

**Gefüge- und beanspruchungsabhängige Charakterisierung
des Rißwiderstandsverhaltens von entkohlend geglühtem Temperguß
unter Einbeziehung der Verbundschweißung mit Stahl**

Von der Fakultät für Werkstoffwissenschaft und Werkstofftechnologie
der Technischen Universität Bergakademie Freiberg

genehmigte

DISSERTATION

Zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor - Ingenieur

(Dr.- Ing.)

vorgelegt

von Dipl.-Ing. Petra - Veronika Hübner

geboren am 18.11.1954 in Leipzig

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. habil. Gerhard Pusch, Freiberg
Prof. Dr.-Ing. Otto Liesenberg, Freiberg
Prof. Dr.-Ing. Reinhard Döpp, Clausthal-Zellerfeld

Tag der Verleihung: 07. März 2003

Danksagung

Diese Arbeit entstand während meiner Tätigkeit am Institut für Werkstofftechnik der TU Bergakademie Freiberg im Rahmen des von der Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen AiF geförderten Forschungsvorhaben "Bewertung der Bruchsicherheit von Temperguß GTW mit Hilfe bruchmechanischer Methoden".

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. G. Pusch für die Anregung zu dieser Arbeit, die wissenschaftliche Betreuung sowie Diskussionen und wertvollen Ratschläge bei der Gestaltung der Arbeit.

Bei Herrn Prof. Dr.-Ing. O. Liesenberg und Herrn Prof. Dr.-Ing. R. Döpp möchte ich mich für die guten fachlichen Diskussionen, Hinweise und Anregungen bei der Planung, Durchführung und Auswertung des Versuchsprogramms herzlich bedanken.

Für die erwiesene Unterstützung bei der Bewältigung des umfangreichen Versuchsprogramms und die hilfreichen Diskussionen bedanke ich mich ganz herzlich bei meinem Mann, Dr.-Ing. Peter Hübner.

Weiterhin gilt mein Dank allen Mitarbeitern des Institutes für Werkstofftechnik, die an der Vorbereitung und Durchführung der experimentellen Arbeiten beteiligt waren, Frau Dipl.-Ing. Heinzl und Frau Helbig vom Institut für Metallkunde für die Unterstützung bei den metallographischen Untersuchungen und den Studenten, die mir im Rahmen von Studien- und Diplomarbeiten tatkräftig zur Seite standen.

Für die Bereitstellung der Versuchswerkstoffe danke ich den Gießereien R. Woeste & Co., August Hitzbleck Söhne GmbH und Friedrich Ischebeck GmbH.

Der Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen AiF möchte ich für die Förderung des o.g. Projektes danken.

Inhaltsverzeichnis

	Seite
1. Einführung	1
2. Aufgabenstellung	5
3. Werkstoffe	11
3.1. Chemische Zusammensetzung	13
3.2. Herstellung und Wärmebehandlung	15
3.3. Probenherstellung, Probenformen und -abmessungen	18
3.4. Qualitative und quantitative Gefügeanalyse	19
3.5. Vergleichswerkstoffe	23
4. Mechanische Kennwerte	25
4.1. Kennwerte bei statischer Beanspruchung	25
4.1.1. Gefüge	25
4.1.2. Kennwerte des Zugversuchs bei RT und tiefen Temperaturen	27
4.1.2.1. Elastische Konstanten	29
4.1.2.2. Festigkeit und Verformbarkeit	33
4.1.3. Kennwerte der Härteprüfung	37
4.2. Kennwerte bei dynamischer Beanspruchung	41
4.2.1. Gefüge	43
4.2.2. Versuchsdurchführung und Versuchsauswertung	51
4.2.3. Kennwerte des Schlagbiegeversuchs	53
4.2.4. Kennwerte des Kerbschlagbiegeversuchs	59
4.2.5. Vergleich der GJMW-Werkstoffe mit anderen Eisen-Gußwerkstoffen	69
5. Bruchmechanische Kennwerte	71
5.1. Gefüge	71
5.2. Kennwerte bei statischer Beanspruchung	75
5.2.1. Versuchsdurchführung und –auswertung	77
5.2.2. Darstellung und Diskussion	79
5.2.3. Vergleich der GJMW-Werkstoffe mit anderen Eisen-Gußwerkstoffen	91
5.2.4. Gefüge-Eigenschafts-Korrelationen	99
5.3. Kennwerte bei dynamischer Beanspruchung	111
5.3.1. Versuchsdurchführung und –auswertung	111
5.3.2. Darstellung und Diskussion	114
5.3.3. Vergleich der GJMB-Werkstoffe mit anderen Eisen-Gußwerkstoffen	123
5.4. Kennwerte bei zyklischer Beanspruchung	127
5.4.1. Versuchsdurchführung und –auswertung	127
5.4.2. Darstellung und Diskussion	129
5.4.3. Vergleich der GJMB-Werkstoffe mit anderen Eisen-Gußwerkstoffen	141
6. Bruchmechanische Bewertung der Verbundschweißung	145
6.1. Bruchmechanische Bewertung von Schweißverbindungen	145
6.1.1. Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis	146
6.1.2. Experimentelle Bestimmung bruchmechanischer Kennwerte	149
6.2. Aufgabenstellung	153
6.3. Probenvorbereitung, Schweißtechnologie, Probenahme, Probenformen und -abmessungen	155
6.4. Chemische Zusammensetzung	156

6.5.	Gefüge	157
6.6.	Mechanische Kennwerte	158
6.7.	Bruchmechanische Kennwerte	161
6.7.1.	Statische Beanspruchung	161
6.7.2.	Dynamische Beanspruchung	165
6.7.3.	Zyklische Beanspruchung	167
6.8.	Bruchmechanischer Sicherheitsnachweis der Verbundschweißung	173
6.8.1.	Grundlagen	173
6.8.2.	Rechengang	175
6.8.3.	Ergebnis	189
7.	Zusammenfassung	191
8.	Literaturverzeichnis	207
9.	Anhang	

1. Einführung

Mit der Anwendung bruchmechanischer Kriterien für die Werkstoffauswahl bzw. Bauteilsicherheitsbewertung werden die konventionellen Kriterien ergänzt und erweitert. Dadurch kann der Konstrukteur über die erstmals mögliche Einbeziehung der Werkstoffzähigkeit, die als Werkstoffwiderstand gegen Rißeinleitung oder Rißausbreitung definiert wird, bei der Bruchsicherheitsbewertung eine beanspruchungsgerechtere Werkstoffauswahl treffen, als es auf der Grundlage der Schlagarbeit und Kerbschlagarbeit möglich ist [1][2]. Dafür ist die Ableitung quantitativer Korrelationen zwischen der Bauteilbeanspruchung, der vorhandenen bzw. hypothetisch angenommenen Rißgröße oder der Größe rißähnlicher Spannungskonzentrationsstellen und der Bruchzähigkeit des Werkstoffs eine Voraussetzung. Bild 1 zeigt dies in einer schematischen Übersicht.

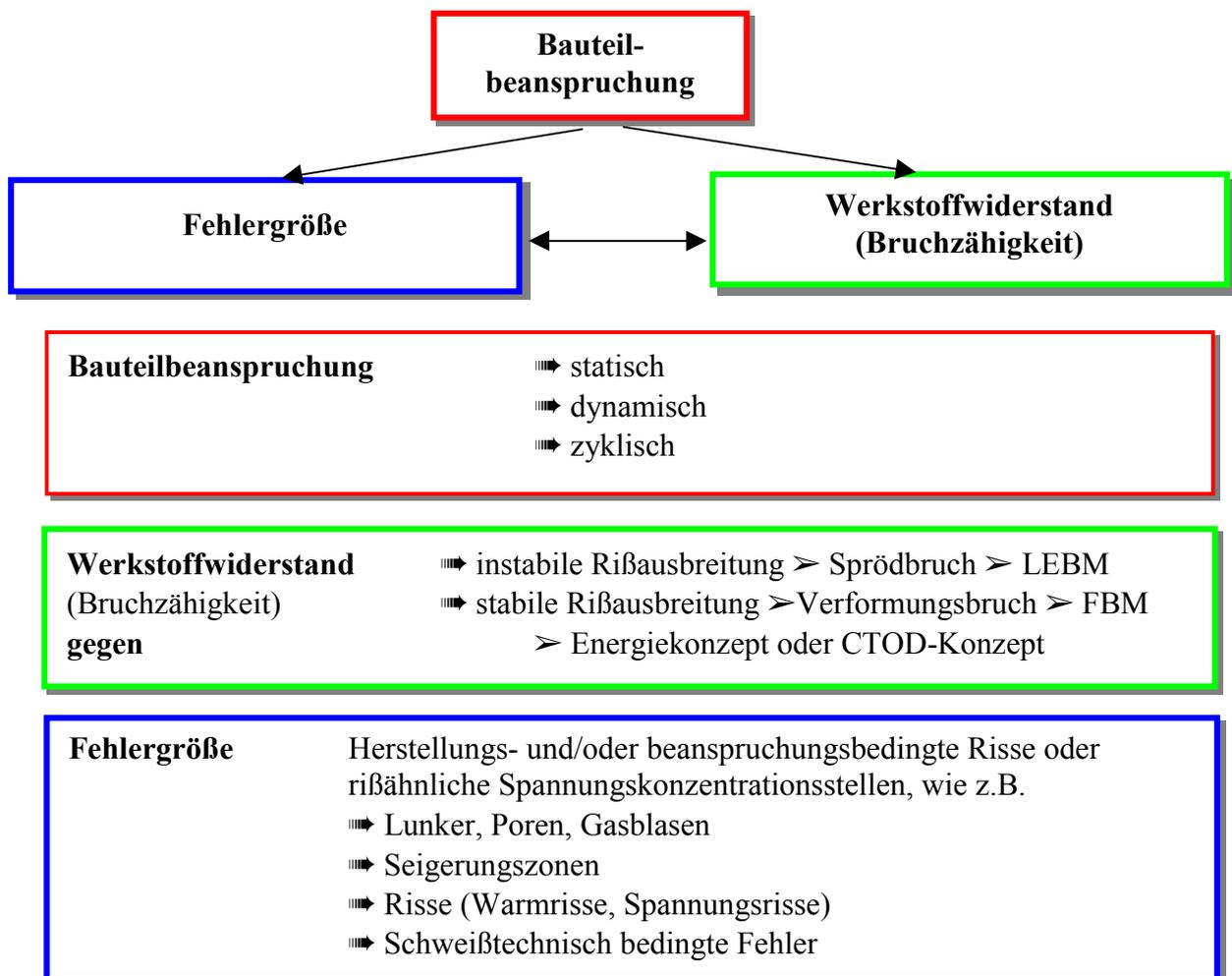


Bild 1: Prinzip des bruchmechanischen Konzeptes;
LEBM = linear-elastische Bruchmechanik; FBM = Fließbruchmechanik

Die Einbeziehung bruchmechanischer Konzepte zur beanspruchungsgerechten Gußwerkstoff- und Gußteilbewertung wird unter Beachtung von Gußfehlern oder denkbarer gießtechnischer Unregelmäßigkeiten vor allem dann erforderlich, wenn Gußwerkstoffe aufgrund ihrer spezifischen Vorteile in festigkeitsbeanspruchten und potentiell bruchgefährdeten Konstruktionen zum Einsatz kommen. Das gilt ebenso für artgleiche Konstruktionsschweißungen und Gußverbundschweißungen, die im Fahrzeugbau sowie für Armaturen in Rohrleitungen des Kraftwerksbaus, im Chemieanlagenbau und im Gas- und Wasserfach einschließlich Fernwärme zunehmend an Bedeutung gewinnen.

Eine wesentliche Voraussetzung für die Anwendung der bruchmechanischen Konzepte besteht in der Verfügbarkeit bruchmechanischer Kennwerte, mit deren Hilfe sowohl die Berechnung zulässiger Rißgrößen bzw. Spannungen bei statischer und dynamischer Beanspruchung als auch der Restlebensdauer zyklisch beanspruchter Bauteile möglich ist, wie Bild 2 am Beispiel eines innendruckbeaufschlagten Rohres zeigt.

