

MAX JONAS SPANNAUS

Bemessung von Erzeugnissen
aus Stahlguss unter vorwiegend
ruhender Beanspruchung

Max Jonas Spannaus

**Bemessung von Erzeugnissen aus Stahlguss unter
vorwiegend ruhender Beanspruchung**

BAND 5

Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine
Berichte zum Stahl- und Leichtbau

Bemessung von Erzeugnissen aus Stahlguss unter vorwiegend ruhender Beanspruchung

von
Max Jonas Spannaus

Karlsruher Institut für Technologie
Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine

Bemessung von Erzeugnissen aus Stahlguss unter vorwiegend
ruhender Beanspruchung

Zur Erlangung des akademischen Grades eines Doktor-Ingenieurs
von der Fakultät für Bauingenieur-, Geo- und Umweltwissenschaften des
Karlsruher Instituts für Technologie (KIT) genehmigte Dissertation

von Dipl.-Ing. Max Jonas Spannaus aus Filderstadt

Tag der mündlichen Prüfung: 15. Juli 2016

Referent: Prof. Dr.-Ing. Thomas Ummenhofer

Korreferent: Dr.-Ing. Dipl. Wirt.-Ing. Martin Mensinger

Impressum



Karlsruher Institut für Technologie (KIT)
KIT Scientific Publishing
Straße am Forum 2
D-76131 Karlsruhe

KIT Scientific Publishing is a registered trademark of Karlsruhe
Institute of Technology. Reprint using the book cover is not allowed.

www.ksp.kit.edu



*This document – excluding the cover, pictures and graphs – is licensed
under the Creative Commons Attribution-Share Alike 3.0 DE License
(CC BY-SA 3.0 DE): <http://creativecommons.org/licenses/by-sa/3.0/de/>*



*The cover page is licensed under the Creative Commons
Attribution-No Derivatives 3.0 DE License (CC BY-ND 3.0 DE):
<http://creativecommons.org/licenses/by-nd/3.0/de/>*

Print on Demand 2016

ISSN 2198-7912

ISBN 978-3-7315-0560-0

DOI: 10.5445/KSP/1000057630

*So eine Arbeit wird eigentlich nie fertig, man muß sie für fertig erklären,
wenn man nach Zeit und Umständen das Mögliche getan hat.*

Johann Wolfgang von Goethe (1749 - 1832)

Vorwort

An erster Stelle möchte ich mich bei meinem Doktorvater Prof. Dr.-Ing. Thomas Umnenhofer für das mir entgegenbrachte Vertrauen und die Freiheiten während der Beantragung und Bearbeitung des Forschungsprojektes sowie seine Unterstützung bei dieser Arbeit bedanken. Als Mitarbeiter an seinem Institut wurde mir die Möglichkeit gegeben, neben der Forschungsarbeit auch weitreichende Einblicke in verschiedenste Tätigkeitsfelder wie der Schweißtechnik, der Bauteil- und Werkstoffprüfung, der Überwachungstätigkeit sowie der Schadenskunde zu bekommen, so dass letztlich auch die Idee und Motivation für die vorliegende Arbeit entstand.

Weiterhin möchte ich mich bei Prof. Dr.-Ing. Martin Mensinger für sein Interesse an dieser Arbeit sowie die Übernahme des Korreferats herzlich bedanken.

Gerhard Steidel, Prof. Dr.-Ing. Michael Volz und Prof. Dr.-Ing. Perter Knödel möchte ich für die zahlreichen fachlichen Diskussionen und die Beratung bei allen Fragen zum Thema Werkstoffe, Schweißen und Gießereiwesen sowie der stets außerordentlichen Unterstützung bei all meinen Tätigkeiten an der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine danken.

Für die Bereitstellung der Probekörper, die stets aktive und beratende Tätigkeit im Projektbegleitenden Ausschuss und der immer offenen Tür für Fragen im Bereich des Gießereiwesens möchte ich Herrn de Buhr von der Friedrich Wilhelms-Hütte Stahlguss GmbH sowie Herrn Müller vom Stahl- und Hartgußwerk Bösdorf GmbH danken. Auch den weiteren Mitgliedern des Projektbegleitenden Ausschusses danke ich herzlich für die kritische und hilfreiche Mitarbeit an diesem Projekt.

Für die tatkräftige Unterstützung bei der Probenherstellung und der Versuchsdurchführung möchte ich mich bei allen Labormitarbeitern bedanken.

Nicht zuletzt möchte ich allen Kollegen am Institut für die Unterstützung und hilfreichen Diskussionen danken. Ich habe während der besonderen Zeit an der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine viele Freunde gefunden!

Mein ganz besonderer Dank gilt meiner Frau Tania, meinen Kindern Felix und Paula und meiner Familie, die mich stets moralisch unterstützt und motiviert haben.

Kurzfassung

Da beim Einsatz von Stahlguss die innere Beschaffenheit den rechnerisch ansetzbaren Bauteilwiderstand direkt beeinflusst, muss eine Anforderung in Form einer Gütestufe schon in der Entwurfs- und Planungsphase festgelegt werden. Eine sinnvolle Entscheidungsgrundlage bezüglich der Auswahl einer Qualitätsstufe in Abhängigkeit der Beanspruchung gibt es derzeit jedoch nicht.

In der vorliegenden Arbeit werden daher zwei Bemessungskonzepte für den Tragfähigkeitsnachweis von vorwiegend ruhend beanspruchten Bauteilen aus Stahlguss in Abhängigkeit von der Gütestufe entwickelt. Die Grundlage dafür legen experimentelle Untersuchungen an Zugproben mit unterschiedlichen realen Gussfehlern aus den Werkstoffen G20Mn5 und G22NiMoCr5-6 sowie rissbehaftete, gekerbte Vierpunktbiegeproben mit unterschiedlichen Wanddicken, geprüft bei tiefen Temperaturen.

Aufbauend auf diesen Untersuchungen wird ein Konzept für den Nachweis von Stahlgussstücken auf Basis von FEM-Berechnungen abgeleitet, so dass für Erzeugnisse aus Stahlguss eine elastisch-plastische Bauteilauslegung trotz angenommener Gussfehler ermöglicht wird. Zusätzlich zu dieser detaillierten Berechnungsmethode wird für die baupraktische Anwendung ein vereinfachtes Nachweiskonzept, angelehnt an das Vorgehen des Sprödbuchnachweises nach EC3-1-10, hergeleitet. Dabei wird die bruchmechanische Berechnung für den Nachweis der Sprödbuchbarkeit in einen rein spannungsbasierten Nachweis überführt, so dass für den Tragwerksplaner die Möglichkeit besteht, mit einfachen Mitteln eine hinsichtlich der Beanspruchung abgestufte Qualitätsanforderung zu definieren.

Abstract

Since the internal condition directly influences the calculated component resistance by using cast steel, the requirement of a quality grade already has to be determined during the design and planning phase. However, a meaningful basis for decisions is currently not available regarding the selection of a quality grade depending on the stress.

In the present thesis are therefore two design concepts developed for the proof of the load-bearing capacity of predominantly static loadings of components made of cast steel in dependence of the quality grade. The basis for this are experimental investigations on tensile tests with different actual casting defects made from the materials G20Mn5 and G22NiMoCr5-6 as well as cracked notched 4-point-bending tests with different wall thicknesses, tested at low temperature.

Based on these investigations a concept is derived for the proof of steel castings on the basis of FEM calculations, so that for products made of cast steel an elastic-plastic component design is enabled despite assumed casting defects. In addition to this detailed dimensioning concept, a simplified design concept is deduced, inspired by the approach of the brittle fracture verification according to EC3-1-10. Thereby, the fracture mechanical calculation for the verification of the resistance to brittle fracture is transferred in a purely stress-based proof, so that for a structural engineer it is possible to define by simple means quality requirements with regard to the graduated strain.

Inhaltsverzeichnis

Abkürzungsverzeichnis	xi
Symbolverzeichnis	xv
1 Einleitung	1
1.1 Motivation und Problemstellung	1
1.2 Aufbau der Arbeit	5
2 Wissensstand	7
2.1 Ungänsen im Stahlguss	7
2.2 Bemessung von Erzeugnissen aus Stahlguss	10
2.3 Besonderheiten in den technischen Lieferbedingungen	17
2.3.1 Zulässigkeitsgrenzen	18
2.3.2 Innere Beschaffenheit	18
2.3.3 Oberflächenfehler	22
2.4 Fehlervermeidung durch numerische Simulation	23
2.5 Bewertung von Erzeugnissen aus Stahlguss in der Literatur	25
2.6 Nachweis zur Vermeidung von Sprödbruch	33
2.6.1 Historisches	33
2.6.2 Nachweis nach EN 1993-1-10	35
3 Experimentelle Untersuchungen	41
3.1 Zugproben mit realen Gussfehlern	42
3.1.1 Auslegung der Probekörper	42
3.1.2 Herstellung der Probekörper	44
3.1.3 Mechanisch-technologische Werkstoffkennwerte	46
3.1.4 Innere Beschaffenheit	59
3.1.5 Zugversuche an Proben mit realen Fehlstellen bei RT	64
3.1.6 Zugversuche an Proben mit realen Fehlstellen bei -50 °C	71
3.2 Vierpunktbiegeversuche mit ungünstiger Fehlerverteilung	74

3.2.1	Auslegung der Probekörper	74
3.2.2	Vierpunktbiegeversuche bei Tieftemperatur	78
3.2.3	Werkstoffkennwerte und Bewertung	82
4	Bewertung von Gussfehlern auf Basis der Bruchmechanik	87
4.1	Berechnung des J-Integrals als Bruchkriterium	89
4.2	Mindestanforderungen an den Risswiderstand	93
4.3	Abbilden gusstypischer Fehler mit Hilfe der FEM	97
4.3.1	Werkstoffmodell	98
4.3.2	Modell mit genauer Fehlergeometrie	100
4.4	Traglastberechnungen mit der FEM	110
4.5	Traglastberechnungen mit Handrechenformeln	115
5	Verallgemeinertes Bemessungskonzept für Stahlgussbauteile	121
5.1	Reduzierung des Spannungsquerschnitts auf Grundlage der ZfP	123
5.1.1	Zulässige Fehler für räumliche Reflektoren	125
5.1.2	Zulässige Fehler für Reflektoren mit in Wanddicken- richtung ausgerichteten flächigen Anzeigen	126
5.1.3	Schlussfolgerung	128
5.2	Erweiterte Anforderungen an die ZfP	130
5.3	Berücksichtigung von Querschnittsverlusten durch Gussfehler	134
5.4	Vereinfachtes Bemessungskonzept für Erzeugnisse aus Stahlguss	138
5.4.1	Wahl eines Standardbemessungsfalls	139
5.4.2	Bemessungsrissgröße	142
5.4.3	Abminderungsfaktor R_{GS} auf Basis einheitlicher bruchmechanischer Berechnungen	149
5.4.4	Abminderungsfaktor R_{frac} zur Berücksichtigung ausreichender Sicherheit gegen Sprödbruch	153
6	Zusammenfassung und Ausblick	163
6.1	Zusammenfassung	163
6.2	Ausblick	165
	Literaturverzeichnis	167

Anhang

A	Spannungsintensitätsfaktoren	179
A.1	Halbelliptischer Oberflächenriss	179
A.2	Elliptischer Innenriss	181
A.3	Längssteife	183
B	Zugproben mit Fehlstellen bei RT	185
B.1	Gießerei A, G20Mn5	185
B.2	Gießerei B, G20Mn5	188
B.3	Gießerei A, G22NiMoCr5-6	190
B.4	Gießerei B, G22NiMoCr5-6	194
C	Zugproben mit Fehlstellen bei -50 °C	197
C.1	Gießerei A, G20Mn5	197
C.2	Gießerei B, G20Mn5	200
C.3	Gießerei A, G22NiMoCr5-6	203
C.4	Gießerei B, G22NiMoCr5-6	205
D	Großbauteilversuche	207

Abkürzungsverzeichnis

ASTM	American Society for Testing and Materials
CAD	Computer-Aided Design
CCT	Center-Cracked-Tension
CE	Communauté Européenne, deutsch: Europäische Gemeinschaft
CEGB	Central Electricity Generating Board
CT	Computertomographie
DAC	Distance Amplitude Correction-Kurve
DAST	Deutscher Ausschuss für Stahlbau
DECT	Double-Edge-Cracked-Tension
DEKRA	Deutscher Kraftfahrzeug-Überwachungs-Verein
DGZfP	Deutsche Gesellschaft für Zerstörungsfreie Prüfung e. V.
DIN	Deutsches Institut für Normung e. V.
DNV	Det Norske Veritas
EC3	Eurocode 3
EN	Europäische Norm
EPBM	Elastisch-plastische Bruchmechanik
EXC	Execution Class nach EN 1090
FAD	Failure Assessment Diagramm
FEM	Finite-Elemente-Methode
FKM	Forschungskuratorium Maschinenbau e. V.

FWH	Friedrich Wilhelms-Hütte Stahlguss GmbH
GJS	Gusseisen mit Kugelgraphit
GL	Germanischer Lloyd
GS	Gütestufe
IGF	Industrielle Gemeinschaftsforschung
ISO	International Organization for Standardization
KIT	Karlsruher Institut für Technologie
KSR	Kreisscheiben-Reflektor
LEBM	Linear-elastische Bruchmechanik
LW	Lastwechsel
MT	Magnetpulverprüfung
NA	Nationaler Anhang
POD	Probability of Detection
PT	Penetrant Testing – Farbeindringprüfung
RT	Radiographic Testing – Durchstrahlungsprüfung
RT	Raumtemperatur
SENB	Single Edge Notch Bend
SEW	Stahl-Eisen-Werkstoffblätter
SHB	Stahl- und Hartgusswerk Bösdorf GmbH
SINTAP	Structural Integrity Assessment Procedure
STL	Stereolithografie
UT	Ultrasonic Testing – Ultraschallprüfung
VARP	Vakuum-Argon-Raffinations-Prozess

- VT Visual Testing – Visuelle Prüfung
ZfP Zerstörungsfreie Prüfung
ZiE Zustimmung im Einzelfall

Symbolverzeichnis

A	Querschnittsfläche
A	Bruchdehnung
C	Rissfortschrittsparameter
E	Elastizitätsmodul
J_c	kritischer Wert des J-Integrals
J_i	J-Integral bei Initiierung von stabilem Bruch (einsetzende Rissverlängerung)
J_{mat}	Werkstoffgrenzwert gegen Risseinleitung bzw. Beginn der stabilen Rissausbreitung
J_{max}	J-Integral bei Erreichen des Lastmaximums im Bruchmechanikversuch, nach vorangegangener Rissinitiierung (J_i)
J_u	J-Integral bei sprödem Versagen, nach vorangegangener Rissinitiierung (J_i), vor Erreichen des Lastmaximums (J_{max})
K_{Ic}	kritischer Spannungsintensitätsfaktor für eine Mode I Belastung
KV	Kerbschlagarbeit
K_{appl}^*	mit R6-Routine erhöhter Spannungsintensitätsfaktor unter Berücksichtigung plastischer Verformung im Rissligament
K_{appl}	Wert des einwirkenden Spannungsintensitätsfaktors ($\sigma_p + \sigma_s$)
K_{Mat}	Bruchzähigkeit des Werkstoffs
K_m	Korrekturfaktor zur Berücksichtigung der Mehrachsigkeit im Werkstoffmodell
K_t	elastische Formzahl, Definition nach FKM-Richtlinie
L_r	Plastifizierungsgrad des Rissligaments

M_{el}	elastisches Grenzmoment
$M_{k,i}$	Korrekturfunktion zur Ermittlung des Spannungskonzentrationsfaktors (Geometriefaktor)
M_{pl}	plastisches Grenzmoment
N_{el}	elastische Grenztragfähigkeit für eine Normalkraftbeanspruchung
N_{pl}	plastische Grenztragfähigkeit für eine Normalkraftbeanspruchung
N	Anzahl von Lastspielen
P_f	Überschreitungswahrscheinlichkeit bei der Bestimmung des Werkstoffwiderstandes K_{Mat} bzw. JF_{mat}
R_{GS}	Abminderungsfaktor in Abhängigkeit der gewählten Gütestufe. Dieser berücksichtigt neben der zulässigen Gesamtfehlerfläche auch die zulässige Einzelfehlergröße
R_e	obere Streckgrenze R_{eH} bzw. Dehngrenze $R_{p0,2}$
R_{frac}	Abminderungsfaktor zur einheitlichen Bewertung der Sprödbruchsicherheit unabhängig von der Gütestufe
$R_{GS,frac}$	Abminderungsfaktor zur Bewertung der Sprödbruchsicherheit in Abhängigkeit der Gütestufe
$R_{GS,imp}$	Abminderungsfaktor zur Berücksichtigung der erhöhten Nennspannung aufgrund eines reduzierten Spannungsquerschnitts in Abhängigkeit der Gütestufe
R_m	Zugfestigkeit
T_{27J}	Temperatur, bei der die Kerbschlagarbeit 27 Joule beträgt
T_{Ed}	Bezugstemperatur nach EC3-1-10
T_{K100}	Temperatur bei einer Risszähigkeit von $K = 100 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$
T	Temperatur

V	Querkraftbeanspruchung
W	Widerstandsmoment
Y_i	Korrekturfunktion zur Ermittlung des Spannungskonzentrationsfaktors
ΔT_σ	Temperaturverschiebung infolge von Spannungen, der Streckgrenze des Werkstoffs, der angenommenen rissähnlichen Imperfektionen, der Bauteilform und der Abmessungen nach EC3-1-10
a_0	Tiefe des angenommenen Anfangsrisses
a_d	Tiefe des bemessungsrelevanten Risses nach vorhergehender Rissvergrößerung aus einer Ermüdungsbeanspruchung
b_{eff}	Länge der Rissfront
j_G	Teil-Sicherheitsfaktor für Gussbauteile nach FKM-Richtlinie
k_{R6}	Korrekturfunktion zur Berücksichtigung plastischer Verformung im Rissligament
m	Rissfortschrittsparameter
t	Erzeugnisdicke
w	Erzeugnisbreite
$\Delta K_{I,\text{th}}$	Threshold-Wert für Mode I (Schwellenwert für die Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors für Mode I)
ΔK	zyklischer Spannungsintensitätsfaktor
ΔT_G	zusätzliche Temperaturverschiebung für Stahlguss im Sprödbruchnachweis des EC3-1-10
ΔT_R	Sicherheitselement in Form einer Temperaturverschiebung nach EC3
Δa	Rissvergrößerung des angenommenen Anfangsrisses verursacht durch eine Ermüdungsbeanspruchung

$\Delta\sigma$	Schwingbreite infolge einer Ermüdungsbeanspruchung
γ_F	Teilsicherheitsbeiwert für Einwirkungen
ε	Dehnung
η	Ausnutzungsgrad nach EC3-1-8/NA
κ	querschnittsabhängiger Korrekturfaktor zur Berechnung der Schubfläche
σ_m	Membranspannungen (konstant über die Wand)
σ_p	Primärspannungen aus äußeren Lasten
σ_s	Sekundärspannungen aus Zwängungen, Montage und Fertigung
σ	Spannung

1 | Einleitung

1.1 Motivation und Problemstellung

Der Einsatz von Stahlguss als Konstruktionswerkstoff erfolgt im Bauwesen im Wesentlichen aus zwei Gründen. Zum einen gibt es technische Vorteile, wie zum Beispiel das Verschieben der Schweißnaht aus dem Bereich hoher Spannungen im direkten Anschlussbereich (einfachere und zuverlässigere Schweißnaht), die Realisierung einer an den Kraftfluss angepassten Geometrie, besonders in Bezug auf die Wanddicke, oder die Verringerung von Formzahlen durch die Ausführung kontinuierlicher Übergänge. Der zweite Grund ist die Möglichkeit, aus ästhetischer Sicht Bauteile nahezu ohne Einschränkungen gestalten zu können. Dadurch lassen sich auch architektonisch anspruchsvolle Querschnittsgeometrien mit oftmals bionisch inspirierten Freiformen realisieren, die durch Schweißkonstruktionen nicht oder nur mit sehr großer mechanischer Nachbearbeitung umgesetzt werden können.

Es finden sich zahlreiche Beispiele für den erfolgreichen Einsatz von Stahlguss als Konstruktionswerkstoff im Bauwesen [58, 82, 87, 95]. In Bild 1.1 sind exemplarisch zwei bekannte Beispiele für vorwiegend ruhend beanspruchte Tragstrukturen mit Knotenpunkten aus Stahlguss dargestellt. Das Erste zeigt die von Olafur Eliasson entworfene tragende Fassade des Konzert- und Konferenzzentrums Harpa in Reykjavik. Für die Tragstruktur der Fassade wurden knapp 1000 räumliche, verglaste Prismenkörper miteinander verschraubt. Alle Knotenpunkte der zwölfseitigen „Bricks“ wurden aus Stahlguss ausgeführt. Da diese räumlichen Bausteine, inspiriert von den vulkanischen Basaltsäulen der Insel (siehe auch Bild 3.35), scharfe Kanten mit sehr kleinen Radien aufweisen, zeigt dieses Beispiel, dass die technischen Vorteile von Gussbauteilen aus architektonischen Gründen jedoch oftmals nicht ausgenutzt werden. Das zweite Bild zeigt eine Baumstütze des von Meinhard von Gerkan entworfenen Flughafengebäudes in Stuttgart. Bei dieser Tragstruktur werden die gesamten Dachlasten über engmaschige „Zweige“ mit geringem Durchmesser in „Äste“ abgetragen, die wiederum in einem „Stamm“, bestehend aus vier größeren Rundhohlprofilen, zusammengeführt werden. Auch bei dieser Konstruktion wurde die große Zahl an unterschiedlichen

Knotenpunkten aus Stahlguss realisiert, wodurch eine gelungene bionisch inspirierte Tragstruktur realisiert werden konnte. Durch eine an die Beanspruchung angepasste Profilauswahl entstand eine schlanke, aufgelöste Struktur.



Bild 1.1: Beispiele für den Einsatz von Stahlguss; links: Fassade des Konzert- und Konferenzzentrums Harpa in Reykjavik, rechts: Baumstütze des Flughafengebäudes in Stuttgart

Auch wenn der Werkstoff Stahlguss im Bauwesen schon bei einer Vielzahl von exponierten Bauwerken zum Einsatz gekommen ist, nimmt er dennoch eine Nischenstellung ein. Ein wesentlicher Grund hierfür ist, dass es derzeit keine oder nur unzureichende Regelungen hinsichtlich der Bemessung sowie der technischen Lieferbedingungen gibt. Im Gegensatz zur gewohnten Bemessung mit Halbzeugen aus gewalztem Stahl muss der Tragwerksplaner beim Einsatz von Stahlguss schon in der Entwurfs- und Planungsphase die innere Beschaffenheit eines Bauteils festlegen, da diese den rechnerisch ansetzbaren Bauteilwiderstand maßgeblich beeinflusst. Die aktuell existierenden Normen und Richtlinien bieten jedoch keine Entscheidungsgrundlage für die sinnvolle Auswahl einer Gütestufe. Auch die europäische Normenreihe Eurocode 3 (EC3) für die Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten beinhaltet keine Regelungen zum Einsatz von Stahlguss.

Hauptgrund hierfür ist, dass im Gegensatz zu Produkten aus Walzstahl bei Erzeugnissen aus Stahlguss prozessbedingt immer von Ungängen auszugehen ist. Durch den Einsatz moderner Schmelz- und Gießverfahren sowie der Möglichkeit, den Herstellungsprozess mit Hilfe numerischer Gießprozess- und Erstarrungssimulationen zu optimieren, können heutzutage schon für Kleinserien oder Einzelbauteile hohe Aus-

führungsqualitäten realisiert werden. Je höher jedoch die Anforderungen an die innere Beschaffenheit durch den Tragwerksplaner gewählt werden, desto größer wird der Aufwand bei der Herstellung, bedingt durch komplexe Gießsysteme und einem erhöhten Nachbearbeitungsaufwand der Bauteile.

Da ein Gussbauteil jedoch in den seltensten Fällen über den gesamten Querschnitt voll ausgenutzt wird, ist es aus technischen und wirtschaftlichen Gesichtspunkten sinnvoll, die Qualitätsanforderungen in Abhängigkeit des Ausnutzungsgrades abzustufen. Das heißt im Bereich hoher Spannungen, wie beispielsweise bei Anschweißflanken oder im Bereich geometrischer Kerben, ist es sinnig, ähnlich wie bei Erzeugnissen aus gewalztem Stahl, sehr hohe Qualitäten zu fordern und Fehler mit messbarer Ausdehnung oder Risse nicht zuzulassen. Alternativ kann durch eine sinnvolle, konstruktive Gestaltung, beispielsweise eine Erhöhung der Wanddicke mit zunehmendem Abstand zur Schweißnahtflanke oder einer Vergrößerung des Querschnitts im „Hotspot“-Bereich (siehe Bild 1.2), das Spannungsniveau so reduziert werden, dass vorhandene Ungängen bis zu einer gewissen Größe toleriert werden können.

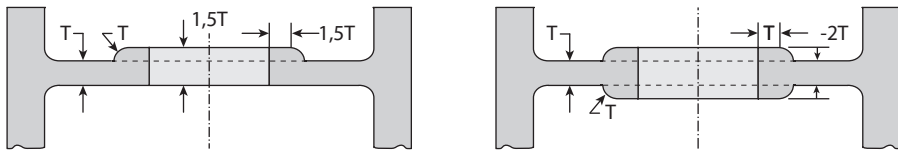


Bild 1.2: Beispiel für die konstruktive Gestaltung einer Stegöffnung in einem Gussbauteil [17]

Da eine Bemessung von Bauteilen mit herstellungsbedingten Ungängen durch den EC3 nicht geregelt wird und systematische wissenschaftliche Untersuchungen zum Einfluss von Ungängen in Abhängigkeit einer Gütestufe fehlen, gibt es für den Tragwerksplaner keine Entscheidungsgrundlage, eine tolerierbare Fehlergröße in Form einer Gütestufe zu wählen. Hierdurch bleibt die Auslegung von Bauteilen aus Stahlguss derzeit Tragwerksplanern mit Expertenwissen vorbehalten und kann nur über eine Zustimmung im Einzelfall (ZiE) erfolgen.

Auf nationaler Ebene gibt es durch die DIN EN 1993-1-8/NA [39] zwar Regelungen zur Verwendung von Erzeugnissen aus Stahlguss, jedoch lassen sich durch diese auf-

grund von Einschränkungen hinsichtlich der Festigkeit, der zulässigen Wanddicke sowie dem fehlenden Nachweis der ausreichenden Sicherheit gegen sprödes Bauteilversagen Tragstrukturen nicht sinnvoll bemessen.

In dieser Arbeit sollen daher Grundlagen für die Bemessung von vorwiegend ruhend beanspruchten Erzeugnissen aus Stahlguss unter Berücksichtigung zulässiger Ungängen erarbeitet werden. Diese stützen sich zum einen auf umfangreiche experimentelle Untersuchungen an Probekörpern mit realen Werkstoffungängen und zum anderen auf Großbauteilversuche mit künstlich eingebrachten Fehlstellen (Rissen). Weiterhin werden anhand der experimentellen Untersuchungen numerische Modelle zur Bemessung imperfekter Bauteile kalibriert. Ziel ist es, auf Basis der bestehenden Regelungen für die zerstörungsfreien Prüfverfahren (Ultraschallprüfung) und der darin enthaltenen Einteilung in Gütestufen, zulässige Ausnutzungsgrade für die Bemessung zu definieren. Daraus ergeben sich die folgenden Schwerpunkte dieser Arbeit.

Rechnerische Bewertung gusstypischer Fehler. Für die Erarbeitung eines Bemessungskonzepts wird zunächst untersucht, wie gusstypische Ungängen rechnerisch sicher erfasst werden können. Dazu werden Bauteile mit realen Gussfehlern geprüft, um eine rechnerische Nachweismethode zu kalibrieren und die verschiedenen Einflussfaktoren wie Fehlerlage, Größe, Beschaffenheit sowie die Einsatztemperatur zu untersuchen.

Anwenderfreundliches Bemessungskonzept unter Berücksichtigung des Nachweises einer ausreichenden Sicherheit gegen sprödes Bauteilversagen. Aus den Zulässigkeitsgrenzen der Ultraschallprüfnorm für Erzeugnisse aus Stahlguss [28, 29] werden zunächst für jede Gütestufe Worst-Case-Fehlerverteilungen abgeleitet. Ausgehend von diesen werden Reduktionsfaktoren für die rechnerisch ansetzbare Streckgrenze abgeleitet, die auf den zulässigen Querschnittschwächungen und Einzelfehlergrößen sowie einem vereinheitlichten Sprödbbruchnachweis basieren (angelehnt an das Vorgehen nach EN 1993-1-10 [37]).

Numerisches Nachweiskonzept zur Berücksichtigung von Traglastreserven. Die Bemessung auf Grundlage eines Worst-Case-Szenarios ermöglicht dem Tragwerksplaner

zwar einen einfachen Nachweis ohne besondere Kenntnisse im Bereich der Bruchmechanik, ist jedoch für reale Bemessungsszenarien oftmals stark konservativ. Daher soll zusätzlich zum „Handrechenkonzept“ ein numerisches Nachweisverfahren für die Ausnutzung von Traglastreserven aufgezeigt werden.

1.2 Aufbau der Arbeit

Die vorliegende Arbeit gliedert sich wie folgt:

Kapitel 2 gibt den aktuellen Wissensstand zum Einfluss von Ungänzen auf das Tragverhalten von Erzeugnissen aus Stahlguss wieder. Dazu wird zunächst auf mögliche herstellungsbedingte Ungänzen sowie das Vermeiden dieser durch moderne Gießprozesssimulationen eingegangen. Anschließend werden die aktuellen technischen Regelwerke für die Bemessung sowie die technischen Lieferbedingungen vorgestellt. Weiterhin erfolgt eine Zusammenfassung der wissenschaftlichen Literatur zur Bewertung von Ungänzen auf die Tragfähigkeit von Bauteilen. Abschließend wird auf den Nachweis zur Vermeidung von Sprödbruch eingegangen, da dieser für die Bemessung fehlerbehafteter Bauteile oftmals maßgebend wird.

Kapitel 3 beschreibt die durchgeführten eigener experimentellen Untersuchungen. Um den Einfluss realer Gussfehler auf das Tragverhalten aufzuzeigen, wird zu Beginn auf die Auslegung von Probekörpern mit erzwungenen Erstarrungslunkern eingegangen. Anschließend werden die Ergebnisse der umfangreichen Untersuchungen zur Ermittlung der inneren Beschaffenheit sowie der mechanisch-technologischen Werkstoffkennwerte dargestellt. Aufbauend darauf werden die Ergebnisse der Zugversuche an Probekörpern mit realen Fehlern bei Raumtemperatur und -50 °C bewertet und diskutiert.

Für die Kalibrierung einer Bemessungsmethodik werden neben den Probekörpern mit realen Ungänzen Vierpunktbiegeversuche an unterschiedlich großen, gekerbten Probekörpern mit „künstlichen“ Fehlern (Rissen) bei tiefer Temperatur durchgeführt. Diese experimentellen Untersuchungen bilden ein ungünstiges Bemessungsszenario ab. Auch hier erfolgt neben der Beschreibung bezüglich der Auslegung, Bearbeitung und Prüfung der Proben eine Bewertung und Diskussion der Ergebnisse.

Kapitel 4 erläutert die Kalibrierung eines numerischen Modells für die Traglastermittlung von Erzeugnissen aus Stahlguss mit Werkstoffungängen anhand der experimentellen Untersuchungen. Nach einer Beschreibung des gewählten Bruchkriteriums werden zunächst die Einflüsse der Fehlergeometrie, -lage und -größe untersucht. Darauf aufbauend wird gezeigt, wie gusstypische Fehler auch ohne detaillierte Fehlerbeschreibungen sicher approximiert werden können. Um die Übertragbarkeit der numerischen Berechnungsmethode auf ungünstige Bemessungsszenarien abzusichern, werden Großbauteilversuche numerisch nachgerechnet und eine Nachweismethode zur Berücksichtigung plastischer Reserven vorgestellt. Abschließend wird aufgrund des hohen Rechenaufwandes bei der numerischen Nachweismethode auf die Bewertung von Gussfehlern mit Hilfe tabellierter Lösungen für die Spannungsintensitätsfaktoren und Grenzlasten eingegangen.

Kapitel 5 umfasst die Herleitung einer verallgemeinerten, vereinfachten Bemessungsmethode in Abhängigkeit der Gütestufe. Dazu wird eine anzusetzende Worst-Case-Fehlerverteilung und -größe aus den ZfP-Normen für die Ultraschallprüfung abgeleitet. Ausgehend von diesen wird ein Abminderungsfaktor zur Berücksichtigung von Spannungserhöhungen aus Querschnittsverlusten sowie des größten zulässigen Einzelfehlers in Bezug auf den Sprödbruchnachweis abgeleitet. Weiterhin werden für den bruchmechanischen Nachweis Tabellenlösungen in Abhängigkeit der Bezugstemperatur, der Erzeugnisdicke, der Bauteilausnutzung, des Werkstoffs sowie der Bauteilgeometrie bereitgestellt, so dass für den Tragwerksplaner letztlich eine rein spannungsbasierte Auslegung ohne bruchmechanische Berechnungen ermöglicht wird.

Kapitel 6 fasst die in dieser Arbeit gewonnenen Ergebnisse zusammen und gibt einen Ausblick auf die Möglichkeiten einer sinnvollen Weiterentwicklung der vorgestellten Ansätze.

2 | Wissensstand

2.1 Ungängen im Stahlguss

Als Gussfehler werden Unregelmäßigkeiten bezeichnet, die in ihren Eigenschaften von Normvorgaben, technischen Lieferbedingungen oder Kundenspezifikationen abweichen. Aufgrund der großen Zahl von Entstehungsursachen im Herstellungsprozess von Erzeugnissen aus Stahlguss lässt sich ein perfektes Bauteil für Kleinserien oder Einzelgussstücke kaum realisieren. Weist ein Bauteil Unregelmäßigkeiten innerhalb definierter Mindestanforderungen (Gütestufe) auf, sind diese formal jedoch nicht als Fehler zu bewerten. Daher gibt es, entgegen der häufig verbreiteten Aussage, sehr wohl fehlerfreie Erzeugnisse aus Stahlguss (abhängig von der vereinbarten Gütestufe), jedoch nur selten Bauteile frei von Ungängen.

Aufgrund ihrer Vielfalt werden die Gussfehler nach dem äußeren Erscheinungsbild in sieben international geregelte Gussfehler-Klassen zusammengefasst [77, 81]:

- A Metallische Auswüchse
- B Hohlräume
- C Unterbrechung des Zusammenhangs
- D Fehlerhafte Gussoberfläche
- E Unvollständiges Gussstück
- F Ungenaue Gestalt oder Maße
- G Einschlüsse und Gefügeanomalien

Jede der genannten Gußfehler-Klassen wird zur detaillierten Beschreibung der vorkommenden Fehler in zusätzliche Gussfehler-Gruppen, Untergruppen und Nummern unterteilt. Diese umfangreiche Auflistung an Fehlern ist jedoch in erster Linie für Gießereipraktiker zur nachvollziehbaren Erfassung, der Fehlererkennung bzw. -untersuchung und einer unmissverständlichen Kommunikation von Interesse, da ein Großteil der Fehler im Rahmen einer visuellen Inspektion leicht zu erkennen ist (zum

Beispiel unvollständiges Gussstück oder starke Abweichungen von den Abmessungen), so dass betroffene Bauteile nachgearbeitet oder verworfen werden können, analog zu gewalzten Erzeugnissen.

Durch den Tragwerksplaner müssen daher nur solche Ungängen rechnerisch berücksichtigt werden, die entweder durch eine entsprechende Vereinbarung zulässig sind oder durch eine zerstörungsfreie Prüfung nicht nachweisbar sind. Dabei spielt im Rahmen einer Bauteilbemessung die Fehlerursache und deren Vermeidung zunächst keine Rolle, sondern lediglich Fehlergröße, Lage und Kerbwirkung. Einige Ungängen lassen sich jedoch durch gießgerechtes Konstruieren der Bauteile reduzieren oder vermeiden, so dass der Tragwerksplaner letztlich doch direkten Einfluss auf die zu erzielende Qualität nehmen kann [10, 17, 80, 97]. Daher wäre eine frühe projektbezogene Zusammenarbeit zwischen Tragwerksplaner und Gießerei wünschenswert, was sich aufgrund der derzeitigen Vergabeverordnungen jedoch nur in Ausnahmefällen realisieren lässt.

Im Gegensatz zur weit verbreiteten Einteilung in Bewertungsgruppen von Unregelmäßigkeiten für Schweißverbindungen [43], bei denen neben der Beschreibung eines Fehlers auch eine zulässige Größe für jede Fehlerart definiert wird, lässt sich aus den Gussfehler-Klassen keine Fehlergröße ableiten. In Tabelle 2.1 sind exemplarisch einige für die Tragfähigkeit relevante Gussfehler [77, 81] dargestellt. Die Einteilung in Gütestufen, das heißt die zulässige Größe dieser Fehler, erfolgt gesondert auf Grundlage der Normen für die Zerstörungsfreie Prüfung (ZfP). Diese wiederum unterscheiden beispielsweise im Fall der Ultraschallprüfnorm [28, 29] keine Fehlerarten, sondern legen lediglich Zulässigkeitsgrenzen für Anzeigemerkmale fest, ohne diese zu differenzieren. Im Hinblick auf die Bemessung bedeutet dies, dass der Tragwerksplaner durch die Wahl einer Gütestufe eine Fehlergröße unabhängig von der Fehlerart festlegt, so dass beispielsweise nicht zwischen Fehlern B221 (Lunker) und B311 (Porosität) unterschieden wird. Diese pauschale Bewertung ist jedoch durch die oftmals schwer zu interpretierenden Anzeigemerkmale in der UT-Prüfung infolge stark zerklüfteter Oberflächen von Fehlern, komplexen Prüfgeometrien oder rauen Prüfoberflächen gerechtfertigt.

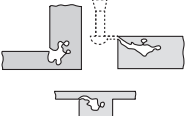
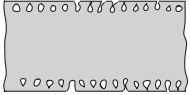

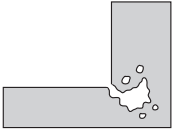
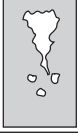

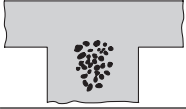
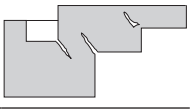
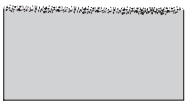
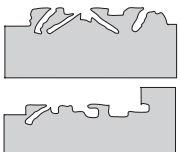
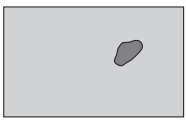
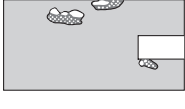
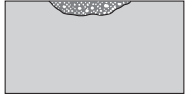
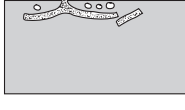
Nr.	Beschreibung	Nr.	Beschreibung
B122	<p><i>Winkelblasen, Eckblasen, Blasenlunker</i></p> <p>Hohlräume in Ecken des Gussstücks, oft bis in tiefe Gussstückbereiche</p> 	B123	<p><i>Randblasen, Pineholes (Nadelstichporen)</i></p> <p>Kleine Poren an der Gussstückoberfläche</p> 
B211	<p><i>Offener oder außenliegender Lunker</i></p> <p>zur Oberfläche offener, trichterförmiger Lunker; häufig mit dendritisch erstarrter Oberfläche</p> 	B212	<p><i>Winkellunker, Eckenlunker</i></p> <p>Scharfkantiger Hohlraum in Ecken dickwandiger Gussstücke oder im Anschnittbereich</p> 
B221	<p><i>Innen liegender oder verborgener Lunker</i></p> <p>innerer, unregelmäßig geformter Lunker, Oberfläche in der Regel dendritisch erstarrt</p> 	B222	<p><i>Mittellinien- oder Fadenlunker</i></p> <p>Innerer Lunker oder poröser Bereich entlang der thermischen Mittelachse (schwer erkennbar)</p> 
B311	<p><i>Porosität, Undichtheit, Mikrolunker</i></p> <p>Undichte Gefügebereiche in der Regel im Inneren des Gussstücks</p> 	C221	<p><i>Warmriss, Schwindungswarmriss</i></p> <p>Risse mit unregelmäßigem Verlauf in spannungsgefährdeten Bereichen</p> 
D122	<p><i>Penetration</i></p> <p>Rauheit größer als Sandkörner. Gussoberfläche ist durchsetzt mit Sandkörnern</p> 	D232	<p><i>Feste Schülpen</i></p> <p>Plattenförmige, raue wandige metallische Verdickungen, parallel zur Gußoberfläche</p> 
G111	<p><i>Fremdmetalleinschluss</i></p> <p>Metallischer Einschluss fremden Ursprungs oder einer intermetallischen Verbindung</p> 	G121	<p><i>Schlackeneinschlüsse</i></p> <p>Einschlüsse von Ofen- und Behandlungsschlacken</p> 
G122	<p><i>Schaumstellen, Schlackenblasen</i></p> <p>Nichtmetallische Einschlüsse mit Gasblasen durchsetzt und mit Gasblasen im Gefüge vergesellschaftet</p> 	G131	<p><i>Sandeinschlüsse, Schaleneinschlüsse</i></p> <p>Einschlüsse von Formsand, meist dicht unter der Gussoberfläche</p> 

Tabelle 2.1: Exemplarisch ausgewählte Fehlerbeispiele gemäß internationaler Fehlerklassifikation

Für eine rechnerische Bewertung des Einflusses von Unregelmäßigkeiten auf die Tragfähigkeit von Erzeugnissen aus Stahlguss ist daher eine differenzierte Betrachtung der vorkommenden Fehler nicht sinnvoll. Deshalb wird an dieser Stelle auf eine ausführliche Beschreibung des Herstellungsprozesses, die Entstehung und Ursache von Gussfehlern oder deren Vermeidung, verzichtet und auf die genannte Literatur verwiesen.

Die wenigen in Tabelle 2.1 ausgewählten Fehlerbeispiele sollen jedoch verdeutlichen, dass bei der Bemessung von Gusstücken, ausgenommen Gütestufe 1, in jedem Fall mit vorhandenen Ungängen zu rechnen ist, da die Fehler auf unterschiedliche Ursachen zurückzuführen sind und damit auch die Möglichkeit besteht, dass diese gleichzeitig auftreten. Weiterhin verdeutlichen die Abbildungen in Tabelle 2.1, dass auch in Bereichen von Spannungskonzentrationen wie Ecken und Radien oder beispielsweise in den hochbeanspruchten Randbereichen bei einer Biegebeanspruchung mit deutlichen Querschnittsverlusten zu rechnen ist.

2.2 Bemessung von Erzeugnissen aus Stahlguss

Wie zuvor beschrieben, muss schon der Entwurfsverfasser in seiner Planung Festlegungen zur äußeren und inneren Beschaffenheit von Erzeugnissen aus Stahlguss treffen, da diese den rechnerisch ansetzbaren Bauteilwiderstand direkt beeinflussen. Zu diesem Zeitpunkt sind in der Regel jedoch weder die zuständige Prüfinstanz noch der Hersteller der Konstruktion (Stahlbaubetrieb, Schlosser) oder die ausführende Gießerei bekannt [95], daher sind für eine realistische Bemessung neben der Wahl einer Gütestufe auch deren Realisierbarkeit sowie die Rahmenbedingung für den Nachweis der Qualitäten festzulegen.

Historisch betrachtet gab es lange Zeit weder nationale noch internationale Bemessungsregeln für den Einsatz von Gusswerkstoffen. Für einen Entwurfsverfasser oder Tragwerksplaner fehlte daher jegliche Grundlage für die Festlegung von Anforderungen an Gussbauteile in Abhängigkeit der Beanspruchung. Im Jahr 2006 wurde in [82, 95] erstmals eine erforderliche Gütestufe (äußere und innere Beschaffenheit) in Abhängigkeit eines Ausnutzungsgrades (Beanspruchung) und der Wanddicke formuliert. Dies erfolgte in Anlehnung an Zulässigkeitsgrenzen für Schmelzschweißverbindungen, die als uneingeschränkt belastbar eingestuft sind, und berücksichtigt nach

[82] die Zunahme von Nenn- und Spitzenspannungen infolge Querschnittsverlusten durch Ungängen im Stahlguss. Diese für Stahlguss, Gusseisen mit Kugelgraphit (GJS) und Gussstücke aus Aluminium veröffentlichten Bemessungstabellen ermöglichen erstmals die Anforderungen an die Herstellungsqualität in Abhängigkeit der Ausnutzung abzustufen, so dass eine technisch und wirtschaftlich sinnvolle Auslegung möglich ist. Die Tabellen sind für vorwiegend ruhende Beanspruchungen und einem nach Elastizitätstheorie ermittelten Ausnutzungsgrad erarbeitet, basieren jedoch auf Erfahrungswissen der Autoren. Berechnungen auf Grundlage abgeleiteter Fehlerszenarien oder experimentelle Untersuchungen wurden bei der Erstellung der Tabellen nicht durchgeführt.

Auf nationaler Ebene wurden diese Bemessungsvorschläge 2008 für einzelne Stahlgusswerkstoffe mit einer maximalen Streckgrenze von 300 MPa in DIN 18800-1 [25], die damalige Norm für die Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten, aufgenommen und damit bauaufsichtlich geregelt. Im kurz darauf eingeführten europäisch harmonisierten EC3, der bis heute gültig ist, ist der Werkstoff Stahlguss jedoch nicht enthalten. Für Deutschland wurden 2010 die Regelungen in DIN 18800-1 [25] über den nationalen Anhang zum Teil 1-8 des EC3 [39] (Bemessung von Anschlüssen) nahezu identisch übernommen und erneut bauaufsichtlich eingeführt. National ist damit formal die Bemessung bestimmter Erzeugnisse aus Stahlguss ohne eine Zustimmung im Einzelfall möglich, eine genauere Betrachtung der Vorgaben zeigt jedoch, dass dies nur sehr eingeschränkt für wenige Anwendungsfälle gilt.

Im Folgenden werden die wesentlichen Merkmale aus dem aktuellen nationalen Anhang [39] zusammengefasst [94]:

- Trotz einer harmonisierten Werkstoffnorm EN 10340 [26] (Stahlguss für das Bauwesen) werden nur einzelne Werkstoffe mit einer max. Streckgrenze von $R_e = 300$ MPa zugelassen.
- Die Bemessung ist ausschließlich nach dem Verfahren elastisch-elastisch möglich und auf vorwiegend ruhend beanspruchte Bauteile beschränkt.
- Bei Bauteilen, deren Versagen die Standsicherheit einer baulichen Anlage gefährdet, ist der Prüfumfang für den Nachweis der inneren und äußeren Beschaffenheit

projektspezifisch festzulegen (keine feste Regelung durch eine technische Lieferbedingung, zudem erfordert die Festlegung ausreichend Fachkenntnisse).

- Für den Nachweis ausreichender Zähigkeit gilt EN 1993-1-10 [37]. Dabei ist für Stahlguss zusätzlich eine ungünstige Temperaturverschiebung $\Delta T_G = -10$ K zu berücksichtigen. Dies gilt für einen 50 mm breiten Bereich beidseits der Schweißnaht. Die Zuordnung zu vergleichbaren Walzstahlsorten ist hinsichtlich der Festigkeit und der Kerbschlagarbeit vorzunehmen, was für die in [39] geregelten Werkstoffe nur bedingt möglich ist, da die Anforderungen an die Kerbschlagarbeit mit denen von vergleichbaren Stahlgütern nicht korrelieren.
- Zur Ermittlung der mechanisch-technologischen Werkstoffkennwerte von Gussstücken ist – in Abhängigkeit von der für den Verwendungsfall erforderlichen Zuverlässigkeit – eine Probe zu gießen, deren Abmessungen Abkühlbedingungen sicherstellt, die den Verhältnissen an den höchstbeanspruchten Stellen des Gussstückes entsprechen. Diese Anforderung ist von Seiten des Tragwerksplaners kaum erfüllbar, da die Abkühlbedingungen von vielen Herstellungsparametern abhängig sind und daher oft nur der Abguss eines weiteren „Originals“ für die Beprobung bleibt.

Unter Berücksichtigung der genannten Punkte werden die Anforderungen an die benötigte Gütestufe in Abhängigkeit des Ausnutzungsgrades sowie der Wanddicke über Tabelle 2.2 definiert. Für die Beanspruchungszonen in Tabelle 2.2 gilt, dass jedes einzelne Kriterium maßgebend ist. Daher ist für Bauteile ab 50 mm Wanddicke nur noch die niedrigste Zone (N) mit einer maximalen Ausnutzung $\eta \leq 30$ % zulässig, während ein Bauteil mit $t \leq 30$ mm zwingend in Gütestufe 1 ausgeführt werden muss.

Für die Bemessung von Tragstrukturen im Bauwesen lassen sich mit Hilfe der aufgeführten aktuellen Regelungen aufgrund der stark eingeschränkten Werkstoffauswahl, der geringen zulässigen Ausnutzung von dickwandigen Bauteilen sowie den unzureichenden Regelungen für den Sprödbbruchnachweis nur bedingt technisch und wirtschaftlich sinnvolle Projekte realisieren.

Auch im bauaufsichtlich nicht geregelten Bereich beinhalten die meisten Empfehlungen und Richtlinien für die Bemessung von Erzeugnissen aus Stahlguss keine Angaben bezüglich einer erforderlichen Gütestufe in Abhängigkeit der Beanspruchung.

Beanspruchungszonen		Gütestufen	
	Kriterien*	Der inneren Beschaffenheit (Volumen) Ultraschallprüfung nach EN 12680-1	Der äußeren Beschaffenheit (Oberfläche)** Eindringprüfung nach DIN 1371-1 oder Magnetpulverprüfung nach DIN EN 1369
H	$1,00 \geq \eta_{\text{Zug}} > 0,75$ Wanddicke $t \leq 30$ mm Schweißflanken Bereiche von Kraffeinleitungen (z.B. Sacklochgewinde) Druckkegel von vorgespannten Schrauben	1 [#]	SP2 oder SM2 (Einzelanzeigen) LP2b oder LM2b (lineare Anzeigen) AP2b oder AM2b (Anzeigen in Reihe)
M	$0,75 \geq \eta_{\text{Zug}} > 0,30$ $1,00 \geq \eta_{\text{Druck}} > 0,75$ Wanddicke $30 \text{ mm} < t \leq 50$ mm	2 ^{##}	
N	$0,30 \geq \eta_{\text{Zug}}$ $0,75 \geq \eta_{\text{Druck}}$ Wanddicke $t > 50$ mm	3 ^{##}	
* Für den Ausnutzungsgrad gilt $\eta = S_d / R_d$. ** Zur visuellen Bestimmung der Oberfläche kann auch DIN EN 12454 vereinbart werden. # Oberflächenrisse mit Tiefen über 3 mm sind unzulässig. ## Innerhalb einer Bezugsfläche dürfen nicht gleichzeitig Reflektoren am Rand und Kern auftreten.			

Tabelle 2.2: Zuordnung von Beanspruchungszonen zur erforderlichen Gütestufe für Stahlgussstücke gemäß den Regelungen in [39]

Die Richtlinie für den rechnerischen Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile (FKM-Richtlinie) [76] unterscheidet beispielsweise in den Nachweisen nicht zwischen Walz- und Schmiedestahl oder Stahlguss als Grundwerkstoff. Ist der Werkstoff ausreichend duktil (Bruchdehnung $A \geq 6$ %) und die Formzahl aus der Bauteilgeometrie nicht zu hoch (Grenzwert $K_t \approx 5$), ist ein statischer Festigkeitsnachweis mit Nennspannungen zugelassen. Ein gesonderter Sprödbuchnachweis ist bis zu einer Einsatztemperatur von -40 °C nicht erforderlich. Da Fehler bei Gussbauteilen im Vergleich zu gewalzten Blechen oder Profilen unvermeidbar und je nach Vereinbarung zulässig sind, wird in der Richtlinie ein zusätzlicher Teil-Sicherheitsfaktor eingeführt. Wie in Gleichung 2.1 dargestellt, wird für den Sicherheitsbeiwert zwischen zerstörungsfrei geprüften und nicht geprüften Bauteilen unterschieden.

$$\begin{aligned} j_G &= 1,4 && \text{für nicht zerstörungsfrei geprüfte Gussstücke} \\ j_G &= 1,25 && \text{für zerstörungsfrei geprüfte Gussstücke} \end{aligned} \quad (2.1)$$

Diese Sicherheitsbeiwerte für Standardgussteile können für sogenannte „Premiumgussteile“ nach FKM-Richtlinie [76] entfallen. Die Bezeichnung „Premiumgussteil“ lässt sich jedoch nicht auf Bauteile im Bauwesen anwenden, auch nicht, wenn diese in der höchsten Gütestufe 1 ausgeführt werden. Gemeint sind Bauteile mit besonderen Anforderungen an die Überwachung des Herstellungsprozesses sowie an Qualität und Umfang der Produktprüfung, so dass gleichmäßige, wenig streuende Bauteileigenschaften wie beispielsweise im Automobilbau oder Flugzeugbau gewährleistet werden können. Dies lässt sich in der Regel nur für Großserien realisieren, bei denen die Auslegung des Gießsystems und des Herstellungsprozesses durch langwierige Iterationsprozesse optimiert wird. Als Grundlage für die nach Gleichung 2.1 gewählten Abminderungen wird in der FKM-Richtlinie [76] auf nicht näher spezifizierte Gussfaktoren in Normen verwiesen, jedoch darauf aufmerksam gemacht, dass diese als konservativ anzusehen sind und sich experimentell häufig nicht bestätigen lassen.

Eine Unterteilung in Gütestufen oder Anforderungen an die Bauteilprüfung zum Nachweis der äußeren und inneren Beschaffenheit gibt es nach [76] nicht. Bis auf die sehr geringen Anforderungen an die Bruchdehnung werden keine Anforderungen an den Werkstoff oder die Wanddicke gestellt, so dass sich die Regelungen auf nahezu alle Stahlgusswerkstoffe anwenden lassen. Bemerkenswert ist auch, dass trotz einer zulässigen Einsatztemperatur von -40 °C keine Anforderungen an die Zähigkeit (Kerbschlagarbeit) gestellt werden.

In den Normen und Empfehlungen der Klassifikationsgesellschaft DNV GL finden sich für den Einsatz von Stahlguss eine Vielzahl von Vorschriften hinsichtlich der Herstellung und Prüfung. Für Offshore-Anwendungen werden beispielsweise über die Regelungen für metallische Werkstoffe [44] Anforderungen an den gesamten Herstellungsprozess gestellt. Diese beinhalten Vorschriften, angefangen von der Schmelzbehandlung (nur beruhigter Stahl) über die Nachbearbeitung (Abtrennen von Speisern/Steigern) und Produktionsschweißungen bis hin zu Wärmebehandlung von Stahlgussstücken. Entgegen der bauaufsichtlich eingeführten Regelungen konkretisieren die DNV GL-Vorschriften auch die Beprobung von Erzeugnissen aus Stahlguss.

Dabei wird neben den Testblöcken auch eine Anzahl an Proben in Abhängigkeit von Gewicht, Stückzahl und Schmelze definiert. Auch die Prüfungen für den Nachweis der äußeren und inneren Beschaffenheit werden umfangreich beschrieben und stützen sich auf Prüfnormen der Standardisierungsorganisation ASTM.

Ein Übertrag der detaillierten Qualitätsanforderung auf die Beanspruchbarkeit von Gussbauteilen fehlt jedoch auch in diesen Regelwerken. Da die Festlegung der Akzeptanzkriterien für die ZfP-Prüfungen durch den Besteller losgelöst von festen Regelwerken erfolgt, fehlt die Grundlage für ein allgemeines Nachweiskonzept. Der beispielhafte Verweis auf die Regelungen für Akzeptanzkriterien der internationalen Klassifikationsgesellschaft IACS [65] macht indessen deutlich, dass die Anforderungen des DNV GL sehr hoch sind, da in Bereichen geometrischer Kerben durchgängig Level UT 1 verlangt wird, was ungefähr einer Gütestufe 1 nach Tabelle 2.2 entspricht. Berücksichtigt man den Aspekt, dass nahezu alle Strukturen im maritimen Bereich für eine Ermüdungsbeanspruchung mit hohen Lastwechselzahlen ausgelegt werden müssen, sind diese strengen Anforderungen gerechtfertigt. Rechnerische oder experimentelle Untersuchungen, auf welche sich die Regelwerke stützen, finden sich jedoch nicht in der Literatur.

In den Forschungsarbeiten [9, 53] wird erstmals eine Methode zur Bewertung von Ungänzen vorgestellt, bei der ein direkter Zusammenhang zwischen einer zulässigen Streckgrenze und einer mit RT detektierten Fehlergröße aufgezeigt wird und durch experimentelle Untersuchungen abgesichert ist. Dabei muss zunächst durch den Tragwerksplaner ein „Area“ sowie eine „Direction of interest“ für eine RT-Prüfung definiert werden. Anschließend wird die gemessene Länge der Fehleranzeigen in diesem Bereich addiert und der Länge einer „Line of interest“ gegenübergestellt (Bild 2.1). Dadurch kann für das Bauteil eine prozentuale Querschnittschwächung für relevante Bereiche bestimmt werden. Da in einer normalen Durchstrahlungsprüfung keine Informationen zur Ausdehnung in Dickenrichtung zur Verfügung stehen, wird auf der sicheren Seite angenommen, dass der Fehler über die gesamte Dicke verläuft. Durch die Einführung von Akzeptanzlevels (1 - 5) wird ein linearer Zusammenhang zwischen gemessener Fehleranzeige, einer effektiven Streckgrenze sowie einer effektiven Steifigkeit hergestellt. Für Akzeptanzlevel 2 heißt dies beispielsweise, dass für den „Bereich von Interesse“ eine Reduktion der Fläche von 20 % zulässig ist, wodurch

die Streckgrenze ebenfalls um 20 % abgemindert werden muss. Für die Validierung des Bemessungsvorschlags wurden Probekörper (Flachzugproben) aus dem Werkstoff ASTM A216 WCB¹ mit realen Gussfehlern geprüft. Nach dem zuvor beschriebenen Vorgehen wiesen alle Proben in der Durchstrahlungsprüfung eine maximale Fehleranzeige von 40 % bis 60 % auf. In den Zugversuchen bei Raumtemperatur konnte hingegen keine signifikante Reduzierung der Streckgrenze aufgrund der vorhandenen Ungängen festgestellt werden. Die gemessenen Streckgrenzen lagen im Bereich von 92 % bis 109 % im Vergleich zu einer ungestörten Probe.

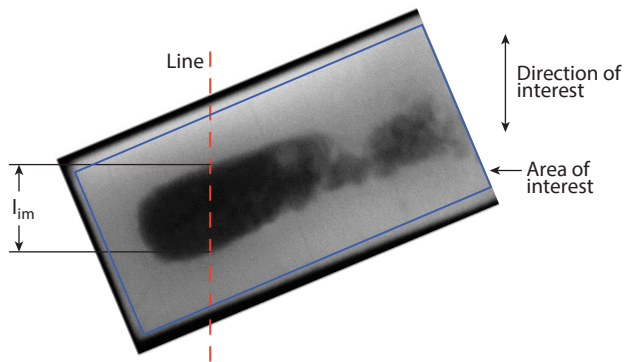


Bild 2.1: Beispiel für die Längenbestimmung einer Fehleranzeige aus [9]

Auf den ersten Blick stützen die Ergebnisse die Aussage in der FKM-Richtlinie, dass sich Abminderungsfaktoren experimentell häufig nicht bestätigen lassen und daher stark konservativ sind. Da die Prüfungen jedoch an dünnwandigen, ungekerbten Proben ($t \approx 19 \text{ mm}$) bei Raumtemperatur und einem Werkstoff mit geringer Festigkeit erfolgten, werden die maßgeblichen Einflüsse für eine Bauteilversprödung experimentell nicht berücksichtigt. Ein Übertrag auf Konstruktionen für das Bauwesen ist daher nur bedingt möglich, da neben dem Festigkeitsnachweis auch eine ausreichende Sicherheit gegen sprödes Bauteilversagen nachzuweisen ist.

¹ Entspricht ungefähr einem unlegierten Kohlenstoffstahl für Druckbehälter GP240GH mit $R_e = 250 \text{ MPa}$ und $A = 22 \%$

Der Bemessungsvorschlag nach [53] wird derzeit national im DIN-Normenausschuss Eisen und Stahl sowie international durch eine Arbeitsgruppe des ISO-Ausschuss TC 17 (SG11) diskutiert. Eine bauaufsichtliche Einführung ist wegen der fehlenden Angaben zum Sprödbruchverhalten jedoch in Frage zu stellen. Auch wenn die Durchstrahlungsprüfung für Bauteile im Bauwesen aufgrund komplexer Geometrien und den oftmals großen Wanddicken aus Gründen des Strahlenschutzes in den Gießereien deutlich seltener als die Ultraschallprüfung angewendet wird, wäre eine Erweiterung des Bemessungsvorschlags unter den zuvor genannten Aspekten wünschenswert.

2.3 Besonderheiten in den technischen Lieferbedingungen

Bei keinem anderen Fertigungsprozess lassen sich die wesentlichen Eigenschaften eines Bauteils so individuell an die Anforderungen anpassen wie bei der Herstellung von Gussbauteilen. Neben der Bauteilgeometrie lassen sich aufgrund geringer Chargengrößen auch der Werkstoff, die mechanisch-technologischen Eigenschaften, die innere und äußere Beschaffenheit sowie Maße und Formtoleranzen flexibel auf die Wünsche des Bestellers anpassen. Dies ermöglicht beim Konstruieren mit Stahlguss zwar viele Freiheiten, wie zum Beispiel das Anpassen der Geometrie und der Wanddicke an den Beanspruchungsverlauf oder eine große Auswahl an unterschiedlichen Konstruktionswerkstoffen, führt jedoch auch dazu, dass der Umfang der erforderlichen Vereinbarungen zwischen Hersteller und Käufer deutlich ansteigt.

Aus diesem Grund beinhalten die technischen Lieferbedingungen für Gussbauteile (Guss allgemein: EN 1559-1 [34], zusätzliche Anforderungen an Stahlgussstücke: EN 1559-2 [35]) eine Vielzahl an Vorschriften und Empfehlungen, die bis zum Zeitpunkt der Annahme einer Bestellung vereinbart werden müssen oder dürfen. Im Gegensatz zu den technischen Lieferbedingungen für Walzprodukte gibt es jedoch keine konkreten Mindestanforderungen für eine uneingeschränkte Verwendbarkeit von Bauteilen. Stattdessen werden hier im Wesentlichen lediglich erforderliche Vereinbarungen für eine korrekte Bestellung vorgegeben. Die einzelnen zu spezifizierenden technischen Anforderungen müssen entweder durch detaillierte Angaben des Bestellers oder durch normative Verweise geregelt werden. Beispielsweise kann der Besteller in Abhängigkeit vom Anwendungsfall den Werkstoff aus einer großen Anzahl von nationalen, europäischen oder internationalen Regelwerken festlegen.

Für den Tragwerksplaner gibt es im Vergleich zur Bemessung mit warmgewalzten Erzeugnissen aus Baustählen ebenfalls einen wesentlichen Unterschied. Wie in Abschnitt 2.2 beschrieben, muss schon während der Entwurfs- und Bemessungsphase eine Aussage zu den Anforderungen an die äußere und innere Beschaffenheit getroffen werden, da diese maßgebenden Einfluss auf die rechnerisch ansetzbaren Widerstandswerte haben. Nach den technischen Lieferbedingungen [34, 35] ist daher zwischen dem Hersteller und Käufer verbindlich eine Vereinbarung zur Güte, dem Nachweisverfahren (Art der Prüfung) sowie dem Prüfumfang hinsichtlich der äußeren und inneren Beschaffenheit zu treffen.

2.3.1 Zulässigkeitsgrenzen

Während mit der früheren nationalen technischen Lieferbedingung DIN 1690-2 [24] noch ein zentrales Dokument existierte, in dem die Einteilung nach Gütestufen auf Grundlage zerstörungsfreier Prüfverfahren sowie der jeweiligen Zulässigkeitsgrenzen geregelt war, werden nach der derzeit gültigen EN 1559 [34, 35] die Gütestufen und Zulässigkeitsgrenzen in den jeweiligen Normen für zerstörungsfreie Prüfungen selbst geregelt. Durch diese Aufspaltung werden in den harmonisierten europäischen Normen die Anzeigemerkmale für jedes Prüfverfahren zwar sehr viel umfangreicher beschrieben, eine Bewertung oder Einteilung hinsichtlich des Einflusses auf das Tragverhalten ist jedoch nicht gegeben. Dies hat zur Folge, dass die Gütestufen der unterschiedlichen Prüfverfahren in keinem direkten Zusammenhang stehen. Zwar werden für jedes Verfahren fünf unterschiedliche Gütestufen definiert, eine Gütestufe 2 nach der Norm für Ultraschallprüfung bedeutet jedoch nicht zwangsläufig, dass der Fehler auch bei einer Durchstrahlungsprüfung der Gütestufe 2 entspricht. Diese Tatsache macht es für den planenden Ingenieur noch schwieriger, geeignete Zulässigkeitsgrenzen für Fehler zu definieren.

2.3.2 Innere Beschaffenheit

Für die Bestimmung der inneren Beschaffenheit von Erzeugnissen aus Stahlguss sind derzeit die Ultraschallprüfung und die Durchstrahlungsprüfung als anerkannte Prüfverfahren zugelassen. In den Ultraschallprüfnormen EN 12680-1 (Stahlgussstücke für allgemeine Verwendung) [28] und EN 12680-2 [29] (Stahlgussstücke für hoch bean-

spruchte Bauteile) wird ein Bezug zwischen zulässigen Anzeigen (Einzelfehler und maximale Fehlerausdehnungen) und fünf Gütestufen hergestellt.

Nach den Ultraschallprüfnormen muss ein Bauteil in Randzonen und Kernzonen sowie Anschweißenden und Sonderrandzonen unterteilt werden (siehe Bild 2.2), wobei sich die Zulässigkeitsgrenzen gerade für Reflektoren mit messbarer Ausdehnung stark unterscheiden. So darf beispielsweise die größte Einzelfläche eines Fehlers pro Bezugsfläche für Gütestufe 2 ($50 \text{ mm} < t \leq 100 \text{ mm}$) nach EN 12680-1 [28] im Kernbereich zehnfach größer sein als in den Randbereichen.

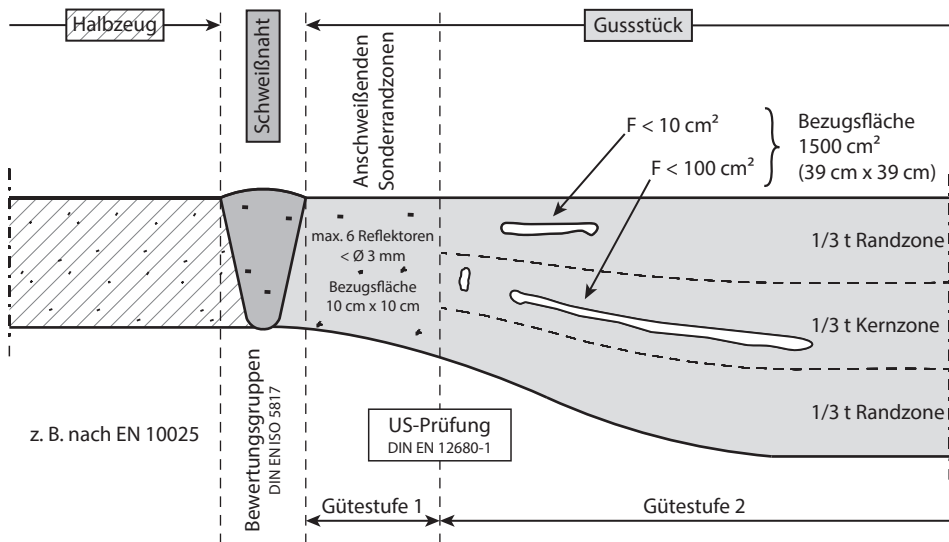


Bild 2.2: Exemplarische Skizze von zulässigen Fehlergrößen für Gütestufen 1 und 2, hergeleitet nach EN 12680-1

Aus Sicht der Gießtechnik ist diese Regelung sinnvoll, da die Kernbereiche eines Querschnitts aufgrund der späteren Erstarrung eher zu Fehlern neigen. Aus Sicht der Bemessung hingegen führt diese Regelung jedoch zu einem erheblichen Mehraufwand, da über den Querschnitt mit unterschiedlichen Qualitäten gerechnet werden muss. Nach [19] ist der Grund für die Einteilung in Rand- und Kernzonen in den Prüfnormen darauf zurückzuführen, dass bei der Erarbeitung der Normen von den Gegebenheiten bei Turbinengehäusen ausgegangen wurde. Diese sind primär durch Biegebean-

spruchung belastet, wodurch sie einen linearen Spannungsverlauf mit einer neutralen Phase in der Kernzone aufweisen. In der Bemessung von nicht biegebeanspruchten Bauteilen werden daher nach [19] die höheren Anforderungen der Randzonen für den Gesamtquerschnitt gefordert. Die Gütestufe 1 ist von dieser Unterteilung nicht betroffen, da die hohen Anforderungen über den gesamten Querschnitt gleich sind. Nach EN 12680-1 [28] und EN 12680-2 [29] gilt Gütestufe 1 jedoch nur für Anschweißenden und Sonderrandzonen sowie Erzeugnisdicken mit $t < 30$ mm.

Das europäische Regelwerk für die Durchstrahlungsprüfung, die EN 12681 [30], ist zwar nach der technischen Lieferbedingung EN 1559-1 [34] eine Möglichkeit, um die vereinbarten Anforderungen an die innere Beschaffenheit nachzuweisen, in der Bemessungsnorm EN 1993-1-8/NA [39] hingegen wird diese nicht aufgeführt. Problematisch ist auch, dass die EN 12681 [30] keine eindeutige Gütestufen wie in anderen ZfP-Normen für Stahlguss definiert, sondern die Fehler durch Vergleichsbildreihen von ASTM-Normen in Qualitätsklassen unterteilt. Durch die Normen ASTM E446 [6] ($t \leq 51$ mm), ASTM E186 [4] ($51 \text{ mm} < t \leq 114$ mm) und ASTM E280 [5] ($114 \text{ mm} < t \leq 305$ mm) wiederum werden keine globalen Qualitätsklassen definiert, sondern Fehlercodes in Abhängigkeit der Fehlerart. So ist es beispielsweise möglich, für Gasblasen (Fehlercode A) eine andere Qualitätsklasse zu fordern als für einen schwammigen Lunker (Fehlercode CC). In der zurückgezogenen nationalen technischen Lieferbedingung DIN 1690-2 [24] wurden die einzelnen Fehlercodes der ASTM-Normen in die bekannten Gütestufen überführt. Nach [75] wurde aus diesem Grund die Erstellung eines Anhangs für die EN 12681 [30] angeregt, welcher diese Zuordnung erneut regeln soll. Bis dahin wird empfohlen, die Zulässigkeitsgrenzen den entsprechenden Gütestufen weiterhin nach DIN 1690-2 [24] zuzuordnen. Mit Blick auf die Bemessung ist diese Empfehlung sinnvoll, da eine feinere Untergliederung in Fehlerarten und eine differenzierte Bewertung des Einflusses auf das Tragverhalten die Auslegung von Stahlgussbauteilen noch weiter verkomplizieren.

