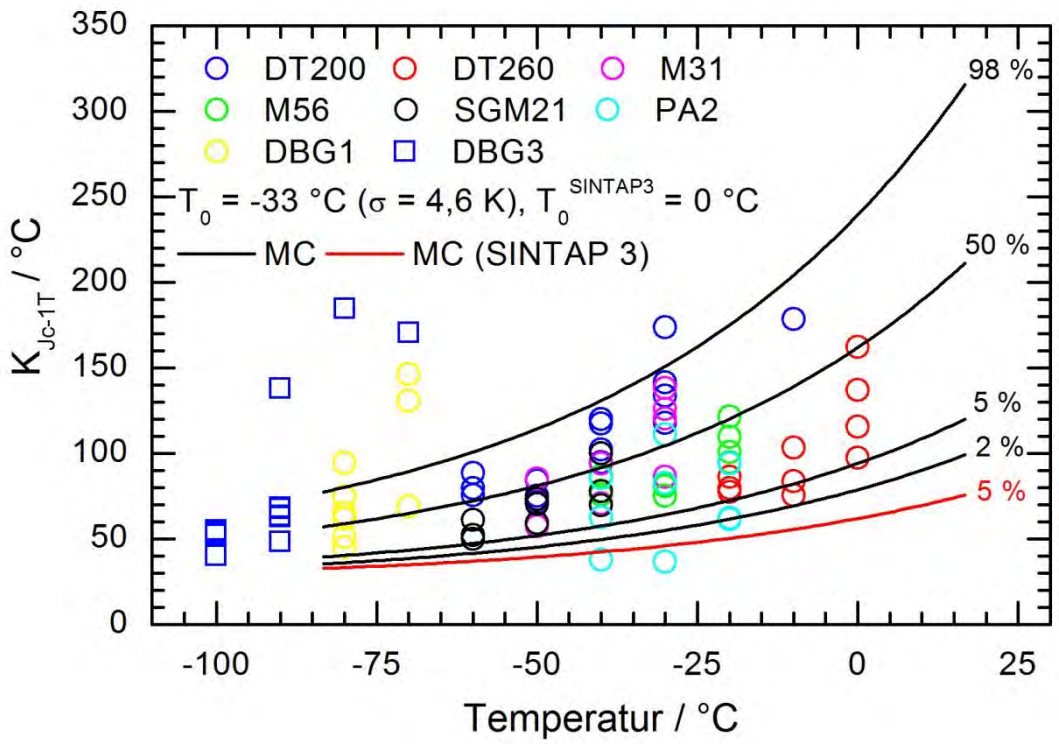


Abbildung A-39: Auswertung der $K_{Jc\text{-}1T}$-Werte aller Testserien nach ASTM E1921-12

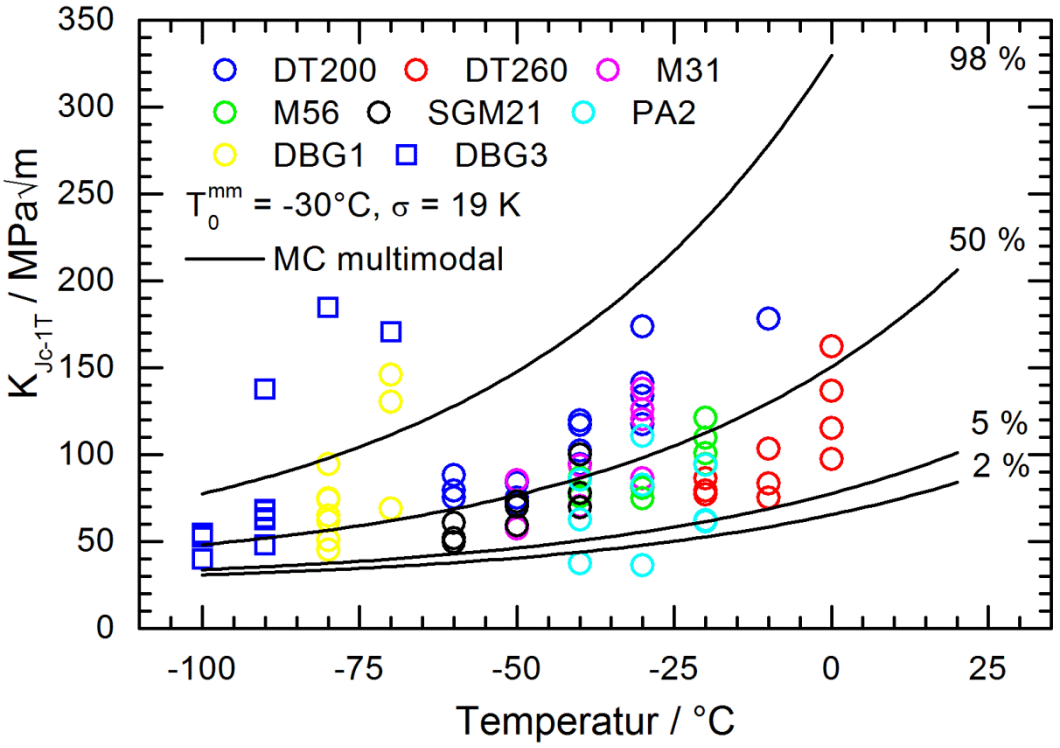


Abbildung A-40: Auswertung der $K_{Jc\text{-}1T}$-Werte aller Testserien nach dem MC basierten multimodalen Auswerteverfahren für inhomogene Stähle

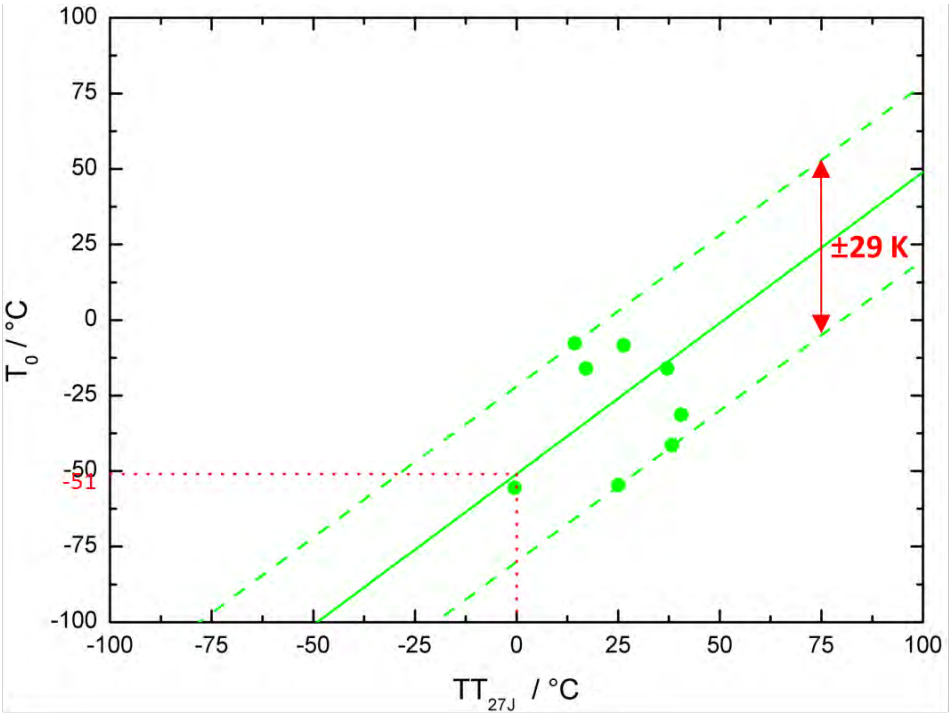


Abbildung A-41: Korrelation der Übergangstemperaturen (ISO-V- und MC-Tests) – TT_{27J} und T_0

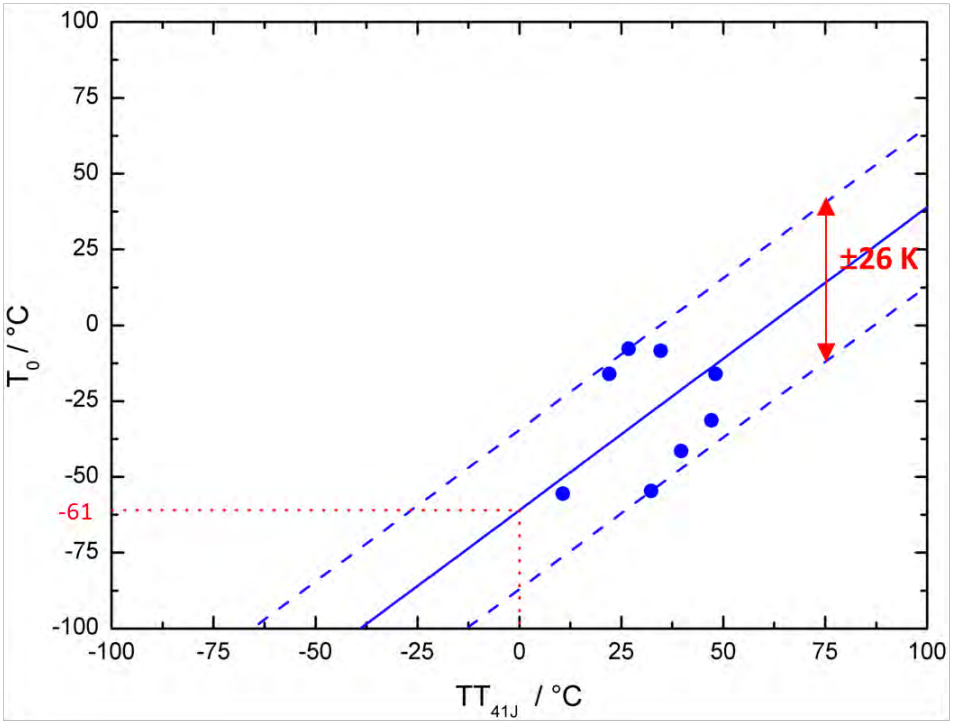


Abbildung A-42: Korrelation der Übergangstemperaturen (ISO-V- und MC-Tests) – TT_{41J} und T_0

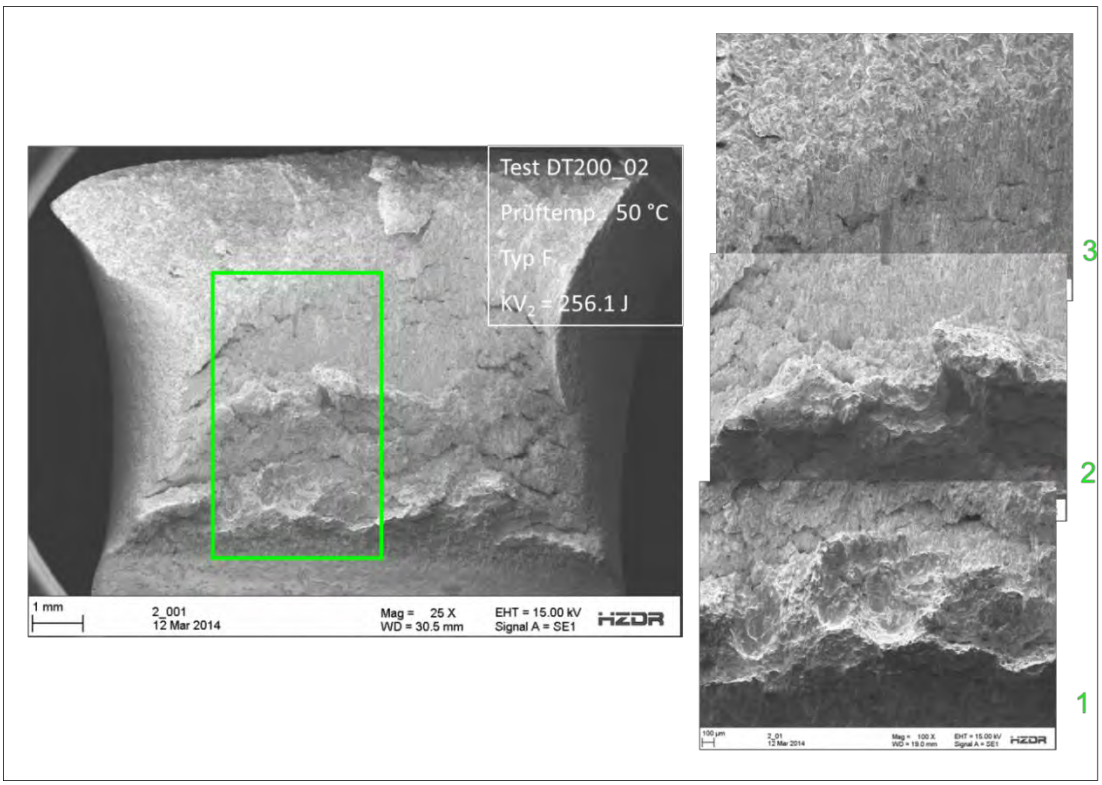


Abbildung A-43: Fraktografie ISO-V-Proben – Übersichtsaufnahme Probe DT200_02

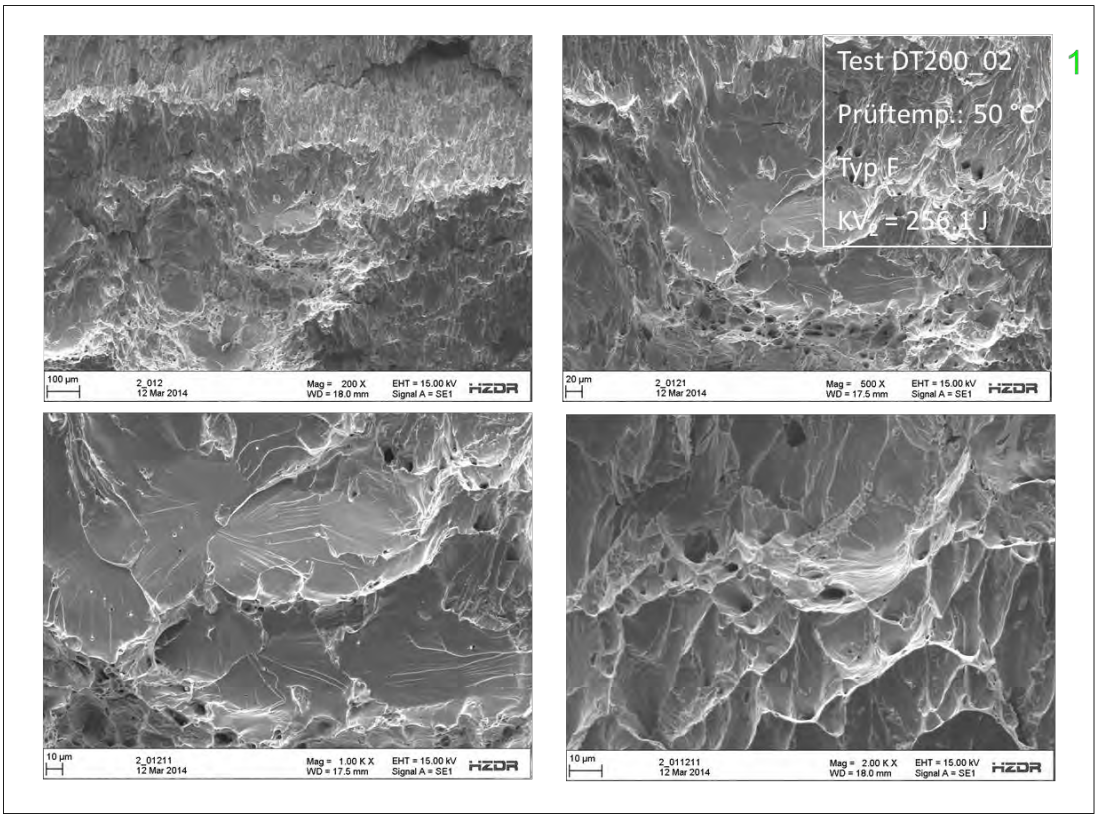


Abbildung A-44: Fraktografie ISO-V-Proben – Detailaufnahmen Probe DT200_02 (Bereich 1)

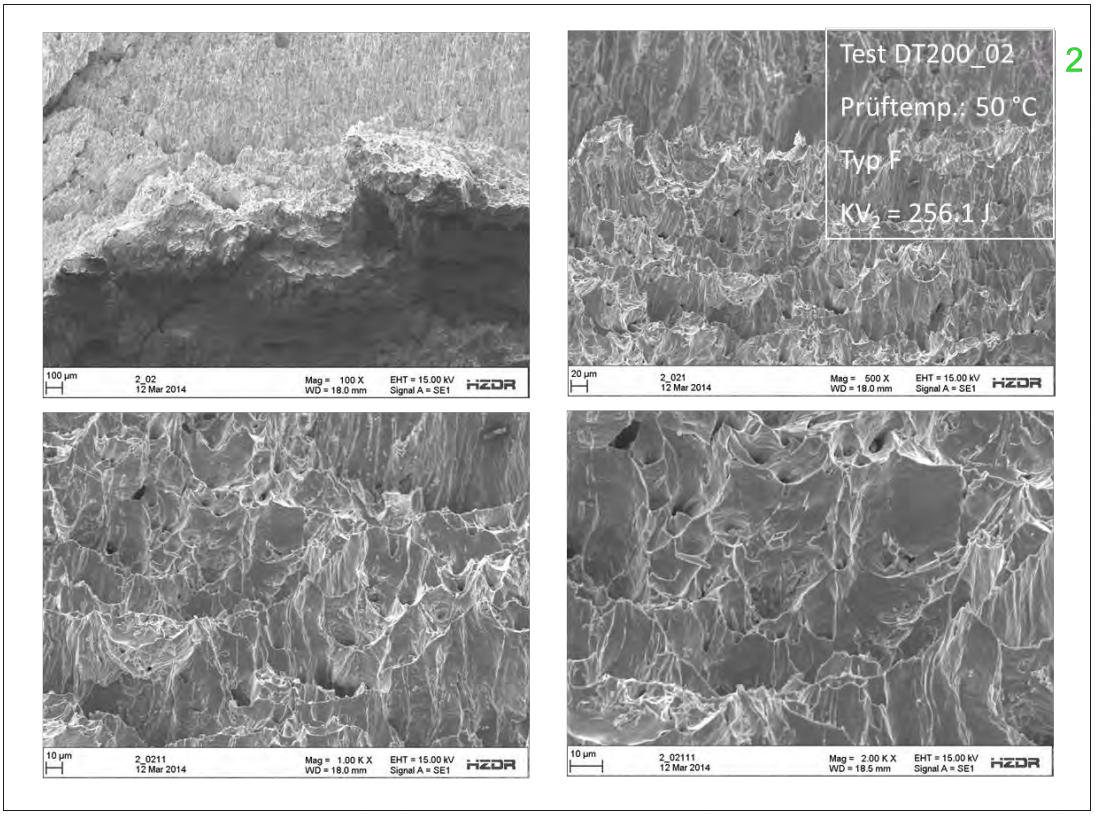


Abbildung A-45: Fraktografie ISO-V-Proben – Detailaufnahmen Probe DT200_02 (Bereich 2)

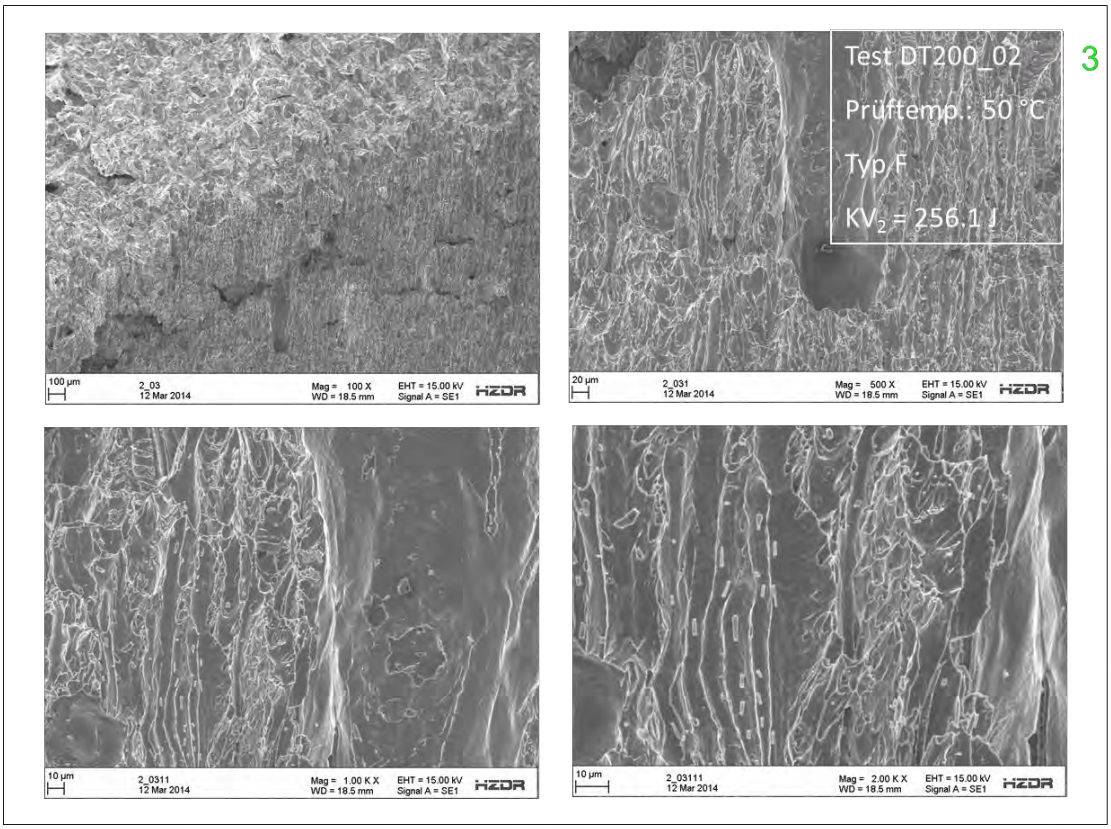


Abbildung A-46: Fraktografie ISO-V-Proben – Detailaufnahmen Probe DT200_02 (Bereich 3)