Für den Fall einer statischen Beanspruchung durch einen konstanten Innendruck P kann in Ergänzung des Nennspannungsnachweises über die Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors K_I bei Kenntnis der Bruchzähigkeit K_{IC} eine kritische Rißtiefe t_c berechnet bzw. eine zulässige Rißtiefe festgelegt werden. Bei $t_c > B$ (Wanddicke) ist die Bedingung für das "Leck-vor-Bruch" - Kriterium erfüllt. Eine analoge Verfahrensweise erfolgt bei dynamischer Beanspruchung (Montage), bei Kenntnis der dynamischen Bruchzähigkeit K_{Id} . Bei zyklischer Beanspruchung (wechselnder Innendruck) kann bei Kenntnis der Werkstoffparameter m und C die Rißwachstumsgeschwindigkeit da/dN bzw. die Anzahl der Lastwechsel N_B bis zum Bruch bzw. Leckage berechnet werden.

Im Ergebnis bruchmechanischer Untersuchungen an duktilen Gußeisenwerkstoffen wird deutlich, daß diese im Vergleich zu Stahl und Stahlguß in ihren bruchmechanischen Eigenschaften höher zu bewerten sind, als es die relativ niedrige Kerbschlagarbeit erwarten läßt. Damit wird eine realere Bewertung der Bruchsicherheit von Gußeisen im direkten Vergleich mit Stahl und Stahlguß möglich, wie auch aus Untersuchungen im Rahmen der Werkstoffzulassung von GGG-40.3 für Schleudergußrohre folgt /3/. In Umsetzung der Untersuchungsergebnisse konnten 1985 bei der Neufassung des AD-Merkblattes W 3/2 die für ferritische Gußeisensorten mit Kugelgraphit im Druckbehälterbau festgelegten Sicherheitsbeiwerte von $S = 3,5$ auf $2,4$ bei Auslegung gegen die $0,2\%$ -Dehngrenze verringert werden. Im Rahmen der Zulassungs- und Genehmigungsverfahren für Transport- und Lagerbehälter aus GGG-40 für bestrahlte Brennelemente erfolgten bruchmechanische Sicherheitsabschätzungen /4/ und die Ermittlung bruchmechanischer Kennwerte /5/ als Basis für die Qualitätssicherung.

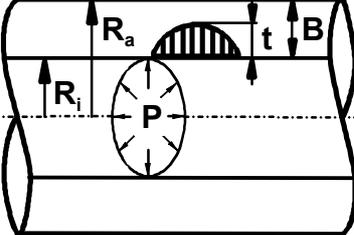
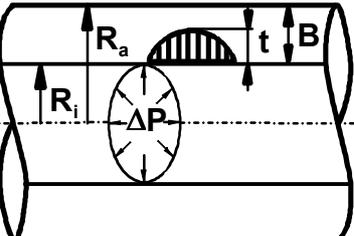
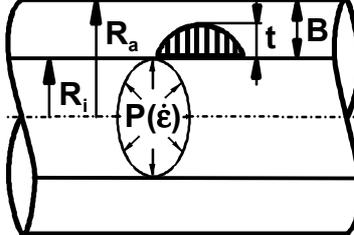
<p>$P = \text{konstant}$</p> 	<p>Bruchsicherheitsnachweis</p> $\sigma < \sigma_{zul}$ $\sigma = P \frac{R_a + R_i}{2(R_a - R_i)}$ $\sigma_{zul} = \frac{R_{p0,2}}{s}$ <p>S ... Sicherheitsbeiwert</p> $K_I < K_{zul}$ $K_I = \sigma \left[\frac{1,2 \pi t}{Q} \right]^{\frac{1}{2}}$ <p>Q ... Rißformfaktor</p> $K_{zul} = \frac{K_{Ic}}{s}$
<p>$P = \text{zyklisch}$</p> 	<p>Bruchsicherheitsnachweis</p> $\frac{da}{dN} = C[\Delta K]^m$ <p>m, C ... werkstoffspezifische Kennwerte</p> $\Delta K = \sigma_o - \sigma_u$ <p>σ_o ... Oberspannung</p> <p>σ_u ... Unterspannung</p> $N_B = \int_t^k \frac{da}{C[\Delta K]^m}$
<p>$P = \text{dynamisch}$</p> 	<p>Bruchsicherheitsnachweis</p> $K_I < K_{zul}$ $K_{zul} = \frac{K_{Id}}{s}$

Bild 2: Prinzip des bruchmechanischen Sicherheitsnachweises am Beispiel eines mit dem Innendruck P beanspruchten Rohres

Als ein konkretes Beispiel für die Anwendung bruchmechanischer Bemessungsverfahren kann die Planung und der Bau einer Turbinenrohrleitung aus duktilen Gußrohren angeführt werden /6/. Beim Bau eines 16 MW-Laufkraftwerks in Vorarlberg führten besonders hohe Sicherheitsanforderungen und schwierige Einbaubedingungen in alpinem Gelände zu der Ent-

scheidung, die Turbinenleitung im Nennweitenbereich bis DN 1600 bei Betriebsdrücken über 30 bar nicht aus geschweißten Stahlrohren, sondern mit duktilen Schleudergußrohren aus GGG-40 zu bauen. Die bruchmechanische Bewertung erfolgte auf der Basis des "Leck-vor-Bruch"-Kriteriums, wobei die bruchmechanischen Kennwerte am Institut für Werkstofftechnik der TU Bergakademie Freiberg (IWT) bestimmt wurden /7/.

Die erweiterte Aussagefähigkeit bruchmechanischer Sicherheitsbewertungen wurde auch im Rahmen der Bruchsicherheitsanalyse eines rißbehafteten Kugelschieberzapfens aus Stahlguß angewendet, in deren Ergebnis der mehrjährige kontrollierte Weiterbetrieb eines Pumpspeicherkraftwerkes bis zur planmäßigen Außerbetriebnahme auch unter ökonomischen Aspekten erfolgreich praktiziert werden konnte /8/.

Eine Übersicht zu Projekten bruchmechanischer Bauteilbewertungen, die am IWT bearbeitet wurden, bzw. an deren Lösungen das Institut beteiligt war, wird in /9/ gegeben.

Die in die technische Sicherheitsbewertung potentiell bruchgefährdeter Bauteile integrierten Konzepte der Bruchmechanik lassen sich hinsichtlich ihrer Anwendungsgebiete wie folgt zusammenfassen:

- Bruchmechanische Nachrechnung konventionell ausgelegter, potentiell bruchgefährdeter Bauteile zur Bewertung der Bruchsicherheit und Lebensdauer bei Annahme möglicher Risse oder rißartiger Spannungskonzentrationsstellen, entstanden während der Fertigung oder des betrieblichen Einsatzes.
- Analyse von Schadensfällen und Ableitung von Maßnahmen für die künftige Schadensverhütung.
- Bewertung qualitätssichernder Maßnahmen während der Werkstoffherstellung sowie Werkstoffbehandlung und der Bauteilfertigung, um einen zuverlässigen Betrieb des Bauteils zu gewährleisten.
- Werkstoffentwicklung und beanspruchungsgerechter Werkstoffeinsatz.

Die Zielstellung der vorliegenden Arbeit besteht in der bruchmechanischen Charakterisierung entkohlend geglähter Tempergußwerkstoffe unter Einbeziehung der Verbundschweißung Temperguß - Stahl als Voraussetzung für die Integration dieses Konzeptes in die Bauteilbewertung.

2. Aufgabenstellung

In der Vergangenheit durchgeführte bruchmechanische Untersuchungen am Institut für Werkstofftechnik erfolgten an EN-GJS-400-15 unter Einbeziehung artgleicher Schweißverbindungen bei Variation der Graphitteilchengröße, des Perlitanteils und in Abhängigkeit von der Temperatur bei statischer, dynamischer und zyklischer Beanspruchung, an Gußeisen mit Vermiculargraphit, nichtentkohlend geglühtem Temperguß sowie an bainitischem Gußeisen mit Kugelgraphit /10/ bis /18/, Bild 3.

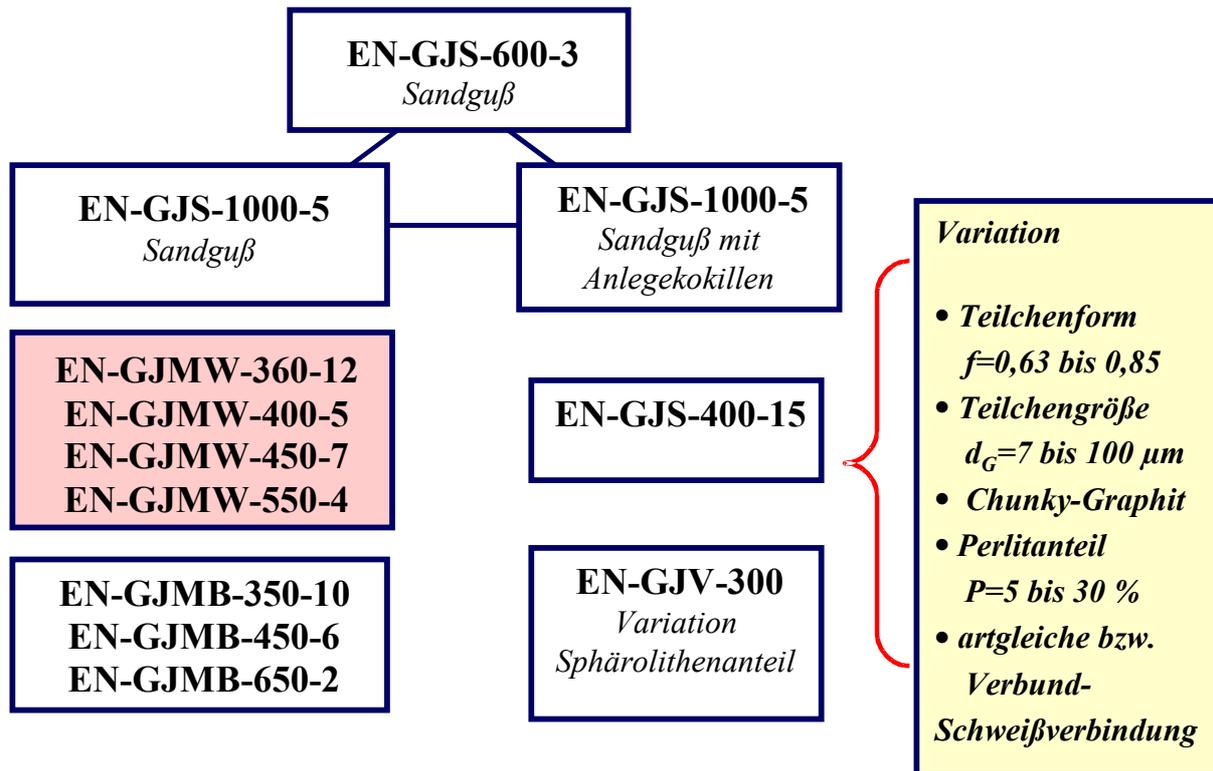


Bild 3: Übersicht der bruchmechanisch bewerteten Eisen-Gußwerkstoffe am IWT

Für entkohlend geglühten Temperguß liegen derartig umfassende bruchmechanischen Bewertungen unter Einbeziehung von Schweißverbindungen bei Anwendung moderner fließbruchmechanischer Konzepte nicht vor. Dem Fehlen der zugehörigen Kenndaten der Werkstoffgruppe GJMW stehen Anforderungen gegenüber, die mit dem Einsatz der Legierungen, ihren spezifischen Gefüge-Eigenschafts-Beziehungen und dem Fertigungsprozeß im Zusammenhang stehen.

An Tempergußteile, insbesondere an Guß-Verbund-Schweißkonstruktionen, werden bei ihrem Einsatz im Kraftfahrzeugbau, im Bauwesen, sowie Armaturen- und Rohrleitungsbau sowohl hohe Anforderungen an die mechanische Beanspruchbarkeit bei statischer und zykli-

scher Belastung gestellt, als auch eine ausreichende Sprödbruchsicherheit bei dynamischer Beanspruchung in Verbindung mit niedrigen Umgebungstemperaturen gefordert. Die Bewertung der Sprödbruchsicherheit auf der Basis der Schlagbiegeversuche gestattet eine qualitative Werkstoffbewertung, aber, im Gegensatz zur bruchmechanischen Charakterisierung, keine Übertragbarkeit auf das Bauteil.