Auch der in Abschnitt 2.2 diskutierte Bemessungsvorschlag für detektierte Unregelmäßigkeiten aus einer Durchstrahlungsprüfung vereinfacht die aktuell komplexe Einstufung der Qualitätsklassen nach ASTM, da für diesen nur noch die absolute Länge einer Ungänze von Interesse ist, ohne nach Anzeigemerkmale zu unterscheiden.

Wie in Bild 2.2 dargestellt, konkurrieren die Fehler in den Erzeugnissen aus Stahlguss mit denen der Schweißnaht und des Halbzeugs. Ein Vergleich der Zulässigkeitsgrenzen für Schweißnähte mit denen für Stahlguss ist jedoch nur bedingt möglich, da sich die Fehlergrößen, aber auch die Fehlerarten stark unterscheiden. In [19] werden die Anforderungen hinsichtlich der Ausdehnung von Fehlern dennoch für eine Durchstrahlungsprüfung verglichen. Es zeigt sich, dass insbesondere die zulässige Querschnittschwächung bei Erzeugnissen aus Stahlguss für die Gütestufe 1 deutlich geringer ist als bei der Bewertungsgruppe B (höchste Anforderung) nach DIN EN 25817 [41]¹. Auch bei der Ultraschallprüfung sind die Bezugsschwellen für die Zulässigkeitsgrenzen für Gütestufe 1 nach EN 12680-1 [28] (ab $t = 40$ mm) und EN 12680-2 [29] mit der Bewertungsgruppe B nach DIN EN ISO 11666 [42] vergleichbar, da Reflektoren mit messbarer Ausdehnung (bis auf Einzelanzeigen in Größe der zulässigen äquivalenten Flachbodenbohrung) für Gütestufe 1 nicht zulässig sind. Ein Vergleich mit höheren Gütestufen ist jedoch nicht möglich, da schon bei Gütestufe 2 die Zulässigkeitsgrenzen deutlich über den Anforderungen für Schweißnähte liegen.

Werden die hohen Anforderungen der Gütestufe 1 durch Ultraschall, Durchstrahlungsprüfung oder eine geeignete Kombination aus beidem nachgewiesen, sind die detektierten Fehlstellen nicht kritischer einzustufen als die zulässigen Unregelmäßigkeiten für angrenzende Schweißverbindungen. Für Anschweißenden und Sonderzonen kann daher der gesamte Spannungsquerschnitt als uneingeschränkt tragfähig in der Bemessung angesetzt werden. Wie schon in Abschnitt 2.2 dargestellt, bestätigen dies auch die Regelungen im deutschen nationalen Anhang EN 1993-1-8/NA [39], nach der ein Querschnitt (Gütestufe 1) unter Zugbeanspruchung voll ausgenutzt werden darf. Im Rahmen der Untersuchungen für die Zustimmung im Einzelfall für den Bau der Kronprinzenbrücke in Berlin [19] sowie in den Hinweisen für die Verwendung von Rohrknoten aus Stahlguss [85–87] wird dieses Vorgehen ebenfalls bestätigt und empfohlen.

Es wird nochmals darauf hingewiesen, dass die Prüfbarkeit von Gussbauteilen aufgrund der Oberflächenbeschaffenheit, des Gefügestandes, dem Reflexionsverhalten der Gussfehler (raue und zerklüftete Oberfläche) und der oftmals komplexen Geometrien der Prüfteile eingeschränkt sein kann. Weiterhin ist durch die eingeschränkte

¹ ersetzt durch DIN EN ISO 5817 [43]

Zugänglichkeit eine 100 %-Prüfung teilweise nicht möglich, so dass es sinnvoll ist, durch vorangestellte Gießprozesssimulationen sowie den Spannungsnachweisen kritische Stellen hinsichtlich der Fertigung und des Ausnutzungsgrades für die ZfP zu definieren. Hinzu kommt, dass die Einschallpositionen für Erzeugnisse aus Stahlguss nicht wie üblich durch Produktnormen definiert sind. Dadurch ist es notwendig, die Parameter für Prüfkopf und Einschallposition auf jedes Prüfstück anzupassen [47]. Dies wiederum erfordert ein fachkundiges, geschultes Prüfpersonal, mit Erfahrung in der Interpretation der ZfP-Anzeigen von Gussfehlern. Wird ein Bauteil für hohe Beanspruchungen in Gütestufe 1 ausgelegt, ist daher sicherzustellen, dass die Anforderungen auch umgesetzt und nachgewiesen werden können.

2.3.3 Oberflächenfehler

Der Nachweis für die äußere oder oberflächennahe Beschaffenheit von Gussbauteilen ist im bauaufsichtlichen Bereich durch eine visuelle Prüfung VT [32] kombiniert mit einer Farbeindringprüfung (PT) [33] oder einer Magnetpulverprüfung (MT) [31] möglich. Wie auch bei den Normen für den Nachweis der inneren Beschaffenheit wird in jeder der genannten Prüfnormen die Qualität in fünf Gütestufen unterteilt. Auch hier lässt sich jedoch kein direkter Zusammenhang zwischen den Prüfverfahren aufzeigen.

Im Gegensatz zu den Prüfmethoden für die Bestimmung der inneren Beschaffenheit lassen sich Oberflächenfehler oder oberflächennahe Fehler auch bei geometrisch komplexen Geometrien zuverlässig nachweisen und können durch Produktionsschweißungen oder Beschleifen der Oberfläche ausgebessert werden. Für das Bauwesen ist dieses Vorgehen zulässig, da die Reparatur einen Teil des Herstellungsprozesses darstellt. Für Bauteile mit Ermüdungsbeanspruchung hingegen gibt es beispielsweise in den Regelungen des DNV GL [44] Schweißverbotszonen, da von einem negativen Einfluss aus dem Schweißprozess ausgegangen wird. Systematische, wissenschaftliche Untersuchungen zu dieser Fragestellung gibt es derzeit nicht.

Durch Fehler wie beispielsweise Pineholes oder Penetrationen (vgl. Tabelle 2.1) sind nennenswerte Querschnittsschwächungen denkbar, so dass sich die Tragfähigkeit einer Konstruktion auch für vorwiegend ruhend beanspruchte Bauteile reduzieren kann. Hinsichtlich der Bemessung lassen sich aus den Anzeigen einer PT- oder MT-Prüfung

jedoch keine konkreten Fehlergrößen ableiten. Wird die Gütestufe für die äußere Beschaffenheit nicht ungünstiger gewählt als die Gütestufe der inneren Beschaffenheit, kann jedoch davon ausgegangen werden, dass für eine Worst-Case-Betrachtung die oberflächennahen Fehler, abgeleitet aus der inneren Beschaffenheit, deutlich größer als die Oberflächenfehler sind. Werden diese rechnerisch als Oberflächenfehler behandelt, ist ein gesonderter Nachweis aufgrund der gewählten Oberflächenbeschaffenheit nicht erforderlich.

Die Auswahl einer höheren Gütestufe für die äußere Beschaffenheit kann beispielsweise aus Gründen der benötigten Oberflächenqualität für eine zerstörungsfreie Prüfung, als Grundlage für ein Korrosionsschutzsystem oder aus architektonischen Gründen notwendig sein.

2.4 Fehlervermeidung durch numerische Simulation

Die numerische Prozess-Simulation ist heutzutage integraler Bestandteil in der modernen Gießereitechnik. Sie ermöglicht dem Anwender, den Füllprozess, den Ablauf der Erstarrung, die Entstehung von Gussfehlern, die Gefügeausbildung, die Eigenspannungsverteilungen und die Werkstoffeigenschaften durch virtuelle Gießversuche iterativ zu optimieren. Dabei stehen typischerweise die Zielsetzungen des Optimierungsprozesses, Wirtschaftlichkeit und Qualität in einem Konflikt zueinander [49]. Zum einen lässt sich die Qualität der Erzeugnisse durch eine Optimierung bezüglich der Bauteilgeometrie sowie der Verteilung und Anzahl von Speisern, Speiserverbindungen, Kühlleisen usw. deutlich erhöhen, zum anderen verringert sich durch diese Maßnahmen meist die Ausbringung (prozentualer Anteil des Gussstückgewichtes am Gießgewicht) und die Nacharbeit zum Abtrennen und Beschleifen von Anschlussstellen erhöht sich. Für eine wirtschaftlich und technisch sinnvolle Auslegung von Bauteilen ist es aus diesem Grund erforderlich, dass für den Optimierungsprozess differenzierte Informationen zur benötigten Qualität für einzelne Bauteilbereiche zur Verfügung stehen. Eine optimale Lösung lässt sich daher nur durch „Simultaneous Engineering“, also eine parallele Bearbeitung der Bauteilbemessung und der gießtechnischen Auslegung, realisieren. Diesem Vorgehen steht jedoch die Vergabeordnung im Bauwesen entgegen, so dass eine sinnvolle Wahl der Anforderungen an das Bauteil durch den Tragwerksplaner umso wichtiger wird.

In der praktischen Umsetzung werden die Potenziale der Gießprozesssimulation nur selten ausgenutzt. Da die Qualität der Simulation im hohem Maße von den Eingangsparametern aus dem Fertigungsprozess (Werkstoff, Formwerkstoff, Gießtemperatur, Kastengröße usw.) abhängig ist und sich diese bei jedem Hersteller unterscheiden, lassen sich auch die Simulationsergebnisse zwischen unterschiedlichen Gießereien nur bedingt übertragen. Dies führt dazu, dass die Berechnungen in den meisten Fällen durch den Hersteller selbst im Rahmen der Arbeitsvorbereitung durchgeführt werden. Aufgrund des unterschiedlichen Know-hows des Fachpersonals und der kostenintensiven Soft- und Hardware hat jedoch nicht jeder Hersteller die Möglichkeit, eine validierte, computergestützte Bauteilauslegung zu realisieren. Die Vorhersagewahrscheinlichkeit in Bezug auf mögliche Gussfehler lässt sich daher nicht allgemeingültig beziffern und hängt stark von der spezifischen Erfahrung des Herstellers ab. Eine Simulation als Grundlage für eine anzunehmende Fehlerverteilung in der Bemessung, wie es beispielsweise in [52] vorgestellt wird, ist daher nur in Ausnahmefällen möglich.

Auch wenn sich der Optimalfall des „Simultaneous Engineering“ in Bezug auf das Zusammenspiel von Gießprozesssimulation und Bemessung im Bauwesen nur sehr bedingt realisieren lässt, führt gerade die sich stetig weiterentwickelnde Simulation zur Vermeidung von Gussfehlern und zu immer leistungsfähigeren Bauteilen. Warmrisse, Porositäten, Lunker, aber auch Mikroporositäten können durch Füllprozess- und Erstarrungssimulationen zuverlässig vorhergesagt und vermieden werden. Eine zukünftige Anpassung der Gütestufen oder eine Aufwertung von Bauteilen mit simulationsgestütztem Herstellungsprozess in den technischen Lieferbedingungen ist jedoch erst denkbar, wenn Qualifizierungs- und Qualitätssicherungsmaßnahmen definiert und eingeführt sind. Für den sicheren Einsatz von Erzeugnissen aus Stahlguss ist die sich stetig weiterentwickelnde, computergestützte Gießereitechnik zwar sehr zu begrüßen, eine Steigerung der rechnerischen Tragfähigkeit solcher Bauteile ist aus den genannten Gründen derzeit jedoch nicht möglich.

2.5 Bewertung von Erzeugnissen aus Stahlguss in der Literatur

Wie schon zuvor beschrieben, ist es trotz moderner Gießtechnik und simulationsgestützter Optimierung nicht möglich, garantiert fehlerfreie Erzeugnisse aus Stahlguss herzustellen. Die Frage der Bewertung gusstypischer Imperfektionen und deren Einfluss auf das Tragverhalten ist daher nicht neu und wurde im Rahmen von Gutachten zur Erlangung einer Zustimmung im Einzelfall sowie für vereinzelte Bauteilgeometrien durch wissenschaftliche Arbeiten untersucht.

Fehlstellen und ihre Wirkung auf das Tragverhalten lassen sich mit unterschiedlichsten Bewertungskonzepten rechnerisch erfassen. Unabhängig davon, ob dabei kritische Dehnungen (Kerbgrundkonzept), bruchmechanische Methoden oder neuere schädigungsmechanische Modelle die Grundlage bildeten, ist eine rein analytische Lösung wegen der meist komplexen Randbedingungen nur selten möglich. Erst durch den Einsatz numerischer Berechnungsverfahren, verbunden mit zunehmenden Rechenleistungen, wird dem Ingenieur die Möglichkeit gegeben, umfangreichere Untersuchungen der einzelnen Einflussparameter durchzuführen. Zusätzlich ermöglichen erst moderne, immer genauere und teils bildgebende ZfP-Verfahren, detaillierte Informationen zur inneren Beschaffenheit von Probekörpern zu erhalten und diese rechnerisch zu erfassen. Der folgende Literaturüberblick berücksichtigt daher besonders die Forschungsergebnisse jüngerer Untersuchungen zur Bewertung von Fehlstellen auf das Tragverhalten von Erzeugnissen aus Stahlguss.

In den 60er-Jahren wurden, gefördert von der *Steel Founders' Society of America*, eine Reihe von Untersuchungen zum Einfluss von Fehlstellen auf das Tragverhalten von Erzeugnissen aus Stahlguss durchgeführt [12, 13]. Dabei wurde eine große Zahl an Proben mit unterschiedlichen, gusstypischen Oberflächenfehlern im geschweißten und ungeschweißten Zustand bei verschiedenen Temperaturen in Schlagzerreißversuchen und Kerbschlagbiegeprüfungen untersucht. Die umfangreiche Studie an dem Stahlgusswerkstoff Ni-Cr-Mo (8630)¹ zeigt eine deutlich reduzierte Zähigkeit bei fehlerbehafteten Proben. Besonders Warmrisse werden als nicht zulässige Fehler

¹ hochfester Gusswerkstoff mit $R_{p0,2} \approx 900$ MPa

für aufprallbeanspruchte Konstruktionen hervorgehoben. Weiterhin wurden aus dem gleichen Werkstoff Proben mit innen liegenden Fehlern durch das Anbringen eines Steigrohrs in der Probenmitte hergestellt und mit einer Zugschwellbeanspruchung belastet. Die Ergebnisse zeigen, dass eine Probe mit Qualitätsklasse 2 (Durchstrahlungsprüfung) für innen liegende Fehler nur einen geringen Unterschied zu einer ungestörten Probe im Ermüdungsversuch aufweist, während der Einfluss einer Qualitätsklasse 2 mit Oberflächenfehlern zu einer deutlichen Reduktion führt. Auch bei diesen Untersuchungen konnte ein erheblicher Verlust an Zähigkeit bei Proben mit Gussfehlern im Schlagzerrei-Versuch und bei Kerbschlagbiegeprüfungen gemessen werden. Empfehlungen für die Bemessung von Bauteilen aus Stahlguss wurden jedoch nicht abgeleitet.

In [18] wird anhand von zwölf ausgewählten Beispielen gezeigt, dass Stahlgussbauteile trotz vorhandener großer Fehler die volle rechnerische Tragfähigkeit erreichen können. Dazu wurden ausgewählte Maschinenbauteile aus unterschiedlichen duktilen Werkstoffen mit variierenden Fehlern und Fehlerverteilungen bis zum Versagen geprüft. Die Versagenslasten lagen zwischen dem 4- bis 20-fachen über den berechneten Gebrauchslasten der Bauteile. Der Beitrag soll dem Techniker aufzeigen, dass es nicht zwingend erforderlich ist, ein Bauteil mit detektierten Fehlern zurückzuweisen, da in vielen Fällen die Fehler im Bereich geringer Beanspruchungen liegen und die Tragfähigkeit des Produkts nicht beeinflussen. Als Fazit wird festgehalten, dass für viele der untersuchten Bauteile der Sicherheitsfaktor deutlich zu hoch gewählt wurde und letztlich eine wirtschaftlichere Auslegung möglich wäre. In [18] wird anschaulich aufgezeigt, dass die Tragfähigkeiten von Stahlgussstücken oftmals unterschätzt werden. Für eine wissenschaftliche Bewertung sind die Probekörper, Werkstoffe und Versuchsaufbauten jedoch nicht ausführlich genug beschrieben. Untersuchungen zum Spröbruchverhalten unter Berücksichtigung des negativen Einflusses tiefer Einsatztemperatur wurden nicht durchgeführt.

In [59–61] werden die Ergebnisse einer Gemeinschaftsarbeit von Instituten, Herstellern und Anwendern schwerer Gussstücke zum Einfluss von stahlgusstypischen Fehlstellen unter Schwingungsbeanspruchung vorgestellt. Dazu wurden fünf flanschförmige Gussstücke mit einer Wanddicke von 150 mm und einem Gewicht von ca. 4 bis 6 t von vier Gießereien aus dem Werkstoff GS-18CrMo9-10 gefertigt. Nach einer um-

fangreichen zerstörungsfreien Prüfung mit unterschiedlichen Prüfmethoden wurden aus diesen Bauteilen eine große Zahl an Flachzugproben (mit Ungängen) ausgearbeitet und im Zug-Druck-Ermüdungsversuch geprüft. Anschließend wurden die Proben auf -170 °C abgekühlt und gebrochen. Von 92 Proben wurden die Bruchflächen fraktographisch untersucht, insgesamt 345 Fehler vermessen und für eine rechnerische Bewertung als elliptische Fehler idealisiert. In Bild 2.3 sind die gemessenen Kerbradien aus [59] dargestellt. Es zeigt sich, dass bei allen gefundenen Fehlerarten ein sehr kleiner Kerbradius von deutlich weniger als $0,1\text{ mm}$ gefunden wurde, so dass für den Nachweis der Sprödbrechtsicherheit eine bruchmechanische Bewertung sinnvoll erscheint. Eine Bewertung der zerstörungsfreien Prüfung zeigte, dass besonders kleine Fehler durch eine Ultraschallprüfung zuverlässiger nachgewiesen werden konnten als mit einer Durchstrahlungsprüfung, wobei Fehler mit flächiger Ausdehnung rechtwinklig zur Einschallrichtung sicherer gefunden wurden als kugelförmige Einschlüsse.

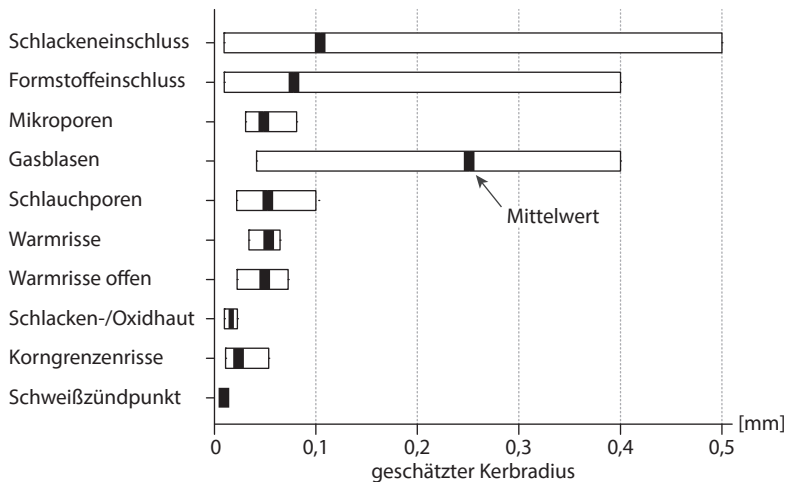


Bild 2.3: Kerbradien der ausgemessenen Fehlstellen aus [59]

Mit Hilfe der fraktographischen Untersuchungen konnte gezeigt werden, dass trotz der kleinen gemessenen Kerbradien die Rissinitiierungsphase teilweise einen sehr hohen Anteil an der Lebensdauer einnimmt. Aus diesem Grund führt eine bruchmechanische Bewertung für ermüdungsbeanspruchte Bauteile oftmals zu stark kon-

servativen Ergebnissen. Da das Kerbgrundkonzept das Risseinleitungsverhalten der Fehlstellen berücksichtigt, konnten damit realistischere Lebensdauerberechnungen ermittelt werden als mit einem bruchmechanischen Konzept. Weiterhin bestätigten auch diese Untersuchungen, dass sich ein Oberflächenfehler ungünstiger auf die Lebensdauer auswirkt als ein innenliegender Fehler.

Durch die Untersuchungen wird eine Methode vorgestellt, mit welcher sich Oberflächenfehler oder oberflächennahe Fehler unter Ermüdungsbeanspruchung individuell bewerten lassen. Voraussetzung ist, dass die Fehlergröße zuverlässig bestimmt wird. Größere Fehler, wie beispielsweise Erstarrungslunker, wurden nicht untersucht. Für die Bewertung eines Gesamtbauteils sind daher weitere Untersuchungen notwendig.

Ein anschauliches Beispiel für wissenschaftliche Untersuchungen im Rahmen der Realisierung von Bauprojekten ist die Auflagerkonstruktion der Kronprinzenbrücke im Berliner Regierungsviertel (siehe Bild 2.4). Diese wurde aufgrund des geometrisch komplexen Designs mit Formteilen aus Stahlguss realisiert. Durch die Anforderungen an die mechanisch-technologischen Eigenschaften in Kombination mit der Schweiß-eignung wurde die Konstruktion mit dem kohlenstoffarmen Werkstoff GS-13MnNi6-4 ausgeführt. Da dieser Werkstoff jedoch bauaufsichtlich nicht geregelt ist, konnte die Tragstruktur nur mit einer ZiE realisiert werden. Neben einer Reihe von Veröffentlichungen zum Realisierungswettbewerb und zu den Besonderheiten bei der Fertigung der neuen Kronprinzenbrücke werden in [2, 79] die technischen Hintergründe des Festigkeitsnachweises für die Erlangung der ZiE veröffentlicht.

Die Verfasser des Gutachtens für die ZiE und Autoren von [79] erstellten ein Bemessungskonzept für die Auflagerkonstruktion, das sich nicht, wie oftmals üblich, auf eine große Anzahl von experimentellen Bauteilprüfungen stützt, sondern die Besonderheiten des Werkstoffs – unvermeidliche Werkstoffungenäuzen – rechnerisch erfasst. Dazu wurde in einem ersten Schritt ein elastischer Spannungsnachweis geführt, bei dem die unterschiedlichen Querschnitte mit einer fiktiven Worst-Case-Fehlerverteilung nach der Norm für die Ultraschallprüfung (siehe Bild 2.4) reduziert wurden. Die sich daraus ergebenden Querschnittsreduzierungen sowie Spannungserhöhungen durch asymmetrische Fehlerverteilungen werden in der Bemessung durch eine Reduzierung der Streckgrenze $\sigma_{Y,red}$ berücksichtigt. Der Reduktionsfaktor wurde dabei über das Verhältnis Nettoquerschnitt zu Bruttoquerschnitt (A_{red}/A) für eine Axialbean-

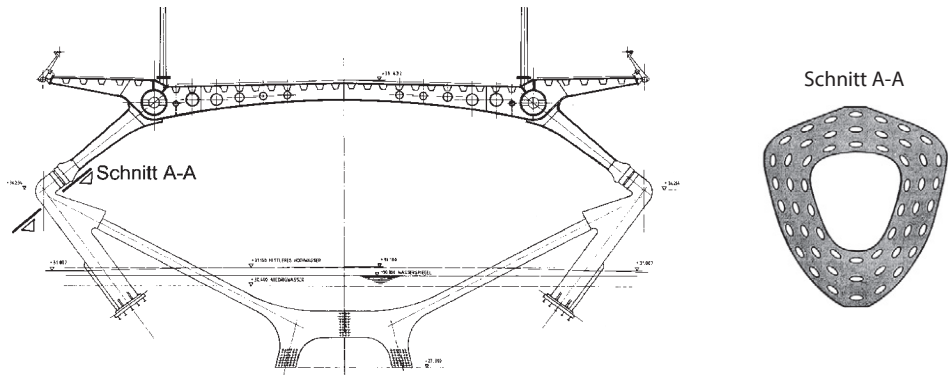


Bild 2.4: Links: Brückenquerschnitt im Bereich der Auflager, rechts: Angenommene Fehlerverteilung für den elastischen Spannungsnachweis [79]

spruchung und dem Verhältnis reduziertes Widerstandsmoment zu ursprünglichem (W_{red}/W) für Biegebeanspruchung ermittelt.

In einem zweiten Schritt wurde ein bruchmechanischer Nachweis zur Vermeidung von Sprödbruch mit Hilfe des R6-Konzeptes geführt, auf welches in Abschnitt 5.4.3 näher eingegangen wird. Die Ergebnisse zeigen, dass trotz der konservativen Annahme größter zulässiger Fehler in Form eines ebenen Risses rechtwinklig zur ersten Hauptspannung die Grenztragfähigkeit rechnerisch nachweisbar ist und für den statischen Nachweis eine Reduktion von 20 % der Streckgrenze für Gütestufe 2 bis 4 in Kombination mit Wanddicken größer 200 mm ausreicht. Gesamtheitlich wurde hier ein schlüssiges Konzept entwickelt, auf das in dieser Arbeit noch weiter eingegangen wird. Durch projektspezifische Vorgaben in Bezug auf Geometrie und Werkstoff sowie beispielsweise der Vorgabe, dass Fehler im Kernbereich der Bauteile den gleichen Anforderungen wie im Randbereich unterliegen, ist eine verallgemeinerte Anwendung nicht möglich.

Ein weiteres bekanntes Bauwerk, welches durch den Einsatz von Stahlgussbauteilen realisiert wurde, ist die Humboldthafenbrücke in Berlin. Bei diesem Projekt wurde der Werkstoff erstmals durch die Deutsche Bahn eingesetzt. Entgegen dem zuvor beschriebenen Vorgehen stützt sich der Tragfähigkeitsnachweis jedoch nicht ausschließlich auf Berechnungen in Kombination mit Werkstoffuntersuchungen, sondern auf umfangreiche Bauteilprüfungen. Dabei wurden die Stahlgussstücke mit angeschweißten

Rohrsegmenten maßstabsgetreu in Ermüdungsversuchen sowie zahlreichen Werkstoffprüfungen getestet. Das Ergebnis der Prüfungen und die daraus abgeleiteten Abminderungsfaktoren korrelieren mit denen der ZiE für die Kronprinzenbrücke. Zusätzlich wurden fertige Gussstücke zunächst zerstörungsfrei (UT) und anschließend für eine Kalibrierung aufwendig zerstörend geprüft. Es zeigte sich, dass die vorhandenen Fehler zuverlässig detektiert wurden und die Fehlergröße in der Ultraschallprüfung sogar oftmals überschätzt wurde. Das Bauprojekt, die Bauteilversuche und Schlussfolgerungen sind in zahlreichen Veröffentlichungen publiziert [85–87].

In einer großen Anzahl von Veröffentlichungen, beispielsweise [54–56], wurden in den letzten Jahren durch Richard Hardin und Christoph Beckermann mehrere Ansätze zur Auslegung von Gussbauteilen unter Berücksichtigung von Fehlstellen (maßgeblich Poren) vorgestellt. In den Arbeiten wird sowohl der Einfluss vorhandener Ungängen auf statisch als auch auf ermüdungsbeanspruchte Bauteile untersucht. Es konnte gezeigt werden, dass vorhandene Mikroporositäten weder einen messbaren Einfluss auf die Steifigkeit haben noch zu Spannungskonzentrationen oder Spannungsumlagerungen im Bauteil führen, hingegen die Ermüdungsfestigkeit und die plastische Verformbarkeit verringert werden. Erst durch vorhandene Makroporen und der damit einhergehenden Verringerung des Bruttoquerschnitts haben die Werkstoffungängen auch Einfluss auf das Anfangstragverhalten in Form einer reduzierten, effektiven Steifigkeit. Durch experimentelle und numerische Untersuchungen wird in [55] ein nicht-linearer Zusammenhang zwischen einem Faktor für den Volumenanteil an Poren (Φ) und der Bauteilsteifigkeit aufgezeigt. Mit Hilfe einer empirisch ermittelten Funktion $E_{(\Phi)} = E_0 \cdot (\Phi/0,5)^{2,5}$ kann dieser Zusammenhang in Form eines reduzierten E-Moduls in der Bauteilauslegung rechnerisch erfasst werden.

Die in [54] entwickelte Methodik zur Auslegung von Erzeugnissen aus Stahlguss basiert auf numerischen Berechnungen mit dem Ziel, die im Gießprozess entstandenen Werkstofffehler in ein strukturmechanisches Modell zu übergeben und zu bewerten. Verteilung und Größe der Poren werden dabei durch eine Gießprozess-Simulation mit der kommerziellen Software MAGMASOFT© berechnet und anschließend an ein FE-Modell für die Spannungsanalyse übergeben. In der anschließenden Berechnung wird der Einfluss vorhandener Poren durch einen schädigungsmechanischen Ansatz, basierend auf dem Gurson-Modell, im Werkstoffgesetz berücksichtigt. Einzelne Parameter

für das in ABAQUS enthaltene, plastische Materialgesetz wurden dabei mit Trial-and-error-Berechnungen erhoben. In Bild 2.5 sind die Ergebnisse dieser Berechnungen aus [54] dargestellt. Sie zeigen, dass sich mit diesem Vorgehen sowohl die realen Bauteilsteifigkeiten als auch die Traglasten mit guter Übereinstimmung abbilden lassen.

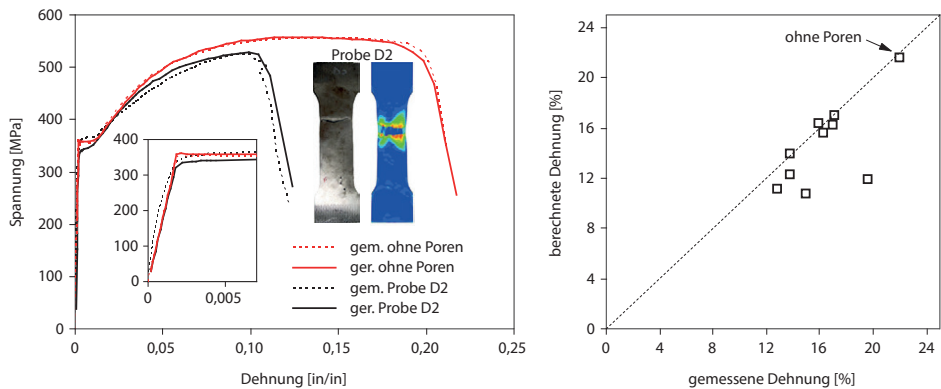


Bild 2.5: Links: Gemessene und simulierte Spannungs-Dehnungs-Kurven einer Probe mit und einer Probe ohne Poren aus [54], rechts: Vergleich der numerischen Ergebnisse mit experimentellen Untersuchungen aus [54]

In einem weiteren Schritt wurden die Ergebnisse der Spannungsanalyse in die kommerzielle Software fe-safe™ zur Berechnung der Ermüdungsfestigkeit übergeben. Auch diese Ergebnisse zeigen, dass durch die eingangs numerisch berechnete Fehlstellenverteilung die Lebensdauer in Abhängigkeit der Bauteilbeschaffenheit sinnvoll bestimmt werden kann. Die Methodik ist vielversprechend und die präsentierten Ergebnisse zeigen, dass durch die Berücksichtigung von Fehlstellen schon in der Planungs- und Entwicklungsphase die Tragfähigkeit, Ermüdungsfestigkeit und auch der Aufwand für die ZfP optimiert werden können. Eine praxisorientierte Anwendung oder die Aufnahme in technische Regelwerke ist jedoch aus vielen Gründen nur schwer zu realisieren. Zum einen sind die für das Gurson-Modell benötigten Werkstoffparameter nur mit enormem Aufwand und durch normativ nicht geregelte Werkstoffuntersuchungen bestimmbar, zum anderen sind die numerischen Berechnungen sowohl durch das benötigte Know-how als auch durch die Anwendung mehrere Softwarepakete nur in Einzelfällen umsetzbar. Hinzu kommt, dass durch die Gießprozess-Simulation nicht

alle Werkstoffungängen zuverlässig simuliert werden können. Das Vorhandensein von Poren oder Lunkern lässt sich zwar mit zufriedenstellender Genauigkeit vorhersagen, die Größe, Verteilung oder Beschaffenheit ist jedoch von vielen Produktionsparametern wie zum Beispiel der Gießtemperatur oder auch den Formwerkstoffen abhängig, so dass die Qualität der Berechnungen, wie in Abschnitt 2.4 beschrieben, in hohem Maße an das Know-how des Herstellers gekoppelt ist.

In [50] wird das Ermüdungsverhalten von Stahlgussknoten in Fachwerklängsträgern von Stahl-Beton-Verbundbrücken im Rahmen einer wissenschaftlichen Arbeit untersucht. Aufgrund der hohen Ermüdungsbeanspruchung von Verkehrsbrücken soll durch den Einsatz von Stahlgusserzeugnissen und der damit verbundenen Vorteile – besserer Kraftfluss, geringere Kerbwirkung, Schweißnaht nicht im Bereich hoher Spannungen – eine Erhöhung der Lebensdauer erreicht werden. Zur Klärung der Frage, ob durch den negativen Einfluss vorhandener, herstellungsbedingter Ungängen im Stahlguss die genannten positiven Eigenschaften wettgemacht werden, wurden experimentelle Untersuchungen an maßstabsgetreuen Fachwerkträgern durchgeführt. Darauf aufbauend wurde ein Algorithmus zur Berechnung der maximal zulässigen Anfangsfehlergröße auf Basis bruchmechanischer Betrachtungen entwickelt. Die Ergebnisse zeigen, dass die Schweißverbindung Stahlguss-Rohr für den untersuchten Anwendungsfall maßgebend wird. Durch einen Vergleich der zulässigen Anfangsfehlergrößen mit den Zulässigkeitsgrenzen für die Ultraschallprüfung kann selbst die niedrigste Gütestufe (GS 5) rechnerisch nachgewiesen werden, da die Lebensdauer durch die Schweißverbindung begrenzt wird. Selbst Anfangsfehler mit einer Tiefe von bis zu 88 % der Wanddicke sind zugelassen, ohne dass die Lebensdauer negativ beeinflusst wird.

Entgegen der zuvor vorgestellten Literatur wiesen die Gussbauteile in den geprüften Fachwerkträgern jedoch keine nennenswerten Fehler auf, so dass in den experimentellen Untersuchungen primär die Schweißverbindung geprüft wurde. Weiterhin wurde keine Worst-Case-Betrachtung durchgeführt. Die Untersuchungen beziehen sich auf die Bewertung von Einzelfehlern und nicht auf mögliche ungünstige Fehlerverteilungen über den gesamten Querschnitt. Dennoch ermöglicht die Arbeit dem Tragwerksplaner die Definition konkreter Qualitätsanforderungen, so dass ein Nachweis

für ebene Stahlgussknoten in Fachwerkträgern unter Berücksichtigung von Ungängen schon in der Planungsphase geführt werden kann.

2.6 Nachweis zur Vermeidung von Sprödbruch

Fälschlicherweise wird allgemein die Meinung vertreten, dass alle Gusswerkstoffe, auch Stahlguss, sprödbruchgefährdet sind, was ein wesentliches Hemmnis für deren Verwendung darstellt. Grund hierfür ist, dass der Nachweis einer ausreichenden Sicherheit gegen sprödes Bauteilversagen im Bauwesen lediglich durch eine geeignete Werkstoffauswahl erfolgt und sich diese lange Zeit auf rein empirische Untersuchungen an gewalzten Produkten stützte. Alternative rechnerische Nachweismethoden für benötigte Zähigkeitsanforderungen sind nur wenig verbreitet, so dass der Nachweis für Gussbauteile einen enormen Aufwand darstellt. Im folgenden Abschnitt wird daher ein kurzer Überblick über das Vorgehen zur Erstellung der Tabellenwerte für die Werkstoffauswahl (Walzprodukte) nach EC3 gegeben, da dieses als Grundlage für die Sprödbruchnachweise in der vorliegenden Arbeit verwendet wird.

2.6.1 Historisches

Das Problem des Sprödbruchphänomens ist so alt wie der Werkstoff Stahl selbst. Mit der industriellen Revolution in der zweiten Hälfte des 18. Jahrhunderts und vor allem im 19. Jahrhundert, ausgehend von der Entwicklung der Eisenwerkstoffe durch den Einsatz von Steinkohle (Gusseisen), wurden die ersten eisernen Tragstrukturen errichtet. Aufgrund des extrem spröden Werkstoffverhaltens, besonders unter Zugbeanspruchung, sind viele dieser Bauwerke schlagartig zusammengestürzt. Als Folge dessen wurde Gusseisen Ende des 19. Jahrhundert für die meisten Anwendungen durch schweißbare Stahlwerkstoffe abgelöst. Durch die etwas zäheren Werkstoffe konnte zwar die Sprödbruchgefahr im Grundwerkstoff reduziert werden, jedoch wurde das Phänomen verstärkt in die Bereiche der Anschlüsse verlagert. Gerade bei dickwandigen Blechen wurden durch den Schweißprozess zum einen extrem spröde Gefüge und zum anderen hohe Eigenspannungen im Verbindungsbereich eingebracht. Dennoch haben die Ingenieure jener Zeit die Konstruktionen nur auf die höchste Nennbeanspruchung bemessen und keine Anforderungen an eine Mindestzähigkeit gestellt. Erst eine Reihe von spektakulären Schadensfällen in den 30er und 40er Jahren des 20. Jahr-

hundert führten dazu, dass sich die Wissenschaft mit dem Phänomen des Sprödbruchs systematisch beschäftigte. Die bekanntesten Schadensfälle dieser Zeit sind das spröde Einstürzen der Zoo-Brücke in Berlin 1936, der Brücke über den Albert-Kanal bei Hasselt 1938 (Bild 2.6) und die Sprödbrüche an den Liberty-Schiffen 1943 (Bild 2.7).



Bild 2.6: Sprödbruch der Brücke über den Albert-Kanal bei Hasselt (1938), die Außentemperatur betrug ca. $-20\text{ }^{\circ}\text{C}$ [83]

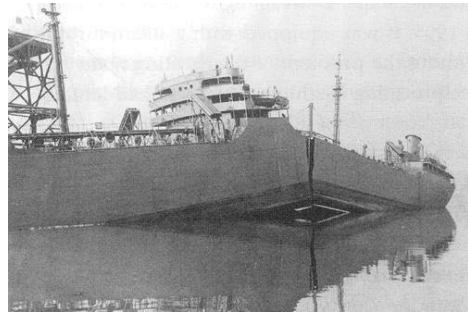


Bild 2.7: S.S. Schenectady (1943) im Hafen von Portland; die Wassertemperatur betrug ca. $4\text{ }^{\circ}\text{C}$, die Außentemperatur ca. $-3\text{ }^{\circ}\text{C}$ [57]

Ausgehend von den Untersuchungen dieser Schadensfälle wurde zunächst eine große Anzahl an unterschiedlichen Prüfverfahren (z. B. Kerbschlagbiegeversuch, Aufschweißbiegeversuch) entwickelt, um ein sprödes Werkstoffverhalten versuchstechnisch aufzeigen zu können. Durch den Deutschen Ausschuss für Stahlbau wurde 1957 erstmals ein Dokument „Vorläufige Empfehlungen zur Wahl der Stahlgütekategorien für geschweißte Stahlbauten“ [98] veröffentlicht, welches neben den statischen und festigkeitstheoretischen Berechnungen zusätzlich noch die Sicherheit gegen Sprödbrücherscheinungen erfasste. 1973 wurde dieses Dokument in die DAST-Richtlinie 009 [21] überführt und hatte trotz des rein empirischen Ansatzes über 30 Jahre Bestand.

Die Weiter- und Neuentwicklungen von bruchmechanischen Bewertungsmethoden führten dazu, dass in den 1980er und 1990er Jahren die ersten Entwürfe von nationalen und europäischen Normen veröffentlicht wurden, die erstmals rein auf bruchmechanischen Betrachtungen basierten. Wie in [67] ausführlicher beschrieben, mündete dieses Vorgehen nicht nur in einer neuen DAST-Richtlinie 009 [22], sondern letztlich auch in der derzeit gültigen harmonisierten Norm DIN EN 1993-1-10 (Eurocode)

[37]. Detailliertere Beschreibungen zur historischen Entwicklung der Bewertung von Sprödbruchsicherheit im Stahlbau können [83, 96] entnommen werden. Der Einfluss von Ungänzen in Bereichen außerhalb von Schweißnähten auf das Sprödbruchverhalten von Konstruktionswerkstoffen im Bauwesen wurde jedoch nicht untersucht.

2.6.2 Nachweis nach EN 1993-1-10

Die im EC3 enthaltenen Regelungen zur Vermeidung von Sprödbruch wurden vor dem Hintergrund entwickelt, dem Tragwerksplaner einen einfachen Nachweis mit möglichst geringen Anforderungen an die Ermittlung der Eingangsparameter an die Hand zu geben. Für den Anwender soll es möglich sein, eine erforderliche Stahlgüte lediglich mit den Angaben aus den technischen Lieferbedingungen, den Nennspannungen infolge der Einwirkung sowie der niedrigsten Einsatztemperatur zu wählen, ohne die Bruchmechanik tatsächlich anwenden zu müssen. Daher war es notwendig, alle bruchmechanischen Parameter sowohl auf der Einwirkungsseite als auch auf der Widerstandsseite durch geeignete Annahmen und Vereinfachungen zu ersetzen. Als Ergebnis ist eine Tabelle mit maximal zulässigen Erzeugnisdicken in Abhängigkeit von der Einsatztemperatur, dem Ausnutzungsgrad aus dem Spannungsnachweis sowie den Mindestanforderungen an die Kerbschlagarbeit des Werkstoffs entstanden. Im Folgenden wird die Vorgehensweise dieses bruchmechanischen Nachweiskonzepts aus dem EC3 nur in den wesentlichen Punkten dargestellt. Umfangreichere Darlegungen und detaillierte Hintergrundinformationen zu diesem Konzept werden unter anderem in [67, 91] vorgestellt.

Da das Konzept ursprünglich für den Nachweis ermüdungsbeanspruchter Brücken entwickelt wurde, basieren alle Berechnungen auf einem im Brückenbau häufig vorkommenden Konstruktionsdetail, einem Blech mit aufgeschweißter, nichttragender Längssteife. Das Referenzbauteil wurde ausgewählt, da bei diesem viele versprödennde Einflüsse, nämlich geometrische Kerbe, metallurgische Kerbe, hohe Zugeigenspannungen aus der Längsnaht sowie ein großer Steifigkeitssprung in einem Punkt zusammenfallen. Da für eine bruchmechanische Betrachtung jedoch ein Anfangsriss vorhanden sein muss, wird dem Bauteil zusätzlich ein fiktiver, durch zerstörungsfreie Prüfung nicht detektierter Fehler aus der Fertigung in Form eines halbeliptischen Oberflächenrisses im Bereich der Kerbe unterstellt. Weiterhin wird davon ausgegan-

gen, dass dieser Riss bis zur ersten Bauwerksinspektion ($1/4$ der Lebensdauer) unerkannt bleibt und demnach für Brücken durch 500.000 Lastwechsel (LW) beansprucht wird. Durch diese Annahme wächst der fiktive Riss mit der Anfangsrisstiefe a_0 bis auf die Endrisstiefe a_d und wird dadurch bei einer Bauwerksinspektion nach 25 Jahren (Anstrichturnus) im Rahmen einer VT-Prüfung sicher detektiert (siehe Bild 2.8). Die Angaben widersprechen allerdings den geforderten Inspektionsintervallen nach DIN 1076 [23], da laut diesen für Ingenieurbauwerke jedes sechste Jahr eine Hauptprüfung durchzuführen ist. Ausgehend von dem frei entworfenen Szenario wird eine benötigte Zähigkeit für den Sprödbruchnachweis berechnet.

Wie in [67] ausführlicher beschrieben, wurde die Anfangsrisstiefe a_0 aus einer gewählten, sicher detektierbaren Endrisstiefe a_d rückgerechnet. Die Standardwerte für den Anfangsrisss wurden an einer Platte mit aufgeschweißter Längsrippe (Referenzbauteil) und einer konstanten Rissform (Halbellipse mit $a/c = 0,4$) ermittelt und ergeben sich aus

$$a_0 = 0,5 \cdot \ln \left(1 + \frac{t}{t_0} \right) \quad \text{für } t < 15 \text{ mm} \quad (2.2)$$

$$a_0 = 0,5 \cdot \ln \left(\frac{t}{t_0} \right) \quad \text{für } t \geq 15 \text{ mm} \quad (2.3)$$

mit $t_0 = 1,0 \text{ mm}$.

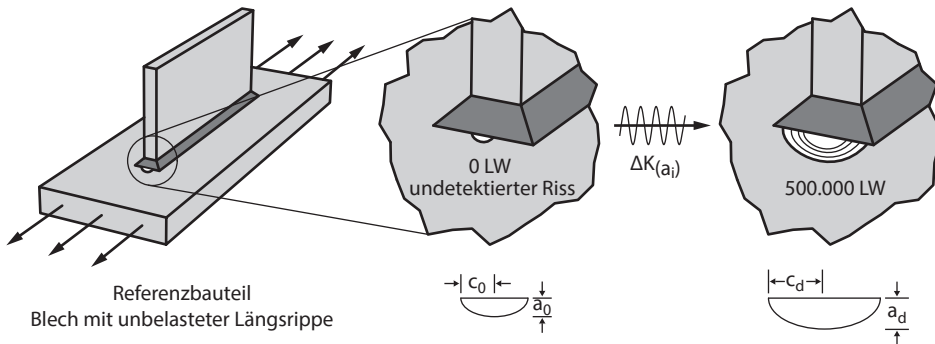


Bild 2.8: Bruchmechanisches Modell (Worst-Case-Szenario) zur Bestimmung der max. zulässigen Erzeugnisdicke nach DIN EN 1993-1-10

Der Risszuwachs (Δa) resultierend aus 500.000 LW wird anschließend mit Hilfe der Paris-Gleichung

$$\frac{\Delta a}{\Delta N} = C \cdot \Delta K_I^m \quad (2.4)$$

und der Annahme einer affinen Rissgeometrie berechnet. Die Werkstoffparameter C und m sind voneinander abhängig (ebenso die Einheit) und werden nach [91] für alle Werkstoffe im EC3 als konstant angenommen ($C = 1,8 \cdot 10^{-13}$; $m = 3,0$). Die Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors ΔK_I (siehe Gl. 2.5) kann mit einer für das Referenzbauteil validierten Handrechenformel bestimmt werden.

$$\Delta K_{I,i} = \Delta \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a_i} \cdot Y_i \cdot M_{k,i} \quad (2.5)$$

$\Delta \sigma$ Spannungsschwingbreite (Nennspannung) aus äußeren Lasten. Für das Referenzbauteil ergibt sich diese gemäß Kerbfall aus EN 1993-1-9 [40] zu konstant 56 MPa

a_i Risttiefe zum Zeitpunkt i

Y_i empirische Korrekturfunktion zur Ermittlung des Spannungsintensitätsfaktors für halbelliptische Oberflächenrisse nach [71]

$M_{k,i}$ Korrekturfunktion zur Ermittlung des Spannungsintensitätsfaktors für das Detail Platte mit aufgeschweißter Längssteife nach [62]

Die letztlich für den bruchmechanischen Nachweis maßgebende Endristtiefe a_d ergibt sich damit zu

$$a_d = a_0 + \Sigma \Delta a_i \quad (2.6)$$

und stellt die Ausgangssituation für den eigentlichen bruchmechanischen Nachweis dar.

Das vorgeschädigte Referenzbauteil wird anschließend mit einer Nennspannung belastet, die sich aus äußeren Lasten sowie einer Beanspruchung aus Zwängungen zusammensetzt. Es wird davon ausgegangen, dass der Bemessungsfall „Sprödbruch“ (Zusammenfallen des undetektierten Risses an der Stelle der höchsten Spannung bei

tiefen Temperaturen) eine außergewöhnliche Lasteinwirkung¹ darstellt, wodurch aus Wahrscheinlichkeitsbetrachtungen abgeleitet die Beanspruchung im Grenzzustand der Tragfähigkeit im elastischen Bereich zwischen

$$0,25 \cdot f_{y(t)} \leq \sigma_p \leq 0,75 \cdot f_{y(t)} \quad (2.7)$$

liegt. Die globalen Eigenspannungen werden mit $\sigma_s = 100$ MPa angesetzt und sollen vor allem Zwängungen aus der Montage und der Fertigung (Schweißen) abdecken. Durch eine Skalierung von Gleichung 2.5 ergibt sich für den Sprödbbruchnachweis die Beanspruchung wie folgt:

$$K_{appl} = \Delta K_{(a,d)} \cdot \frac{\sigma_p + \sigma_s}{\Delta \sigma} \quad (2.8)$$

Da der nach Gl. 2.5 berechnete Spannungsintensitätsfaktor jedoch nur in der linear-elastischen Bruchmechanik gültig ist, muss dieser für duktile Werkstoffe zur Berücksichtigung einer plastischen Zone vor der Risspitze erhöht werden. Im Eurocode wird die plastische Zonenkorrektur durch die vereinfachte CEBG-R6-Routine [91] berücksichtigt.

Dieser Einwirkung steht auf der Widerstandsseite der temperaturabhängige Werkstoffkennwert K_{Mat} entgegen. Da der Nachweis, wie eingangs erwähnt, lediglich mit den Angaben der technischen Lieferbedingungen geführt werden soll, wird der sehr aufwendig zu bestimmende Werkstoffkennwert über Korrelationen zur Kerbschlagarbeit abgeleitet. Zunächst wird die Abhängigkeit der Bruchzähigkeit von der Temperatur mit Hilfe der Wallin-Master-Kurve beschrieben.

$$K_{Mat(T_{Ed})} = 20 + \left(70 \cdot e^{\frac{T_{Ed} - T_{K100} + \Delta T_R}{52}} + 10 \right) \cdot \left(\frac{25}{b_{eff}} \right)^{0,25} \quad (2.9)$$

¹ Teilsicherheitsbeiwert für Einwirkungen $\gamma_F = 1,0$

Die werkstoffspezifische Übergangstemperatur T_{K100} ist dabei die Temperatur, bei der die mittlere Bruchzähigkeit K_{Ic} des Werkstoffes genau $100 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ beträgt. In einem weiteren Schritt wird dieser bruchmechanische Kennwert durch die modifizierte Sanz-Korrelation

$$T_{K100} = T_{27J} - 18 \text{ }^\circ\text{C} \quad (2.10)$$

als Funktion der Kerbschlagarbeit ersetzt [91]. T_{27J} ist die Temperatur, bei der die Kerbschlagarbeit 27 J beträgt, und kann für die meisten Werkstoffe direkt aus den technischen Lieferbedingungen entnommen werden. Durch ΔT_R wird ein Sicherheitsbeiwert (zusätzliche Temperaturverschiebung) eingeführt, der durch eine Kalibrierung anhand von Bauteilversuchen ermittelt wird. b_{eff} ist die Länge der Rissfront und aus den Anfangsannahmen bekannt. Durch Gleichsetzen und Logarithmieren der Einwirkungs- und Widerstandsseite erhält man letztlich die im Eurocode enthaltene, auf Temperaturwerten basierende Nachweisgleichung.

$$(T_{27J} - 18 \text{ }^\circ\text{C}) + 52 \cdot \ln \left(\frac{\left(K_{\text{appl}}^* - 20 \right) \cdot \left(\frac{b_{\text{eff}}}{25} \right)^{0,25} - 10}{70} \right) - \Delta T_R \leq T_{Ed} \quad (2.11)$$

Für Erzeugnisse aus gewalztem Stahl wurden auf diesem Weg die Werte der Tabelle 2.1 der EN 1993-1-10 [37] berechnet. Weitere Einflüsse, die sich negativ auf das Sprödbruchverhalten von Stahlwerkstoffen auswirken, können als zusätzliche Temperatureinwirkungen auf der Einwirkungsseite addiert werden. Beispielsweise werden zusätzliche Temperaturlasten aus einer erhöhten Dehnungsgeschwindigkeit sowie infolge eines Kaltumformgrades angegeben.

Dieses Vorgehen soll ein Worst-Case-Szenario darstellen, dass alle Kerbfälle der EN 1993-1-9 [40] abdeckt. Für Bauteile, die nicht im Kerbfallkatalog enthalten sind, muss ein bruchmechanischer Nachweis oder Bauteilversuche, welche die Bemessungssituation widerspiegeln, durchgeführt werden. In [63, 67] werden Vorschläge zur Stahlsortenauswahl solcher Bauteile vorgestellt.

Für den Nachweis ausreichender Zähigkeit von Erzeugnissen aus Stahlguss verweist der Nationale Anhang zur EN 1993-1-8 [39] auf die Bemessungstabelle der EN 1993-1-10 [37]. Da diese jedoch nur Walzstahlarten regelt, soll eine Zuordnung hinsichtlich der Festigkeit und der Kerbschlagarbeit vorgenommen werden. Weiter wird durch das Regelwerk eine zusätzliche Temperaturverschiebung von $\Delta T_G = -10 \text{ K}$ für Erzeugnisse aus Stahlguss gefordert.

In der baupraktischen Umsetzung ist dieses Vorgehen jedoch kaum durchführbar, da die Mindestanforderungen in EN 10340 [26] (Stahlguss für das Bauwesen) sowohl hinsichtlich der Festigkeit als auch hinsichtlich der Kerbschlagarbeit nur sehr schlecht mit denen für Walzstahlarten korrelieren. Da exakte Übereinstimmungen gar nicht vorhanden sind, muss auf der sicheren Seite liegend eine „ungünstigere“, vergleichbare Walzstahlart definiert werden, was wiederum geringere zulässige Erzeugnisdicken zur Folge hat. Die Temperaturverschiebung ΔT_G kann dazu führen, dass die maximale Erzeugnisdicke zusätzlich um mehr als 30 % abgemindert wird. Wissenschaftliche Untersuchungen, auf die sich die Temperaturverschiebung stützt, sind jedoch nicht bekannt.

3 | Experimentelle Untersuchungen

Die in dieser Arbeit vorgestellten experimentellen Untersuchungen wurden im Rahmen des Forschungsprojektes „Tragverhalten von geschweißten Bauteilen aus Stahlguss unter Berücksichtigung von Imperfektionen und Eigenspannungen“ (IGF-Nr. 17.745) an der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT) durchgeführt.

Die experimentellen Untersuchungen bilden die Grundlage für ein validiertes Bemessungskonzept. Dabei sollen neben dem Einfluss vorhandener Gussfehler auf das Tragverhalten auch bemessungsrelevante negative Einflüsse aus Wanddicke, Bauteilgeometrie und Einsatztemperatur abgedeckt werden. Dazu wurden Zugproben mit realen Gussfehlern sowie gekerbte Großbauteile mit unterschiedlichen Wanddicken bei Tieftemperatur in Form von Vierpunktbiegeversuchen geprüft. Entgegen des Projektstitels wird auf Untersuchungen zum Einfluss von Eigenspannungen nicht eingegangen, da im Rahmen des Projektbegleitenden Ausschusses, bestehend aus Gießereien, Herstellern, Ingenieurbüros, Materialprüfanstalten und Instituten, diskutiert wurde, dass für die untersuchten Werkstoffe aufgrund der nach dem Gießprozess folgenden Wärmebehandlung (Normalglühen oder Vergüten und Anlassen) die Eigenspannungen in deutlich reduzierter Form vorliegen und nicht über dem Niveau von gewalzten und gerichteten Baustählen liegen. Da für Stahlgussstücke in der Regel auch kein Stabilitätsversagen (Knicken, Beulen) maßgebend ist, kann für die statische Tragfähigkeit auf eine detaillierte Betrachtung verzichtet werden. Weiterhin werden Einflüsse aus dem An- oder Einschweißen der Bauteile in der Bemessung als äußere Lasten berücksichtigt. Auf die Prüfung von geschweißten Probekörpern wurde verzichtet, da im Bereich von Spannungskonzentrationen (Kerben) in der Regel keine zusätzlichen Schweißnähte liegen, was einen wesentlichen Vorteil von Erzeugnissen aus Stahlguss darstellt. Werden im Bereich von Kerben vorhandene Fehler durch Produktionsschweißen ausgebessert, erfolgt die Wärmebehandlung erst nach dem Schweißprozess, so dass auch in diesem Fall nicht von einem negativen Einfluss aus lokalen Spannungen oder Aufhärtungen auszugehen ist. Durch die Forderung, dass im Bereich der Schweißnahtflanken (Anschweißenden) Gütestufe 1 auszuführen ist, wodurch die Anforderungen mit

denen von Walzstahlsorten vergleichbar sind, kann dieser Bereich entsprechend den Anforderungen nach ISO 5817 [43] als uneingeschränkt tragfähig in der Bemessung berücksichtigt werden.

3.1 Zugproben mit realen Gussfehlern

3.1.1 Auslegung der Probekörper

Für die Erstellung und Kalibrierung eines Bemessungskonzeptes von Erzeugnissen aus Stahlguss bestand die erste zentrale Aufgabe darin, Probekörper mit „realen“, reproduzierbaren Gussfehlern auszulegen und herzustellen. Die Entwurfsgrundlage dafür waren die in [12, 52] vorgestellten Proben, bei denen durch eine gezielte Geometrieänderung Poren und Erstarrungslunker produziert werden konnten. Da diese Proben jedoch im Feingießverfahren hergestellt wurden und sich die Makroporen und Lunker nahezu über den gesamten Querschnitt verteilten, galt es, die Auslegung auf größere Bauteile, hergestellt mit Dauermodellen (Handformverfahren) und mit möglichst einzelnen Fehlern eingebettet, in einer ungestörten Grundmatrix zu überführen.

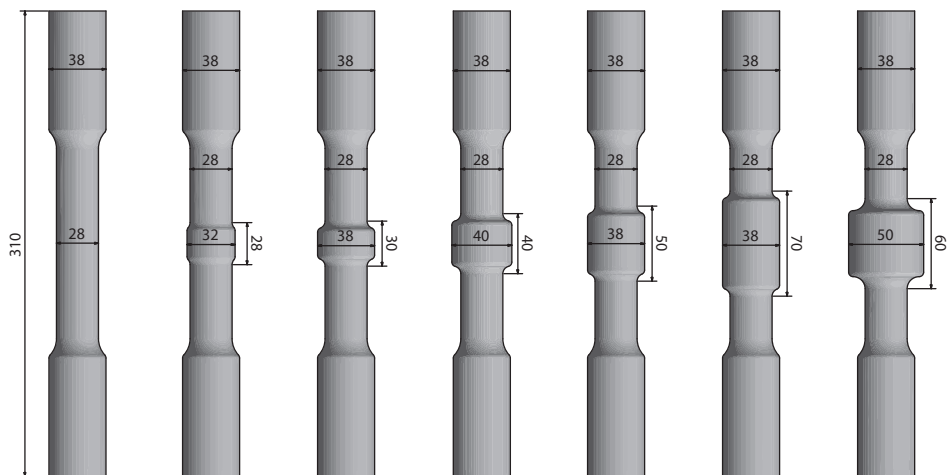


Bild 3.1: Geometrie der Probekörper, alle Maße sind inklusive Bearbeitungszugabe [mm]

Aus diesem Grund wurde zunächst durch die am Forschungsprojekt (IGF-Nr. 17.745) beteiligten Gießereien (Friedrich Wilhelms-Hütte Stahlguss GmbH, FWH und Stahl- und Hartgusswerk Bösdorf GmbH, SHB) eine Gießprozess-Simulation mit der Software MAGMASOFT® durchgeführt. Ziel der Berechnungen war es, die Auslegung der Speiser, die Dimensionierung des gesamten Gießlaufsystems und die Materialaufdickungen in der Probenmitte so auszulegen, dass Erstarrungslunker in unterschiedlichen Größen und Formen entstehen. In Bild 3.2 ist das finale Simulationsmodell mit dem Einguss, dem Gießlauf, den Filterboxen, den Naturspeisern und den unterschiedlichen Probekörpern sowie die berechneten Porositäten aus der Erstarrungs- und Abkühlberechnung dargestellt.

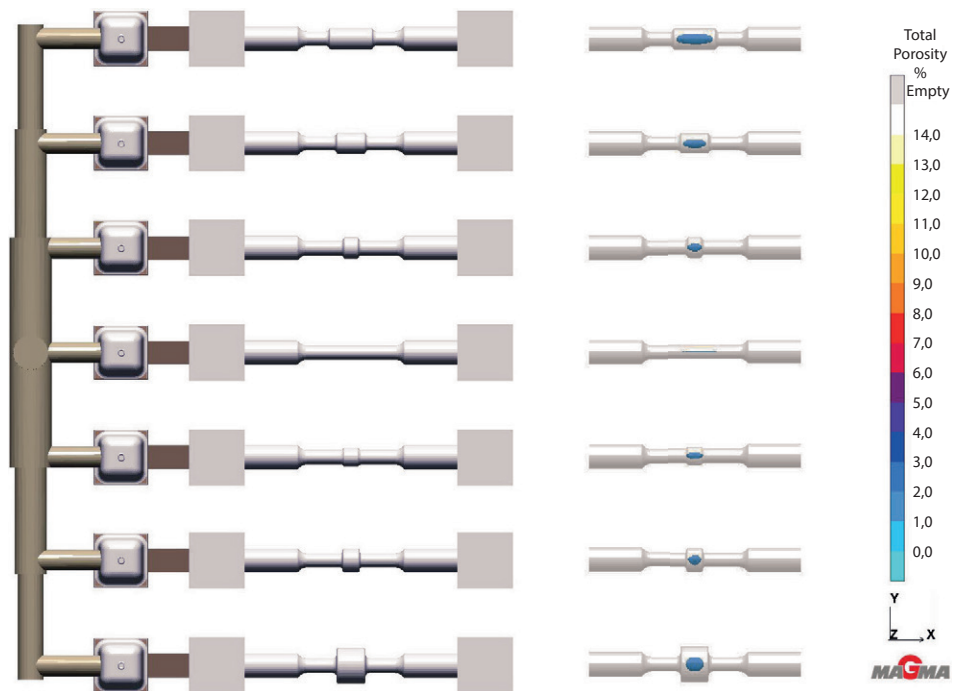


Bild 3.2: Links: FDM-Modell aus MAGMASOFT® mit Einguss, Gießlauf, Filterbox, Naturspeiser und Probekörper, rechts: Berechnete Porosität aus der Erstarrungs- und Abkühlberechnung

Die Ergebnisse der Simulation zeigen, dass sich in der Mitte der Zugstäbe abhängig von der Aufdickung die gewünschten Erstarrungslunker ausbilden. Vor dem Hinter-

grund, möglichst verschiedene Fehlerformen, -größen und -beschaffenheiten experimentell untersuchen zu können, wurden sieben unterschiedliche Probekörper hergestellt, bei denen nicht nur die Größe der Aufdickung, sondern auch die Länge der Aufdickung variiert wurde. In Bild 3.1 sind diese mit Abmessungen dargestellt. Um in den experimentellen Untersuchungen direkt den Einfluss der produzierten Gussfehler aufzuzeigen und nicht zusätzliche Effekte aus unterschiedlichen Oberflächen oder Randeinflüsse mit zu prüfen, wurden die Proben mit einer Bearbeitungszugabe von 4 mm ausgeführt.

3.1.2 Herstellung der Probekörper

Die mechanisch-technologischen Eigenschaften gegossener Erzeugnisse aus Stahlguss hängen neben der Primärmetallurgie von sehr vielen zusätzlichen Faktoren wie zum Beispiel der Sekundärmetallurgie, der Formfüll- und Abkühlzeiten oder der Wärmebehandlung ab. Aus diesem Grund wurden die Probekörper von zwei unterschiedlichen Gießereien (FWH, SHB) hergestellt, um diese Einflüsse quantitativ zu erfassen. Bei einer der Gießereien wurde die Schmelzbehandlung in einem Vakuum-Konverter durchgeführt, um eine Reaktion der Schmelze mit Sauerstoff zu verhindern. Um für keine der am Forschungsprojekt beteiligten Gießereien einen Wettbewerbsnachteil entstehen zu lassen, erfolgen alle Angaben anonymisiert.

Auf Basis der numerischen Simulationen, wurde in beiden Gießereien jeweils ein Dauermodell für das Handformverfahren hergestellt. In Bild 3.3 ist das Modelloberteil mit Angussystem, Speisern und den Modellen der Probekörper der Gießerei B zu sehen. Die Aufdickung in der Mitte der Proben ist durch ein Wechselteil realisiert, so dass dieses ergebnisabhängig ausgetauscht werden kann. Daneben ist in Bild 3.4 ein fertig eingestanzter Oberkasten zu sehen. Bild 3.5 und 3.6 zeigen das Modelloberteil und den eingestanzten Oberkasten der Gießerei A.

Für die Bestimmung der Werkstoffeigenschaften wurden durch die Gießereien zusätzliche Prüfblöcke mit abgegossen. Diese wurden zusammen mit den Probekörpern vergütet und durch die Gießereien geprüft (vgl. Abschnitt 3.1.3). In Bild 3.7 ist exemplarisch eine Probe im Anlieferungszustand abgebildet.

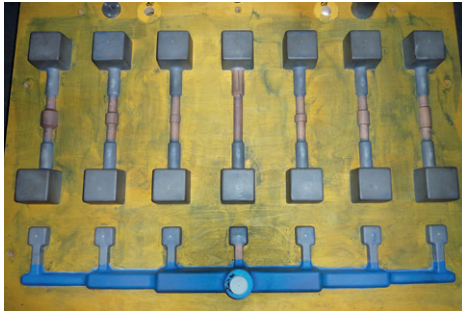


Bild 3.3: Dauermodell der Gießerei B, Wechselteile aus Holz in Probenmitte



Bild 3.4: Fertiger eingeformter Oberkasten, Gießerei B

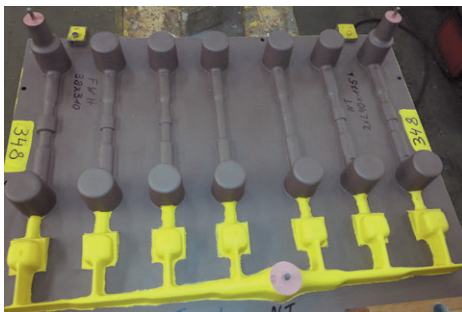


Bild 3.5: Dauermodell der Gießerei A

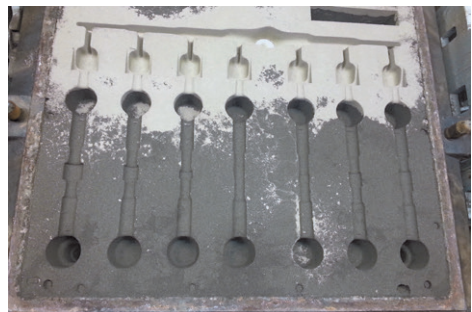


Bild 3.6: Fertiger eingeformter Oberkasten, Gießerei A



Bild 3.7: Exemplarisch, Probekörper der Gießerei B, Werkstoff G22NiMoCr5-6, 10 mm Aufdickung über eine Länge von 50 mm

3.1.3 Mechanisch-technologische Werkstoffkennwerte

Stahlguss für allgemeine Verwendungszwecke, für das Bauwesen, für Druckbehälter, hochfester Stahlguss mit guter Schweißseignung, Vergütungsstahlguss, warmfester Stahlguss, kaltzäher Stahlguss, nichtrostender Stahlguss, verschleißbeständiger Stahlguss – die Liste der unterschiedlichen Werkstoffeigenschaften für Erzeugnisse aus Stahlguss ist lang und könnte beliebig fortgeführt werden. Diese große Vielfalt ermöglicht es dem Anwender, die Werkstoffeigenschaften optimal auf den Einsatzzweck einzustellen. Neben den Eigenschaften wie Festigkeit, elastisches Verhalten, Duktilität, Zähigkeit, Korrosionswiderstand und der Schweißseignung unterscheiden sich die Werkstoffe auch bezüglich ihrer Ausfallsicherheit, das heißt der Konstanz der Werkstoffeigenschaften und der Anfälligkeit gegenüber Inhomogenitäten [95]. Durch die teils sehr spezifischen Eigenschaften, wie zum Beispiel nitriergärteter Stahlguss mit Randhärten bis zu 1100 HV, lassen sich experimentelle Untersuchungen als Grundlage für ein allgemeines Bemessungskonzept auf einheitlicher Basis nicht realisieren.

Da Stahlguss in den meisten Tragstrukturen in Form einer Mischkonstruktion, das heißt eingeschweißte Gussbauteile an hochbeanspruchten Knoten- oder Lagerpunkten, zum Einsatz kommt, beschränken sich die experimentellen Untersuchungen auf schweißgeeignete Werkstoffe mit niedrigem Kohlenstoffgehalt. Wegen des sehr breiten Festigkeitsspektrums wurden sämtliche Untersuchungen an zwei unterschiedlich festen Werkstoffen durchgeführt. Untersucht wurde zum einen der im Bauwesen häufig eingesetzte unlegierte vergütete Stahlguss G20Mn5 (1.6220), geregelt durch die harmonisierte Norm für das Bauwesen EN 10340 [26] sowie der europäischen Norm für allgemeine Anwendungen EN 10293 [45], und zum anderen der niedriglegierte, vergütete, hochfeste Stahlguss G22NiMoCr5-6 (1.6760) nach SEW 520 (hochfeste Stahlgussarten mit guter Schweißseignung) [92].

Der in Tabelle 3.1 dargestellte Auszug aus den technischen Lieferbedingungen zeigt, dass sich die Anforderungen an die Bruchdehnung bezogen auf die Höhe der Streckgrenze mit denen von Walzprodukten vergleichen lassen. Die Anforderungen an die Kerbschlagarbeit (Zähigkeit) liegt sogar im Bereich von Tieftemperaturstählen nach EN 10025. Eine direkte, vergleichende Zuordnung zu einem Werkstoff für Walzprodukte, wie es beispielsweise für den aktuellen Sprödbbruchnachweis nach EN 1993-1-8/NA [39] gefordert wird, ist nicht möglich, auch wenn dies gerade für geschweißte

Mischkonstruktionen wünschenswert wäre. Nach Angaben der Gießereien kann der Werkstoff G20Mn5 jedoch mit einer garantierten Mindeststreckgrenze von 360 MPa auch für größere Wanddicken geliefert und damit beispielsweise einem S355NL zugeordnet werden.