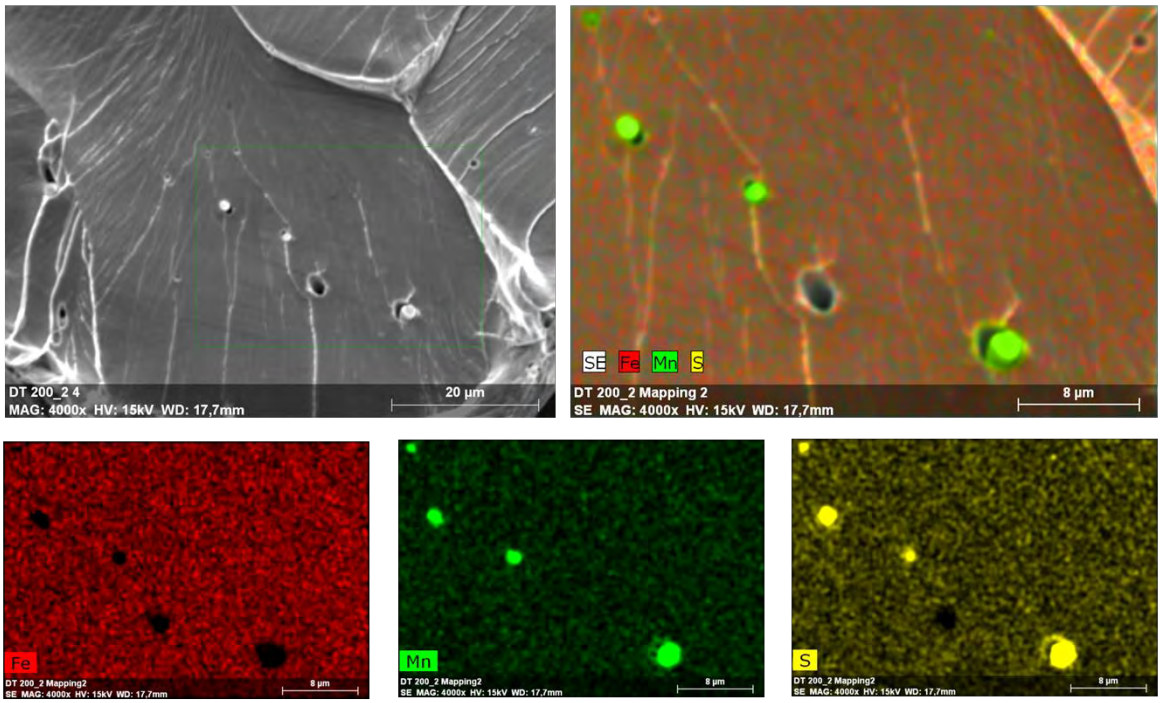


Abbildung A-47: EdX Elementmapping – ISO-V-Probe DT200_02

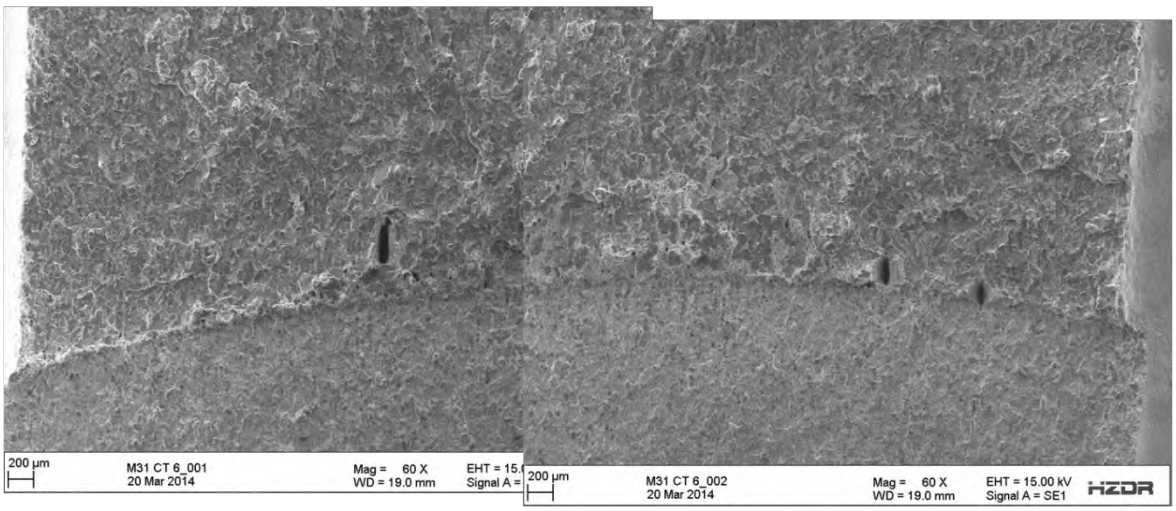


Abbildung A-48: Fraktografie MC-Proben – Übersichtsaufnahme 0.5T-C(T)-Probe M31_06

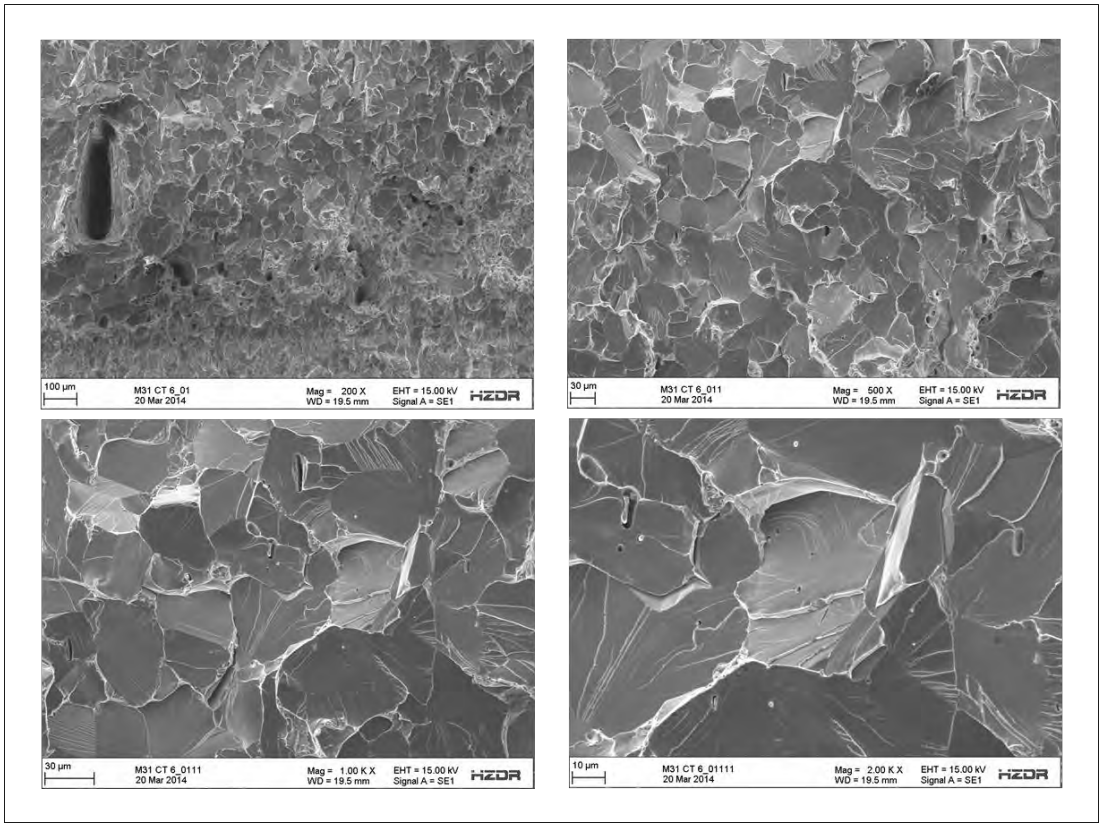


Abbildung A-49: Fraktografie MC-Proben – Rissinitiierung 0.5T-C(T)-Probe M31_06

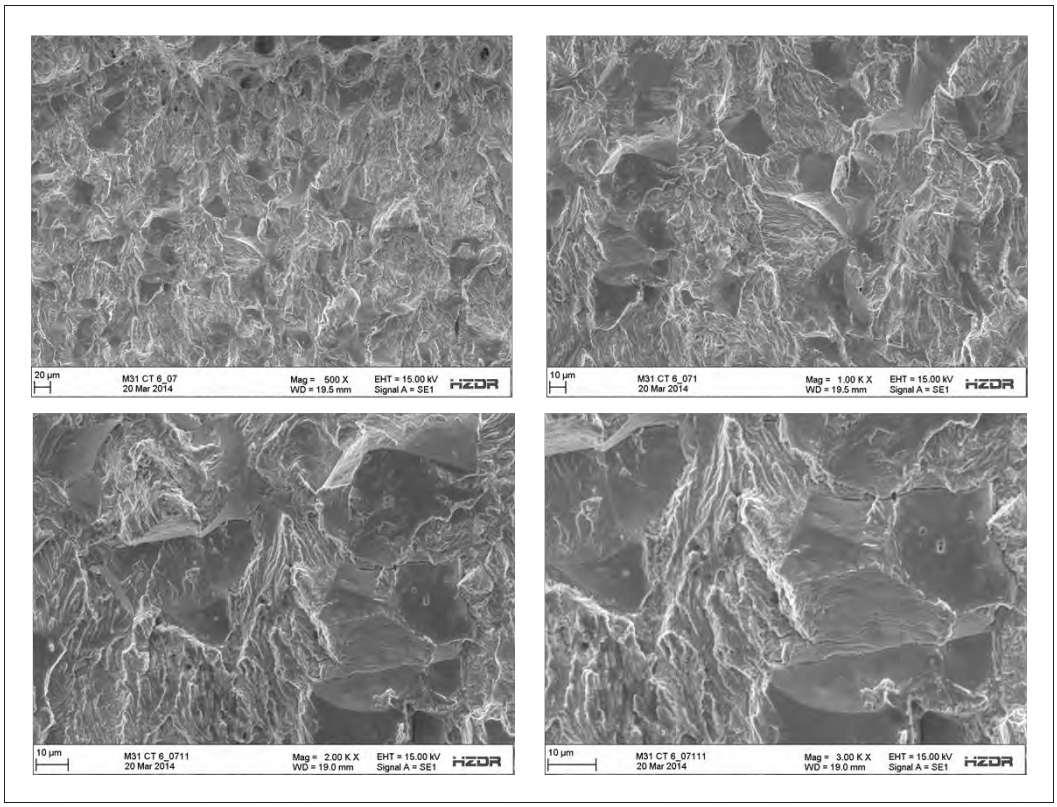


Abbildung A-50: Fraktografie MC-Proben – Ermüdungsriss 0.5T-C(T)-Probe M31_06

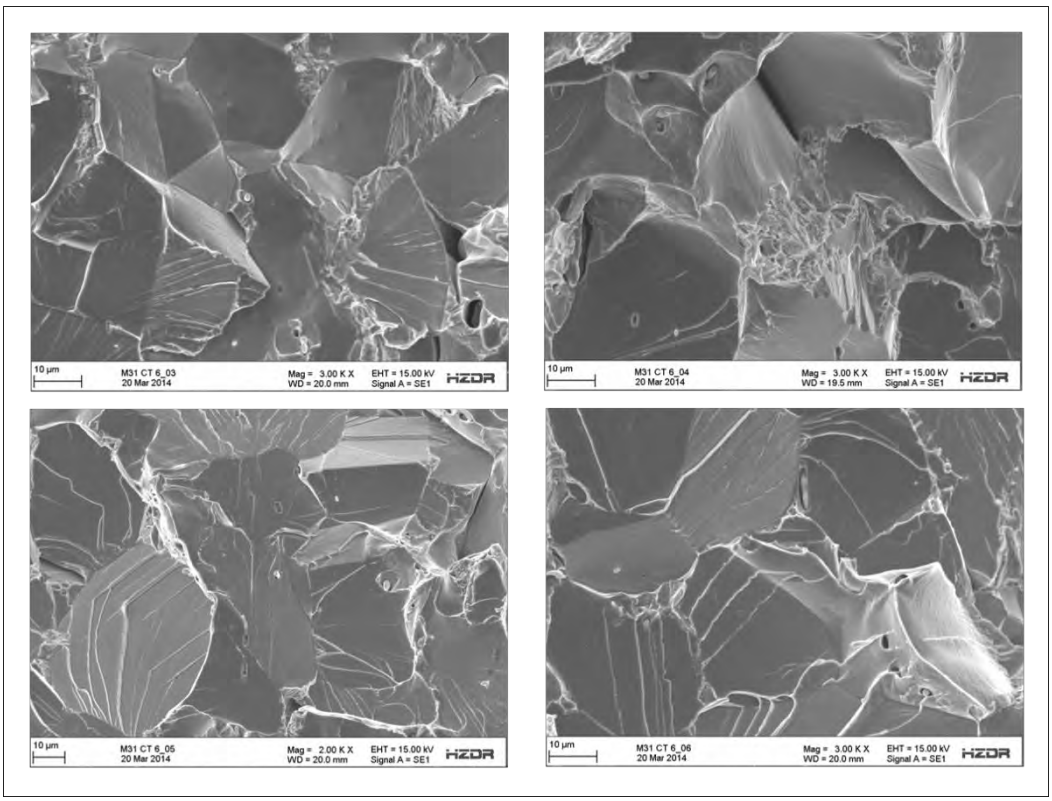
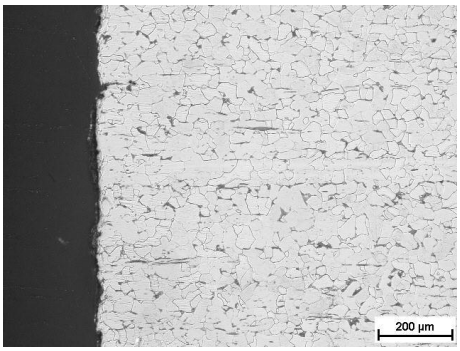
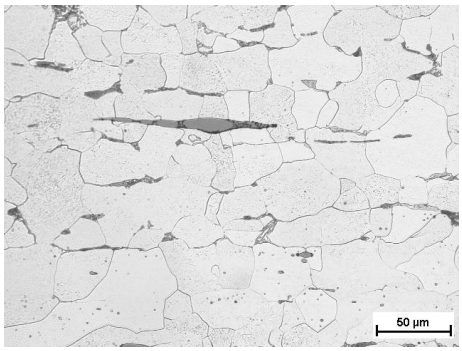


Abbildung A-51: Fraktografie MC-Proben – interkristalliner Spaltbruch 0.5T-C(T)-Probe M31_06

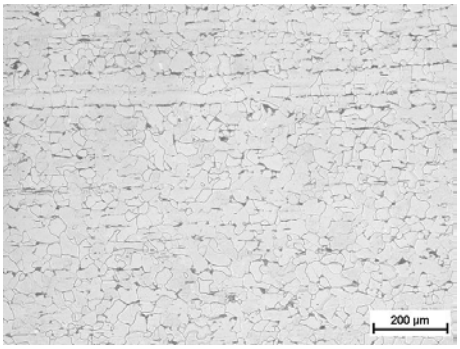
Anhang B - Abbildungen zu den Untersuchungen der Lochrandverfestigung



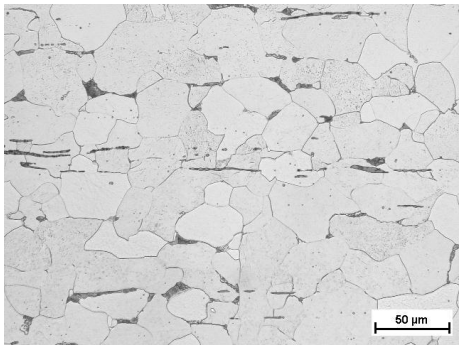
Lochrand 1 / Mitte 100:1



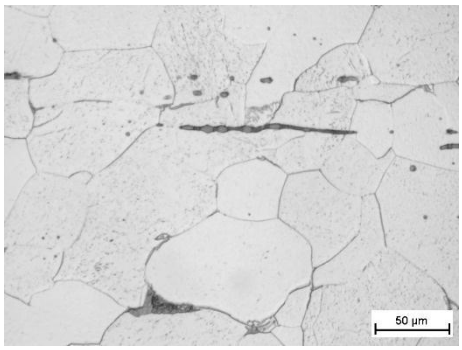
Lochrand 1 / Mitte 400:1



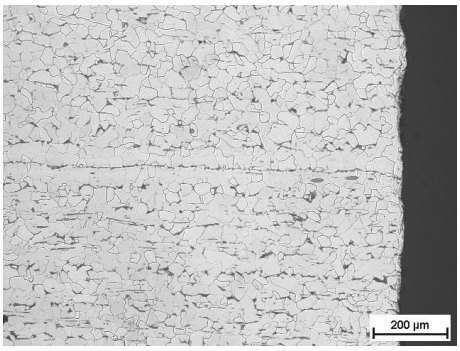
Grundgefüge / Mitte 100:1



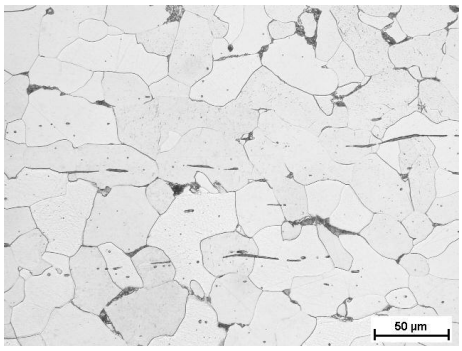
Grundgefüge / Mitte 400:1



Grundgefüge / Mitte 1000:1

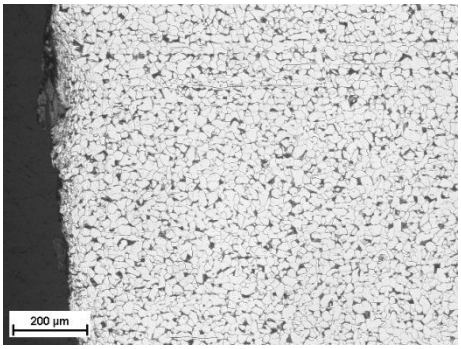


Lochrand 2 / Mitte 100:1

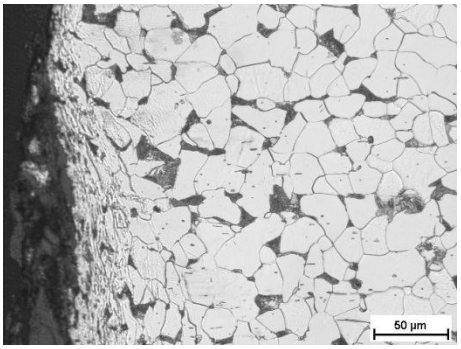


Lochrand 2 / Mitte 400:1

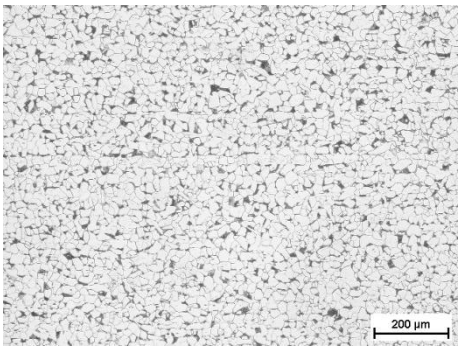
Abbildung B-1: Gefügezustände für Probe PA 2 , Lochränder gebohrt