Den durchgeführten Untersuchungen, die die bestehende Datenlücke hinsichtlich bruchmechanischer Kennwerte für entkohlend geglühten Temperguß im Vergleich zu anderen Gußeisenwerkstoffen schließen sollen, liegt die im Bild 4 zusammengefaßte Aufgabenstellung zugrunde und läßt sich wie folgt darstellen:

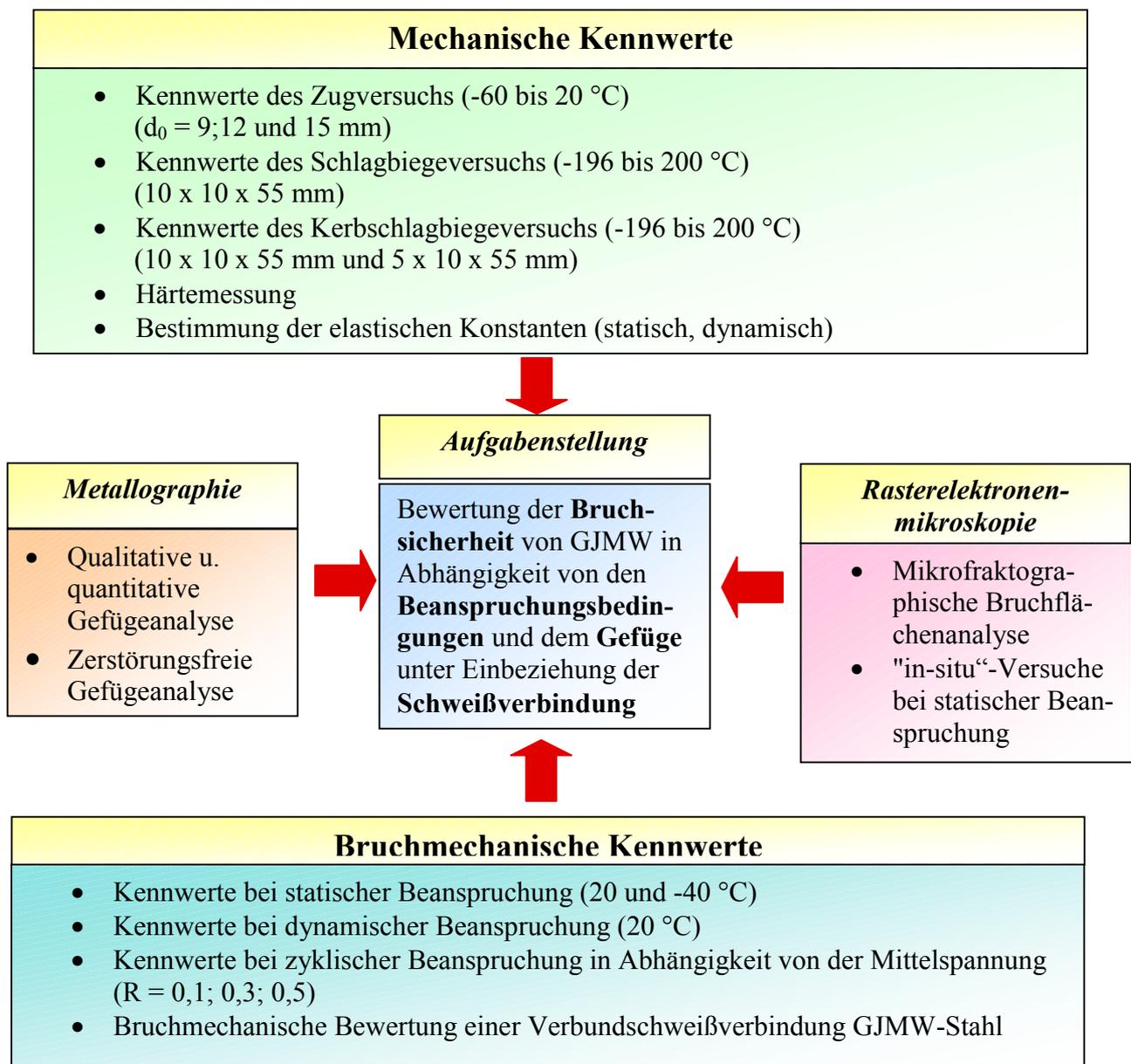


Bild 4: Aufgabenstellung

1. Die Untersuchungen werden an vier GJMW-Werkstoffen durchgeführt, die von drei Gießereien bereitgestellt wurden und somit eine Aussage zu den technologisch bedingten Streuungen gestatten (Bild 5).

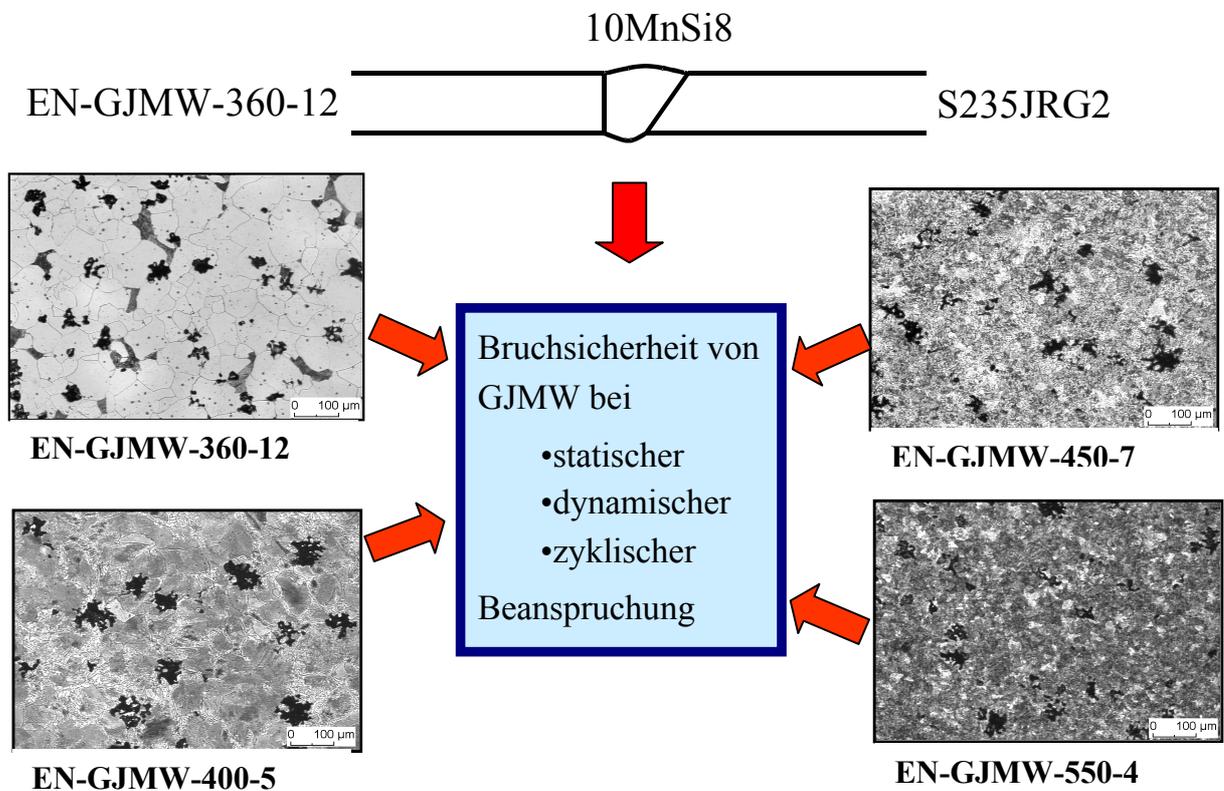


Bild 5: Versuchsprogramm

2. Die qualitative und quantitative Gefügeanalyse erfolgt mit Hilfe eines Auswerteprogramms unter Einbeziehung von Richtreihen. Mikrofraktographische Untersuchungen werden zur Bruchflächencharakterisierung und zur Charakterisierung der gefügeabhängigen Riäusbreitungsvorgänge mit Hilfe von "in-situ"-Versuchen im REM durchgeführt. Ergänzende Untersuchungen beinhalten die Einschlußanalyse und die zerstörungsfreie Gefügekontrolle.
3. Eine umfassende Bewertung der Festigkeit und Zähigkeit erfolgt in Abhängigkeit von der Temperatur und bei statischer, dynamischer und zyklischer Beanspruchung (Bild 6). Die vergleichende Bewertung der mechanischen und bruchmechanischen Kennwerte wird sowohl zwischen den unterschiedlichen GJMW-Werkstoffen als auch mit anderen Eisen-Gußwerkstoffen vorgenommen. Bestehende Gefüge-Eigenschafts-Korrelationen zur ana-

lytischen Bestimmung bruchmechanischer Kennwerte werden auf ihre Anwendbarkeit auf GJMW-Werkstoffe überprüft.

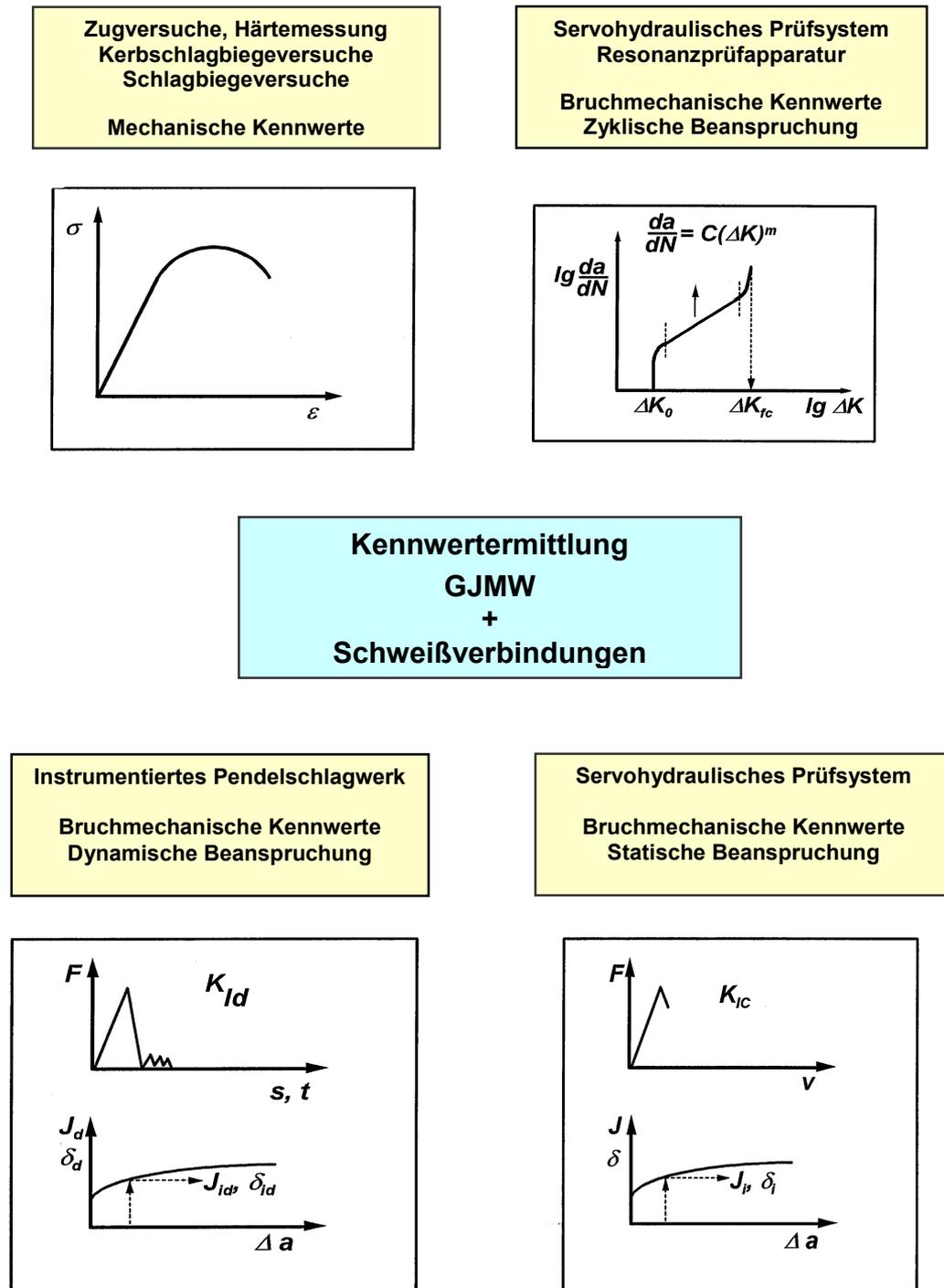


Bild 6: Schematische Darstellung der zur Anwendung kommenden Prüfverfahren und -apparaturen für die experimentelle Ermittlung mechanischer und bruchmechanischer Kennwerte

4. Auf der Basis der für die Verbundschweißverbindung GJMW-Stahl bestimmten bruchmechanischen Kennwerte für die Bereiche Grundwerkstoff, Wärmeeinflußzone und Schweißgut wird die Berechnung kritischer Rißgrößen unter Zugrundelegung der SIN-TAP-Prozedur praktiziert. Damit soll die erweiterte Aussagefähigkeit einer bruchmechanisch begründeten Festigkeitsberechnung an einem praxisnahen Beispiel demonstriert werden.