Bezeichnung			Dicke t [mm]	Streckgrenze R _{p0,2} [MPa]	Zugfestigkeit R _m [MPa]	Bruchdehnung A [%]	Kerbschlagarbeit	
Name	Norm	Nummer					KV [J]	T [°C]
G20Mn5	EN 10340	1.6220	t ≤ 100	300	500 bis 650	22	27	-40
	EN 10293						60	RT
G22NiMoCr5-6	SEW520	1.6759	t ≤ 50	825	930 bis 1080	10	27	-50
							50	RT

Tabelle 3.1: Mindestanforderungen nach den technischen Lieferbedingungen

3.1.3.1 Vergleichszugproben

Im Gegensatz zu Bauteilen aus gewalztem Stahl werden die mechanisch-technologischen Werkstoffeigenschaften bei Stahlguss nur in Ausnahmefällen aus fertig produzierten Bauteilen entnommen und geprüft. In der Regel erfolgt die Beprobung an separat mitgegossenen Vergleichsproben. Gerade bei Bauteilen mit stark variierenden Gieß- und Abkühlbedingungen können daher die im Abnahmeprüfzeugnis garantierten Mindestanforderungen, bestimmt an einer mitgegossenen Probe, von den tatsächlichen Werkstoffeigenschaften am Bauteil abweichen. Hinzu kommt, dass die Werkstoffeigenschaften von Stahlguss im hohen Maße von der Wanddicke abhängig sind, so dass sich die Prüfergebnisse in Abhängigkeit der Entnahmestelle zusätzlich stark unterscheiden können.

Eine Toleranzgrenze für zulässige Abweichungen zwischen den mechanisch-technologischen Werkstoffeigenschaften, ermittelt an einer angegossenen oder getrennt mitgegossenen Probe zu den Werten bestimmt an einem Gussstück, ist jedoch nicht definiert.

Nach SEW 520 [92] sind die mechanischen Eigenschaften an nicht näher spezifizierten Proben aus angegossenen oder getrennt gegossenen Probestücken zu bestimmen, gelten jedoch auch für Proben aus dem Gussstück. Einzig die Anforderungen an die

Bruchdehnung sind nicht auf das Gussstück übertragbar. Werden die Werkstoffkennwerte an einem Gussstück selbst ermittelt, sind die geforderten Werte der Bruchdehnung zwischen Besteller und Gießerei gesondert zu vereinbaren. Demnach werden zwar Anforderungen an das Gussstück definiert, ein Nachweis in Form einer spezifischen Prüfung ist jedoch nicht vorgeschrieben.

Nach EN 10293 [45] sind die mechanischen Eigenschaften an spezifizierten Prüflöcken (abhängig von der maßgebenden Wanddicke, Verweis auf die EN 1559-2 [35]) zu bestimmen. Durch diese Vorgabe soll für die Proben ein ähnliches Erstarrungsmodul wie für die Gussstücke selbst erzielt werden. Zusätzlich wird jedoch gefordert, dass die Werte der Mindestanforderungen für die Streckgrenze und Zugfestigkeit auch für das Gussstück selbst gelten. Im Gegensatz zu den Anforderungen nach SEW 520 [92] sind nach EN 10293 [45] neben der Bruchdehnung auch im Kerbschlagbiegeversuch geringere Werte am Gussstück zulässig, so dass für eine Übertragbarkeit auch hierfür gesonderte Vereinbarungen erforderlich werden. Dieser Punkt sollte in jedem Fall durch den Tragwerksplaner für den Nachweis einer ausreichenden Sicherheit gegen sprödes Bauteilversagen berücksichtigt werden, da ohne die zusätzlichen Vereinbarung keine Berechnungsgrundlage gegeben ist.

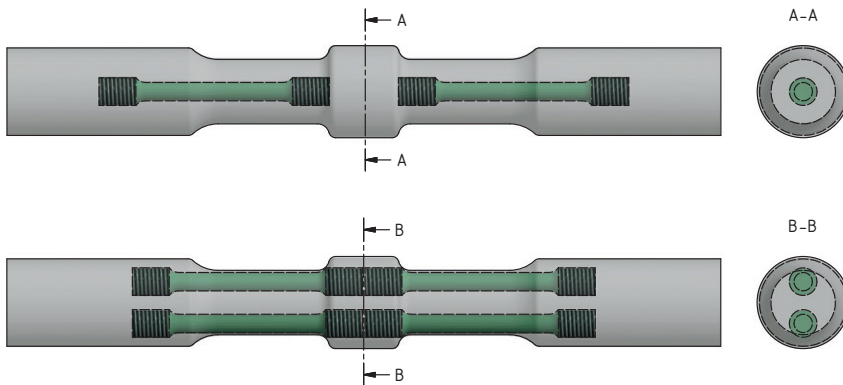


Bild 3.8: Rundzugstäbe $\varnothing 8$ mm zur Bestimmung der Werkstoffeigenschaften im ungestörten Bereich

Die technische Lieferbedingung für das Bauwesen EN 10340 [26] unterscheidet sich nur unwesentlich von der EN 10293 [45], wird jedoch durch die Bewertung der Kon-

formität erweitert. Da die EN 10340 [26] eine europäisch harmonisierte Norm ist, wird über den Anhang ZA ein Verfahren zur Konformitätsbescheinigung beschrieben. Dabei sind die Eigenschaften Dehnung, Zugfestigkeit, Streckgrenze und Kerbschlagarbeit durch eine spezifische Erstprüfung an Proben von Erzeugnissen, die für die Gussstücke repräsentativ sind, durch die Gießerei nachzuweisen, damit eine CE-Kennzeichnung erfolgen kann. Als repräsentative Probe wird wieder auf die Prüfblöcke nach EN 1559-2 [35] verwiesen. Jedoch gilt auch für diese Norm, dass nur die angegebenen Werte der Streckgrenze und der Zugfestigkeit auf das Gussstück zu übertragen sind.

Der Nachweis, dass die Mindestwerte der technischen Lieferbedingungen auch am Gussstück eingehalten werden, ist jedoch für Erzeugnisse der Gütestufe 2 bis 5 nur sehr aufwendig zu erbringen. Die Tatsache, dass schon Gussstücke der Gütestufe 2 nicht unerhebliche Fehler wie Poren, Lunker, Einschlüsse oder aufgelockertes Gefüge aufweisen dürfen, führt dazu, dass die Werkstoffproben aus diesen Gussstücken ebenfalls Ungängen aufweisen können. Aus diesem Grund müsste zur Bewertung der Konformität eine fraktographische Untersuchung erfolgen oder es müsste vorab eine zerstörungsfreie Prüfung durchgeführt werden. Ist ein Fehler vorhanden – auch wenn dieser zulässig ist – wäre die Probe zur Bestimmung mechanisch-technologischer Werkstoffkennwerte nicht zu gebrauchen.

Für die numerischen Berechnungen zur Bewertung der Fehlstellen ist es notwendig, die Werkstoffeigenschaften der Probekörper möglichst genau zu bestimmen. Deshalb wurden neben den Prüfungen an mitgegossenen Proben (geprüft durch die Gießereien) Rundzugproben mit $\varnothing 8$ mm gemäß Bild 3.8 ausgearbeitet und geprüft. Nach den Anforderungen der technischen Lieferbedingung gelten für diese Proben, wie zuvor beschrieben für die Streckgrenze und Zugfestigkeit, die gleichen Mindestanforderungen wie für die mitgegossene Probe.

Ein Vergleich der Ergebnisse aus den Zugversuchen (Tabelle 3.2) zeigt jedoch, dass die am Gussstück entnommenen Proben erheblich von den spezifischen Prüfungen aus den Abnahmeprüfzeugnissen 3.1 abweichen und für den Werkstoff G22NiMoCr5-6 sogar unterhalb der Mindestanforderungen der technischen Lieferbedingungen liegen. Unter Berücksichtigung der zuvor durchgeführten zerstörungsfreien Prüfung (RT-Prüfung) an den Kleinzugversuchen ist diese Abweichung jedoch nachvollzieh-

bar. Die Ergebnisse der Durchstrahlungsprüfung (Bild 3.9) zeigen, dass die Proben mit geringen Festigkeiten eine deutliche Querschnittschwächung aufweisen. Die ungestörten Proben zeigen hingegen eine gute Übereinstimmung mit den Ergebnissen der spezifischen Prüfungen aus den Abnahmeprüfzeugnissen 3.1.

Werkstoff	Bezeichnung	Streckgrenze	Zugfestigkeit	Bruchdehnung	
		$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	A [%]	
G20Mn5	Anforderung	EN 10340 / EN 10293	300	500 bis 650	22,0
	Gießerei A	Abnahmeprüfzeugnis 3.1	465	598	24,4
	Gießerei B	Abnahmeprüfzeugnis 3.1	442	619	23,5
	Gießerei B	Rand 1 - Probe 1	466	630	22,3
	Gießerei B	Zentrisch 1 - Probe 1	397	528	4,8
G22NiMoCr5-6	Anforderung	SEW520	825	930 bis 1080	10,0
	Gießerei A	Abnahmeprüfzeugnis 3.1	840	974	15,4
	Gießerei B	Abnahmeprüfzeugnis 3.1	955	1026	13,8
	Gießerei A	Rand 1 - Probe 1	851	962	14,8
	Gießerei A	Zentrisch 1 - Probe 1	783	844	2,1

Tabelle 3.2: Vergleich, Anforderungen der technischen Lieferbedingungen mit Werten aus separat mitgegossenen Proben sowie Proben aus den Gussstücken

Ein Vergleich der Aufnahmen aus der RT-Prüfung (Bild 3.9) mit den Spannungs-Dehnungs-Kurven (Bild 3.10) der zugehörigen Zugversuche verdeutlicht den Einfluss der Fehler auf die Werkstoffprüfung. Die Ergebnisse veranschaulichen, dass für den Nachweis der mechanisch-technologischen Werkstoffeigenschaften am Gussstück auf eine Fehlerfreiheit der untersuchten Proben zu achten ist. Da Fehler in Abhängigkeit der vereinbarten inneren Beschaffenheit in jedem Fall zulässig sind, muss eine Abweichung in den Werkstoffprüfungen an fertigen Bauteilen ebenfalls zulässig sein. Für die Bestimmung der mechanischen Eigenschaften an einem Gussstück ist daher entweder die integrale Betrachtung einer großen Anzahl von Prüfergebnissen notwendig (z. B. in [73, 74]), eine Vereinbarung zulässiger Differenzen der Prüfergebnisse in Abhängigkeit des Probenquerschnitts oder ein Nachweis zur Beschaffenheit der Bauteile erforderlich.

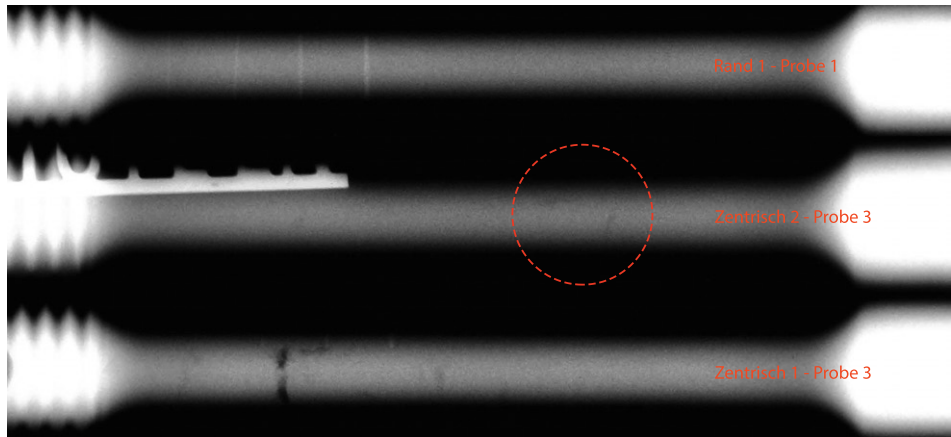


Bild 3.9: Durchstrahlungsprüfung der ausgearbeiteten Kleinzugproben, Werkstoff G20Mn5

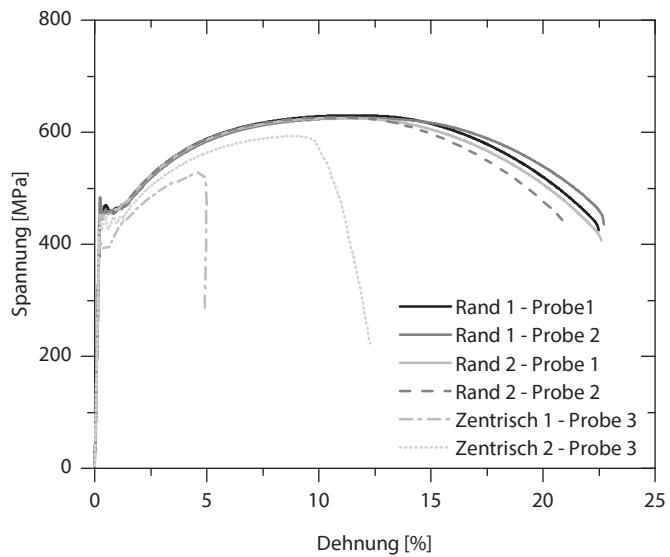


Bild 3.10: Spannungs-Dehnungs-Kurven der ausgearbeiteten Vergleichszugproben

Die Kenntnis über die Werkstoffeigenschaften der ungestörten Bereiche ist jedoch Grundvoraussetzung für die meisten rechnerischen Versagensmodelle. Wird der Fehler durch beispielsweise ein Kerbgrundkonzept oder eine bruchmechanische Rechnung bewertet, kann ein Werkstoffgesetz auf Basis von am Bauteil entnommener Proben zu stark überkonservativen Ergebnissen führen. Für die Erstellung von Werkstoffmodellen wurden daher für beide Werkstoffe sowie Gießereien mehrere Kleinzugversuche gemäß Bild 3.8 ausgearbeitet, durchstrahlt und geprüft. Die Ergebnisse fehlerbehafteter Zugstäbe wurden verworfen.

Um aufzuzeigen, ob sich die so ermittelten Werkstoffeigenschaften auf den gesamten ungestörten Probenbereich übertragen lassen, wurden an beiden Werkstoffen flächige Härtemappings in HBW 1/30 durchgeführt. Die Ergebnisse in Bild 3.11 und 3.12 zeigen, dass die Festigkeit über den Querschnitt nahezu konstant ist und die Ergebnisse aus den Kleinzugproben daher auf die gesamte Probe übertragbar sind. Für Gusstücke mit größeren Wanddicken ist jedoch wegen der wesentlich langsameren Abkühlgeschwindigkeiten im Zentrum eines Gusstücks mit geringeren Festigkeiten zu rechnen. Weiterhin wird durch die Härtemappings gezeigt, dass schon direkt neben einem Lunker (Bild 3.12) die Festigkeit des Grundwerkstoffs erreicht wird. Im Bereich von porösem Gefüge (Bild 3.11) ist der Einflussbereich zwar deutlich größer als der im Schliiff sichtbare Fehler, dafür ist die Reduktion der gemessenen Härte gering.

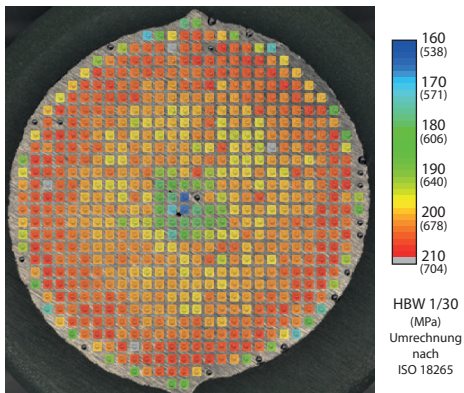


Bild 3.11: Härtemapping in HBW 1/30 für den Werkstoff G20Mn5, Porosität in Probenmitte

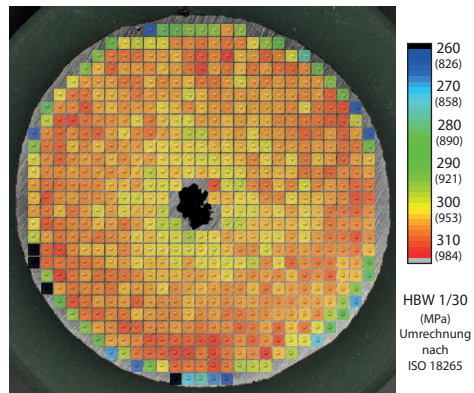


Bild 3.12: Härtemapping in HBW 1/30 für den Werkstoff G22NiMoCr5-6, Lunker in Probenmitte

3.1.3.2 KV-T-Kurven

Für die Ermittlung der Zähigkeitseigenschaften in Abhängigkeit der Temperatur wurden aus den Probekörpern Kerbschlagproben 10 x 10 x 55 mm mit V-Kerb gemäß Bild 3.13 ausgearbeitet. Aufgrund der großen Anzahl an Proben wurden diese vor der Prüfung nicht mit einer zerstörungsfreien Methode geprüft. Das heißt, die Einflüsse von kleinen Fehlern, Poren oder Einschlüssen sind in den KV-T-Kurven integral enthalten. Wurden größere Fehler während der Ausarbeitung visuell festgestellt, wurde die Probe verworfen.

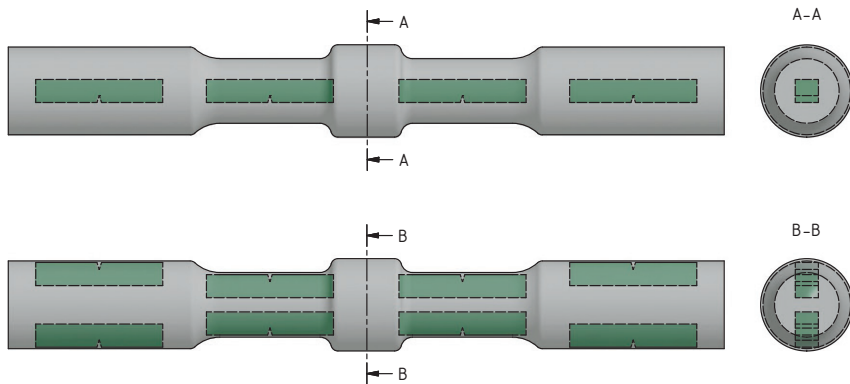


Bild 3.13: Kerbschlagbiegeproben zur Bestimmung der Werkstoffeigenschaften

Ein Vergleich der Ergebnisse aus Bild 3.14 mit den technischen Lieferbedingungen (Tabelle 3.1) zeigt, dass die Zähigkeitseigenschaften der Probekörper deutlich über den Anforderungen liegen. Die Mindestkerbschlagarbeit von 27 Joule wird für den Werkstoff G20Mn5 bei -89 °C und -108 °C erreicht und für den Werkstoff G22NiMoCr5-6 bei -66 °C und -106 °C . In diesem Temperaturbereich schneiden sich die KV-T-Kurven der beiden Werkstoffe. Besonders durch den hohen Anteil an Nickel (vgl. Tabelle 3.3) und dessen zähigkeitssteigernde Eigenschaften liegt die Kerbschlagarbeit des G22NiMoCr5-6 für sehr tiefe Temperaturen über denen des G20Mn5.

3 Experimentelle Untersuchungen

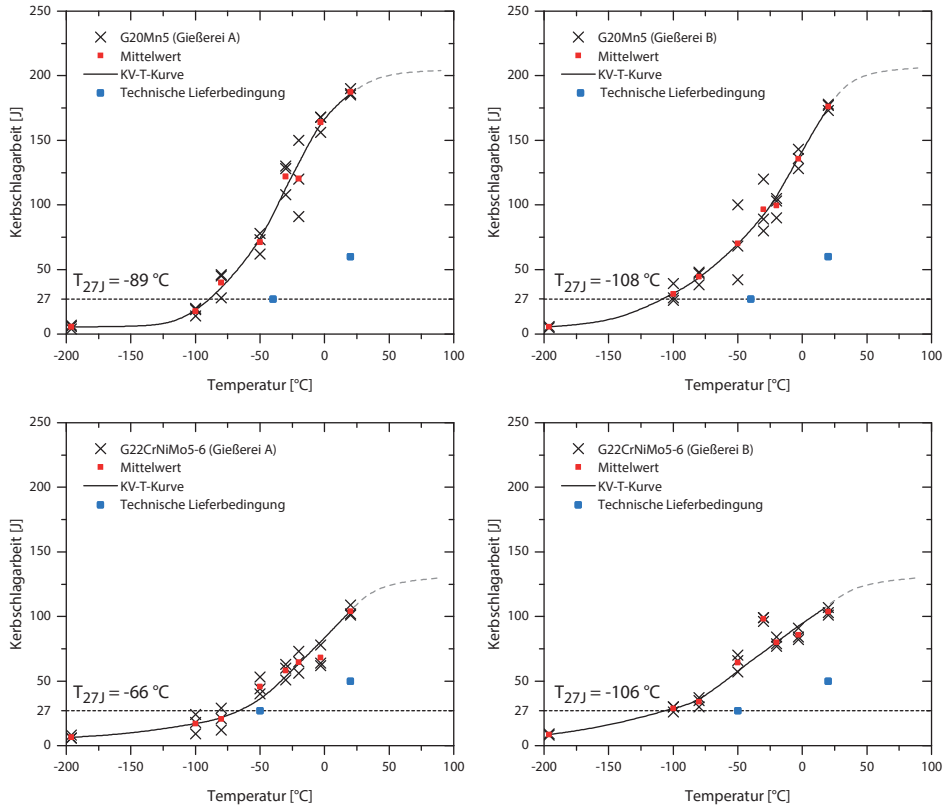


Bild 3.14: KV-T-Kurven, ermittelt an Kerbschlagbiegeproben aus den Zugproben mit Gussfehlern

Name	Gießerei	C		Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	V	Cu
		min / max	max	min / max	max	max	min / max	min / max	min / max	max	max	
Grenzwerte* nach EN 10340:2008												
G20Mn5	A	0,17 / 0,23	0,60	1,00 / 1,60	0,02	0,02	- / 0,03	- / 0,12	- / 0,80	0,03	0,30	
	B	0,20	0,46	1,17	0,009	0,002	0,20	0,08	0,18	0,003	0,08	
Grenzwerte* nach SEW 520:1996												
G22NiMoCr5-6	A	0,18 / 0,24	0,60	0,80 / 1,20	0,015	0,005	0,50 / 1,00	0,50 / 0,70	0,80 / 1,30	-	-	
	B	0,21	0,36	1,07	0,012	0,001	0,73	0,53	0,95	-	-	

*die Grenzwerte gelten für die Schmelzanalyse. Für die Stückanalysen sind in den technischen Lieferbedingungen zulässige Abweichungen aufgeführt.

Tabelle 3.3: Chemische Zusammensetzung aus den Abnahmeprüfzeugnissen 3.1, ermittelt aus der Schmelzanalyse

Dieses Verhalten wird auch in den technischen Lieferbedingungen (Tabelle 3.1) berücksichtigt, indem die Mindestanforderungen für den Werkstoff G22NiMoCr5-6 bei Raumtemperatur unter denen des G20Mn5 liegen, hingegen die Prüftemperatur für den Nachweis von 27 Joule geringer ist. Die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen zeigen jedoch, dass der Schnittpunkt beider Werkstoffe bei deutlich tieferen Temperaturen liegt, da besonders für den Werkstoff G20Mn5 der reale Steilabfall von den technischen Lieferbedingungen abweicht. Eine große Zahl an Prüfergebnissen im Rahmen von Industrieprojekten der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine sowie Prüfergebnisse der Gießereien bestätigen dies. Für den Werkstoff G20Mn5 ist dies in besonderem Maße ungünstig, da es durch die Werkstoffnormen keine Möglichkeit gibt, bei gleicher Festigkeit durch die Wahl einer höheren Werkstoffgüte (z. B. J2 statt J0) den Nachweis einer ausreichenden Zähigkeit zu erbringen. Bild 3.14 macht deutlich, dass eine höhere Anforderung durchaus realisiert werden kann, jedoch mit der entsprechenden Gießerei als Zusatzforderung vereinbart und für das Gussstück nachgewiesen werden muss.

3.1.3.3 Bruchmechanische Werkstoffkennwerte

Wie in Abschnitt 3.1.4.2 ausführlicher dargestellt, muss bei Erzeugnissen aus Stahlguss von Imperfektionen in Form makroskopischer Risse ausgegangen werden. Deshalb ist für Gussstücke die Forderung nach verhältnismäßig hohen Werkstoffzähigkeiten, ermittelt durch den Kerbschlagbiegeversuch, gerechtfertigt (Tabelle 3.1). Da die Kerbschlagarbeit jedoch nur eine qualitative Bewertung der Werkstoffzähigkeit ermöglicht, wird zusätzlich für eine rechnerische Bewertung der Versuchsergebnisse die Risszähigkeit beider Werkstoffe über bruchmechanische Werkstoffkennwerte ermittelt. Wie unter anderem in [69] aufgezeigt, lassen sich zwar verschiedene Korrelationen zwischen bruchmechanischen Kennwerten und der Kerbschlagarbeit ableiten, einen allgemeingültigen Zusammenhang gibt es jedoch nicht. Für die Ermittlung der Risszähigkeit wurden SENB-Proben gemäß Bild 3.15 mit einer Breite von $B = 10$ mm nach ASTM E 1820 [3] ausgearbeitet und geprüft.

Analog zu den Kleinzugversuchen sollten zur rechnerischen Bewertung der vorhandenen Fehler möglichst die bruchmechanischen Kennwerte des ungestörten Werkstoffs ermittelt werden. Daher wurden aus den Gussproben zunächst Stäbe mit der Breite $B = 10$ mm und der Höhe $W = 20$ mm ausgearbeitet und zerstörungsfrei (Durchstrah-

lungsprüfung) geprüft. Wie in Bild 3.16 zu sehen ist, wurden alle Anzeigen aus der ZfP auf den Stäben markiert und die SENB-Probe so ausgearbeitet, dass der Bereich der Kerbe fehlerfrei ist.

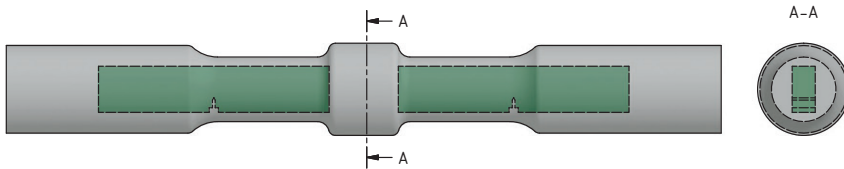


Bild 3.15: SENB-Proben zur Bestimmung der Werkstoffeigenschaften

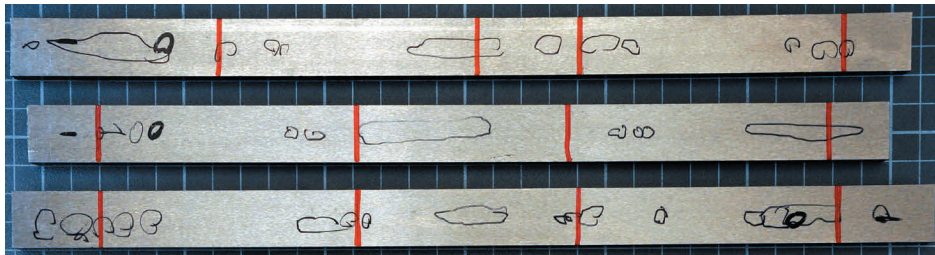


Bild 3.16: Die SENB-Proben wurden im rot markierten Bereich ausgearbeitet, so dass keine Fehler im Bereich der Kerben liegen

Ziel der bruchmechanischen Untersuchungen in dieser Arbeit ist nicht die Erstellung einer Master-Curve oder die Überprüfung einer Korrelation bruchmechanischer Kennwerte zur Kerbschlagarbeit, sondern die Bewertung der Zugversuche an Proben mit Gussfehlern. Aus diesem Grund wurden die SENB-Proben analog zu den Prüfungen an den Zugstäben mit Fehlstellen bei den bemessungsrelevanteren Temperaturen RT, -30 °C und -50 °C durchgeführt.

Die in Tabelle 3.4 dargestellten Ergebnisse wurden mit Hilfe der Einprobenmethode an seitengekerbten SENB-Proben mit einer Höhe $W = 20\text{ mm}$ ermittelt. Die Rissinitiierung wurde durch das Gleichstrompotentialsondenverfahren festgestellt. Die Prüfung erfolgte am Institut für Eisenhüttenkunde der RWTH Aachen. Wie in Tabelle 3.4 vermerkt, handelt es sich bei dem J-Integral J_{\max} , ermittelt bei maximaler

Prüflast, um keinen auf Bauteile übertragbaren Werkstoffkennwert, da dieser von der Geometrie und der Mehrachsigkeit im Bereich der Rissitze abhängig ist. Durch die nach ASTM E 1820 [3] gewählte Probengeometrie und dem zusätzlichen Einbringen von Seitenkerben an den SENB-Proben ist jedoch auch bei ausgeprägtem plastischen Werkstoffverhalten von einer kleinen plastischen Zone vor der Risspitze auszugehen. Da in den hier untersuchten Bauteilen die Mehrachsigkeit im Bereich der Risse deutlich kleiner ist als bei der ungünstigen, seitengekerbten Laborprobe, lassen sich daher auch die geometrieabhängigen Kennwerte für die Bewertung der experimentellen Untersuchungen heranziehen [64].

Werkstoff	Bezeichnung	Prüf- temperatur	technische Rissinitierung	bei max. Kraft*
		T [°C]	J _i [N/mm]	J _{max} / J _u ** [N/mm]
G20Mn5 (Gießerei B)	C4-2	RT	249	345
	C4-8	RT	232	292
	C4-5	-30	221	252
	C4-7	-30	283	391
	C4-1	-50	111	251
	C4-3	-50	177	425
	C4-4	-50	99	316
G22NiMoCr5-6 (Gießerei A)	C5-5	RT	81	141
	C5-7	RT	91	165
	C5-2	-30	113	152
	C5-3	-30	79	131
	C5-1	-50	84	151
	C5-4	-50	64	111**
	C5-8	-50	76	152**

*Geometrieabhängig

**Spaltbruch nach vorangegangenem stabilen Risswachstum

Tabelle 3.4: Auswertung der bruchmechanischen Prüfungen nach ASTM E 1820

Ein Vergleich der Last-Verformungs-Kurven der SENB-Proben bei den Temperaturen RT und -50 °C (Bild 3.17) macht deutlich, dass sich das Verhalten beider Werkstoffe deutlich unterscheidet. Während es bei dem Werkstoff G20Mn5 auch bei -50 °C zu

einem stabilen Risswachstum über das Kraftmaximum J_{\max} hinaus kommt, schlägt bei dem Werkstoff G22NiMoCr5-6 der zunächst stabil wachsende Riss in einen Spaltbruch um. Der ermittelte Wert wird in diesem Fall als J_u bezeichnet.

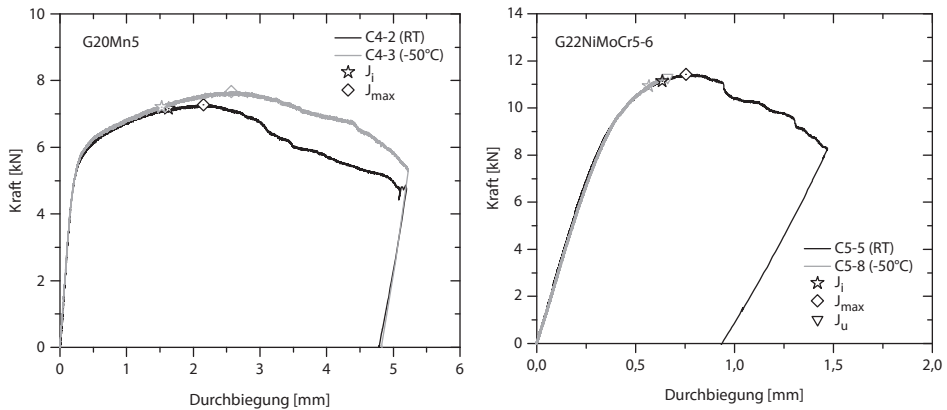


Bild 3.17: Vergleich der Traglastkurve einer SENB-Probe bei RT mit einer Probe bei -50 °C

Zusätzlich zu den untersuchten SENB-Proben aus den Zugstäben mit Aufdickung wurden drei seitengekerbte SENB-Proben mit einer Breite von 18 mm nach ASTM E 1820 [3] geprüft. Diese Proben wurden aus einer 75 mm dicken Platte aus G20Mn5 ausgearbeitet und dienen als exemplarische Vergleichswerte für ein dickwandiges Bauteil. Da durch die unterschiedlichen Abkühlzeiten über den Plattenquerschnitt in der Kernzone von einer geringeren Zähigkeit auszugehen ist, wurde eine Probe mittig, eine aus der Oberseite und eine aus der Unterseite entnommen. Zusätzlich wurden aus den gleichen Höhen Zugproben sowie Kerbschlagbiegeproben geprüft.

Die in Tabelle 3.5 dargestellten Ergebnisse zeigen jedoch keine signifikanten Zähigkeitsunterschiede in Bauteilmitte und korrespondieren gut mit den ermittelten Ergebnissen aus Tabelle 3.4. Dennoch ist im Allgemeinen bei dickwandigen Bauteilen aufgrund der größeren Dehnungsbehinderung sowie der langsameren Abkühlzeiten auch nach dem Normalisieren oder Vergüten von grobkörnigerem Gefüge und geringerer Zähigkeit in der Kernzone auszugehen.

Bezeichnung	Streckgrenze	Zugfestigkeit	Bruchdehnung	Prüf-temperatur	Kerbschlagarbeit			J-Integral
	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	A [%]	T [°C]	KV [Joule]			J_i [N/mm]
Randzone oben	327	533	26,1	20	102	108	111	242
Kernzone	306	549	22,9	20	101	89	103	297
Randzone unten	326	537	28,1	20	125	120	136	319

Tabelle 3.5: Ergebnisse der mechanisch-technologischen Prüfungen einer 75 mm dicken Platte aus G20Mn5

3.1.4 Innere Beschaffenheit

3.1.4.1 Zerstörungsfreie Prüfung

Für eine rechnerische Bewertung des Einflusses der planmäßig produzierten Fehlstellen auf die Tragfähigkeit ist es wichtig, die innere Beschaffenheit der Proben möglichst genau zu erfassen. Da sich über eine Ultraschallprüfung (UT) angesichts der meist stark zerklüfteten Oberfläche von Erstarrungslunkern die Größe und Beschaffenheit nicht genau bestimmen lässt und bei einer Röntgenprüfung (RT) mehrere Aufnahmen zur Bestimmung der Lage und Ausrichtung der Fehler notwendig sind, wurde die innere Beschaffenheit der Probekörper durch computertomographische Untersuchungen (CT) ermittelt.

Die Untersuchungen wurden mit einem Computertomographen der Hochschule Offenburg durchgeführt. Die Auflösung der CT-Bilder ist maßgeblich vom Abstand der Probe zur Röntgenröhre und der Anzahl an RT-Aufnahmen abhängig. Ist die Probe nahe an der Röntgenröhre platziert, kann eine hohe Auflösung erzielt werden, das durchstrahlbare Volumen reduziert sich jedoch. Für die hier untersuchten Proben wurde der Abstand so gewählt, dass ~100 mm der Probenlänge mit einer Auflösung von min. 0,1 mm aufgenommen wurde.

Da gerade bei den Proben ohne oder mit geringer Aufdickung der Ort des größten Fehlers nicht bekannt war, wurde in einem ersten Schritt die gesamte Probe in einem 2D Live-View untersucht. Anschließend wurde der größte Fehler zentral im Sichtfeld des CT ausgerichtet und ein 3D-Scan mit 1000 Bildern durchgeführt. Aufgrund der vorhandenen CT-Leistung konnten nur die fertig ausgearbeiteten Proben (ohne Aufdickung) durchstrahlt werden.

In Bild 3.18 ist exemplarisch von jeder Probengeometrie das Ergebnis der CT-Untersuchung dargestellt. Der hellere Bereich entspricht den gescannten Feld ~ 100 mm. Für die dunkelgrau gefärbten Bereiche liegen nur die Informationen vor, dass keine größeren Fehler vorhanden sind. In Anlage B und C sind die Scanbilder sämtlicher Proben abgebildet.

Für die Auswertung der aufgenommenen CT-Datensätze stand die Software myVGL der Firma Volume Graphics zur Verfügung. Durch den Einsatz des Data Viewers lassen sich die detektierten Fehler vermessen und es können Oberflächen sowie Schnittebenen erstellt und exportiert werden. In Bild 3.18 wurden die 3D-Daten der Fehleranalyse maßstäblich in die CAD-Daten der Probekörper eingefügt. Durch diese Darstellung lässt sich der Einfluss der Aufdickung in Probenmitte auf den entstandenen Erstarrungslunker visuell aufzeigen. Vergleicht man die Bilder mit den im Vorfeld numerisch berechneten Fehlgrößen – dargestellt in Bild 3.2 – zeigt sich eine gute quantitative Beschreibung der simulierten Fehler im Vergleich zu den realen Fehlern.

Hinsichtlich einer rechnerischen Bewertung von Gussfehlern zeigen sich jedoch zwei Unterschiede: Bei den Proben mit größeren Aufdickungen, besonders bei den Probengeometrien 50_38 und 70_38, wurden durch die Gießprozess-Simulation deutlich größere Volumenfehler berechnet, was zu einer konservativen Betrachtung führt. Der kritische Unterschied liegt jedoch in den Bereichen außerhalb der Aufdickungen. In der Simulation wurden für diese Bereiche keine zusätzlichen Volumenfehler berechnet. Gerade bei den Probekörpern 28_32 wurden in der CT-Prüfung außerhalb der Aufdickung Fehler mit einer größeren Projektionsfläche in Z-Richtung als die der Fehler in Probenmitte festgestellt. Wie in Bild 3.18 dargestellt, wurden auch bei Proben mit großer Aufdickung (Probe 40_40) Erstarrungslunker außerhalb des Zentrums mit nennenswerter Ausdehnung in der XY-Ebene festgestellt.

Diese Tatsache zeigt deutlich, dass die Gießprozess-Simulation wie in Abschnitt 2.4 und 2.5 beschrieben zwar sehr gute Ergebnisse für die Optimierung von Bauteilen hinsichtlich der inneren Beschaffenheit sowie Anhaltspunkte für eine zerstörungsfreie Prüfung liefert, diese jedoch nicht ersetzen kann. Eine rechnerische Bauteilauslegung rein auf Grundlage der Gießprozess-Simulation ist daher nicht empfehlenswert.

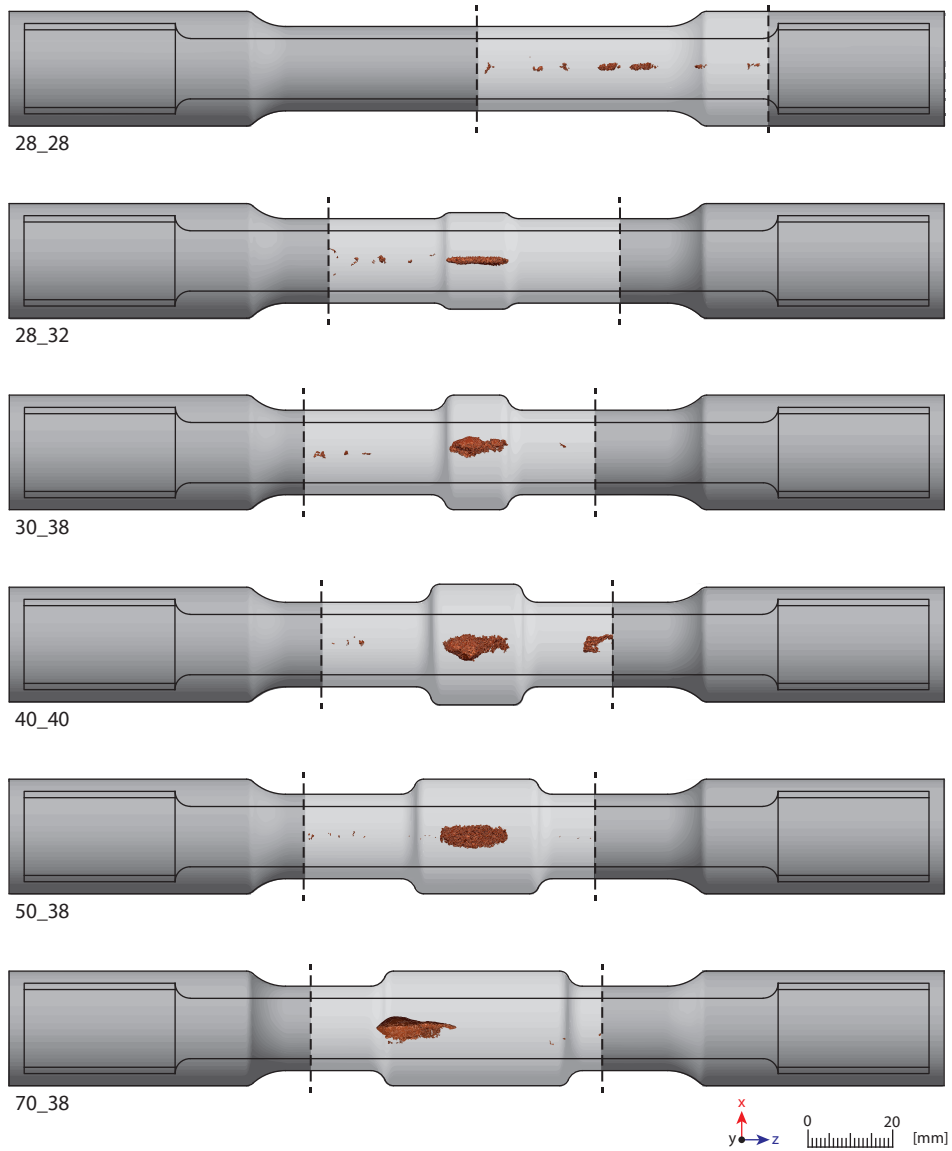


Bild 3.18: Gussfehler aus CT-Untersuchungen, maßstäblich als 3D-Oberflächenkörper in die Probegeometrie geplottet; der hellere Bereich wurde mit CT-durchstrahlt, die dunkleren Bereiche wurden nur mit einer RT-Prüfung untersucht

3.1.4.2 Fehlerbeschaffenheit

Wie schon in Bild 3.18 zu sehen ist, sind durch die variierenden Aufdickungen in Probenmitte unterschiedliche Erstarrungslunker entstanden, die sich hinsichtlich ihrer Ausbildung in vier wesentliche Gruppen (Bild 3.19) einteilen lassen.

Besonders bei den Proben ohne oder mit geringer Aufdickung bildeten sich Mittel­linienlunker (Bild 3.19 (A) oben und Bild 3.18 Proben 28_28 und 28_32) mit einem geringen Querschnitt in Hauptspannungsrichtung (XY-Ebene). Bezogen auf den Bruttoquerschnitt der Zugstäbe lagen die Fehlergrößen zwischen 2 und 6 %. Zusätzlich bildeten sich oftmals Lunker zwischen der Aufdickung in Probenmitte und den Aufdickungen für die Gewinde (siehe Bild 3.18 Probe 40_40). Im Gegensatz zu den Fehlern im Bereich der Aufdickungen in Probenmitte sind diese jedoch teilweise rechtwinklig zur größten Hauptspannung (X-Richtung) ausgerichtet. Bei den Proben mit geringer Aufdickung (28_32) werden diese Fehler mit bis zu 9 % Querschnittsschwächung in XY-Ebene maßgebend. Auch bei Proben ohne Aufdickung bildeten sich vereinzelt Fehler mit größerer Ausdehnung in der XY-Ebene (Bild 3.19, Probe A unten). Diese entstanden bei beiden Gießereien und Werkstoffen, bildeten sich jedoch nicht bei allen Proben aus. Die Gießprozess-Simulationen zeigten diese Fehler nicht.

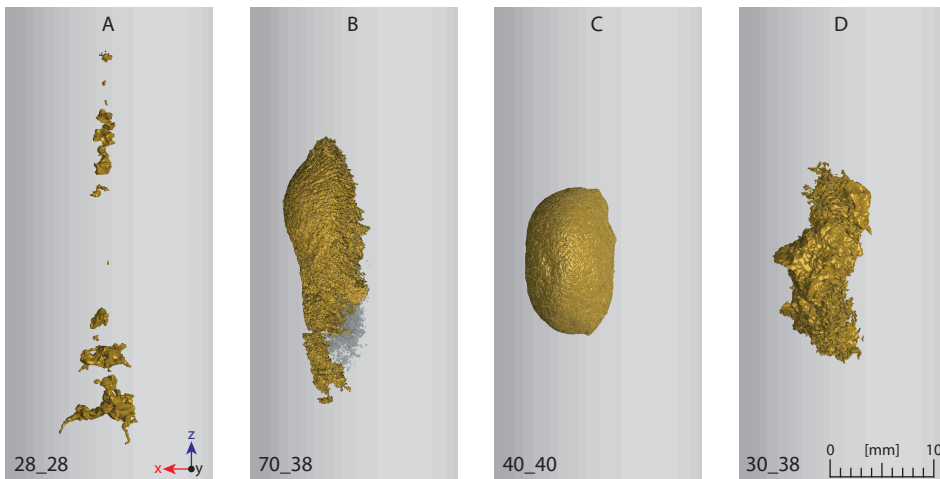


Bild 3.19: Typische Erscheinungsbilder der Erstarrungslunker, maßstäblich und positionsgetreu aus den 3D-Messdaten in die Geometrie der Rundzugproben \varnothing 20 mm übertragen

Als zweites Erscheinungsbild zeigten sich in Längsrichtung ausgerichtete Fehler mit einer glatten, rundlichen Oberfläche auf einer Seite und einer dendritischen und zerklüfteten Oberfläche auf der andern Seite (Bild 3.19, Probe B). Da die Proben liegend gegossen wurden, bildete sich durch den Auftrieb der eingeschlossenen Luft einseitig die glatte, blasenartige Struktur. Diese Fehler bildeten sich besonders bei den langgezogenen Aufdickungen aus. Bei der symmetrischen Aufdickung (Probe 40_40) bildete sich der gesamte Lunker blasenartig mit einer glatten Oberfläche aus (Bild 3.19, Probe C). In beiden Fällen lagen die Fehler nicht zentrisch, sondern waren durch den Auftrieb in Richtung Oberkasten versetzt. In Bild 3.19, Probe D ist exemplarisch ein Erstarrungslunker mit typischer, komplett dendritischer Oberfläche dargestellt.

Abhängig von Kontrast und Auflösung wurden in den CT-Aufnahmen Volumenfehler bis zu einer Nachweisgrenze von 0,04 bis 0,1 mm detektiert. Liegen die Oberflächen eines Fehlers (rissartig) näher zusammen als diese Nachweisgrenze, ist dieser in der ZfP nicht sichtbar. Rissartige Imperfektionen, wie in Bild 3.20 neben dem Volumenfehler (rot eingezeichnet) oder in Bild 3.21 über die gesamte Fehlerlänge zu sehen, sowie ein stark zerklüftetes Gefüge, wie in Bild 3.22 und 3.23 dargestellt, wurden durch die CT-Untersuchungen nicht detektiert.

Die umfangreichen computertomographischen Untersuchungen haben gezeigt, dass trotz quasi gleicher Prozessbedingungen (gleiche Geometrie, gleiches Model, gleiche Charge) die entstandenen Lunker hinsichtlich der Größe, des Ortes und der Beschaffenheit stark variieren können (vgl. Anhang B und C). Dieser Effekt lässt sich durch die Gießprozess-Simulationen nicht abbilden.

Die Ergebnisse der zerstörungsfreien Prüfung stellen die Grundlage für die Bewertung der Ungängen in Bezug auf die rechnerisch nachweisbare Tragfähigkeit dar. Dabei ist es entscheidend, mit welchem Konzept die Tragfähigkeit nachgewiesen wird. So ist es für kontinuumsmechanische Versagenskriterien, beispielsweise über die Beschreibung einer kritischen plastischen Dehnung, notwendig, die Fehlergeometrie sowie angemessene Kerbradien zu definieren. Für ein bruchmechanisches Versagenskriterium muss eine Anfangsrislänge bestimmt werden. Beides lässt sich durch eine zerstörungsfreie Prüfung in der Praxis nicht zuverlässig bestimmen, die detektierten Fehler, wie zum Beispiel in Bild 3.19 Probe 28_28 sowie die Schlibfbilder Bild 3.20 bis 3.23, zeigen jedoch, dass im direkt angrenzenden oder im Nahbereich des Volumenfehlers

von rissartigen (Kerbradius gegen null) Imperfektionen auszugehen ist, so dass eine bruchmechanische Bewertung sinnvoll erscheint.

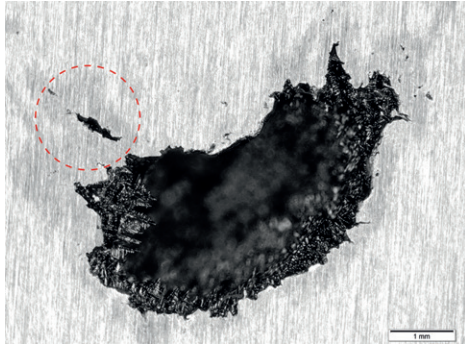


Bild 3.20: Querschnitt durch die Probe 30_38, Werkstoff G22NiMoCr5-6

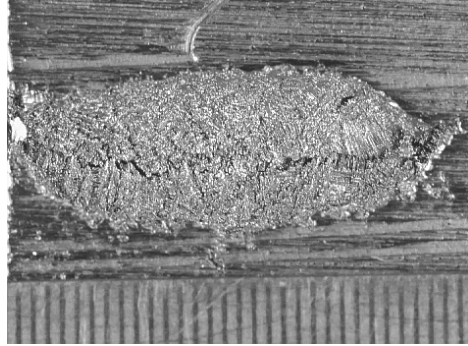


Bild 3.21: Längsschnitt durch die Probe 30_38, Werkstoff G22NiMoCr5-6

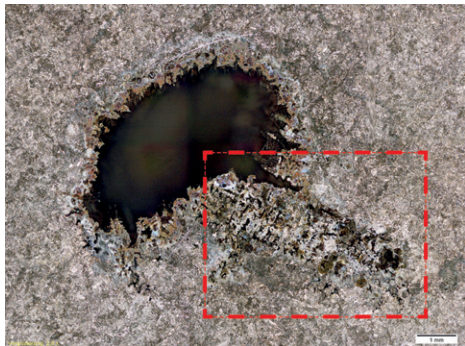


Bild 3.22: Schliffbild aus einer Probengeometrie 30_38, Werkstoff G20Mn5

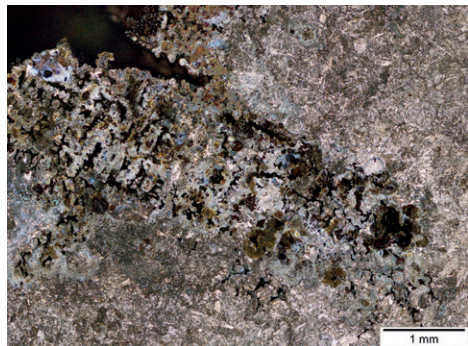


Bild 3.23: Vergrößerung des in Bild 3.22 rot markierten Bereiches

3.1.5 Zugversuche an Proben mit realen Fehlstellen bei Raumtemperatur

Für die Untersuchung des Einflusses von Fehlstellen auf das Tragverhalten wurden aus den Probekörperrohlingen Rundzugstäbe mit einem Durchmesser von 20 mm

und Endgewinden M36 ausgearbeitet. In Bild 3.24 sind die Zugproben für die zentrische und exzentrische Ausarbeitung skizziert. Da aufgrund der limitierten Leistung des Computertomographen lediglich die fertig ausgearbeiteten Proben durchstrahlt werden konnten, lagen zum Zeitpunkt der Bearbeitung keine Informationen zur Größe oder Position der Fehlstellen vor. Wie schon im vorherigen Abschnitt beschrieben, haben sich besonders die größeren Volumenfehler durch den Auftrieb in Richtung des Oberkastens ausgebildet. Dies führte dazu, dass die Fehler bei den zentrisch ausgearbeiteten Proben teilweise im Randbereich lagen und bei den exzentrisch ausgearbeiteten Proben mittig.

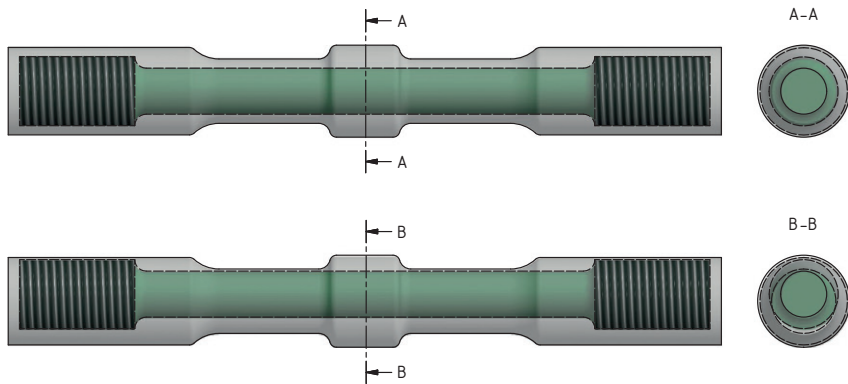


Bild 3.24: Rundzugstäbe \varnothing 20 mm zentrisch und exzentrisch ausgearbeitet

Wie die CT-Untersuchungen gezeigt haben, gibt es gerade bei Proben mit geringer Aufdickung konkurrierende über die Probekörperlänge verteilte Fehler, so dass sich der maßgebende Ort für eine Feindehnungsmessung nicht eindeutig bestimmen lässt. Aus diesem Grund wurden die Dehnungen über die gesamte Probenlänge mit einer 3D-Bildkorrelation gemessen. Zum einen lassen sich durch diese Messmethode die lokalen Dehnungen an der Oberfläche der Probe flächendeckend messen, zum anderen lässt sich für vergleichende Untersuchungen eine definierte Anfangsmesslänge nach der Versuchsdurchführung, zentriert auf den Bereich des maßgebenden Fehlers, verschieben. In Bild 3.25 sind exemplarisch drei Messzeitpunkte der Probe C2-1_28_28_4,1_RT dargestellt.

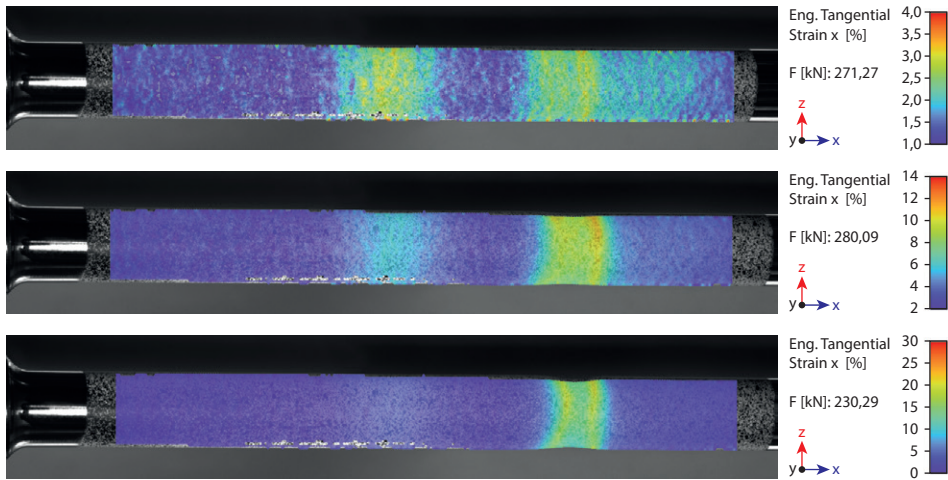


Bild 3.25: Exemplarisches Beispiel einer Dehnungsmessung mit einer 3D-Bildkorrelation, hier Probe C2-1_28_28_7,2_RT

Die im Folgenden angegebenen Fehlergrößen wurden automatisiert durch eine Defektanalyse des Programms VGStudio MAX ermittelt. Weist ein Fehler einen Kontakt oder eine Verbindung zu einem benachbarten Fehler auf, werden beide zu einem Fehler zusammengefasst und ausgewertet. Für jeden Einzelfehler wird eine Defektanalyse durchgeführt, so dass dieser bewertet, vermessen oder als Geometrie exportiert werden kann. Die im Folgenden angegebenen Fehlergrößen beziehen sich auf die Projektionsfläche des größten Einzelfehlers (bestimmt aus der Defektanalyse) in Stab-längsrichtung und werden jeweils in der Probenkörperbezeichnung aufgeführt. Diese setzt sich aus einer Chargennummer CXX-X_Länge der Aufdickung_Durchmesser der Aufdickung_Fehleranteil der Projektionsfläche in [%] bezogen auf den Bruttoquerschnitt_Prüftemperatur zusammen.

In den Bildern 3.26 und 3.27 sind die Ergebnisse der Zugversuche für beide Werkstoffe von jeweils einer Gießerei dargestellt. Die Ergebnisse für die zweite Gießerei sowie eine ausführliche Übersicht über die innere Beschaffenheit der Proben sind in Anhang B aufgeführt. Da sich das Tragverhalten der hier untersuchten Proben trotz der unterschiedlichen Herstellprozesse (offene Pfanne vs. VARP-Konverter) nicht sichtbar voneinander unterscheidet, werden im Folgenden nur die Ergebnisse einer Gießerei diskutiert.

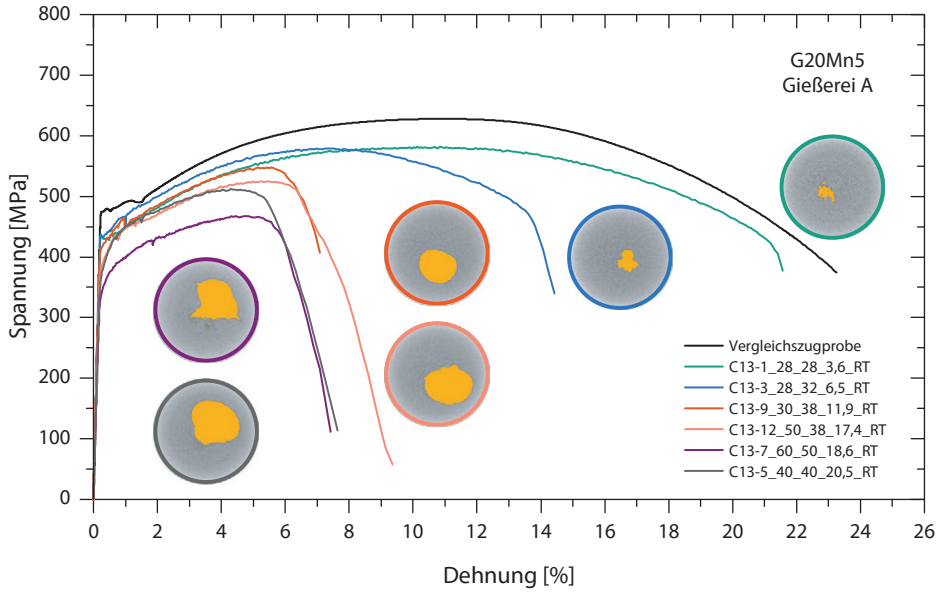


Bild 3.26: Spannungs-Dehnungs-Diagramm der Zugversuche aus G20Mn5, Gießerei A

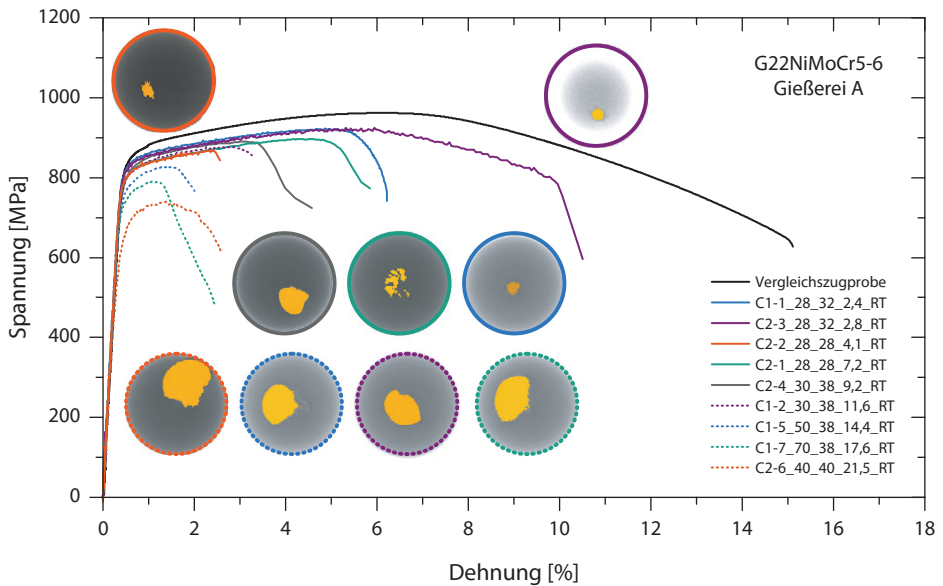


Bild 3.27: Spannungs-Dehnungs-Diagramm der Zugversuche aus G22NiMoCr5-6, Gießerei A

Die angegebene Bruchdehnung bezieht sich auf eine Anfangsmesslänge von 100 mm, was einer Proportionalprobe mit einem ungestörtem Querschnitt \varnothing 20 mm entspricht. Die Spannungen beziehen sich auf den ungestörten Bruttoquerschnitt. Alle Prüfungen wurden mit einer konstanten Beanspruchungsgeschwindigkeit von 3 mm/min durchgeführt.

Die Ergebnisse zeigen, dass sich die vorhandenen Fehler neben der zu erwarteten Reduzierung der Festigkeiten bezogen auf die Brutto-Querschnittsfläche deutlich negativ auf die Bruchdehnung auswirken. Unabhängig von der Größe des Fehlers ist bei allen Proben aus dem Werkstoff G20Mn5 das Versagen im Bereich der größten Querschnittsschwächung eingetreten. In Abhängigkeit der Fehlergeometrie (Kerbschärfe) wiesen jedoch Proben trotz deutlich kleinerer Fehler (z. B. Probe C2-2, Bild 3.27) eine niedrigere Bruchdehnung auf.

Für den Werkstoff G20Mn5 konnten bei allen Proben trotz der teils erheblich reduzierten Bruchdehnung (bis zu 75 %) lokal große Dehnungen (siehe Bild 3.28) sowie eine sichtbare Einschnürung im Bereich der Bruchfläche gemessen werden. Bezogen auf die Mindeststreckgrenze der technischen Lieferbedingung haben alle Proben des Werkstoffs G20Mn5 die Anforderungen trotz einer teils stark reduzierten Querschnittsfläche erfüllt. Ein Vergleich mit der ungestörten Vergleichszugprobe zeigt, dass die Streckgrenze erst bei sehr großen Fehlerflächen (Probe C13-5) nennenswert reduziert wird.

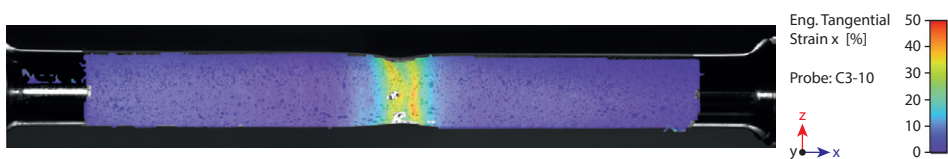


Bild 3.28: Exemplarisches Beispiel für eine hohe lokale Dehnung trotz großem Fehler; hier Probe C3-10 mit 18,2 % Fehlerfläche und ~70 % reduzierter Bruchdehnung

Die experimentellen Untersuchungen an den Probekörpern aus dem Werkstoff G22NiMoCr5-6 wiesen im Gegensatz zu den Proben aus G20Mn5 kein einheitliches Versagensbild auf. Zum einen trat das Versagen bei Proben aus beiden Gießereien nicht zwingend im Bereich der größten Querschnittsschwächung ein, zum anderen

kam es bei den Proben C2-2 und C9-3 (Anhang B) trotz des relativ kleinen Fehlers zu einem spröden Versagen schon bei einer vergleichsweise geringen Gesamtdehnung. Die gemessenen lokalen Dehnungen lagen jedoch auch bei diesen Proben (Bild 3.25) deutlich über 5 %, die beispielsweise nach FKM-Richtlinie [76] rechnerisch angesetzt werden dürfen (lokaler Nachweis).

Allgemein wird der Einfluss vorhandener Fehler auf die Bruchdehnung für den Werkstoff G22NiMoCr5-6 deutlicher. Schon sehr kleine Fehler, beispielsweise bei Probe C1-1 (mit 2,4 %), reduzieren die Bruchdehnung um mehr als die Hälfte, obwohl der Fehler stromlinienförmig im Zentrum der Probe liegt (siehe Anhang B). Berücksichtigt man die hohen Kerbschlagarbeiten der Proben (Bild 3.14) von ~100 Joule bei Raumtemperatur, ist eine um 80 % reduzierte Bruchdehnung für Probe C-3 bei einem Fehler von 4,1 % der Querschnittsfläche kritisch zu bewerten. Eine Normierung der Ergebnisse auf einen Werkstoff mit 27 Joule Kerbschlagarbeit ist durch die anschließenden numerischen Untersuchungen möglich (Bild 4.9 und 4.11), wirkt sich jedoch maßgeblicher beim Werkstoff G20Mn5 aus.

Hervorzuheben ist, dass im Hinblick auf die elastische Bemessung keine signifikante spannungserhöhende Kerbwirkung festzustellen ist, so dass für die Bemessung lediglich eine Reduzierung des Querschnitts sinnvoll erscheint. Die Vermutung, dass sich durch die Fehler ein mehrachsiger Spannungszustand, ähnlich wie bei einem Kerbstab, ausbildet, hat sich nicht bestätigt. Die Darstellung mit einer auf den Nettoquerschnitt bezogenen Spannung (Bild 3.29) verdeutlicht dies. Besonders bei den kleineren Nettoquerschnitten ist zwar eine leichte Verfestigung aufgrund des Einflusses der vorhandenen Fehler zu messen, im Vergleich zu einem Kerbstab ist diese jedoch gering. Das relativ einheitliche Spannungsniveau nach dem Normieren auf den Nettoquerschnitt verdeutlicht, dass maßgeblich lokale Effekte zu berücksichtigen sind.

Zusätzlich zu den im CT detektierten Fehlern zeigt eine fraktographische Untersuchung der Proben Poren, Mikroporen sowie einzelne Dendriten auf den Bruchflächen, welche unter der Anzeigegrenze der ZfP-Prüfung lagen. In Bild 3.30 ist das 3D-Bild der Fehleranalyse des Probekörpers C2-2 dargestellt. Daneben ist der Schnitt der größten Projektionsfläche in Längsrichtung zu sehen. Es wurden zusätzlich alle Stellen farbig markiert, welche in der CT-Aufnahme leicht erhöhte Schwarzwerte aufwiesen, jedoch durch die Defektanalyse nicht als Fehler detektiert wurden. Es wird deutlich,

dass die Fehlerfläche (blau gefüllte Fläche) durch die Fehleranalyse unterschätzt wird. Erst ein Vergleich der manuell ausgewerteten Fehlergröße mit dem Bruchbild zeigt eine gute Übereinstimmung.

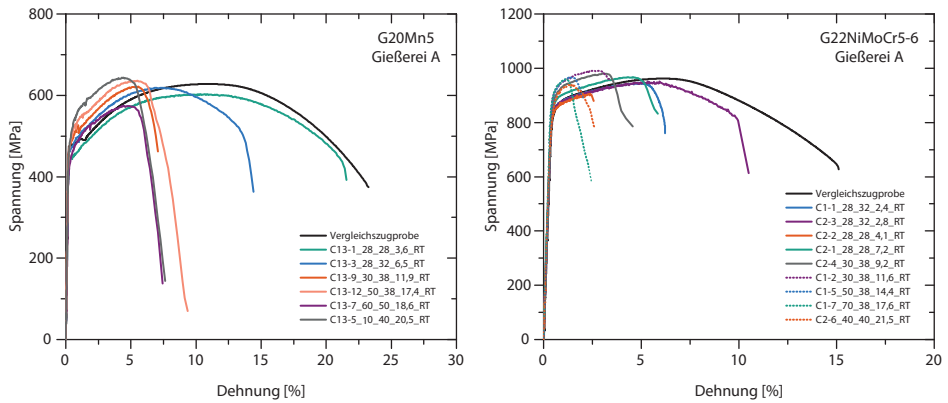


Bild 3.29: Ergebnisse aus Bild 3.26 und 3.27 bezogen auf den Nettoquerschnitt

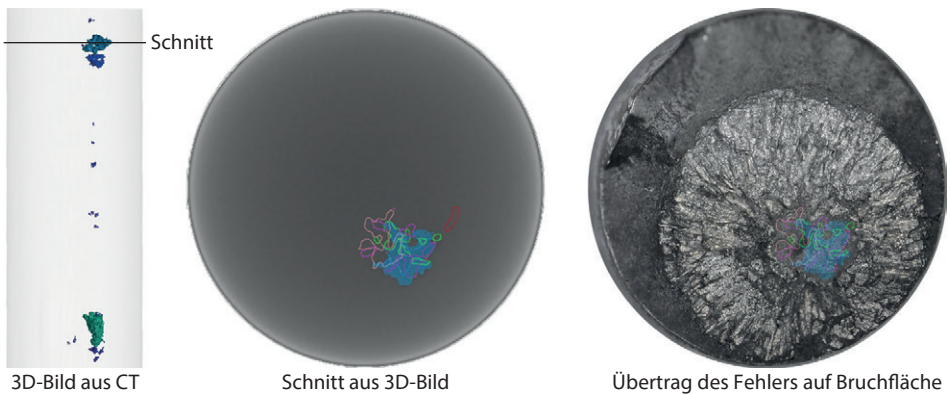


Bild 3.30: Vergleich tatsächliche Fehlergröße mit automatisiert erfasster Defektanalyse; hier Probe C2-2

Wie in Bild 3.30 dargestellt, lassen sich bei mikroskopischer Betrachtung der Bruchflächen neben den mit dem CT detektierten Volumenfehlern zusätzlich auch sehr kleine Werkstofffehler ohne messbares Volumen erkennen. Bei den Proben C2-2 und C9-3 waren solche Fehler in erhöhtem Maße im Nahfeld der Lunker festzustellen. Bei den meisten Proben traten diese Fehler nur sehr vereinzelt auf und waren in dem sonst typischen Verformungsbruch integriert. Weiterhin zeigt sich bei Probe C2-2 im Bereich des interkristallinen Sprödbruchs (Bild 3.30) ein sehr grobkörniges Gefüge. Diese Probe verdeutlicht, dass ein Unterschätzen des Fehlers durch die ZfP schon bei Raumtemperatur zu einem Sprödbbruch bei geringen Dehnungen führen kann. Gibt ein Tragwerksplaner in der Bemessung eine zulässige Fehlergrößen vor, sollte diese aufgrund der aufgezeigten Ungenauigkeiten der ZfP-Verfahren konservativ gewählt werden.

3.1.6 Zugversuche an Proben mit realen Fehlstellen bei -50 °C

Um den Einfluss der produzierten Gussfehler auch bei tiefen Einsatztemperaturen experimentell zu untersuchen, wurden die zuvor beschriebenen Zugstäbe in einem Becken mit -50 °C kaltem Alkohol geprüft. Bei allen Proben wurde die Alkohol- sowie die Oberflächentemperatur der Proben gemessen und aufgezeichnet. Der Versuch wurde 10 Minuten nach Erreichen der Oberflächentemperatur von -50 °C gestartet und mit einer Belastungsgeschwindigkeit von 3 mm/min durchgeführt.