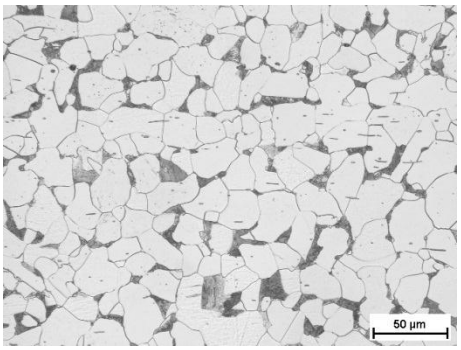
Lochrand 1 / Mitte 100:1



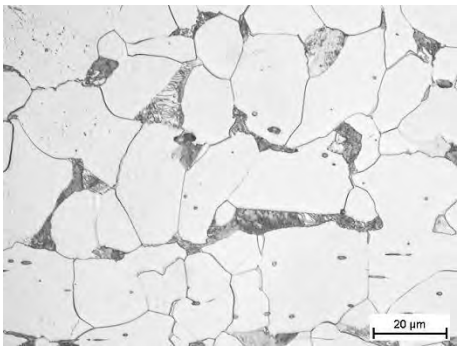
Lochrand 1 / Mitte 400:1



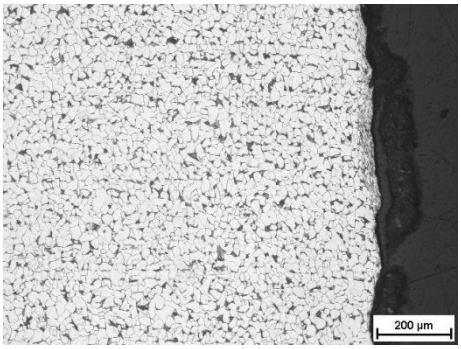
Grundgefüge / Mitte 100:1



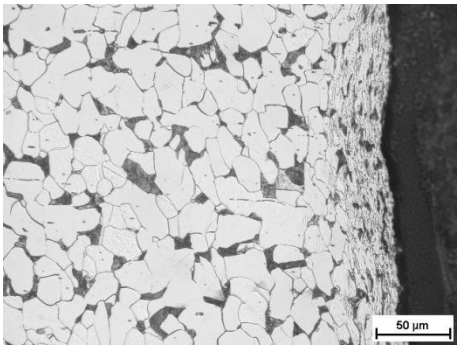
Grundgefüge / Mitte 400:1



Grundgefüge / Mitte 1000:1

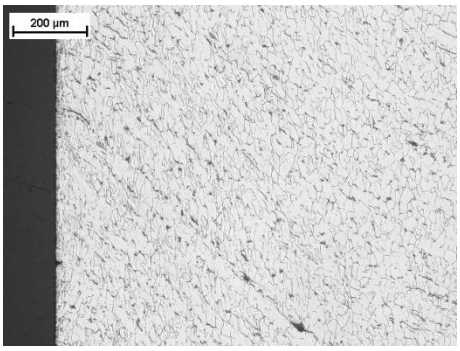


Lochrand 2 / Mitte 100:1

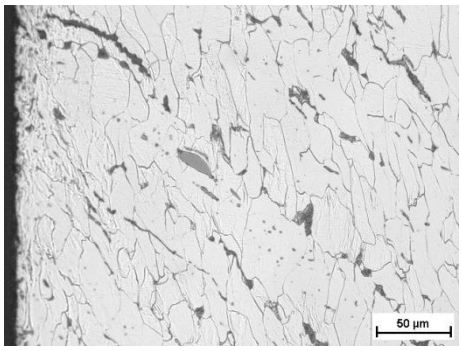


Lochrand 2 / Mitte 400:1

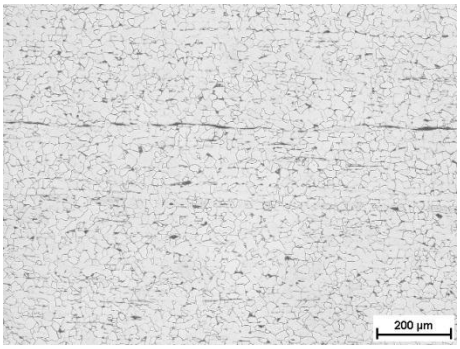
Abbildung B-2: Gefügezustände für Probe PA 4 , Lochränder gebohrt



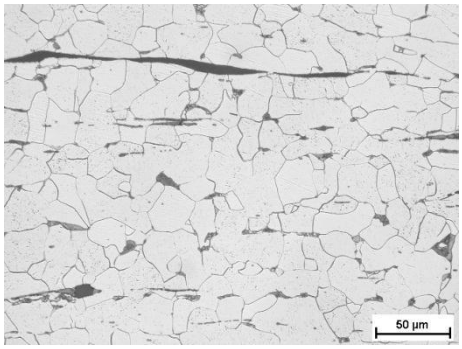
Lochrand 1 / Mitte 100:1



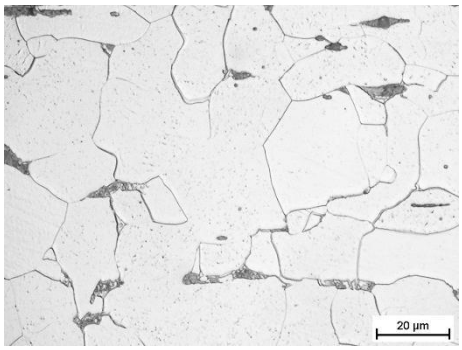
Lochrand 1 / Mitte 400:1



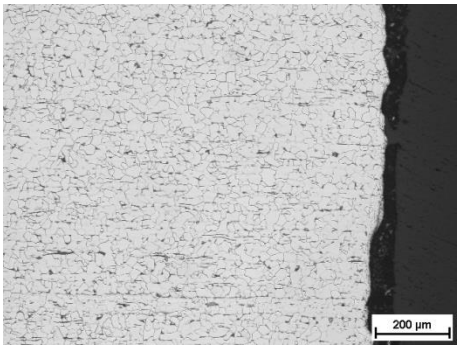
Grundgefüge / Mitte 100:1



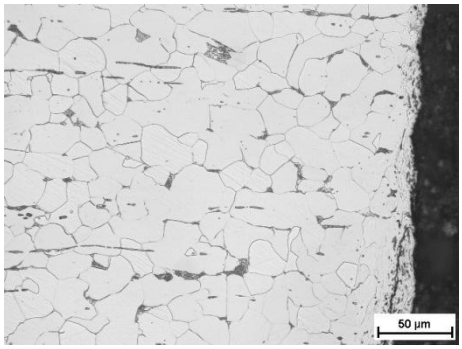
Grundgefüge / Mitte 400:1



Grundgefüge / Mitte 1000:1

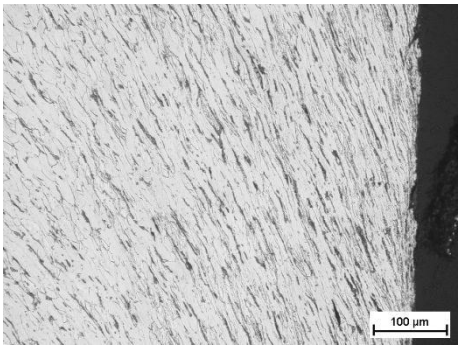


Lochrand 2 / Mitte 100:1

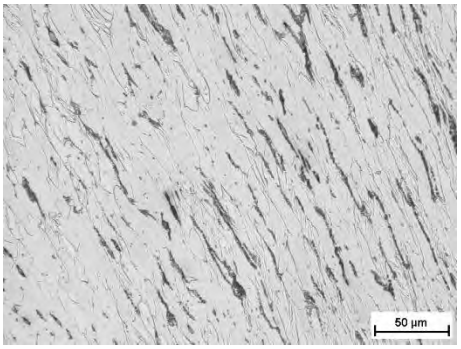


Lochrand 2 / Mitte 400:1

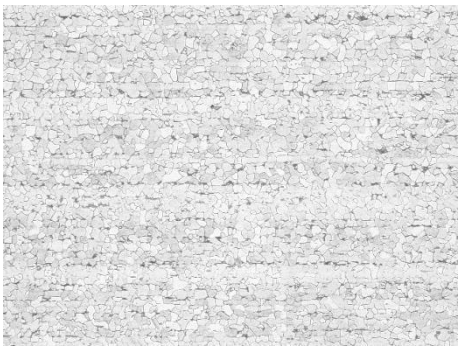
Abbildung B-3: Gefügezustände für Probe PA 5 , Lochränder gestanzt / gebohrt



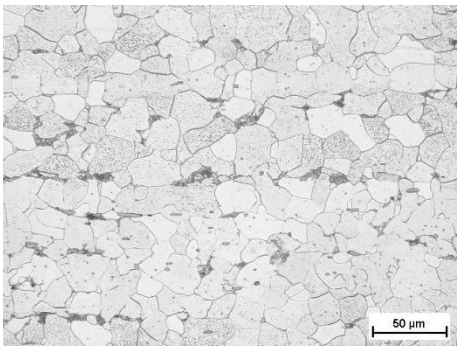
Lochrand 1 / Mitte 100:1



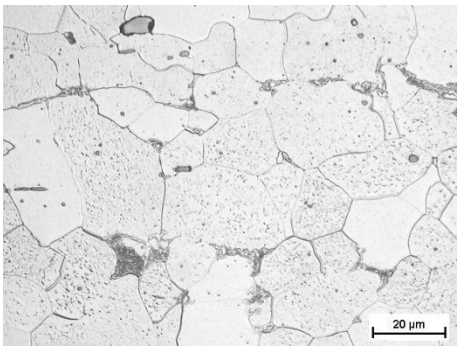
Lochrand 1 / Mitte 400:1



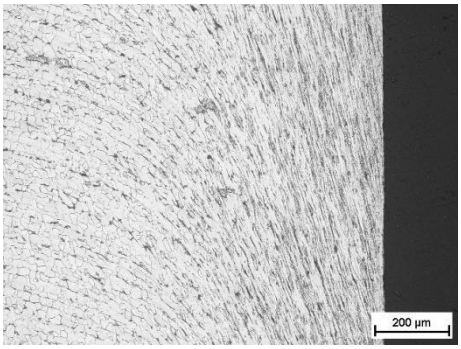
Grundgefüge / Mitte 100:1



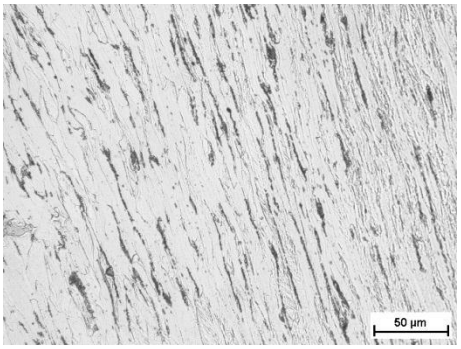
Grundgefüge / Mitte 400:1



Grundgefüge / Mitte 1000:1

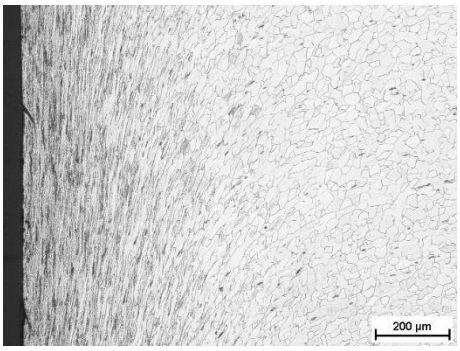


Lochrand 2 / Mitte 100:1

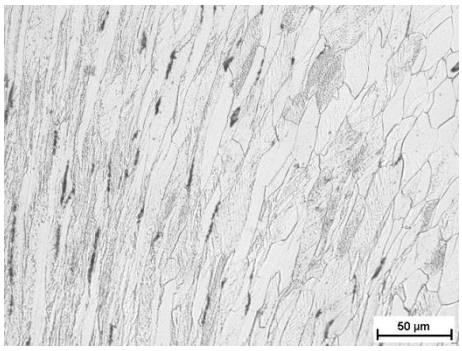


Lochrand 2 / Mitte 400:1

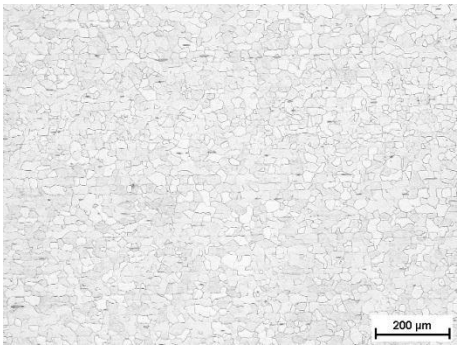
Abbildung B-4: Gefügezustände für Probe SGM 21, Lochränder gestanzt



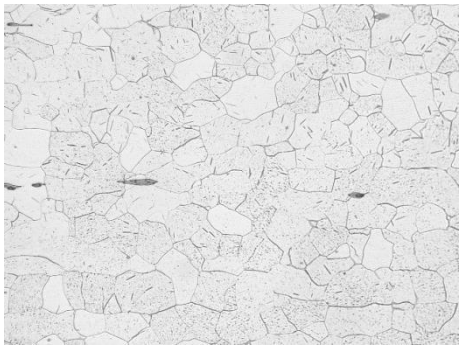
Lochrand 1 / Mitte 100:1



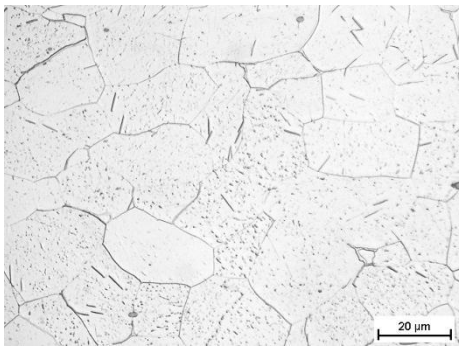
Lochrand 1 / Mitte 400:1



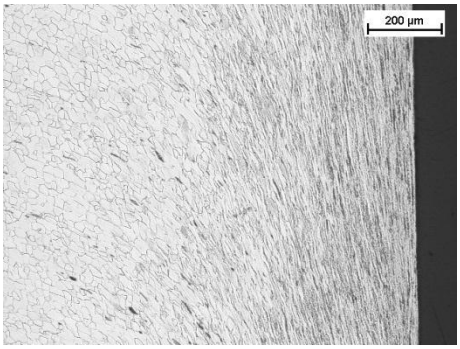
Grundgefüge / Mitte 100:1



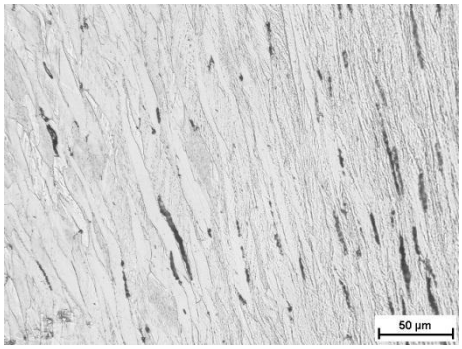
Grundgefüge / Mitte 400:1



Grundgefüge / Mitte 1000:1

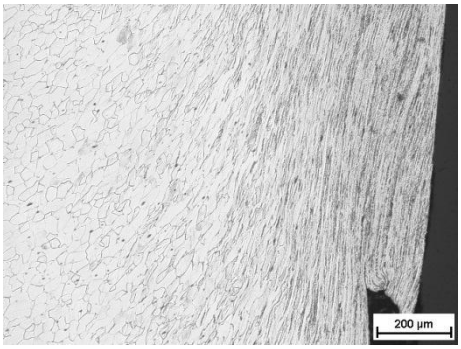


Lochrand 2 / Mitte 100:1

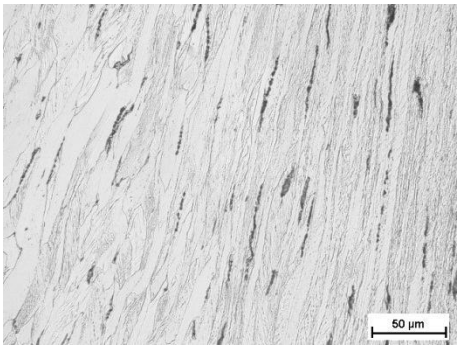


Lochrand 2 / Mitte 400:1

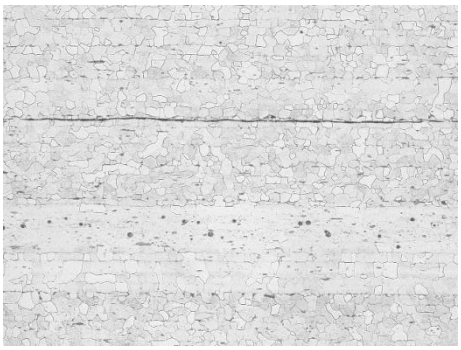
Abbildung B-5: Gefügezustände für Probe THW 3 , Lochränder gestanzt



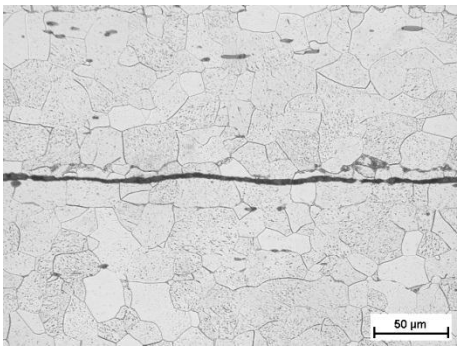
Lochrand 1 / Mitte 100:1



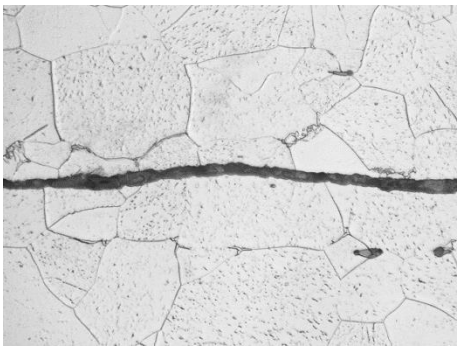
Lochrand 1 / Mitte 400:1



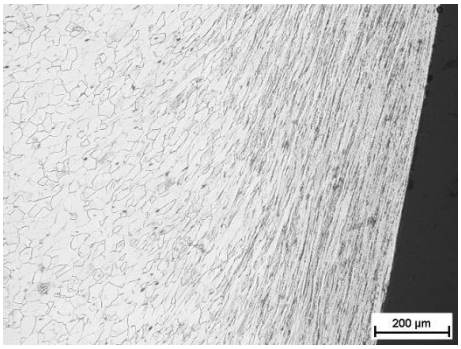
Grundgefüge / Mitte 100:1



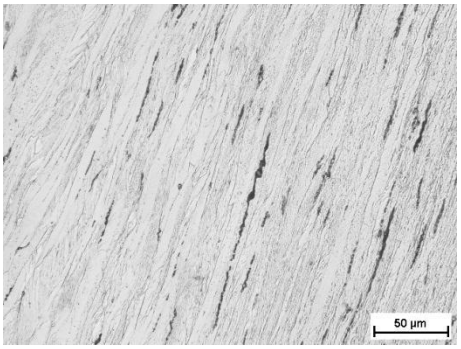
Grundgefüge / Mitte 400:1



Grundgefüge / Mitte 1000:1

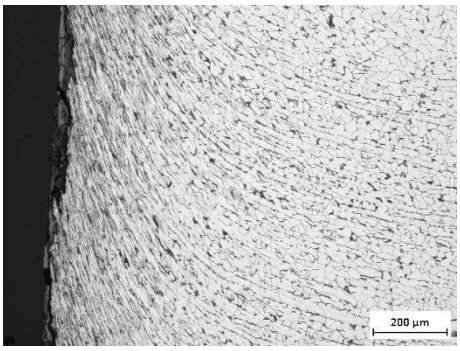


Lochrand 2 / Mitte 100:1

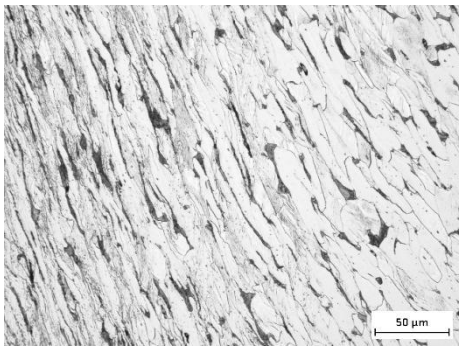


Lochrand 2 / Mitte 400:1

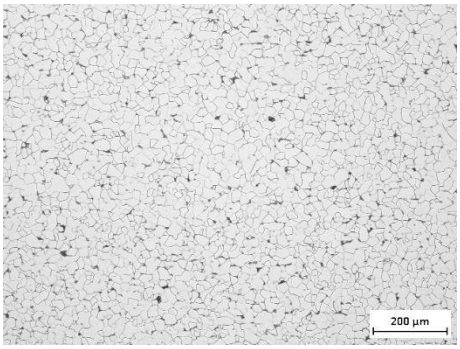
Abbildung B-6: Gefügezustände für Probe THW 4 , Lochränder gestanzt