3. Werkstoffe

Entkohlend geglühter Temperguß ist in seiner spezifischen Gefügeausbildung ein Gradientenwerkstoff, d.h. seine mechanischen Eigenschaften sind wanddickenabhängig (Bild 7).

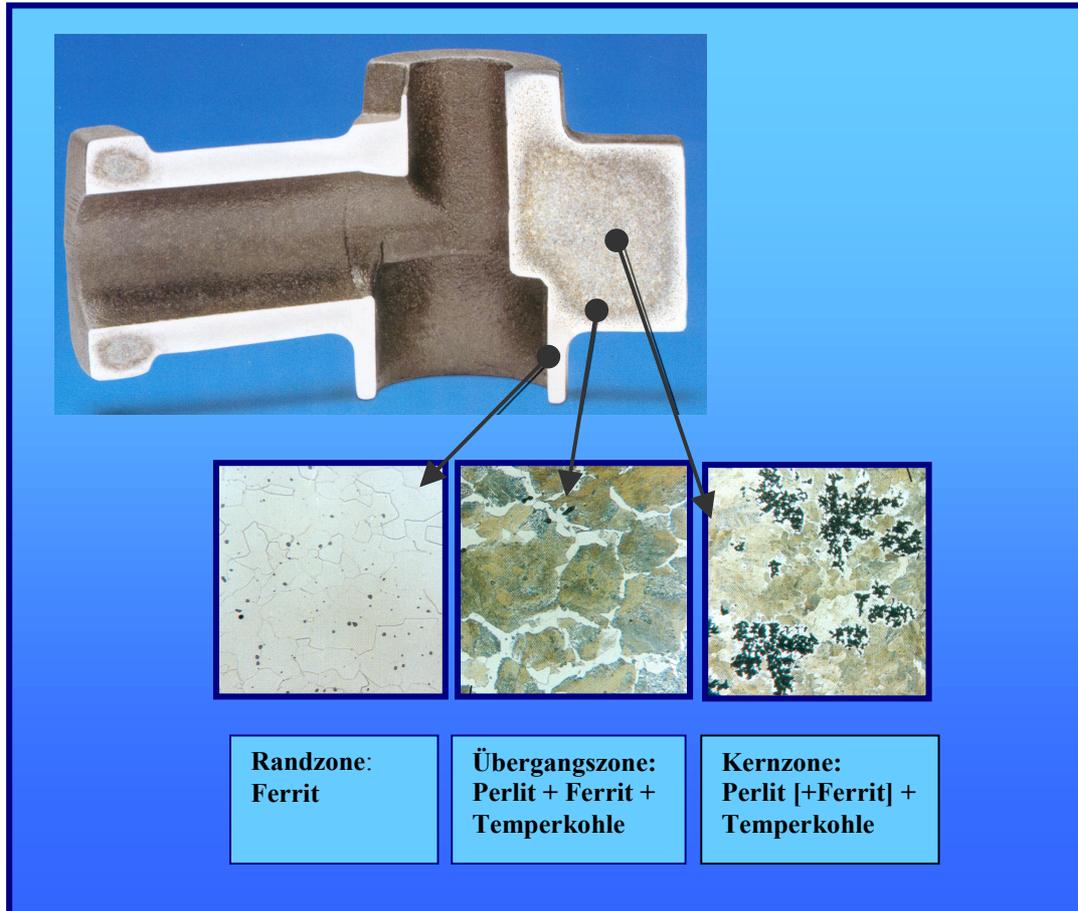


Bild 7: Wanddickenabhängige Gefügeausbildung in Gußteilen aus entkohlend geglühtem Temperguß /19/

Aufgrund des im Ergebnis der Wärmebehandlung vom Kern zur Randzone abnehmenden Kohlenstoffgehaltes (Bild 8) und der hieraus resultierenden ferritischen-perlitischen Gefügeausbildung mit kompakter Graphitusbildung zählt diese Werkstoffgruppe innerhalb der Eisen-Gußwerkstoffe zu den duktilen Werkstoffen und ist hinsichtlich Herstellung, Eigenschaften, Verarbeitbarkeit, Behandlung und Anwendung umfassend in /20/ und /21/ charakterisiert.

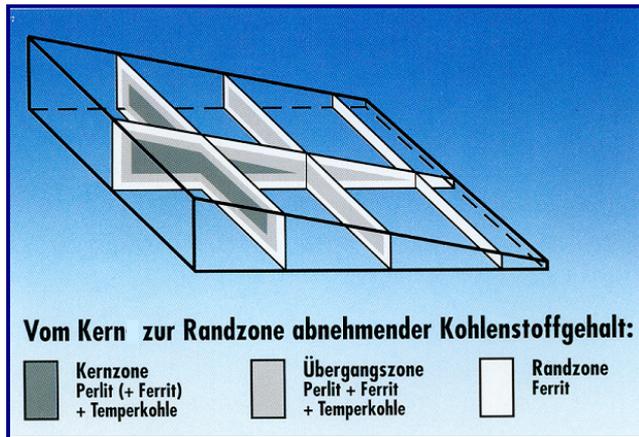


Bild 8: Gefügeausbildung in Abhängigkeit vom Kohlenstoffgehalt bei unterschiedlichen Wanddicken

Die untersuchten Gußwerkstoffe wurden als Rohlinge im getemperten Zustand von den Gießereien bereitgestellt, so daß pro Werkstoff drei bzw. zwei Legierungsgruppen untersucht werden konnten (Tabelle 1).

Tabelle 1: Hersteller und Kurzbezeichnung der Versuchswerkstoffe

Hersteller	A	B	C
Werkstoff nach DIN EN 1562	Kurzbezeichnung		
EN-GJMW-360-12	A1	B1	-
EN-GJMW-400-5	A2	B2	C2
EN-GJMW-450-7	A3	B3	C3
EN-GJMW-550-4	A4	B4	-

In der vorliegenden Arbeit wurden die Ergebnisse unter Verwendung der angegebenen Kurzbezeichnungen für die Werkstoffe unter Hinweis auf die Hersteller A, B und C aufgeführt.

3.1. Chemische Zusammensetzung

Die chemische Zusammensetzung wurde an ungetemperten Probestücken (Hersteller A und B) spektralanalytisch an der TU Bergakademie ermittelt, die Werte für C sind Angaben des Herstellers.

Tabelle 2: Chemische Zusammensetzung (Masse-%) der Versuchswerkstoffe

Hersteller A											
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Al	Cu	Mg
A1	3,09	0,73	0,42	0,031	0,086	0,049	0,009	0,03	0,001	0,053	<0,002
A2	3,09	0,74	0,41	0,033	0,095	0,048	0,009	0,029	0,001	0,051	<0,002
A3	3,06	0,72	0,41	0,032	0,097	0,048	0,009	0,03	0,001	0,052	<0,002
A4	3,05	0,76	0,40	0,029	0,104	0,047	0,008	0,028	0,001	0,05	<0,002
Hersteller B											
B1	3,25	0,64	0,57	0,048	0,102	0,05	0,013	0,042	0,003	0,079	<0,002
B2	3,19	0,65	0,56	0,051	0,111	0,058	0,014	0,045	0,001	0,091	<0,002
B3	3,17	0,69	0,65	0,051	0,092	0,049	0,014	0,047	0,002	0,069	<0,002
B4	3,13	0,62	0,62	0,048	0,105	0,052	0,013	0,047	0,002	0,073	<0,002
Hersteller C											
C2	3,27	0,72	0,56	0,050	0,122	0,072	0,02	0,065	0,003	0,145	<0,001
C3	3,24	0,86	0,59	0,050	0,129	0,071	0,02	0,06	0,003	0,14	<0,001

Die Versuchswerkstoffe entsprechen in ihrer chemischen Zusammensetzung den in /20/ angegebenen Richtwerten. Über die Berechnung der Graphitisierungstendenz **K**

$$K = \frac{4}{3} Si * \left(1 - \frac{5}{3C + Si} \right) \quad (1)$$

und des Sättigungsgrades **S_C**

$$S_C = \frac{C}{4,26 - 1/3(Si + P)} \quad (2)$$

bzw. des berichtigten Sättigungsgrades **S_R**

$$S_R = \frac{C - (2,0 - 0,1Si)}{2,3 - 0,2Si} \quad (2a)$$

entsprechend Tabelle 3, folgt, daß gemäß dem Gefügediagramm nach Laplanche (Bild 9) die chemische Zusammensetzung innerhalb des Feldes 1 liegt und damit die graphitfreie Erstarrung der Schmelze gewährleistet ist.

Tabelle 3: Graphitisierungstendenz K , Sättigungsgrad S_C und berichtigter Sättigungsgrad S_R der Versuchswerkstoffe

	S_C	K	S_R
A1	0,77	0,49	0,54
A2	0,77	0,49	0,54
A3	0,76	0,48	0,53
A4	0,76	0,50	0,52
B1	0,81	0,44	0,60
B2	0,79	0,44	0,58
B3	0,79	0,47	0,57
B4	0,78	0,41	0,55
C2	0,82	0,50	0,62
C3	0,82	0,60	0,62

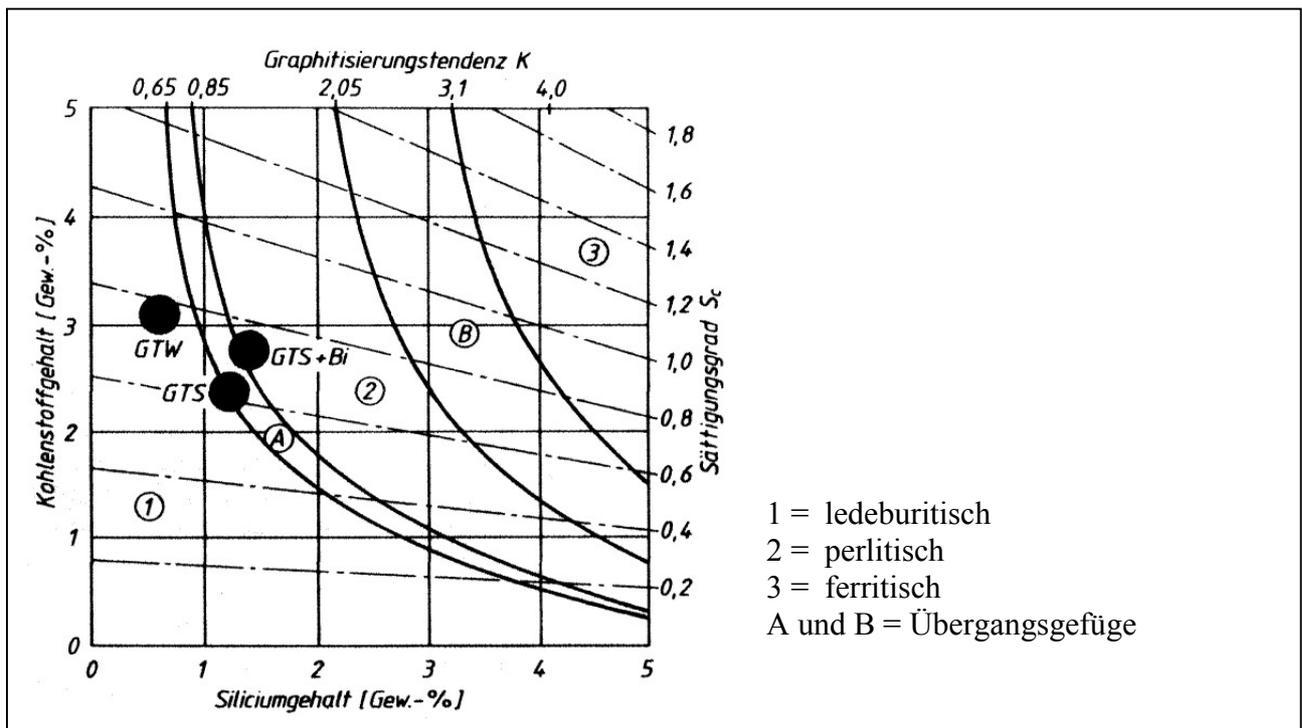


Bild 9: Laplanche -Schaubild für getrennt gegossene Proben mit 30 mm \varnothing /20/.