Durch den Einsatz der Kühlwanne konnte die Dehnung nicht über die gesamte Länge gemessen werden. Die feste Anfangsmesslänge für die Feindehnungsmessung von 100 mm wurde daher mittig zum größten bekannten Fehler ausgerichtet. Entgegen der Prüfungen bei Raumtemperatur trat das Versagen jedoch nicht bei allen Proben im Bereich der größten Querschnittsschwächung ein. Dies führte dazu, dass mehrere Proben weit außerhalb der Messlänge gebrochen sind. Da für diese Bereiche, wie im vorherigen Abschnitt beschrieben, durch das eingeschränkte Scanfeld des CT-Geräts auch keine Informationen zur inneren Beschaffenheit zur Verfügung standen, wurden diese Ergebnisse verworfen.

Bei einigen Proben konnten nach der Prüfung, wie in Bild 3.31 dargestellt, Oberflächenrisse in Bereichen kleiner Fehler festgestellt werden. Diese erstreckten sich über nahezu die gesamte Probenlänge. Eine Dokumentation des Anrisszeitpunktes ist auf-

grund der Prüfeinrichtung jedoch nicht möglich. Die plastische Verformung im Bereich der Rissspitze lässt jedoch auf einen frühen Anrisszeitpunkt schließen. Oberflächenrisse dieser Art wurden auch schon bei Zugversuchen an Stahlgusswerkstoffen im Rahmen von Industrieprojekten an der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine häufig festgestellt und verdeutlichen, dass die Annahme rissartiger Imperfektionen in jedem Fall sinnvoll erscheint.

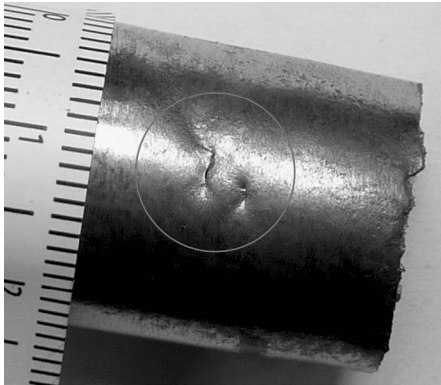


Bild 3.31: Oberflächenriss im Bereich der Bruchstelle bei Probe C11-3



Bild 3.32: Bruchfläche der Probe C11-3

In Bild 3.33 und 3.34 sind wie schon im Abschnitt zuvor nur die Ergebnisse einer Gießerei dargestellt, da auch bei den Tieftemperaturversuchen kein nennenswerter Unterschied zwischen den Gießereien festgestellt werden konnte. Die gesamten Prüfergebnisse sowie die zugehörigen Scanbilder der computertomographischen Untersuchungen sind in Anhang C zu finden.

Der Vergleich zwischen den Prüfungen bei Raum- und Tieftemperatur von Proben mit ähnlichen Fehlern verdeutlicht, dass die Temperatur im Wesentlichen das Bruchverhalten verändert. Wie in [20] beschrieben, wirkt sich die niedrige Temperatur bei ungestörten Proben verfestigend aus, ohne dass sich die Bruchdehnung signifikant reduziert. Dieses an Baustählen vorgefundene Verhalten wird durch die in Bild 3.33 und 3.34 dargestellten Ergebnisse trotz der vorhandenen Fehler bestätigt. Lediglich bei Probe C11-1 kam es schon im Bereich der Dehngrenze – bezogen auf den Nettoquerschnitt – zu einem Sprödbbruch (~ 1 % Dehnung).

3.1 Zugproben mit realen Gussfehlern

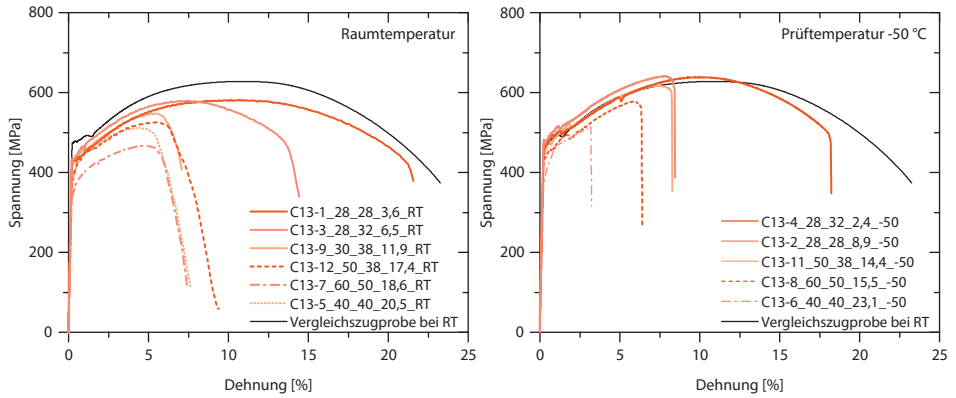


Bild 3.33: Einfluss der Prüftemperatur für den Werkstoff G20Mn5, Gießerei A

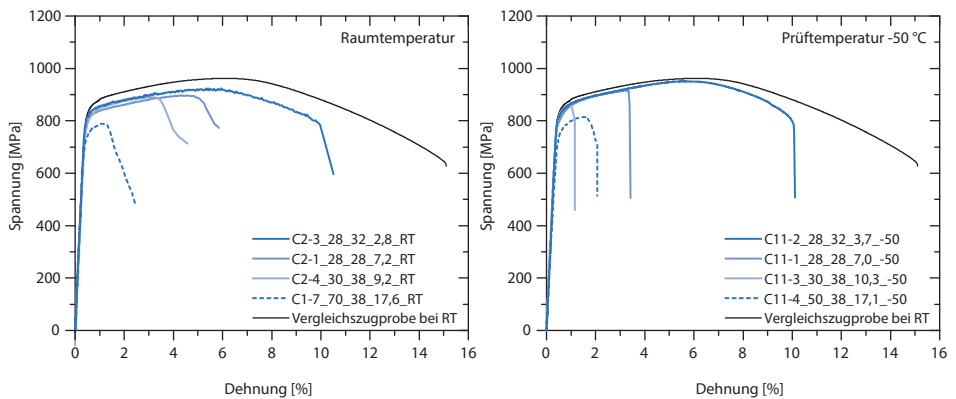


Bild 3.34: Einfluss der Prüftemperatur für den Werkstoff G22NiMoCr5-6, Gießerei A

Der wesentlichste Unterschied liegt in der sehr geringen Brucheinschnürung. Während sich die Proben bei Raumtemperatur nach Erreichen der Maximallast im Bereich der Fehler einschnürten, kam es bei einer Prüftemperatur von -50 °C meist zu schlagartigem Versagen (Bruchfläche siehe Bild 3.32). Lediglich bei Proben mit sehr kleinen, stromlinienförmig orientierten Fehlern kam es auch bei tiefen Temperaturen zu einem Zähbruch.

Bewertet man die Ergebnisse unter dem Aspekt, dass die Kerbschlagarbeit der geprüften Werkstoffe selbst bei der gewählten Prüftemperatur von -50 °C noch deutlich über 27 Joule liegt (siehe Bild 3.14), wird deutlich, dass der Nachweis einer ausreichenden Werkstoffzähigkeit für Erzeugnisse aus Stahlguss von zentraler Bedeutung ist.

3.2 Vierpunktbiegeversuche mit ungünstiger Fehlerverteilung

3.2.1 Auslegung der Probekörper

Durch die Untersuchungen an Zugproben mit innen liegenden, realen Werkstoffun-
gängen konnte der Einfluss von Gussfehlern auf das Tragverhalten experimentell
aufgezeigt werden. Mit Blick auf die Bemessung realer Tragstrukturen ist jedoch zu
prüfen, ob sich eine aus Kleinbauteilen abgeleitete Rechenmethodik auch auf dickwan-
dige Bauteile übertragen lässt. Hinzu kommt, dass Erzeugnisse aus Stahlguss meist
dann eingesetzt werden, wenn sich eine Tragstruktur angesichts komplexer Geome-
trien nicht wirtschaftlich als Schweißkonstruktion realisieren lässt. Demzufolge ist es
erforderlich, neben dem Einfluss der Wanddicke auch Effekte aus geometrischen Ker-
ben zu berücksichtigen. Die nahezu freie Formgebung beim Einsatz von Stahlguss
macht es jedoch unmöglich, eine Worst-Case-Probekörpergeometrie mit allgemeiner
Gültigkeit zu entwickeln.

Zum einen gibt es Beispiele, wie die im Bauwesen häufig zum Einsatz kommenden,
klassischen Rohrknoten mit meist sehr großen Ausrundungsradien, bei denen eine
Vernachlässigung lokaler Spannungsspitzen infolge geometrischer Kerben zulässig ist,
so dass ein Nachweis im Nettoquerschnitt ausreicht. Auf der anderen Seite gibt es eine
Großzahl von Anwendungsbeispielen wie Klemmen, Halter oder Gabelköpfe, die mit
deutlich kleineren Ausrundungsradien (Kerben) realisiert werden.

Auch aus architektonischen Gründen ist es nicht immer möglich, die Geometrie an
den Kraftfluss anzupassen, so dass auch dickwandige Gussknoten mit scharfkantigen,
spitzen Winkeln ausgeführt werden. Ein anschauliches Beispiel für solch eine Kon-
struktion ist die tragende Fassade des Konzert- und Konferenzzentrums Harpa in
Reykjavik. In Bild 3.35 ist der Aufbau dieser Fassade dargestellt. Die grün eingefärbten

Bauteile wurden aus einem chinesischen Werkstoff ähnlich einem G20Mn5 gegossen und anschließend zu einem „Brick“ verschweißt. Die hier eingesetzten Gussbauteile wurden mit sehr kleinen Radien in den Eckbereichen ausgeführt, so dass neben den zulässigen Gussfehlern auch der Einfluss einer Spannungskonzentration mit lokal großen Dehnungen berücksichtigt werden muss.



Bild 3.35: Links: Bild der Fassade im fertigen Zustand, rechts: Bauteil aus der Fassade des Konzert- und Konferenzzentrum Harpa (Erzeugnisse aus Stahlguss sind grün dargestellt)

Die Ausführung von sehr kleinen Radien hat jedoch nicht nur Spannungskonzentrationen zur Folge, sondern ist auch aus Sicht der Gießtechnik problematisch. Wie in Tabelle 2.1 dargestellt, können sich beispielsweise Eckblasen, Winkellunker oder Warmrisse bilden. Zur Oberfläche hin sind diese Fehler sehr klein und lassen sich durch eine zerstörungsfreie Prüfung aufgrund der geometrischen Randbedingungen nur sehr schwer nachweisen.

Ein solches Bemessungsszenario bildet die Grundlage für den Entwurf der „Großbauteilversuche“ in dieser Arbeit. Da die hier durchgeführten Untersuchungen jedoch keinen unteren Grenzwert darstellen sollen, sondern stellvertretend für möglichst viele Gussbauteile mit einem vergleichenden Charakter stehen, wird für die Probekörper eine einheitliche Formzahl von $K_t = 3,0$ festgelegt. Dies entspricht auch dem Grenzfall für einen statischen Festigkeitsnachweis mit Nennspannungen nach [51]. In Einzelfällen ist zwar mit deutlich höheren Spannungskonzentrationen zu rechnen, jedoch ist,

wie in [10] anhand mehrerer Beispiele dargestellt, bei einer gießgerechten Ausführung eher von geringeren Formzahlen deutlich unter $K_t = 2,0$ auszugehen.

Die Beanspruchung erfolgt bei den Proben, ähnlich wie bei den Bauteilen in Bild 3.35, durch eine Biegebeanspruchung im Bereich der Kerbe. Ein wesentlicher Grund für diese Entscheidung sind, neben den sehr hohen benötigten Kerbdehnungen zum Erreichen der plastischen Grenztraglast, die relativ geringen Prüflasten im Vergleich zu dickwandigen, axial beanspruchten Proben.

Die unterschiedlichen Wanddicken der Probekörper wurden repräsentativ für das Bauwesen gewählt und orientieren sich an den zulässigen Dickenbereichen nach EN 1993-1-10 [37]. Um zusätzlich den vermeintlich schlechteren Kernbereich von Gussstücken experimentell zu berücksichtigen, wurden die Probekörper nicht einzeln gegossen, sondern mit einer Kerbe in Wanddickenrichtung aus einer Platte ausgearbeitet (Bild 3.36).

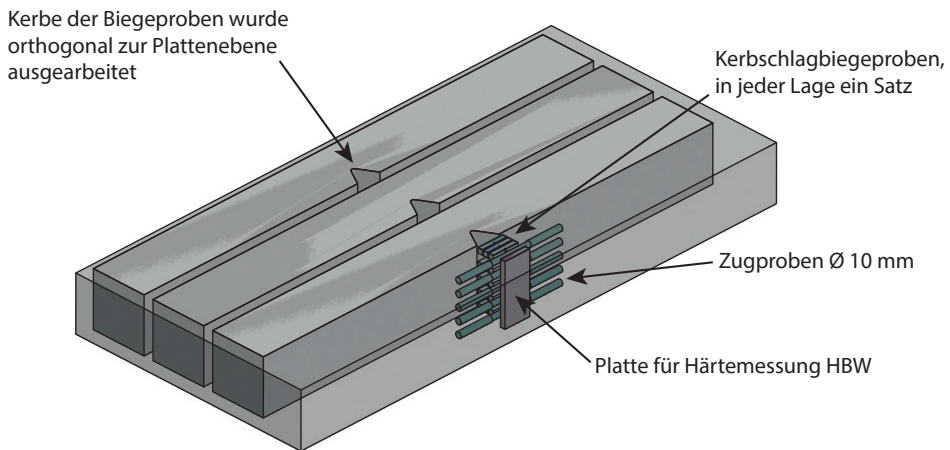


Bild 3.36: Exemplarische Darstellung der ausgearbeiteten Proben aus einer Gussplatte; hier dargestellt für eine Platte mit Nenndicke 112,5 mm

Von jedem der beiden untersuchten Werkstoffe wurden Platten mit den Wanddicken 45 mm, 75 mm und 112,5 mm gegossen. Da in den Untersuchungen an Zugstäben mit realen Gussfehlern kein nennenswerter Unterschied zwischen den Gießereien festgestellt werden konnte, wurden die Platten jeweils von nur einer Gießerei hergestellt.

Zur Erfassung der Werkstoffeigenschaften über die Plattendicke wurden Zug- und Kerbschlagbiegeproben entnommen und geprüft (vgl. Bild 3.36).

Zur Vergleichbarkeit der Ergebnisse wurden die Platten der Gießereien mit Hilfe einer Gießprozess-Simulation so ausgelegt, dass im Bereich der Kerben möglichst keine Fehler zu erwarten waren (höchste Güte). Beim Ausarbeiten der Proben wurden bei den Platten aus dem hochfesten Werkstoff wie erwartet keine Fehler festgestellt. Bei den Proben aus G20Mn5 wurden in einer durch die Gießerei durchgeführten UT-Prüfung jedoch registrierpflichtige Anzeigen mit messbarer Ausdehnung festgestellt. Die Platte mit der Wanddicke 112,5 mm wurde der Gütestufe 2 zugeordnet. In Anhang D (Bild D.2 bis D.4) sind Bilder einer Schnittfläche dargestellt. Die sichtbaren Fehler bestätigen die Aussagen aus Abschnitt 2.4, dass trotz einer simulationsgestützten Bauteilauslegung mit Gussfehlern auch in Form größerer Volumenfehler zu rechnen ist. Auf den Bruchflächen wurden jedoch bei keiner Probe Fehler festgestellt.

Zur Berücksichtigung definierter zulässiger Werkstoffungängen in den experimentellen Untersuchungen sollte die Größe, Geometrie und Lage der Fehler möglichst ungünstig abgebildet werden. Da sich eine solche Worst-Case-Fehlerverteilung jedoch nicht reproduzierbar herstellen lässt, ist das Einbringen der Fehler in den Biegeproben nur durch eine mechanische Bearbeitung möglich. Dazu wurden, wie folgend in Kapitel 4 ausführlich beschrieben, die Fehler in Form eines Penny-Shaped-Crack (halbeliptischer Oberflächenriss) mit einem ungünstigen Seitenverhältnis $a/c = 0,4$ zusätzlich in den Scheitelpunkt der ausgearbeiteten Kerbe erodiert. Größe und Abstand der Fehler orientieren sich dabei an den in Abschnitt 5.2 beschriebenen Zulässigkeitsgrenzen für GS2. In Bild 3.37 sind die Proben mit Abmessungen und Fehlerlage dargestellt.

Die erodierten Fehler hatten eine Dicke von etwas mehr als 1 mm und simulieren einen flachen Volumenfehler mit hoher Kerbwirkung. Um zusätzliche, auch rissartige Imperfektionen im Nahbereich von Fehlern, wie in Bild 3.23 dargestellt, sowie mögliche Warmrisse im Bereich von Ecken in den Versuchen mit abzudecken, wurden die Proben in einem ersten Schritt durch eine Ermüdungsbelastung bei Raumtemperatur bis zum Nachweis eines Anrisses vorbeanspruchte. Weiterhin wird durch das Einbringen eines Risses die Möglichkeit gegeben, die experimentellen Untersuchungen bruchmechanisch zu bewerten.

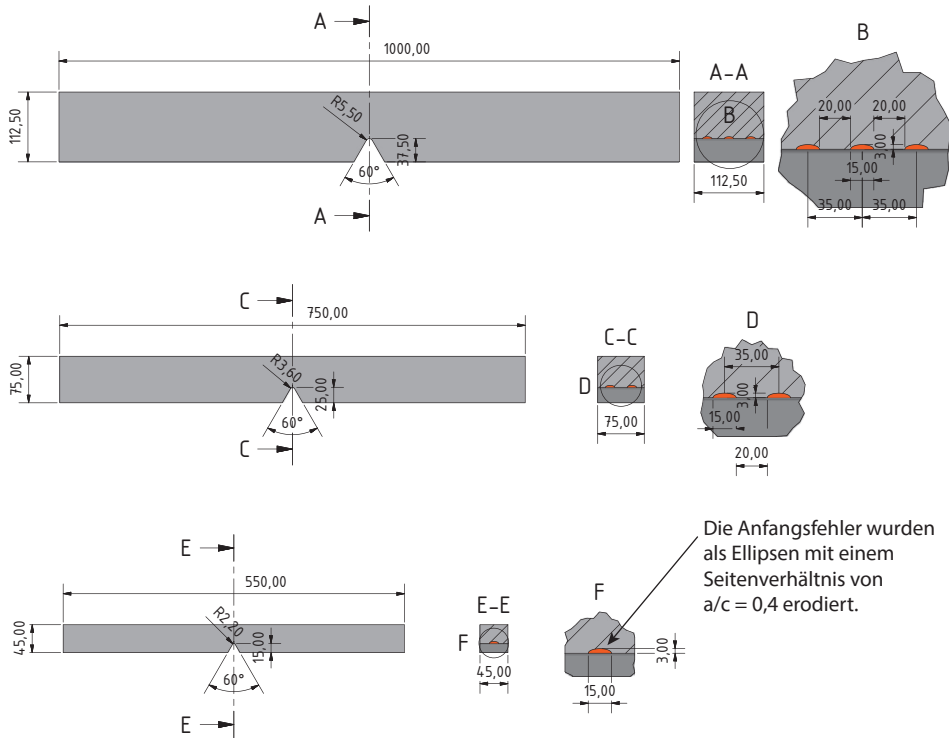


Bild 3.37: Biegeproben mit Abmessungen und Fehlerverteilung

Die genauen Lager- und Einzellastabstände, Belastungen, Lastspielzahlen und gemessenen Endfehlergrößen sind in Anhang D aufgeführt. Das Beanspruchungsniveau wurde so gewählt, dass unter Berücksichtigung der Formzahlen eine rein elastische Beanspruchung im Kerbgrund vorliegt. Während der Prüfung wurde der Riss durch eine fluoreszierende MT-Prüfung detektiert. Die Prüfung wurde nach einer beidseitigen Rissanzeige an allen erodierten Fehlern abgebrochen.

3.2.2 Vierpunktbiegeversuche bei Tieftemperatur

Nach dem Anschwingen der Proben wurden die Lager in einer isolierten, mit Alkohol gefüllten Wanne montiert, so dass die Proben komplett mit Alkohol benetzt waren (Bild 3.38).

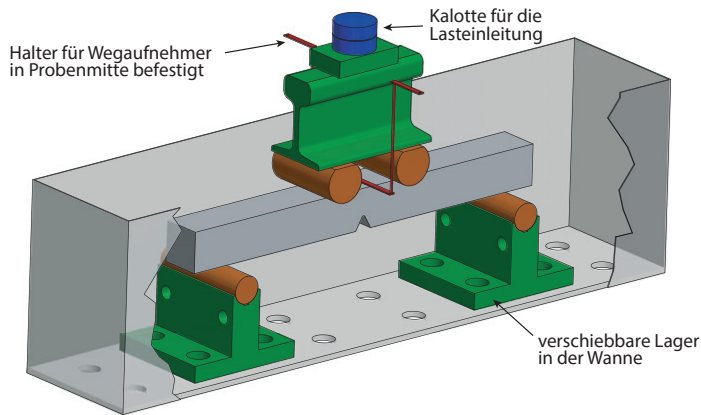


Bild 3.38: Schematischer Versuchsaufbau der Vierpunktbiegeprüfung

Durch Zugabe von Trockeneis wurde der Alkohol auf -50 °C heruntergekühlt. Die Temperatur wurde im Becken an der Probekörperoberfläche und in einer Kernbohrung an der Kopfseite der Proben gemessen und aufgezeichnet. Für die Messung der Verschiebung in Probenmitte wurde ein Bügelhalter auf der Oberseite der Proben befestigt. Dadurch konnten zwei induktive Wegaufnehmer außerhalb des Kühlmediums montiert werden. Die Lager- und Belastungsabstände entsprechen denen aus der Vorbeanspruchung gemäß Tabelle D.1 (Anhang D). Die Lasteinleitung erfolgt über eine Kalotte mit einer konstanten Anfangsprüfgeschwindigkeit von 1 mm/min , nach Erreichen einer im Kraft-Verschiebungs-Diagramm deutlich sichtbaren plastischen Verformung wurde die Geschwindigkeit auf 4 mm/min erhöht. Die Erhöhung der Belastungsgeschwindigkeit ist durch einen Sprung im Kraft-Verschiebungs-Diagramm zu erkennen.

In Bild 3.39 sind die Ergebnisse der Vierpunktbiegeprüfungen in Form von Kraft-Verschiebungs-Diagrammen dargestellt. Um den Einfluss der Wanddicke zu visualisieren, wurden alle Ergebnisse untereinander abgebildet. Infolge der unterschiedlichen Lagerabstände ist zwar kein direkter Vergleich zwischen den Prüfkräften der unterschiedlichen Wanddicken möglich, jedoch veranschaulicht diese Darstellung, dass mit zunehmender Wanddicke die traglaststeigernde Wirkung der wesentlich höheren Festigkeiten des Werkstoffs G22NiMoCr5-6 verloren geht.

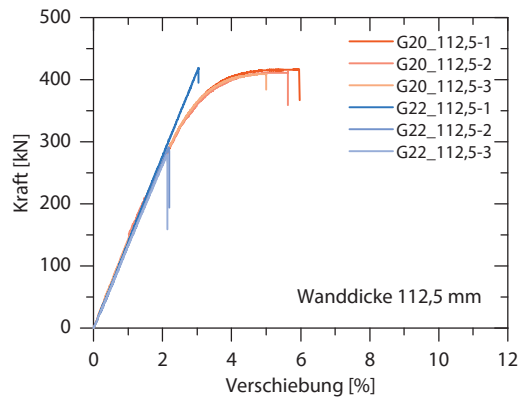
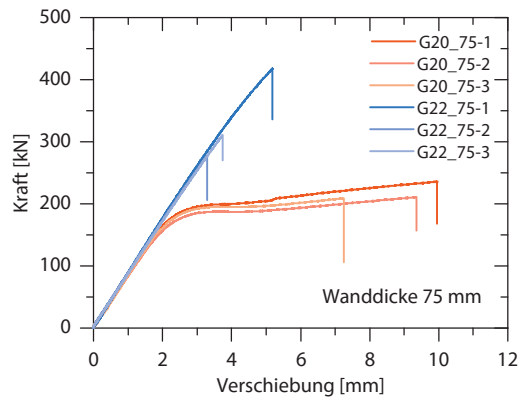
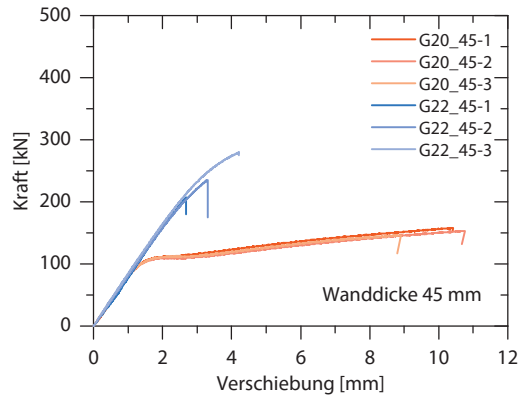


Bild 3.39: Kraft-Verschiebungs-Diagramme der drei unterschiedlichen Wanddicken aus den Vierpunktbiegeversuchen, Prüftemperatur -50 °C

Für die Biegeproben aus den Platten mit $t = 112,5$ mm liegen bei gleicher Probengeometrie die Traglasten des G20Mn5 sogar über denen des hochfesten Werkstoffs.

Für einen direkten Vergleich der unterschiedlichen Wanddicken werden in Bild 3.40 die Versuchsergebnisse auf M_{el} (Nennspannungsverteilung im gekerbten Querschnitt) normiert. Die Darstellung zeigt, dass für den Werkstoff G22NiMoCr5-6 lediglich für die kleinste Bauteilgeometrie eine Traglaststeigerung über den elastischen Bereich möglich ist. Bei zunehmender Wanddicke kam es hingegen schon bei 50 % der elastischen Tragfähigkeit zu einem schlagartigen Bauteilversagen.

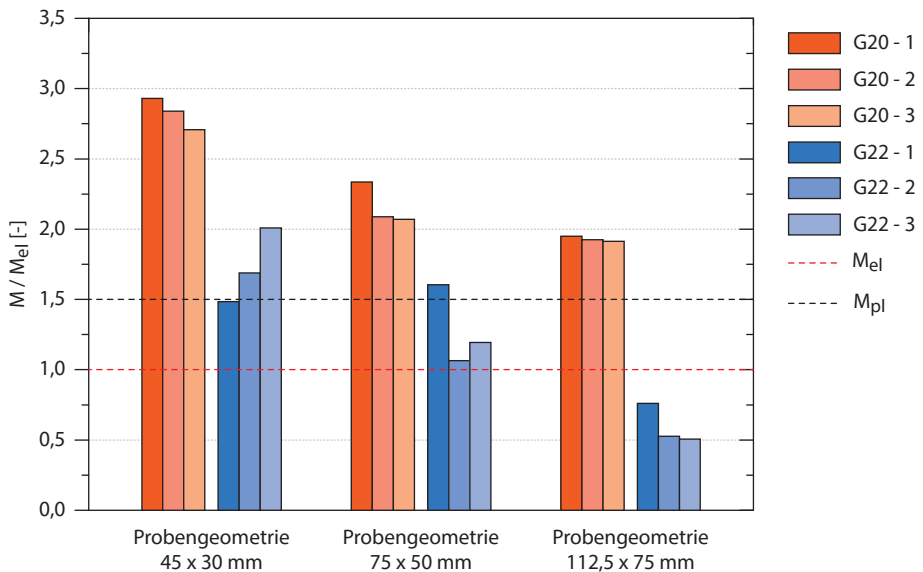


Bild 3.40: Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen normiert auf M_{el} , berechnet mit dem Nettoquerschnitt und gemittelter Streckgrenze

Der Werkstoff G20Mn5 hingegen erreichte bei allen Proben deutlich die plastische Grenztragfähigkeit. Durch die Werkstoffverfestigung wird für die dünnwandigen Proben die elastische Grenztragfähigkeit sogar über das 2,5-fache überschritten. Aufgrund der Formzahl ist im Bereich der Kerbe die Dehngrenze des Werkstoffs schon deutlich vor der elastischen Grenztragfähigkeit erreicht. Trotz der vorhandenen Risse konnte bei allen Proben aus G20Mn5 eine sichtbare plastische Einschnürung im Be-

reich der Kerbe festgestellt werden (Bild 3.41). Nach der Prüfung wurde auf allen Bruchflächen die Größe der Fehler mikroskopisch vermessen. Die in Anlage D angegebenen Einzelfehlerflächen beziehen sich immer auf die Gesamtfläche, das heißt die Fläche der in Bild 3.41 blau dargestellten Ellipse.

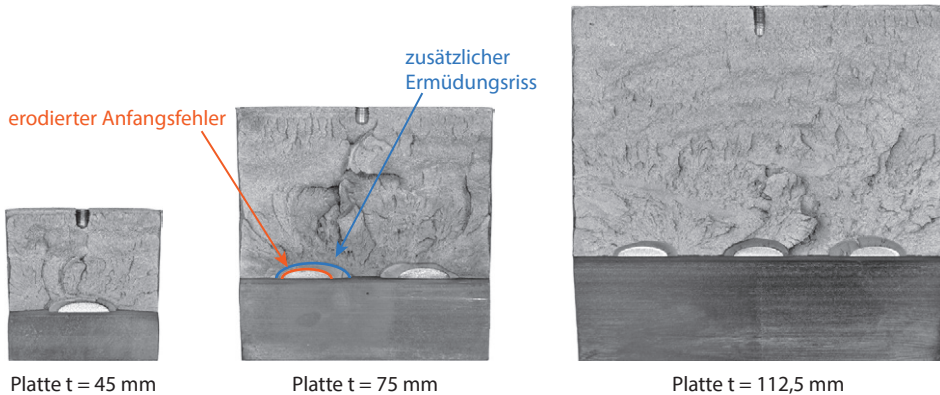


Bild 3.41: Exemplarische Bruchbilder aus den Vierpunktbiegeversuchen, Werkstoff G20Mn5

3.2.3 Werkstoffkennwerte und Bewertung

Um die Versuchsergebnisse bewerten zu können, wurde eine große Anzahl an Proben zur Bestimmung der mechanisch-technologischen Werkstoffkennwerte aus den Platten ausgearbeitet. Alle Proben wurden, wie in Bild 3.36 dargestellt, aus der Mitte der Platte (Bereich der Kerbe) entnommen. Die Ergebnisse sind in den Bildern 3.42 und 3.43 dargestellt.

Im Vergleich zu den Werkstoffkennwerten der Zugproben mit Fehlstellen liegen die gemessenen Eigenschaften der Gussplatten deutlich näher an den Mindestanforderungen der technischen Lieferbedingungen. Da die Platten der einzelnen Werkstoffe jeweils aus der gleichen Charge gefertigt wurden, können die Ergebnisse der unterschiedlichen Wanddicken direkt miteinander verglichen werden. Für die Streck- und Dehngrenze sowie die Zugfestigkeit sind die gemessenen Werte unabhängig von der Wanddicke mit einer maximalen Reduktion in Plattenmitte von 13 % nahezu konstant und zeigen im Vergleich zu gewalzten Blechen einen deutlich homogenen Verlauf.

3.2 Vierpunktbiegeversuche mit ungünstiger Fehlerverteilung

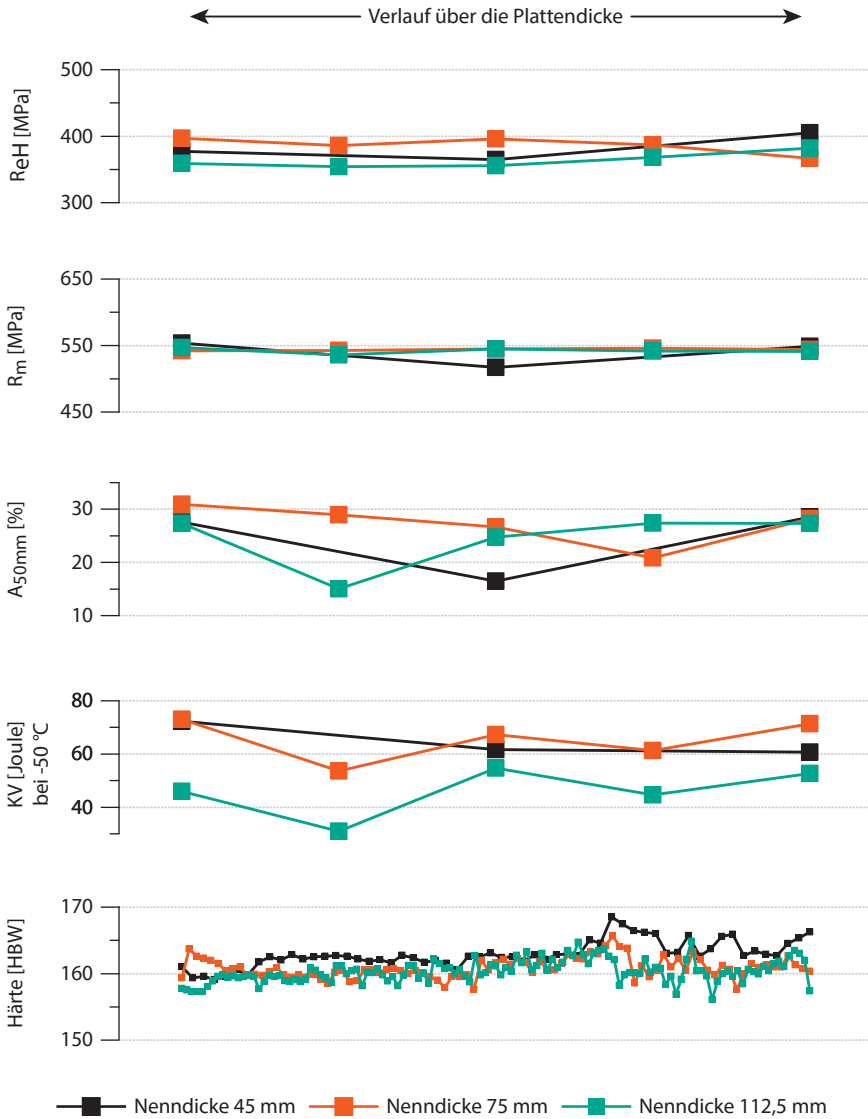


Bild 3.42: Ergebnisse der Zugversuche, Kerbschlagbiegeversuche und Härteverläufe über die Plattendicke für den Werkstoff G20Mn5

3 Experimentelle Untersuchungen

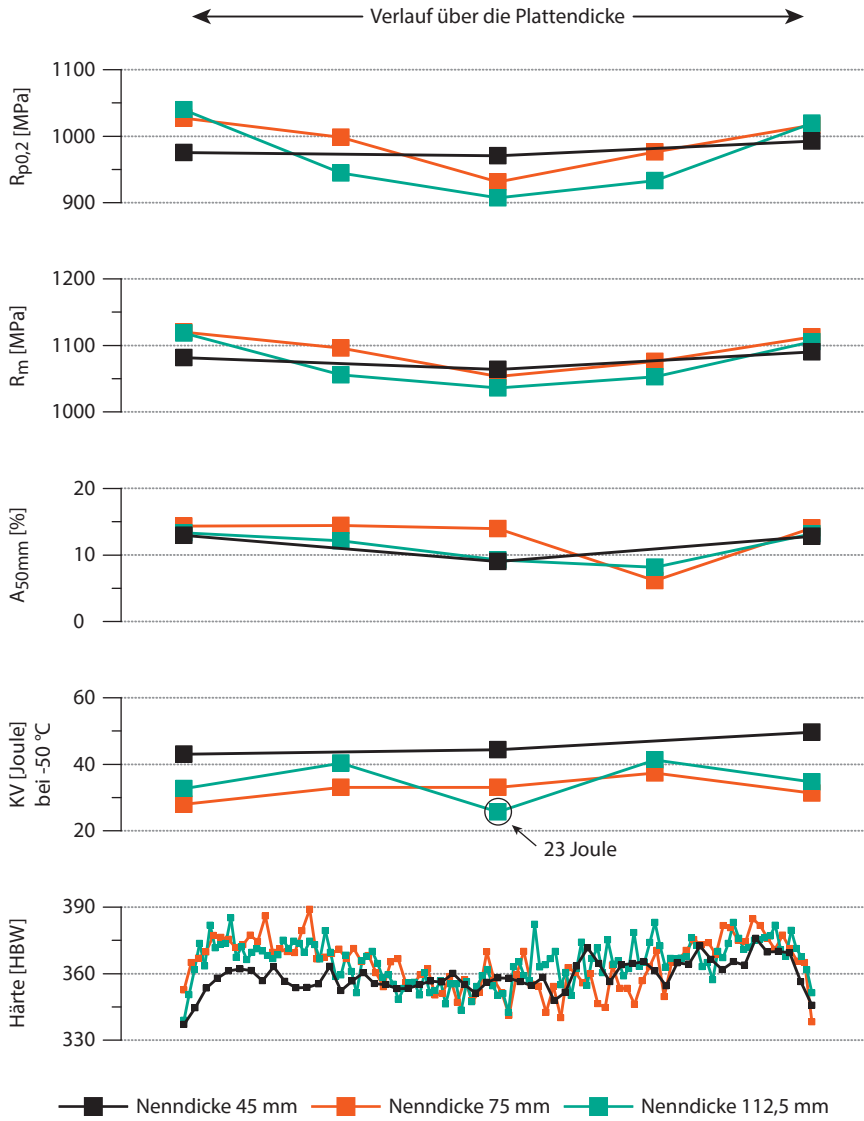


Bild 3.43: Ergebnisse der Zugversuche, Kerbschlagbiegeversuche und Härteverläufe über die Plattendicke für den Werkstoff G22NiMoCr5-6

Die Bruchdehnung für den Werkstoff G22NiMoCr5-6 zeigt ebenfalls nur eine geringe Streuung, liegt jedoch teilweise unter den Mindestanforderungen von 10 %. Für den Werkstoff G20Mn5 streut die Bruchdehnung wesentlich stärker, was jedoch auf sichtbare Poren auf der Bruchfläche zurückzuführen ist. Dies verdeutlicht erneut die Schwierigkeit der Bewertung von Proben, die aus Bauteilen selbst und nicht aus mitgegossenen Prüflöcken entnommen werden. Die Anforderung von 22 % Bruchdehnung wird zwar mehrmals deutlich unterschritten, jedoch lässt sich diese Unterschreitung auf die sichtbaren, zulässigen Fehler auf der Bruchfläche zurückführen.

Die Kerbschlagarbeit ist für die dickwandigen Probekörper (112,5 mm) jedoch bei beiden Werkstoffen deutlich herabgesetzt ($> 50\%$). Für den Werkstoff G20Mn5 liegt der Mittelwert eines Satzes (3 Proben) bei 31 Joule und der Minimalwert einer Probe bei 23 Joule. Für den Werkstoff G22NiMoCr5-6 ist der geringste Mittelwert 23 Joule und die geringste Einzelprobe hat 16 Joule Kerbschlagarbeit. Damit liegen die gemessenen Werte zwar deutlich unter den Mindestanforderungen einer mitgegossenen Probe, sind für ein reales Bauteil jedoch repräsentativ, da sich die Anforderungen nur auf mitgegossene Prüflöcke beziehen. Die Ergebnisse verdeutlichen einen klaren Handlungsbedarf bezüglich einer Änderung in den technischen Lieferbedingungen. Besonders für Außenbauteile ist die Einhaltung eines unteren Grenzwerts für die Zähigkeit zwingend erforderlich und muss gesichert nachgewiesen werden, da sonst keine Grundlage für einen rechnerischen Nachweis gegeben ist.

Bewertet man die Ergebnisse unter dem Aspekt, dass die Proben speziell für experimentelle Untersuchungen im Rahmen eines Forschungsprojektes mit höchsten Qualitätsanforderungen ausgelegt und produziert wurden, muss für reale Bauteile von ungünstigeren Werkstoffkennwerten ausgegangen werden. Die Ergebnisse zeigen, dass die mechanisch-technologischen Werkstoffkennwerte unbedingt an einer für das Bauteil repräsentativen Probe oder aus einem Musterstück selbst ermittelt werden sollten.

Ebenfalls verdeutlichen die Ergebnisse die Notwendigkeit einer geeigneten Werkstoffauswahl für den Nachweis einer ausreichenden Sicherheit gegen sprödes Bauteilversagen. Wird nur der Spannungsnachweis erbracht, kann schon die elastische Grenztragfähigkeit, wie in Bild 3.40 dargestellt, deutlich unterschätzt werden.

4 | Bewertung von Gussfehlern auf Basis der Bruchmechanik

Die in Abschnitt 3.1.4.2 aufgezeigte, teils rissartige Fehlerbeschaffenheit in Kombination mit dem spröden Bauteilversagen schon im elastischen Nennspannungsbereich (bei den „Großbauteilversuchen“) zeigt, dass eine bruchmechanische Bewertung von Gussfehlern sinnvoll erscheint. Für einen Großteil der Fehler liegt eine Approximation als Riss jedoch auf der sicheren Seite, da, wie in [59] gezeigt, ein Kerbradius gemessen werden kann und damit ein lokales Versagen, zum Beispiel über das Erreichen einer definierten, ertragbaren Grenzdehnung, abgeschätzt werden kann. Dennoch muss im Rahmen der Bauteilauslegung der Fehler konservativ abgeschätzt werden, da mit den derzeitigen ZfP-Verfahren keine zuverlässige Aussage zur Beschaffenheit der Fehler möglich und für jede Anzeige von einem Riss oder einem Fehler mit Riss im Nahfeld auszugehen ist.

Im folgenden Kapitel wird daher aufgezeigt, wie Gussfehler unter der begründeten Annahme eines vorhandenen Risses rechnerisch bewertet werden können. Dazu wird zunächst anhand der durchgeführten experimentellen Untersuchungen eine Bewertungsmethodik auf Grundlage der Finite-Elemente-Methode (FEM) kalibriert. Dies ermöglicht den rechnerischen Nachweis für komplexe Geometrien und Beanspruchungszustände. Weiterhin wird darauf eingegangen, wie Gussfehler ausgehend von den Angaben der technischen Lieferbedingungen für einfache Geometrien durch eine Handrechnung nachgewiesen werden können.

Für einen rein elastischen Tragfähigkeitsnachweis, bei dem bis auf Kleinbereichsfließen in der lokalen Zone vor der Rissspitze keine plastischen Verformungen zugelassen sind, kann der Sprödbbruchnachweis mit Hilfe der linearelastischen Bruchmechanik geführt werden. Wird in einem Nachweis lokales Plastizieren zum Beispiel im Bereich von Kerben zugelassen oder soll ein elastisch-plastischer Bauteilnachweis geführt werden, verliert der linear-elastische Spannungsintensitätsfaktor seine Gültigkeit, so dass die Rissbeanspruchung durch die Fließbruchmechanik berechnet werden muss. Da für die elastische Bruchmechanik zahlreiche Rechenprozeduren existieren, in denen

für verschiedenste Bauteil- und Rissgeometrien validierte Lösungen zur Verfügung stehen, ist für eine praktische Anwendung unter Einhaltung der genannten Anwendungsgrenzen eine solche Bewertung aufgrund des geringen Rechenaufwandes zu bevorzugen. Wird die Rissbeanspruchung hingegen mit Hilfe der FEM ermittelt, ergibt sich für die Anwendung der Fließbruchmechanik kein Mehraufwand.

Im Weiteren werden daher beide Möglichkeiten aufgezeigt. Für elastische Nachweise (Bemessungskonzept in Kapitel 5) mit einer aus der Literatur bekannten Lösung für die Rissbeanspruchung wird auf Handrechenformeln zurückgegriffen. Die Berechnung der Rissbeanspruchung mit Hilfe der FEM ist erforderlich, wenn Bauteil- oder Rissgeometrien nicht durch die Literatur abgedeckt sind, eine Nennspannung nicht eindeutig definiert werden kann oder Plastizität berücksichtigt wird (experimentelle Untersuchungen).

Für Rissbeanspruchungen im Modus II und III sowie für Mixed-Mode-Beanspruchungen gibt es wie in [101] beschrieben derzeit noch keine allgemein anerkannten Bewertungsmethoden. Unter der konservativen Annahme, dass eine detektierte Fehlerfläche in die Ebene rechtwinklig zur größten Hauptnormalspannung gedreht wird, führt eine Bewertung im Mode I in der Regel zu konservativen Ergebnissen. Ob eine Mixed-Mode-Beanspruchung maßgebend wird, ist nach [8, 16, 101] erst dann zu prüfen, wenn:

- der Winkel zwischen Fehlerebene und der Normalen zur größten Hauptnormalspannung größer als 20° ist,
- die Spannungsintensitätsfaktoren entsprechend der unterschiedlichen Hauptnormalspannungsebenen nur geringe Unterschiede ausweisen und
- eine der Hauptspannungen Druckspannungen aufweist, die betragsmäßig in der Größenordnung einer Zughauptnormalspannung liegen.

Für Gussbauteile im Bauwesen ist ein solcher Beanspruchungszustand nur in Sonderfällen vorstellbar, so dass Mixed-Mode-Beanspruchungen hier nicht näher untersucht werden. Hinzu kommt, dass eine meist konservative Betrachtung durch Drehen der Fehler in eine Mode I-Beanspruchung sinnvoll ist, da keine anerkannten Prüfrichtlinien für die Ermittlung des Risswiderstandes für Mode II, III sowie Mixed-Mode existieren [101]. Ist ein Nachweis für eine Mixed-Mode-Beanspruchung zu führen, werden

in [8, 16, 101] Hinweise für die Bestimmung von Widerstandswerten gegeben. Auf Seiten der Einwirkungen lassen sich durch FEM-Berechnungen Beanspruchungen für jeden Modus getrennt berechnen.

Die mechanischen Hintergründe der elastischen Bruchmechanik, der plastischen Bruchmechanik und deren Umsetzung in der FEM lassen sich hier in Kurzform nicht ausreichend wiedergeben. Für die allgemeinen Hintergründe einer bruchmechanischen Bewertung wird auf die Fachliteratur [8, 11, 48, 68, 100] verwiesen.

4.1 Berechnung des J-Integrals als Bruchkriterium

Die Berechnung des J-Integrals für die Anwendung der Fließbruchmechanik erfolgt in dieser Arbeit durch das kommerzielle Programmpaket ANSYS 16.0. Das in ANSYS implementierte CINT-Berechnungsmakro steht seit der Version 14.5 auch in ANSYS Workbench zur Verfügung. Wie in [68] ausführlich beschrieben, eignen sich Energiebilanzintegrale vom Typ des J-Integrals besonders gut zur numerischen Ermittlung der Beanspruchungskenngrößen von Rissen. Zum einen können diese durch die Wegunabhängigkeit des Ringintegrals auch außerhalb des Rissnahfeldes (singulärer Punkt) ermittelt werden, zum anderen müssen unterschiedliche Integrationswege zu gleichen oder ähnlichen Ergebnissen führen, wodurch eine direkte Beurteilung der Ergebnisse möglich ist. In [15] wird gezeigt, dass für große Dehnungen die Integrationspfade im Nahbereich der Risspitze zu ungenauen, stark variierenden und nichtkonservativen J-Integralen führen, mit zunehmender Entfernung jedoch konvergieren. Durch die Auswertung mehrerer Integrationspfade lassen sich daher die numerisch ermittelten Ergebnisse direkt qualifizieren. Ein weiterer Vorteil ist, dass die Berechnung der J-Integrale im Post-Processing ausgeführt wird und keine speziellen Risspitzen-elemente notwendig sind. Die einzelnen Schritte der Post-Processing-Berechnungen in ANSYS lassen sich durch das JIN2-Anwendermakro von ANSYS (siehe [64]) detailliert nachvollziehen. Das CINT-Makro basiert auf dem Berechnungscode JIN2, ist jedoch im Detail nicht veröffentlicht.

Für die Validierung der mit dem CINT-Berechnungsmakro ermittelten J-Integrale werden zwei Vergleichsrechnungen durchgeführt. Zum einen werden für den elastischen Fall zwei Beispiele mit bekannter Lösung nachgerechnet, zum anderen erfolgt

eine Validierung des J-Integrals für Risse im Bereich von geometrischen Kerben anhand von in der Literatur dokumentierten Berechnungen zum Referenzbauteil nach EN1993-1-10 [37].

Exemplarisch für einen elastischen Nachweis werden die zwei häufig experimentell und numerisch untersuchten Probenformen Center-Cracked-Tension (CCT) und Double-Edge-Cracked-Tension (DECT) nachgerechnet und der validierten Handrechenformel nach [70] gegenübergestellt (siehe Bild 4.1).

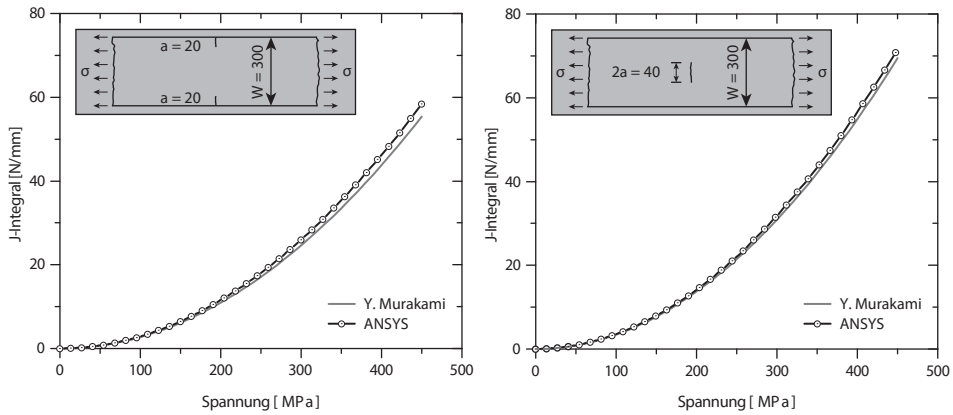


Bild 4.1: Vergleichsrechnung zwischen J-Integralen nach Handrechenformel in [70] und J-Integralen berechnet mit ANSYS

Da die Handrechenformeln, wie beispielsweise in [1, 8, 70] angegeben, nur Spannungsintensitätsfaktoren für die linear elastische Bruchmechanik beinhalten, werden diese für eine konsistente Darstellung nach Gleichung 4.1 in J-Integrale umgerechnet. Angesichts der zuvor beschriebenen Gültigkeitsgrenze, die linear-elastische Bruchmechanik ist nur für sehr kleine plastische Zonen vor der Risspitze gültig, wurden die Vergleichsrechnungen mit einem rein linear-elastischen Werkstoffmodell durchgeführt. Die Simulation erfolgte mit dem ANSYS-Standard 2D-Element PLANE183 (2D-8 Knoten-Element) und einer Kantenlänge von 0,375 mm im Bereich der Risspitze.

$$J = K^2 \frac{1 - \nu^2}{E} \tag{4.1}$$

Wie in Bild 4.1 zu sehen, liefert das CINT-Berechnungsmakro für die exemplarisch untersuchten ebenen Beispiele zuverlässige J-Integral-Werte.

Um weiterhin auch einen Benchmark für die Berechnung der Beanspruchungskenngrößen von Rissen in räumlich komplexen Geometrien unter Berücksichtigung von elastisch-plastischem Werkstoffverhalten mit Verfestigung zu erhalten, wird eine Vergleichsrechnung mit dem an experimentellen Untersuchungen validierten Modell – einer Platte mit nichttragender Längssteife (Worst-Case-Szenario des EC3-1-10) – aus [84] durchgeführt. Wie in Bild 4.2 zu sehen ist, stimmen die Ergebnisse des CINT-Berechnungsmakros gut mit denen aus [84] überein.

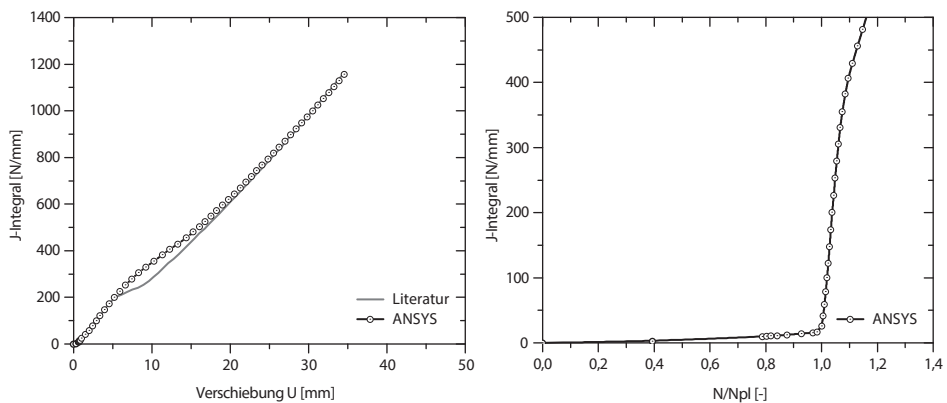


Bild 4.2: Validierung am Modell, Blech mit nichttragender Längssteife nach [84]

Die leichten Differenzen zwischen dem mit ABAQUS berechneten Modell aus [84] und dem hier verwendeten ANSYS CINT-Berechnungsmakro sind auf Unterschiede in den Werkstoffmodellen zurückzuführen. Besonders nach Erreichen der plastischen Grenztragfähigkeit im Bereich sehr großer Dehnungen hat das Verfestigungsverhalten einen sehr starken Einfluss auf die Ergebnisse und konnte aus [84] nur abgeschätzt werden. Eine Darstellung des J-Integrals über die plastische Ausnutzung (Bild 4.2, rechts) verdeutlicht, dass die risstreibende Beanspruchung erst nach Erreichen von N_{pl} stark ansteigt. Ab diesem Punkt beeinflusst die Verfestigung jedoch nicht nur den kleinen Bereich vor der Risspitze, sondern das Gesamttragverhalten.

Die Vergleichsrechnungen zeigen, dass sich mit den in ANSYS implementierten Tools zur Berechnung bruchmechanischer Kennwerte das J-Integral auf Seiten der Einwirkung zuverlässig bestimmen lässt. Durch das Überprüfen der Konvergenz des J-Integrals auf mehreren Integrationspfaden, in verschiedenen Abständen von der Risspitze, ist eine direkte Kontrolle der Berechnung möglich. Die im Folgenden durchgeführten numerischen Berechnungen werden alle mit dem für die Validierung verwendeten ANSYS-Standardelement SOLID186 (3D-20 Knoten-Element, quadratische Ansatzfunktion) geführt. Das angegebene J-Integral entspricht immer dem konvergierten Wert.

Wie in Bild 4.3 dargestellt, wird das Netz im Bereich der Risspitze bei allen Rechnungen manuell in Form eines Spinnennetzes erstellt. Dies ist zwar nicht zwingend notwendig, führt jedoch zu einem homogenen Verlauf des J-Integrals über die Risspitzenkontur, wodurch sich der Maximalwert des J-Integrals eindeutig bestimmen lässt. Weist das Bauteil im Bereich der Risspitze große Dehnungen auf, kann es möglich sein, dass die Ergebnisse des J-Integrals erst in größerer Entfernung von der Risspitze konvergieren. In diesem Fall muss die Ausdehnung des manuell erzeugten Spinnennetzes vergrößert werden. Die Elementkantenlänge im Bereich um die Risspitze wird mit 0,2 mm angesetzt. Für sehr kurze Risse wird aufgrund der geringen Radien im Scheitelpunkt der Ellipse die Kantenlänge bis auf 0,05 mm reduziert.

Die Berechnungsergebnisse mit modifizierten Werkstoffmodellen zeigen, dass sich die Anforderungen an eine strukturmechanische FEM-Simulation in Bezug auf die verwendeten Werkstoffgesetze auf das J-Integral übertragen lassen. Sind die Dehnungen im Bauteilquerschnitt bis zum Erreichen des plastischen Kollapses klein, so dass nur sehr wenige Elemente im Bereich von Kerben verfestigen (Kleinbereichsfließen), sind die Unterschiede zwischen den berechneten J-Integralen mit einem linear elastischen - ideal plastischen Materialmodell, einem mit einfach abgeschätzter bilinearen isotropen Verfestigung und einem mit genauer aus Werkstoffprüfungen abgeleiteten multilinenaren isotropen Verfestigung sehr gering und können vernachlässigt werden. Sind große Verformungen im Querschnitt zulässig oder kommt es im Bereich von geometrischen Kerben zu Großbereichsfließen, steigt auch der Einfluss des Verfestigungsverhaltens auf das J-Integral, so dass für eine realistische Berechnung detaillierte Werkstoffkennwerte erforderlich sind.

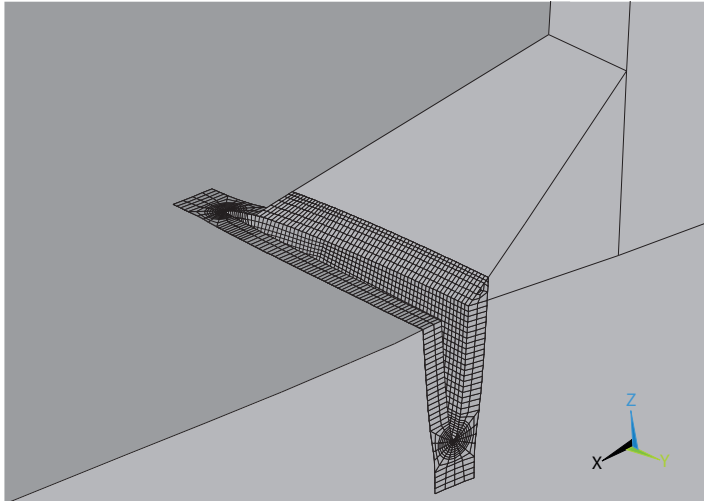


Bild 4.3: Skizze des manuell erstellten Netzes um die Risspitze am Beispiel des verformten Modells der nichttragenden Längssteife

4.2 Mindestanforderungen an den Risswiderstand

Wie schon in Abschnitt 3 beschrieben, ist die Übertragbarkeit von experimentell ermittelten Ergebnissen auf die Bemessung von Bauteilen nicht ohne die Berücksichtigung von Überfestigkeiten, bezogen auf die technischen Lieferbedingungen, möglich. Für die Bewertung des Sprödbbruchverhaltens von Bauteilen gilt dies in besonderem Maße, da höhere reale Zähigkeiten bei Probekörpern zu einem völlig anderen Versagensbild führen können. Um in den folgenden Untersuchungen einen unteren Grenzwert für die Zähigkeit abschätzen zu können, wird an dieser Stelle auf die Herleitung einer Mindestanforderung eingegangen.

Da die technischen Lieferbedingungen keine Forderungen an bruchmechanische Werkstoffkennwerte stellen und die Zähigkeit nur über den prüftechnisch einfachen und kostengünstigen Kerbschlagbiegeversuch qualitativ ermittelt wird (siehe Abschnitt 3.1.3.2), ist es notwendig, für eine Bewertung auf Basis der geringsten zulässigen Werkstoffkennwerte die Kerbschlagarbeit mit geeigneten Korrelationen in bruchmechanische Kennwerte zu überführen. Wird ein Nachweis auf Grundlage dieser Untergrenze geführt, muss durch den Tragwerksplaner die Zusatzforderung ge-

stellt werden, dass die Mindestkerbschlagarbeit aus den technischen Lieferbedingungen auch im Bauteil einzuhalten ist. Wird diese Zusatzforderung nicht gestellt, ist ein sinnvoller Tragfähigkeitsnachweis nicht möglich.

Sowohl der Sprödbruchnachweis im EC3 [91] als auch die Korrelation der SINTAP-Prozedur [7] und der FKM-Richtlinie [8] basieren auf einem erweiterten Master-Kurve-Konzept (empirische Korrelation), bei dem die Risszähigkeit K_{Mat} mit der Temperatur T_{K100} korreliert. Für eine ausführliche Erläuterung wird an dieser Stelle auf die angegebene Literatur verwiesen.

Ein wesentlicher Unterschied zwischen der Ermittlung nach EC3 (Gleichung 2.9) und FKM-Richtlinie (Gleichung 4.2) liegt in der zusätzlichen Korrelation zwischen T_{K100} , der Temperatur, bei der ein Werkstoff eine Risszähigkeit von $K = 100 \text{ MPa}\sqrt{m}$ aufweist, und der Temperatur T_{27J} , bei der die Kerbschlagarbeit 27 Joule beträgt.

$$K_{Mat(T_{Ed})} = 20 + \left(11 + 77 \cdot e^{0,019 \cdot (T_{Ed} - T_{27J} - 3)} \right) \cdot \left(\frac{25}{b_{eff}} \right)^{0,25} \cdot \left(\ln \frac{1}{1 - P_f} \right)^{0,25} \quad (4.2)$$

T_{Ed} Einsatztemperatur

T_{K100} Temperatur bei einer Risszähigkeit von $K = 100 \text{ MPa}\sqrt{m}$

b_{eff} effektive Rissbreite

P_f Überschreitungswahrscheinlichkeit

Während im EC3 die Werkstoffzähigkeit für alle Einsatztemperaturen mit Gleichung 2.9 berechnet werden, unterscheidet die FKM-Richtlinie hinsichtlich des Werkstoffzustands (Tieflage, Übergangsbereich und Hochlage).

Für die hier untersuchten Stahlgusswerkstoffe sind in den technischen Lieferbedingungen Mindestanforderungen an die Kerbschlagarbeit sowohl für den Übergangsbereich als auch für die Hochlage angegeben. Daher wird über einen Vergleich mit den experimentell bestimmten Werten überprüft, ob die Master-Kurve nach EC3 auch für Kerbschlagarbeiten, ermittelt bei RT, zu realistischen Ergebnissen führt. Zusätzlich werden die Ergebnisse den Werkstoffkennwerten nach FKM-Richtlinie mit einer Unterscheidung in Übergangsbereich und Hochlage gegenübergestellt. Für eine direkte Vergleichbarkeit mit den Kennwerten nach EC3 wird der Spannungskonzentrations-

faktor für die Hochlage (Gl. 4.3) nach FKM-Richtlinie auf eine Überschreitungswahrscheinlichkeit von 50 % angepasst (Gl. 4.4) [99].

$$J_{Mat(T_{RT})} = A \cdot \Delta a^C \quad (4.3)$$

$$A = 0,74 \cdot KV^{1,28} \quad \text{für Raumtemperatur nach [99]} \quad (4.4)$$

$$C = 0,133 \cdot KV^{0,256} - \frac{R_{Eh}}{4664} + 0,03 \quad \text{für Raumtemperatur nach [99]} \quad (4.5)$$

In der folgenden Tabelle 4.1 werden die bruchmechanischen Kennwerte aus den Mindestanforderungen der technischen Lieferbedingungen nach EC3 [91], der SINTAP-Prozedur [7] und der FKM-Richtlinie [8] berechnet und gegenübergestellt. Für die Werte nach EC3 wurde konform zu dem darin enthaltenen Sprödbbruchnachweis der Sicherheitsbeiwert ΔT_R mit -7°C in Gleichung 2.9 angesetzt. Die effektive Rissbreite wurde für den Vergleich mit den experimentell ermittelten J-Integralen zu $b_{\text{eff}} = t = 10\text{ mm}$ und die Überschreitungswahrscheinlichkeit zu 50 % angesetzt. Weiterhin werden die Spannungsintensitätsfaktoren für den Übergangsbereich (linear-elastisches Werkstoffverhalten) mit Gleichung 4.1 in ein J-Integral überführt.

Werkstoff	Kerbschlag-	Prüf-	Einsatz-	EC3	SINTAP	FKM	FKM
	arbeit	temperatur	temperatur			Übergangs-	Hochlage
	KV	T	T _{Ed}	J _{mat}	J _{mat}	J _{mat}	J _{mat}
	[Joule]	[°C]	[°C]	[N/mm]	[N/mm]	[N/mm]	[N/mm]
G20Mn5+QT EN 10340	27	-40	-50	65	80	45	-
			-30	117	145	77	-
	60	RT	RT	617	770	-	80
G22NiMoCr5-6 SEW 520 Festigkeitsstufe I	27	-50	-50	87	107	58	-
			-30	160	199	104	-
	50	RT	RT	879	1096	-	78

Tabelle 4.1: J_{mat} , berechnet nach unterschiedlichen Regelwerken

Für einen anschaulichen Vergleich der Ergebnisse aus Tabelle 4.1 mit den experimentell bestimmten Werten aus Tabelle 3.4 werden diese in Bild 4.4 grafisch gegenüberge-

stellt. Dabei wurde die Master-Kurve der FKM-Richtlinie [8] durch die Anforderungen an die Kerbschlagarbeit bei RT abgeschnitten. Es zeigt sich, dass die J-Integrale, abgeleitet aus den Mindestanforderungen für den Werkstoff G20Mn5 bei -50 °C, deutlich auf der sicheren Seite liegen, während die ermittelten Werte nach EC3 [91] und SINTAP [7] für die Hochlage (RT) deutlich auf der unsicheren Seite liegen. Diese Tatsache ist damit zu erklären, dass die Master-Kurve als Exponentialfunktion bei höheren Temperaturen zu immer höheren Spannungsintensitätsfaktoren führt, der Werkstoff jedoch im Hochlagenverhalten einen Maximalwert erreicht. Da die Master-Kurve nur die Ermittlung von Spannungsintensitätsfaktoren in der linear-elastischen Bruchmechanik zulässt, verliert diese für den Bereich des Hochlagenverhaltens ihre Gültigkeit und führt zu stark unsicheren Ergebnissen. Im Sprödbuchnachweis des EC3 wird auf Seiten des Werkstoffwiderstandes (K_{Mat}) für 0 °C und 10°C dennoch der Spannungsintensitätsfaktor mit der Master-Kurve ermittelt.

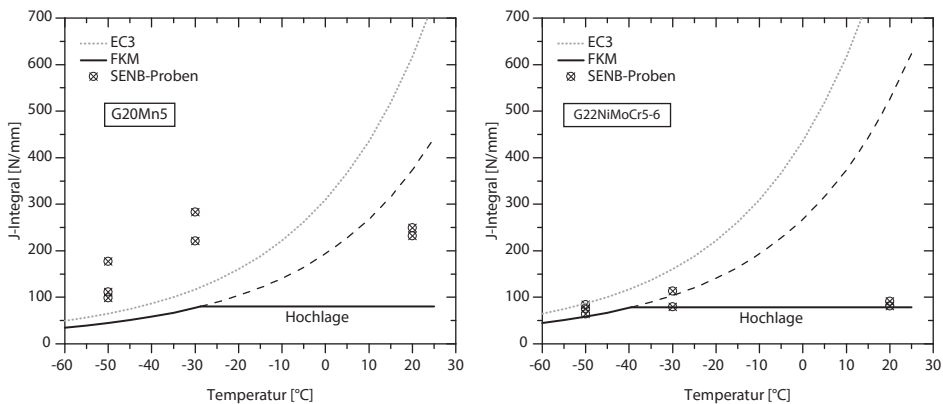


Bild 4.4: J-Integrale berechnet aus den Mindestanforderungen für den Kerbschlagbiegeversuch der technischen Lieferbedingungen EN 10340 und SEW 520

Durch die höheren Anforderungen des Werkstoffs G22NiMoCr5-6 in den technischen Lieferbedingungen für T_{271} sind, wie in Tabelle 4.1 dargestellt, auch höhere bruchmechanische Kennwerte im Bereich des zäh-spröden Werkstoffzustands zulässig. Dies führt dazu, dass trotz der tatsächlich höheren Zähigkeit des G20Mn5 dieser rechnerisch als „spröder“ zu betrachten ist.

Wie in Bild 4.4 zu sehen, liegen für den Werkstoff G22NiMoCr5-6 die experimentell ermittelten Werte zwar sehr nahe bei den Erwartungswerten – berechnet aus den technischen Lieferbedingung –, jedoch wurden aus den experimentellen Untersuchungen die Werte für Rissinitiierung angegeben, so dass gerade im Bereich des Übergangsverhaltens und des Hochlagenverhaltens für die Werkstoffe nach EN 10293 [45], EN 10340 [26] aber auch nach SEW 520 [92] von duktilem Verhalten mit einem stabilen Risswachstum nach der Initiierung und damit von unberücksichtigten Tragreserven auszugehen ist. Hinzu kommt, dass die Kennwerte der FKM-Richtlinie im Hochlagenverhalten mit einem Risswachstum von 0,2 mm berechnet werden, so dass ein direkter Vergleich für diesen Bereich nur bedingt möglich ist.

Vergleicht man die Charakteristik der Versuchspunkte mit den Kurven des EC3 und der FKM-Richtlinie wird deutlich, dass für eine sichere Bauteilauslegung im Bereich der typischen Anwendungstemperaturen in jedem Fall das Hochlagenverhalten berücksichtigt werden sollte. Da für viele Stahlgusswerkstoffe, auch für die hier untersuchten, eine Anforderung sowohl an Tieftemperaturen als auch an die Raumtemperatur gestellt werden, lässt sich der Übergang wie in Bild 4.4 dargestellt eindeutig bestimmen. Ist für einen Werkstoff, wie beispielsweise für Walzstahlsorten üblich, keine Mindestanforderung an die Kerbschlagarbeit bei Raumtemperatur definiert, muss eine geeignete Annahme getroffen werden.

Wird in den folgenden Rechnungen eine Risszähigkeit auf Grundlage der technischen Lieferbedingungen angegeben, basiert diese auf Gleichung 4.2 für den Übergangsbereich und Gleichung 4.3 als Grenzwert für die Hochlage. Die Überschreitungswahrscheinlichkeit P_f wird analog zu den Berechnungen des EC3-1-10 [91] mit 50 % angenommen. Die Rissfrontlänge b_{eff} wird wie in [8] angegeben über die Rissfrontlänge des größten Fehlers (abhängig von der Gütestufe), jedoch max. bis zum zweifachen der Wanddicke angesetzt.

4.3 Abbilden gusstypischer Fehler mit Hilfe der FEM

Durch die folgenden Untersuchungen wird aufgezeigt, wie das Tragverhalten imperfekter Gussbauteile mit Hilfe eines bruchmechanischen Versagensmodells abgebildet

werden kann. Weiterhin wird aufgezeigt, welchen Einfluss unterschiedliche Riss- und Geometrieannahmen haben.

4.3.1 Werkstoffmodell

Wie in Abschnitt 3.1 gezeigt, wiesen einige Proben trotz der vorhandenen Fehler eine große Gleichmaßdehnung auf, so dass der gesamte Querschnitt bis zum Erreichen der Zugfestigkeit beansprucht wurde. Weiterhin konnten durch die Dehnungsmessungen mit Hilfe der 3D-Bildkorrelation auch bei Proben mit geringer Bruchdehnung lokal große Dehnungen gemessen werden (Bild 3.25). Für die Nachrechnung der experimentellen Untersuchungen wird daher, wie in Abschnitt 4.1 beschrieben, ein Werkstoffmodell mit Verfestigungsverhalten verwendet.