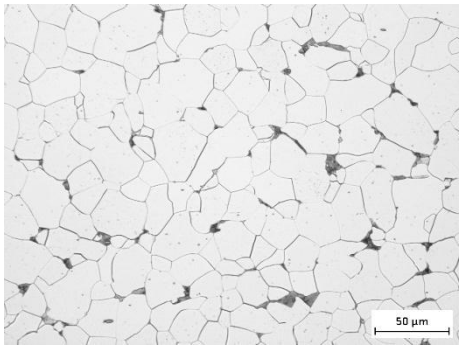
Lochrand / Mitte 100:1



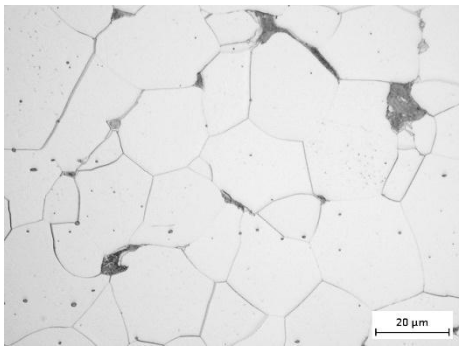
Lochrand / Mitte 400:1



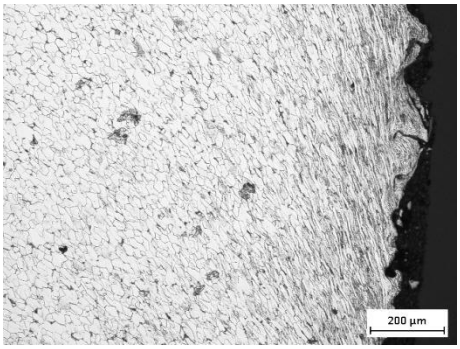
Grundgefüge / Mitte 100:1



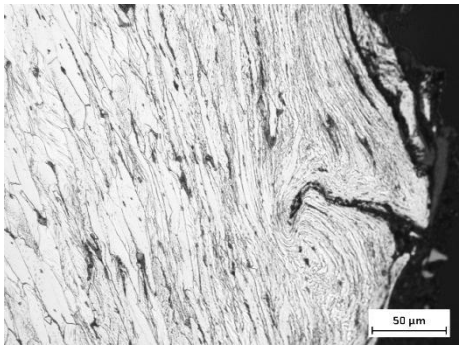
Grundgefüge / Mitte 400:1



Grundgefüge / Mitte 1000:1

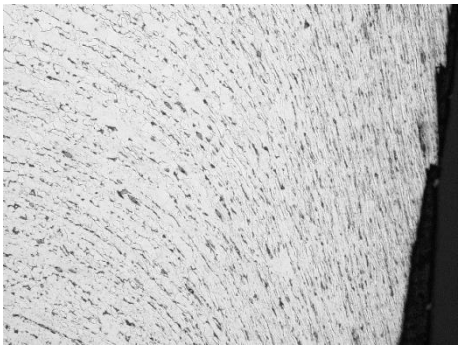


Blechrand / Mitte 100:1

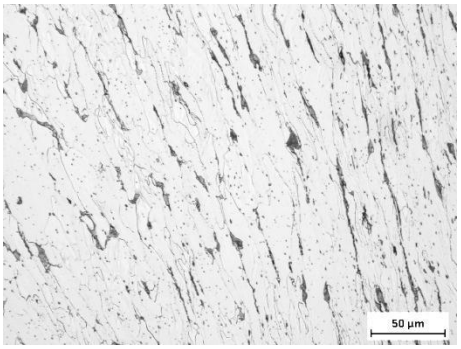


Blechrand / Mitte 400:1

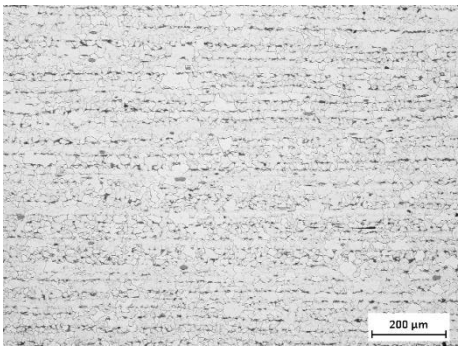
Abbildung B-7: Gefügezustände für Probe TH_0 (THW 2) ,
Lochrand gestanzt, Blechrand verformt



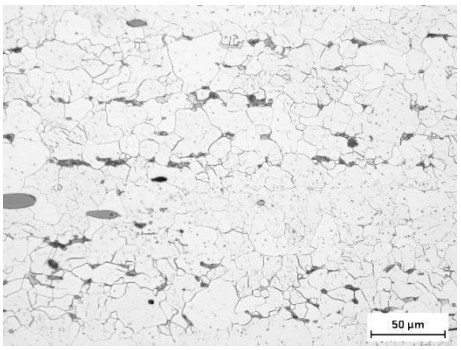
Lochrand / Mitte 100:1



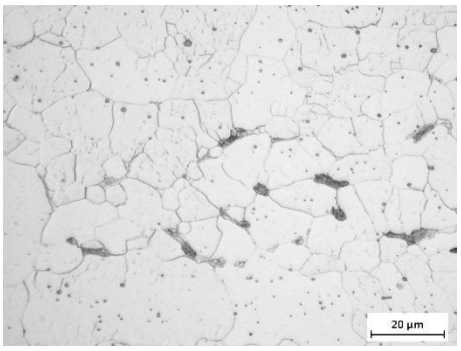
Lochrand / Mitte 400:1



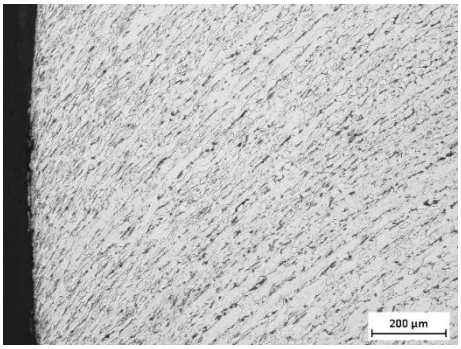
Grundgefüge / Mitte 100:1



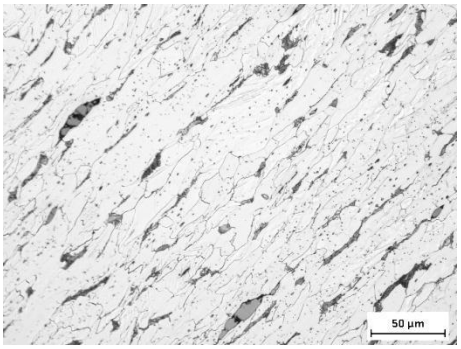
Grundgefüge / Mitte 400:1



Grundgefüge / Mitte 1000:1

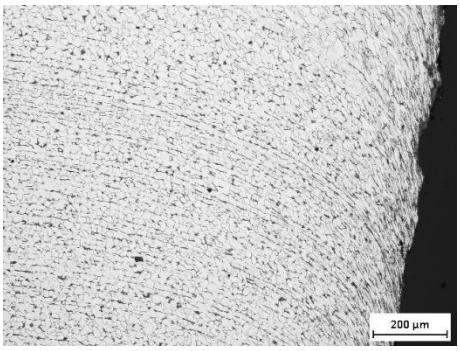


Blechrand / Mitte 100:1

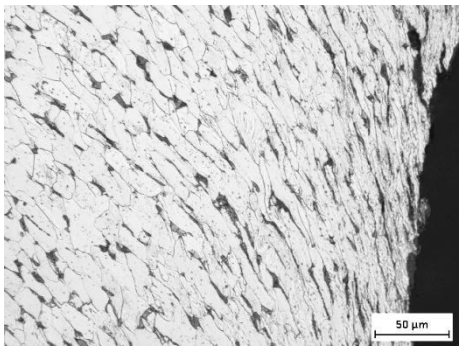


Blechrand / Mitte 400:1

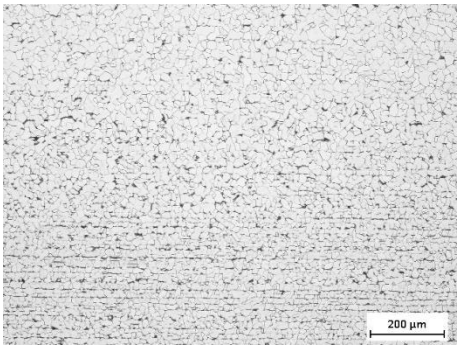
Abbildung B-8: Gefügezustände für Probe KB_D , Lochrand und Blechrand gestanzt



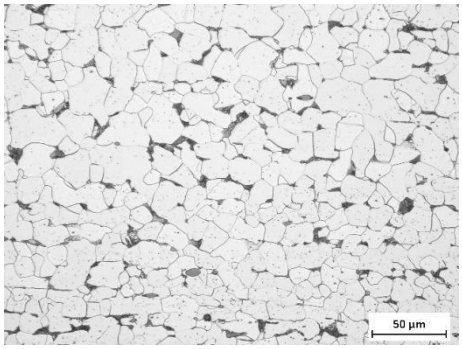
Lochrand / Mitte 100:1



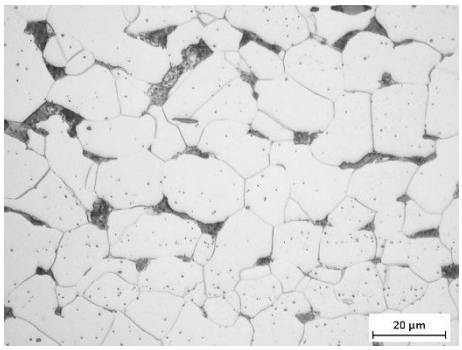
Lochrand / Mitte 400:1



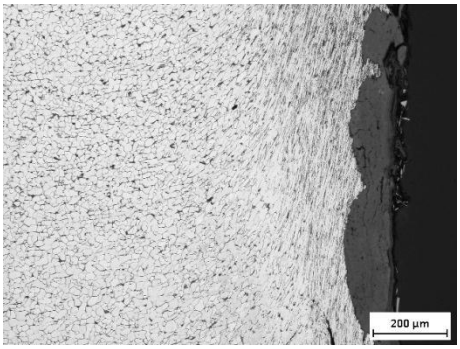
Grundgefüge / Mitte 100:1



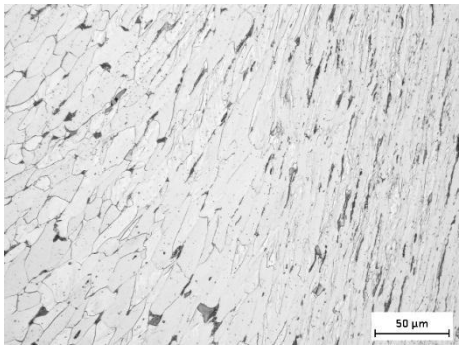
Grundgefüge / Mitte 400:1



Grundgefüge / Mitte 1000:1

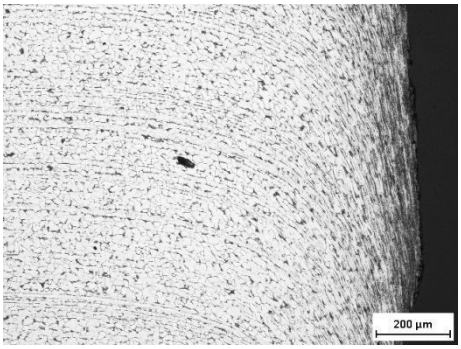


Blechrand / Mitte 100:1

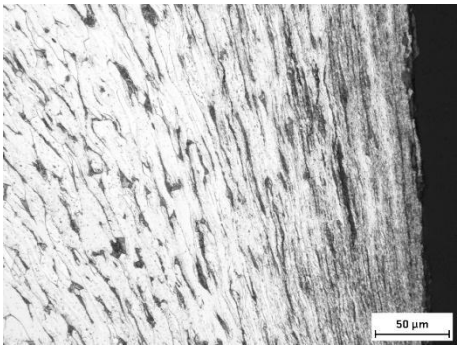


Blechrand / Mitte 400:1

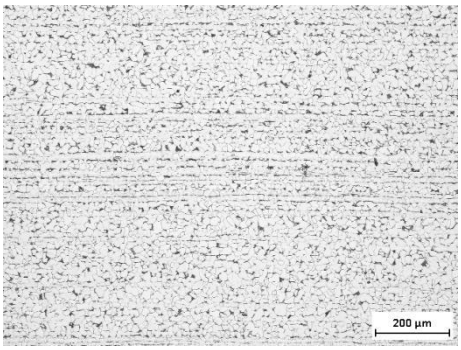
Abbildung B-9: Gefügezustände für Probe E3 / E3R,
Lochrand gestanzt, Blechrand verformt



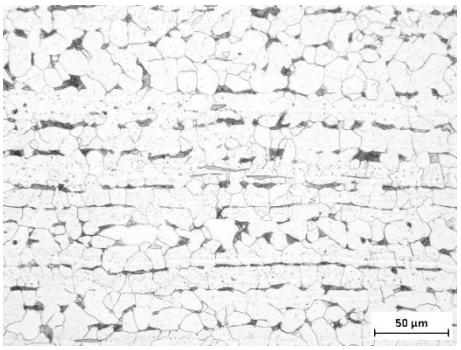
Lochrand / Mitte 100:1



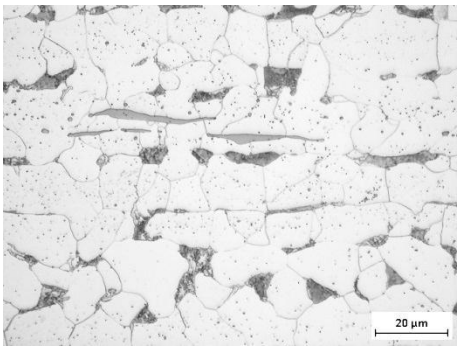
Lochrand / Mitte 400:1



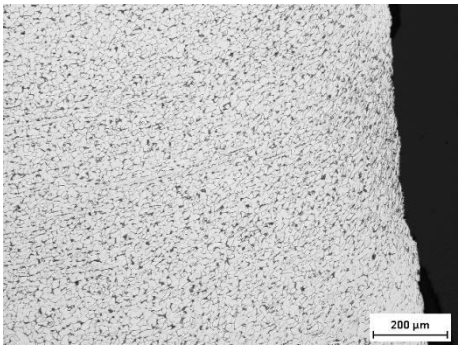
Grundgefüge / Mitte 100:1



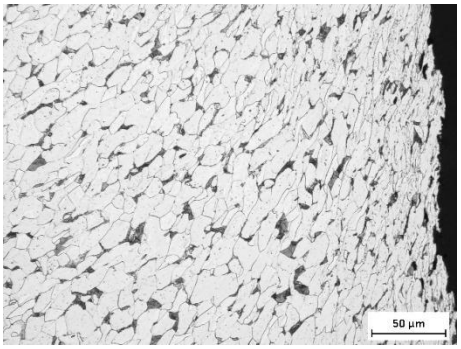
Grundgefüge / Mitte 400:1



Grundgefüge / Mitte 1000:1

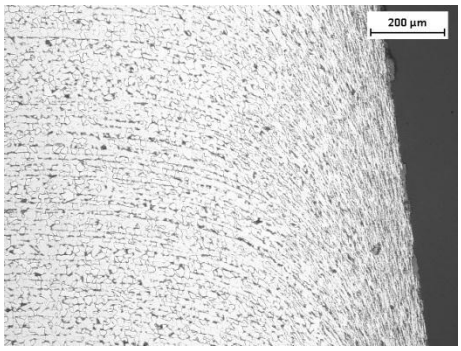


Blechrand / Mitte 100:1

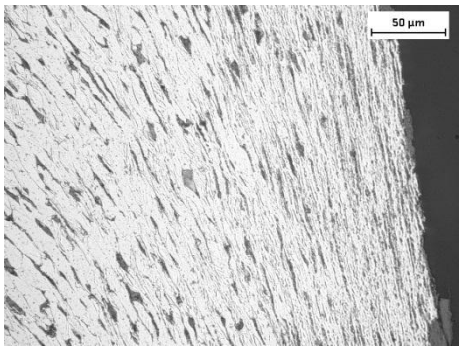


Blechrand / Mitte 400:1

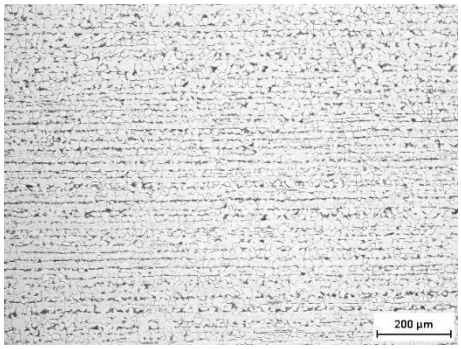
Abbildung B-10: Gefügezustände für Probe E6 / E6R ,
Lochrand gestanzt, Blechrand verformt



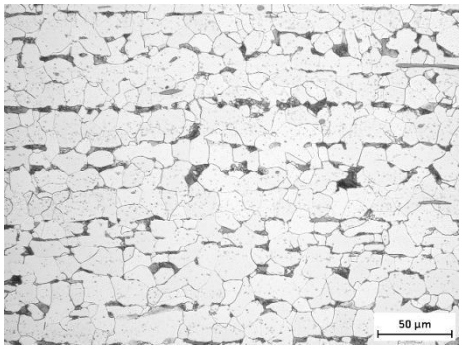
Lochrand / Mitte 100:1



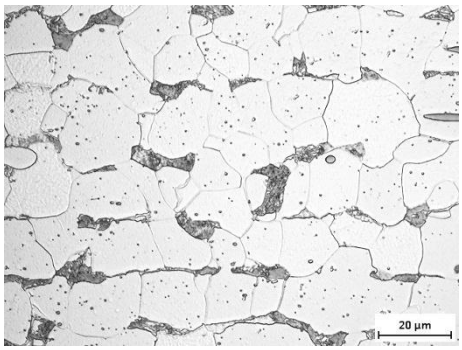
Lochrand / Mitte 400:1



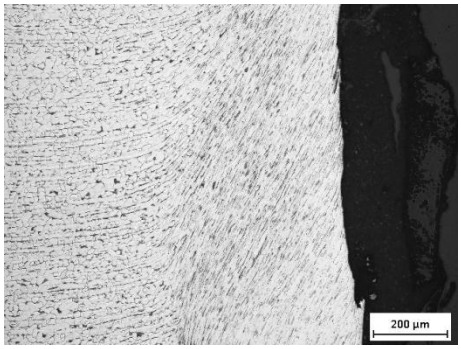
Grundgefüge / Mitte 100:1



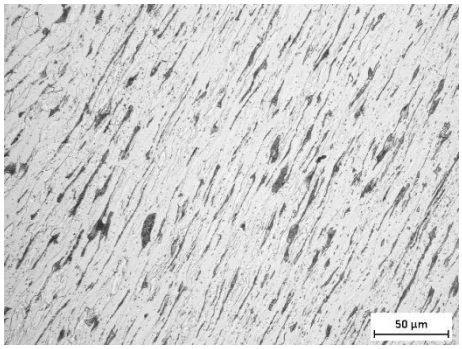
Grundgefüge / Mitte 400:1



Grundgefüge / Mitte 1000:1

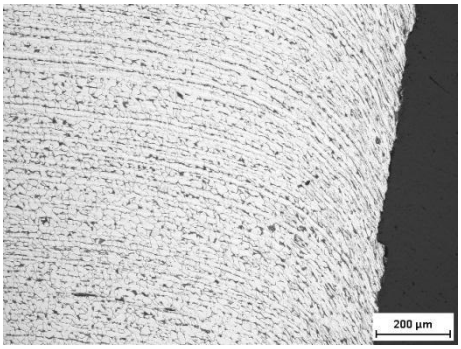


Blechrand / Mitte 100:1

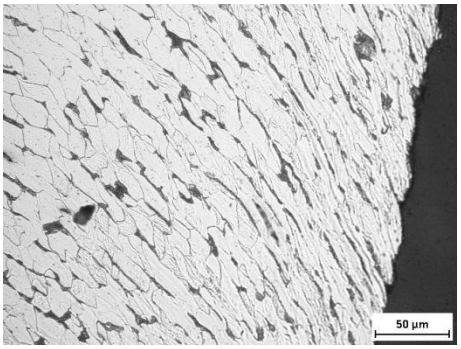


Blechrand / Mitte 400:1

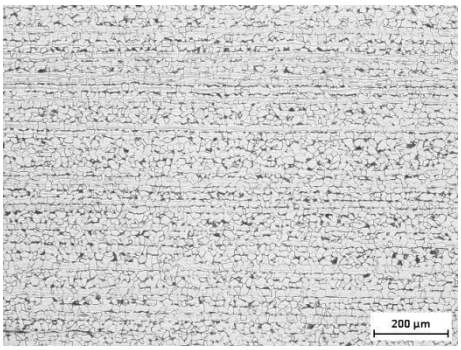
Abbildung B-11: Gefügezustände für Probe E9 / E9R,
Lochrand gestanzt, Blechrand verformt