3.2. Herstellung und Wärmebehandlung

Die Zeit-Temperatur-Schaubilder für die Wärmebehandlung der einzelnen Werkstoffsorten bei den Herstellern (Bild 10 bis 13) lassen sich wie folgt charakterisieren:

EN-GJMW-360-12

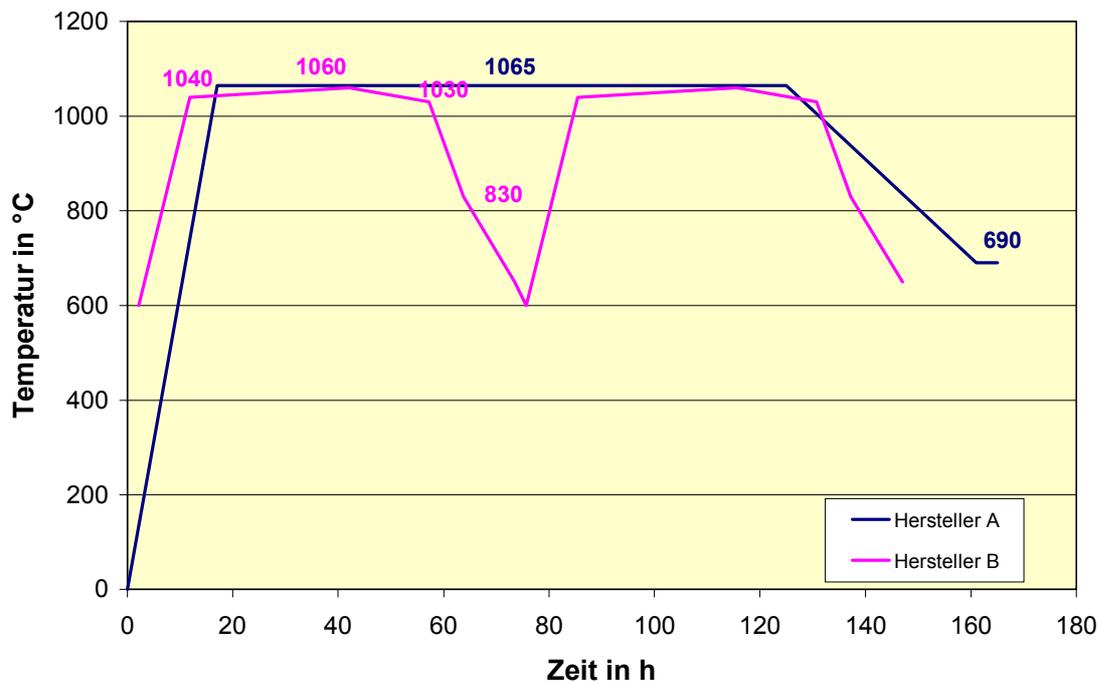


Bild 10: Temperatur-Zeit-Verlauf für EN-GJMW-360-12

Die Glüh­temperatur und die Gesamtglühzeit (Bild 10) unterscheiden sich nur geringfügig bei den beiden Herstellern. Bei Hersteller B durchläuft der GJMW-360-12W zweimal den Glühofen, in dem gleichzeitig auch der GJMW-400-5 getempert wird. Bei beiden Herstellern wird gasgetempert.

EN-GJMW-400-5

Hersteller A arbeitet mit einer etwas verkürzten Temperzeit (Bild 11), nachfolgender Luftabkühlung bis 780°C. Anschließend wird das A₁-Gebiet mit geringer Abkühlungsgeschwindigkeit durchlaufen, um bei dicken Querschnitten auch im Kern eine bessere Bearbeitbarkeit zu gewährleisten.

Im Gegensatz zu A und B wird bei Hersteller C erzgetempert. Die Glüh­temperatur ist etwas niedriger, die Gesamtglühdauer (Ofenzeit) deutlich länger als bei den beiden anderen Herstellern.

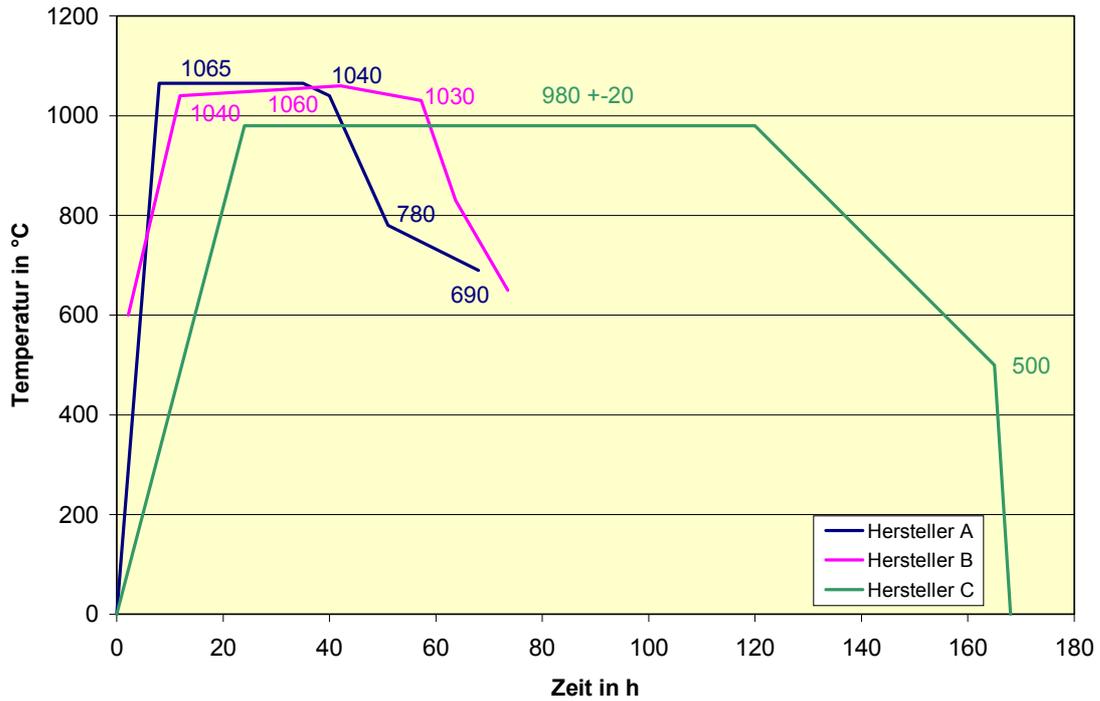


Bild 11: Temperatur-Zeit-Verlauf für EN-GJMW-400-5

EN-GJMW-450-7

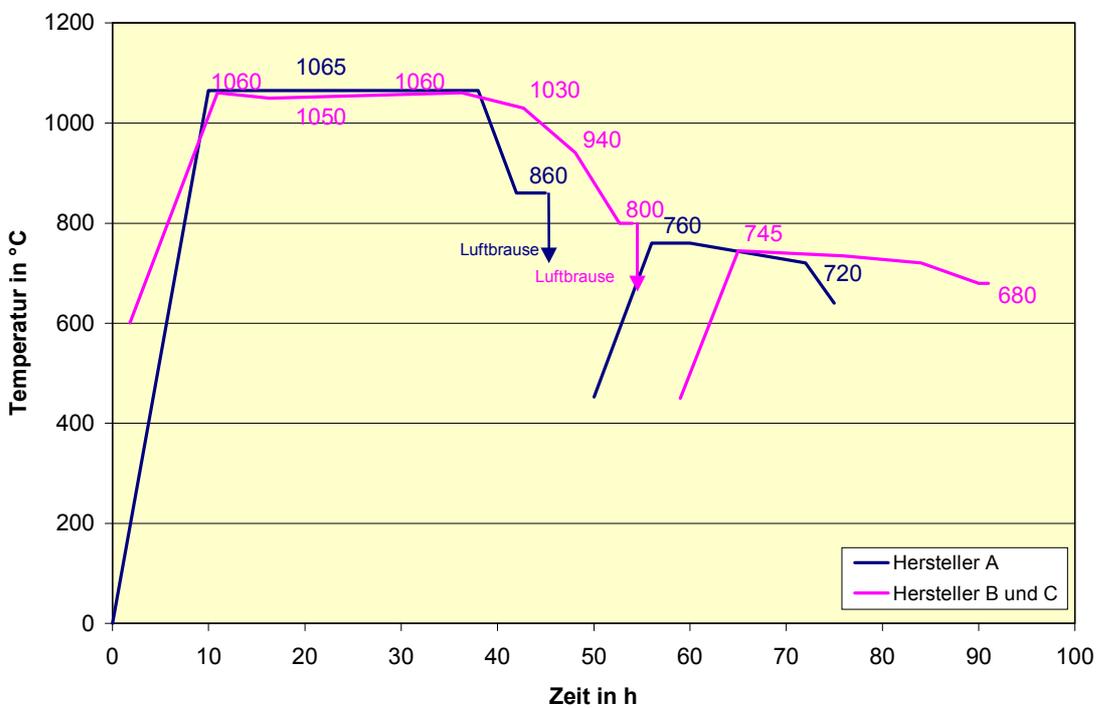


Bild 12: Temperatur-Zeit-Verlauf für EN-GJMW-450-7

Es liegen nur zwei verschiedene Temperatur-Zeit-Verläufe vor (Bild 12), da Hersteller B und C nach gleicher Technologie arbeiten. Die Glühtemperaturen unterscheiden sich nur geringfügig. Die Unterschiede beider Technologien liegen in der schnelleren Abkühlung nach der ersten Glühstufe und der etwas höheren 2. Glühtemperatur bei Hersteller A. Es wurde bei allen drei Herstellern gasgetempert.

EN-GJMW-550-4

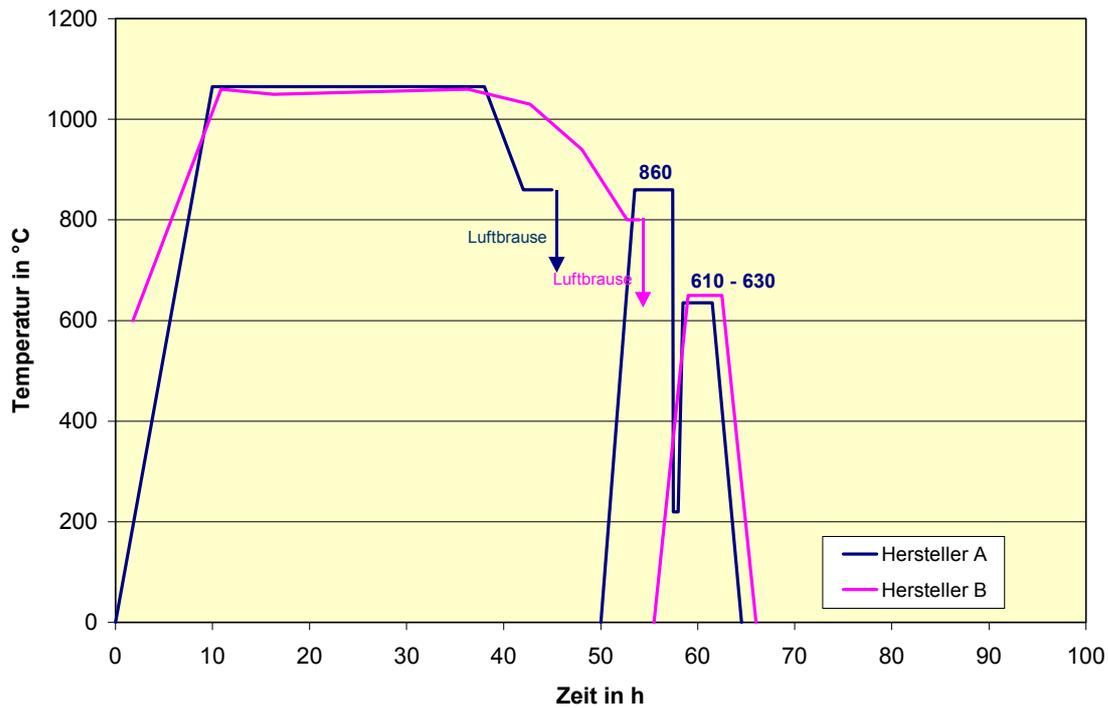


Bild 13: Temperatur-Zeit-Verlauf für EN-GJMW-550-4

Die Hochtemperaturstufe (Tempern) des GJMW-550-4 (Bild 13) ist bei beiden Herstellern jeweils die gleiche wie beim GJMW-450-7. Im Unterschied zu Hersteller B erfolgt bei A vor der Anlaßbehandlung noch eine Austenitisierung bei 860°C und Abschrecken im Salzbad (keine Temperaturangabe).