Das Werkstoffmodell wird aus den Zugproben nach Abschnitt 3.1.3.1 abgeleitet. Für die FEM-Berechnungen werden die Spannungs-Dehnungs-Beziehungen aus den Zugversuchen in wahre Spannungen und Dehnungen umgerechnet. Bis zum Erreichen der Gleichmaßdehnung ist dies mit den Gleichungen 4.6 und 4.7 direkt möglich.

$$\sigma_{wahr} = \sigma_{tech} \cdot (1 + \varepsilon_{tech}) \quad (4.6)$$

$$\varepsilon_{wahr} = \ln(1 + \varepsilon_{tech}) \quad (4.7)$$

Nach Erreichen der Gleichmaßdehnung verlieren die Gleichungen jedoch ihre Gültigkeit, da sich der Spannungsquerschnitt über die im Zugversuch gemessene Dehnung nicht mehr ableiten lässt. Durch Messen der Brucheinschnürung nach Versuchsende lässt sich jedoch der Querschnitt bei der Bruchlast exakt ermitteln und mit Gleichung 4.8 und 4.9 in wahre Spannungen und Dehnungen umrechnen.

$$\sigma_{Bruch,wahr} = \frac{F_{Bruch}}{A_{Bruch}} \quad (4.8)$$

$$\varepsilon_{Bruch,wahr} = \ln\left(\frac{A_0}{A_{Bruch}}\right) \quad (4.9)$$

Vereinfachend wird das Verfestigungsverhalten zwischen Gleichmaßdehnung und Bruchdehnung als linear angenommen. Da infolge der Einschnürdehnung ein mehrachsiger Spannungszustand vorliegt, muss die berechnete wahre Spannung für ein einachsiges Werkstoffmodell in ANSYS korrigiert werden. Wie in [20] aufgezeigt, gibt es zahlreiche Ansätze zur Beschreibung des Verfestigungsverhaltens im Bereich der Einschnürzone, welche beispielsweise in Abhängigkeit eines Schmiegekreises zu einem Korrekturfaktor (z. B. nach Bridgman [14]) führen. Da ein kontinuierliches Messen eines Schmiegekreises sowie der Einschnürung im Zugversuch zur Berechnung eines genauen Korrekturfaktors aus messtechnischen Gründen nicht realisiert werden konnte, wurde in dieser Arbeit der Korrekturfaktor (K_m), für die nach Gleichung 4.8 ermittelte Spannung bei Versagenslast durch eine Iteration im Werkstoffmodell ermittelt. Dazu wurden die in Abschnitt 3.1.3.1 dargestellten Vergleichszugproben mit variierenden Korrekturfaktoren (K_m) nachgerechnet.

Wie in Bild 4.5 dargestellt, führen die Korrekturfaktoren $K_m = 0,88$ für den Werkstoff G20Mn5 und $K_m = 0,81$ für den Werkstoff G22NiMoCr5-6 zu einer guten Übereinstimmung. Diese iterativ ermittelten Korrekturfaktoren korrelieren zu dem in [20] angegebenen Korrekturfaktor $K_{m,B}$ für einen Stahl St 52.

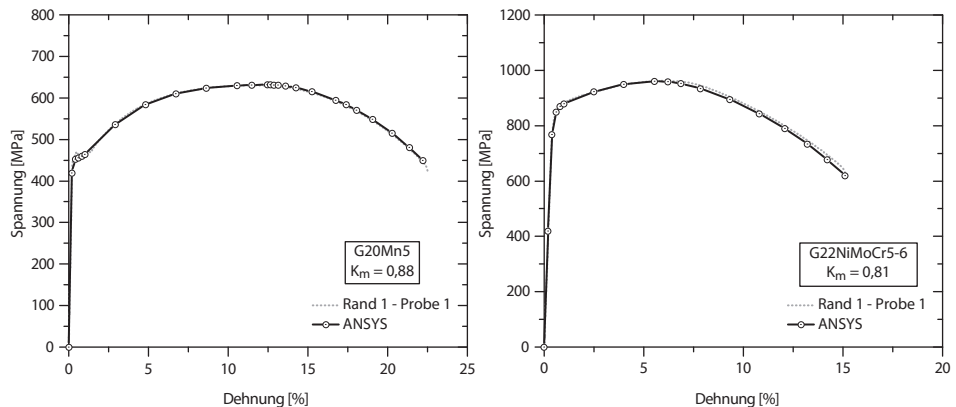


Bild 4.5: Nachrechnung der Kleinzugversuche aus Abschnitt 3.1.3.1

Für die Werkstoffmodelle wird der elastische Bereich unabhängig vom Werkstoff über den E-Modul mit 210.000 MPa abgebildet und die Querkontraktionszahl wird mit

$\nu = 0,3$ gewählt. Damit ergibt sich für die beiden untersuchten Werkstoffe das Werkstoffgesetz gemäß Bild 4.6.

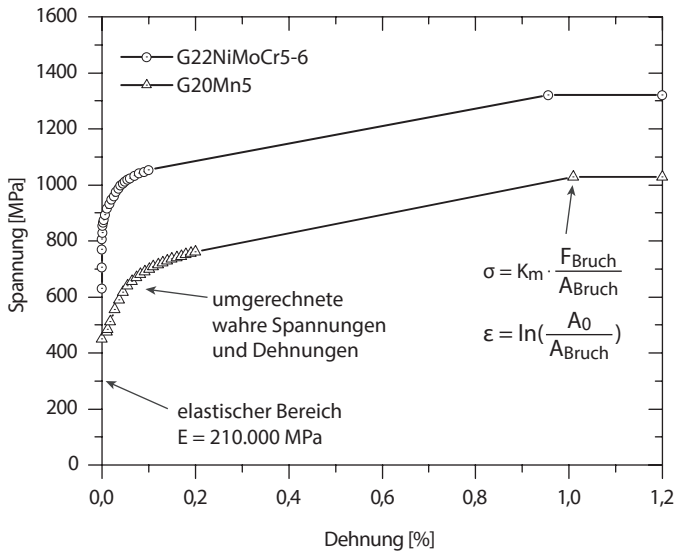


Bild 4.6: Werkstoffmodelle für die numerischen Berechnungen

4.3.2 Modell mit genauer Fehlergeometrie

Durch die Daten der CT-Untersuchungen (Abschnitt 3.1.4) stehen die Fehlergeometrien als STL-Daten (Oberflächen beschrieben durch Dreiecke) zur Verfügung. Diese lassen sich direkt in ANSYS-Workbench importieren, so dass hinsichtlich der Fehlergeometrie und der Fehlerlage ein Rechenmodell mit einer Genauigkeit der CT-Aufnahmen zur Verfügung steht. Dieses Vorgehen führt durch die stark zerklüftete Oberfläche der Fehler jedoch zu sehr großen Rechenmodellen. Allein für die Vernetzung der exportierten Oberflächen werden mehr als dreihunderttausend Elemente benötigt. Neben der großen Anzahl an Elementen führt eine sehr detaillierte Abbildung der Fehler durch Hinterschneidungen und spitze Winkel auch zu Problemen hinsichtlich einer numerisch sinnvollen Berechnung, da eine Bewertung vieler singulärer Punkte durchgeführt werden muss.

Aus diesem Grund werden die Fehler hinsichtlich der Geometrie vereinfacht. Durch die Software myVGL können aus den CT-Daten manuell 2D-Schnitte entlang der Fehlerlängsachse erstellt werden. Aus den einzelnen Schnittebenen wird jeweils die Umrandung der Fehlerfläche durch Punkte mit 3D-Koordinaten abgegriffen. Diese Punkte wurden in den ANSYS-DesignModeler übergeben und letztlich eine vereinfachte Oberfläche durch Verbinden der Schnittebenen erzeugt. Durch dieses Vorgehen wird die Querschnittsschwächung der Fehler exakt übergeben, die Kontur hinsichtlich der Oberfläche jedoch so vereinfacht, dass eine strukturierte Vernetzung und die Modellierung eines zusätzlichen Risses ermöglicht wird. Das Einbringen eines Risses mit einem Kerbradius von null ist für eine bruchmechanische Bewertung zwingend erforderlich und wird gleichzeitig der stark zerklüfteten Oberfläche der Fehler gerecht.

In Bild 4.7 ist exemplarisch ein Schnitt durch die Modelle der Proben C1-3 und C1-5 dargestellt. Um in dieser Abbildung den Riss zu verdeutlichen, sind die Modelle im verformten Zustand (geöffneter Riss) abgebildet. Der modellierte zusätzliche Riss wurde auf Grundlage der vermessenen Makroschliffe zunächst einheitlich mit 0,5 mm Risstiefe als umlaufender Riss im Bereich der größten Querschnittsschwächung angenommen.

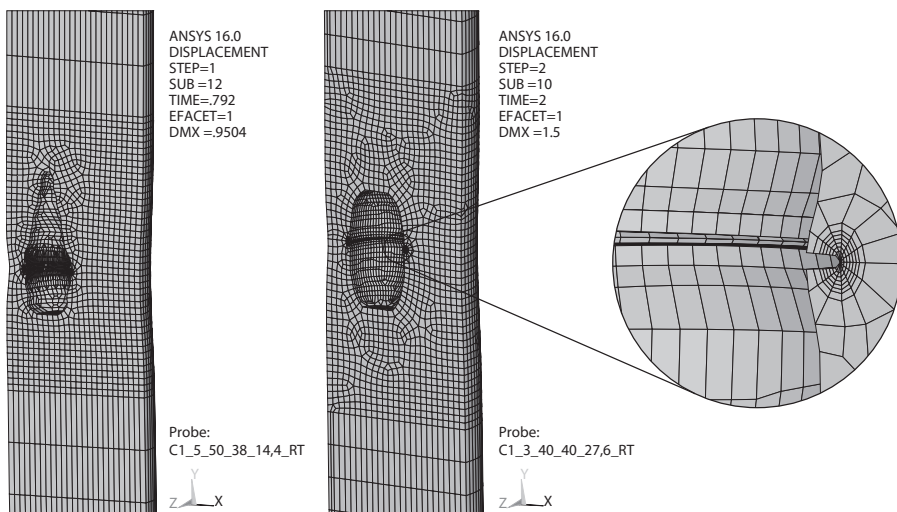


Bild 4.7: Exemplarische Darstellung der Fehlermodellierung anhand der Proben C1_5 und C3_1; an der Stelle der größten Querschnittsschwächung wird zusätzlich ein Riss modelliert

In Bild 4.8 und 4.10 sind exemplarisch jeweils ein Spannungs-Dehnungs-Diagramm für den Werkstoff G20Mn5 und G22NiMoCr5-6 den numerisch berechneten Verläufen sowie einer ungestörten Vergleichszugprobe gegenübergestellt. Die Bilder 4.9 und 4.11 zeigen den vergrößerten Anfangsbereich, in dem zusätzlich der konvergierte Wert des J-Integrals für jeden Lastschritt auf der zweiten Ordinate dargestellt wird. Erreicht das J-Integral den in Abschnitt 3.1.3.3 experimentell ermittelten Grenzwert, wird die Rechnung abgebrochen. Dabei wurde über den Punkt der Rissinitiierung (J_i) bis zum Erreichen des maximalen J-Integrals (J_{max}) gerechnet. Für die hier untersuchten Rundzugstäbe mit innen liegenden Rissen ist dies wie schon zuvor beschrieben zulässig, da für die seitengekerbten SENB-Laborproben zur Bestimmung des J-Integrals von einem deutlich ungünstigeren Spannungszustand ausgegangen werden kann.

Zur Berücksichtigung der realen Zähigkeiten der Probekörper wird zusätzlich der untere Grenzwert, abgeleitet aus den technischen Lieferbedingungen (Abschnitt 4.2), dargestellt. Dies verdeutlicht einerseits, dass auch für den Werkstoff G20Mn5 von einer weitaus größeren Reduzierung der Bruchdehnung auszugehen ist. Auf der anderen Seite wird gezeigt, dass auch für Werkstoffe entsprechend den technischen Lieferbedingungen die plastische Grenztragfähigkeit sicher erreicht werden kann.

Generell werden die experimentell ermittelten Spannungs-Dehnungs-Verläufe durch die numerisch berechneten Verläufe gut abgebildet. Hinsichtlich der Zugtragfähigkeit zeigen die berechneten und gemessenen maximalen Lasten nahezu eine Übereinstimmung. Die berechnete Zugtragfähigkeit von Probekörper C3-6 hat eine Abweichung von 1,6 %, bei Probe C1-5 beträgt die Abweichung 3,1 %. Da besonders bei dem hochfesten Werkstoff G22NiMoCr5-6 das Streckgrenzenverhältnis (f_u/f_y) mit 1,13 sehr gering ist (Mindestanforderungen $f_u/f_y = 1,1$ [36]), ist ohnehin nach Überschreiten des Fließbeginns mit keinen großen Abweichungen zu rechnen. Aus diesem Grund werden die Ergebnisse im Folgenden über die berechnete und gemessene Bruchdehnung verglichen, da sich der Einfluss vorhandener Gussfehler, wie in den experimentellen Untersuchungen gezeigt, hier am stärksten auswirkt.

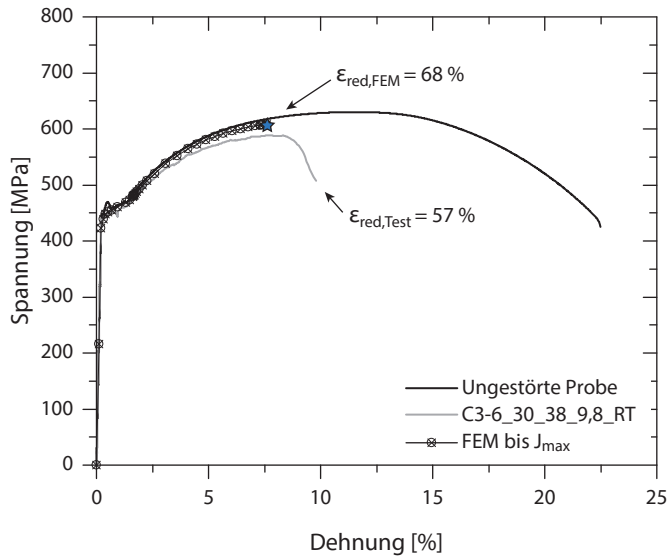


Bild 4.8: Gegenüberstellung der berechneten und experimentell bestimmten Spannungs-Dehnungs-Kurve mit einer ungestörten Vergleichszugprobe, Werkstoff G20Mn5

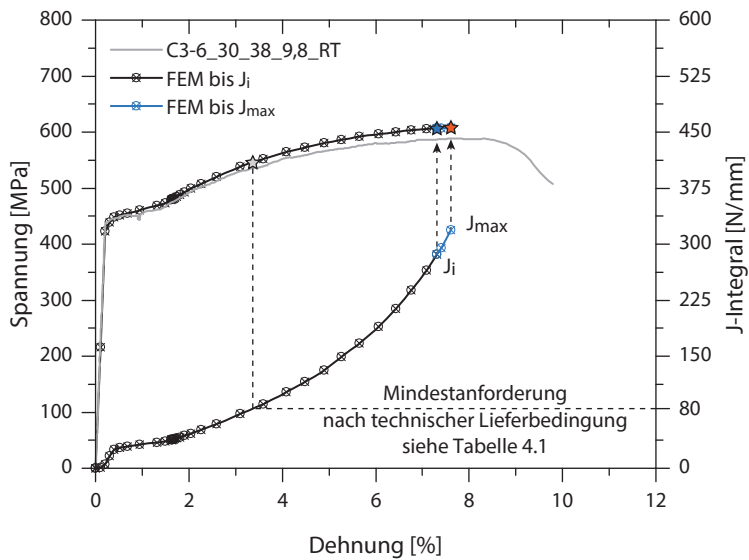


Bild 4.9: Vergrößerter Anfangsbereich von Bild 4.8 mit eingezeichneten Mindestanforderungen aus den technischen Lieferbedingungen, Werkstoff G20Mn5

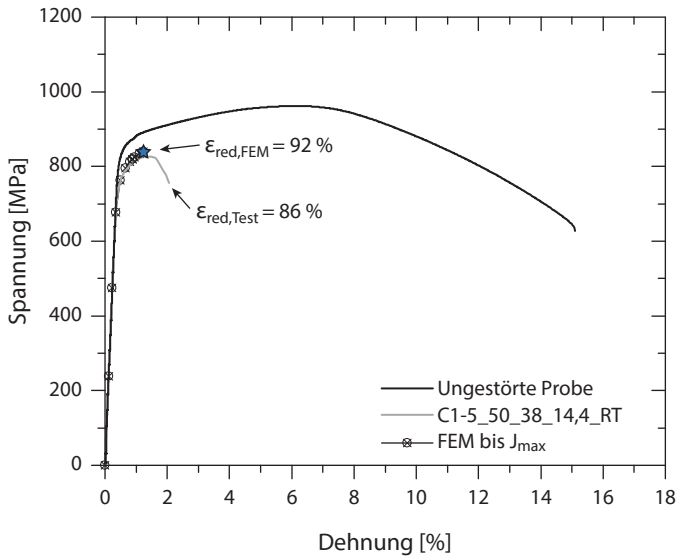


Bild 4.10: Gegenüberstellung der berechneten und experimentell bestimmten Spannungs-Dehnungs-Kurve mit einer ungestörten Vergleichszugprobe, Werkstoff G22NiMoCr5-6

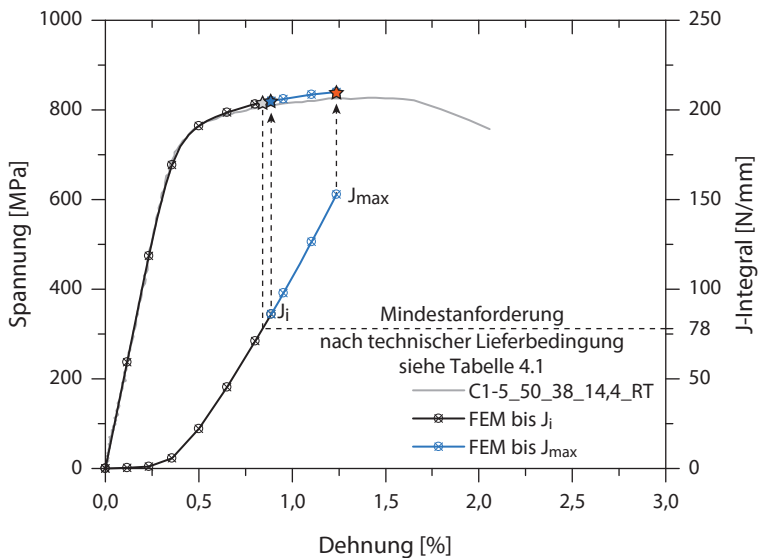


Bild 4.11: Vergrößerter Anfangsbereich von Bild 4.10 mit eingezeichneten Mindestanforderungen aus den technischen Lieferbedingungen, Werkstoff G22NiMoCr5-6

Wie in Abschnitt 3.1.3.3 gezeigt, ist bei Raumtemperatur bei beiden Werkstoffen auch nach Erreichen von J_{\max} von einer Resttragfähigkeit auszugehen. Ein Vergleich der berechneten und gemessenen Bruchdehnung zeigt eine wesentlich größere Abweichung als die berechnete Zugtragfähigkeit. Weiterhin ist die Annahme eines umlaufenden Risses für Fehler mit glatter Oberfläche (siehe Anhang B und C) konservativ.

Bezogen auf die in Abschnitt 3.1.3.1 ermittelten Bruchdehnungen der Vergleichszugprobe zeigt die numerisch berechnete Reduzierung der Bruchdehnung durch einen vorhandenen Fehler eine sehr gute Übereinstimmung. Für die Probe C3-6 wurde im Versuch eine Reduktion von 57 % gemessen und von 68 % numerisch berechnet. Auch für die Probe C1-5 zeigt die berechnete Reduzierung der Bruchdehnung um 92 % eine gute Übereinstimmung mit der gemessenen von 86 %.

Um die Übertragbarkeit dieser Berechnungsmethode auf unterschiedliche Fehlergeometrien, Größen und Lagen zu überprüfen, werden die Zugstäbe aus den experimentellen Untersuchungen (siehe Abschnitt 3.1.5) bei Raumtemperatur nachgerechnet.

In Bild 4.12 sind die Ergebnisse der berechneten und gemessenen Bruchdehnung in einem Streudiagramm aufgetragen. Da in einer praktischen Anwendung die Fehlerabmessungen und die Geometrie nicht in dem hier vorliegenden Maße bekannt sind, wurde in Hinblick auf das spätere Bemessungsmodell jeder Fehler zusätzlich als ebener Riss modelliert. Dabei wird die Fehlerlage aus den CT-Messungen übernommen und die Projektionsfläche des Fehlers in Längsrichtung in einen elliptischen Fehler mit dem Seitenverhältnis $a/c = 0,4$ umgerechnet. Dadurch ergibt sich der gleiche Nettoquerschnitt, jedoch mit einem ebenen Riss. In Bild 4.12 gibt es daher zu jedem experimentell bestimmten Wert zwei numerisch berechnete Bruchdehnungen.

Bild 4.12 zeigt, dass sich das bruchmechanische Versagensmodell für die Bewertung vorhandener Unregelmäßigkeiten sehr gut eignet. Sowohl die Modelle mit Volumenfehler und umlaufendem Riss als auch die Modelle mit ebenem Riss führen unter der Voraussetzung einer bekannten Fehlergröße zu sicheren Ergebnissen, sind dabei jedoch nicht überkonservativ.

Lediglich für Probe C2-2 wurde eine höhere Bruchdehnung berechnet als in den experimentellen Untersuchungen gemessen. Wie in Bild 3.30 dargestellt, wurde bei dieser Probe die Fehlerfläche durch die CT-Untersuchung jedoch unterschätzt. Dies verdeut-

licht, dass für eine sichere Bewertung von Ungängen die Fehlergröße richtig erfasst oder konservativ abgeschätzt werden muss.

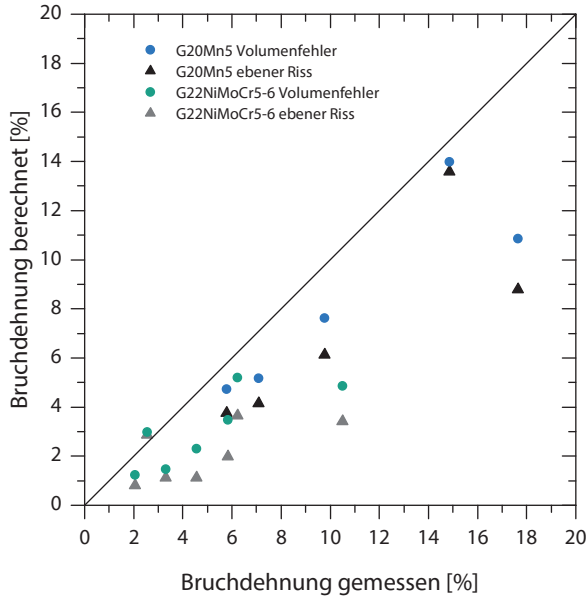


Bild 4.12: Vergleich der berechneten (Volumenfehler und ebener Riss) Bruchdehnung mit der gemessenen Bruchdehnung

Die beiden deutlich konservativen Proben haben eine Aufdickung 23_32 (Bild 3.18) und weisen einen langgezogenen, stromlinienförmigen Erstarrungslunker mit sehr geringer Kerbwirkung auf. Für die Bewertung solcher Fehler ist eine Approximation als Riss stark konservativ.

Um den Einfluss der unterschiedlichen Fehlerbeschaffenheiten detaillierter zu untersuchen, werden im Folgenden sieben vereinfachte Fehlergeometrien mit variierender Risslänge berechnet. Exemplarisch für die hier produzierten Ungängen werden, wie in Bild 4.13 dargestellt, Fehler mit elliptischer sowie runder Grundfläche untersucht. Ausgehend von dieser werden ein stromlinienförmiger Volumenfehler (Ellipse - A), ein gedrungener Volumenfehler (Ellipse - B), eine Kugel sowie ein ebener Riss ohne Volumen modelliert. Die roten Flächen bilden den Riss ab, die grünen Flächen

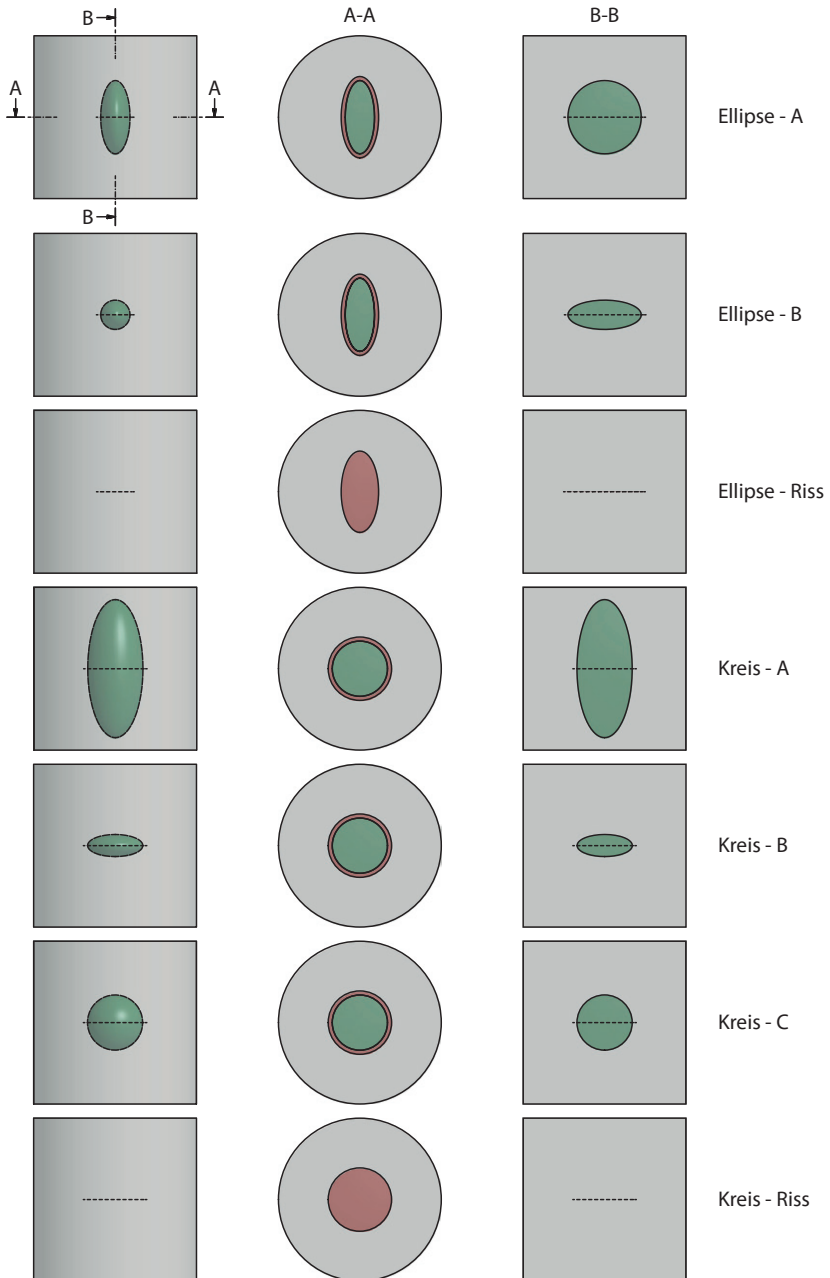


Bild 4.13: Variation der Fehlergeometrie bei gleicher Fehlergrundfläche

stellen die Volumenfehler dar. Die Querschnittsschwächung aus dem Fehlervolumen wurde zu 5 % gewählt, die zusätzliche Risslänge variiert. Alle Fehler sind zentrisch angeordnet, so dass die Modelle doppelt symmetrisch (Viertelmodell) berechnet werden konnten. Die Modelle wurden mit dem Werkstoffmodell des G22NiMoCr5-6 aus Bild 4.6 berechnet und die Berechnung bei Erreichen eines J-Integrals von 170 N/mm abgebrochen.

Die in Bild 4.14 dargestellten Berechnungsergebnisse zeigen wie erwartet, dass mit zunehmender Risslänge der Einfluss des Volumenfehlers verloren geht. Schon bei einer Risslänge von nur 1 mm sind die Ergebnisse der Berechnungen mit Volumenfehler und ebenem Riss nahezu identisch.

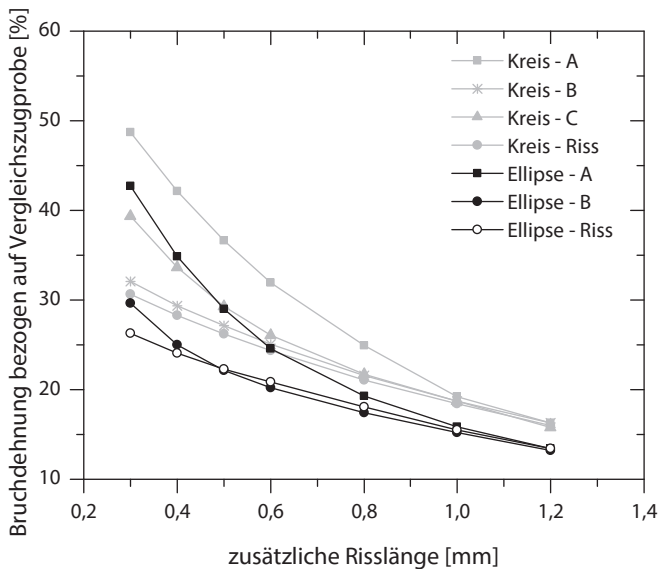


Bild 4.14: Reduzierung der rechnerischen Bruchdehnung mit zunehmender Risslänge für unterschiedliche Fehlergeometrien

Da in der praktischen Anwendung keine Makro- und Mikroschliffe der detektierten Fehler zur Verfügung stehen und, wie in Bild 4.14 gezeigt, schon bei kleinen Rissen im Bereich von Fehlern sich das Verhalten von Volumenfehlern asymptotisch dem eines ebenen Risses annähert, sollte im Hinblick auf das Bemessungsmodell von einem elliptischen, ebenen Riss ausgegangen werden. Diese Annahme ist zwar, wie in

Bild 4.12 aufgezeigt, für die meisten Fehler konservativ, lässt sich jedoch aufgrund der Anzeigegrenzen von herkömmlichen UT- und RT-Verfahren begründen.

Neben der Beschaffenheit des Fehlers hat die Lage einen wesentlichen Einfluss. Um dies zu verdeutlichen, wurden Modelle mit variierender Fehlerlage berechnet. Dabei wurde ein ebener, elliptischer Riss mit dem Seitenverhältnis $a/c = 0,4$ vom Zentrum des Rundzugstabes ($\varnothing 20$ mm) zur Oberfläche hin verschoben (Bild 4.15). Der Oberflächenriss wurde als penny-shaped-crack ebenfalls mit einem Seitenverhältnis $a/c = 0,4$ und gleicher Fehlerfläche gerechnet. Fehlergröße, Werkstoffmodell und Abbruchkriterium entsprechen den Berechnungen zuvor.

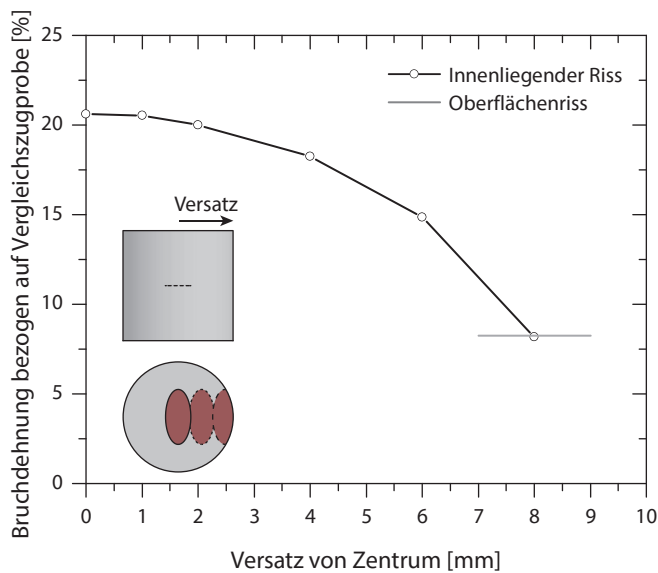


Bild 4.15: Reduzierung der rechnerischen Bruchdehnung durch den Versatz eines elliptischen Risses vom Zentrum hin zur Oberfläche

Das Ergebnis zeigt, dass ein Verschieben des Fehlers hin zur Oberfläche zu ungünstigeren Ergebnissen führt und sich dem eines Oberflächenfehlers annähert. Liegt ein Innenriss nah an der Oberfläche, ist dieser nach [8] rechnerisch als Oberflächenfehler mit deutlich vergrößerter Fläche zu betrachten. Begründet wird die Vorgabe damit, dass bei geringer Risttieflage die Querschnittsfläche zwischen Fehler und Oberflä-

che nicht mehr mitträgt. Dies konnte in den hier durchgeführten experimentellen Untersuchungen nicht bestätigt werden. Auch die berechneten Modelle zeigen, dass die Annahmen in [8] sehr konservativ sind. Wie in Bild 4.15 zu sehen, liegt der um 8 mm verschobene Fehler zwar etwas unterhalb des Oberflächenrisses, der Unterschied ist aber so gering, dass im Hinblick auf das Bemessungsmodell ein oberflächennaher Fehler als Oberflächenriss mit gleicher Fehlerfläche berücksichtigt wird. Die Untersuchungen verdeutlichen, dass bezüglich des Nachweises für eine ausreichende Sicherheit gegen Sprödbruch zwei konkurrierende Fehler betrachtet werden müssen. Zum einen die in der Kernzone nach UT-Prüfnormen größeren, zulässigen Fehler, zum anderen die in der Randzone zwar kleineren, aber ungünstigeren Fehler.

4.4 Traglastberechnungen mit der FEM

Im vorherigen Abschnitt wurde anhand der Zugversuche mit bekannten, realen Gussfehlern aufgezeigt, wie Ungäenzen für eine numerische Simulation sinnvoll approximiert werden können. Aufbauend auf diesen Erkenntnissen wird im Folgenden die Übertragbarkeit auf Bemessungsszenarien mit ungünstigen Randbedingungen hinsichtlich des Sprödbruchverhaltens überprüft. Dies erfolgt anhand der durchgeführten, in Abschnitt 3.2 beschriebenen „Großbauteilversuche“. Das geprüfte Szenario stellt durch die tiefen Temperaturen, die Fehler in Form eines scharfen Risses mit ungünstigem Seitenverhältnis im Bereich einer Kerbe sowie der großen Dehnungen im Kerbgrund eine für Gussbauteile repräsentative, ungünstige, aber denkbare Bemessungssituation dar.

Für die numerischen Berechnungen wurden, wie im Abschnitt 4.3.1 beschrieben, Werkstoffmodelle mit einer multilinearen isotropen Verfestigung aus den experimentellen Untersuchungen zur Bestimmung der mechanisch-technologischen Eigenschaften abgeleitet. Aufgrund der geringen Unterschiede in den Festigkeitskennwerten wird dabei nicht zwischen den unterschiedlichen Plattendicken unterschieden, sondern für jeden Werkstoff ein Modell auf Basis gemittelter Werte erstellt. Die gemessenen Fehlergrößen sind in Anhang D aufgeführt und wurden für die numerischen Berechnungen ebenfalls aus allen drei Probengrößen gemittelt. Die angegebenen Fehlerflächen wurden im Modell als penny-shaped-crack mit einem Seitenverhältnis $a/c = 0,4$ abgebildet.

Da für ein konvergiertes Ergebnis der gesamte Bereich der geometrischen Kerbe fein vernetzt werden muss, wurde eine angestrebte Elementkantenlänge von 0,5 mm im Kerbgrund gewählt und 0,125 mm um die Rissfront. In Bild 4.16 ist exemplarisch das Netz eines doppelsymmetrischen Modells für eine Probe mit einer Wanddicke von 112,5 mm dargestellt. Die Lasteinleitung erfolgt über Kontakt mit einem Reibungskoeffizienten von 0,1. Alle Berechnungen wurden geometrisch nichtlinear mit dem ANSYS-Standardelement SOLID186 (3D-20 Knoten-Element, quadratische Ansatzfunktion) durchgeführt. Ausgewertet wurde jeweils die Kraft, die Verschiebung W in Y-Richtung sowie der Maximalwert des J-Intergals für die Rissfront JINT1 und JINT2 (siehe Bild 4.16).

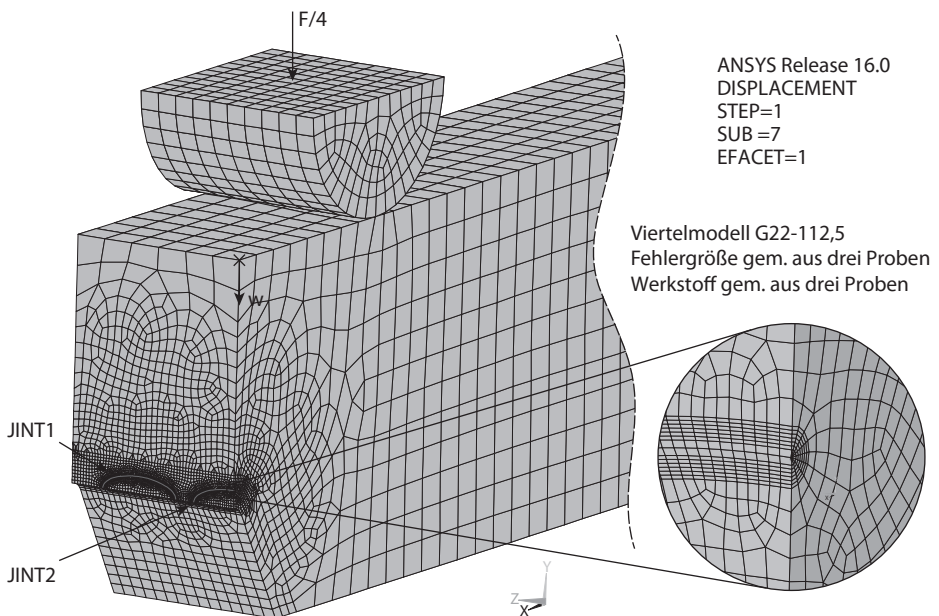


Bild 4.16: Skizze des doppelsymmetrischen Modells einer Biegeprobe mit Wanddicke 112,5 mm

In den Bildern 4.17 bis 4.20 sind die Ergebnisse der Berechnungen dargestellt. Ein Vergleich der Kraft-Verschiebungs-Kurven zwischen den experimentell bestimmten und den numerisch berechneten zeigt, dass das Tragverhalten richtig abgebildet wird.

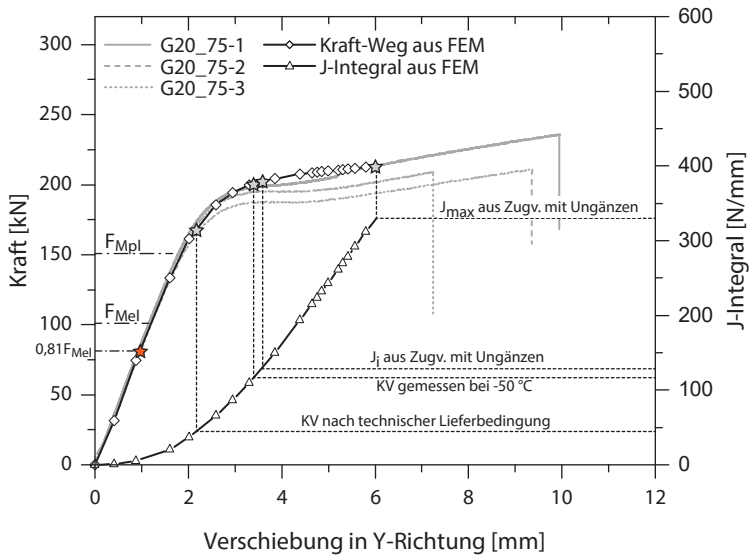


Bild 4.17: Ergebnis der numerischen Traglastberechnung, Proben $t = 75$ mm, Werkstoff G20Mn5

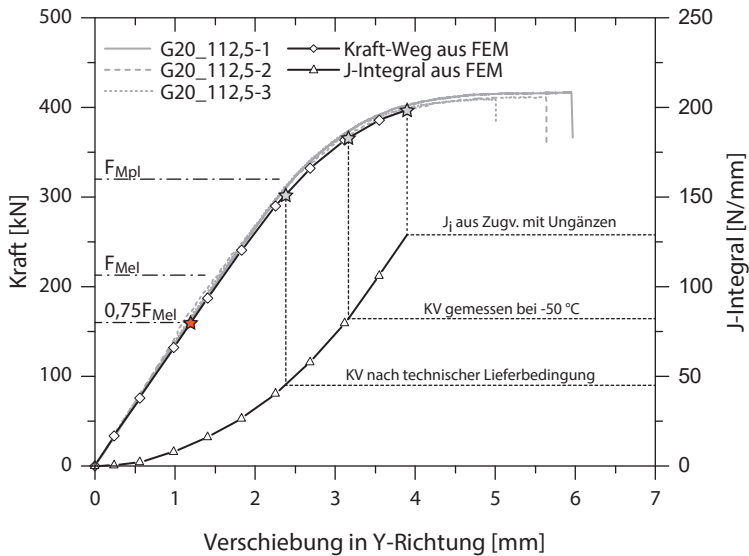


Bild 4.18: Ergebnis der numerischen Traglastberechnung, Proben $t = 112,5$ mm, Werkstoff G20Mn5

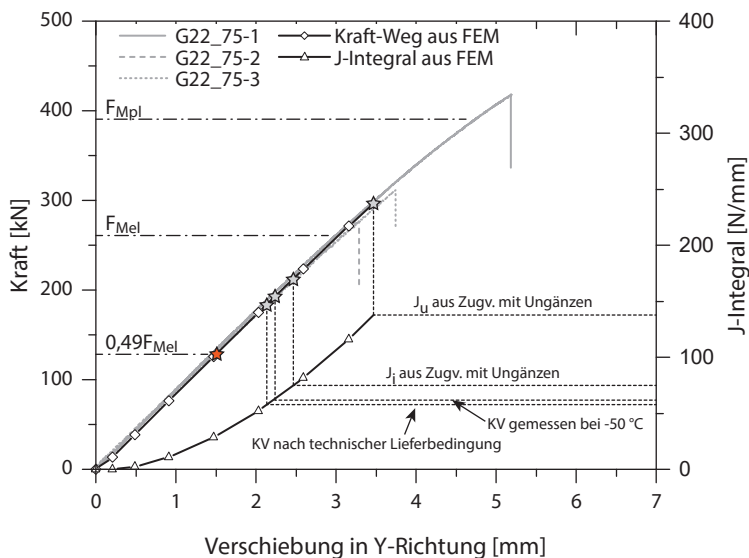


Bild 4.19: Ergebnis der numerischen Traglastberechnung, Proben $t = 75$ mm, Werkstoff G22NiMoCr5-6

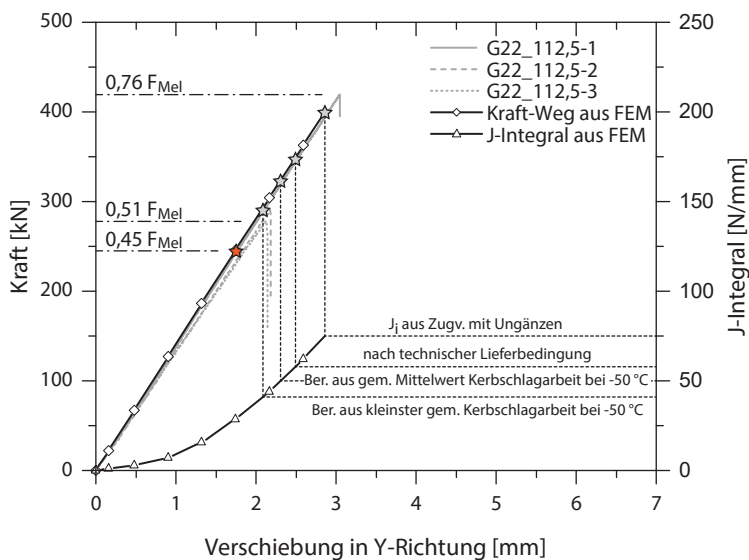


Bild 4.20: Ergebnis der numerischen Traglastberechnung, Proben $t = 112,5$ mm, Werkstoff G22NiMoCr5-6

Ein Versagenskriterium in Form eines kritischen Materialkennwertes wird in den Bildern für unterschiedliche Eingangsparameter angegeben. Da in der praktischen Anwendung zum Zeitpunkt der Bauteilauslegung in der Regel keine Werkstoffkennwerte bekannt sind, ist es notwendig, einen unteren Grenzwert in Form einer Mindestanforderung (Abschnitt 4.2) aus den technischen Lieferbedingungen abzuleiten. Für den Werkstoff G20Mn5 (Bild 4.17 und 4.18) wird das reale Tragverhalten durch diesen unteren Grenzwert zwar deutlich unterschätzt, jedoch kann für alle Plattendicken die elastische Grenztragfähigkeit sicher nachgewiesen werden. Für die Proben mit einer Dicke von $t = 50$ mm und 75 mm lässt sich sogar das plastische Grenzmoment rechnerisch nachweisen. Im Vergleich zu den derzeit gültigen Regelungen kann durch eine solche Rechnung nicht nur auf eine Abminderung der Streckgrenze verzichtet werden, sondern es kann ein Plastizieren zugelassen werden. Voraussetzung dafür ist, dass die Fehlergrößen ausreichend sicher abgeschätzt werden und die Werkstoffkennwerte tatsächlich am Bauteil nachgewiesen sind.

Zusätzlich zur Untergrenze aus den technischen Lieferbedingungen wird die Risszähigkeit, ermittelt aus den gemessenen Kerbschlagarbeiten, dargestellt. Diese gibt einen realistischeren Wert für ein kritisches J-Integral (J_c) an, ist aufgrund der in den Korrelationen enthaltenen Sicherheiten in der Regel aber immer noch konservativ. Um aufzuzeigen, welche Potentiale durch eine Bewertung mit gemessenen Zähigkeitswerten (J_i, J_{max}) genutzt werden können, werden weiterhin die ermittelten bruchmechanischen Kennwerte aus den Zugversuchen mit Gussfehlern aufgeführt. Diese lassen sich zwar nicht auf die wesentlich dickwandigeren Biegeproben übertragen, veranschaulichen aber, dass mit realistischeren Kennwerten das Tragverhalten von Erzeugnissen aus Stahlguss durch eine numerische, bruchmechanische Bewertung sehr gut abgebildet werden kann.

Die rot eingezeichneten Versagenspunkte wurden mit dem Bemessungskonzept nach Kapitel 5 berechnet und zeigen den Unterschied zwischen einer konservativen Berechnung auf Basis einer Worst-Case-Betrachtung und einer detaillierten, aufwendigen Simulation mit der FEM. Eine ausführliche Beschreibung zur Herleitung dieser Punkte folgt im nächsten Kapitel 5.

Für den Werkstoff G22NiMoCr5-6 kam es in den experimentellen Untersuchungen schon vor Erreichen der elastischen Grenztragfähigkeit zu Sprödbrüchen, so dass der

Nachweis einer ausreichenden Sicherheit gegen sprödes Bauteilversagen maßgebend wird. Die in Bild 4.19 und 4.20 dargestellten Ergebnisse zeigen, dass sich auch ein solches Tragverhalten zutreffend numerisch berechnen lässt. Für die Proben mit der Wanddicke 50 mm im Nettoquerschnitt wird die Traglast durch die Berechnungen auf Basis der technischen Lieferbedingung sowie den exemplarisch dargestellten Werten für den Beginn eines stabilen Risswachstums (J_i) noch deutlich unterschätzt. Erst das kritische J_u -Integral, welches Risswachstum bis zum Spröbruch berücksichtigt, liegt im Bereich der Versuchsergebnisse.

Für die Proben mit einer Wanddicke von 75 mm im Nettoquerschnitt wird die Tragfähigkeit durch ein Versagenskriterium auf Basis von gemittelten Werten leicht überschätzt. Erst ein kritisches J_c -Integral, basierend auf den geringsten, gemessenen Kerbschlagwerten (16 Joule), trifft die experimentell bestimmten Traglasten mit sehr guter Übereinstimmung.

Zusammenfassend zeigen die durchgeführten numerischen Berechnungen, dass fehlerbehaftete Stahlgussbauteile durch die FEM in Kombination mit einer bruchmechanischen Bewertung zuverlässig ausgelegt werden können. In Abhängigkeit des Werkstoffs ist durch einen solchen Nachweis sogar die Ausnutzung plastischer Tragreserven trotz ungünstiger vorhandener Fehler möglich. Auf der anderen Seite zeigen die Berechnungen auch, dass besonders für hochfeste Werkstoffe die Zähigkeitskennwerte zwingend am Bauteil nachgewiesen werden müssen, da schon durch geringe Abweichungen die Traglast deutlich überschätzt werden kann. Erfolgt die Ermittlung der mechanisch-technologischen Werkstoffkennwerte an mitgegossenen Proben, sollte daher auf eine Übertragbarkeit geachtet werden, welche im Zweifelsfall durch einen Vergleich mit Proben aus einem Bauteil nachzuweisen ist. Liegen die Werkstoffe, wie es zum Zeitpunkt der Bauteilauslegung anzunehmen ist, im Bereich der Mindestanforderungen (27 Joule), führt die ausgewählte, bruchmechanische Nachweismethode zu realistischen Ergebnissen.

4.5 Traglastberechnungen mit Handrechenformeln

Durch die Möglichkeit, bei Erzeugnissen aus Stahlguss die Wanddicke dem Spannungsverlauf optimal anpassen zu können sowie Kerben aus dem Schweißprozess in

Bereiche außerhalb großer Spannungen zu legen, ist es für die meisten baupraktischen Anwendungen nicht erforderlich, eine plastische Bemessung oder einen lokalen Nachweis im Bereich von Kerben zu führen.

Berücksichtigt man den hohen Modellierungsaufwand zur Implementierung von Rissen, die langen Rechenzeiten aufgrund der benötigten feinen Netze sowie die Tatsache, dass leistungsstarke sowie teure Soft- und Hardware erforderlich sind, erscheint für solche Bauteile die Anwendung der LEBM auf Basis bekannter Lösungen aus der Literatur sinnvoll.

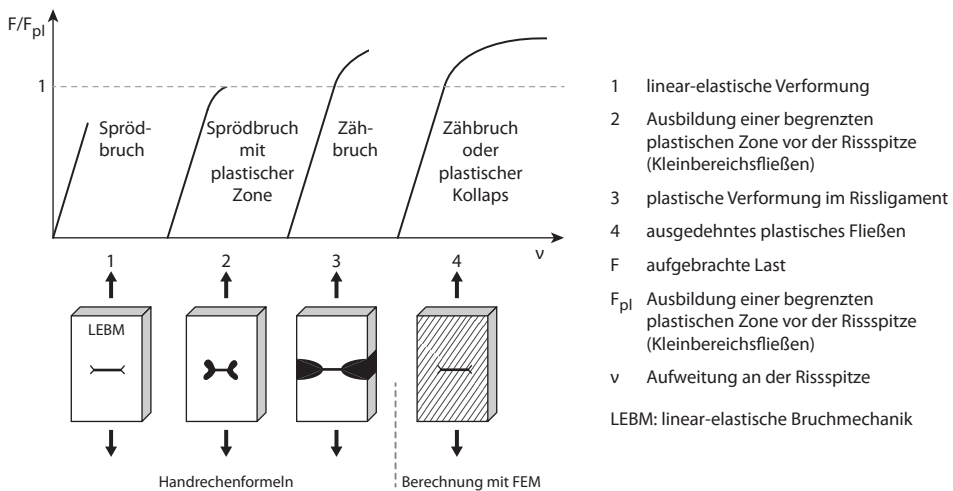


Bild 4.21: Verformung eines Bauteils mit Riss bis zum Bruch nach [11]

In zahlreichen Tabellenwerken finden sich für unterschiedlichste Geometrien, Belastungs- und Risskonfigurationen Handrechenformeln zur Bestimmung des Spannungsintensitätsfaktors. Diese basieren auf der LEBM und sind nur für sehr kleine plastische Zonen vor der Rissspitze gültig. Bei Anwendung dieser Handrechenformeln für die im Stahlbau üblichen zähen Werkstoffe muss daher ein plastisches Verhalten (Plastifizierungsgrad des Rissligaments L_r) und damit eine größere Aufweitung an der Rissspitze berücksichtigt werden, da diese zu höheren J-Integralen führt. Für ausgewählte tabellierte Bemessungsfälle existieren dazu empirische Korrekturfunktionen in Abhängigkeit der Geometrie, Dehngrenze und der Zugfestigkeit, um den erhöhten Rissöff-

nungen gerecht zu werden. Wie in Bild 4.21 dargestellt, ist dadurch für einen Großteil der Anwendungsfälle eine Bemessung auch ohne komplexe numerische Simulationen möglich.

In einer Vielzahl von Richtlinien und Normen [8, 16, 93] werden in Abhängigkeit des Werkstoffverhaltens (ausgeprägte Streckgrenze oder nicht ausgeprägte Streckgrenze) unterschiedliche Korrekturfunktionen vorgeschlagen. Die Sprödbrechberechnung für Walzprodukte erfolgt nach EN 1993-1-10 [37] mit Hilfe einer FAD-Bewertung auf Basis einer vereinfachten R6-Routine (Gleichung 4.10) [91]. Dabei wird von einem Werkstoffverhalten mit ausgeprägter Streckgrenze ohne Verfestigung (linear elastisch - ideal plastisch) ausgegangen, was zu konservativen Ergebnissen führt. Die Korrekturfunktion für die Bewertung nach Eurocode wird auf einen Platifizierungsgrad von 1,0 beschränkt. Das heißt, eine Laststeigerung nach Erreichen der plastischen Grenztragfähigkeit ist nicht möglich (Fall 2 in Bild 4.21). Für eine umfassende Beschreibung zu den Rechenprozeduren der FAD-Bewertung wird hier auf die genannte Literatur verwiesen.

$$k_{R6} = \frac{1}{\sqrt{1 + 0,5 \cdot L_r^2}} \quad \text{mit } L_r \leq 1 \quad (4.10)$$

Der Platifizierungsgrad L_r ergibt sich aus der Belastung eines rissbehafteten Bauteils, normiert auf die plastische Grenztragfähigkeit und ist damit abhängig von der Geometrie und der Beanspruchung. Durch die Gegenüberstellung des nach Gleichung 4.11 erhöhten Spannungsintensitätsfaktors mit dem Werkstoffwiderstand (Risszähigkeit) K_{Mat} kann der Nachweis einer ausreichenden Sicherheit gegen sprödes Bauteilversagen auch für „zähe“ Werkstoffe mit Hilfe der LEBM geführt werden.

$$K_I^* = \frac{K_I}{k_{R6}} \quad (4.11)$$

Zur Veranschaulichung werden in Bild 4.22 exemplarisch die Ergebnisse der Handrechenformel für eine Platte mit halbelliptischem Oberflächenriss (Anhang A.1) eines zulässigen Fehlers der GS2 (entsprechend Kapitel 5) numerisch ermittelten Rissbeanspruchungen gegenübergestellt.

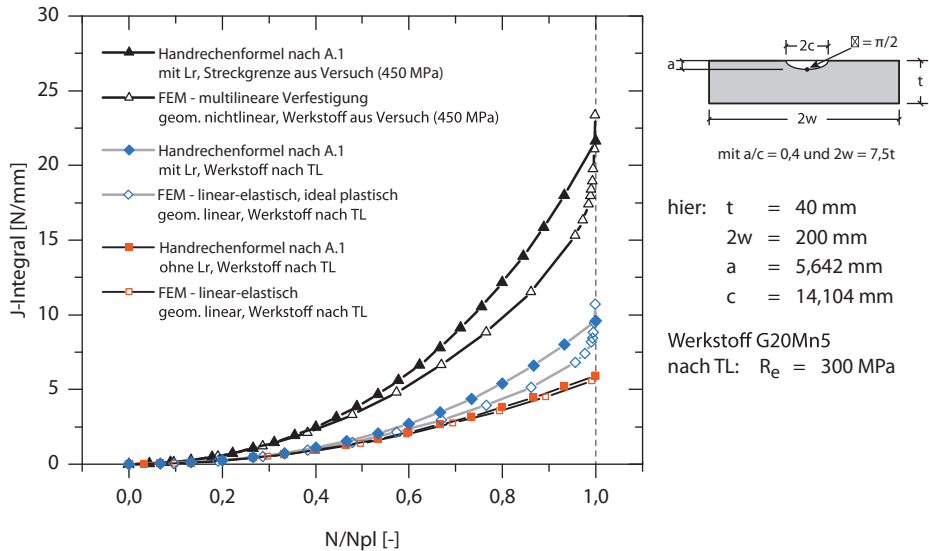


Bild 4.22: Vergleich der Handrechenformel nach Anlage A.1 mit numerisch berechneten J-Integralen

Wie schon die Vergleichsrechnungen zur Kalibrierung der FEM-Modelle in Abschnitt 4.1 gezeigt haben, sind die Ergebnisse der Handrechenformel ohne Korrekturfunktion und die mit linear-elastischem Werkstoffmodell numerisch ermittelten Ereignisse nahezu deckungsgleich. Wird eine vergrößerte Rissaufweitung durch plastisches Verhalten im Rissligament nach Gleichung 4.10 und 4.11 berücksichtigt, erhöht sich der Spannungsintensitätsfaktor für die Handrechnung in diesem Beispiel um 62 %. Die numerische Vergleichsrechnung mit einem linear-elastischen, ideal-plastischen Werkstoffgesetz, das für Stähle mit ausgeprägter Fließgrenze realistisch ist, zeigt im Bereich der plastischen Grenzlast ebenfalls eine sehr gute Übereinstimmung. Im elastischen Bereich führt die Handrechenformel zu konservativen Ergebnissen. Der Vergleich zwischen der Handrechenformel und einer Berechnung mit genauem multilinearen Werkstoffgesetz zeigt ein ähnliches Verhalten, da nur sehr wenige Elemente direkt um die Rissspitze in höherem Maße verfestigen.

Bild 4.22 verdeutlicht, dass sich die Rissspitzenbeanspruchung durch die Handrechenformeln bis zum Erreichen der plastischen Grenztragfähigkeit gut abbilden lässt. Weiterhin zeigt Bild 4.22, dass die Vorgabe des Eurocodes, den Platifizierungsgrad auf

1,0 zu beschränken, sinnvoll ist, da der Kurvenverlauf des numerisch berechneten J -Integrals ein asymptotisches Verhalten im Bereich der plastischen Kollapslast zeigt. Verfestigt der Werkstoff im gesamten Spannungsquerschnitt, flacht die Steigung des J -Integrals zwar wieder ab (Bild 4.2), für Werkstoffe mit ausgeprägter Fließgrenze kann mit einem solchen Verhalten für verallgemeinerte Betrachtungen jedoch erst nach mehr als 2 % technischer Dehnung gerechnet werden.

Zusammengefasst zeigen die Untersuchungen, dass dem Tragwerksplaner in Abhängigkeit der Komplexität des Bemessungsszenarios zwei Möglichkeiten zur Sprödbruchbewertung von Stahlgussbauteilen mit Ungängen zur Verfügung stehen:

- Lässt sich ein Stahlgussbauteil mit angenommener Fehlerverteilung einem durch die Literatur erfassten und validierten Struktur- und Rissmodell zuordnen und existieren neben den Lösungen zur Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors auch Grenzlastlösungen (L_r), ist eine elastische Bemessung mit relativ geringem Aufwand möglich.
- Kann ein Bauteil infolge komplexer Geometrie keinem Struktur- oder Rissmodell zugeordnet werden, muss ein lokaler Nachweis aufgrund vorhandener Kerben mit hohen Formzahlen geführt werden oder sollen globale plastische Tragreserven ausgenutzt werden, wird in Abschnitt 4.4 ein experimentell abgesichertes Bemessungskonzept mit der FEM aufgezeigt.

5 | Verallgemeinertes Bemessungskonzept für Stahlgussbauteile

Wie durch die vorangegangenen Untersuchungen gezeigt, ist es für den rechnerischen Tragfähigkeitsnachweis von Erzeugnissen aus Stahlguss unumgänglich, den Einfluss vorhandener Werkstoffungängen zu berücksichtigen. Für ein verallgemeinertes Bemessungskonzept muss daher in Abhängigkeit der gewählten Gütestufe die denkbar ungünstigste zulässige Fehlerverteilung und Einzelfehlergröße nach den technischen Lieferbedingungen zu Grunde gelegt werden. Diese erhöht zum einen die Nennspannungen durch die Reduzierung der Querschnittsfläche und verursacht zum anderen Spannungsspitzen im Bereich der Fehler. Beide Effekte müssen bei der Bemessung von Stahlgussbauteilen berücksichtigt werden.

Zum Zeitpunkt der Bauteilauslegung sind jedoch aufgrund von Vergabeverordnungen in der Regel Hersteller beziehungsweise Gießerei noch nicht bekannt. Eine mögliche Fehlerannahme auf Grundlage von Gießprozess- und Erstarrungssimulationen, eventuell erforderliche Geometrieänderungen durch gießtechnische Vorgaben oder mögliche erhöhte Anforderungen an die mechanisch-technologischen Werkstoffkennwerte stehen einem Tragwerksplaner daher nicht zur Verfügung. Das im Folgenden hergeleitete Bemessungskonzept basiert daher auf den normativen Mindestanforderungen für den Werkstoff (Abschnitt 4.2) sowie den normativ maximal zulässigen Fehlergrößen und Verteilungen nach den Ultraschallprüfnormen.

In [8, 16, 100] sowie in zahlreichen weiteren Richtlinien werden verschiedene Rissmodelle für Oberflächen- und Innenfehler sowie für benachbarte Risse und deren Defektidealisation beschrieben. Dabei werden die realen Fehlergeometrien auf die einfachen Grundformen, halbelliptischer Oberflächenriss (penny-shaped-crack), elliptischer Innenriss und gerader Durchriss zurückgeführt. In Bild 5.1 ist exemplarisch die Defektidealisation für einen innen liegenden Fehler in einem Gussknoten dargestellt. Infolge der zuvor beschriebenen Ungenauigkeiten der ZfP-Prüfungen lässt sich die Geometrie eines Fehlers nicht zuverlässig bestimmen. Deshalb werden alle Gussfehler in den folgenden Bewertungen einheitlich als eine Ellipse mit dem konstanten

Seitenverhältnis von $a/c = 0,4$ approximiert. Dieses hinsichtlich der Risspitzenbelastung ungünstige Seitenverhältnis [46] bildet auch die Grundlage für das Worst-Case-Szenario des Sprödbruchnachweises im EC3 (Abschnitt 2.6.2).

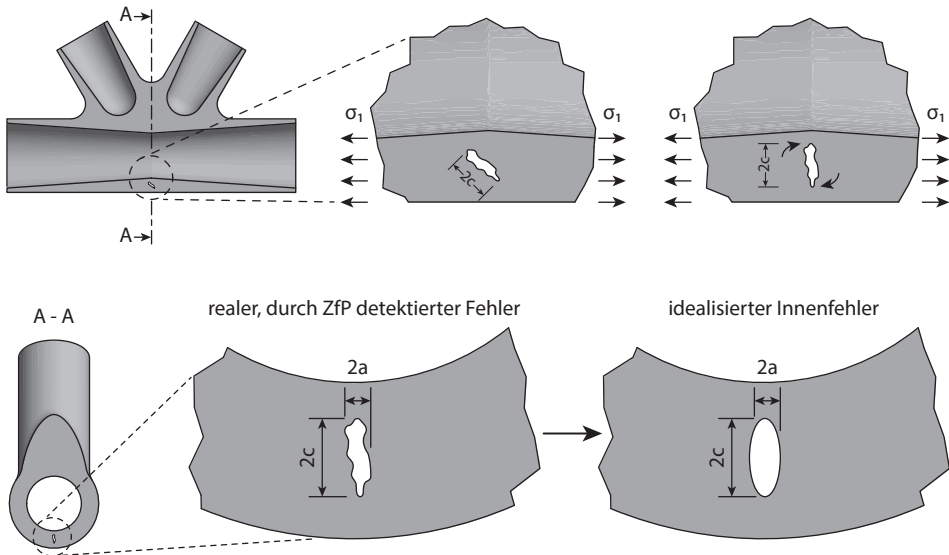


Bild 5.1: Konservative Abbildung eines detektierten Fehlers durch Drehen, normal zur Hauptspannungsrichtung

An das Nachweiskonzept wird neben einer sicheren Bauteilauslegung die Anforderung einer einfachen Handhabung gestellt. Die im Kapitel 4 vorgestellten Rechnungen führen zwar wegen der individuellen Bewertung zu hohen Ausnutzungsgraden, erfordern jedoch auch ein hohes technisches Know-how im Bereich der numerischen Simulation sowie der Bruchmechanik. Da der Nachweis einer ausreichenden Sicherheit gegen sprödes Bauteilversagen aktuell und historisch (Abschnitt 2.6.1) immer durch einfach handhabbare Tabellenwerke oder phänomenologische Versuche (Aufschweißbiegeversuch) geführt wurde, stellt besonders die Ermittlung einer benötigten Werkstoffzähigkeit ein Sondergebiet für den Tragwerksplaner dar. Für eine allgemeine Anwendbarkeit des Bemessungskonzeptes gilt es daher, analog zu Erzeugnissen aus gewalztem Stahl, den Sprödbruchnachweis auf Basis der Bruchmechanik in ein für den Tragwerksplaner gewohntes spannungsbasiertes Rechenschema zu überführen.

5.1 Reduzierung des Spannungsquerschnitts auf Grundlage der ZfP-Gütestufen

Die im Folgenden abgeleiteten Fehlerverteilungen beziehen sich auf die Gütestufen 2 bis 5. Wie in Abschnitt 2.3.2 beschrieben, sind für die Gütestufe 1 hinsichtlich der hohen Anforderungen an die innere Beschaffenheit keine Abminderungen vorzunehmen. An dieser Stelle sei jedoch darauf hingewiesen, dass die für den Nachweis ansetzbare Gütestufe in jedem Fall die Prüfbedingungen der ZfP berücksichtigen sollte. Lässt sich die Gütestufe 1 nicht zweifelsfrei nachweisen, ist immer von Fehlern auszugehen.

Zur Erstellung einer Worst-Case-Fehlerverteilung für die Reduzierung des im Tragfähigkeitsnachweis ansetzbaren Spannungsquerschnitts ist nach der technischen Lieferbedingung EN 1559-1 [34] die innere Beschaffenheit durch eine Ultraschallprüfung, Durchstrahlungsprüfung oder eine sinnvolle Kombination aus beiden nachzuweisen. Da die Durchstrahlungsprüfung in vielen Fällen aus unterschiedlichen Gründen (große Wanddicke, Strahlenschutz im Werk, komplexe Aufnahmeanordnung, hohe Kosten) nicht zum Einsatz kommt und zusätzlich eine Aussage zu einer Fehlerverteilung in Wanddickenrichtung durch beispielsweise eine Gegenüberstellung mit den Vergleichsfilmen nach ASTM nicht möglich ist, wird im Folgenden die Worst-Case-Fehlerverteilung an der Prüfnorm für die Ultraschallprüfung hergeleitet. Ein Zusammenhang zwischen den Gütestufen aus der Durchstrahlungsprüfung und einem zulässigen Ausnutzungsgrad wird in [53] vorgestellt (Abschnitt 2.2).

Die derzeit gültigen Ultraschallprüfnormen EN 12680-1 [28] und EN 12680-2 [29] unterscheiden drei Arten von Anzeigen:

- Reflektoren ohne messbare Ausdehnung, welche maximal den zulässigen Anzeigen einer äquivalenten Flachbodenbohrung entsprechen dürfen und hinsichtlich ihrer Größe und Anzahl in Abhängigkeit der Gütestufe begrenzt sind.
- Reflektoren mit messbarer Ausdehnung, für welche maximale Zulässigkeitsgrenzen in Bezug auf Länge, Breite und Ausdehnung in Wanddickenrichtung für jede Gütestufe vorgeschrieben werden,

- sowie zusätzlich Zulässigkeitsgrenzen für einzelne, weitestgehend in Wanddickenrichtung ausgerichtete flächige Anzeigen seit Einführung der europäischen Prüfnormen (siehe Bild 5.2).

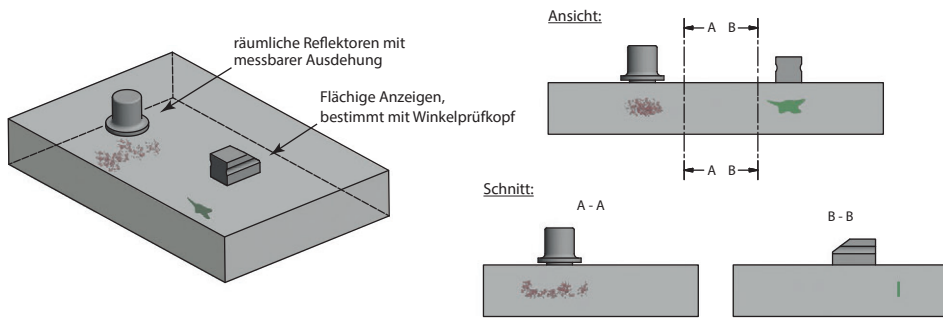


Bild 5.2: Exemplarische Darstellung von Reflektoren mit messbarer Ausdehnung nach Tabelle 1 sowie Fehlern mit flächigen in Wanddickenrichtung ausgerichteten Anzeigen nach Bild 1 aus EN 12680

Auf die Bewertung registrierpflichtiger Anzeigen ohne messbare Breite wird nicht näher eingegangen, da diese Fehler in jedem Fall kleiner sind. Wird die Tragfähigkeit jedoch nicht auf Grundlage einer ungünstigen Fehlerverteilung, sondern durch eine real gemessene Anzeige nachgewiesen, müssen auch Fehler ohne messbare Breite rechnerisch erfasst werden. In [8] sind Empfehlungen gegeben, wie aus Vergleichsanzeigen mit Kreisscheiben-Reflektoren (KSR) ein ungünstiger Fehler für einen Sprödbruchnachweis abgebildet werden kann.

Im Rahmen von Zustimmungen im Einzelfall wurden schon in der Vergangenheit ungünstige Fehlerverteilungen auf Basis von Ultraschallprüfnormen hergeleitet (Abschnitt 2.5), welche sich jedoch nicht verallgemeinern lassen. Grund hierfür ist, dass die Ermittlung der Fehlerverteilung stets projektbezogen (querschnittsbezogen) und mit zusätzlichen, meist strengeren Anforderungen an die zulässigen Anzeigen erfolgte. Weiterhin gibt es in den aktuell gültigen europäischen Prüfnormen weitreichende Änderungen hinsichtlich der Zulässigkeitsgrenzen. Die größten Neuerungen sind die Aufnahme von Zulässigkeitsgrenzen für flächige Anzeigen in Wanddickenrichtung sowie feste Mindestabstände für Einzelanzeigen. Die im Folgenden hergeleiteten un-

günstigsten Fehlerkonstellationen basieren auf der harmonisierten europäischen Ultraschallprüfnorm für das Gießereiwesen EN 12680-1 [28].