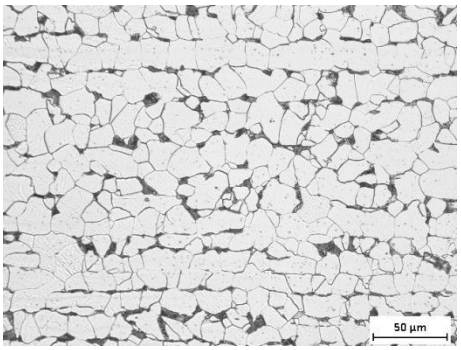
Lochrand / Mitte 100:1



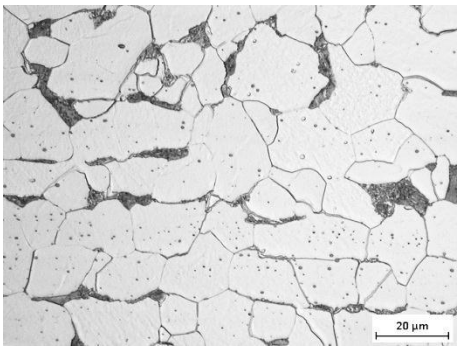
Lochrand / Mitte 400:1



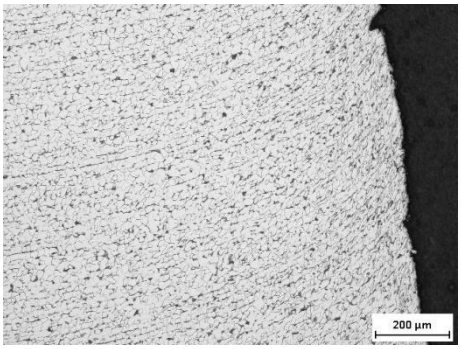
Grundgefüge / Mitte 100:1



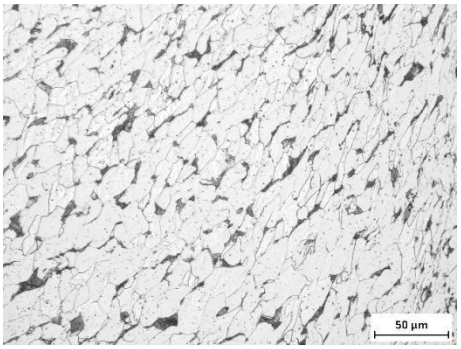
Grundgefüge / Mitte 400:1



Grundgefüge / Mitte 1000:1

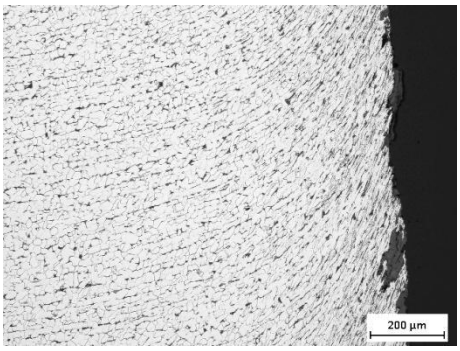


Blechrand / Mitte 100:1

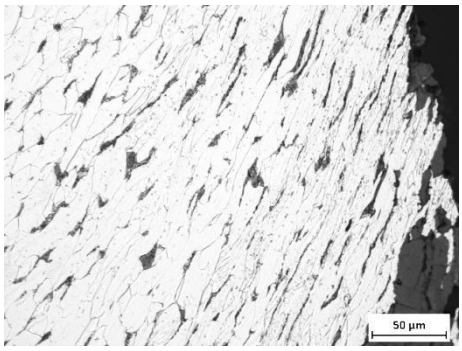


Blechrand / Mitte 400:1

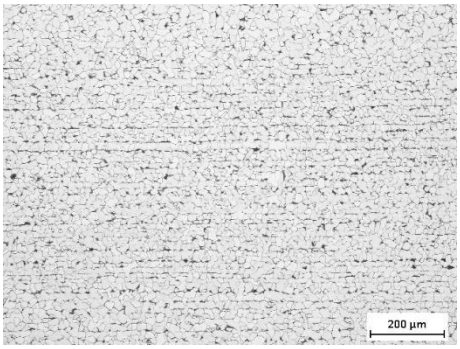
Abbildung B-12: Gefügezustände für Probe E15 / E15R,
Lochrand gestanzt, Blechrand verformt



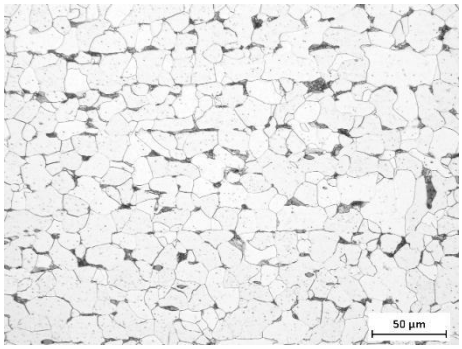
Lochrand / Mitte 100:1



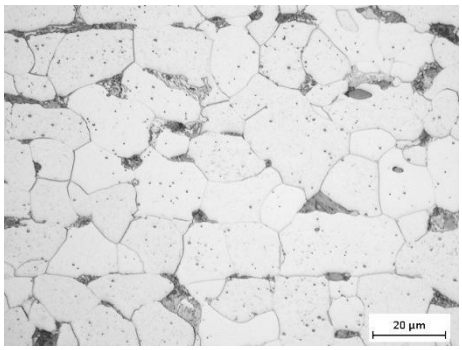
Lochrand / Mitte 400:1



Grundgefüge / Mitte 100:1

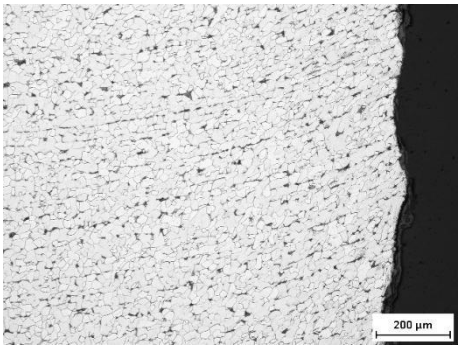


Grundgefüge / Mitte 400:1

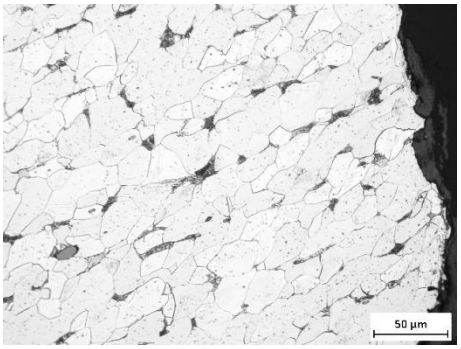


Grundgefüge / Mitte 1000:1

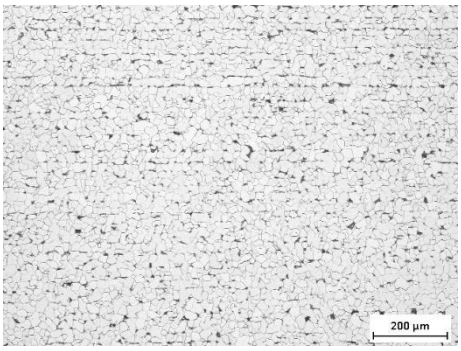
Abbildung B-13: Gefügezustände für Probe E17,
Lochrand gestanzt



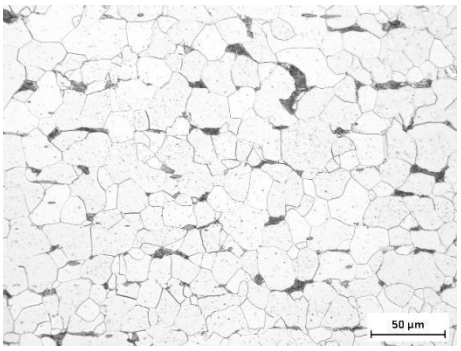
Lochrand / Mitte 100:1



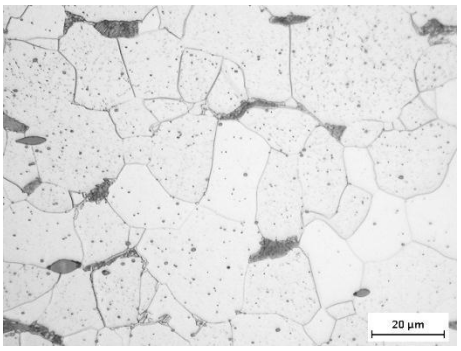
Lochrand / Mitte 400:1



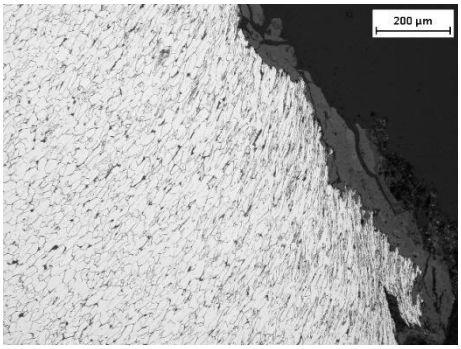
Grundgefüge / Mitte 100:1



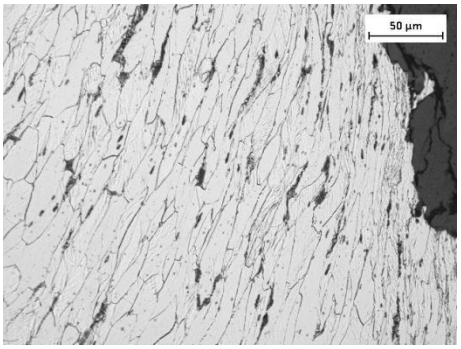
Grundgefüge / Mitte 400:1



Grundgefüge / Mitte 1000:1

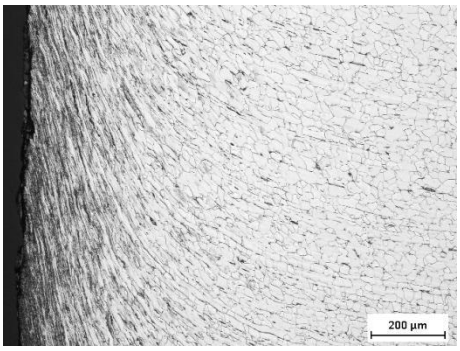


Blechrand / Mitte 100:1

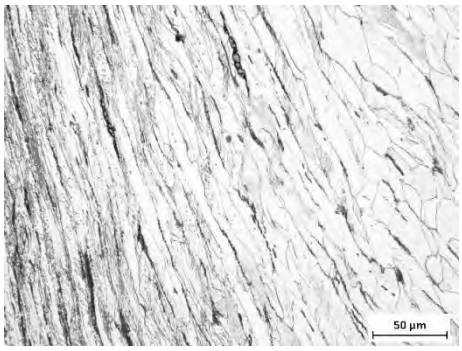


Blechrand / Mitte 400:1

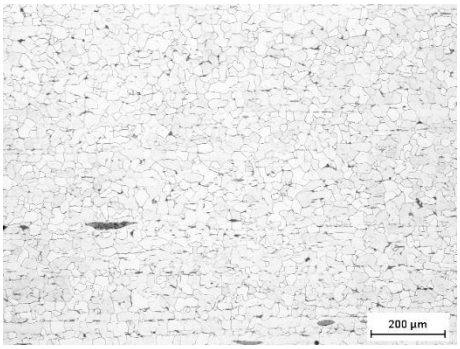
Abbildung B-14: Gefügezustände für Probe E26 / E26R,
Lochrand gestanzt, Blechrand verformt



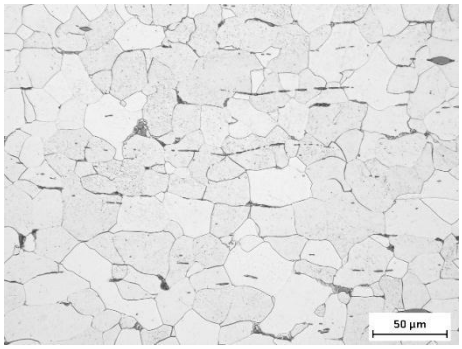
Lochrand / Mitte 100:1



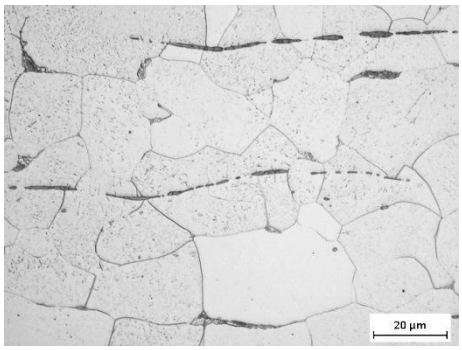
Lochrand / Mitte 400:1



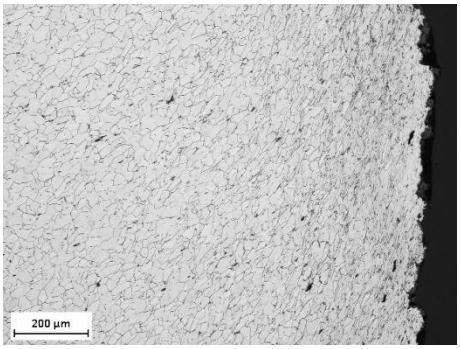
Grundgefüge / Mitte 100:1



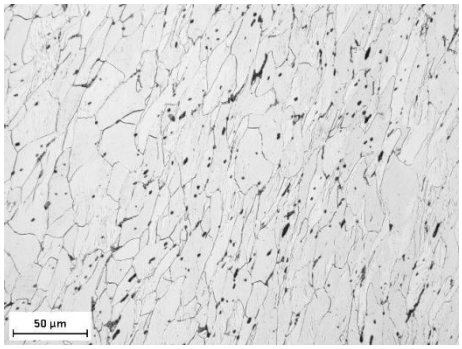
Grundgefüge / Mitte 400:1



Grundgefüge / Mitte 1000:1

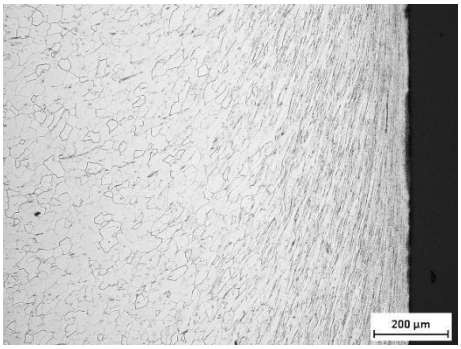


Blechrand / Mitte 100:1

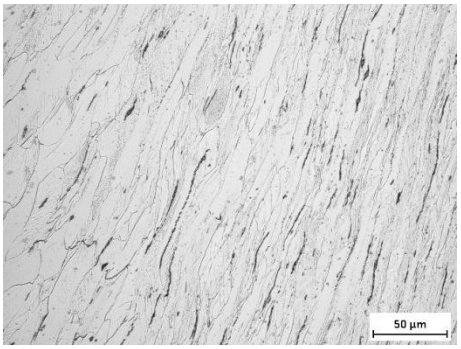


Blechrand / Mitte 400:1

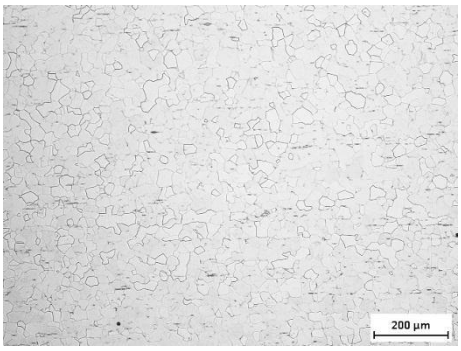
Abbildung B-15: Gefügezustände für Probe E28 / E28R,
Lochrand gestanzt, Blechrand verformt



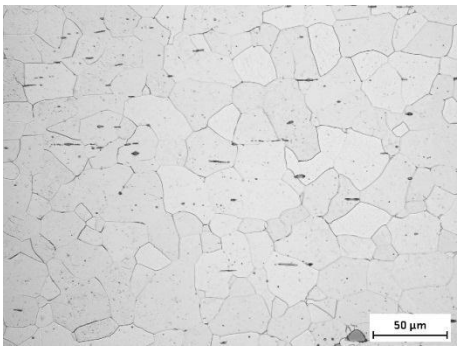
Lochrand / Mitte 100:1



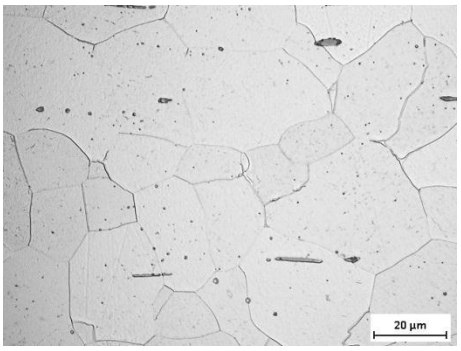
Lochrand / Mitte 400:1



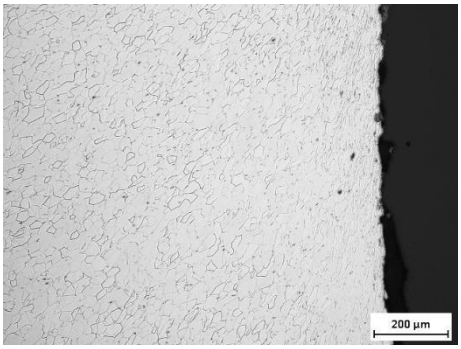
Grundgefüge / Mitte 100:1



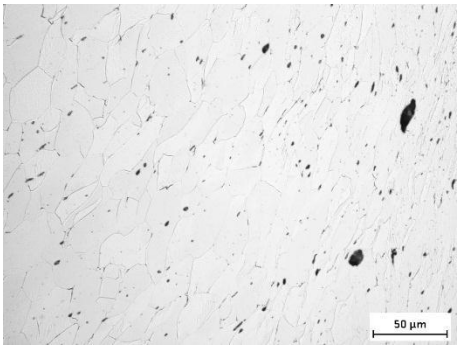
Grundgefüge / Mitte 400:1



Grundgefüge / Mitte 1000:1

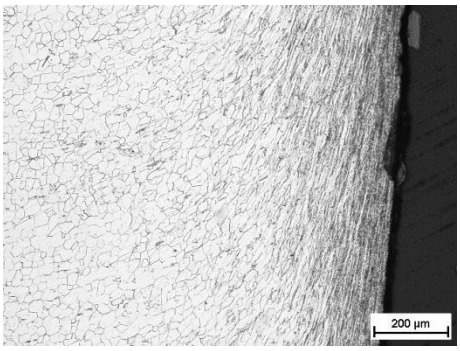


Blechrand / Mitte 100:1

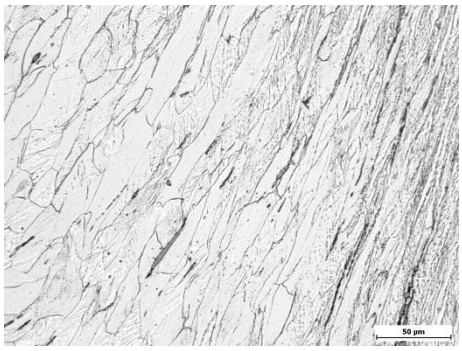


Blechrand / Mitte 400:1

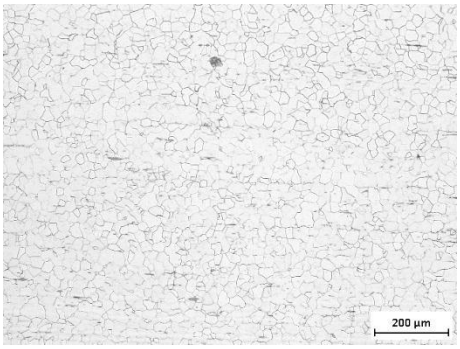
Abbildung B-16: Gefügezustände für Probe E29 / E29R, Lochrand gestanzt, Blechrand verformt



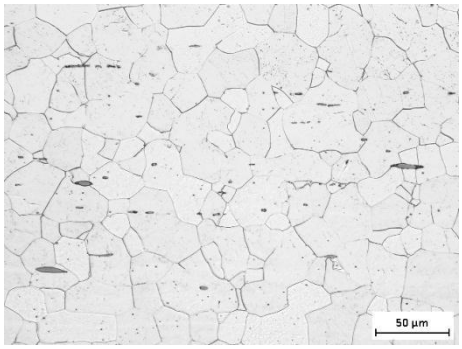
Lochrand 1 / Mitte 100:1



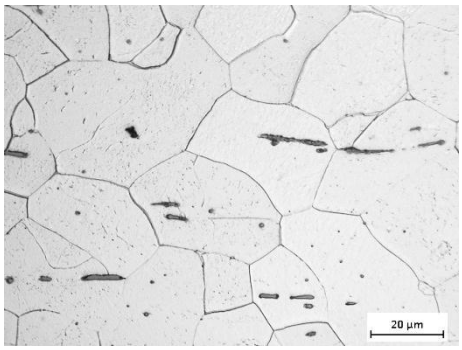
Lochrand 1 / Mitte 400:1



Grundgefüge / Mitte 100:1

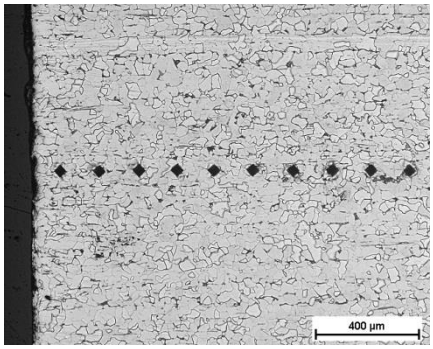


Grundgefüge / Mitte 400:1

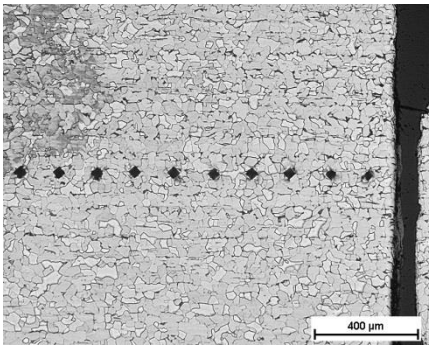


Grundgefüge / Mitte 1000:1

Abbildung B-17: Gefügezustände für Probe E30,
Lochrand gestanzt



Lochrand 2 / Mitte 50:1



Lochrand 1 / Mitte 50:1

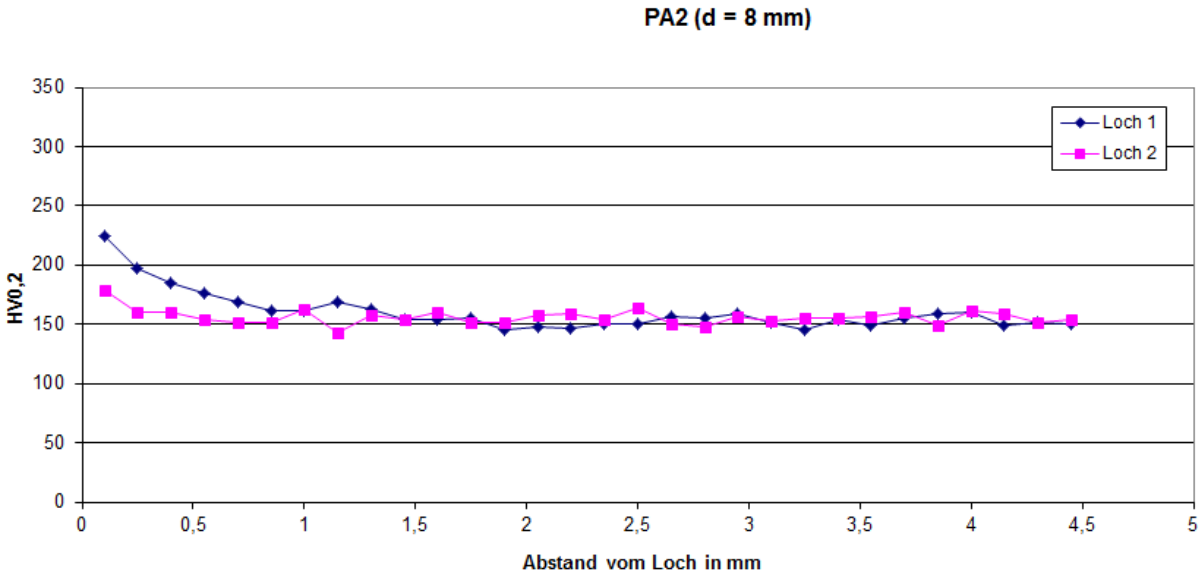
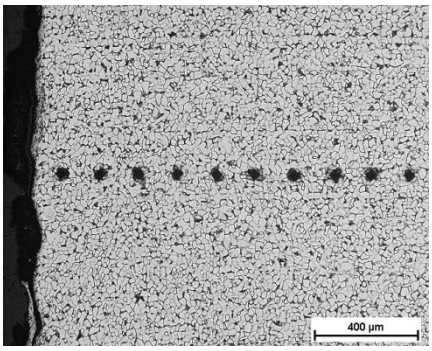
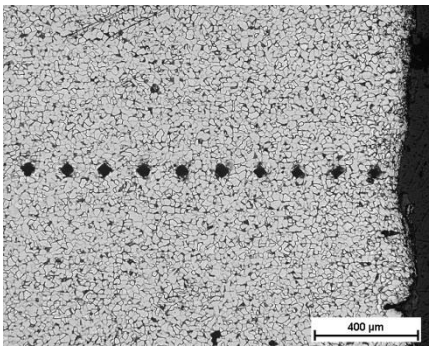