3.3. Probenherstellung, Probenformen und -abmessungen

Die Werkstoffe lagen in Form getrennt gegossener Rohlinge für Bruchmechanik-, Zug-, Schlagbiege- und Kerbschlagbiegeproben vor (Bild 14).

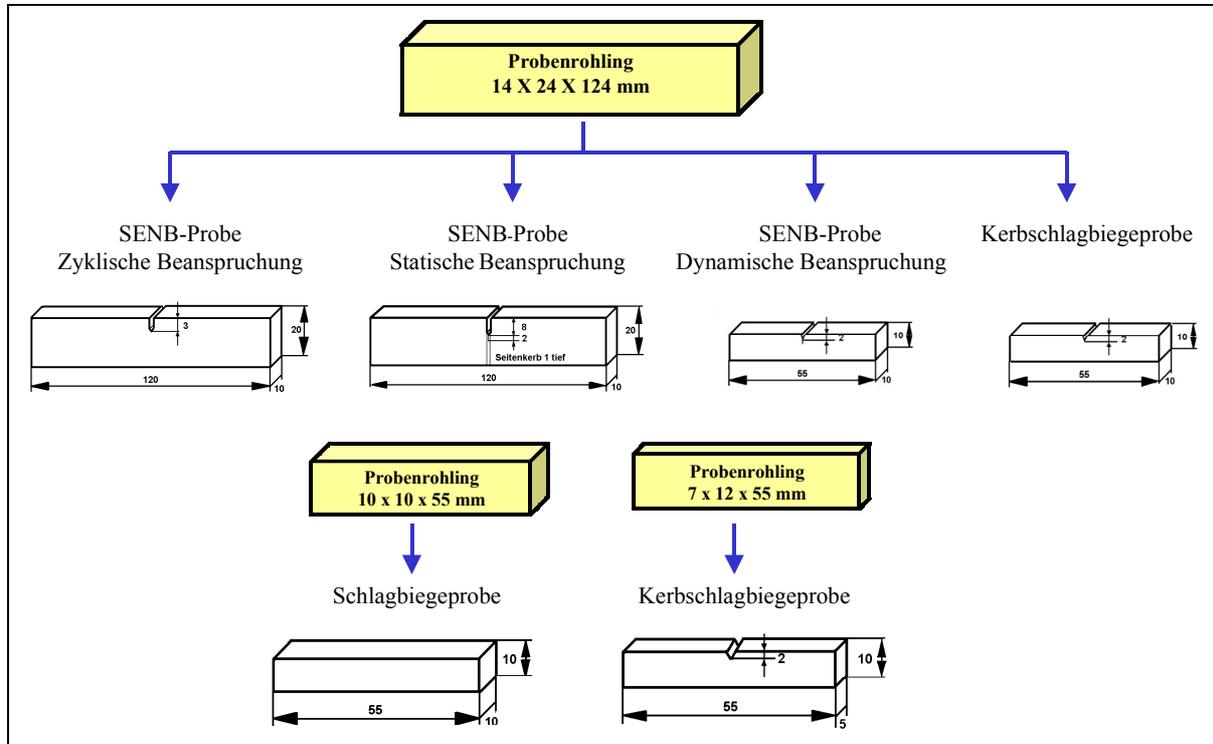


Bild 14: Rohlings- und Fertigungsmaß der getrennt gegossenen Proben

Die bezüglich Maß und Form DIN EN 1562 entsprechenden Zugproben (Bild 15) mit den Durchmessern 9, 12 und 15 mm wurden geringfügig mechanisch bearbeitet (Entfernung der Gußhaut), um eine Feindehnungsmessung zur Bestimmung des Elastizitätsmoduls und der $R_{p0,2}$ -Grenze durchführen zu können.



Bild 15: Gußrohling mit Gieß- und Speisersystem für Zugproben

Mit Ausnahme der Schlagbiegeproben mußten alle weiteren Proben ebenfalls mechanisch bearbeitet werden, um eine normgerechte Prüfung durchführen zu können.

3.4. Qualitative und quantitative Gefügeanalyse

Tabelle 4 gibt eine Übersicht zu den bestimmten Gefügeparametern bzw. den zur Auswertung gekommenen Methoden bzw. Richtreihen.

Tabelle 4: Gefügeparameter und Bestimmungsmethoden

<p>Quantitative Gefügeanalyse mittels Bildverarbeitungssystem IMAGE C</p> <ul style="list-style-type: none"> • Volumenanteil Graphit V_G [%] • Volumenanteil Ferrit V_F [%] • Volumenanteil Perlit V_P [%] • Mittlerer Graphitteilchenabstand λ [μm] • Anzahl Graphitteilchen N_G [mm^{-2}] • Mittlerer Teilchendurchmesser d_G [μm] • Mittlerer Ferritkorngröße d_F [μm] • Formfaktor d. Graphitteilchen f 	
<p>DIN EN ISO 945 " Gußeisen. Bestimmung der Mikrostruktur von Graphit "</p> <ul style="list-style-type: none"> • Graphitform • Graphitanordnung • Graphitgröße 	
<p>TGL 15477/01-03 " Metallographische Bestimmung des Gefüges von Eisen-Gußwerkstoffen auf Eisen-Kohlenstoff-Basis "</p> <p>15477/03 Richtreihe 6: Durchmesser der Graphiteinlagerungen bei Temperguß</p> <p>Richtreihe 9: Graphitanteil</p> <p>Richtreihe 10: Ausbildung der Randzone</p> <p>15477/01 Richtreihe 3: Ausbildungsform des Graphits bei Temperguß</p>	
<p>Einschlußanalyse REM-EDX-System (Kevex)</p>	
<p>Zerstörungsfreie Gefügekontrolle Restpunktpolverfahren</p>	

Bei Anwendung des Bildverarbeitungssystems IMAGE C (Matan) wurden die in Tabelle 4 aufgeführten Parameter über ein Zeilenkoinzidenzverfahren bestimmt /22//23/.

Die Variation der Graphitbildung wird durch die Teilchengröße d_G , die mit dem Teilchenabstand λ und der Anzahl der Teilchen N_G korrespondiert und den die Teilchenform bewertenden Formfaktor f , beschrieben. Der die innere Kerbwirkung näherungsweise charakterisierende Formfaktor

$$f = \frac{4\pi \cdot A}{U^2} \quad (3)$$

mit A = Fläche der Teilchenschnittfigur

U =Umfang der Teilchenschnittfigur

definiert mit $f = 1$ den kreisförmigen Teilchenquerschnitt.

Die Probenahme für die metallographischen Untersuchungen erfolgte in der Regel an Querschliffen der beanspruchten Proben, wobei pro Messung mindestens 1000 Teilchen ausgewertet wurden.

Die Bestimmung der Ferrit- und Perlitanteile V_F und V_P wurde nach dem Ätzen der Schlitze (ca. 10s mit 1%-iger HNO_3) mittels Punktanalyse vorgenommen. Dabei wurden die einzelnen Anteile getrennt in den Bereichen Rand, Übergangszone und Kern bestimmt und in der Angabe des prozentualen Anteils auf den Gesamtquerschnitt bezogen und so in den nachfolgenden Tabellen ausgewiesen.

Vorhandene Hohlräume auf der Schlitfläche, die die Form von Temperkohle hatten, wurden als Temperkohle gewertet. Es war nicht eindeutig zu klären, ob diese Hohlräume durch die Schliffpräparation entstanden sind oder durch Auflösen der Temperkohle im umgebenden Austenit während der Entkohlungsvorgänge /24/.

Da die Proben für die Bestimmung der mechanischen und bruchmechanischen Kennwerte aus unterschiedlich großen Probenrohlingen gefertigt wurden, demzufolge jeweils andere Volumen- Oberflächenverhältnisse vorliegen und daraus unterschiedliche Abkühlbedingungen resultieren, ist eine differenzierte Gefügeausbildung zu erwarten. Aus diesem Grunde wurden von jeder Probenform und -abmessung der einzelnen Hersteller metallographische Untersuchungen an je einer Probe durchgeführt, die bei den entsprechenden Abschnitten im Kontext mit den mechanischen und bruchmechanischen Kennwerten vorgestellt werden, siehe auch Anhang Bild A1 bis A3.

Da vor allem beim Auftreten stark zerklüfteter Temperkohleteilchen sehr große Streuungen im Vergleich zu früheren Untersuchungen von Eisen-Gußwerkstoffen mit verschiedener

Graphitabildung, besonders bei den Parametern der Teilchengröße und -form auftraten, wurden die in Tabelle 4 aufgeführten Richtreihen mit in die Gefügeanalyse einbezogen. Damit ist auch ein Vergleich der unterschiedlichen Analysemethoden gegeben.

Die Untersuchungen wurden durch Einschlußanalysen ergänzt, die an polierten Querschliffen der SENB-Proben (10 x 20 x 120 mm) durchgeführt wurden.

Bei allen drei Herstellern wurden im wesentlichen zwei Arten von nichtmetallischen Einschlüssen in unterschiedlicher Form und Größe gefunden (Bild 16 bis 17)

1. Mangansulfide

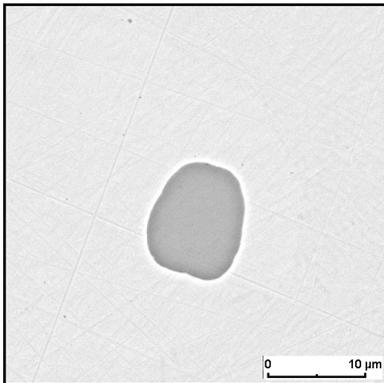


Bild 16: Beispiel für einen MnS-Einschluß

2. Mangansulfide mit eingelagerten Aluminiumoxiden

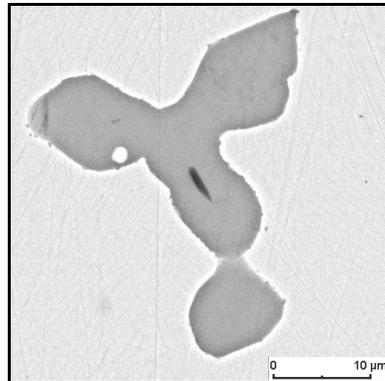
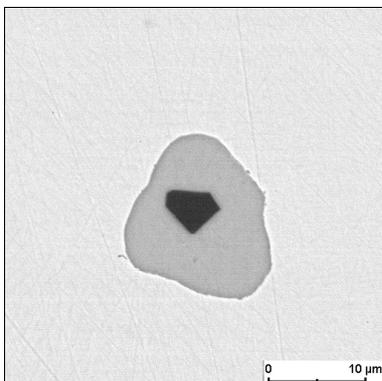


Bild 17: Beispiele für MnS-Al₂O₃-Einschlüsse

Sehr vereinzelt wurden auch sehr kleine (ca. 1µm) Titanitride oder Titancarbonitride mit einer eckigen Form gefunden.