5.1.1 Zulässige Fehler für räumliche Reflektoren

Für die Bemessung eines Bauteils ist die größtmögliche zulässige Querschnittsschwächung normal zur Hauptspannungsrichtung maßgebend. Da in der Regel der zu bemessende Spannungsquerschnitt rechtwinklig zur Prüffläche liegt und flache, parallel zum Spannungsquerschnitt verlaufende Fehler zusätzlich die höchste Kerbwirkung erreichen, ergibt sich der ungünstigste Fehler aus der maximalen Ausdehnung in Wanddickenrichtung, kombiniert mit der größten Länge ohne messbare Breite (fett in Bild 5.3 dargestellt).

Merkmal	Einheit	Zone	Gütestufe				
			1	2		3	
Gussstückwanddicke im geprüften Bereich	mm		—	≤ 50	> 50 ≤ 100	> 100 ≤ 600	> 50 ≤ 100
Reflektoren ohne messbare Ausdehnung							
Größter Durchmesser der äquivalenten Flachbodenbohrung	mm	Rand	3	a			
		Kern					
Anzahl der registrierpflichtigen Reflektoren in einer Fläche von 100 mm x 100 mm	—	Rand	3 ^b	3	5	6	
		Kern					
Reflektoren mit messbarer Ausdehnung							
Größter Durchmesser der äquivalenten Flachbodenbohrung	mm	Rand Kern	3				
Größte Ausdehnung des Reflektors in Wanddickenrichtung	—	Rand	nicht zulässig	15 % der Zonendicke			
		Kern		15 % der Wanddicke			
Größte Länge ohne messbare Breite	mm	Rand		75	75	75	75
		Kern		75	75	75	75
Größte Einzelfläche ^{c-d}	mm ²	Rand		600	1000	1000	
		Kern		10000	10000	15000	
Größte Gesamtfläche pro Bezugsfläche ^c	mm ²	Rand		10000	10000	10000	
		Kern		10000	15000	15000	
Bezugsfläche	mm ²	—		150000 ≈ (390 x 390 mm)			

^a Bei Wanddicken nicht größer als 50 mm sind Flachbodenbohrungen mit Durchmessern über 8 mm unzulässig.
Bei Wanddicken größer als 50 mm muss die Zulässigkeit von Anzeigen entsprechend Flachbodenbohrungen über 8 mm Durchmesser einbart werden.

^b Kernzone + Randzone.

^c Anzeigen mit einem Abstand unter 25 mm sind als eine Anzeige zu betrachten.

^d Wenn die Anzeige in der Kernzone durch einen Einzelreflektor verursacht ist, dessen Dicke 10 % der Wanddicke nicht überschreitet bis 4 bis zu 50 % höhere Werte als in der Tabelle angegeben und im Falle von Gütestufe 5 unbegrenzte Anzeigeflächen zulässig.

Bild 5.3: Auszug der Tabelle 1 aus der EN 12680-1, Zulässigkeitsgrenzen für räumliche Reflektoren

Flächige Anzeigen parallel zur Prüffläche (siehe Bild 2.2) können zwar nach den Zulässigkeitsgrenzen wesentlich größer ausfallen, schwächen den Spannungsquerschnitt jedoch deutlich weniger. Die Angaben der Tabelle 1 in der EN 12680-1 [28] sind für eine vorgegebene Bezugsfläche (Prüffläche) definiert. Da für die Bestimmung des ungünstigsten Spannungsquerschnitts jedoch die Fehler mit Ausdehnung in Wanddickenrichtung von Interesse sind, werden alle Angaben auf die Länge der Bezugsfläche bezogen. Für Erzeugnisse aus Stahlguss lässt sich eine Beanspruchung in Wanddickenrichtung durch konstruktive Maßnahmen meist vermeiden. Erfolgt dennoch eine solche Beanspruchung, müssen die größeren Fehler parallel zur Prüffläche ebenfalls betrachtet, beziehungsweise die erhöhten Anforderungen übertragen werden.

Da die größte Ausdehnung in Wanddickenrichtung als prozentuale Fehlergröße definiert und der minimale Abstand zwischen Einzelflächen mit 25 mm konstant ist, lässt sich die ungünstigste Fehleranordnung in Abhängigkeit der Gütestufe und des Wanddickenbereichs eindeutig bestimmen. Im folgenden Bild 5.4 ist dies exemplarisch für Gütestufe 2 und den Wanddickenbereich $50 < t \leq 100$ mm grafisch dargestellt.

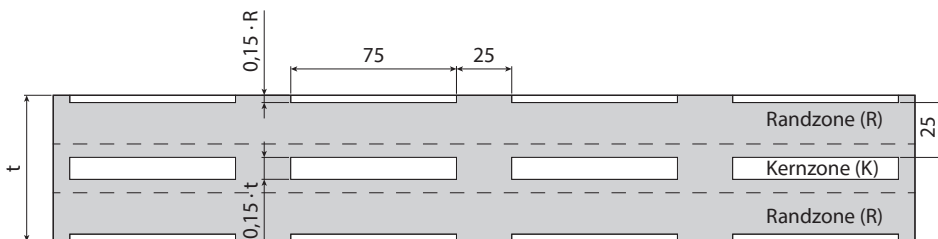
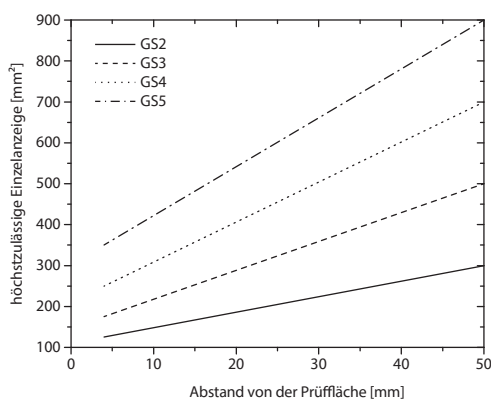


Bild 5.4: Maximale Querschnittsschwächung für Gütestufe 2 und den Wanddickenbereich $50 < t \leq 100$ mm nach Tabelle 1 aus EN 12680-1

5.1.2 Zulässige Fehler für Reflektoren mit in Wanddickenrichtung ausgerichteten flächigen Anzeigen

Die Zulässigkeitsgrenzen für die mit Winkelprüfkopf detektierten Reflektoren mit in Wanddickenrichtung ausgerichteten, flächigen Anzeigen sind in der europäisch harmonisierten Norm neu hinzugekommen. Diese Fehler sind, wie schon im Abschnitt zuvor beschrieben (Bild 5.2), für eine Längsbeanspruchung die ungünstigste Fehler-

form, da sie normal zum Spannungsquerschnitt liegen und diesen direkt schwächen. Entgegen der Zulässigkeitsgrenzen für räumliche Reflektoren werden die maximalen Fehlergrößen jedoch nicht durch konkrete Zahlenwerte oder Prozentangaben vorgegeben, sondern durch eine lineare Beziehung zwischen dem Abstand des Fehlers zur Prüffläche und der maximalen Fehlergröße. Damit ein detektierter Fehler als Einzelanzeige bewertet werden kann, muss der Abstand zwischen zwei Fehlern in jede Richtung mindestens 10 mm betragen. In Bild 5.5 sind die Anforderungen der EN 12680-1 und -2 zusammengefasst.



Die größte Ausdehnung in Wanddickenrichtung darf 10 % der Wanddicke nicht überschreiten, ausgenommen Anzeigen, deren messbare Länge (seitlich) ≤ 10 mm ist. Solche Anzeigen dürfen eine Ausdehnung in Wanddickenrichtung von 25 % der Wanddicke oder 20 mm nicht überschreiten.

Der größte Abstand zwischen Anzeigen als Kriterium für die Bewertung als einzelne Anzeige oder Anzeigenfläche muss senkrecht zur Oberfläche oder seitlich 10 mm betragen.

Bild 5.5: Auszug aus der EN 12680-1 und -2, Zulässigkeitsgrenzen für flächige, vorwiegend normal zur Oberfläche ausgerichtete Reflektoren; aus den fett gedruckten Merkmalen wird die ungünstigste Fehlerverteilung hergeleitet

Überträgt man diese Anforderungen ungünstigst auf den exemplarischen, 390 mm langen Spannungsquerschnitt, zeigt sich, wie in Bild 5.6 dargestellt, dass die Einzelfehlergröße zwar kleiner ist, die Gesamtfehlergröße jedoch deutlich größer.

Ein weiterer wesentlicher Unterschied zwischen den Anforderungen an die flächigen Anzeigen in Wanddickenrichtung und denen für räumliche Anzeigen ist eine deutlichere Abstufung zwischen den Gütestufen. Nach Tabelle 1 der EN 12680-1 (räumliche Reflektoren) gibt es für die Gütestufen 2 und 3 im Wanddickenbereich bis 100 mm für die hier beschriebenen relevanten Fehler keine Unterschiede und für Gütestufe 4 nur geringfügige. Erst die Gütestufe 5 lässt deutlich größere Fehler zu.

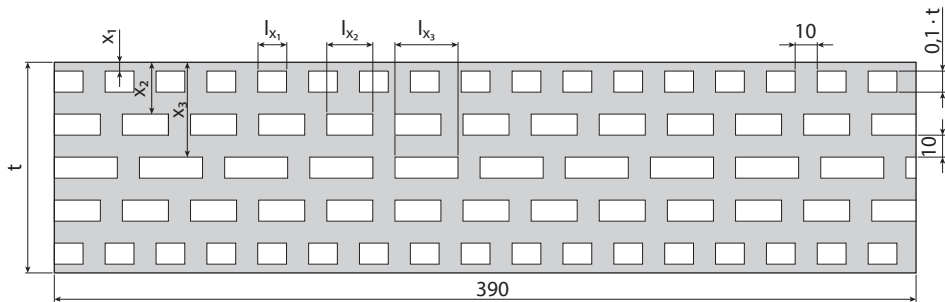


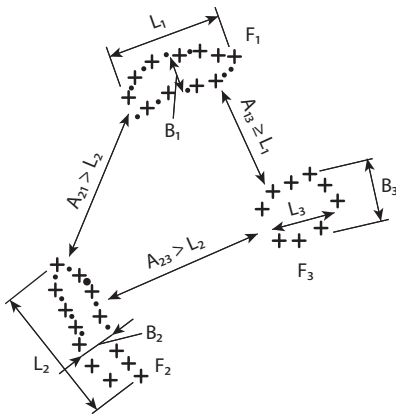
Bild 5.6: Maximale Querschnittsschwächung für Gütestufe 2 für den Wanddickenbereich $50 < t \leq 100$ mm nach Bild 1 aus EN 12680-1

Im Hinblick auf die zulässige Reduzierung des Bruttoquerschnitts ergibt sich aus Bild 5.6 zwar eine eindeutig ableitbare Fehlerverteilung, hinsichtlich einer bruchmechanischen Bewertung müssen die mit zunehmender Gütestufe immer größer werdenden Fehlerlängen aufgrund von Wechselwirkungskriterien [8, 100] jedoch schon für Gütestufe 2 als ein zusammenhängender Riss betrachtet werden. Eine Unterscheidung der Gütestufen ist rechnerisch daher auch nach Bild 5.6 nicht möglich.

5.1.3 Schlussfolgerung

Durch die derzeit gültigen Prüfnormen für die Ultraschallprüfung lässt sich kein eindeutiges zulässiges Fehlerbild ableiten. Die in Bild 5.3 und 5.5 dargestellten Anforderungen treffen bezüglich der Mindestabstände von Einzelfehlern, der zulässigen Gesamtfehlerfläche sowie der zulässigen Ausdehnung eines Fehlers in Dickenrichtung unterschiedliche Aussagen. Für die Erstellung einer Worst-Case-Fehlerverteilung müssen die bestehenden Regelwerke daher angepasst werden. Aus der Zusammenarbeit mit Ultraschallprüfern der am IGF-Forschungsprojekt 17745N beteiligten Gießereien sowie Ultraschallprüfern der DEKRA und der DGZfP zeigt sich, dass die Forderungen nach Bild 5.5 in der praktischen Umsetzung nahezu keine Anwendung findet. Eine Erklärung hierfür ist, dass die Tabelle 1 der EN 12680-1 [28] (Bild 5.3) im Wesentlichen der zurückgezogenen nationalen Prüfnorm DIN 1690-2 [24] entspricht, so dass der Umgang mit dieser den meisten Prüfern vertraut ist. Nach Aussage der Prüfer wird auch heute noch für viele Projekte die Prüfnorm DIN 1690-2 [24] als Abnahmekriterium vereinbart.

Wesentlichster Unterschied zwischen der alten Prüfnorm DIN 1690-2 [24] und der aktuell gültigen ist neben dem Hinzukommen der Anforderungen, wie in Bild 5.5 ersichtlich, die unterschiedliche Definition eines Einzelfehlers. In der alten Norm ist der Mindestabstand zwischen Anzeigen, der es erlaubt, diese als Einzelanzeige zu bewerten, nicht als Konstante definiert. Wie in Bild 5.7 dargestellt, muss der Abstand der Fehler mindestens der größten Ausdehnung eines Fehler entsprechen.



„Als Einzelfäche F zählen Flächen, deren Abstand A von der benachbarten Fläche größer ist als das größte Maß L sowohl der einen als auch der anderen benachbarten Fläche.“

Im vorliegenden Fallbeispiel stellen also F1, F2, F3 Einzelflächen dar, ...“

Bild 5.7: Auszug aus der DIN 1690-2, Bild 2

Durch diese Vorgabe kann zwar jede Fehlstelle hinsichtlich bruchmechanischer Wechselwirkungskriterien als separater Einzelriss betrachtet werden, jedoch können auch hier kleine Fehler zu einer engmaschigen Fehlerverteilung mit einer großen Gesamtquerschnittsschwächung, ähnlich wie in Bild 5.6, führen.

Im nachfolgenden Abschnitt werden daher Änderungsvorschläge für die bestehenden Ultraschallprüfnormen gegeben mit dem Ziel, ein eindeutiges Abnahmekriterium für Fehler normal zur größten Hauptspannungsrichtung vorzugeben. Weiterhin soll berücksichtigt werden, dass Gütestufe 2 für die meisten Bereiche die höchste erreichbare Qualitätsstufe darstellt. Eine Abminderung von mehr als einem Drittel (vgl. Bild 5.6) des rechnerisch ansetzbaren Spannungsquerschnitts für das höchste ansetzbare Qualitätsniveau würde einem technisch und wirtschaftlich sinnvollen Einsatz entgegenstehen. Im Hinblick auf den Nachweis einer ausreichenden Sicherheit gegen sprödes Bauteilversagen ist auch die Definition des Einzelfehlers anzupassen. Durch den

fest vorgeschriebenen geringen Mindestabstand der Einzelanzeigen sind diese nach bruchmechanischen Wechselwirkungskriterien [8, 100] schon für randnahe Fehler der Gütestufe 2 zusammenzuführen, wodurch nur eine sehr konservative Bemessung möglich ist.

5.2 Erweiterte Anforderungen an die ZfP

Wie die Bilder 5.4 und 5.6 verdeutlichen, sind nach den derzeitigen Regelungen sehr große Fehleranzeigen zulässig und eine Unterscheidung für die rechnerische Bewertung der unterschiedlichen Gütestufen ist kaum möglich. Aus diesem Grund werden im Folgenden die Anforderungen der UT-Prüfnormen angepasst, so dass sich für den Tragwerksplaner ein sinnvolles, einheitliches Bemessungsszenario ergibt.

Dazu wird zusätzlich zu den maximalen Fehlergrößen und deren Verteilung eine maximale Gesamtfehlerfläche für Anzeigen rechtwinklig zur Prüffläche pro Bezugsfläche definiert. Für eine einfache Handhabung wird die Fehlerfläche dabei unabhängig von der Gussstückwanddicke prozentual und ohne eine Unterscheidung in Kern- und Randzone angegeben. Wie in Tabelle 5.1 dargestellt, werden die zulässigen Gesamtfehlerflächen wesentlich kleiner gewählt als die derzeit gültigen. Dies ist darin begründet, dass zu große Gesamtfehlerflächen die rechnerischen Querschnittswerte eines Bauteils erheblich reduzieren können und zu stark konservativen Abminderungsfaktoren führen. Hinsichtlich einer wirtschaftlich und technisch sinnvollen Bemessung ist es daher zwingend erforderlich, die Gütestufen in Bezug auf die Gesamtfehlerflächen stärker zu unterscheiden als derzeit in Tabelle 1 der EN 12680-1 [28]. Durch die Zusammenarbeit mit Ultraschallprüfern wurde deutlich, dass die Einteilung in Gütestufen in der praktischen Anwendung meist durch den größten gemessenen Einzelfehler erfolgt. Die größte zulässige Gesamtfehlerfläche muss nur in Ausnahmefällen bestimmt werden, so dass die schärfere Anforderung in der Umsetzung kein Hindernis darstellt.

Da die angegebenen Gesamtfehlerflächen in Tabelle 5.1 sich auf Fehler normal zur Prüffläche beziehen, ist diese auch für mit Winkelprüfkopf detektierte Ungängen mit in Wanddickenrichtung ausgerichteten, flächigen Anzeigen nach EN 12680-1 und -2 [28, 29] anzuwenden. Fehlerverteilungen, wie in Bild 5.6 dargestellt, werden durch die-

se Forderung unzulässig. Um punktuelle Fehleransammlungen zu vermeiden, gibt es in Tabelle 1 der EN 12680-1 eine Begrenzung der Anzahl registrierpflichtiger Anzeigen unabhängig von der Fehlerfläche. Die Forderung ist für den rechnerischen Nachweis sinnvoll, da dadurch stark asymmetrische Fehlerverteilungen nicht möglich sind und sollte daher auch auf die Zulässigkeitsgrenzen nach Bild 1 der EN 12680-1 angewendet werden.

	Gütestufe				
	1	2	3	4	5
Zulässige Gesamtfehlerfläche	nicht		> 10		> 20
Bezugsfläche	zulässig	≤ 10	≤ 20		≤ 30
rechtwinklig zur Prüffläche [%]					

Tabelle 5.1: Zulässige Gesamtfehlerfläche pro Bezugsfläche für Fehler mit einer Ausdehnung rechtwinklig zur Prüffläche

Der Mindestabstand zur Bewertung als Einzelfehler wird durch die aktuellen Regelungen konstant angegeben. Aus der Sicht eines Tragwerksplaners ist diese Neuerung im Gegensatz zu den Forderungen der alten nationalen Norm DIN 1690-2 [24] eine ungünstige, da bei größeren Fehlern mit konstant kleinem Abstand von einer Interaktion der Fehlflächen ausgegangen werden muss und auch die ungestörten Bereiche zwischen zwei Fehlern nicht mehr als mittragend angesetzt werden können.

Aus diesem Grund wird für die Worst-Case-Fehlerverteilung in dieser Arbeit die Forderung des Mindestabstandes zur Bewertung als Einzelfehler gemäß Bild 5.7 aus der DIN 1690-2 [24] übernommen, jedoch wird zusätzlich ein Mindestabstand von 10 mm konform zu Bild 5.5 nach EN 12680-1 [28] gefordert. Dies führt dazu, dass zum einen keine Anhäufungen kleiner engmaschiger Fehler zulässig sind, und zum anderen, dass die detektierten Fehler nicht in Interaktion treten, sondern als Einzelfehler betrachtet werden können.

Auch in Bezug auf die zulässige Ausdehnung von Ungängen in Wanddickenrichtung sind die Regelungen der EN 12680-1 [28] nicht eindeutig. Wie in Bild 5.3 dargestellt, wird einerseits eine prozentuale Zulässigkeitsgrenze mit einer Unterteilung in Rand- und Kernbereich vorgeschrieben. Andererseits gibt es durch Bild 5.5 eine pauschale Forderung für den Gesamtquerschnitt. Von Seiten der Gießtechnik ist der Kernbereich durch die spätere Erstarrung anfälliger gegenüber Ungängen. Gerade bei plat-

tenartigen oder zylindrischen Querschnitten können sich sogenannte Mittellinienlunker bilden. Die Forderungen aus Bild 5.5 berücksichtigen diese Fehlerform dadurch, dass die zulässige Fehlerfläche mit größerem Abstand von der Prüffläche zunimmt, so dass bei gleichbleibender Ausdehnung in Dickenrichtung ein schmaler, langgezogener Fehler abgebildet wird. Für dickwandige Bauteile sind dadurch zwar größere Mittellinienfehler zulässig als durch die pauschalen Vorgaben nach Bild 5.3, mit Blick auf eine reale Fehlerverteilung erscheint dies jedoch sinnvoll. Weiterhin werden die deutlich kleineren randnahen Fehler nach Bild 5.5 der Tatsache gerecht, dass, wie in Abschnitt 4.3.2 gezeigt, ein Oberflächenfehler deutlich kritischer zu bewerten ist. Deshalb werden für die Worst-Case-Fehlerverteilung die Zulässigkeitsgrenzen für Fehler orthogonal zur größten Hauptspannungsrichtung aus Bild 5.5 übernommen.

Für eine Normalkraft oder Momentenbeanspruchung lässt sich aus den beschriebenen Anforderungen ein hinsichtlich der inneren Beschaffenheit abgestuftes, einheitliches Fehlerszenario ableiten. Da die Anzahl der registrierpflichtigen Ungängen für den Kernbereich jedoch nicht als Merkmal bewertet wird, muss beispielsweise für einen Rechteckquerschnitt, wie in Bild 5.6 dargestellt, im Bereich der maximalen Schubbeanspruchung (neutralen Faser) aus einer Querkraft trotz der zusätzlichen Forderung gemäß Bild 5.7 von einer Reduzierung der ansetzbaren Querschnittsbreite um 50 % ausgegangen werden. Ohne die hier eingeführte Forderung nach Bild 5.7 ist von einer deutlich geringen Querschnittsbreite auszugehen. Für eine hohe Schubbeanspruchung ist durch den Tragwerksplaner besonders vor dem Aspekt möglicher Mittellinienlunker eine gesonderte Anforderung an die ZfP zu stellen. Ein praktikabler Ansatz für die Definition einer solchen Anforderung wird beispielsweise in [53] durch das Einführen einer *Line* oder *Area of Interest* vorgestellt, für welche ein maximaler Fehleranteil individuell vorgegeben werden kann.

In Tabelle 5.2 sind die Modifikationen für die Zulässigkeitsgrenzen nach EN 12680-1 [28] zusammengefasst. Dabei wurden die aktuell gültigen Zulässigkeitsgrenzen nur geringfügig verändert. In Bezug auf die maximalen Fehlergrößen wurde die Zuordnung bezüglich der Orientierung einer Ungänge eindeutig definiert. Erweiterungen sind lediglich eine prozentual angegebene, maximale Gesamtfehlerfläche im Spannungsquerschnitt sowie der Mindestabstand für die Bewertung eines Einzelfehlers. Für Beanspruchungen in Dickenrichtung sind die Anforderungen für Flächen nor-

Merkmal	Einheit	Zone (siehe Bild 2)	Gütestufe												
			1	2		3		4		5					
Gussstückwanddicke im geprüften Bereich	mm	-	-	≤ 50	> 50 ≤ 100	≤ 600	≤ 50	> 50 ≤ 100	≤ 600	≤ 50	> 50 ≤ 100	≤ 600	≤ 50	> 50 ≤ 100	> 100 ≤ 600
Reflektoren ohne messbare Ausdehnung															
Größter Durchmesser der äquivalenten Flachbodenbohrung	mm	Rand Kern	3	3 ^b		a		a		a		a		nicht als Merkmal bewertet	
Anzahl der registrierpflichtigen Reflektoren in einer Fläche von 100 mm x 100 mm	-	Rand Kern	3 ^b	3	5	6	6	6	6	6	6	6	6	6	nicht als Merkmal bewertet
Reflektoren mit messbarer Ausdehnung															
Größter Durchmesser der äquivalenten Flachbodenbohrung	mm	Rand Kern	3	a		a		a		a		a		nicht als Merkmal bewertet	
Größte Ausdehnung des Reflektors in Wanddickenrichtung	-	Rand Kern	-	10 % der Wanddicke		10 % der Wanddicke		10 % der Wanddicke		10 % der Wanddicke		10 % der Wanddicke		-	
Größte Länge für Flächen normal zur Prüffläche	-	-	-	siehe Bild 1		siehe Bild 1		siehe Bild 1		siehe Bild 1		siehe Bild 1		-	
Größte Einzellänge^c für Flächen normal zur Prüffläche	-	-	-	siehe Bild 1		siehe Bild 1		siehe Bild 1		siehe Bild 1		siehe Bild 1		-	
Größte Gesamtfläche pro Bezugsfläche für Flächen normal zur Prüffläche	%	-	nicht zulässig	≤ 10	≤ 10	≤ 20	> 10 ≤ 20	> 10 ≤ 20	> 20 ≤ 30	> 20 ≤ 30	> 20 ≤ 30	> 20 ≤ 30	> 20 ≤ 30	> 20 ≤ 30	> 20 ≤ 30
Größte Länge ohne messbare Breite für Flächen parallel zur Prüffläche	mm	Rand Kern	-	75	75	75	75	75	75	75	75	75	75	75	75
Größte Einzellänge^c für Flächen parallel zur Prüffläche	mm ²	Rand Kern	-	600	1 000	1 000	600	2 000	2 000	2 000	2 000	2 000	2 000	2 000	3 000
Größte Gesamtfläche pro Bezugsfläche^d für Flächen parallel zur Prüffläche	mm ²	Rand Kern	-	10 000	10 000	10 000	10 000	10 000	10 000	10 000	10 000	10 000	10 000	10 000	15 000
Bezugsfläche für Flächen parallel zur Prüffläche	mm ²	-	-	10 000	15 000	15 000	15 000	20 000	20 000	20 000	20 000	20 000	20 000	20 000	40 000
für Flächen parallel zur Prüffläche	mm ²	-	-	150 000	≈ (390 mm x 390 mm)	100 000	≈ (320 mm x 320 mm)	100 000	≈ (320 mm x 320 mm)	100 000	≈ (320 mm x 320 mm)	100 000	≈ (320 mm x 320 mm)	100 000	≈ (320 mm x 320 mm)
^a Bei Wanddicken nicht größer als 50 mm sind Flachbodenbohrungen mit Durchmessern über 8 mm unzulässig.															
Bei Wanddicken größer als 50 mm muss die Zulässigkeit von Anzeigen entsprechend Flachbodenbohrungen über 8 mm Durchmesser in der Randzone zwischen Hersteller und Käufer vereinbart werden.															
^b Kernzone + Randzone.															
^c Siehe Bild 2 aus DIN 1690 Teil 2 jedoch min. 10 mm.															
^d Wenn die Anzeige in der Kernzone durch einen Einzelreflektor verursacht ist, dessen Dicke 10 % der Wanddicke nicht überschreitet (z. B. Mittellinienlunker), sind im Falle der Gütestufen 2 bis 4 bis zu 50 % höhere Werte als in der Tabelle angegeben und im Falle von Gütestufe 5 unbegrenzte Anzeigeflächen zulässig.															

Tabelle 5.2: Modifizierte Anforderungen der Tabelle 1 aus EN 12680-1, Änderungen sind fett hervorgehoben

mal zur Prüfrichtung auch auf parallele Prüfflächen zu beziehen. Ausgehend von Tabelle 5.2 wird im Folgenden eine ungünstige Fehlerverteilung für den Spannungsnachweis und eine maximale Fehlergröße für den Nachweis der ausreichenden Sicherheit gegen Sprödbruch abgeleitet.

5.3 Berücksichtigung von Querschnittsverlusten durch Gussfehler

Durch die Vorgaben aus Tabelle 5.2 lassen sich in Abhängigkeit der Beanspruchungsart unterschiedliche ungünstigste Fehlerverteilungen ableiten. Die Berechnung der daraus resultierenden Abminderungsfaktoren erfolgt analog zu [2, 19, 79] durch eine Abminderung der rechnerisch ansetzbaren Streckgrenze entsprechend dem Verhältnis Bruttospannung zu Nettospannung. Dieses Vorgehen ermöglicht dem Tragwerksplaner das Führen eines „normalen“ Spannungsnachweises, ohne vorhandene Werkstofffehler geometrisch berücksichtigen zu müssen. Für eine Normalkraft- und Momentenbeanspruchung ergeben sich die maximalen Abminderungsfaktoren $R_{GS,imp}$ nach [19] zu:

- Für eine Normalkraftbeanspruchung:

$$R_{GS,imp} = \frac{1}{\frac{A_{brutto}}{A_{netto}} + \frac{y_s}{W_{netto}}} \quad (5.1)$$

y_s Versatz des Schwerpunkts durch asymmetrische Fehlerverteilung

- Für eine Momentenbeanspruchung:

$$R_{GS,imp} = \frac{W_{netto}}{W_{brutto}} \quad (5.2)$$

Für eine Querkraftbeanspruchung kann durch die in Abschnitt 5.2 eingeführten zusätzlichen Anforderungen näherungsweise unterstellt werden, dass der querschnitts-

abhängige Korrekturfaktor κ für die Schubfläche durch vorhandene Fehler nahezu unverändert bleibt. Daraus ergibt sich, wie auch in [19] beschrieben, der Abminderungsfaktor für eine Schubbeanspruchung zu

$$R_{GS,imp} = \frac{\frac{V}{A_{brutto}} \cdot \kappa}{\frac{V}{A_{netto}} \cdot \kappa} = \frac{A_{netto}}{A_{brutto}} \quad (5.3)$$

und ist daher nicht gesondert zu untersuchen. Stellt eine Schubbeanspruchung den maßgebenden Belastungsfall dar, sind durch den Tragwerksplaner, wie schon zuvor beschrieben, gesonderte Anforderungen an eine maximal zulässige Querschnittschwächung zu definieren.

Durch die Begrenzung der Anzahl an registrierpflichtigen Anzeigen in der Randzone nach Tabelle 5.2 wird nur für massive, dickwandige Bauteile die zulässige Gesamtfehlerfläche für die Gütestufen 4 und 5 erreicht. Eine differenzierte Unterteilung der Abminderungsfaktoren für diese Gütestufen wird daher über die größeren zulässigen Einzelfehler und deren einheitliche Bewertung hinsichtlich der ausreichenden Sicherheit gegen Sprödbruch begründet. Für die Gütestufen 2 und 3 wurden maximale Fehlerverteilungen für gusstypische Rund-, Rechteck- und ovale Hohlprofil-Querschnitte sowie massive Rund-, Rechteck-, Elliptische- und Rautenquerschnitte untersucht. Besonders durch die geforderten Mindestabstände der Einzelfehler, die einheitliche Begrenzung der Ausdehnung in Wanddickenrichtung sowie die maximal zulässige Anzahl an Fehlern in der Randzone ist der Unterschied zwischen den Geometrien, wie beispielsweise in den Bildern 5.8 und 5.9 dargestellt, klein. Aufgrund der nahezu freien Formgebung gegossener Bauteile lässt sich zwar kein allgemein gültiger Abminderungsfaktor $R_{GS,imp}$ rechnerisch exakt bestimmen, ohne dabei für einige Querschnitte konservativ zu werden oder einzelne geringfügig zu unterschätzen, jedoch machen die im Folgenden aufgeführten Annahmen deutlich, dass die aufgezeigten Worst-Case-Fehlerverteilungen für alle Querschnitte sehr stark auf der sicheren Seite liegen.

- Alle Fehler liegen in einer Ebene.
- Alle Fehler liegen entsprechend der Belastung an der ungünstigsten Stelle.
- Der Abstand zwischen allen Fehlern entspricht gerade den Mindestanforderungen.

- Die Fehlergröße ist so gewählt, dass eine engmaschige Verteilung den inneren Hebelarm minimiert beziehungsweise das zusätzliche Moment aus einer außermittig angreifenden Last maximal wird.
- Alle Fehler bilden sich in ihrer Form so aus, dass sie entsprechend der gemessenen Breite und Tiefe eine maximale Fehlerfläche erzeugen.
- Oberflächennahe Fehler werden als Oberflächenfehler behandelt. Dies führt zu einer konservativen Annahme bezogen auf das Widerstandsmoment sowie einer Schwerpunktverschiebung.

Die dargestellten Beispiele verdeutlichen, dass sich die Abminderungsfaktoren für unterschiedliche Querschnitte nur geringfügig unterscheiden und durch die prozentuale Kopplung an die Wanddicke nahezu skalierbar sind. Eine feiner abgestufte Unterteilung (im Prozentbereich) in Abhängigkeit der Querschnittsgeometrie ist infolge der vielen konservativen Annahmen nicht gerechtfertigt.

Aus diesem Grund werden die folgenden Abminderungsfaktoren $R_{GS,imp}$ für alle Querschnitte pauschal gewählt, ohne eine weitere Untergliederung in Querschnittskategorien vorzunehmen.

$$R_{GS2,imp} = 0,80$$

$$R_{GS3,imp} = 0,75$$

$$R_{GS4,imp} = 0,70$$

$$R_{GS5,imp} = 0,70$$

Ein Vergleich mit den in den Bildern 5.8 und 5.9 dargestellten Fehlerverteilungen macht deutlich, dass die Abminderungsfaktoren für die Gütestufen 2 und 3 die rechnerisch ermittelte reduzierte Streckgrenze leicht unterschätzen, was durch die große Anzahl stark konservativer Annahmen jedoch zu rechtfertigen ist. Für Gütestufen 4 und 5 ergeben sich nach den Gleichungen 5.1 und 5.2 keine Unterschiede, da sich durch die geforderten Mindestabstände zwischen Einzelanzeigen keine größeren Gesamtfehlerflächen ergeben. Da in Abhängigkeit der Gütestufe für niedrigere Ausführungsqualitäten deutlich größere Einzelfehler zulässig sind, müssen die $R_{GS,imp}$ -Faktoren durch eine einheitliche Bewertung der zulässigen Einzelfehlergrößen (siehe folgender Abschnitt) angepasst werden.

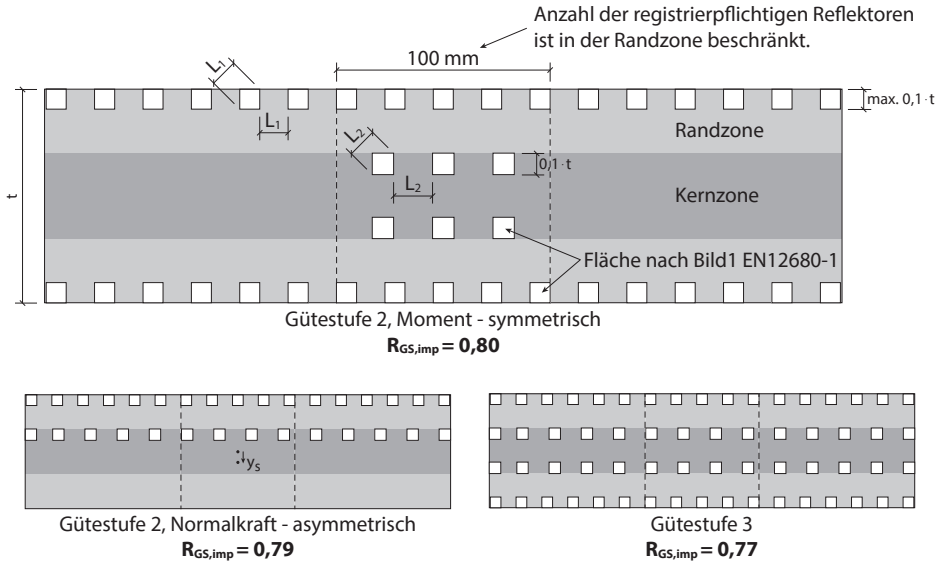


Bild 5.8: Exemplarisch abgeleitete Fehlerverteilung nach Tabelle 5.2 für einen massiven Rechteckquerschnitt $t = 100$ mm

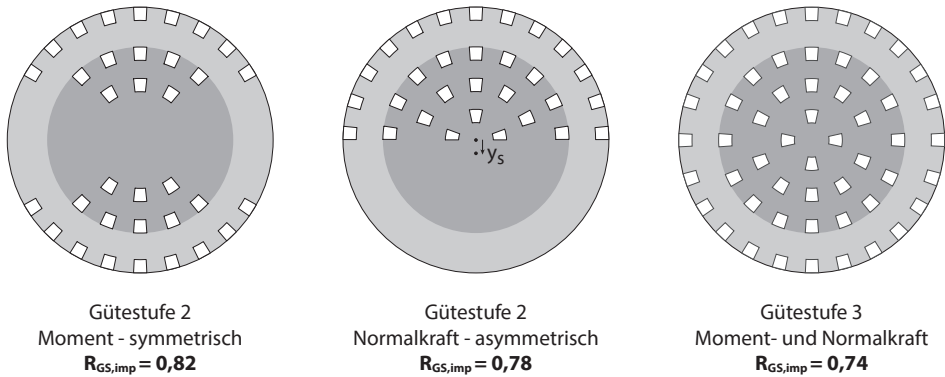


Bild 5.9: Exemplarisch abgeleitete Fehlerverteilung nach Tabelle 5.2 für einen massiven Kreisquerschnitt $\varnothing 200$ mm

An dieser Stelle sei darauf hingewiesen, dass ein stark konservatives Vorgehen zur Berechnung der Abminderungsfaktoren bewusst gewählt wurde, da die angenommenen Fehler stellvertretend für alle Ungängen aus dem Gießprozess stehen. Das heißt, es werden auch alle detektierten aber nicht registrierpflichtigen Unregelmäßigkeiten wie Poren, Einschlüsse, aufgelockertes Gefüge, Schülpen oder Seigerungen etc., welche oftmals unter der Anzeige der DAC-Kurve (Distance-Amplitude-Correction-Kurve) liegen, abgedeckt. Wie beispielsweise in Abschnitt 3.1.3.1 gezeigt, können schon sehr kleine Porennester das Tragverhalten wesentlich beeinflussen. Solche Fehler werden in der Ultraschallprüfung nur durch den Abfall des Rückwandechos bewertet und lassen sich hinsichtlich Größe und Anzahl nur sehr ungenau bestimmen. Auch die Durchstrahlungsprüfung zeigt solche Fehler nur sehr schemenhaft an, was eine Interpretation der Fehler sehr schwierig macht. Betrachtet man die dargestellten Fehlerverteilungen unter diesem Gesichtspunkt, sind auch die großflächig verteilten Fehlerbilder als ingenieurmäßige Annahme zu vertreten.

5.4 Vereinfachtes Bemessungskonzept für Erzeugnisse aus Stahlguss

Die im vorherigen Abschnitt hergeleiteten Abminderungsfaktoren setzten ein zähes Werkstoffverhalten voraus, so dass lokale Spannungsspitzen im Bereich von Gussfehlern nicht zu einem Bauteilversagen führen. Da die Werkstoffungängen in dieser Arbeit aufgrund der aufgezeigten sehr kleinen Kerbradien als ebene Risse approximiert werden, wird eine ausreichende Sicherheit gegen sprödes Bauteilversagen mit Hilfe bruchmechanischer Berechnungen nachgewiesen.

In Anbetracht der besonderen Bemessungssituation von Erzeugnissen aus Stahlguss durch zulässige, in Abhängigkeit der Gütestufe teils große Werkstoffungängen (GS2 bis GS5) sind die Berechnungsroutinen zur Stahlsortenwahl nach EN 1993-1-10 [37] jedoch nicht ohne weitere Betrachtungen übertragbar. Im Folgenden wird daher zunächst eine sinnvolle Bemessungssituation für Erzeugnisse aus Stahlguss diskutiert und daraus Anforderungen an die Werkstoffzähigkeit abgeleitet beziehungsweise eine ausreichende Sicherheit gegen sprödes Bauteilversagen in Abhängigkeit der Gütestufe nachgewiesen. Weiterhin ist zu klären, inwieweit der Abminderungsfaktor $R_{GS,imp}$ zur

Berücksichtigung der Querschnittsschwächung hinsichtlich der unterschiedlichen zulässigen Fehlergrößen anzupassen ist. Neben der Wahl eines geeigneten Referenzbauteils mit entsprechender Risskonfiguration wird nachfolgend auch die Frage erörtert, inwieweit ein ermüdungsbedingtes Risswachstum für eine vorwiegend ruhende Beanspruchung angesetzt werden muss.

5.4.1 Wahl eines Standardbemessungsfalls

Der Unterschied zwischen dem Nachweis einer ausreichenden Sicherheit gegen Sprödbruch von Erzeugnissen aus Stahlguss und Schweißkonstruktionen aus gewalztem Grundwerkstoff besteht im Wesentlichen in der anzunehmenden Anfangsfehlergröße. Für Bauteile aus Stahlguss ist diese von der Gütestufe abhängig und je nach Wahl gegenüber dem undetektierten Anfangsfehler nach EN 1993-1-10 deutlich größer. Wie in [67, 91] beschrieben, werden durch das Standardbemessungsdetail nach EN 1993-1-10 die Kerbfälle nach EN1993-1-9 [40] abgedeckt. Da für Erzeugnisse aus Stahlguss die Anschweißenden üblicherweise in Gütestufe 1 ausgeführt werden, sind die Forderungen von Erzeugnissen aus gewalztem Stahl auf diese Bereiche übertragbar. In den Bereichen außerhalb der Anschweißenden und Sonderrandzonen ist ausschließlich von einer Kerbwirkung aus der Bauteilgeometrie auszugehen (keine metallurgische Kerbe), so dass gerade für die im Bauwesen häufig zum Einsatz kommenden Knotenpunkte oder Gabelköpfe infolge sehr großer Radien und einer an den Kraftverlauf angepassten Bauteilgeometrie das Standardbemessungsdetail „nichttragende aufgeschweißte Längssteife“ ein deutlich zu konservatives Bemessungsszenario darstellt. In Bild 5.10 ist ein Auflagerknotenpunkt der Humboldthafenbrücke in Berlin sowie ein Cable-Connector mit zwei Gabelköpfen des Stadionsdachs in Krasnodar, Russland dargestellt.

Anhand dieser Bilder soll exemplarisch gezeigt werden, dass für einen Großteil der Erzeugnisse aus Stahlguss von sehr kleinen Formzahlen aufgrund der geometrischen Gestaltung ausgegangen werden kann. In [50] wird für einen Stahlgussknoten einer Hohlprofilkonstruktion der Spannungskonzentrationsfaktor an unterschiedlichen Stellen berechnet. Das Ergebnis zeigt, dass die Maximalwerte infolge deutlich geringerer Ausnutzungsgrade nicht im dickwandigen Knotenpunkt selbst liegen, sondern im Bereich der dünnwandigen Anschweißenden. Auch bei den hier exemplarisch dargestellten

Gabelköpfen kann die Geometrie so ausgeführt werden, dass die höchstbeanspruchte Stelle nicht im geometrisch komplexeren Übergangsbereich zum Vergusskonus liegt.

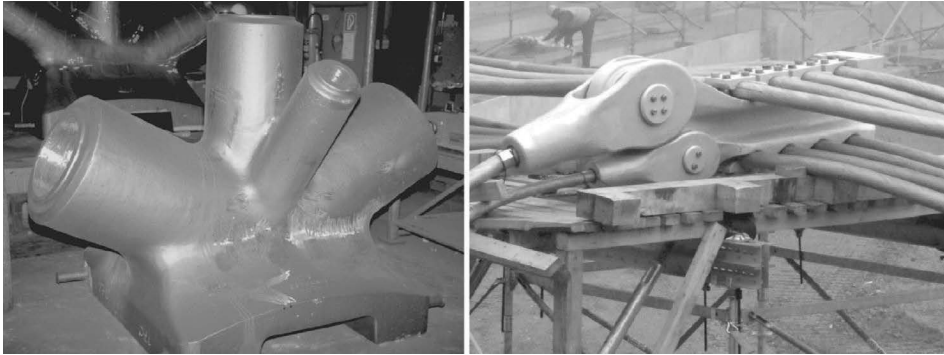


Bild 5.10: Links: Auflagerknotenpunkt der Humboldthafenbrücke, Berlin (Foto: sbp gmbh) [82], rechts: Cable-Connector und Gabelköpfe aus Stahlguss der Dachkonstruktion des Stadions in Krasnodar, Russland (Foto: sbp gmbh) [94]

Die Beispiele verdeutlichen, dass der Tragwerksplaner durch die konstruktive Gestaltung und Anpassung der Wanddicken den Ausnutzungsgrad so steuern kann, dass die maximalen Spannungen nicht mit geometrischen Kerben zusammenfallen. Während bei einer geschweißten Konstruktion der Nachweisort meist eindeutig ist, da die Annahme eines Risses am Fußpunkt der Schweißnaht die bemessungsrelevante Beanspruchung vorgibt, ist für Bauteile aus Stahlguss eine Unterteilung in Beanspruchungszonen sinnvoll. Erfolgt eine solche Unterteilung, ist es nicht ausreichend, einen Nachweis in hochbeanspruchten Bereichen (hohe Gütestufe) zu führen, sondern es muss zusätzlich auch in Bereichen geringerer Spannungen (niedrigere Gütestufe) aufgrund der größeren zulässigen Fehler ein Nachweis geführt werden.

Trotz der Möglichkeit, bei Stahlgussstücken durch konstruktive Maßnahmen kerbbare Bauteile zu realisieren, sind beispielsweise aus architektonischen Gründen auch vergleichbar scharfe Kerbdetails ähnlich denen im Eurocode 3 Teil 1-9 denkbar. In Bild 5.11 ist exemplarisch ein Verbindungsknoten für das Bürogebäude von Frank O. Gehry auf dem Novartis-Campus, Basel dargestellt. Der 5 t schwere Knoten verbindet 13 Stäbe mit unterschiedlichen Profilformen und -abmessungen [88]. Wie in Bild 5.11

dargestellt, lässt sich das Referenzbauteil nach EN 1993-1-10 [37] auf diesen Stahlgussknoten sehr gut übertragen.

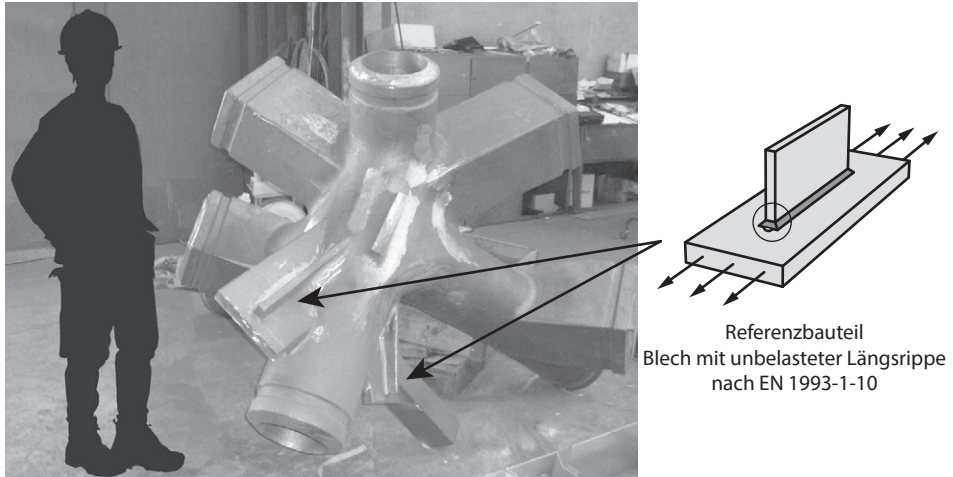


Bild 5.11: Stahlgussknoten für das Bürogebäude von Frank O. Gehry auf dem Novartis-Campus, Basel; die Anschlussbereiche bilden das Referenzbauteil nach EC3-1-10 ab

Ein wesentlicher Unterschied besteht darin, dass die unbelastete Längsrippe des Gussbauteils nicht aufgeschweißt ist, so dass weder mit einer Aufhärtung des Werkstoffs durch den Schweißprozess (metallurgische Kerbe) noch mit ungünstig wirkenden Schweißzugspannungen zu rechnen ist. Hinsichtlich der Vorschädigung muss für Erzeugnisse aus Stahlguss jedoch schon für Gütestufe 2 mit ungleich größeren Anfangsrissen aufgrund der zulässigen Gussfehler gerechnet werden.

Um in einem Bauteil, wie in Bild 5.11 dargestellt, sowohl den Bereich der Steifen als auch den ungestörten Bereichen hinsichtlich der erforderlichen Ausführungsqualität abgestuft bewerten zu können, werden im Folgenden für den Nachweis einer ausreichenden Sicherheit gegen Sprödbruch zwei Bemessungsszenarien unterschieden:

- Ungünstigster zulässiger Fehler in einem Referenzbauteil ohne geometrische Kerbe.
- Ungünstigster zulässiger Fehler in dem geometrisch ungünstigen Referenzbauteil, Blech mit unbelasteter Längsrippe entsprechend EN 1993-1-10 [37].

In Bild 5.12 sind die gewählten Referenzbauteile dargestellt. Die Unterscheidung in Bauteil 1 und Bauteil 2 ist hinsichtlich der unterschiedlichen zulässigen Fehlergrößen in Abhängigkeit der Fehlerlage notwendig. Gerade für dickwandige Bauteile ist von deutlich größeren innen liegenden Einzelfehlern auszugehen (vgl. Bild 5.5). Die Annahme, dass nur Einzelfehler betrachtet werden, wird durch die Vorgaben nach Bild 5.7 begründet und ist entsprechend den Wechselwirkungskriterien der gängigen Bewertungsprozeduren [8, 16, 93] zulässig.

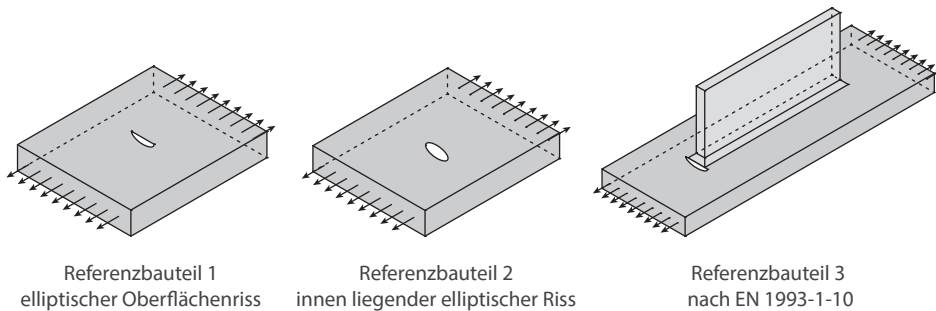


Bild 5.12: Ausgewählte Referenzbauteile für die unterschiedlichen Bemessungsszenarien

Lässt sich ein Stahlgussbauteil mit einem hohem Ausnutzungsgrad im Bereich einer Kerbe durch keinen Standardfall nach EC3-1-9 [40] konservativ abbilden, sind die folgenden Berechnungen nicht mehr zwingend auf der sicheren Seite, so dass ein bauteilspezifischer Sprödbruchnachweis beispielsweise nach einem Vorgehen gemäß Kapitel 4 erforderlich ist.

5.4.2 Bemessungsrissgröße

Für den bruchmechanischen Nachweis ist neben dem ansetzbaren Werkstoffwiderstand die anzunehmende Rissgröße ein maßgebender Einflussparameter. Wie in Abschnitt 2.6 ausführlicher beschrieben, wurde für den Nachweis nach EN 1993-1-10 [37] ein zulässiger Anfangsfehler a_0 aus einer gewählten, bemessungsrelevanten Rissgrößenannahme für a_d^1 zurückgerechnet (500.000 LW Ermüdungsbeanspruchung mit $\Delta\sigma_0 = 56$ MPa) und mit den Nachweisgrenzen der ZfP verglichen. Für das Be-

¹ empirisch abgeleitet aus in der Baupraxis beobachteten Fehlern in geschweißten Bauteilen [67]

messungsszenario wird unterstellt, dass der so berechnete kleine Anfangsfehler a_0 in der zerstörungsfreien Prüfung nicht detektiert wird und innerhalb eines Inspektionsintervalls bis auf die Bemessungsrissgröße a_d anwächst.

Für vorwiegend ruhend beanspruchte Bauteile wird ebenfalls die Bemessungsrissgröße a_d unterstellt, jedoch ohne vorheriges Risswachstum. Dieses Vorgehen wird damit begründet, dass vorwiegend ruhend beanspruchte Bauteile nach EN 1090-2 [27] durch die Unterscheidung der Beanspruchungskategorie in Ausführungsklasse 2 (EXC2) eingestuft werden, während ermüdungsbeanspruchte Bauteile meist unter Ausführungsklasse 3 (EXC3) fallen. Aufgrund dieser Einteilung ist neben der 100 % Sichtprüfung für Bauteile nach EXC3 ein größerer Umfang der ergänzenden ZfP gefordert. Für das Referenzbauteil nach EN 1993-1-10 [37] wird jedoch auch nach EXC3 eine geringe Stichprobenprüfung verlangt, so dass die Anforderungen der EXC2 und EXC3 für den größten Teil der ausgeführten Nähte gleich sind. Ein einheitliches Bemessungsszenario hinsichtlich der Anfangsrissgröße für vorwiegend ruhend und ermüdungsbeanspruchte Bauteile ist daher in dieser allgemeinen Form in Frage zu stellen.

In [63, 91] wird aus diesem Grund für Hochbauten unter vorwiegend ruhender Beanspruchung ein abweichendes Bemessungsszenario hinsichtlich der Anfangsrissgröße abgeleitet. Dabei wird zunächst die gleiche Anfangsrissgröße a_0 nach EN 1993-1-10 [37] angenommen. Weiterhin wird unterstellt, dass die Tragstruktur zwar mit einer vorwiegend ruhenden Beanspruchung belastet wird, da jedoch eine mögliche Wechselbeanspruchung nicht vollständig ausgeschlossen werden kann, wird zusätzlich eine geringfügige Ermüdungsbeanspruchung berücksichtigt.

Nach [66] sind die Forderungen zur Abgrenzung zwischen ermüdungsbeanspruchten Tragwerken und vorwiegend ruhend beanspruchten Tragwerken nach DIN 18800-1 Element (741) [25] auch für die Regelungen nach EN 1993-1-1 [36] gültig. Demnach darf auf einen Betriebsfestigkeitsnachweis verzichtet werden, wenn Gleichung 5.4 oder Gleichung 5.5 erfüllt ist. Für die Ermittlung von $\Delta\sigma$ müssen veränderliche

Lasten aus Schnee, Temperatur, Verkehrslasten oder Windlasten ohne periodische Anfachung nicht berücksichtigt werden.

$$\Delta\sigma < 26 \text{ MPa} \quad (5.4)$$

$$N < 5 \cdot 10^6 \cdot \left(\frac{26}{\Delta\sigma}\right)^3 \quad (5.5)$$

Hinsichtlich einer maximal zulässigen Lastwechselzahl verweist [63, 91] abweichend von Gleichung 5.5 auf die Kranbahnnormen. Danach ist ein Betriebsfestigkeitsnachweis erst ab $2 \cdot 10^4$ Spannungsspielen für Bauteile und Verbindungsmittel zu führen. Daraus abgeleitet ist für vorwiegend ruhend beanspruchte Tragwerke der Anfangsfehler a_0 durch eine Ermüdungsbelastung mit Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma = 26$ MPa und 20.000 LW auf die Bemessungsrissgröße a_d zu vergrößern. An dieser Stelle sei jedoch darauf hingewiesen, dass ohne die abweichende Annahme bezüglich der maximal zulässigen Lastwechselzahl bezogen auf Gleichung 5.5 hinsichtlich eines Risswachstums mit deutlich größeren Bemessungsrissgrößen zu rechnen ist, da beispielsweise eine Spannungsschwingbreite von $\Delta\sigma = 56$ MPa und eine Lastwechselzahl von 500.000 LW die Bedingungen nach Gleichung 5.5 ebenfalls noch erfüllen.

Die empirisch abgeleiteten Anfangsrissgrößen sind nach [63, 91] für statisch beanspruchte Bauteile analog zu den Anfangsrissgrößen für das Referenzbauteil nach EN 1993-1-10 [37] (Gleichung 2.2 und 2.3) anzunehmen. Da in einem aktuellen Entwurf zur Ausführungsnorm EN 1090-2 [72] durch die Einführung von Schweißnahtklassen für relevante Bauteile in Abhängigkeit der Versagensrelevanz für quasi-statisch beanspruchte Bauteile der gleiche Prüfumfang wie für ermüdungsbeanspruchte Bauteile gefordert wird, ist diese Annahme auch sinnvoll.

Die Blechdickenabhängigkeit des Anfangsrisses wird damit begründet, dass bei größeren Blechdicken auch größere Schweißnähte ausgeführt werden und sich dadurch der kritische Bereich entlang der Wärmeeinflusszone vergrößert. Zusätzlich wird aufgrund der angenommenen, weniger gründlichen ZfP bei „normalen“ Hochbauten eine Mindestrissgröße von 3 mm gefordert.

Die beschriebenen Forderungen und Annahmen stellen die Grundlage für den Sprödbruchnachweis nach Eurocode 3 dar und sind für geschweißte Tragstrukturen aus gewalztem Baustahl gültig. Betrachtet man jedoch die Bemessungssituation von Er-

zeugnissen aus Stahlguss, wird deutlich, dass sich diese nur auf die Bereiche der Anschweißenden (Gütestufe 1) übertragen lassen. Für die Bereiche der Gütestufen 2 bis 5 (ungeschweißt oder nur Produktionsschweißungen mit anschließender Wärmebehandlung) ist zwar von deutlich größeren zulässigen Anfangsrissen auszugehen, hingegen können hohe Formzahlen, metallurgische Kerben oder lokale wirkende Spannungszustände aus einem Schweißprozess meist ausgeschlossen werden.

Für Erzeugnisse aus Stahlguss werden die Anfangsrissgrößen daher abweichend zu den Bemessungsszenarien der EN 1993-1-10 gewählt. Dabei wird in innen liegende Fehler und Oberflächenfehler unterschieden. Diese Unterscheidung berücksichtigt, dass Oberflächenfehler nicht von der Wanddicke abhängig sind, während bei innen liegenden Fehlern mit zunehmender Wanddicke (langsamere Erstarrung) auch die zulässige Fehlergröße steigt.

In Tabelle 5.3 sind die gewählten Anfangsrissgrößen dargestellt. Diese wurden aus dem Diagramm nach Bild 5.7 abgeleitet. Für die Oberflächenfehler wird unterstellt, dass die Fehlerfläche den Zulässigkeitsgrenzen der ZfP entspricht und diese als halbelliptischer Fehler mit ungünstigem Seitenverhältnis $a/c = 0,4$ vorliegen. Da sich die zulässigen Fehlerflächen auf die innere Beschaffenheit beziehen, führt diese Annahme für eine halbe Ellipse zu sehr großen Anfangsrissbreiten an der Oberfläche. Begründet wird dies jedoch durch die Tatsache, dass oberflächennahe Fehler angesichts der sogenannten „toten Zone“¹ bei einer UT-Prüfung nicht zuverlässig detektierbar sind.

	Fehlerfläche nach Bild 2, EN 12680-2 [mm ²]	a₀ [mm]	c₀ [mm]	messbare Rissbreite (2 · c₀) [mm]
Gütestufe 2	125	5,6	14,1	28,2
Gütestufe 3	175	6,7	16,7	33,7
Gütestufe 4	250	8,0	19,9	39,8
Gütestufe 5	350	9,4	23,6	47,2

Tabelle 5.3: Gewählte Anfangsrisse für Oberflächenfehler, abgeleitet an Bild 2 der EN 12680-2 [29]

Für die innen liegenden elliptischen Fehler (siehe Bild 5.12) ergibt sich die maximale Fehlergröße aufgrund der Abhängigkeit des Fehlerabstands zur Prüffläche für einen

¹ Randbereich der Prüffläche, gilt nicht für alle Prüfköpfe

mittigen Fehler. Da die Fehlerfläche im Vergleich zu den Oberflächenfehlern zwar deutlich größer sein darf, der Fehler jedoch als ganze Ellipse mit einem Seitenverhältnis $a/c = 0,4$ abgebildet wird, vergrößern sich die kritische Rissbreite und -tiefe erst im Bereich größerer Wanddicken. Für die Bestimmung der bemessungsrelevanten Fehlerfläche nach Bild 5.7 wurde der Abstand zur Prüffläche durch einen Fehler mit 10 % Ausdehnung in Wanddickenrichtung ermittelt. Aus der resultierenden Fehlerfläche werden die Seitenverhältnisse der Ellipse abgeleitet. Aufgrund des ungünstig gewählten, festen Seitenverhältnisses von $a/c = 0,4$ [46] haben die elliptischen Fehler gleicher Fläche besonders bei niedrigeren Wanddicken eine deutlich größere Ausdehnung in Wanddickenrichtung als die zulässigen 10 %. Dennoch wird für den Nachweis auf der sicheren Seite liegend die zulässige Fehlergröße nach Bild 5.7 und ein festes Seitenverhältnis der Ellipse angesetzt. In Bild 5.13 sind die Anfangsrissgrößen a_0 in Abhängigkeit der Wanddicke und der Gütestufe dargestellt.

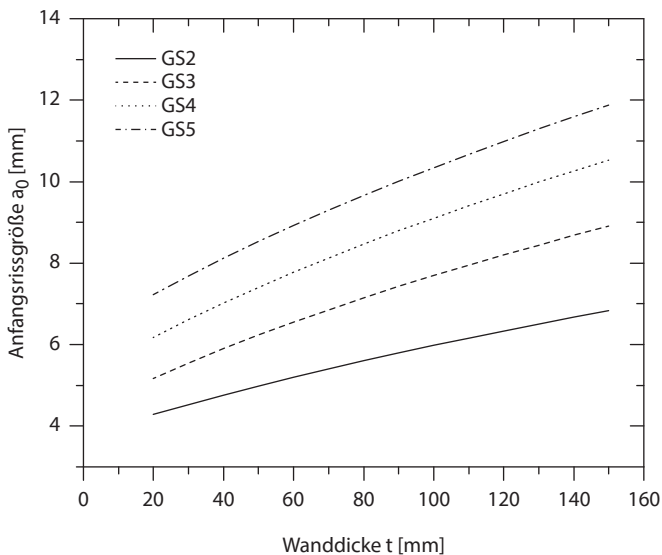


Bild 5.13: Anfangsrissgröße für innen liegenden elliptischen Fehler mit Seitenverhältnis von $a/c = 0,4$, abgeleitet nach Bild 2 der EN 12680-2[29]

Ein Vergleich der in Tabelle 5.3 und Bild 5.13 dargestellten Anfangsrissgrößen mit denen nach Gleichung 2.2 und 2.3 berechneten Rissgrößen für Schweißkonstruktion-

nen (1,5 bis 2,5 mm) verdeutlicht, dass für Erzeugnisse aus Stahlguss von wesentlich größeren Fehlern ausgegangen wird. Für die rechnerisch ungünstigeren Fehler an der Oberfläche oder nahe der Oberfläche liegen die gewählten Anfangsfehlergrößen nach [78] infolge ihrer Größe im Bereich einer hohen (> 90 %) Entdeckungswahrscheinlichkeit (POD-Probability of Detection) und können in der Regel durch Ausfugen und eine anschließende Fertigungsschweißung beseitigt werden. Daher wird auf weitere ungünstige Annahmen wie beispielsweise das Vergrößern der Fehlerfläche aufgrund unterstellter Ungenauigkeiten in der ZfP verzichtet.

Um den zuvor genannten Anforderungen nach EN 1993-1-10 [37] sowie dem zugehörigen Background Document [91] gerecht zu werden, wird im Folgenden das Risswachstum gemäß der modifizierten Annahmen für Bauteile im Hochbau unter vorwiegend ruhender Beanspruchung für die hier gewählten Anfangsrissergrößen und Referenzbauteile (Bild 5.12) aufgezeigt.

Für die Berechnung der Vorschädigung aus einer Ermüdungsbeanspruchung kann aufgrund der geringen zulässigen Spannungsschwingbreiten nach Gleichung 5.4 von einem stabilen Risswachstum ausgegangen werden, so dass sich dieses mithilfe der Paris-Erdogan-Gleichung abschätzen lässt. Wie in [11] beschrieben, zeigen Stahlgusswerkstoffe hinsichtlich der Bruchzähigkeit sowie der Werkstoffkonstanten für die Berechnung des Rissfortschritts im Vergleich zu Walz- und Schmiedestählen gleichen Legierungstyps keine Unterschiede. Nach [8, 10, 11] sind für die im Stahlbau relevanten Stahlgusswerkstoffe wie beispielsweise für den G20Mn5 sowie legierte Vergütungsstahlsorten im Vergleich zu unlegierten Standard-Walzstahlsorten sogar günstigere Rissfortschrittparameter angegeben. Für das Risswachstum werden im Folgenden dennoch auf der sicheren Seite liegend die für ferritisch-perlitische Stähle geltenden Rissfortschrittparameter verwendet [50].

$$\frac{da}{dN} = 2 \cdot 10^{-13} \cdot \Delta K^3 \quad \text{mit } \Delta K \text{ in } \text{Nmm}^{-3/2} \quad (5.6)$$

Diese Annahme ist ungünstiger als die verallgemeinerten ansetzbaren Werkstoffkonstanten für ferritisch-perlitische Baustähle mit einer R_e -Dehngrenze von 200 bis 1000 MPa aus dem Sprödbuchnachweis nach EN 1993-1-10 [37]. An dieser Stelle sei jedoch darauf hingewiesen, dass für die Literaturkennwerte keine näheren Informatio-

nen (mitgegossene Probe oder entnommene Probe, Probenabmessungen, Spannungsverhältnis, genauere Werkstoffspezifikationen) zu den Prüfungen vorliegen, so dass für die Berechnungen konservative Werten anzusetzen sind.

In [8] wird für den Werkstoff G20Mn5 ein Thresholdwert $\Delta K_{I,th}$ im Bereich zwischen 6 - 7,5 MPa \sqrt{m} (für ein Spannungsintensitätsverhältnis $R = 0,1$) angegeben. Ein Vergleich dieser Werte mit den in Tabelle 5.4 berechneten Spannungsintensitätsfaktoren für die gewählten Referenzbauteile nach Bild 5.12 und einer Spannungsschwingbreite von $\Delta\sigma = 26$ MPa macht deutlich, dass selbst für Gütestufe 5 (größter zulässiger Fehler) der Schwellenwert für die Referenzbauteile 1 und 2 (Bauteile ohne geometrische scharfe Kerbe) nicht erreicht wird. Für Referenzbauteil 3 hingegen führt schon eine für vorwiegend ruhend beanspruchte Bauteile anzusetzende Spannungsschwingbreite von $\Delta\sigma = 26$ MPa zu Spannungsintensitätsfaktoren, die über dem Thresholdwert $\Delta K_{I,th}$ liegen, so dass eine Vorschädigung aus Risswachstum rechnerisch berücksichtigt werden muss. Die Wanddicke für die Berechnungen wurde so gewählt, dass der Fehler der zulässigen 10 % Ausdehnung in Wanddickenrichtung sowie dem größtmöglichen Oberflächenfehler nach Bild 5.5 entspricht. Für den innen liegenden Fehler wurde die Fehlerfläche für eine nach [26] maximale Wanddicke von 300 mm berechnet.

	Geometrie	$\Delta\sigma$ [MPa]	GS	a_0 [mm]	t_0 [mm]	ΔK_I [MPa \sqrt{m}]
halbelliptischer Oberflächenriss	A.1	26	5	9,4	94	4,3
elliptischer Innenriss	A.2	26	5	16,0	300	5,1
Längssteife nach EN 1993-1-10	A.3	26	2	5,6	56	6,7
Längssteife nach EN 1993-1-10	A.3	26	5	9,4	94	8,7

Tabelle 5.4: Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren für die Referenzbauteile nach Anhang A.1 bis A.3 aus einer Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma = 26$ MPa

Ausgehend von den Ergebnissen nach Tabelle 5.4 und der Annahme, dass für das Referenzbauteil 3 (Längssteife) entsprechend der Forderungen nach [63, 91] auch für vorwiegend ruhend beanspruchte Bauteile eine Rissvergrößerung aus einer Ermüdungsbeanspruchung von $\Delta\sigma = 26$ MPa und 20.000 LW zusätzlich zum unterstellten Riss anzusetzen ist, ergibt sich für den statischen Nachweis die Bemessungsrissgröße zu:

$$a_d = a_0 + \Delta a \quad (5.7)$$

In Bild 5.14 ist exemplarisch für alle Gütestufen bei der maximalen Wanddicke von 300 mm die hinzukommende Vorschädigung Δa aus der Ermüdungsbeanspruchung dargestellt. Aufgrund der geringen Spannungsschwingbreite ist die zusätzlich anzusetzende Risstiefe zwar gering, wird in den folgenden Berechnung zum Nachweis ausreichender Sicherheit gegen Sprödbruch dennoch berücksichtigt.

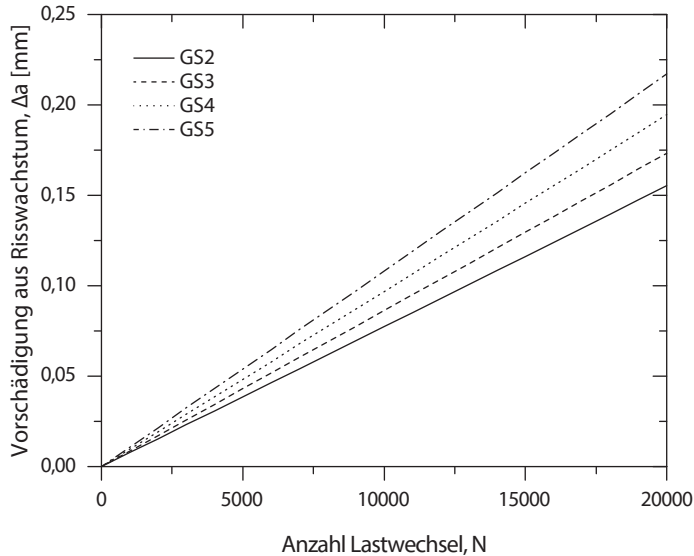


Bild 5.14: Zusätzliche Vorschädigung aus Risswachstum für vorwiegend ruhend beanspruchte Bauteile, berechnet für das Referenzbauteil 3

5.4.3 Abminderungsfaktor R_{GS} auf Basis einheitlicher bruchmechanischer Berechnungen

Wie in Abschnitt 5.3 beschrieben, gibt es in Anbetracht der Forderung, dass der Abstand zwischen zwei benachbarten Fehlern mindestens der größten Länge eines vorhandenen Fehlers entsprechen muss, eine Obergrenze für die maximal mögliche Gesamtfehlerfläche. Für die Gütestufen 4 und 5 ist daher für einen Nachweis im Nettoquerschnitt keine weitere Abstufung über den Abminderungsfaktor $R_{GS,imp}$ möglich.

Betrachtet man jedoch die mit zunehmender Gütestufe wesentlich größeren zulässigen Einzelfehler, wird deutlich, dass für eine Bewertung auf einheitlichem bruchmechanischen Beanspruchungsniveau eine zusätzliche gütestufenabhängige Abminderung erforderlich ist. Im Folgenden werden daher die Abminderungsfaktoren $R_{GS,imp}$ zur Berücksichtigung der Gesamtfehlerfläche in die Abminderungsfaktoren R_{GS} auf Basis einheitlicher bruchmechanischer Berechnungen überführt, so dass diese zusätzlich die maximalen Einzelfehlergrößen berücksichtigen. Durch das daraus resultierende einheitliche Beanspruchungsniveau lässt sich ein vereinfachter Sprödbruchnachweis ähnlich dem der EN 1993-1-10 [37] realisieren, ohne dass bei diesem zusätzlich in Gütestufen unterschieden werden muss.