Abbildung B-18: Härte-Tiefen-Verlauf der Probe PA 2, Lochrand gebohrt, wenig bis kaum verfestigt



Lochrand 2 / Mitte 50:1



Lochrand 1 / Mitte 50:1

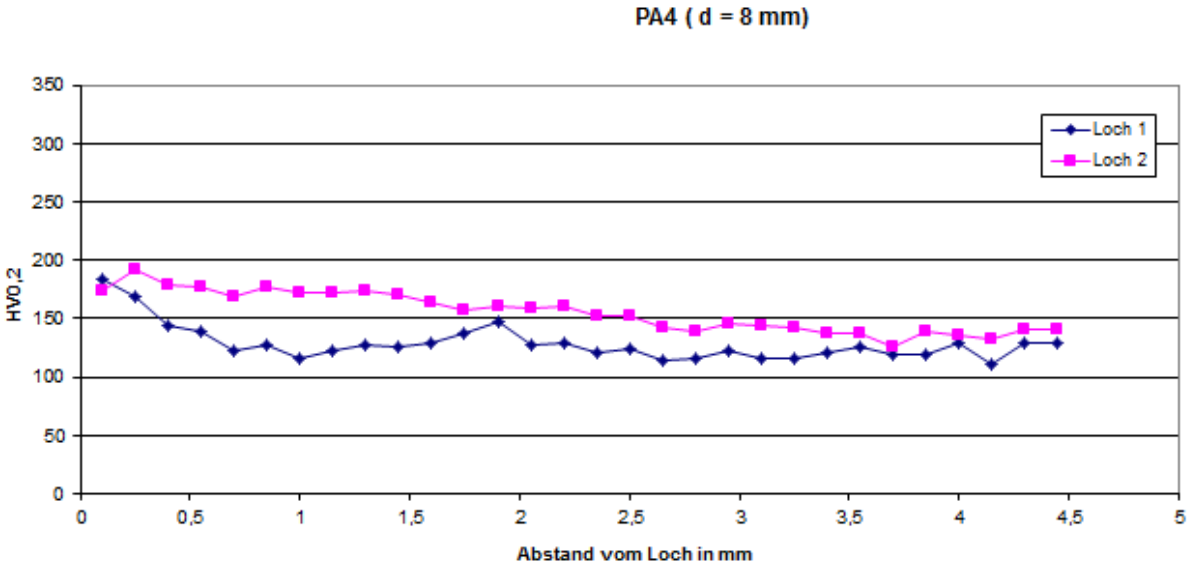
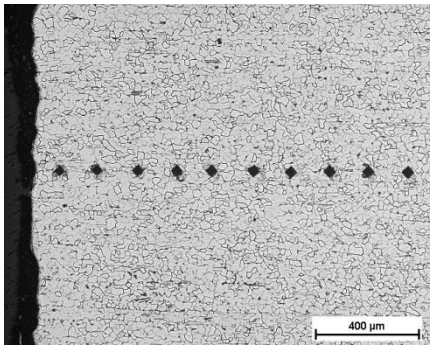
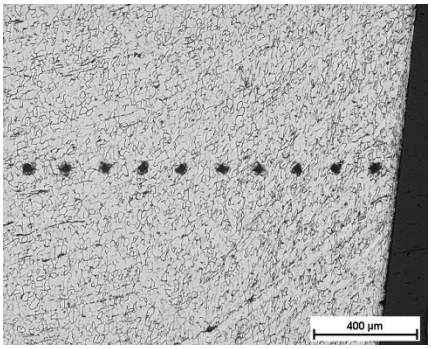


Abbildung B-19: Härte-Tiefen-Verlauf der Probe PA 4, Lochrand gebohrt, wenig bis kaum verfestigt



Lochrand 2 / Mitte 50:1



Lochrand 1 / Mitte 50:1

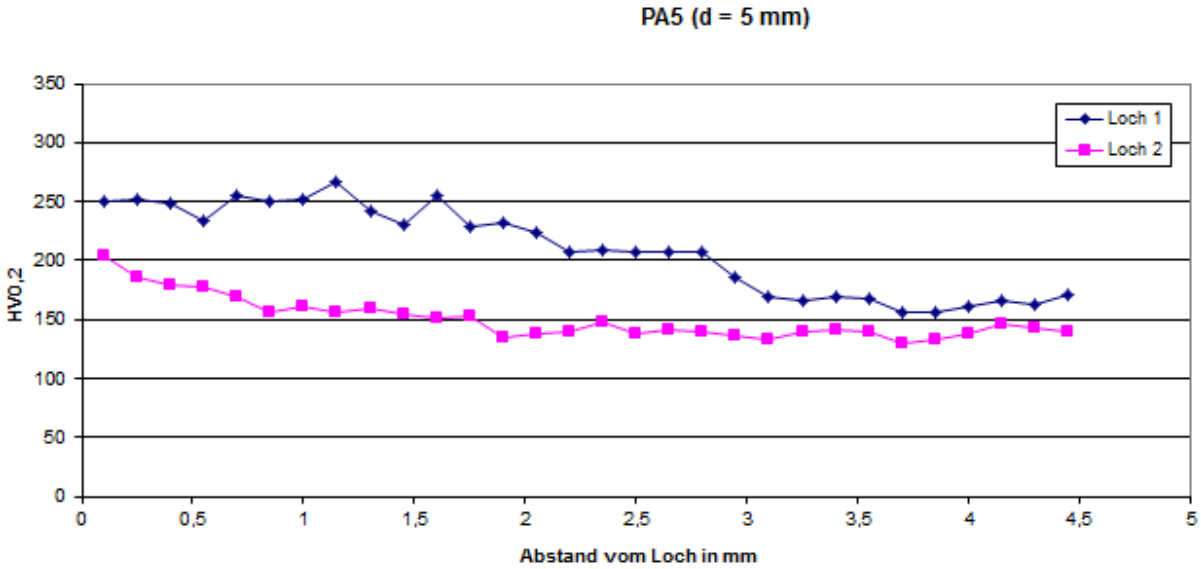
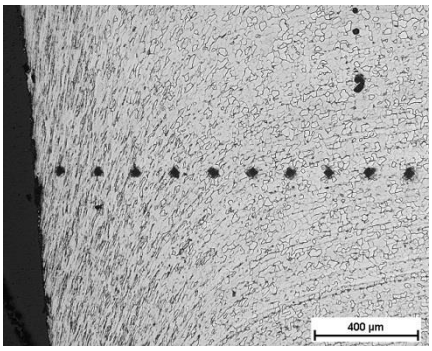
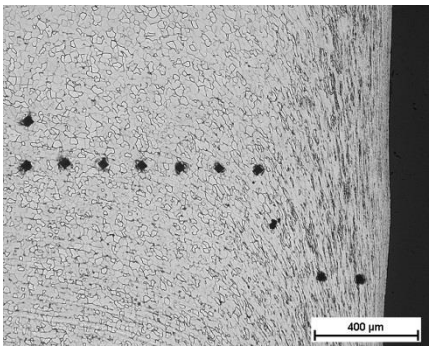


Abbildung B-20: Härte-Tiefen-Verlauf der Probe PA 5, Lochrand 1 gestanzt, stärker verfestigt
Lochrand 2 gebohrt, wenig bis kaum verfestigt



Lochrand 2 / Mitte 50:1



Lochrand 1 / Mitte 50:1

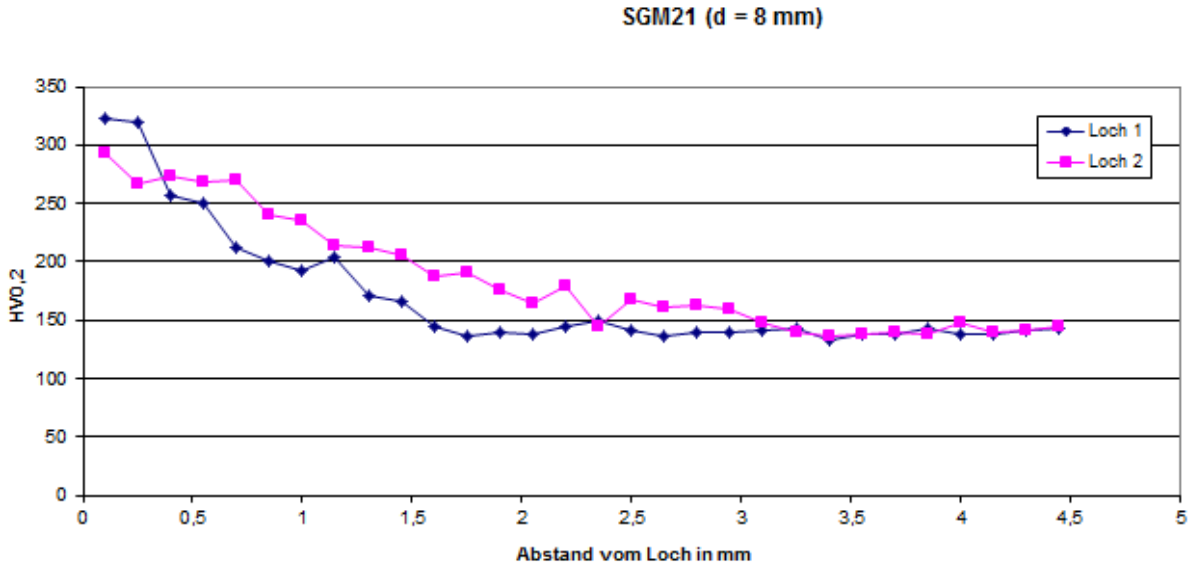
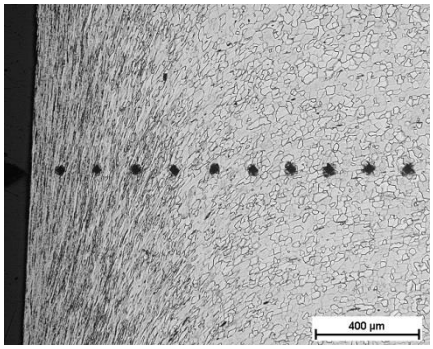
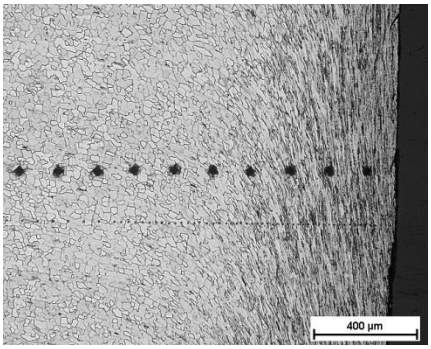


Abbildung B-21: Härte-Tiefen-Verlauf der Probe SGM 21, Lochränder gestanzt, stark verfestigt



Lochrand 2 / Mitte 50:1



Lochrand 1 / Mitte 50:1

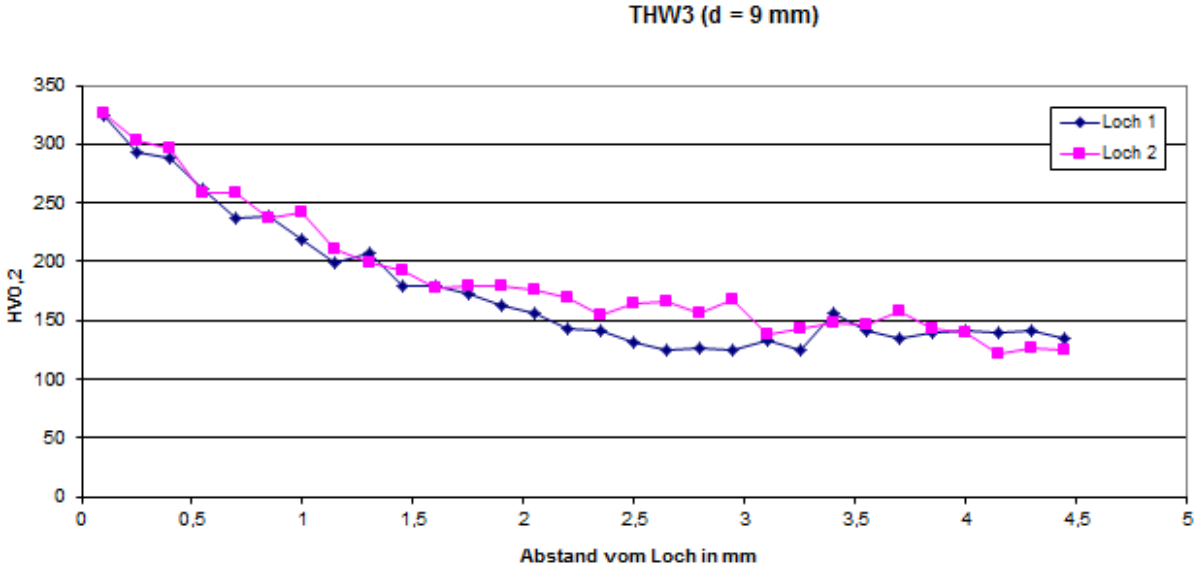
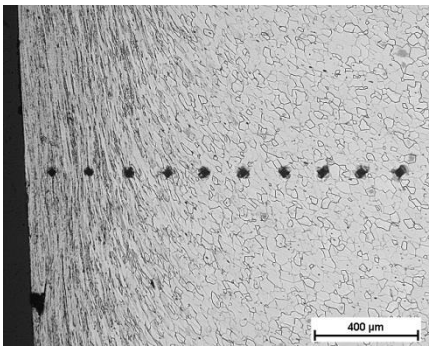
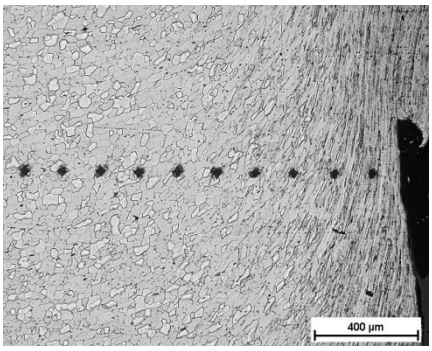


Abbildung B-22: Härte-Tiefen-Verlauf der Probe THW 3, Lochränder gestanzt, stark verfestigt



Lochrand 2 / Mitte 50:1



Lochrand 1 / Mitte 50:1

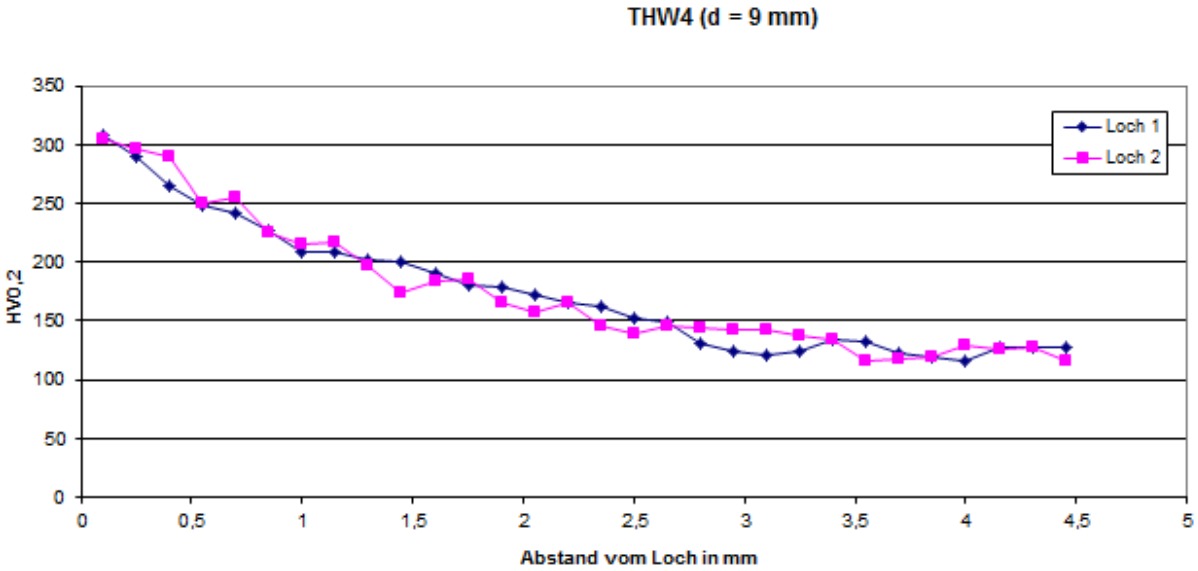


Abbildung B-23: Härte-Tiefen-Verlauf der Probe THW 4, Lochränder gestanzt, stark verfestigt

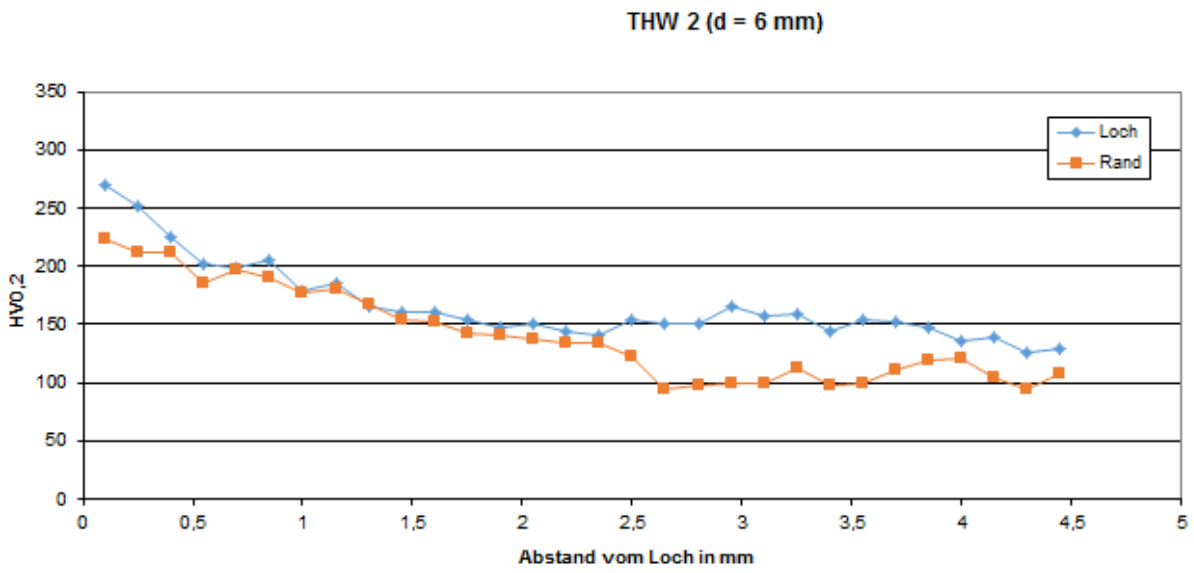


Abbildung B-24: Härte-Tiefen-Verlauf der Probe TH-0 (THW 2), Lochrand und Blechrand verfestigt