Im Rahmen von Voruntersuchungen in Hinblick auf eine mögliche zerstörungsfreie Charakterisierung im Ergebnis der Wärmebehandlung kam das Restpunktpolverfahren zum Einsatz /25/, bei dem die Messung des Restfeldes bzw. der Koerzitivfeldstärke H_c mittels Differenzsonden nach lokaler Magnetisierung erfolgt. Dabei wurde die Sonde (Durchmesser 10 mm) auf die SENB-Probe (Dicke 10 mm) aufgesetzt und diese lokal magnetisiert. Da für diese

Probendicke kein rein ferritisches Gefüge für GJMW vorlag, wurden Proben des GJMS-350-10 verwendet.

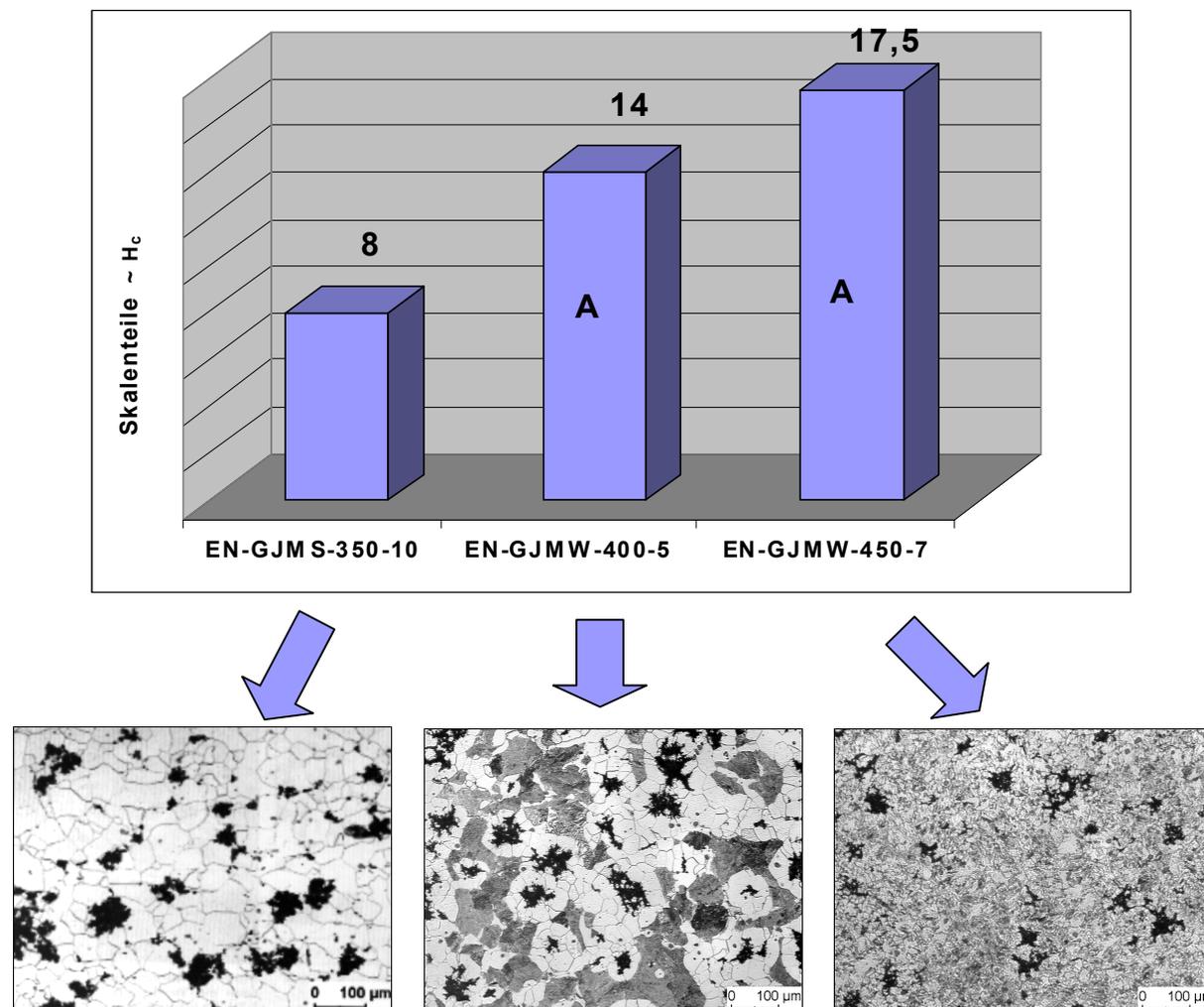


Bild18: Koerzitivfeldstärke in Abhängigkeit vom Gefüge

Aus Bild 18 folgt, daß eine zerstörungsfreie Gefügebewertung mit Hilfe des Restpunktpolverfahrens möglich ist. Der Vorteil dieses Verfahrens ist nach /26/ auch darin begründet, daß diese Art der Gefügebewertung auch für Bauteile (z.B. Fittings) praktiziert werden kann, wobei die Magnetisierung und Messung mit Hilfe von Durchlaufspulen mit hoher Durchsatzgeschwindigkeit erfolgt.

3.5. Vergleichswerkstoffe

Die vergleichende Einbeziehung der in Tabelle 5 bis 7 aufgeführten Eisen-Gußwerkstoffe gestattet bei übereinstimmendem Festigkeitsniveau eine Bewertung des Gefügeeinflusses auf die mechanischen und bruchmechanischen Kennwerte.

Die Werkstoffe EN-GJS-600-3 und EN-GJV-300 wurden am Gießerei-Institut der TU Bergakademie Freiberg auf der Basis ausgewählter Einsatzstoffe und Behandlungslegierungen schmelztechnisch erzeugt und zu Y2-Probekörpern vergossen. Durch die anschließende Wärmebehandlung, perlitisierendes Glühen für den GJS-600-3 (920°C/2h/Luft) bzw. ferritisierendes für den GJV-300 (920°C/3h/Ofen), wurden gezielt Gefügestände eingestellt /43/. EN-GJS-400-15/1 AZ, 3 AZ und 8 AZ wurden im Rahmen des Versuchsprogramms für die Zulassung dickwandiger Transportbehälter für bestrahlte Kernbrennelemente /5//53/ untersucht. Die Güte EN-GJS-400-15/5AZ lag als Kokillenguß vor. Die Werkstoffe GJMB-350-10, GJMB-450-6 und GJMB-650-2 waren Gegenstand von Untersuchungen am IWT der TU Bergakademie Freiberg /18/.

Tabelle 5: Chemische Zusammensetzung der Vergleichswerkstoffe in Masse-%

Werkstoff EN-	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Cu	Ni	Mg	Al	Ce
GJS-400-15/ 1AZ ^{*)}	3,55	2,36	0,27	0,015	0,005	0,17	0,001	0,16	0,079	0,0035	0,02	n.b.
GJS-400-15/ 3AZ ^{*)}	3,59	2,41	0,35	0,007	0,007	0,062	<0,01	0,78	0,06	0,044	0,02	n.b.
GJS-400-15 / 5AZ ^{*)}	3,52	2,17	0,24	0,012	0,002	0,02	0,005	0,031	0,009	0,024	0,005	n.b.
GJS-400-15/ 8AZ ^{*)}	3,53	2,38	0,23	0,024	0,006	0,049	<0,001	0,064	0,015	0,055	n.b.	n.b.
GJS-400-15	3,73	2,38	0,25	0,002	0,0003	n.b.	n.b.	0,11	n.b.	0,044	n.b.	n.b.
GJV-300/4 ^{*)}	3,49	2,57	0,1	0,066	0,017	n.b.	n.b.	n.b.	0,34	<0,004	0,09	0,39
GJS-600-3 ^{*)}	3,80	2,55	0,62	n.b.	0,002	n.b.	n.b.	0,33	0,023	0,026	n.b.	n.b.
GJMB-350-10	2,25	1,32	0,36	0,04	0,071	0,04	0,003	0,04	0,04	<0,001	0,002	n.b.
GJMB-450-6	2,62	1,37	0,4	0,04	0,073	0,04	0,003	0,04	0,04	<0,001	0,004	n.b.
GJMB-650-2	2,56	1,24	0,72	0,04	0,072	0,04	0,004	0,04	0,04	<0,001	<0,001	n.b.

*) interne Bezeichnung

n.b.: nicht bestimmt

Tabelle 6: Parameter der quantitativen Gefügeanalyse der Vergleichswerkstoffe

Werkstoff EN	V _G [%]	N _G [mm ⁻²]	λ [μm]	f	d _G [μm]	d _F [μm]	Matrix
GJS-400-15/ 1AZ ^{*)}	11	80	51	0,85	22	35	ferritisch
GJS-400-15/ 3AZ ^{*)}	12	22	96	0,70	47	50	ferritisch
GJS-400-15/ 5AZ ^{*)}	11	184	33	0,84	17	26	ferritisch
GJS-400-15/ 8AZ ^{*)}	11	61	56	0,79	28	40	ferritisch
GJS-400-15	11	202	49	0,70	28	n.b.	ferritisch
GJV-300/4 ^{*)}	13	117	37	0,32	12	27	ferritisch
GJS-600-3 ^{*)}	10	n.b.	n.b.	0,88	35	n.b.	ferritisch-perlitisch
GJMB-350-10	10	n.b.	21	0,54	9	32	ferritisch
GJMB-450-6	9	n.b.	21	0,55	9	-	ferritisch-perlitisch
GJMB-650-2	8	n.b.	24	0,64	11	-	perlitisch

Tabelle 7: Mechanische Kennwerte der Vergleichswerkstoffe

Werkstoff EN-	HB	R _{p0,2} [MPa]	R _m [MPa]	R _{p0,2} /R _m	E [GPa]	A ₅ [%]	A ₁₀ [%]	Z [%]	Fließkurvenparameter ¹⁾	
									k	n
GJS-400-15/ 1AZ ^{*)}	136	277	416	0,67	158	24	n.b.	21	675	0,175
GJS-400-15/ 3AZ ^{*)}	135	278	387	0,72	166	25	n.b.	18	618	0,170
GJS-400-15/ 5AZ ^{*)}	148	282	428	0,66	182	25	n.b.	26	663	0,165
GJS-400-15/ 8AZ ^{*)}	n.b.	272	396	0,69	159	25	n.b.	25	n.b.	n.b.
GJS-400-15	143	264	413	0,64	176	26	n.b.	n.b.	362	0,051
GJV-300/4 ^{*)}	137	240	295	0,81	126	n.b.	5	3	n.b.	n.b.
GJS-600-3 ^{*)}	238	400	677	0,59	168	n.b.	5	n.b.	1013	0,149
GJMB-350-10	125	213	332	0,64	165 ^{2)/180³⁾}	15 ⁴⁾	n.b.	13	n.b.	0,132
GJMB-450-6	163	312	453	0,69	160 ^{2)/180³⁾}	10 ⁴⁾	n.b.	10	n.b.	0,137
GJMB-650-2	245	450	703	0,64	180 ^{2)/190³⁾}	63 ⁴⁾	n.b.	5	n.b.	0,188

n.b. : nicht bestimmt ^{*)} interne Bezeichnung ¹⁾ Kennwerte nach Gleichung (4) ²⁾ statischer E-Modul

³⁾ dynamischer E-Modul ⁴⁾ A₃

4. Mechanische Kennwerte

4.1. Kennwerte bei statischer Beanspruchung

4.1.1. Gefüge

Das Gefüge der Zugproben zeigt Tabelle 8. Aufwandsbedingt wurden die Anteile Ferrit (V_F) und Perlit (V_P) nur an den Proben des Herstellers A bestimmt. Aufgrund der erforderlichen mechanischen Bearbeitung war bei der Mehrzahl der Proben kein umlaufender ferritischer Rand vorhanden. Insbesondere bei Hersteller B, weniger bei Hersteller C, wurden in den randnahen Bereichen Hohlräume statt Temperkohle festgestellt.