Im Folgenden werden die Spannungsintensitätsfaktoren und Grenzlasten mit Hilfe der in Anhang A dargestellten Funktionen ermittelt (vgl. Abschnitt 4.5). Die Risszähigkeit des Werkstoffs wird auf Basis der Mindestanforderungen aus den technischen Lieferbedingungen gemäß Abschnitt 4.2 angesetzt.

Da die Größe der Oberflächenfehler für die Stahlgussstücke als konstant angenommen wird, erhöht sich der Spannungsintensitätsfaktor mit abnehmender Wanddicke. Für Wanddicken kleiner 30 mm sollte daher analog zu [39, 82] die Gütestufe 1 gewählt oder eine maximal zulässige Fehlergröße gesondert vereinbart werden. Die folgenden Betrachtungen werden daher als unterer Grenzwert mit einer Wanddicke von 30 mm durchgeführt.

Ausgehend von Gütestufe 2 wird die zusätzliche Abminderung aufgrund der größeren Einzelfehler bei gleicher Gesamtfehlerfläche abgeleitet. Der erweiterte Abminderungsfaktor R_{GS} ergibt sich aus einem iterativ bestimmten, zusätzlich eingeführten Faktor $R_{GS,frac}$ zur Vereinheitlichung der Beanspruchung im Sprödbruchnachweis sowie den Abminderungsfaktoren $R_{GS,imp}$ nach Abschnitt 5.3.

$$R_{GS} = R_{GS,imp} \cdot R_{GS,frac} \quad (5.8)$$

Durch eine iterative Berechnung kann R_{GS} so gewählt werden, dass sich die Spannungsintensitätsfaktoren bei einer bestimmten Risskonfiguration für alle Gütestufen gleichen. Für den halbelliptischen Oberflächenfehler erfüllen beispielsweise die verallgemeinerten Abminderungsfaktoren $R_{GS3} = 0,68$, $R_{GS4} = 0,57$ und $R_{GS5} = 0,50$ diese

Bedingung. Da jedoch sowohl die Fehlerverteilung ($R_{GS,imp}$) als auch die nachzuweisende Rissgröße auf einer Vielzahl ungünstiger Annahmen beruhen, werden die Abminderungsfaktoren R_{GS} gerundet und ergeben sich zu:

$$\begin{aligned}
 R_{GS2} &= R_{GS2,imp} \cdot R_{GS2,frac} = 0,80 \cdot 1,0 = 0,8 \\
 R_{GS3} &= R_{GS3,imp} \cdot R_{GS3,frac} = 0,75 \cdot 0,93 = 0,7 \\
 R_{GS4} &= R_{GS4,imp} \cdot R_{GS4,frac} = 0,70 \cdot 0,86 = 0,6 \\
 R_{GS5} &= R_{GS5,imp} \cdot R_{GS5,frac} = 0,70 \cdot 0,71 = 0,5
 \end{aligned}
 \tag{5.9}$$

Die J-Integrale, berechnet mit einer nach Gleichung 5.9 reduzierten Dehngrenze R_e , führen, wie in Bild 5.15 dargestellt, zu einer einheitlichen bruchmechanischen Beanspruchung unabhängig von der Gütestufe.

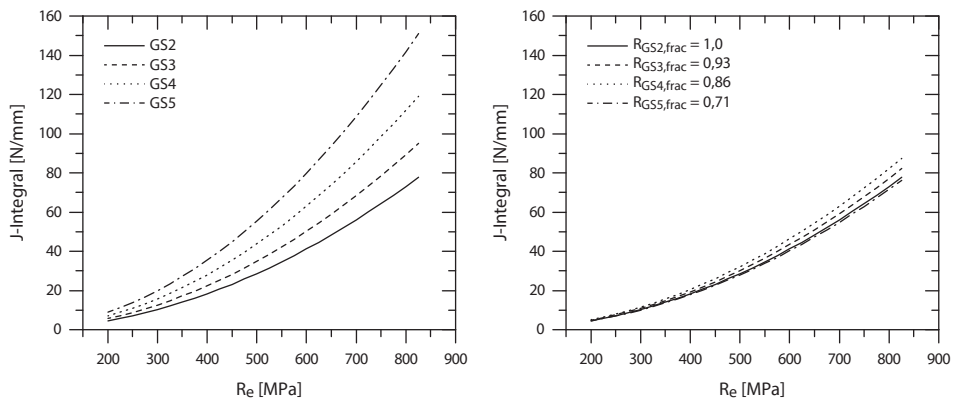


Bild 5.15: J-Integral bei plastischer Grenzlast für unterschiedliche Streckgrenzen für das Referenzbauteil 1; links: ohne Abminderungsfaktor, rechts: mit abgeminderter Streckgrenze

Ein positiver Nebeneffekt der gerundeten Abminderungsfaktoren R_{GS} ist, dass diese mit den in [53] aus Durchstrahlungsprüfungen abgeleiteten Faktoren korrelieren. Dadurch ist für den Tragwerksplaner die Bemessung vom ZfP-Verfahren entkoppelt. Es ist jedoch zu beachten, dass in [53] keine Untersuchungen zum Spröbruchverhalten von Stahlgussbauteilen durchgeführt wurden, so dass eine ausreichende Zähigkeit gesondert nachzuweisen ist.

Für den innen liegenden elliptischen Riss nach Anhang A.2 führen, wie in Bild 5.16 dargestellt, die gewählten Abminderungsfaktoren R_{GS} ebenfalls zu einer einheitlichen bruchmechanischen Beanspruchung. Für das Referenzbauteil 2 ist die Fehlergröße jedoch abhängig von der Wanddicke. Die in Bild 5.16 exemplarisch aufgezeigten Berechnungen wurden mit einer Wanddicke von 150 mm durchgeführt, sind jedoch in Bezug auf die einheitliche Bewertung übertragbar.

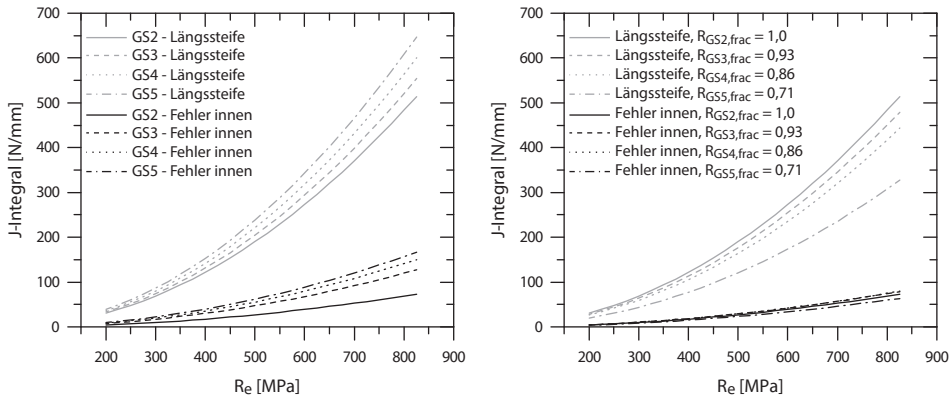


Bild 5.16: J-Integral bei plastischer Grenzlast für unterschiedliche Streckgrenzen für die Referenzbauteile 2 und 3; links: ohne Abminderungsfaktor, rechts: mit abgeminderter Streckgrenze

Bei der Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors für das Referenzbauteil 3 (Längssteife) wird zusätzlich zur Funktion F_m , die im Wesentlichen die Rissgröße, Rissform sowie die Abmessungen der Grundstruktur abdeckt, noch eine Geometriefunktion M_k eingeführt (vgl. Anlage A.3). Durch diese empirisch ermittelte Geometriefunktion wird der Einfluss von Spannungskonzentrationen aus zusätzlichen Kerben, beispielsweise der aufgeschweißten Längsrippe, berücksichtigt [90]. Wie zu erwarten, wirkt sich eine zusätzliche Kerbe in besonderem Maße auf die Korrekturfunktion L_r aus, da es im Kerbgrund schon weit vor dem Erreichen der plastischen Kollapslast zum Fließen kommt und damit zu einer erhöhten Rissaufweitung. Wird nun für hohe Gütestufen, d. h. schlechtere Bauteilqualitäten die Nennspannung stark abgemindert, so dass der Plastifizierungsgrad im Rissligament sehr klein ist, verringert sich der Einfluss der Kerbe und das J-Integral wird deutlicher reduziert. Wie in Bild 5.16 zu sehen,

führt dieser Effekt jedoch lediglich für Gütestufe 5 (technisch kaum relevant) zu stark konservativen Ergebnissen. Daher werden die Abminderungsfaktoren R_{GS} einheitlich entsprechend Gleichung 5.9 gewählt und auf sicherer Seite liegend auf eine weitere Unterteilung in Abhängigkeit einer Geometriefunktion verzichtet.

Zusammengefasst lässt sich festhalten, dass durch die zusätzliche Reduktion der Abminderungsfaktoren $R_{GS,imp}$ die deutlich größeren zulässigen Ungängen rechnerisch so erfasst werden, dass mit steigender Gütestufe in Bezug auf den Sprödbruchnachweis von einer einheitlichen beziehungsweise konservativen Beanspruchung auszugehen ist.

5.4.4 Abminderungsfaktor R_{frac} zur Berücksichtigung ausreichender Sicherheit gegen Sprödbruch

Die experimentellen Untersuchungen haben gezeigt, dass Bauteile mit Gussfehlern bei zusätzlichen ungünstigen Einflüssen auf das Sprödbruchverhalten (tiefe Einsatztemperatur, Riss im Bereich einer geometrischen Kerbe) schon weit vor dem Erreichen der rechnerischen plastischen Kollapslast schlagartig versagen können. Dadurch wird deutlich, dass neben dem „klassischen“ Tragfähigkeitsnachweis zwingend auch der Nachweis einer ausreichenden Werkstoffzähigkeit erbracht werden muss.

Angelehnt an das Vorgehen zur Erstellung der Tabelle 2.1 nach EN 1993-1-10 [37] wird im Folgenden der Sprödbruchnachweis für Stahlgusserzeugnisse in Kombination unterschiedlicher Einflussparameter geführt. Da sich die hier untersuchten Stahlgusswerkstoffe hinsichtlich der mechanisch-technologischen Werkstoffkennwerte nicht von bauaufsichtlich geregelten Walzstahlsorten unterscheiden, kann die Vorgehensweise für den Sprödbruchnachweis gemäß EC3 in Bezug auf die Einwirkungen, die Kombinations- und Sicherheitsbeiwerte und der rechnerisch anzusetzenden Bezugstemperatur übertragen werden. Über die Bezugstemperatur wiederum können weite Einflüsse, wie beispielsweise erhöhte Dehnraten oder zusätzliche Sicherheitsanforderungen, berücksichtigt werden. Detaillierte Hintergründe zum Sprödbruchkonzept des EC3 finden sich in [63, 67, 89–91].

Entgegen dem Vorgehen nach EC3 wird der Nachweis jedoch nicht über die größte zulässige Erzeugnisdicke geführt, sondern anhand eines Abminderungsfaktors R_{frac} bestimmt. Dadurch erweitert sich zwar die Bemessungstabelle um einen Faktor, jedoch ermöglicht dies dem Tragwerksplaner in Kombination mit dem Abminderungsfaktoren R_{GS} eine für die Bemessung ansetzbare Dehngrenze R_e direkt und einfach zu ermitteln.

Die Eingangsparameter für die Berechnung berücksichtigen die wesentlichen negativen Einflüsse auf das Sprödbruchverhalten und ergeben sich zu:

- Ausnutzungsgrad, basierend auf Einwirkungen für eine außergewöhnliche Bemessungssituation. Das heißt einfache Lasten unter Berücksichtigung der Kombinationsbeiwerte, konform zum EC3.
- Bezugstemperatur konform zum EC3, mit $\Delta T_\sigma = 0 \text{ °C}$
- Erzeugnisdicke
- Mechanisch-technologischen Werkstoffkennwerte nach technischer Lieferbedingung, abhängig von der Erzeugnisdicke
- Erzeugnisgeometrie mit einer Unterscheidung in Stahlgussstücke mit und ohne zusätzliche Spannungskonzentration aus einer geometrischen Kerbe
- Gütestufe mit einer Unterscheidung in GS1 und GS2 bis GS5

Ebenfalls konform zum Sprödbruchnachweis nach EC3 wird zusätzlich zu den Einwirkungen aus der planmäßigen Bemessungssituation eine Spannung von 100 MPa zur Berücksichtigung von unplanmäßigen Beanspruchungen, beispielsweise aus Zwängungen, angesetzt.

Unter Berücksichtigung der zulässigen Gesamtfehlerfläche in Form des Abminderungsfaktors $R_{GS,imp}$ ist für den Sprödbruchnachweis im Nettoquerschnitt genau die Dehngrenze R_e nachzuweisen. Weiterhin ist durch die Einführung des Faktors $R_{GS,frac}$ nach Gleichung 5.9 die Beanspruchung vereinheitlicht, so dass im Sprödbruchnachweis die Unterschiede zwischen GS2 bis GS5 nur noch gering sind. Damit in den Bemessungstabellen nicht zwischen den Gütestufen unterschieden werden muss, wird dennoch jede Rechnung für GS2 bis GS5 durchgeführt, aber nur der *Lower Bound*-Wert ausgegeben. Wie im Abschnitt zuvor gezeigt, führt dieses Vorgehen nur bei

Referenzbauteil 3 und GS5 zu stark konservativen Ergebnissen. In Bild 5.17 ist ein detailliertes Ablaufschema zur Berechnung des Abminderungsfaktors für die Sprödbruchsicherheit R_{frac} dargestellt.

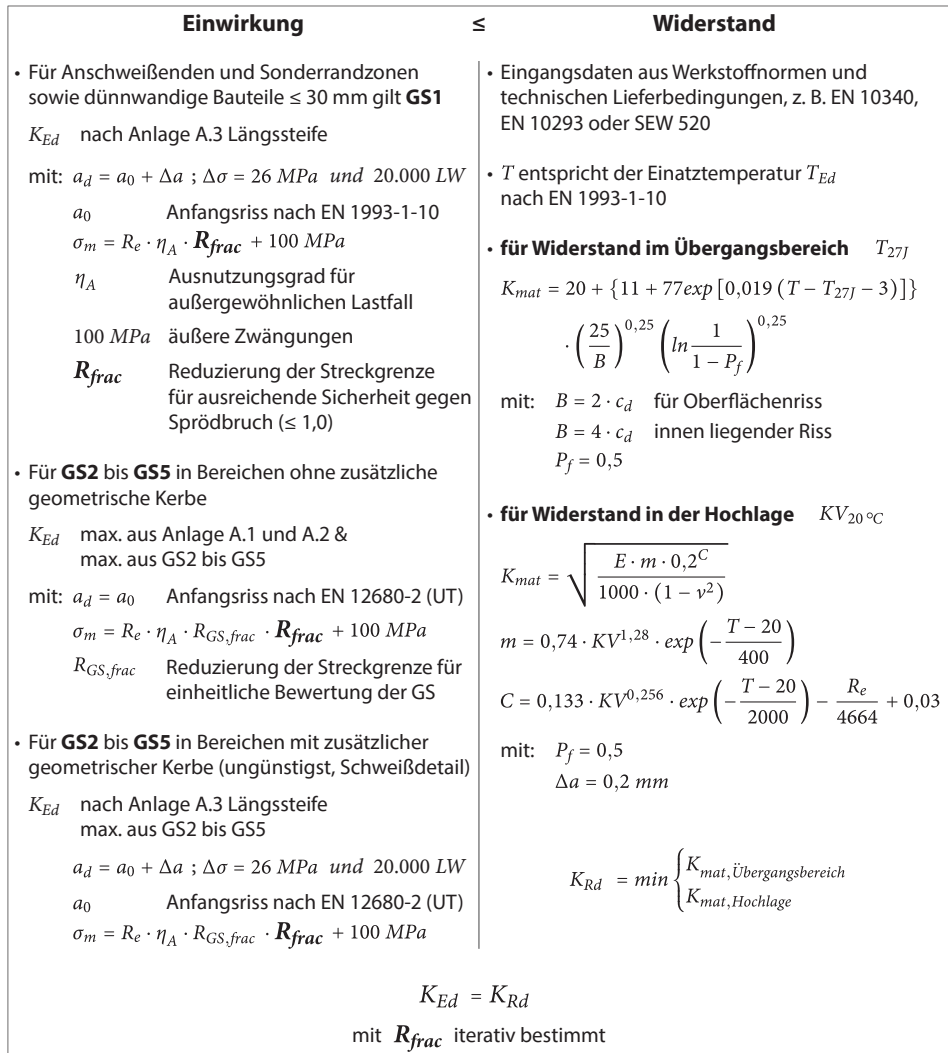


Bild 5.17: Zusammengefasstes Ablaufschema zur Bestimmung von R_{frac}

Da für Gütestufe 1 keine Ungenzen mit messbarer Ausdehnung zugelassen sind, diese jedoch im Bereich von Anschweißenden anzuwenden ist, müssen hier mindestens die Forderungen für geschweißte Konstruktionen aus Walzstahl sowie deren Anfangsfehler übernommen werden. Daher wird für die Gütestufe 1, wie in Bild 5.17 dargestellt, das Worst-Case-Szenario gemäß EC3 angenommen. Ausgehend von einer Anfangsrisssgröße (Gleichung 2.3) wird ein Risswachstum für vorwiegend ruhend beanspruchte Bauteile (Abschnitt 5.4.2) angesetzt. Berücksichtigt man den Aspekt, dass für Stahlgussbauteile die Schweißnaht im Normalfall nicht im Bereich geometrischer Kerben liegt, ist die Bewertung der Gütestufe 1 auf Basis des Referenzbauteils 3 eine stark konservative. Da mit einer zusätzlichen metallurgischen Kerbe (lokale Aufhärtung) aus dem Schweißprozess zu rechnen ist und keine experimentellen Untersuchungen für Stahlgussbauteile vorhanden sind, die eine Besserstellung im Vergleich zu Walzstahl-sorten rechtfertigen, werden die konservativen Annahmen des EC3 dennoch übernommen.

Für Bauteile der Gütestufen 2 bis 5 ohne zusätzliche geometrische Kerbe werden die Referenzbauteile 1 und 2 untersucht. Der Abminderungsfaktor R_{frac} ergibt sich jeweils aus dem maßgebenden Referenzbauteil, so dass bei dünnwandigen Bauteilen der Oberflächenfehler ausschlaggebend wird und bei dickwandigen Bauteilen der wesentlich größere innen liegende Fehler. Für Stahlgussbauteile mit Kerben, schroffen Wanddickensprüngen oder hohen Formzahlen aus der Geometrie wird für die Gütestufen 2 bis 5 das ungünstige Referenzbauteil 3 nach EC3 jedoch mit den deutlich größeren zulässigen Oberflächenfehlern nach Abschnitt 5.4.2 berechnet.

Auf der Widerstandsseite wird die rechnerisch ansetzbare Risszähigkeit abweichend zum EC3 gemäß Abschnitt 4.2 ermittelt. Dabei wird in einen Widerstand für den Übergangsbereich und einen für die Hochlage unterschieden. Bemessungsrelevant wird jeweils der geringere Wert.

Die Berechnung des Abminderungsfaktors R_{frac} erfolgt letztlich über eine iterative Berechnungsschleife, so dass die Einwirkung genau dem Werkstoffwiderstand entspricht. In den Tabellen 5.5 bis 5.7 sind die Ergebnisse der Berechnungen dargestellt. Es zeigt sich, dass für den im Bauwesen häufig eingesetzten Werkstoff G20Mn5 erst für dickwandige, gekerbte Bauteile bei niedriger Einsatztemperatur eine zusätzliche Abminderung in Bezug auf die Sprödbruchgefahr erforderlich ist. Selbst für den hochfesten

Werkstoff G22NiMoCr5-6 ist für die Referenzbauteile 1 und 2 bei der üblichen Bezugstemperatur von $T_{Ed} = -30\text{ °C}$ bis zu einer Erzeugnisdicke von 70 mm keine Abminderung notwendig. Auch für Gütestufe 1 ist der Abminderungsfaktor R_{GS} für die üblichen Wanddicken in der Anschweißzone trotz der zuvor beschriebenen konservativen Annahmen gering.

Werkstoff	Wanddicke [mm]	Bemessungstemperatur T_{Ed} [°C]																																		
		10	0	-10	-20	-30	-40	-50	10	0	-10	-20	-30	-40	-50	10	0	-10	-20	-30	-40	-50														
		$\sigma_{Ed} = 0,75 \cdot R_e$						$\sigma_{Ed} = 0,50 \cdot R_e$						$\sigma_{Ed} = 0,25 \cdot R_e$																						
G20Mn5+QT EN 10340	10																																			
	20																																			
	30																																			
	40																																			
	50																																			
	60																																			
	70																																			
	80																																			
	90																																			
	100																																			
G22NiMoCr5-6 SEW 520	10																																			
	20																																			
	30																		0,95			0,87														
	40																		0,88			0,79														
	50																		0,83			0,73														
	60																		0,79		0,78	0,69														
	70																		0,75		0,74	0,66													0,92	
	80																		0,73		0,71	0,63												0,99	0,88	
	90																		0,70		0,68	0,60				0,99							0,96	0,85		
	100																		0,68		0,66	0,58				0,96							0,92	0,82		

keine Reduktion erforderlich

Tabelle 5.5: Reduktionsfaktor R_{frac} für Gütestufe 1

Erst in Kombination mit zusätzlichen Spannungserhöhungen (Referenzbauteil 3) wird eine deutlichere Abminderung der rechnerischen Streckgrenze notwendig. Ein Vergleich mit den experimentellen Untersuchungen (berechneter Tabellenwert rot in den Bildern 4.17 bis 4.20 eingezeichnet) zeigt jedoch, dass insbesondere für Sprödbrech gefährdete, hochfeste Werkstoffe die Ergebnisse nach Tabelle 5.7 zu sinnvollen, nicht überkonservativen Ergebnissen führen. Die experimentellen Ergebnisse für den Werkstoff G20Mn5 hingegen werden durch die berechneten Abminderungsfaktoren R_{frac} deutlich unterschätzt. Damit zeigt sich, dass besonders für zähe Werkstoffe durch eine Bewertung auf Basis der EPBM (Abschnitt 4.4) eine deutliche Traglaststeigerung möglich ist.

5 Verallgemeinertes Bemessungskonzept für Stahlgussbauteile

Werkstoff	Wanddicke [mm]	Bemessungstemperatur T_{Ed} [°C]																		
		10	0	-10	-20	-30	-40	-50	10	0	-10	-20	-30	-40	-50	10	0	-10	-20	-30
		$\sigma_{Ed} = 0,75 \cdot R_e$					$\sigma_{Ed} = 0,50 \cdot R_e$					$\sigma_{Ed} = 0,25 \cdot R_e$								
G20Mn5+QT EN 10340	30																			
	40																			
	50																			
	60																			
	70																			
	80																			
	90																			
	100																			
	110																			
	120																			
	130																			
140																				
150																				
G22NiMoCr5-6 SEW 520	30																			
	40																			
	50																			
	60																			
	70																			
	80																			
	90																			
	100																			
	110																			
	120																			
	130																			
	140																			
	150																			

keine Reduktion erforderlich
 Ungänze oberflächennah
 Ungänze innen liegend

Tabelle 5.6: Reduktionsfaktor R_{frac} für die Gütestufen 2 bis 5 für Erzeugnisse ohne Spannungskonzentrationen aus der Bauteilgeometrie

Die einheitlichen Abminderungsfaktoren für Temperaturen zwischen 10 °C und -30 °C sind auf das Hochlagenverhalten auf Seiten des Werkstoffwiderstandes (Bild 5.17) zurückzuführen. Auch hier zeigt sich durch einen Vergleich mit den experimentell bestimmten Übergangskurven in Bild 3.14, dass diese Annahme besonders für den hochfesten Werkstoff richtig ist, da die gemessenen Kerbschlagarbeiten zwischen 0 °C und -30 °C in der gleichen Größenordnung liegen.

Durch den Abminderungsfaktor R_{frac} nach den Bemessungstabellen 5.5 bis 5.7 wird dem Tragwerksplaner die Möglichkeit gegeben, den Nachweis einer ausreichenden Sicherheit gegen sprödes Bauteilversagen zu führen, ohne die Bruchmechanik anwenden zu müssen. Es ist jedoch zu beachten, dass R_{frac} zum einen über den von der Gütestufe abhängigen Faktor $R_{GS,frac}$ ermittelt wurde und zum anderen nur bis zum Er-

reichen der Dehngrenze R_e (EPBM) gültig ist, so dass dieser nur in Kombination mit dem Abminderungsfaktor R_{GS} gültig ist, da sonst die Spannung aufgrund der großen zulässigen Gesamtfehlerfläche deutlich über R_e liegt.

Werkstoff	Wand- dicke [mm]	Bemessungstemperatur T_{Ed} [°C]																				
		$\sigma_{Ed} = 0,75 \cdot R_e$					$\sigma_{Ed} = 0,50 \cdot R_e$					$\sigma_{Ed} = 0,25 \cdot R_e$										
		10	0	-10	-20	-30	-40	-50	10	0	-10	-20	-30	-40	-50	10	0	-10	-20	-30	-40	-50
G20Mn5+QT EN 10340	30	keine Reduktion erforderlich					0,97	0,88	keine Reduktion erforderlich					keine Reduktion erforderlich								
	40						0,94	0,84														
	50						0,90	0,81														
	60	keine Reduktion erforderlich		0,97	0,87	0,78	keine Reduktion erforderlich		keine Reduktion erforderlich		keine Reduktion erforderlich		keine Reduktion erforderlich		keine Reduktion erforderlich							
	70			0,94	0,84	0,76											0,97					
	80	keine Reduktion erforderlich		0,91	0,81	0,74	keine Reduktion erforderlich		keine Reduktion erforderlich		keine Reduktion erforderlich		keine Reduktion erforderlich		0,94							
	90			0,89	0,79	0,72									0,92							
	100	keine Reduktion erforderlich		0,98	0,87	0,78	0,70	keine Reduktion erforderlich		keine Reduktion erforderlich		keine Reduktion erforderlich		0,99	0,90							
	110			0,96	0,85	0,76	0,69							0,97	0,88							
	120	keine Reduktion erforderlich		0,94	0,83	0,75	0,68	keine Reduktion erforderlich		keine Reduktion erforderlich		keine Reduktion erforderlich		0,96	0,86							
	130			0,92	0,81	0,73	0,66							0,94	0,85							
	140	keine Reduktion erforderlich		0,90	0,80	0,72	0,65	keine Reduktion erforderlich		keine Reduktion erforderlich		keine Reduktion erforderlich		0,92	0,84							
	150			0,98	0,89	0,79	0,71							0,64	0,91	0,82						
	G22NiMoCr5-6 SEW 520	30	0,74	keine Reduktion erforderlich		0,68	0,60	0,53	keine Reduktion erforderlich		0,94	0,83	0,74	keine Reduktion erforderlich								
		40	0,71			0,65	0,58	0,51			0,99	0,90	0,80						0,71			
50		0,67	0,62	0,55	0,49	0,95	0,87	0,77	0,68													
60		0,65	0,60	0,53	0,47	0,91	0,83	0,74	0,65	keine Reduktion erforderlich		keine Reduktion erforderlich		keine Reduktion erforderlich								
70		0,62	0,58	0,51	0,45	0,88	0,81	0,71	0,63													
80		0,61	0,56	0,49	0,44	0,85	0,78	0,69	0,61	keine Reduktion erforderlich		keine Reduktion erforderlich		keine Reduktion erforderlich								
90		0,59	0,54	0,48	0,42	0,83	0,76	0,67	0,59							0,97						
100		0,57	0,53	0,47	0,41	0,80	0,74	0,65	0,58	0,94												
110		0,56	0,52	0,45	0,40	0,79	0,72	0,64	0,56	0,92												
120		0,55	0,51	0,44	0,39	0,77	0,71	0,62	0,55	0,90												
130		0,54	0,50	0,44	0,38	0,75	0,69	0,61	0,54	0,88												
140		0,53	0,49	0,43	0,38	0,74	0,68	0,60	0,53	0,98	0,86											
150		0,52	0,48	0,42	0,37	0,73	0,67	0,59	0,52	0,96	0,85											

keine Reduktion erforderlich

Tabelle 5.7: Reduktionsfaktor R_{frac} für die Gütestufen 2 bis 5 für Erzeugnisse mit Spannungskonzentrationen aus der Bauteilgeometrie

In der praktischen Umsetzung kann der Tragwerksplaner letztlich durch die Wahl der Gütestufe für gekerbte und ungekerbte Bereiche eine abgestufte Bemessung durchführen. Die für den Nachweis ansetzbare Streckgrenze ergibt sich zu:

$$f_{y,d} = R_e \cdot R_{GS} \cdot R_{frac} \tag{5.10}$$

- R_e nach technischer Lieferbedingung in Abhängigkeit der Erzeugnisdicke
- R_{GS} nach Gleichung 5.8 in Abhängigkeit der gewählten Gütestufe
- R_{frac} nach Tabellen 5.5 bis 5.7 unabhängig von der Gütestufe

Der in Tabelle 5.8 dargestellte Vergleich zwischen den ansetzbaren Ausnutzungsgraden nach NA.B.2 (EC3-1-10) und Gleichung 5.10 zeigt, dass durch das hier vorgestellte Konzept besonders für Erzeugnisdicken über 50 mm eine deutliche Traglaststeigerung (265 %) erzielt wurde. Weiterhin ermöglicht das Konzept den Einsatz von Werkstoffen mit Streckgrenzen über 300 MPa, so dass der Einsatz in Tragstrukturen mit Walzstahlsorten größer S235 möglich ist.

Werkstoff	Referenzbauteil	Erzeugnisdicke	anzetzbare Streckgrenze nach NA.B.2 (EC3-1-10)	anzetzbare Streckgrenze berechnet mit R_{GS} und R_{frac}
		t [mm]	$f_{y,d} = \eta_{zug} \cdot R_e$ [MPa]	$f_{y,d} = R_{GS} \cdot R_{frac} \cdot R_e$ [MPa]
G20Mn5	1 & 2	30	0,75 · R_e	$0,80 \cdot 1 \cdot R_e = \mathbf{0,8} \cdot R_e$
		80	0,30 · R_e	$0,80 \cdot 1 \cdot R_e = \mathbf{0,8} \cdot R_e$
	3	30	0,75 · R_e	$0,80 \cdot 1 \cdot R_e = \mathbf{0,8} \cdot R_e$
		80	0,30 · R_e	$0,80 \cdot 0,91 \cdot R_e = \mathbf{0,73} \cdot R_e$
G22NiMoCr5-6	1 & 2	30	nicht geregelt	$0,80 \cdot 1 \cdot R_e = \mathbf{0,8} \cdot R_e$
		80		$0,80 \cdot 0,97 \cdot R_e = \mathbf{0,78} \cdot R_e$
	3	30		$0,80 \cdot 0,68 \cdot R_e = \mathbf{0,54} \cdot R_e$
		80		$0,80 \cdot 0,56 \cdot R_e = \mathbf{0,45} \cdot R_e$

Tabelle 5.8: Exemplarischer Vergleich der zulässigen Streckgrenze nach NA.B.2 (EC3-1-10) und Gleichung 5.10 für die beiden untersuchten Werkstoffe und Gütestufe 2

Ein weiterer wesentlicher Vorteil des Konzepts ist, dass eine sinnvoll abgestufte Bemessung ermöglicht wird. Das heißt, der Tragwerksplaner kann in Abhängigkeit der ermittelten einwirkenden Spannungen das Bauteil in Beanspruchungszonen unterteilen und diese unabhängig von der Erzeugnisdicke entsprechend Gleichung 5.10 einer Gütestufe zuweisen. Ein gesonderter Sprödbruchnachweis für jede der gewählten Beanspruchungszonen ist bei der Anwendung des hier vorgestellten Konzepts nicht mehr notwendig. Durch die feiner abgestufte Einteilung in Gütestufen können durch den Tragwerksplaner in weiten Bereichen des Bauteils deutlich größere Fehler toleriert werden.

Die Zuordnung zu den Referenzbauteilen erfolgt ebenfalls abgestuft für einzelne Beanspruchungszonen. Im Bereich von Kerben wird beispielsweise der Faktor R_{frac} entweder nach Tabelle 5.7 bestimmt oder es besteht die Möglichkeit, für hochbeanspruchte Bauteile den Bereich der Kerbe als Sonderrandzone (GS1) auszuweisen, so dass der Faktor R_{frac} nach Tabelle 5.5 gewählt werden kann.

Weist eine Geometrie ungünstigere Kerben als Referenzbauteil 3 auf, ist es aufgrund komplexer Geometrien erforderlich lokal sehr große Dehnungen zuzulassen oder können durch Zusatzvereinbarungen höhere Anforderungen an die innere Beschaffenheit gestellt werden, so dass die Abminderung durch R_{GS} nicht erforderlich wird, besteht die Möglichkeit, einen bauteilspezifischen Tragfähigkeitsnachweis auf Basis der EPBM, wie in Abschnitt 4.4 aufgezeigt, zu führen. Die dafür benötigten Werkstoffkennwerte können nach Abschnitt 4.2 ermittelt werden und die anzusetzende Bemessungsrissgröße wird in Abschnitt 5.4.2 hergeleitet.

6 | Zusammenfassung und Ausblick

6.1 Zusammenfassung

Da beim Einsatz von Stahlguss die innere Beschaffenheit den rechnerisch ansetzbaren Bauteilwiderstand direkt beeinflusst, muss eine Anforderung in Form einer Gütestufe schon in der Entwurfs- und Planungsphase festgelegt werden. Eine sinnvolle Entscheidungsgrundlage bezüglich der Auswahl einer Qualitätsstufe in Abhängigkeit der Beanspruchung gibt es derzeit jedoch nicht. Ziel der vorliegenden Arbeit ist daher die Entwicklung und Verifikation eines Bemessungskonzeptes für Erzeugnisse aus Stahlguss unter vorwiegend ruhender Beanspruchung, das den Zusammenhang zwischen Ausnutzungsgrad und benötigter Gütestufe herstellt.

Um den Einfluss von Gussfehlern auf das Tragverhalten experimentell aufzuzeigen, wurden Zugproben mit unterschiedlichen realen Gussfehlern aus den Werkstoffen G20Mn5 und G22NiMoCr5-6 hergestellt und geprüft. Für die Kalibrierung eines Rechenmodells zur Berücksichtigung von Ungängen aus dem Gießprozess ist es erforderlich, die innere Beschaffenheit und die mechanisch-technologischen Werkstoffigenschaften möglichst genau aufzuzeigen. Daher wurden alle Probekörper computertomographisch untersucht, Makro- und Mikroschliffbilder angefertigt sowie umfangreiche Werkstoffprüfungen durchgeführt.

Die Ergebnisse der Zugversuche zeigen, dass sich die vorhandenen Fehler besonders negativ auf die Bruchdehnung auswirken. Schon ein kleiner Fehler (~4 % der Querschnittsfläche) kann zu einer Reduzierung der mittleren Bruchdehnung von bis zu 80 % führen. Weiterhin kam es bei einer Prüftemperatur von -50 °C bei nahezu allen Proben zu einem schlagartigen Bauteilversagen. Aufgrund des spröden Verhaltens in Kombination mit den detektierten, rissartigen Imperfektionen im Nahfeld der Fehler wird ausgehend von den experimentellen Untersuchungen ein numerisches Berechnungsmodell mit einem bruchmechanischen Versagenskriterium hergeleitet. Durch eine Variation der unterschiedlichen Modellparameter wird gezeigt, dass schon bei sehr kleinen Rissen (1 mm) im Bereich der Ungängen die Fehlergeometrie vernach-

lässigt werden kann, so dass ein Gussfehler auf sicherer Seite liegend als ebener, rechtwinklig zur größten Hauptspannung ausgerichteter Riss approximiert werden sollte.

Um die Übertragbarkeit der numerischen Berechnungsmethode auf größere Erzeugnisdicken experimentell abzusichern, wurden gekerbte Vierpunktbiegeproben mit Wanddicken von 45 mm, 75 mm und 112,5 mm geprüft. Da diese experimentellen Untersuchungen eine ungünstige Bemessungssituation abbilden sollen, wurden in den Proben zur Berücksichtigung zulässiger Gussfehler zusätzlich definierte Risse im Bereich der Kerbe eingebracht. Die Ergebnisse der bei -50 °C durchgeführten Versuche zeigen, dass für den Werkstoff G20Mn5 trotz der vielen negativen Einflüsse die plastische Grenztragfähigkeit für alle Erzeugnisdicken erreicht wird. Bei dem hochfesten Werkstoff G22NiMoCr5-6 hingegen kam es für die dickwandigen Proben schon bei 50 % der elastischen Grenztragfähigkeit zu einem schlagartigen Versagen. Diese Ergebnisse verdeutlichen, dass der Nachweis einer ausreichenden Sicherheit gegen sprödes Bauteilversagen für Erzeugnisse aus Stahlguss zwingend erforderlich ist.

Ausgehend von den experimentellen Untersuchungen wurde eine Nachweismethode auf Basis von FEM-Berechnungen unter Anwendung der EPBM entwickelt. Dafür wurde eine Bemessungsrissgröße (stellvertretend für die Gussfehler) in Abhängigkeit der Gütestufe hergeleitet. Weiterhin wurde auf die rechnerisch ansetzbaren Werkstoffkennwerte, abgeleitet aus den Mindestanforderungen der technischen Lieferbedingungen, eingegangen. Diese numerische Nachweismethode ermöglicht zum einen den Tragsicherheitsnachweis für komplexe Geometrien und Bauteile mit lokalen Spannungskonzentrationen aus hohen Formzahlen, zum anderen ist besonders für zähe Werkstoffe durch die Anwendung der EPBM eine plastische Bemessung trotz ungünstig angenommener Gussfehler möglich. Ein Vergleich der numerisch berechneten Traglasten mit den experimentellen Untersuchungen zeigt eine sehr gute Übereinstimmung.

Durch den hohen Modellierungsaufwand zur Implementierung von Rissen, der langen Rechenzeiten sowie der Tatsache, dass leistungsstarke sowie teure Soft- und Hardware für die Umsetzung der numerischen Berechnungsmethode erforderlich sind, ist der Nachweis im Rahmen einer üblichen baupraktischen Anwendung jedoch kaum zu realisieren. Aus diesem Grund wird die bruchmechanische Berechnung für den Nachweis der Sprödbrechtsicherheit, angelehnt an das Vorgehen des EC3-1-10, in ei-

nen rein spannungsbasierten Nachweis überführt. Dies erfolgt durch eine Reduzierung der rechnerisch ansetzbaren Streckgrenze über die Einführung von zwei Abminderungsfaktoren. Dabei wird durch einen Faktor die Zunahme der Nennspannungen infolge der Querschnittsverluste durch die Fehlstellen sowie die maximalen Einzelfehlergrößen in Abhängigkeit der Gütestufe abgedeckt und durch den zweiten der Sprödnachweis in Abhängigkeit der Bezugstemperatur, der Erzeugnisdicke, der Bauteilnutzung, des Werkstoffs sowie der Bauteilgeometrie. Mit dieser Verfeinerung wird dem Tragwerksplaner auf Basis einer einfachen Bemessungstabelle die Möglichkeit gegeben, eine hinsichtlich der Beanspruchung abgestufte Qualitätsanforderung zu definieren.

6.2 Ausblick

Durch die aufgezeigten Nachweismethoden ist es dem Tragwerksplaner möglich, Erzeugnisse aus Stahlguss für vorwiegend ruhende Beanspruchungen sicher zu bemessen. Da sich diese Bemessung jedoch auf modifizierte Zulässigkeitsgrenzen für die UT-Prüfung sowie die Mindestanforderungen aus den technischen Lieferbedingungen stützt, ist es erforderlich, die gestellten Anforderungen mit dem Hersteller (Gießerei) gesondert zu vereinbaren. Aufgrund bestehender Vergabeordnungen ist eine Kommunikation zwischen Tragwerksplaner und Gießerei jedoch in den meisten Fällen nicht gegeben. Für den bauaufsichtlichen Bereich sollten daher die allgemeinen technischen Lieferbedingungen nach EN 1559 [34, 35] durch eindeutige Regelungen für das Bauwesen ersetzt werden. Dabei sollten, angelehnt an die Lieferbedingungen für Walzstahlsorten, Prüfungsumfang, -methode, -häufigkeit und insbesondere die Anforderungen an die Probenentnahme eindeutig geregelt werden. Neben der Streckgrenze und Zugfestigkeit muss zwingend eine Übertragbarkeit der gemessenen Kerbschlagarbeit, ermittelt an mitgegossenen Prüfblöcken, auf das Gussstück gewährleistet werden. Ohne diese Forderung ist ein sinnvoller Nachweis der ausreichenden Sicherheit gegen sprödes Bauteilversagen nicht realisierbar.

Da weiterhin die Qualität der ZfP-Prüfungen in großem Maße von den Randbedingungen, das heißt der Bauteilgeometrie, der Oberflächenqualität sowie den Prüfeinrichtungen, abhängig ist, sollte besonders für hochbeanspruchte Bereiche schon in der Bemessungsphase überprüft werden, ob sich Gussfehler zuverlässig detektieren lassen

oder ob von einer niedrigeren Gütestufe auszugehen ist. Um dem Tragwerksplaner dafür eine Entscheidungsgrundlage zu geben, sollten Untersuchungen zur Anzeigegenauigkeit der Prüfverfahren explizit für repräsentative Stahlgusserzeugnisse durchgeführt und in einer für den konstruktiven Ingenieur anwendbaren Form aufbereitet werden.

Bezüglich der Werkstoffkennwerte wäre es wünschenswert, in zukünftigen Projekten eine Datenbasis für unterschiedliche Stahlgussorten hinsichtlich bruchmechanischer Kennwerte zu schaffen, um die Übertragbarkeit von experimentell ermittelten Werkstoffkorrelationen aus gewalzten Stählen sicherzustellen. Weiterhin sollte überprüft werden, ob der Übertrag bruchmechanischer Kennwerte von an Y-Proben bestimmten Kennwerten auf gegossene Bauteile zulässig ist, da diese eventuell durch Unterschiede auf mikroskopischer Ebene beeinflusst werden können.

Die Umsetzung eines verallgemeinerten Bemessungskonzepts für Erzeugnisse aus Stahlguss unter Ermüdungsbeanspruchung lässt sich durch eine Weiterentwicklung der hier angestellten Untersuchungen realisieren. Entscheidend hierfür ist jedoch eine abgesicherte Datenbasis von Rissfortschrittsparametern für Stahlgusswerkstoffe. Fraglich ist jedoch, ob sich aufgrund der großen zulässigen Fehler nach den derzeitigen ZfP-Prüfnormen ein technisch und wirtschaftlich sinnvolles Nachweiskonzept erstellen ließe oder ob es zielführend sein kann, für ermüdungsbeanspruchte Bauteile neue Qualitätsanforderungen auf Basis wissenschaftlicher Untersuchungen zu definieren.

Literaturverzeichnis

- [1] AL LAHAM, S.: Stress Intensity Factor and Limit Load Handbook: EPD/GEN/REP/0316/98. Issue 2. British Energy Generation Ltd, 1998.
- [2] AMSTUTZ, H., DAHL, W., LANGENBERG, P. & SEEGER, T.: Failure assessment of cast steel bridge piers by the CEGB R6-concept of fracture mechanics: Advances in Fracture Mechanics: Proc. of the 9. Intern. Conf. on Fracture, Sydney, 1.-5.4.1997. - Vol 1: Failure Analysis, Remaining Life Assessment, Life Extension and Repair. In: Oxford: Pergamon Pr. (1997), S. 499–506.
- [3] ASTM E1820, 2011: Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness.
- [4] ASTM E186, 2010: Standard Reference Radiographs for Heavy-Walled (2 to 4½-in. (50.8 to 114-mm)) Steel Castings.
- [5] ASTM E280, 2010: Standard Reference Radiographs for Heavy-Walled (4½ to 12-in. (114 to 305-mm)) Steel Castings.
- [6] ASTM E446, 2010: Standard Reference Radiographs for Steel Castings Up to 2 in. (50.8 mm) in Thickness.
- [7] BANNISTER, A. C.: Structural integrity assessment procedures for European Industry: SINTAP: sub-task 3.3 report: final issue determination of fracture toughness from Charpy impact energy: procedure and validation. British Steel, 1998.
- [8] BERGER, C., BLAUDEL, G., HODULAK, L., PYTTEL, B. & VARFOLOMEYEV, I.: Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile. 3., überarb. Ausg., Stand 2009. FKM-Richtlinie. Frankfurt am Main: VDMA-Verlag, 2009.
- [9] BLAIR, M., MONROE, R., HARDIN, R. A. & BECKERMANN, C.: A New Standard for Radiographic Acceptance Criteria for Steel Castings. In: Proceedings of the 62th SFSA Technical and Operating Conference. Chicago, IL, 2008, Paper No. 5.5.

- [10] BLAIR, M., STEVENS, T. L. & LINSKEY, B.: Steel castings handbook. 6th ed. Materials Park, Ohio: Steel Founders' Society of America & ASM International, 1995.
- [11] BLUMENAUER, H. & PUSCH, G.: Technische Bruchmechanik: Mit 48 Tabellen. 3., stark überarb. Aufl, Leipzig & Stuttgart: Dt. Verl. für Grundstoffindustrie, 1993.
- [12] BREZNAK, E. S., VISHNEVSKY, C. & WALLACE, J. F.: The effect of internal shrinkage discontinuities on the fatigue and impact properties of cast steel sections. Rocky River, Ohio: Steel founders Society of America, 1969.
- [13] BREZNYAK, E. S. & WALLACE, J. F.: Impact properties of cast steel sections with surface discontinuities. Rocky River, Ohio: Steel Founders' Society of America, 1967.
- [14] BRIDGMAN, P. W.: Studies in large plastic flow and fracture: With special emphasis on the effects of hydrostatic pressure. Metallurgy and metallurgical engineering series. New York, NY: McGraw-Hill, 1952.
- [15] BROCKS, W. & SCHNEIDER, I.: Numerical Aspects of the Path-Dependence of the J-Integral in Incremental Plasticity: How to calculate reliable J-values in FE analyses: Technical Note GKSS/WMS/01/08. Geesthacht: Institut für Werkstoffforschung GKSS-Forschungszentrum, 2001.
- [16] BS 7910, 2013: Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures.
- [17] Casting design and performance. Materials Park, Ohio: ASM International, 2009.
- [18] CHOI, C., MILLER, W. R., OBERACKER, D. A., TURNBULL, G. K., WALLACE, J. F. & WRIGHT, D. K.: Correlation of destructive testing of steel castings with stress analysis and mechanical properties. Cleveland, Ohio: Steel Founders' Society of America, 1962.

-
- [19] DAHL, W., LANGENBERG, P., CHRISTIANUS, D., MÖLL, R., SEEGER, T., AMSTUTZ, H. & KLEE, S.: Verwendung von Stahlguß GS-13 MnNi 6 4 für den Neubau der Kronprinzenbrücke in Berlin. Bericht FG-122/1995, Fachgebiet Werkstoffmechanik, TU Darmstadt, 98 Seiten, 1995.
- [20] DAHL, W. & REES, H.: Die Spannungs-Dehnungs-Kurve von Stahl. Düsseldorf: Verlag Stahleisen, 1976.
- [21] DAST-RICHTLINIE 009, 1973: Empfehlungen zur Wahl der Stahlgütegruppen für geschweißte Stahlbauten. Deutscher Ausschuß für Stahlbau. Köln.
- [22] DAST-RICHTLINIE 009 ENTWURF, 1998-09: Empfehlungen zur Wahl der Stahlsorte für geschweißte Stahlbauten. Deutscher Ausschuß für Stahlbau. Düsseldorf.
- [23] DIN 1076, 1999: Ingenieurbauwerke im Zuge von Straßen und Wegen - Überwachung und Prüfung.
- [24] DIN 1690-2, 1985: Technische Lieferbedingungen für Gußstücke aus metallischen Werkstoffen; Stahlgußstücke; Einteilung nach Gütestufen aufgrund zerstörungsfreier Prüfungen.
- [25] DIN 18800-1, 2008: Stahlbauten – Teil 1: Bemessung und Konstruktion.
- [26] DIN EN 10340, 2008: Stahlguss für das Bauwesen.
- [27] DIN EN 1090-2, 2008: Ausführung von Stahltragwerken und Aluminiumtragwerken - Teil 2: Technische Regeln für die Ausführung von Stahltragwerken.
- [28] DIN EN 12680-1, 2003: Gießereiwesen - Ultraschallprüfung - Teil 1: Stahlgussstücke für allgemeine Verwendung.
- [29] DIN EN 12680-2, 2003: Gießereiwesen - Ultraschallprüfung - Teil 2: Stahlgussstücke für hoch beanspruchte Bauteile.
- [30] DIN EN 12681, 2003: Gießereiwesen - Durchstrahlungsprüfung.
- [31] DIN EN 1369, 2013: Gießereiwesen - Magnetpulverprüfung.
- [32] DIN EN 1370, 2012: Gießereiwesen - Bewertung des Oberflächenzustandes.

- [33] DIN EN 1371-1, 2012: Gießereiwesen - Eindringprüfung - Teil 1: Sand-, Schwerkraftkokillen- und Niederdruckkokillengussstücke.
- [34] DIN EN 1559-1, 2011: Gießereiwesen - Technische Lieferbedingungen - Teil 1: Allgemeines.
- [35] DIN EN 1559-2, 2014: Gießereiwesen - Technische Lieferbedingungen - Teil 2: Zusätzliche Anforderungen an Stahlgussstücke.
- [36] DIN EN 1993-1-1, 2010: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau.
- [37] DIN EN 1993-1-10, 2010: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-10: Stahlsortenauswahl im Hinblick auf Bruchzähigkeit und Eigenschaften in Dickenrichtung.
- [38] DIN EN 1993-1-8, 2005: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-8: Bemessung von Anschlüssen.
- [39] DIN EN 1993-1-8/NA, 2010: Nationaler Anhang - National festgelegte Parameter - Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-8: Bemessung von Anschlüssen.
- [40] DIN EN 1993-1-9, 2010: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-9: Ermüdung.
- [41] DIN EN 25817, 1992: Lichtbogenschweißverbindungen an Stahl - Richtlinie für die Bewertungsgruppen von Unregelmäßigkeiten (ISO 5817:1992).
- [42] DIN EN ISO 11666, 2011: Zerstörungsfreie Prüfung von Schweißverbindungen - Ultraschallprüfung - Zulässigkeitsgrenzen.
- [43] DIN EN ISO 5817, 2014: Schweißen - Schmelzschweißverbindungen an Stahl, Nickel, Titan und deren Legierungen (ohne Strahlschweißen) - Bewertungsgruppen von Unregelmäßigkeiten.
- [44] DNVGL-OS-B101, 2015: Offshore Standard - Metallic materials.
- [45] E DIN EN 10293, 2012: Stahlguss für allgemeine Anwendung.

-
- [46] ERHARD, A. & OTREMB, F.: Nondestructive Testing and Fracture Mechanics. In: 5th International CANDU In-Service Inspection Workshop in conjunction with the NDT in Canada 2014 Conference. Toronto (Canada), 2014.
- [47] GL KLASSEFICATIONS- UND BAUVORSCHRIFTEN, 2009: II Werkstoffe und Schweißtechnik, Teil 1: Metallische Werkstoffe. Hamburg.
- [48] GROSS, D. & SEELIG, T.: Bruchmechanik: Mit einer Einführung in die Mikro-mechanik. 5. Aufl. Berlin & Heidelberg: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2011.
- [49] HAHN, I. & STURM, J. C.: Von der Simulation zur gießtechnischen Optimierung. In: Giesserei 102/6 (2015), S. 86–100.
- [50] HALDIMANN-STURM, S. C.: Ermüdungsverhalten von Stahlgussknoten in Brücken aus Stahlhohlprofilen: Thèse sciences, EPF Lausanne, no 3274. 2005.
- [51] HÄNEL, B.: Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile aus Stahl, Eisenguss- und Aluminiumwerkstoffen. 5., überarb. Ausg. FKM-Richtlinie. Frankfurt am Main: VDMA-Verl., 2003.
- [52] HARDIN, R. A. & BECKERMANN, C.: Effect of Shrinkage on Service Performance of Steel of Steel Castings. In: Proceedings of the 56th SFSA Technical and Operating Conference. Chicago, IL, 2002.
- [53] HARDIN, R. A. & BECKERMANN, C.: Validation and Gage R&R Studies of a New Radiography Standard for Steel Castings. In: Proceedings of the 64th SFSA Technical and Operating Conference. Chicago, Illinois, 2010, Paper No. 2.6.
- [54] HARDIN, R. A. & BECKERMANN, C.: Integrated design of castings: effect of porosity on mechanical performance. In: IOP Conference Series: Materials Science and Engineering 33/1 (2012).
- [55] HARDIN, R. A. & BECKERMANN, C.: Effect of Porosity on the Stiffness of Cast Steel. In: Metallurgical and Materials Transactions A 38.12 (2007), S. 2992–3006.

- [56] HARDIN, R. A. & BECKERMANN, C.: Prediction of the Fatigue Life of Cast Steel Containing Shrinkage Porosity. In: Metallurgical and Materials Transactions A 40/3 (2009), S. 581–597.
- [57] HAYES, B.: Classic brittle failures in large welded structures. In: Engineering Failure Analysis 3/2 (1996), S. 115–127.
- [58] HERION, S.: Guss im Bauwesen. In: Stahlbau Kalender 2007. Hrsg. von KUHLMANN, U. Berlin: Ernst & Sohn, 2007, S. 415–454.
- [59] HEULER, P., BERGER, C. & MOTZ, J. M.: Oberflächennahe Fehlstellen im Stahlguss. Bewertung mit Hilfe von Kerb- und Bruchmechanikkonzepten. TI.1 - Fehlstellen und ihre Wirkung, Versuchskonzept. In: Materials Testing 33/9 (1991), S. 246–252.
- [60] HEULER, P., BERGER, C. & MOTZ, J. M.: Oberflächennahe Fehlstellen im Stahlguss. Bewertung mit Hilfe von Kerb- und Bruchmechanikkonzepten. TI.2 - Rechnerische Bewertung von Fehlstellen. In: Materials Testing 33/10 (1991), S. 292–296.
- [61] HEULER, P., BERGER, C. & MOTZ, J. M.: Oberflächennahe Fehlstellen im Stahlguss. Bewertung mit Hilfe von Kerb- und Bruchmechanikkonzepten. TI.3 - Bruchmechanisches Verhalten von Warmrissen, Zusammenfassung. In: Materials Testing 33/11–12 (1991), S. 329–331.
- [62] HOBACHER, A.: Stress intensity factors of welded joints. In: Engineering Fracture Mechanics 46/2 (1993), S. 173–182.
- [63] HÖHLER, S.: Beitrag zur Erweiterung der Regelungen der Stahlsortenauswahl zur Vermeidung von Sprödbruch auf Anschlüsse unter vorwiegend ruhender Beanspruchung: Dissertation RWTH Aachen. Schriftenreihe des Lehrstuhls für Stahlbau und Leichtmetallbau der RWTH Aachen. Aachen: Shaker, 2006.
- [64] HÖLBLING, W.: Die statische Tragfähigkeit teilweise durchgeschweißter Nähte in Stahl: Dissertation Universität Karlsruhe. 2008.
- [65] IACS REC. No. 069, 2000: Guidelines for non-destructive examination of marine steel castings.

- [66] KUHLMANN, U. & ZIZZA, A.: Stahlbaunormen: DIN EN 1993-1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau. In: Stahlbau Kalender 2014. Hrsg. von KUHLMANN, U. Berlin: Ernst & Sohn, 2014, S. 1–84.
- [67] KÜHN, B.: Beitrag zur Vereinheitlichung der europäischen Regelungen zur Vermeidung von Sprödbruch: Dissertation RWTH Aachen. Bd. 54. Stahlbau. Aachen: Shaker, 2005.
- [68] KUNA, M.: Numerische Beanspruchungsanalyse von Rissen: Finite Elemente in der Bruchmechanik. 1. Aufl, Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag / GWV Fachverlage, Wiesbaden, 2008.
- [69] MICHELS, C. & HAGEDORN, K. E.: Vergleich der Beurteilung der Zähigkeitsanforderung zur Vermeidung von Sprödbruch nach konventionellen Prüfverfahren und nach der Bruchmechanik: Abschlußbericht zum Forschungsvertrag Nr. 7210-KA115 1.12.1990 - 30.6.1994. Bericht / Europäische Kommission. Luxemburg: Amt für Amtliche Veröff. der Europ. Gemeinschaften, 1997.
- [70] MURAKAMI, Y.: Stress intensity factors handbook 1 - 2. Oxford: Pergamon Press, 1987.
- [71] NEWMAN, J. C. & RAJU, I. S.: An empirical stress-intensity factor equation for the surface crack. In: Engineering Fracture Mechanics 15/1–2 (1981), S. 185–192.
- [72] PREN 1090-2, 2015: Execution of steel structures and aluminium structures - Part 2: Technical requirements for steel structures.
- [73] PRÜFZEUGNIS NR. 94-1579-TEIL 3 - 1, 26.02.1996: Trag- und Ermüdungsverhalten von geschweißten Stahl - Stahlguß - Verbindungen im Zusammenhang mit dem BV - Lehrter Bahnhof - Berlin, Fehlersuche durch Zersägen der Gußteile. Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Universität (TH) Karlsruhe, 1996 (unveröffentlicht).
- [74] PRÜFZEUGNIS NR. 94-1579-TEIL III - 5, 28.02.1996: Trag- und Ermüdungsverhalten von geschweißten Stahl - Stahlguß - Verbindungen im Zusammenhang mit dem BV - Lehrter Bahnhof - Berlin, Mechanisch-technologische Eigen-

- schaften der verwendeten Gußteile in Blechdickenrichtung. Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Universität (TH) Karlsruhe, 1996 (unveröffentlicht).
- [75] RATH, J. & BECKER, U.: Neue Europäische Normen zur Ultraschallprüfung und Durchstrahlungsprüfung von Gusswerkstoffen. In: konstruieren + giessen 28/4 (2003), S. 18.
- [76] RENNERT, R., KULLIG, E., VORMWALD, M., ESDERTS, A. & SIEGELE, D.: Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile. 6., überarb. Ausg. FKM-Richtlinie. Frankfurt am Main: VDMA-Verl., 2012.
- [77] REUTER, H. & SCHNEIDER, P., Hrsg.: Gussfehler-Atlas. 2., völlig neu bearb. Aufl, Düsseldorf: Giesserei-Verlag, 1971.
- [78] RICHARD, H. A. & SANDER, M.: Ermüdungsrisse: Erkennen, sicher beurteilen, vermeiden. 2. Aufl. 2012. Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag, 2012.
- [79] RICHTER, C., SEEGER, T., AMSTUTZ, H., KLEE, S., DAHL, W., LANGENBERG, P., CHRISTIANUS, D. & MÖLL, R.: Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis für die Stahlgußelemente der Kronprinzenbrücke in Berlin. In: Stahlbau 70/4 (2001), S. 251–257.
- [80] RICHTER, R.: Form- und gießgerechtes Konstruieren. 4., überarb. Aufl. Leipzig: Deutscher Verl. für Grundstoffindustrie, 1986.
- [81] ROWLEY, M. T.: International atlas of casting defects. Repr. Des Plaines, Ill., 1993.
- [82] SAAL, H., STEIDL, G. & VOLZ, M.: Guss im Konstruktiven Ingenieurbau - Gussstücke in Bauwerken. In: konstruieren + giessen 31/2 (2006), S. 2–13.
- [83] SAAL, H., STEIDL, G. & VOLZ, M.: Sprödbruchsicherheit im Stahlbau. In: Stahlbau 70/9 (2001), S. 685–697.
- [84] SCHÄFER, D., EICHLER, B., AMLUNG, L., VAYAS, I., KARLOS, V., SPILIOPOULOS, A., LIPPE, M., KUBON, Z. & KANDER, L.: Modern plastic design for steel struc-

- tures. Bd. 24227. Research fund for coal and steel. Luxembourg: Publications Office of the European Union, 2010.
- [85] SCHLAICH, J. & SCHOBER, H.: Rohrknoten aus Stahlguß. In: Stahlbau 68/8 (1999), S. 652–665.
- [86] SCHLAICH, J. & SCHOBER, H.: Rohrknoten aus Stahlguß (Fortsetzung aus Heft 8/99). In: Stahlbau 68/9 (1999), S. 734–752.
- [87] SCHOBER, H.: Rohrknoten aus Stahlguss. In: Der Prüflingenieur 17 (2000), S. 16–36.
- [88] SCHOBER, H., WERWIGK, M. & KÜRSCHNER, K.: Das freie Spiel der Flächen und Stäbe. In: Stahlbau 80/1 (2011), S. 1–9.
- [89] SEDLACEK, G., HÖHLER, S., KUHN, B. & LANGENBERG, P.: Bruchmechanische Methoden im Sicherheitssystem des Stahlbaus. In: Stahlbau 72/9 (2003), S. 664–678.
- [90] SEDLACEK, G., HÖHLER, S. & KÜHN, B.: Stahlgütewahl für geschweißte Stahlkonstruktionen in Bezug auf typisierte Konstruktionsdetails entsprechend den Ermüdungsfestigkeitskatalogen (Fortsetzungsprojekt), Kennwort: Stahlgütewahl nach Betriebsfestigkeitskatalogen: Abschlussbericht zum DFG-Forschungsvorhaben Se 351/28-2. Aachen: RWTH, Lehrstuhl für Stahlbau, 2003.
- [91] SEDLACEK, G. u. a.: Commentary and Worked Examples to EN 1993-1-10 “Material toughness and through thickness properties“ and other toughness oriented rules in EN 1993. First Edition. Scientific and Technical Research series. Luxembourg: Official Publications of the European Communities, 2008.
- [92] SEW 520, 1996: Hochfester Stahlguß mit guter Schweißbeignung - Technische Lieferbedingungen.
- [93] SINTAP: Structural Integrity Assessment Procedure for European Industry. Final Procedure, 1999, Brite-Euram Project No. BE95-1426, British Steel.

- [94] SPANNAUS, M. & UMMENHOFER, T.: Stahlguss im Bauwesen. In: Stahlbau 84/8 (2015), S. 525–533.
- [95] STEIDL, G.: Guss im konstruktiven Ingenieurbau: Bauteile aus Eisen- und Aluminiumwerkstoffen in Tragwerken. Bd. 33. Die schweißtechnische Praxis. Düsseldorf: DVS-Verl, 2006.
- [96] STRANGHÖNER, N.: Werkstoffwahl im Stahlbrückenbau. Bd. 2006, 4. Forschungsbericht / Deutscher Ausschuß für Stahlbau. Düsseldorf: Stahlbau Verlags- und Service GmbH, 2006.
- [97] VDG-MERKBLATT K200, 2005: Gussteile für den Maschinenbau – Leitfaden für die Konstruktion und Bestellung von Gussteilen aus Gusseisen für den Maschinenbau. Düsseldorf: Verein Deutscher Giessereifachleute.
- [98] Vorläufige Empfehlungen zur Wahl der Stahlgütegruppen für geschweißte Stahlbauten. Deutschen Ausschuß für Stahlbau (DASt). Köln: Stahlbau-Verlag, 1957.
- [99] WALLIN, K.: Low-cost J-R curve estimation based on CVN upper shelf energy. In: Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures 24/8 (2001), S. 537–549.
- [100] ZERBST, U., WIESNER, C., KOÇAK, M. & HODULAK, L.: SINTAP Entwurf einer vereinheitlichten europäischen Fehlerbewertungsprozedur: Eine Einführung. Bd. 99–65. GKSS. Geesthacht: GKSS, 1999.
- [101] ZERBST, U. & HÜBNER, P.: Bruchmechanische Bewertung von Fehlern in Schweißverbindungen: Merkblatt DVS 2401. 3., veränd. und erweiterte Aufl. DVS-Merkblatt 2401. Düsseldorf: DVS-Verlag, 2004.

Anhang

A | Spannungsintensitätsfaktoren

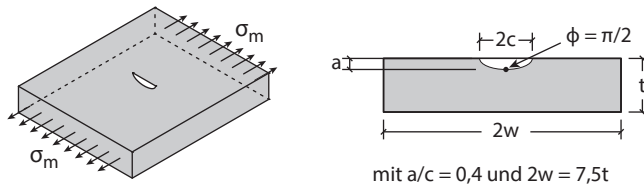
Die im Folgenden dargestellten Spannungsintensitätsfaktoren werden für eine elliptische Rissgeometrie mit dem Seitenverhältnis $a/c = 0,4$ dargestellt. Ausführlichere Beschreibungen sind der entsprechenden Literatur zu entnehmen.

Anhang A.1 nach [8]

Anhang A.2 nach [8]

Anhang A.3 nach [67]

A.1 Halbelliptischer Oberflächenriss



$$K = \sigma_m F_m \sqrt{\frac{\pi a}{Q}}$$

$$F_m = \left[M_1 + M_2 \left(\frac{a}{t} \right)^2 + M_3 \left(\frac{a}{t} \right)^4 \right] g f_\phi f_w$$

$$f_w = \left[\sec \left(\frac{\pi c}{2w} \sqrt{\frac{a}{t}} \right) \right]^{\frac{1}{2}}$$

für $\frac{a}{c} \leq 1$:

$$M_1 = 1,13 - 0,09 \frac{a}{c}; \quad M_2 = -0,54 + \frac{0,89}{0,2 + \frac{a}{c}}; \quad M_3 = 0,5 - \frac{1}{0,65 + \frac{a}{c}} + 14 \left(1 - \frac{a}{c} \right)^{24}$$

$$g = 1 + \left[0,1 + 0,35 \left(\frac{a}{t} \right)^2 \right] (1 - \sin\phi)^2$$

$$Q = 1 + 1,464 \left(\frac{a}{c} \right)^{1,65} ; f_\phi = \left(\sin^2\phi + \frac{a^2}{c^2} \cos^2\phi \right)^{\frac{1}{4}}$$

$$p = 0,2 + \frac{a}{c} + 0,6 \frac{a}{t}$$

$$H_1 = 1 - 0,34 \frac{a}{c} - 0,11 \frac{a}{c} \frac{a}{t}$$

$$H_2 = 1 + \left(-1,22 - 0,12 \frac{a}{c} \right) \frac{a}{t} + \left[0,55 - 1,05 \left(\frac{a}{c} \right)^{0,75} + 0,47 \left(\frac{a}{c} \right)^{1,5} \right] \left(\frac{a}{t} \right)^2$$

$$\text{Gültigkeitsbereich: } 0 \leq \frac{a}{t} < 1; \quad 0 \leq \frac{a}{c} \leq 2; \quad \frac{c}{w} < 0,5$$

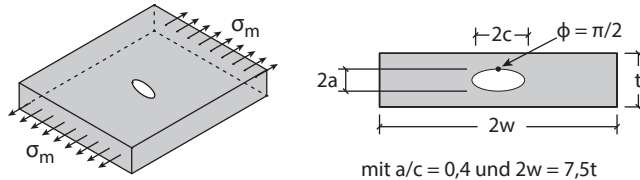
Plastifizierungsgrad L_r

$$L_r = \frac{\sqrt{(1 - \xi)^{3,14} \sigma_m^2}}{(1 - \xi)^2 R_e}$$

$$\xi = \frac{ac}{t(t+c)}$$

$$\text{Gültigkeitsbereich: } 0 \leq \frac{a}{t} \leq 0,8; \quad 0 \leq \frac{a}{c} \leq 1; \quad w > c + t$$

A.2 Elliptischer Innenriss



$$K = \sigma_m F_m \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} f_\phi f_w$$

$$F_m = \left[M_1 + M_2 \left(\frac{2a}{t} \right)^2 + M_3 \left(\frac{2a}{t} \right)^4 \right] g f_\phi f_w$$

$$M_2 = 0,05 \left[0,11 + \left(\frac{a}{c} \right)^{\frac{3}{2}} \right]^{-1}; \quad M_3 = 0,29 \left[0,23 + \left(\frac{a}{c} \right)^{\frac{3}{2}} \right]^{-1}$$

$$f_w = \left[\sec \left(\frac{\pi c}{2w} \sqrt{\frac{2a}{t}} \right) \right]^{\frac{1}{2}}; \quad g = 1 - \left(1 + 4 \frac{a}{c} \right)^{-1} \left(\frac{2a}{t} \right)^{2,5} \sqrt{2,6 - 4 \frac{a}{t}} |\cos \phi|$$

für $\frac{a}{c} \leq 1$:

$$M_1 = 1; \quad f_\phi = \left[\sin^2 \phi + \left(\frac{a}{c} \right)^2 \cos^2 \phi \right]^{\frac{1}{4}}; \quad Q = 1 + 1,464 \left(\frac{a}{c} \right)^{1,65}$$

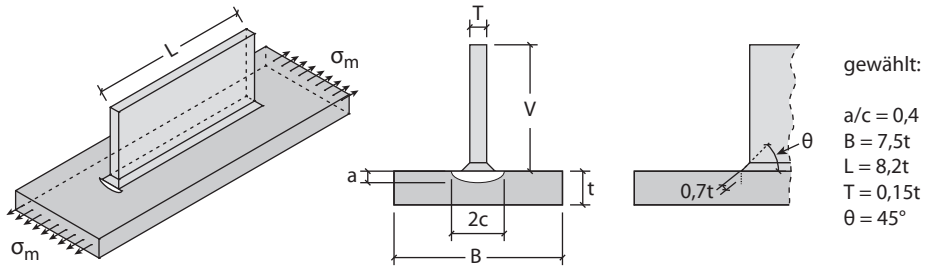
Gültigkeitsbereich: $\frac{c}{w} \leq 0,5$; $\frac{2a}{t} < 1$

Plastifizierungsgrad L_r

$$L_r = \frac{\xi \sigma_m + \sqrt{(\xi \sigma_m)^2 + \left[(1 - \xi)^2 + 2\xi \left(1 - \frac{2a}{t} \right) \right] \sigma_m^2}}{\left[(1 - \xi)^2 + 2\xi \left(1 - \frac{2a}{t} \right) \right] R_e}$$

$$\xi = \frac{2ac}{t(t+c)} \quad \text{für } w \geq t+c; \quad \xi = \frac{2ac}{tw} \quad \text{für } w < t+c$$

A.3 Längssteife



$$K = \sigma_m \sqrt{\pi a} F_m M_k; \quad F_m \text{ nach Anhang A.1}$$

$$M_k = C \left(\frac{a}{c} \right)^k; \quad M_k \geq 1$$

$$C = 0,9089 - 0,2357 \frac{t_1}{t} + 0,0249 \frac{L}{t} - 0,00038 \left(\frac{L}{t} \right)^2 + 0,0186 \frac{B}{t} - 1,1414 \left(\frac{4\theta}{\pi} \right)$$

$$k = -0,02285 + 0,0167 \frac{t_1}{t} - 0,0863 \left(\frac{4\theta}{\pi} \right) + 0,1230 \left(\frac{4\theta}{\pi} \right)^2$$

$$\text{Gültigkeitsbereich: } 5 \leq \frac{L}{t} \leq 40; \quad 2,5 \leq \frac{B}{t} \leq 40; \quad 30^\circ \leq \theta \leq 60^\circ; \quad 0,25 \leq \frac{t_1}{t} \leq 2$$

Plastifizierungsgrad L_r

$$L_r = \frac{\sigma_m}{\left[1 - \frac{\pi 2,5 a^2}{2t(5a+t)} \right] R_e}$$

B | Zugproben mit Fehlstellen bei RT

Im Folgenden sind die Spannungs-Dehnungs-Diagramme der Zugversuche bei Raumtemperatur (RT) von Probekörpern mit realen Gussfehlern dargestellt. Zum Aufzeigen des Fehlereinflusses werden diese einer ungestörten Vergleichszugprobe bei Raumtemperatur gegenübergestellt. Anschließend sind die Ergebnisse der computertomographischen Untersuchungen der einzelnen Proben abgebildet. Diese liefern neben der benötigten Fehlerprojektionsfläche in Stablängsrichtung auch Aufschluss zu Fehlerform, Beschaffenheit und Lage.