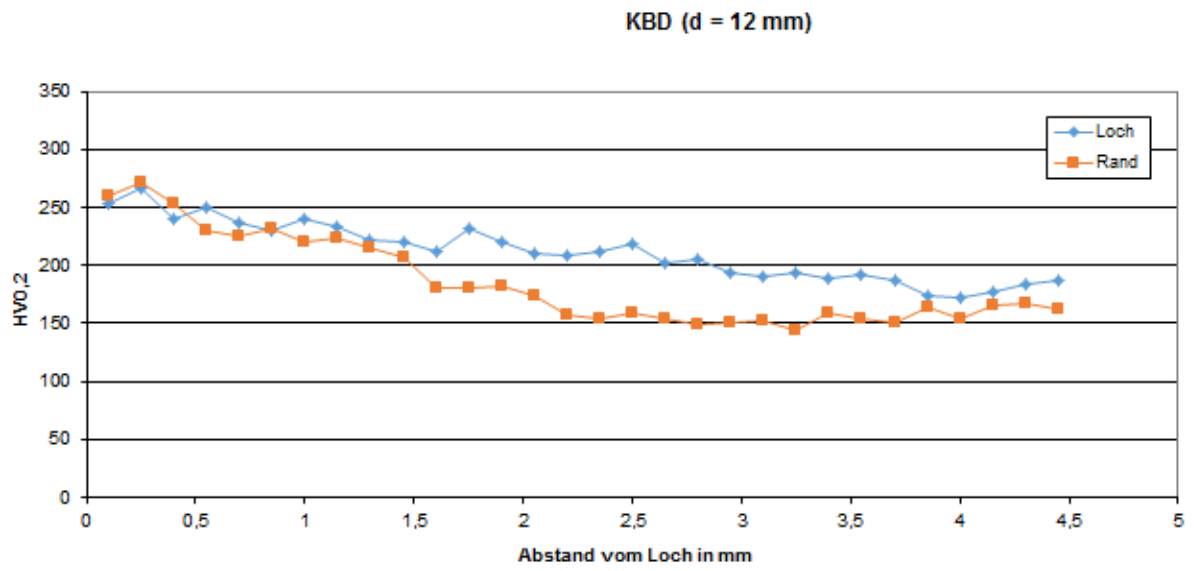


Abbildung B-25: Härte-Tiefen-Verlauf der Probe KB-D, Lochrand und Blechrand verfestigt

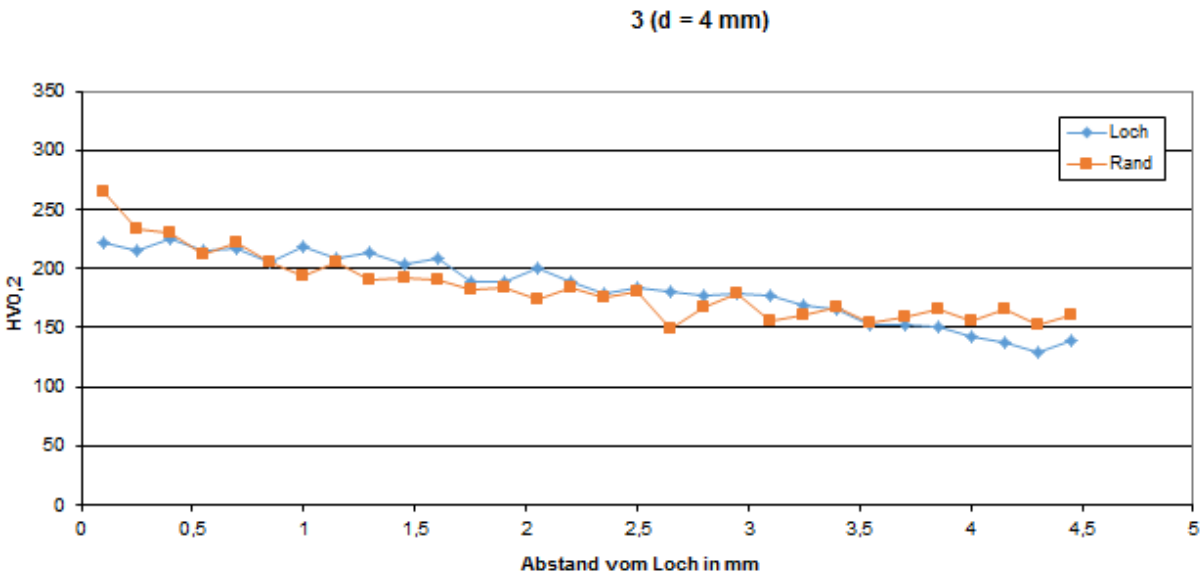


Abbildung B-26: Härte-Tiefen-Verlauf der Probe E3 / E3R, Lochrand und Blechrand schwach verfestigt

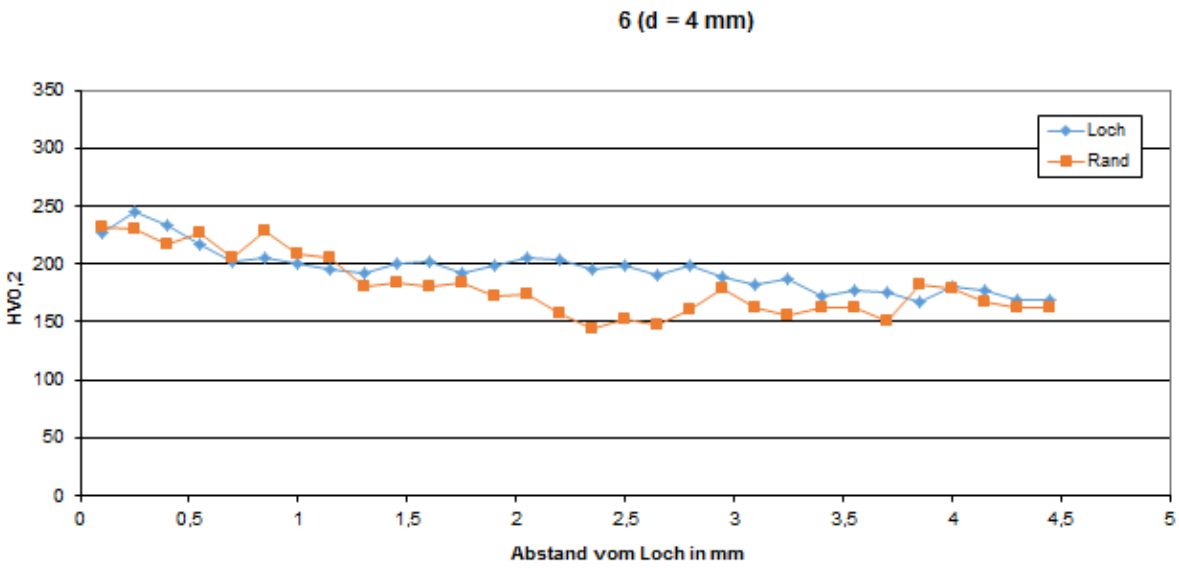


Abbildung B-27: Härte-Tiefen-Verlauf der Probe E6 / E6R, Lochrand und Blechrand verfestigt

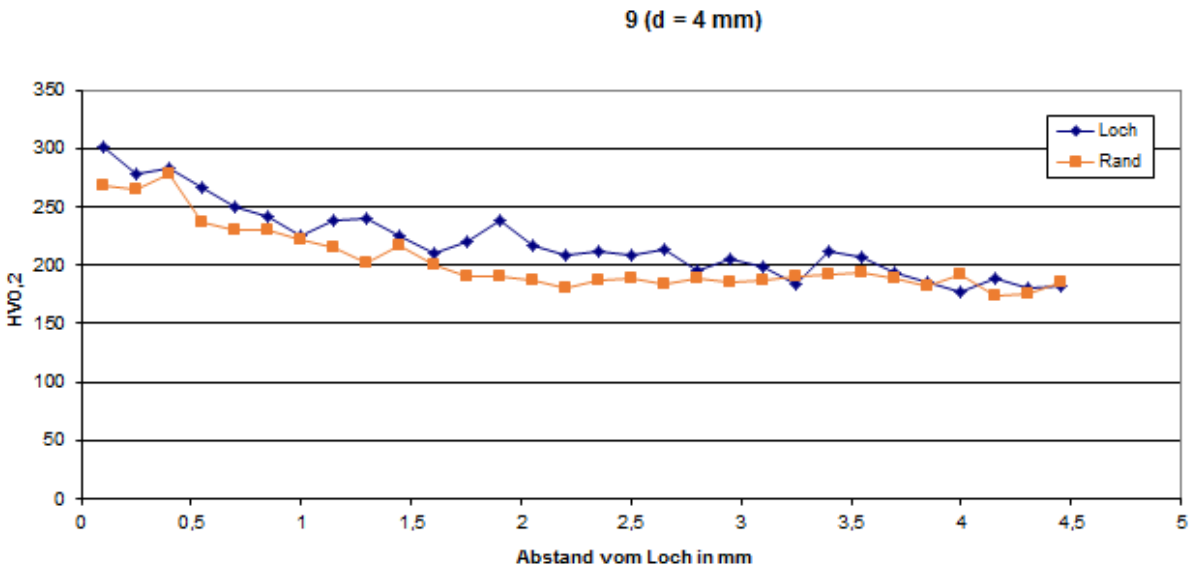


Abbildung B-28: Härte-Tiefen-Verlauf der Probe E9 / E9R, Lochrand und Blechrand verfestigt

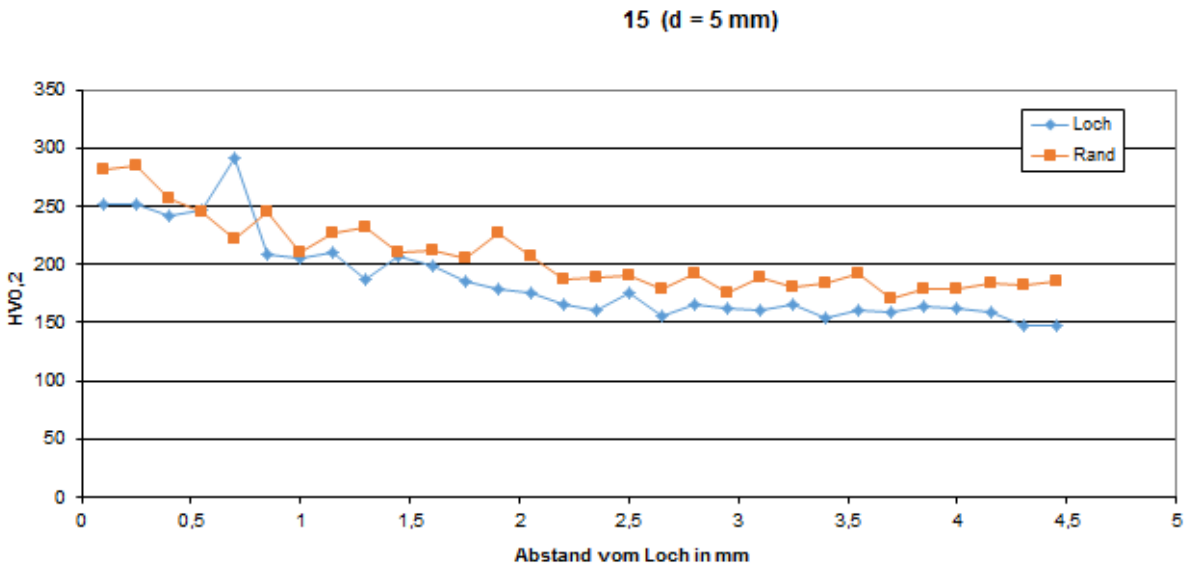


Abbildung B-29: Härte-Tiefen-Verlauf der Probe E15 / E15R, Lochrand und Blechrand verfestigt

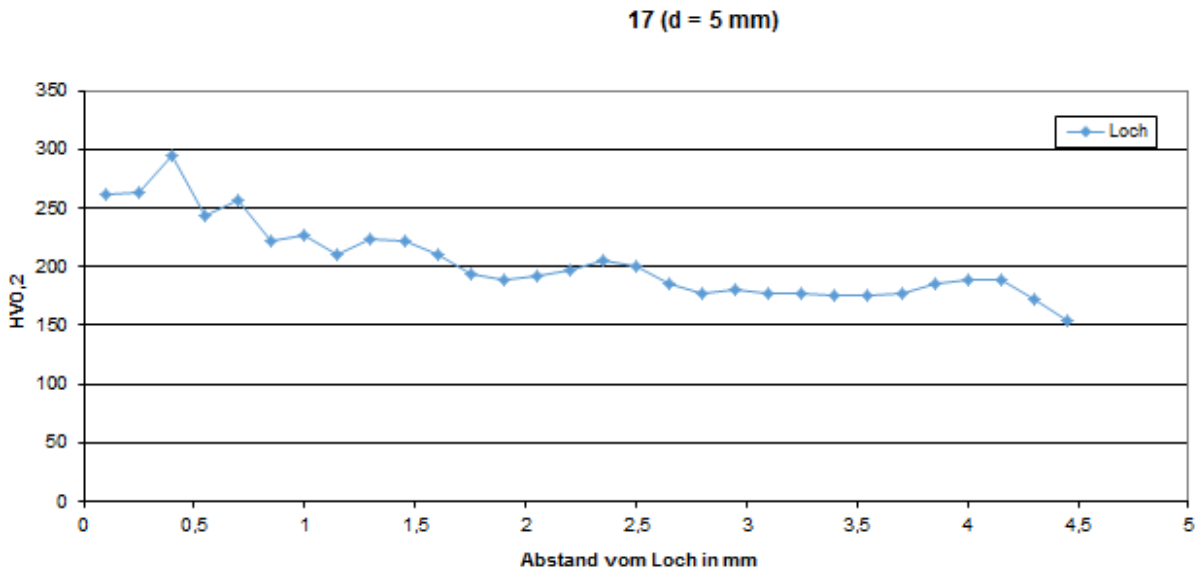


Abbildung B-30: Härte-Tiefen-Verlauf der Probe E17, Lochrand verfestigt

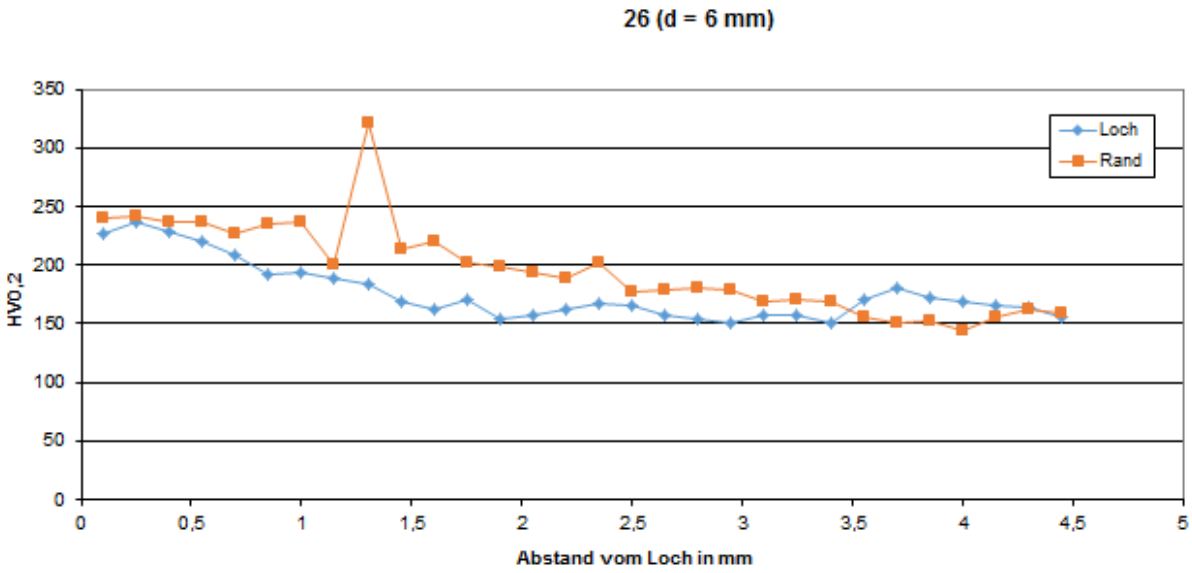


Abbildung B-31: Härte-Tiefen-Verlauf der Probe E26 / E26R, Lochrand und Blechrand verfestigt

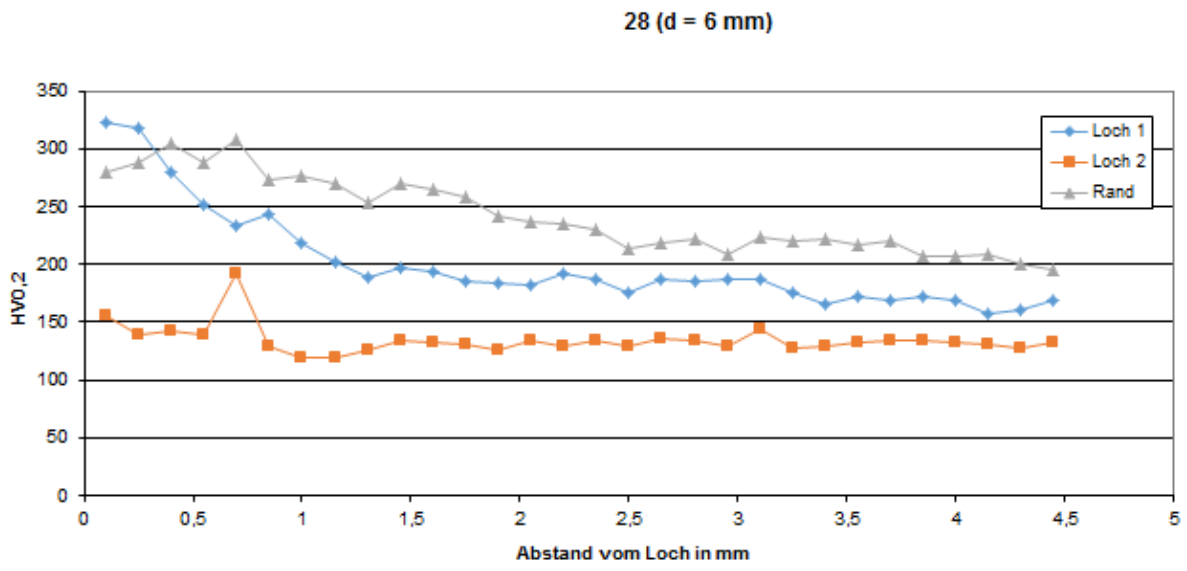


Abbildung B-32: Härte-Tiefen-Verlauf der Probe E28 / E28R, Lochrand 1 und Blechrand verfestigt, Lochrand 2 kaum verfestigt

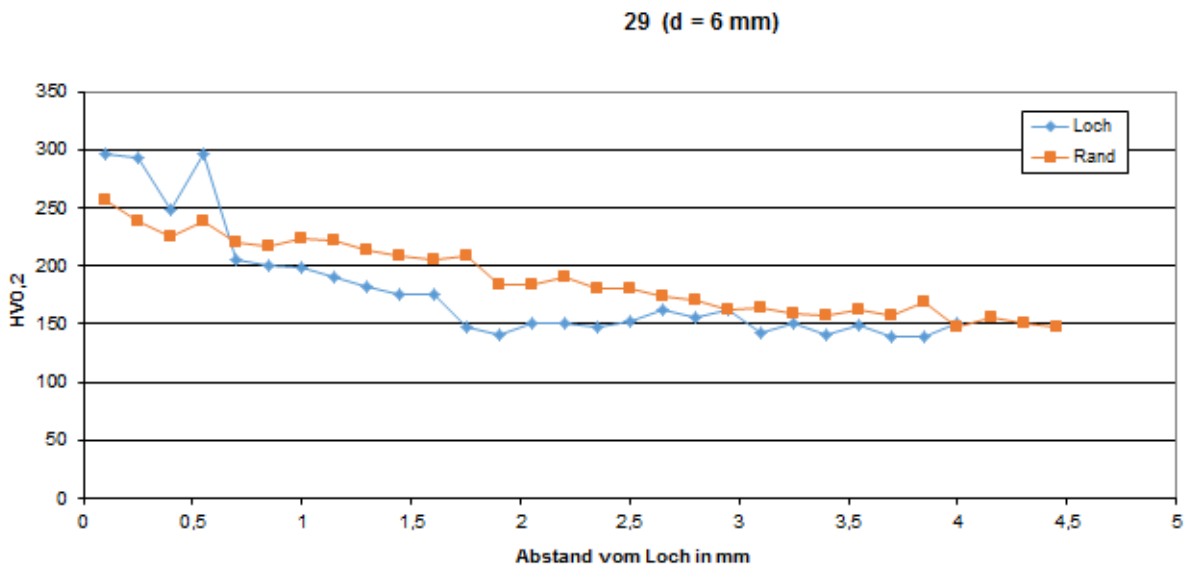


Abbildung B-33: Härte-Tiefen-Verlauf der Probe E29 / E29R, Lochrand und Blechrand verfestigt

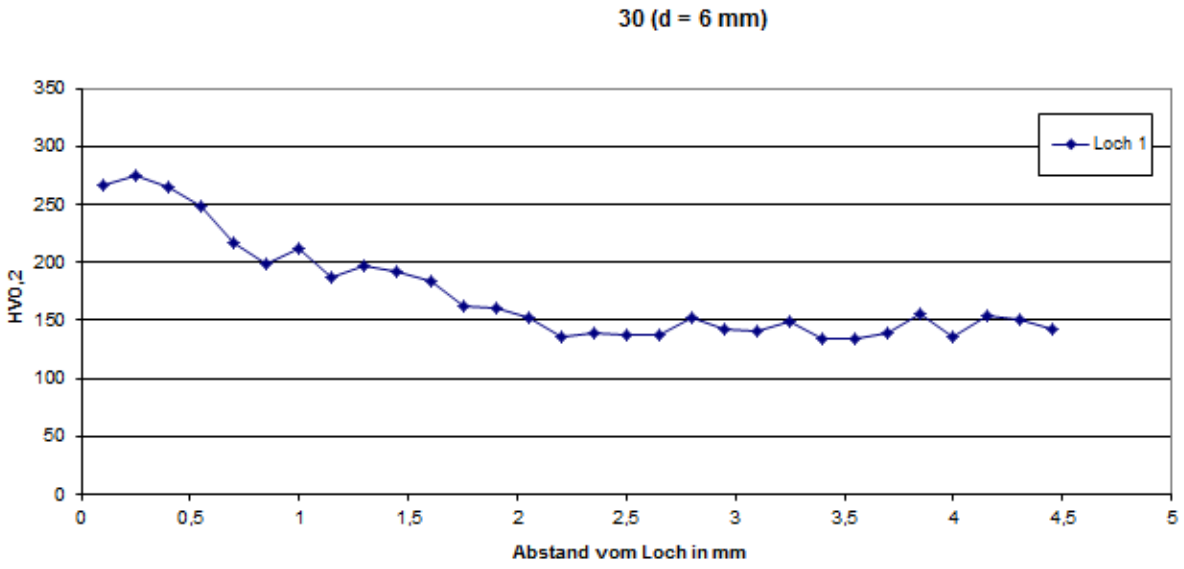


Abbildung B-34: Härte-Tiefen-Verlauf der Probe E30, Lochrand verfestigt

Anhang C - Ergebnisse der nummerischen Untersuchungen

Tabelle C-1: Ergebnisse der nummerischen Untersuchungen an Winkelprofilanschlüssen mit einem Niet

Nr	b	t	d	e_1	e_2	a	$K_{I,FEM}$	Y_{FEM}
	[mm]						[MPa√mm]	[ ]
1	40	4,0	12	20,0	17,0	3,0	626,2	3,264
2	40	4,0	12	20,0	18,5	3,0	590,3	3,076
3	40	4,0	12	20,0	20,0	3,0	564,6	2,942
4	40	4,0	12	23,0	17,0	3,0	601,8	3,136
5	40	4,0	12	23,0	18,5	3,0	559,4	2,915
6	40	4,0	12	23,0	20,0	3,0	533,8	2,782
7	40	4,0	12	25,0	17,0	3,0	592,2	3,086
8	40	4,0	12	25,0	18,5	3,0	546,5	2,848
9	40	4,0	12	25,0	20,0	3,0	514,0	2,679
10	40	4,0	13	20,0	17,0	3,0	658,8	3,434
11	40	4,0	13	20,0	18,5	3,0	616,3	3,212
12	40	4,0	13	20,0	20,0	3,0	587,5	3,062
13	40	4,0	13	23,0	17,0	3,0	631,9	3,293
14	40	4,0	13	23,0	18,5	3,0	582,5	3,036
15	40	4,0	13	23,0	20,0	3,0	548,4	2,858
16	40	4,0	13	25,0	17,0	3,0	621,7	3,240
17	40	4,0	13	25,0	18,5	3,0	568,6	2,963
18	40	4,0	13	25,0	20,0	3,0	531,2	2,769
19	40	4,0	14	20,0	17,0	3,0	695,5	3,625
20	40	4,0	14	20,0	18,5	3,0	645,7	3,365
21	40	4,0	14	20,0	20,0	3,0	612,4	3,192
22	40	4,0	14	23,0	17,0	3,0	666,1	3,472
23	40	4,0	14	23,0	18,5	3,0	608,7	3,172
24	40	4,0	14	23,0	20,0	3,0	569,1	2,966
25	40	4,0	14	25,0	17,0	3,0	654,9	3,413
26	40	4,0	14	25,0	18,5	3,0	593,1	3,091
27	40	4,0	14	25,0	20,0	3,0	550,4	2,869
28	50	5,0	12	20,0	20,0	3,0	448,4	3,651
29	50	5,0	12	20,0	23,0	3,0	425,3	3,463
30	50	5,0	12	20,0	25,0	3,0	414,9	3,379
31	50	5,0	12	23,0	20,0	3,0	425,2	3,463
32	50	5,0	12	23,0	23,0	3,0	397,5	3,237
33	50	5,0	12	23,0	25,0	3,0	387,6	3,156
34	50	5,0	12	25,0	20,0	3,0	413,9	3,371
35	50	5,0	12	25,0	23,0	3,0	384,4	3,130
36	50	5,0	12	25,0	25,0	3,0	371,7	3,027
37	50	5,0	14	20,0	20,0	3,0	483,8	3,940
38	50	5,0	14	20,0	23,0	3,0	453,9	3,696
39	50	5,0	14	20,0	25,0	3,0	442,4	3,602
40	50	5,0	14	23,0	20,0	3,0	454,5	3,701
41	50	5,0	14	23,0	23,0	3,0	420,3	3,422
42	50	5,0	14	23,0	25,0	3,0	406,1	3,307

Nr	b	t	d	e_1	e_2	a	$K_{I,FEM}$	Y_{FEM}
	[mm]						[MPa√mm]	[ ]
43	50	5,0	14	25,0	20,0	3,0	442,5	3,604
44	50	5,0	14	25,0	23,0	3,0	404,5	3,294
45	50	5,0	14	25,0	25,0	3,0	388,5	3,164
46	50	5,0	17	20,0	20,0	3,0	550,8	4,486
47	50	5,0	17	20,0	23,0	3,0	505,5	4,116
48	50	5,0	17	20,0	25,0	3,0	487,5	3,970
49	50	5,0	17	23,0	20,0	3,0	513,9	4,185
50	50	5,0	17	23,0	23,0	3,0	462,8	3,769
51	50	5,0	17	23,0	25,0	3,0	445,7	3,630
52	50	5,0	17	25,0	20,0	3,0	498,8	4,062
53	50	5,0	17	25,0	23,0	3,0	444,8	3,622
54	50	5,0	17	25,0	25,0	3,0	421,2	3,430
55	60	6,0	16	25,0	25,0	3,0	339,6	3,983
56	60	6,0	16	25,0	28,0	3,0	323,5	3,793
57	60	6,0	16	25,0	30,0	3,0	316,4	3,710
58	60	6,0	16	28,0	25,0	3,0	323,2	3,790
59	60	6,0	16	28,0	28,0	3,0	305,5	3,582
60	60	6,0	16	28,0	30,0	3,0	298,7	3,503
61	60	6,0	16	30,0	25,0	3,0	315,5	3,700
62	60	6,0	16	30,0	28,0	3,0	296,3	3,474
63	60	6,0	16	30,0	30,0	3,0	287,8	3,375
64	60	6,0	18	25,0	25,0	3,0	357,7	4,195
65	60	6,0	18	25,0	28,0	3,0	339,2	3,978
66	60	6,0	18	25,0	30,0	3,0	330,8	3,879
67	60	6,0	18	28,0	25,0	3,0	339,3	3,979
68	60	6,0	18	28,0	28,0	3,0	318,4	3,734
69	60	6,0	18	28,0	30,0	3,0	310,3	3,638
70	60	6,0	18	30,0	25,0	3,0	330,5	3,875
71	60	6,0	18	30,0	28,0	3,0	307,9	3,610
72	60	6,0	18	30,0	30,0	3,0	299,3	3,509
73	60	6,0	21	25,0	25,0	3,0	393,5	4,614
74	60	6,0	21	25,0	28,0	3,0	369,0	4,327
75	60	6,0	21	25,0	30,0	3,0	356,3	4,178
76	60	6,0	21	28,0	25,0	3,0	370,6	4,346
77	60	6,0	21	28,0	28,0	3,0	343,7	4,030
78	60	6,0	21	28,0	30,0	3,0	330,3	3,873
79	60	6,0	21	30,0	25,0	3,0	359,9	4,220
80	60	6,0	21	30,0	28,0	3,0	331,1	3,882
81	60	6,0	21	30,0	30,0	3,0	316,5	3,712
82	65	7,0	17	30,0	30,0	3,0	250,5	3,713
83	65	7,0	17	30,0	32,0	3,0	245,0	3,631
84	65	7,0	17	30,0	35,0	3,0	238,6	3,536
85	65	7,0	17	32,0	30,0	3,0	243,8	3,613
86	65	7,0	17	32,0	32,0	3,0	237,6	3,521
87	65	7,0	17	32,0	35,0	3,0	230,9	3,422

Nr	b	t	d	e_1	e_2	a	$K_{I,FEM}$	Y_{FEM}
	[mm]						[MPa√mm]	[ ]
88	65	7,0	17	35,0	30,0	3,0	235,6	3,492
89	65	7,0	17	35,0	32,0	3,0	228,8	3,391
90	65	7,0	17	35,0	35,0	3,0	221,3	3,280
91	65	7,0	21	30,0	30,0	3,0	270,6	4,011
92	65	7,0	21	30,0	32,0	3,0	262,5	3,891
93	65	7,0	21	30,0	35,0	3,0	255,2	3,782
94	65	7,0	21	32,0	30,0	3,0	261,8	3,880
95	65	7,0	21	32,0	32,0	3,0	253,1	3,751
96	65	7,0	21	32,0	35,0	3,0	245,5	3,639
97	65	7,0	21	35,0	30,0	3,0	251,4	3,727
98	65	7,0	21	35,0	32,0	3,0	241,9	3,585
99	65	7,0	21	35,0	35,0	3,0	233,4	3,460
100	65	7,0	24	30,0	30,0	3,0	290,7	4,308
101	65	7,0	24	30,0	32,0	3,0	280,1	4,152
102	65	7,0	24	30,0	35,0	3,0	269,0	3,988
103	65	7,0	24	32,0	30,0	3,0	280,0	4,150
104	65	7,0	24	32,0	32,0	3,0	270,3	4,006
105	65	7,0	24	32,0	35,0	3,0	257,2	3,812
106	65	7,0	24	35,0	30,0	3,0	267,9	3,970
107	65	7,0	24	35,0	32,0	3,0	255,5	3,787
108	65	7,0	24	35,0	35,0	3,0	242,6	3,596
109	70	7,0	17	30,0	30,0	3,0	250,1	3,992
110	70	7,0	17	30,0	32,0	3,0	244,1	3,896
111	70	7,0	17	30,0	35,0	3,0	238,0	3,799
112	70	7,0	17	32,0	30,0	3,0	243,5	3,887
113	70	7,0	17	32,0	32,0	3,0	236,9	3,780
114	70	7,0	17	32,0	35,0	3,0	230,6	3,681
115	70	7,0	17	35,0	30,0	3,0	236,0	3,767
116	70	7,0	17	35,0	32,0	3,0	229,1	3,657
117	70	7,0	17	35,0	35,0	3,0	221,5	3,536
118	70	7,0	20	30,0	30,0	3,0	264,1	4,215
119	70	7,0	20	30,0	32,0	3,0	256,7	4,098
120	70	7,0	20	30,0	35,0	3,0	249,0	3,974
121	70	7,0	20	32,0	30,0	3,0	256,8	4,099
122	70	7,0	20	32,0	32,0	3,0	249,4	3,981
123	70	7,0	20	32,0	35,0	3,0	240,1	3,832
124	70	7,0	20	35,0	30,0	3,0	247,2	3,945
125	70	7,0	20	35,0	32,0	3,0	238,7	3,810
126	70	7,0	20	35,0	35,0	3,0	230,5	3,680
127	70	7,0	24	30,0	30,0	3,0	288,5	4,604
128	70	7,0	24	30,0	32,0	3,0	278,2	4,440
129	70	7,0	24	30,0	35,0	3,0	266,9	4,261
130	70	7,0	24	32,0	30,0	3,0	278,4	4,444
131	70	7,0	24	32,0	32,0	3,0	268,8	4,290
132	70	7,0	24	32,0	35,0	3,0	256,2	4,090
133	70	7,0	24	35,0	30,0	3,0	267,6	4,271

Nr	b	t	d	e_1	e_2	a	$K_{I,FEM}$	Y_{FEM}
	[mm]						[MPa√mm]	[ ]
134	70	7,0	24	35,0	32,0	3,0	255,5	4,077
135	70	7,0	24	35,0	35,0	3,0	243,0	3,878
136	80	8,0	20	35,0	35,0	3,0	201,2	4,195
137	80	8,0	20	35,0	37,0	3,0	196,5	4,097
138	80	8,0	20	35,0	40,0	3,0	191,9	4,002
139	80	8,0	20	37,0	35,0	3,0	196,0	4,085
140	80	8,0	20	37,0	37,0	3,0	192,4	4,010
141	80	8,0	20	37,0	40,0	3,0	186,9	3,896
142	80	8,0	20	40,0	35,0	3,0	190,3	3,968
143	80	8,0	20	40,0	37,0	3,0	186,6	3,889
144	80	8,0	20	40,0	40,0	3,0	180,5	3,764
145	80	8,0	23	35,0	35,0	3,0	208,3	4,342
146	80	8,0	23	35,0	37,0	3,0	203,6	4,245
147	80	8,0	23	35,0	40,0	3,0	197,8	4,124
148	80	8,0	23	37,0	35,0	3,0	203,2	4,235
149	80	8,0	23	37,0	37,0	3,0	198,7	4,143
150	80	8,0	23	37,0	40,0	3,0	192,2	4,007
151	80	8,0	23	40,0	35,0	3,0	196,6	4,098
152	80	8,0	23	40,0	37,0	3,0	191,9	4,001
153	80	8,0	23	40,0	40,0	3,0	184,5	3,847
154	80	8,0	26	35,0	35,0	3,0	218,6	4,556
155	80	8,0	26	35,0	37,0	3,0	212,7	4,435
156	80	8,0	26	35,0	40,0	3,0	206,0	4,294
157	80	8,0	26	37,0	35,0	3,0	212,6	4,432
158	80	8,0	26	37,0	37,0	3,0	206,2	4,299
159	80	8,0	26	37,0	40,0	3,0	200,3	4,176
160	80	8,0	26	40,0	35,0	3,0	204,8	4,270
161	80	8,0	26	40,0	37,0	3,0	198,0	4,127
162	80	8,0	26	40,0	40,0	3,0	191,6	3,995
163	90	9,0	26	40,0	40,0	3,0	169,5	4,473
164	90	9,0	26	40,0	45,0	3,0	161,5	4,261
165	90	9,0	26	50,0	40,0	3,0	154,7	4,081
166	90	9,0	26	50,0	45,0	3,0	145,3	3,833
167	90	9,0	29	40,0	40,0	3,0	175,9	4,640
168	90	9,0	29	40,0	45,0	3,0	167,3	4,415
169	90	9,0	29	50,0	40,0	3,0	160,2	4,227
170	90	9,0	29	50,0	45,0	3,0	149,2	3,937

Anhang D - Ergebnisse der Bauteilzugversuche

Tabelle D-1: Ergebnisse der Bauteilzugversuche von Winkelprofilanschlüssen mit einem Verbindungsmittel

Bauteil				Geometrie (gemessen) [mm]								Ergebnisse Zugversuch				Chemische Analyse [%]									
Nummer	Profilquerschnitt	Profilbreite	Profildicke	Breite Schenkel a	Breite Schenkel b	Dicke Schenkel a	Dicke Schenkel b	Nietanzahl n	Nietlochdurchmesser d_L	Lochrandabstand e_1 längs	Lochrandabstand e_2 quer	Bruchkraft (gemessen) [kN]	Bauteiltemperatur [°C]	Bruchtyp	Streckgrenze R_{eL} [N/mm²] (Zugversuch nach EN ISO 6892-1)	Zugfestigkeit R_m [N/mm²]	Kohlenstoff C	Silizium Si	Mangan Mn	Phosphor P	Schwefel S	Kupfer Cu	Aluminium Al	Stickstoff N
1	L40x4	40	4	40,1	39,4	4,9	4,5	1	13,5	22,0	19,1	38,1	-5	L-S	280	399	0,02	0,00	0,40	0,032	0,018	0,02	0,005	0,0183
6	L40x5	40	5	40,1	39,2	4,4	4,6	1	12,4	20,4	19,0	30,2	-5	L-S	277	389	0,03	0,00	0,40	0,032	0,019	0,02	0,003	0,0191
7	L65x7	65	7	66,4	65,1	7,3	7,2	1	24,0	34,5	30,8	117,5	-5	L-SS	302	494	0,14	0,02	0,50	0,061	0,017	0,02	0,000	0,0140
8	L50x6	50	6	50,8	50,4	6,4	5,7	1	16,4	33,1	21,1	81,9	-5	L-SS	304	430	Nur Trägergas-Heißextraktion durchgeführt							0,0124
13	L60x6	60	6	60,3	61,5	6,3	6,0	1	20,5	32,7	24,2	72,8	-5	L-SS	297	413	0,02	0,00	0,44	0,047	0,016	0,14	0,005	0,0138
17	L65x7	65	7	66,7	65,7	6,5	8,7	1	23,9	35,3	31,1	95,8	-5	L-SS	316	471	0,03	0,00	0,33	0,041	0,023	0,01	0,000	0,0208
18	L60x6	60	6	59,6	62,5	6,3	6,0	1	20,1	30,3	23,9	67,1	-5	L-SS	304	429	0,03	0,01	0,44	0,045	0,013	0,14	0,008	0,0159
19	L40x4	40	4	40,8	40,5	4,6	4,3	1	13,3	25,1	18,4	39,2	-5	L-SS	322	459	0,03	0,01	0,49	0,045	0,013	0,11	0,008	0,0149
20	L65x7	65	7	66,7	66,1	7,2	6,8	1	23,9	36,7	30,4	116,1	20	L-HS	316	471	0,03	0,00	0,33	0,041	0,023	0,01	0,000	0,0208
21	L40x4	40	4	41,5	41,1	4,9	4,9	1	13,6	26,3	18,6	43,4	-5	L-SS	304	461	0,03	0,00	0,40	0,028	0,016	0,06	0,000	0,0175
24	L40x5	40	5	39,8	41,2	5,0	5,3	1	13,5	26,4	19,0	47,1	-5	L-SS	312	463	0,07	0,01	0,42	0,027	0,016	0,06	0,004	0,0175
25	L65x7	65	7	66,1	65,7	7,3	7,1	1	21,2	29,8	29,9	105,3	20	L-S	291	429	0,02	0,00	0,49	0,054	0,022	0,08	0,002	0,0114
26	L40x4	40	4	41,0	40,5	4,4	4,4	1	11,5	20,7	16,8	42,9	-5	L-SS	299	423	0,04	0,01	0,35	0,043	0,019	0,02	0,010	0,0152
28	L50x5	50	5	49,0	49,6	5,9	5,2	1	16,9	25,2	22,9	67,2	-5	L-SS	312	430	0,03	0,00	0,33	0,039	0,012	0,01	0,006	0,0195
29	L65x7	65	7	66,3	65,1	7,7	7,2	1	22,7	34,6	29,2	83,6	-5	L-SS	316	470	0,03	0,07	0,01	0,033	0,044	0,02	0,010	0,0130
31	L50x5	50	5	49,6	49,8	5,0	5,0	1	16,4	31,7	19,7	59,0	-5	L-SS	351	524	Nur Trägergas-Heißextraktion durchgeführt							0,0226
40	L40x4	40	4	39,4	39,6	4,4	4,2	1	14,2	28,8	17,5	38,1	20	L-HS	306	417	0,02	0,00	0,34	0,034	0,011	0,02	0,008	0,0162
41	L60x6	60	6	60,4	59,3	6,3	7,0	1	20,4	33,1	24,5	82,6	-5	L-SS	319	441	0,03	0,01	0,36	0,030	0,015	0,02	0,008	0,0210

Tabelle D-2: Ergebnisse der Bauteilzugversuche von Winkelprofilanschlüssen mit mehreren Verbindungsmitteln

Bauteil		Geometrie (gemessen) [mm]						Ergebnisse Zugversuch					Chemie
Nummer	Profilquerschnitt	Profilbreite	Profildicke	Nietanzahl n	Nietlochdurchmesser d_L	Lochrandabstand w_1	Lochrandabstand w_2	Bruchkraft (gemessen) [kN]	Bauteiltemperatur [°C]	Bruchtyp	Streckgrenze R_{eL} [N/mm²] (Zugversuch nach EN ISO 6892-1)	Zugfestigkeit R_m [N/mm²]	Stickstoff [%]
1	L100x10	100	10	10	20	55		480	-20	spröde	291	390	0,0171
2	L130x12	130	12	10	24	50	90	960	-20	spröde	311	409	0,0169
3	L65x7	65	7	8	16	35		193	-20	spröde	249	374	0,0132
4	L100x10	100	10	10	22	55		479	-20	spröde	242	358	0,0149
5	L130x12	130	12	10	26	65		885	-20	spröde	260	355	0,0128