B.1 Gießerei A, G20Mn5

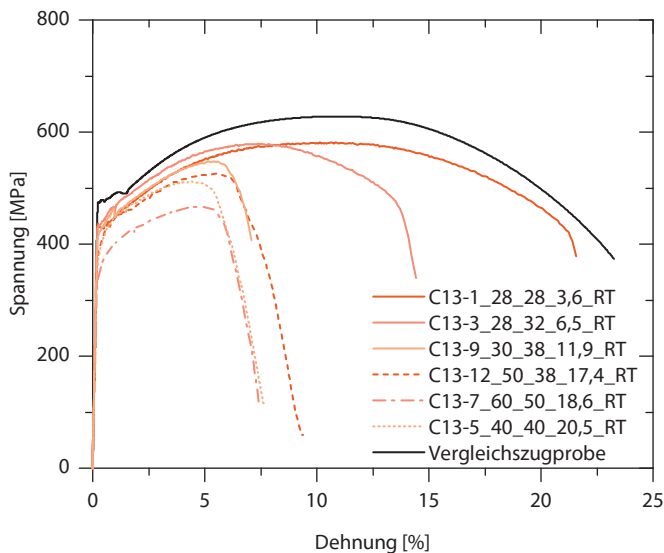


Bild B.1: Spannungs-Dehnungs-Diagramme bezogen auf den Bruttoquerschnitt

B Zugproben mit Fehlstellen bei RT

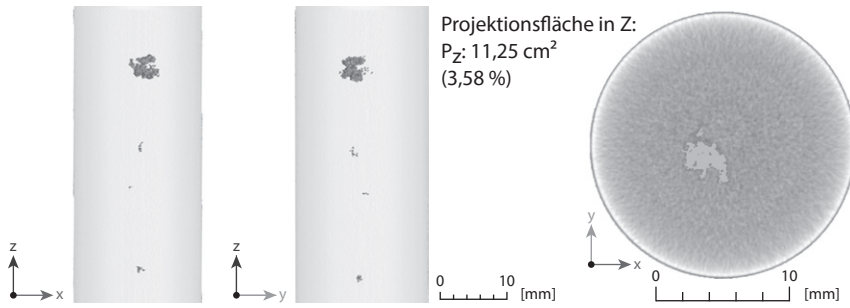


Bild B.2: Probe C13-1_28_28_3,6_RT

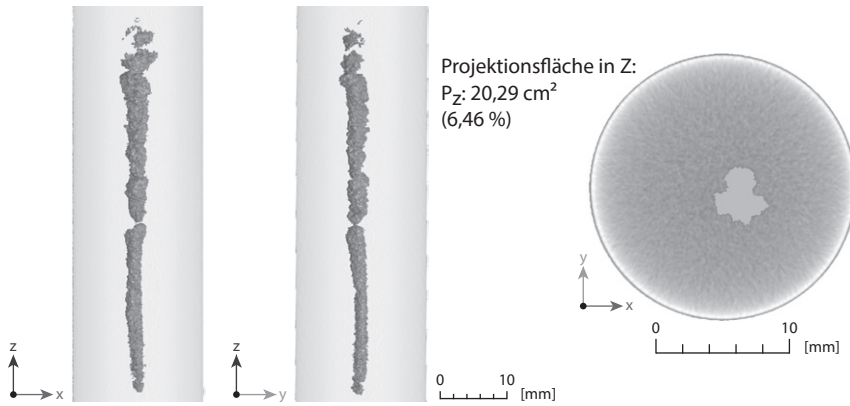


Bild B.3: Probe C13-3_28_32_6,5_RT

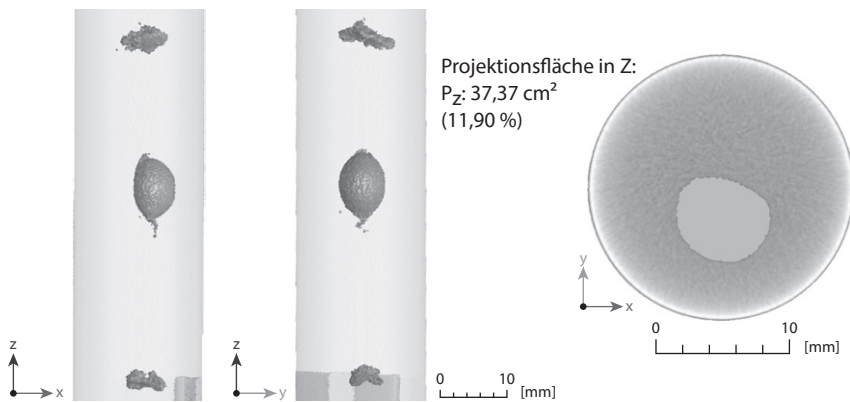


Bild B.4: Probe C13-9_30_38_11,9_RT

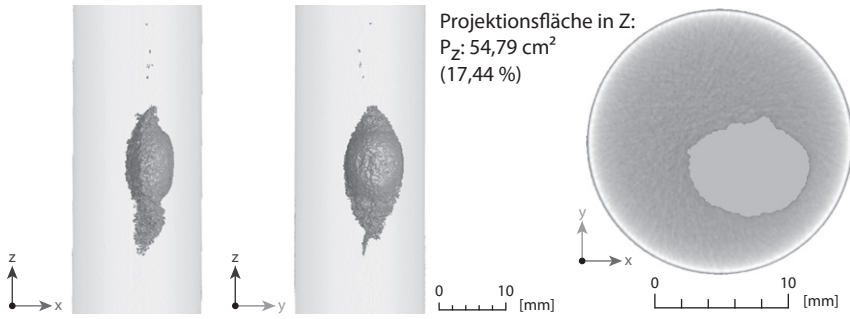


Bild B.5: Probe C13-12_50_38_17,4_RT

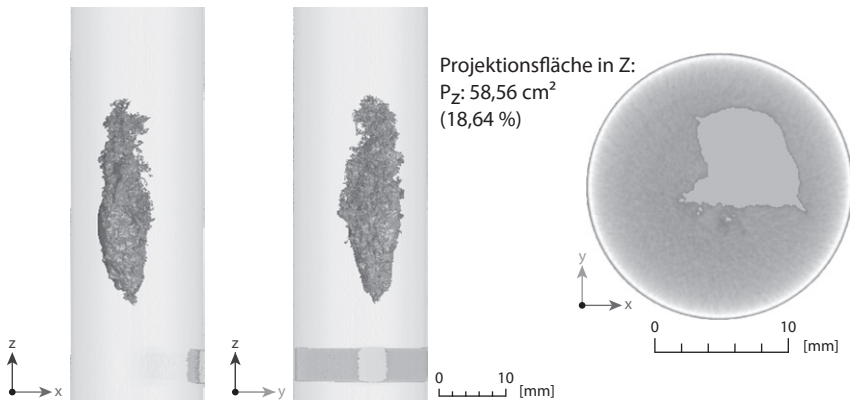


Bild B.6: Probe C13-7_60_50_18,6_RT

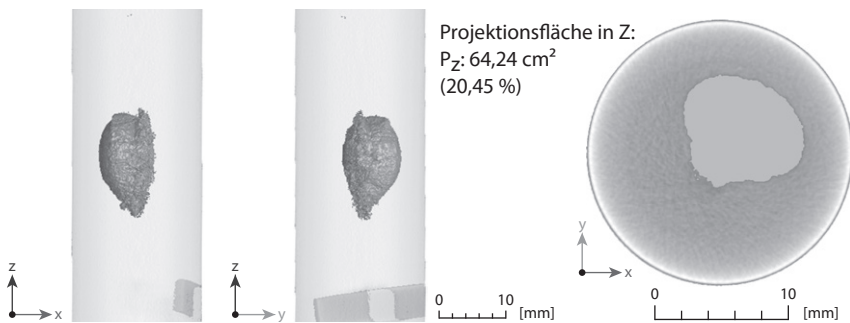


Bild B.7: Probe C13-5_40_40_20,5_RT

B.2 Gießerei B, G20Mn5

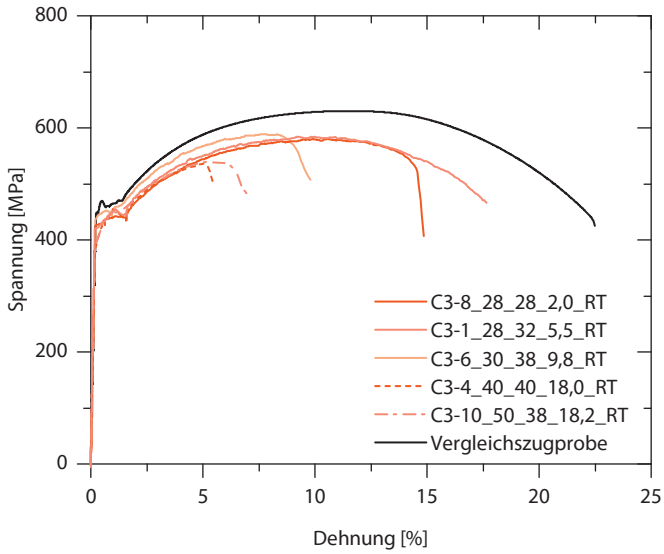


Bild B.8: Spannungs-Dehnungs-Diagramme bezogen auf den Bruttoquerschnitt

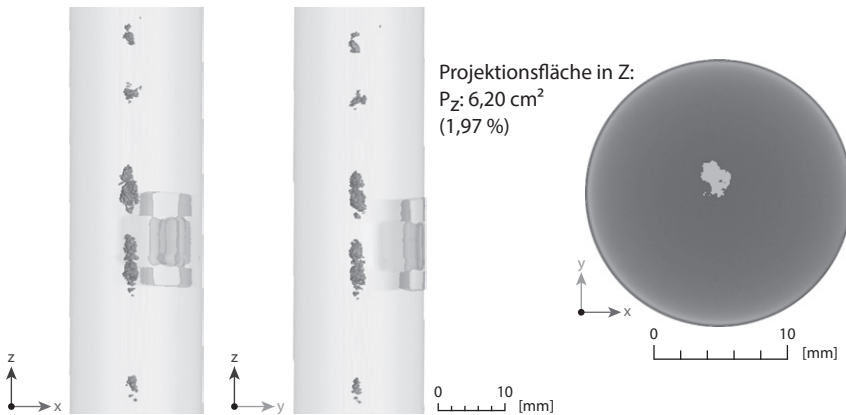


Bild B.9: Probe C3-8_28_28_2,0_RT

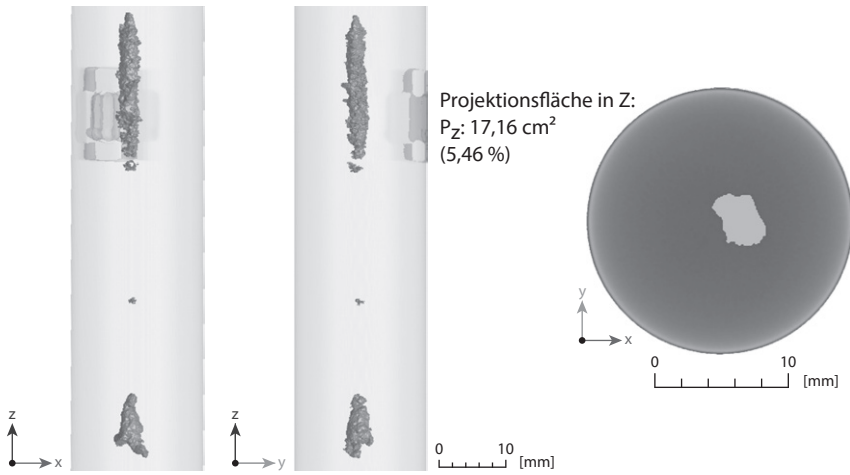


Bild B.10: Probe C3-1_28_32_5,5_RT

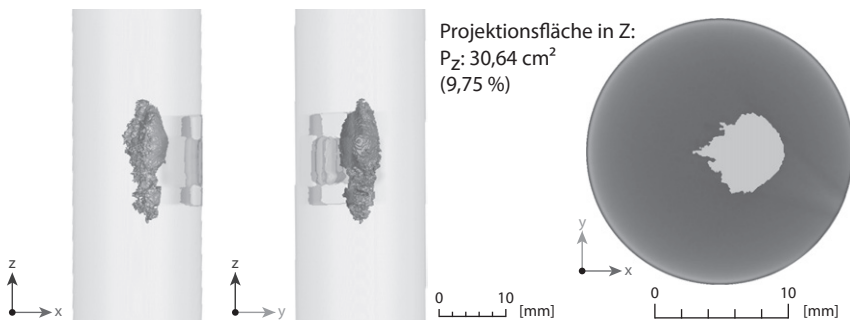


Bild B.11: Probe C3-6_30_38_9,8_RT

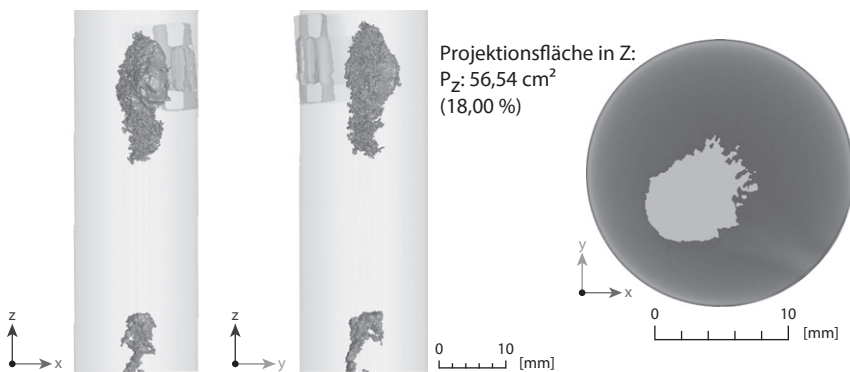


Bild B.12: Probe C3-4_40_40_18,0_RT

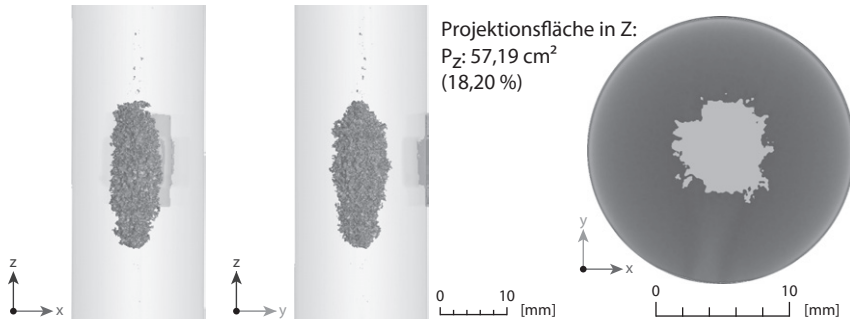


Bild B.13: Probe C3-10_50_38_18,2_RT

B.3 Gießerei A, G22NiMoCr5-6

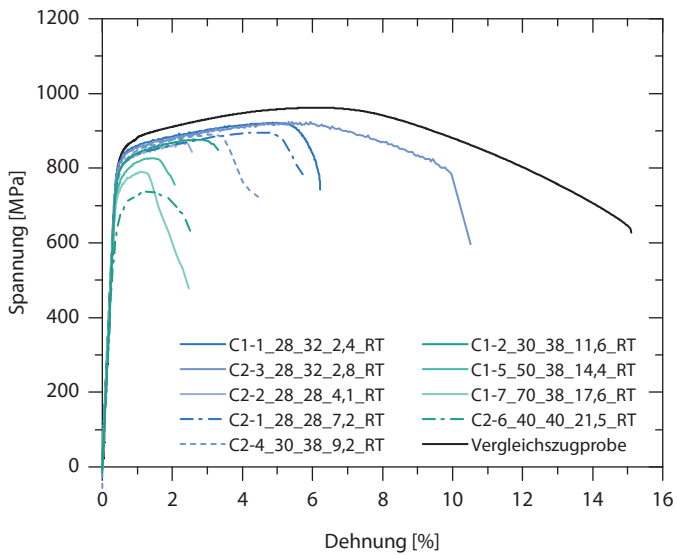


Bild B.14: Spannungs-Dehnungs-Diagramme bezogen auf den Bruttoquerschnitt

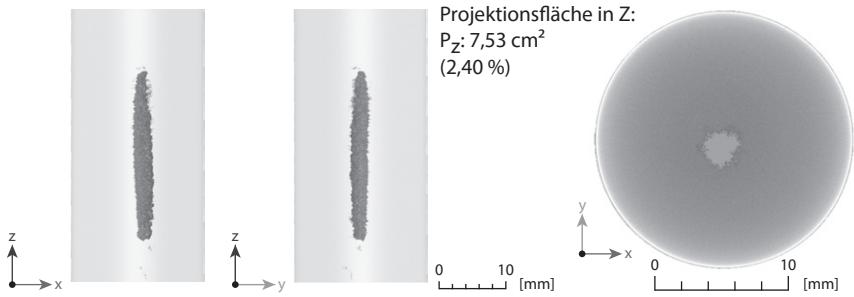


Bild B.15: Probe C1-1_28_32_2,4_RT

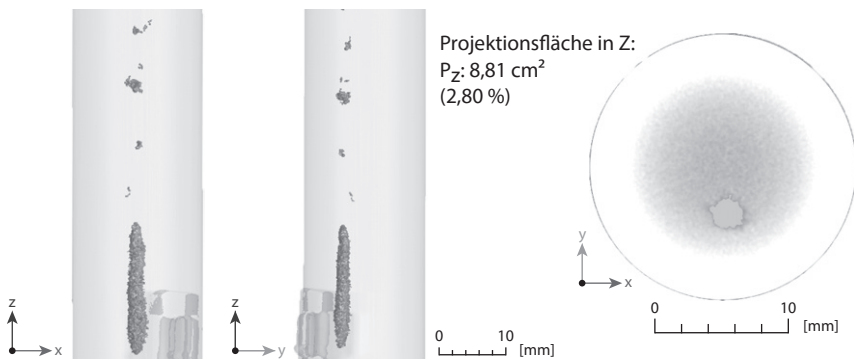


Bild B.16: Probe C2-3_28_32_2,8_RT

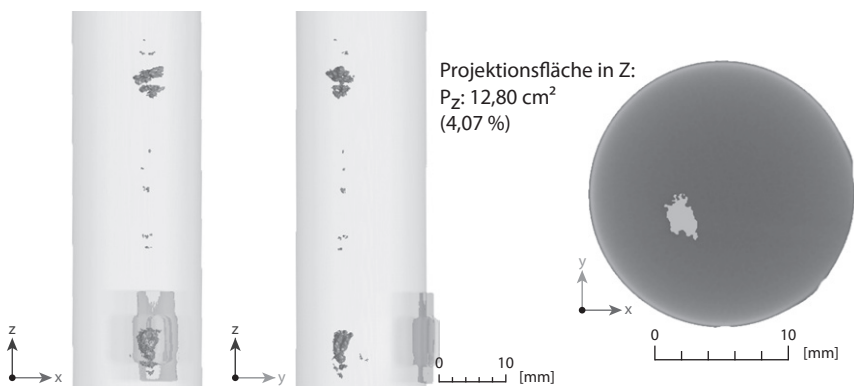


Bild B.17: Probe C2-2_28_28_4,1_RT

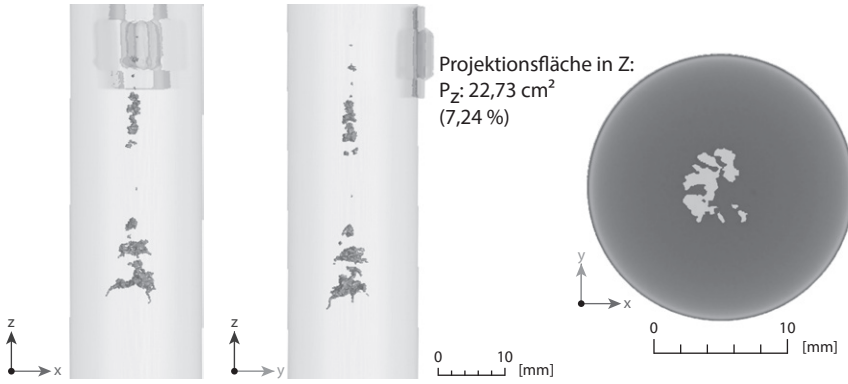


Bild B.18: Probe C2-1_28_28_7,2_RT

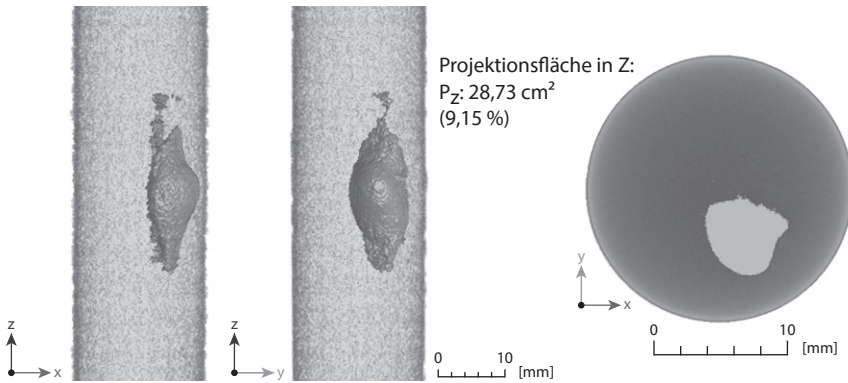


Bild B.19: Probe C2-4_30_38_9,2_RT

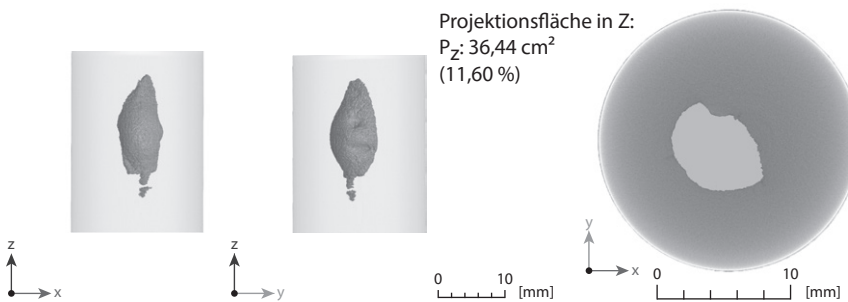


Bild B.20: Probe C1-2_30_38_11,6_RT

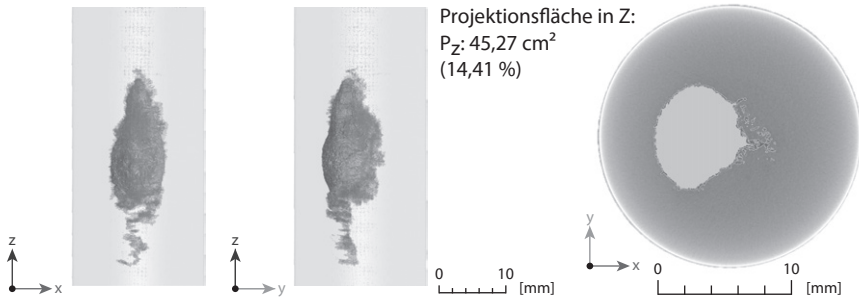


Bild B.21: Probe C1-5_50_38_14,4_RT

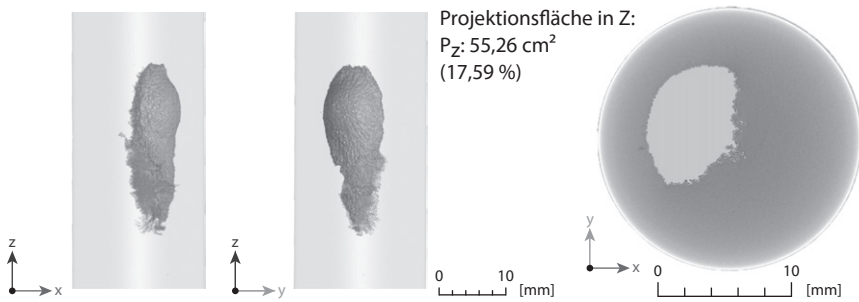


Bild B.22: Probe C1-7_70_38_17,6_RT

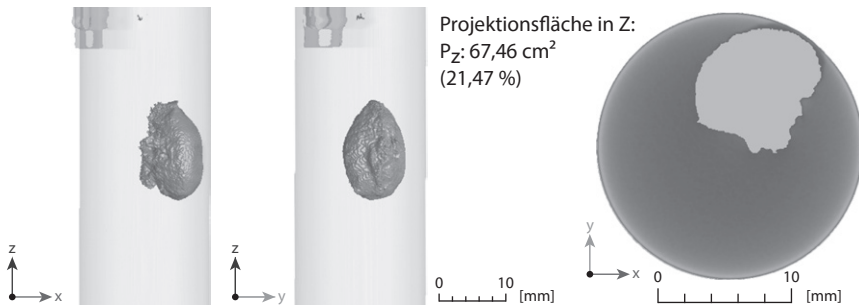


Bild B.23: Probe C2-6_40_40_21,5_RT

B.4 Gießerei B, G22NiMoCr5-6

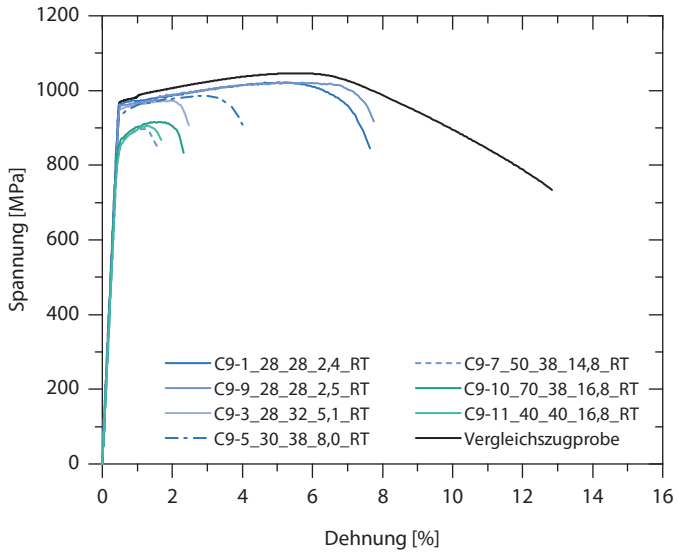


Bild B.24: Spannungs-Dehnungs-Diagramme bezogen auf den Bruttoquerschnitt

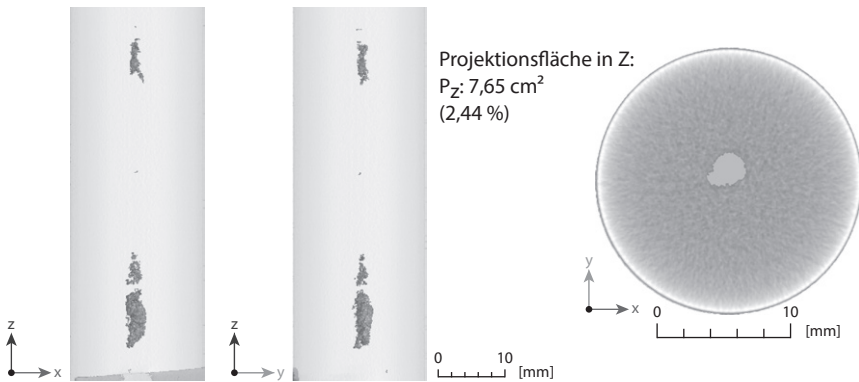


Bild B.25: Probe C9-1_28_28_2,4_RT

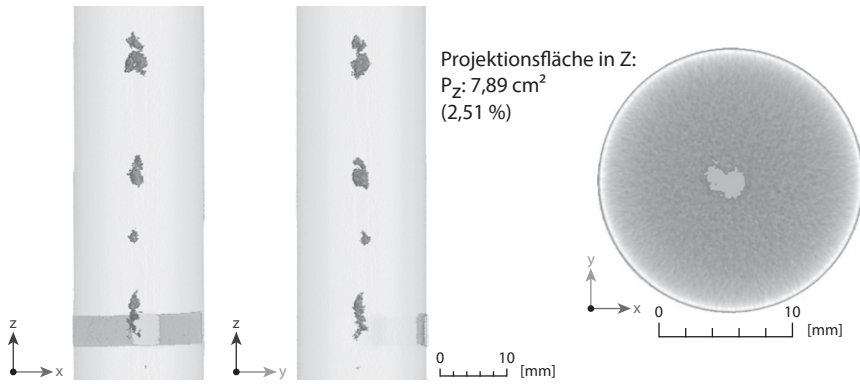


Bild B.26: Probe C9-9_28_28_2,5_RT

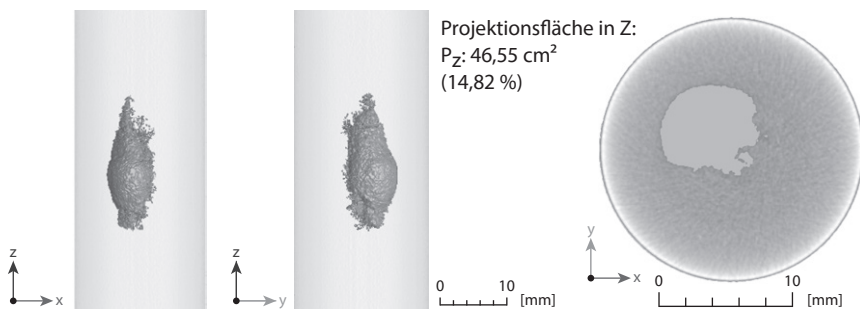


Bild B.27: Probe C9-7_50_38_14,8_RT

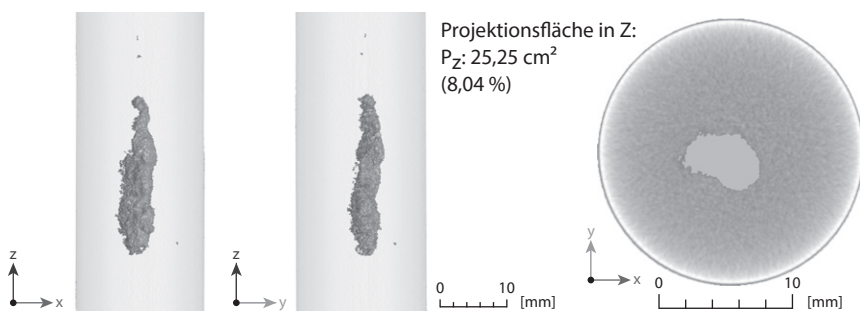


Bild B.28: Probe C9-5_30_38_8,0_RT

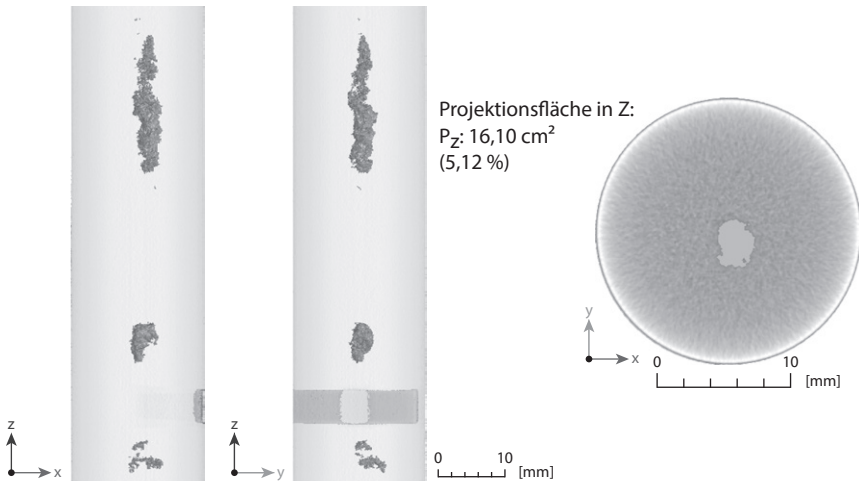


Bild B.29: Probe C9-3_28_32_5,1_RT

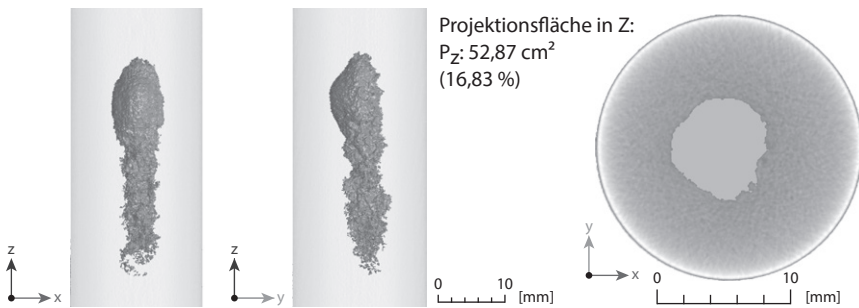


Bild B.30: Probe C9-10_70_38_16,8_RT

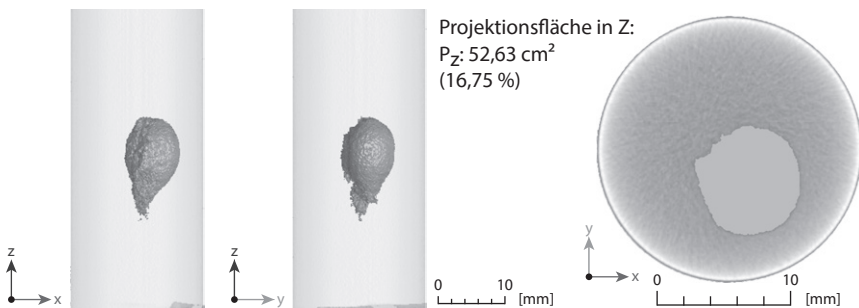


Bild B.31: Probe C9-11_40_40_16,8_RT

C | Zugproben mit Fehlstellen bei -50 °C

Im Folgenden sind die Spannungs-Dehnungs-Diagramme der Zugversuche bei -50 °C von Probekörpern mit realen Gussfehlern dargestellt. Zum Aufzeigen des Fehlereinflusses werden diese einer ungestörten Vergleichszugprobe bei Raumtemperatur gegenübergestellt. Anschließend sind die Ergebnisse der computertomographischen Untersuchungen der einzelnen Proben abgebildet. Diese liefern neben der benötigten Fehlerprojektionsfläche in Stablängsrichtung auch Aufschluss zu Fehlerform, Beschaffenheit und Lage.

C.1 Gießerei A, G20Mn5

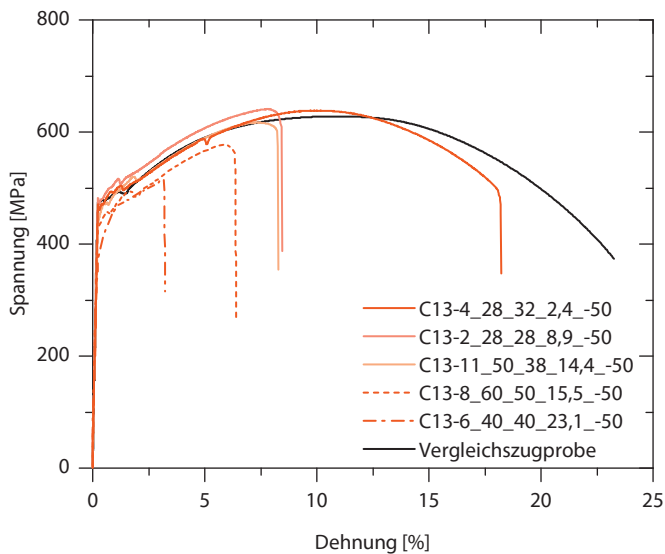


Bild C.1: Spannungs-Dehnungs-Diagramme bezogen auf den Bruttoquerschnitt

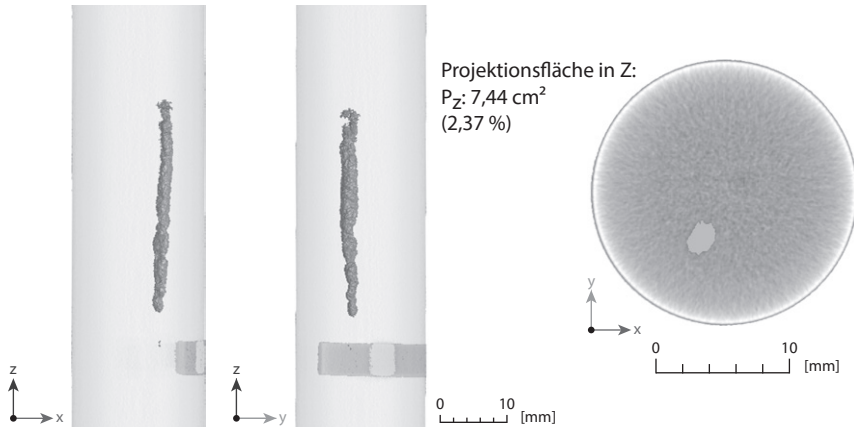


Bild C.2: Probe C13-4_28_32_2,4_-50

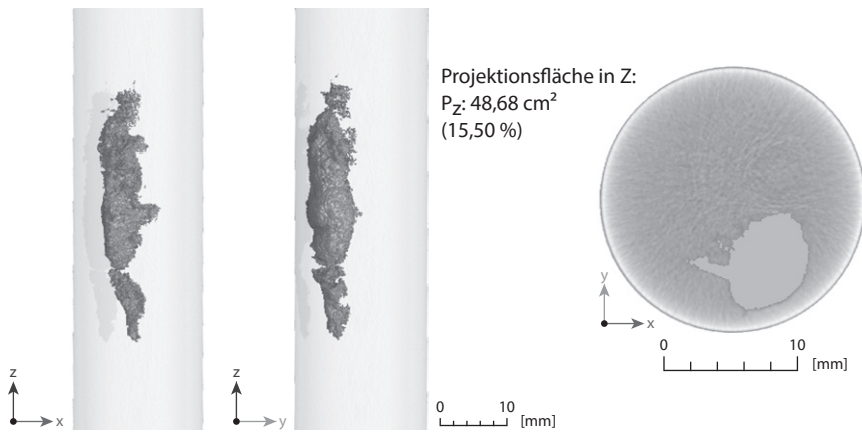


Bild C.3: Probe C13-8_60_50_15,5_-50

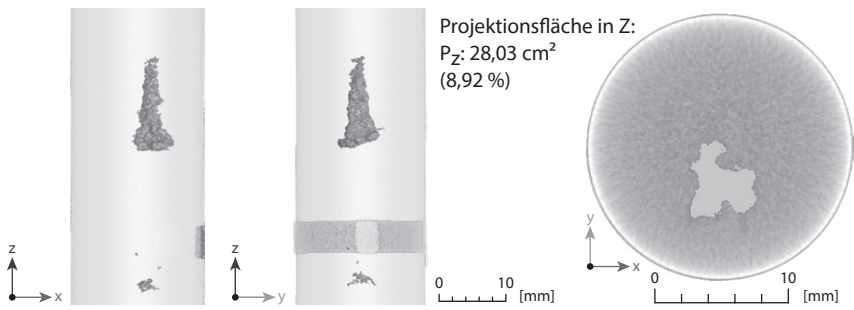


Bild C.4: Probe C13-2_28_28_8,9_-50

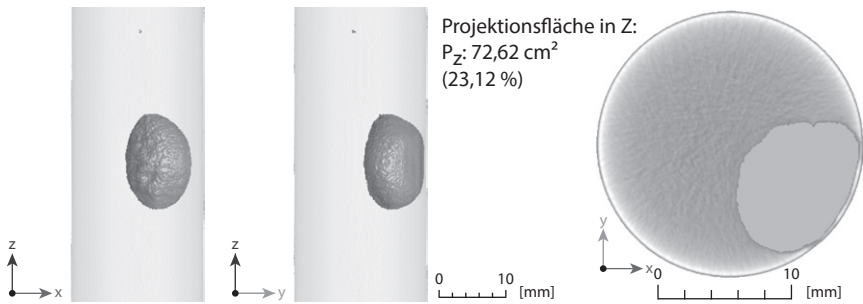


Bild C.5: Probe C13-6_40_40_23,1_-50

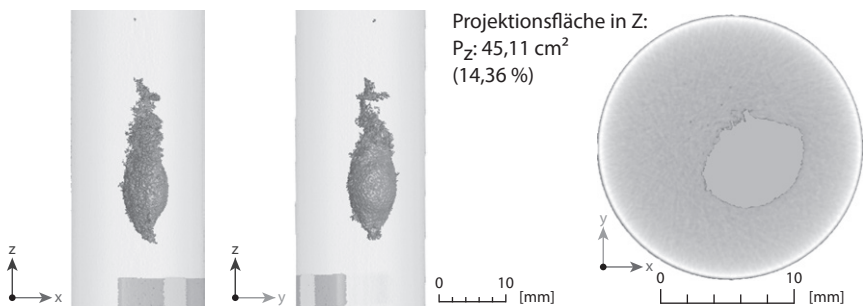


Bild C.6: Probe C13-11_50_38_14,4_-50

C.2 Gießerei B, G20Mn5

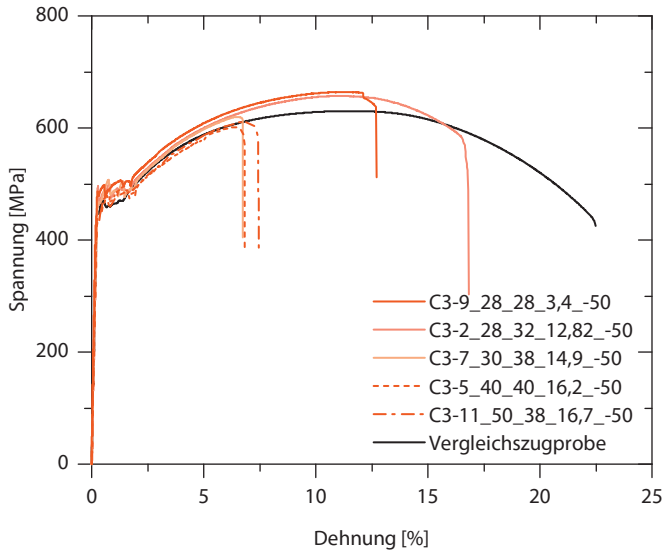


Bild C.7: Spannungs-Dehnungs-Diagramme bezogen auf den Bruttoquerschnitt

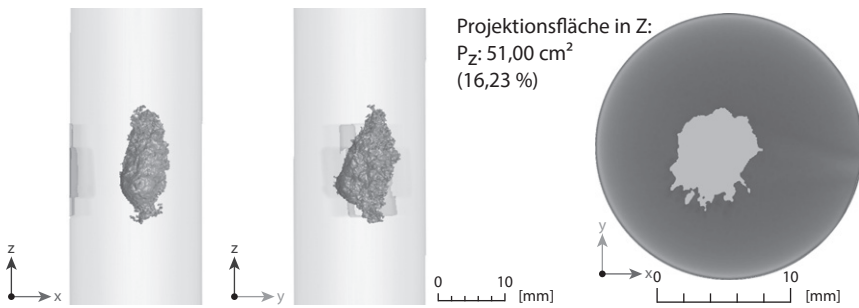


Bild C.8: Probe C3-5_40_40_16,2_-50

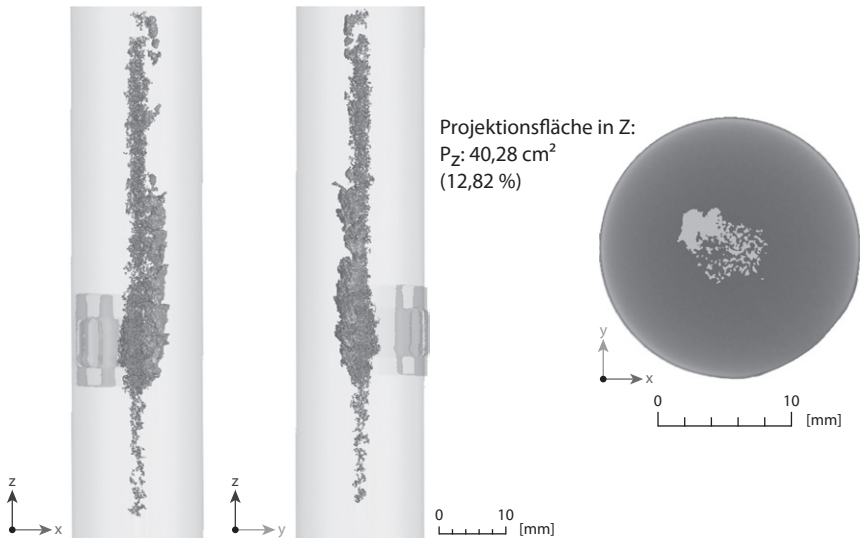


Bild C.9: Probe C3-2_28_32_12,8_-50

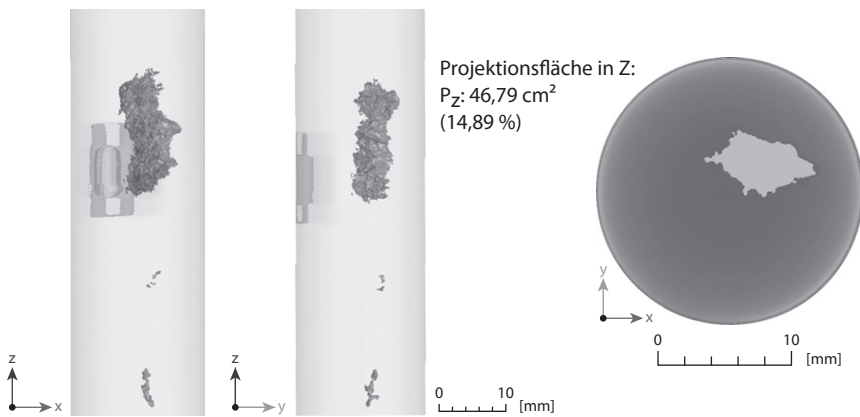


Bild C.10: Probe C3-7_30_38_14,9_-50

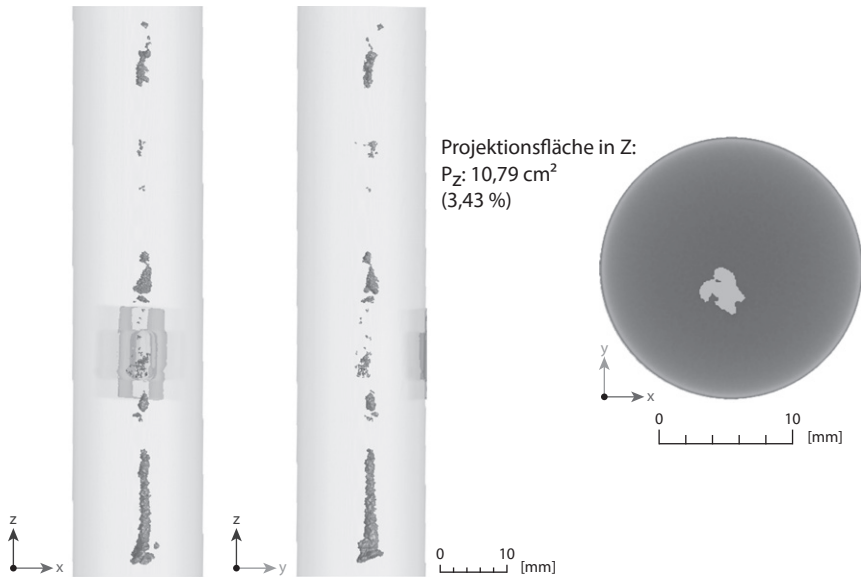


Bild C.11: Probe C3-9_28_28_3,4_-50

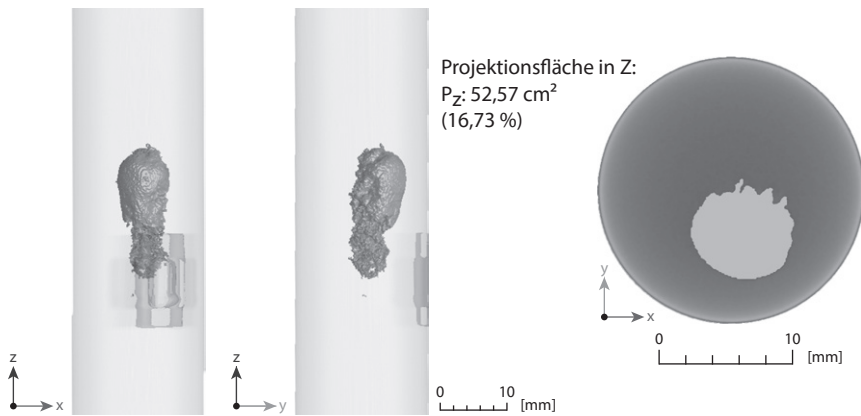


Bild C.12: Probe C3-11_50_38_16,7_-50

C.3 Gießerei A, G22NiMoCr5-6

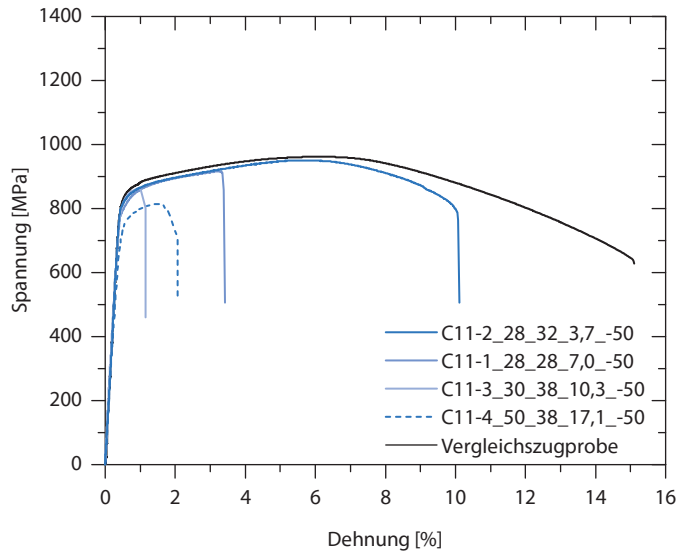


Bild C.13: Spannungs-Dehnungs-Diagramme bezogen auf den Bruttoquerschnitt

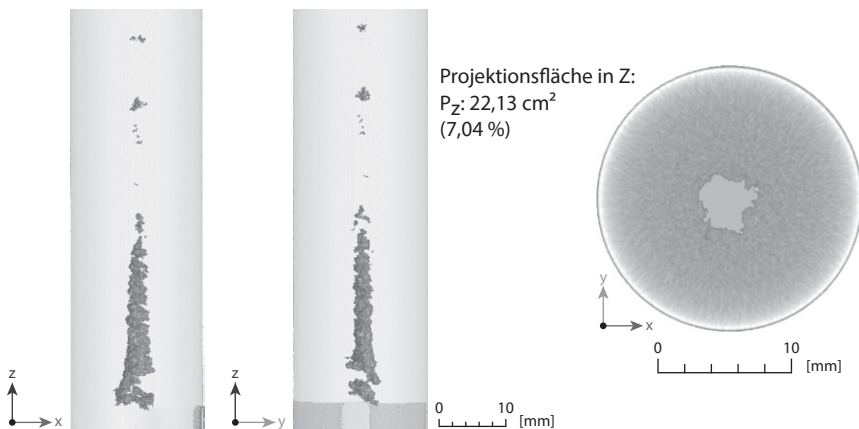


Bild C.14: Probe C11-1_28_28_7,0_-50

C Zugproben mit Fehlstellen bei -50 °C

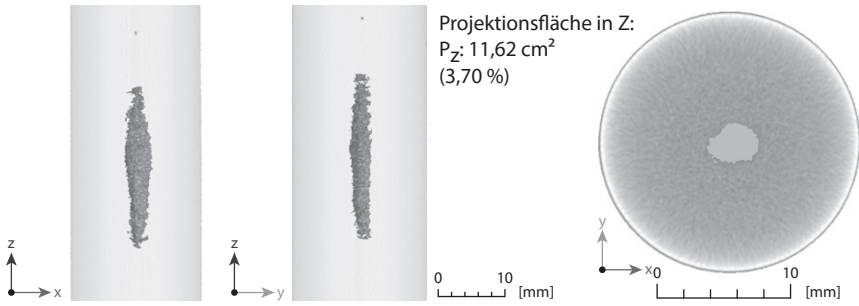


Bild C.15: Probe C11-2_28_32_3,7_-50

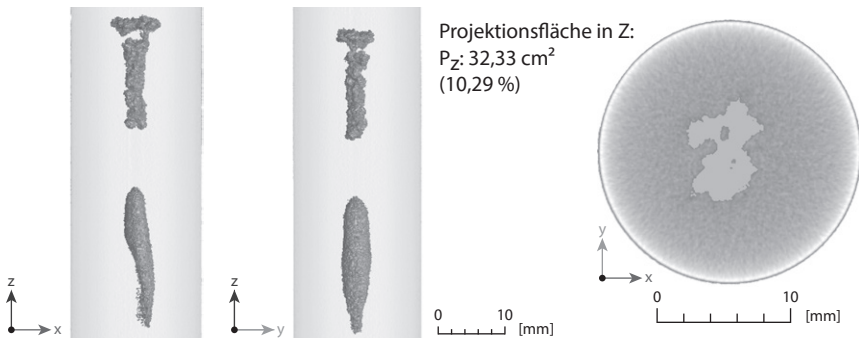


Bild C.16: Probe C11-3_30_38_10,3_-50

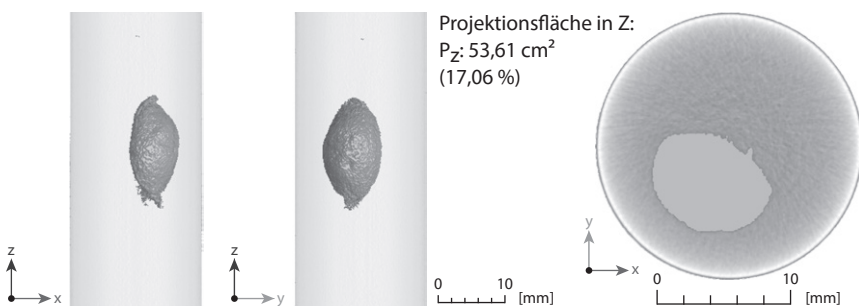


Bild C.17: Probe C11-4_50_38_17,1_-50

C.4 Gießerei B, G22NiMoCr5-6

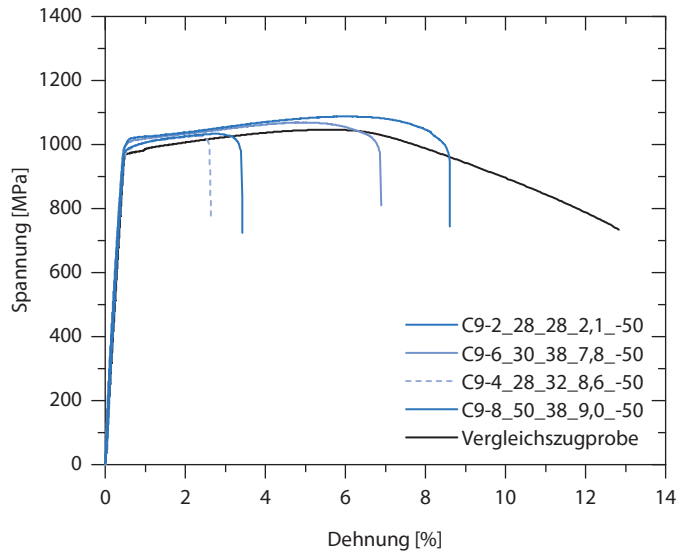


Bild C.18: Spannungs-Dehnungs-Diagramme bezogen auf den Bruttoquerschnitt

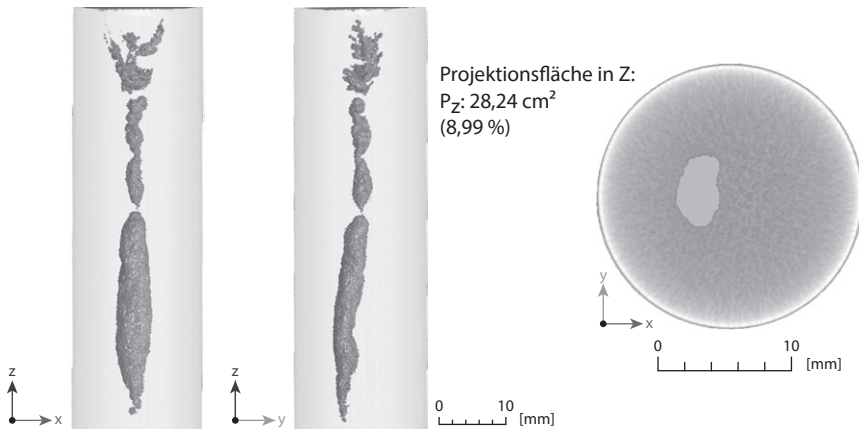


Bild C.19: ProbeC9-8_50_38_9,0_-50

C Zugproben mit Fehlstellen bei -50 °C

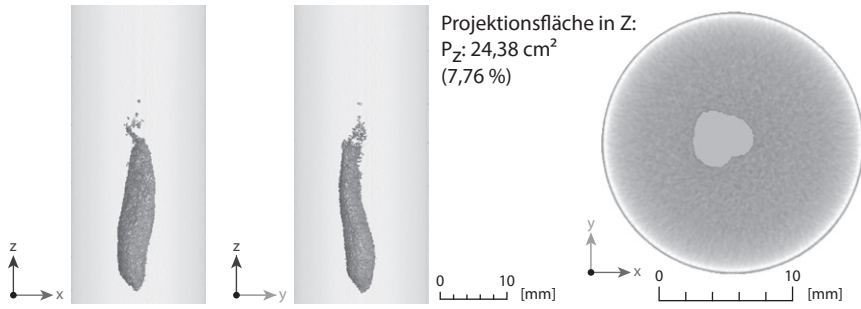


Bild C.20: Probe C9-6_30_38_7,8_-50

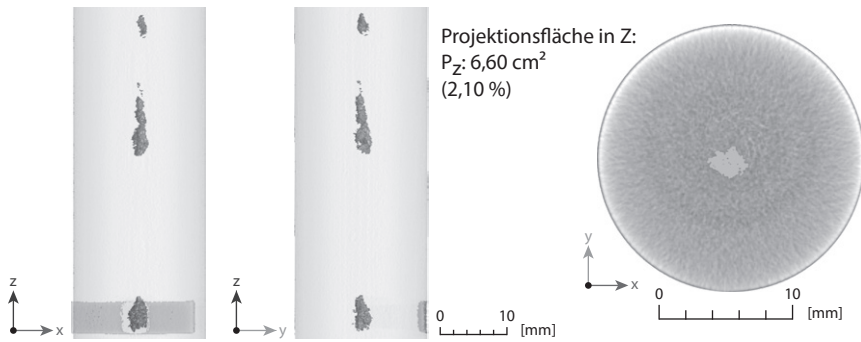


Bild C.21: Probe C9-2_28_28_2,1_-50

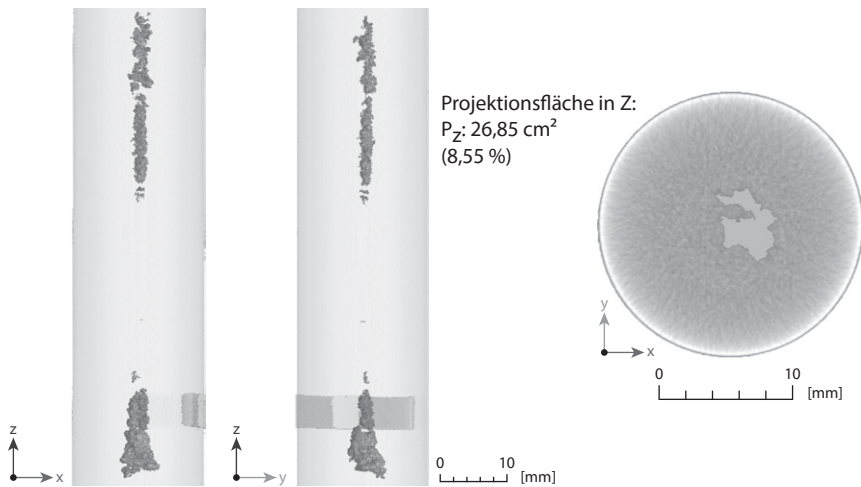


Bild C.22: Probe C9-4_28_32_8,6_-50

D | Großbauteilversuche

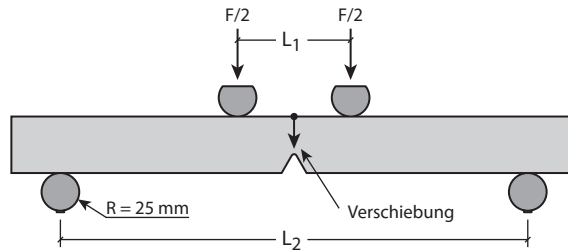


Bild D.1: Skizze Vierpunktbiegeversuch

Werkstoff	Plattendicke t [mm]	Abstand Einzellasten L_1 [mm]	Abstand Auflager L_2 [mm]	Schwingbreite ΔF [kN]	Lastwechsel LW [-]	Fehlerfläche		
						1 [mm ²]	2 [mm ²]	3 [mm ²]
G20Mn5	45	150	340	15,8	670.000	51,2		
					350.000	53,5		
					350.000	61,8		
	75	150	620	30,0	55.000	74,1	76,4	
					56.757	120,9	120,9	
					48.000	68,5	82,7	
112,5	150	900	63,8	183.700	104,0	148,6	74,6	
				230.000	90,0	116,7	91,6	
				188.000	111,1	86,6	76,4	
G22NiMoCr5-6	45	150	340	29,3	150.000	100,4		
					160.000	120,6		
					114.629	67,8		
	75	150	620	55,5	60.991	94,1	70,4	
					60.000	104,4	105,5	
					59.116	90,4	115,7	
112,5	150	900	112,5	34.633	80,7	136,6	68,5	
				26.125	81,5	100,9	65,8	
				35.150	86,1	205,6	93,1	

Tabelle D.1: Abmessungen, Beanspruchung und Fehlergrößen der Vierpunktbiegeversuche, Spannungsverhältnis $R = 0,1$

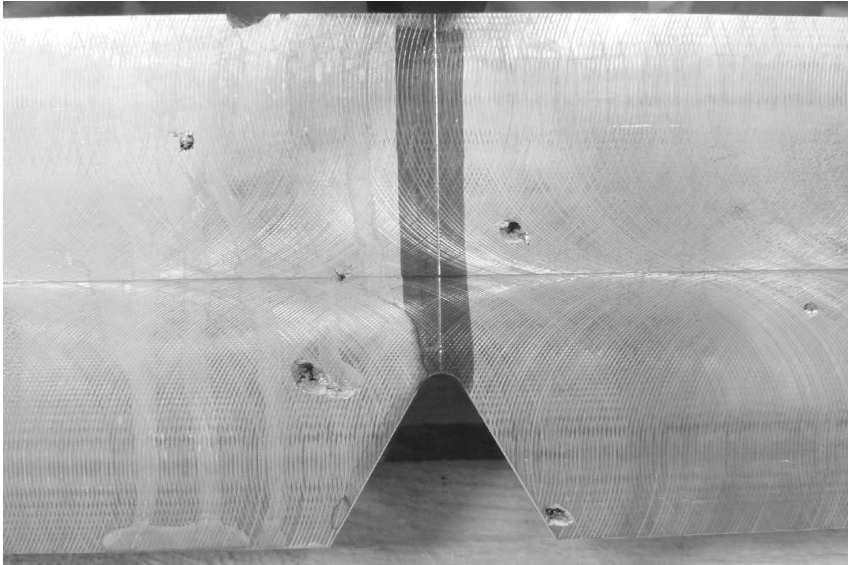


Bild D.2: Probe G20_112,5-3, durch UT-Prüfung wurde GS2 nachgewiesen

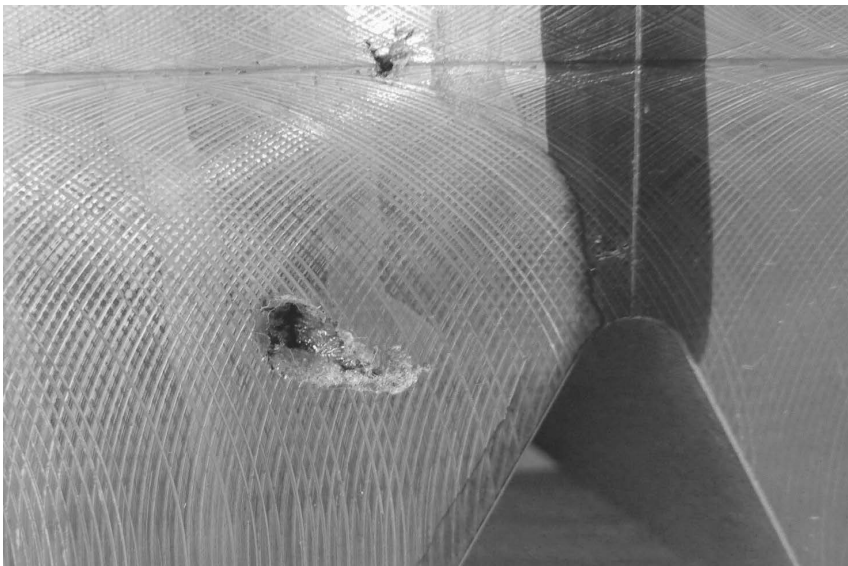


Bild D.3: Vergrößerung aus Bild D.2

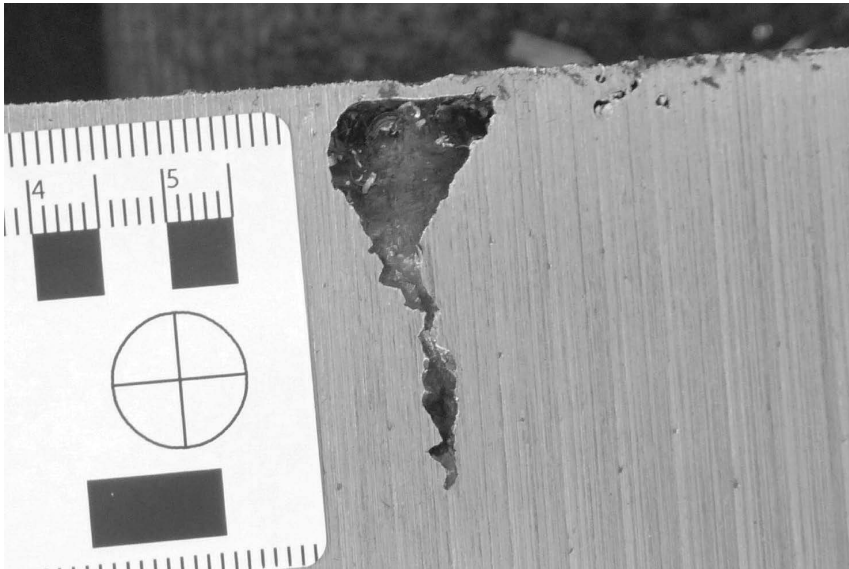


Bild D.4: Oberflächennaher Fehler, gefunden beim Zersägen der Platte 112,5 mm, Werkstoff G20Mn5



Bild D.5: Fertige Probekörper, Platte 112,5 mm, Werkstoff G20Mn5



Bild D.6: Versuchsaufbau zum Anschwingen der Proben, hier Wanddicke 112,5 mm



Bild D.7: Versuchsaufbau der Prüfung bei $-50\text{ }^{\circ}\text{C}$

BERICHTE ZUM STAHL- UND LEICHTBAU

Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Stahl- und Leichtbau
Karlsruher Institut für Technologie (KIT) | ISSN 2198-7912

Die Bände sind unter www.ksp.kit.edu als PDF frei verfügbar oder als Druckausgabe bestellbar.

Band 1 OLIVER FLEISCHER

Axial beanspruchte K-Knoten aus dünnwandigen Rechteckhohlprofilen. 2014
ISBN 978-3-7315-0190-9

Band 2 THOMAS REINKE

Tragverhalten von biegebeanspruchten Stahlmasten mit polygonalen Querschnitten. 2015
ISBN 978-3-7315-0398-9

Band 3 ROBIN MARC PLUM

Fatigue crack detection on structural steel members by using ultrasound excited thermography. Erkennung von Ermüdungsrissen in Stahlbauteilen durch ultraschallangeregte Thermografie. 2015
ISBN 978-3-7315-0417-7

Band 4 TIM ZINKE

Nachhaltigkeit von Infrastrukturbauwerken – Ganzheitliche Bewertung von Autobahnbrücken unter besonderer Berücksichtigung externer Effekte. 2016
ISBN 978-3-7315-0509-9

Band 5 MAX JONAS SPANNAUS

Bemessung von Erzeugnissen aus Stahlguss unter vorwiegend ruhender Beanspruchung. 2016
ISBN 978-3-7315-0560-0

Da beim Einsatz von Stahlguss die innere Beschaffenheit den rechnerisch ansetzbaren Bauteilwiderstand direkt beeinflusst, muss eine Anforderung in Form einer Gütestufe schon in der Entwurfs- und Planungsphase festgelegt werden. Eine sinnvolle Entscheidungsgrundlage bezüglich der Auswahl einer Qualitätsstufe in Abhängigkeit der Beanspruchung gibt es derzeit jedoch nicht.

In der vorliegenden Arbeit werden daher zwei Bemessungskonzepte für den Tragfähigkeitsnachweis von vorwiegend ruhend beanspruchten Bauteilen aus Stahlguss in Abhängigkeit von der Gütestufe entwickelt. Die Grundlage dafür legen experimentelle Untersuchungen an Zugproben mit unterschiedlichen realen Gussfehlern aus den Werkstoffen G20Mn5 und G22NiMoCr5-6 sowie rissbehaftete, gekerbte Vierpunktbiegeproben mit unterschiedlichen Wanddicken, geprüft bei tiefen Temperaturen.