Tabelle 8: Gefüge der Zugproben

Probe	\varnothing [mm]	V_G [%]	d_G [μm]	d_F [μm]	λ [μm]	N_G [mm^{-2}]	f	V_F [%]	V_P [%]	Bemerkungen
EN-GJMW-360-12										
A1	9	8	35	n.b.	47	129	0,51	90	2	Zunahme des Perlitanteils (lamellar) mit größer werdendem Probendurchmesser
A1	12	9	35	n.b.	47	154	0,54	85	6	
A1	15	7	30	n.b.	38	168	0,53	63	30	
B1	9	9	46	n.b.	56	53	0,59	n.b.	n.b.	fast durchgehend ferritisch, sehr wenig Perlit im Kern
B1	12	11	54	n.b.	73	37	0,66	n.b.	n.b.	umlaufender ferr. Rand -im Kern ca. 50% Ferrit
B1	15	9	50	n.b.	56	52	0,57	n.b.	n.b.	im Kern 100% Perlit (lamellar)
EN-GJMW-400-5										
A2	9	2	25	n.b.	43	84	0,42	40	58	Zunahme des Perlitanteils (lamellar) mit größer werdendem Probendurchmesser
A2	12	11	33	n.b.	45	156	0,45	19	70	
A2	15	13	46	n.b.	53	117	0,35	18	70	
B2	9	5	30	n.b.	52	73	0,71	n.b.	n.b.	im Kern ca. 40% Ferrit
B2	12	9	47	n.b.	74	38	0,69	n.b.	n.b.	Kern ferritfrei
B2	15	8	62	n.b.	85	22	0,64	n.b.	n.b.	Kern fast ferritfrei
C2	9	8	40	n.b.	77	33	0,69	n.b.	n.b.	Breiter ferritischer Rand, Ferrithöfe im Kern um die Temperkohle
C2	12	13	35	n.b.	75	39	0,72	n.b.	n.b.	Ferrithöfe im Kern um die Temperkohle
C2	15	16	59	n.b.	79	43	0,59	n.b.	n.b.	Ferrithöfe im Kern um die Temperkohle.

Tabelle 8: Gefüge der Zugproben (Fortsetzung)

Probe	Ø [mm]	V _G [%]	d _G [µm]	d _F [µm]	λ [µm]	N _G [mm ⁻²]	f	V _F [%]	V _P [%]	Bemerkungen
EN-GJMW-450-7										
A3	9	3	24	n.b.	40	142	0,49	59	38	durchgehend ferritisch-perlitisch
A3	12	5	30	n.b.	43	139	0,39	43	52	
A3	15	9	40	n.b.	49	140	0,32	38	53	
B3	9	8	34	n.b.	62	57	0,74	n.b.	n.b.	Ferritisch-perlitisch, Perlitanteil gering, eingeformt
B3	12	9	42	n.b.	73	45	0,69	n.b.	n.b.	körniger Perlit ¹⁾
B3	15	12	51	n.b.	74	42	0,62	n.b.	n.b.	körniger Perlit, Ferrit im Kern vorhanden
C3	9	7	27	n.b.	58	64	0,75	n.b.	n.b.	körniger Perlit, Ferrit im Kern vorhanden
C3	12	8	58	n.b.	70	34	0,60	n.b.	n.b.	körniger Perlit, im Kern kein Ferrit
C3	15	10	47	n.b.	70	42	0,66	n.b.	n.b.	körniger Perlit, im Kern kein Ferrit
EN-GJMW-550-4										
A4	9	6	28	n.b.	36	175	0,48	≈ 13	≈ 81	Durchgehend ferritisch-perlitisch. Ferritanteil nicht meßbar (visuell abgeschätzt), Perlit eingeformt.
A4	12	7	33	n.b.	41	162	0,38	≈ 9	≈ 84	
A4	15	7	28	n.b.	35	238	0,35	≈ 3	≈ 90	
B4	9	6	33	n.b.	60	55	0,72	n.b.	n.b.	Ferritreste im Kern vorhanden, Perlit eingeformt.
B4	12	6	34	n.b.	76	42	0,74	n.b.	n.b.	Perlit eingeformt, z.T lamellar, kein Ferrit im Kern
B4	15	9	32	n.b.	57	68	0,67	n.b.	n.b.	Perlit eingeformt, z.T lamellar, kein Ferrit im Kern

n.b.: nicht bestimmt

¹⁾ Die Anlaßbehandlung nach der 1. Glühstufe bei den Werkstoffen EN-GJMW-450-7 und -550-4 erfolgt mit dem Ziel, durch die Einförmigkeit der Zementitlamellen im Perlit, eine günstige Kombination von Festigkeit und Zähigkeit zu erreichen. Dieser Gefügezustand wird in der Fachsprache der Gießer (siehe auch DIN 1692, Januar 1982) mit "körnigem Perlit" bezeichnet. Dieser Begriff wird auch in der vorliegenden Arbeit zur Charakterisierung der unterschiedlichen Perlitstrukturen verwendet, obwohl diese Bezeichnung wissenschaftlich nicht ganz exakt ist und in der Wärmebehandlungsterminologie als Ferrit mit "eingeformtem Zementit" bezeichnet wird.

4.1.2. Kennwerte des Zugversuches bei RT und tiefen Temperaturen

Die Zugversuche (Nenndurchmesser $d_0 = 9$ und 12 mm) wurden an der Universalprüfmaschine ZWICK 1476 des Institutes für Werkstofftechnik bei Raumtemperatur und tiefen Temperaturen durchgeführt /50/. Die Steuerung der Versuche sowie die Datenerfassung erfolgten mit dem Standard-Softwarepaket „Zugversuche an Metallen“.

Zur Axialdehnungsmessung wurde ein incrementeller Längenänderungsaufnehmer (Meßlänge $l_0 = 3d_0$, Auflösung = $0,4 \mu\text{m}$ in einem Meßbereich von 10 mm bzw. $1 \mu\text{m}$ im Meßbereich über 10 mm) verwendet.

Die Versuchsdurchführung mit

- Belastungsgeschwindigkeit = $2,5 \text{ MPa/s}$ bis $R_{p0,2}$
 - Belastungsgeschwindigkeit = $0,008 \text{ /s}$ nach $R_{p0,2}$ bis zum Probenbruch,
 - Ermittlung der Gleichmaßdehnung und der Bruchdehnung als plastische Dehnungen unter Berücksichtigung des Anstieges im elastischen Bereich,
- erfolgte in Übereinstimmung mit DIN EN 10 002 /27/.

Die Zugversuche bei Raumtemperatur an den Proben mit Nenndurchmesser $d_0 = 15$ mm wurden an einer 250 kN Instron-Prüfmaschine mit hydraulischem Antrieb und hydraulischen Spannzeugen (Anpreßdruck ca. 40 bar) an der Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung Berlin durchgeführt. Die Versuchsdurchführung erfolgte weggeregelt mit einer Kolbenabzugsgeschwindigkeit von $0,01 \text{ mm/s}$. Zur Messung der Längsdehnung wurde ein kompakter Instron-Wegaufnehmer (WG 41) mit einer Gerätemeßlänge von $l_0 = 10$ mm eingesetzt.

Zur Ermittlung der Fließkurven wurden an ausgewählten Proben Zugversuche mit Konturen-messung an Proben mit einem Nenndurchmesser $d_0 = 9$ mm an der Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung Berlin durchgeführt /28/. Die Konturenerfassung und Auswertung erfolgte mit einem Konturenmeßsystem, welches im Institut für Eisenhüttenkunde an der RWTH Aachen entwickelt wurde /29/.

Für die Mehrzahl der Proben wurden die Fließkurven unter Verwendung der ermittelten Längsdehnungsdaten aus den Zugversuchen ohne Konturenmessung bei Ansatz der Volumenkonstanz im Bereich der Gleichmaßdehnung berechnet.

Bei der Ermittlung des Verfestigungsexponenten n_{SEP} nach SEP 1125 /30/ wird davon ausgegangen, daß die Fließkurve im plastischen Dehnungsbereich näherungsweise durch

$$k_f = k \cdot \varphi^{n_{SEP}} \quad (4)$$

beschrieben werden kann. Dabei wird unter k_f die Formänderungsfestigkeit (wahre Spannung) und unter φ die logarithmische Formänderung (wahre Dehnung) verstanden:

$$k_f = \frac{F}{S_0} \cdot (1 + \varepsilon) \quad (5)$$

$$\varphi = \ln\left(\frac{l}{l_0}\right) = \ln(1 + \varepsilon) \quad (6)$$

mit
$$\varepsilon = \frac{\Delta l}{l_0} \quad (7)$$

Der Verfestigungsexponent n_{SEP} wurde mittels linearer Regression aller Meßpunkte zwischen 0,05 mm/mm Dehnung und der Gleichmaßdehnung der jeweiligen Probe berechnet.

Eine weitere Möglichkeit besteht darin, die Fließkurve nach dem Ansatz von Ramberg und Osgood zu beschreiben:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K}\right)^{1/n_{RO}} \quad (8)$$

mit K = Koeffizient, n_{RO} = Verfestigungsexponent und E = E-Modul. Die Konstanten K und n_{RO} wurden durch Regression der Meßpunkte im doppeltlogarithmischen Koordinatensystem ermittelt. Der Wertebereich wurde wie oben festgelegt.

4.1.2.1. Elastische Konstanten

Die Kenntnis der elastischen Konstanten von Eisen-Gußwerkstoffen ist eine wichtige Voraussetzung für die beanspruchungsgerechte Auslegung von Gußteilen, wobei, ausgehend von den in der Praxis überwiegend auftretenden Zugbeanspruchungen, dem Elastizitätsmodul eine vorrangige Bedeutung zukommt.

Bei der experimentellen Bestimmung des Elastizitätsmoduls von Eisen-Gußwerkstoffen sind zwei wichtige Aspekte zu beachten, welche die Genauigkeit der Messung beziehungsweise die exakte Definition dieses Werkstoffkennwertes entscheidend beeinflussen können, nämlich

- Fehlen eines genormten Prüfverfahrens zur Ermittlung des Elastizitätsmoduls und
- möglicher nichtlinearer Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Kurve im elastischen Bereich.

Für die metallischen Werkstoffe gibt es im Gegensatz zu Kunststoffen, monolithischer Keramik, Beton und Holz kein genormtes Verfahren zur Ermittlung des E-Moduls auf der Basis der DIN- beziehungsweise EN-Normen. Zurückgegriffen wird deshalb im Einzelfall auf ASTM E-111-97 /31/. Die Bestimmung des E-Moduls erfolgt häufig, in Verbindung mit dem Zugversuch nach DIN EN 10002 unter Zugrundelegung eines ideal-linearen Spannungs-Dehnungs-Verlaufs, aus dem Anstieg der Kurve im linearen Bereich. Bei Eisen-Gußwerkstoffen muß der mögliche nichtlineare Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Kurve im elastischen Bereich beachtet werden, der aus gefügebedingten lokalen plastischen Verformungen resultiert. Hieraus folgt, daß der E-Modul von Eisen-Gußwerkstoffen außer vom Grundgefüge und der Temperatur noch in besonderem Maße von Form und Anteil des Graphits sowie Art und Größe der Beanspruchung bestimmt wird.

Neben der experimentellen Bestimmung statischer Elastizitätsmoduln über die Aufnahme von Kraft-Weg-Kurven im Zug-, Druck- oder Biegeversuch kommen bei Eisen-Gußwerkstoffen zur Ermittlung dynamischer Elastizitätsmoduln häufig auch zerstörungsfreie Prüfmethode zum Einsatz. Dabei ist bei der dynamischen Bestimmung der elastischen Konstanten über die Messung der Ultraschallgeschwindigkeit oder der Resonanzfrequenz im Vergleich zu den statischen Verfahren zu beachten, daß es sich hierbei um grundsätzlich verschiedene Methoden handelt. Der Vorteil der dynamischen Meßmethoden besteht insbesondere in der Vermeidung überelastischer Verformungen des Werkstoffs.

Vergleichende Messungen statischer und dynamischer elastischer Konstanten von Eisen-Gußwerkstoffen wurden am IWT auch unter Einbeziehung von GJMW-Werkstoffen durchgeführt /32/.

Bei der Bestimmung dynamischer Elastizitätsmoduln über die Messung der Schallgeschwindigkeit nach dem Impuls-Echo-Verfahren wurde die Zeit ΔT zwischen aufeinanderfolgenden

Rückwandechos der jeweiligen Wellenart ermittelt und über die Probendicke ($d = 10 \text{ mm}$), die Geschwindigkeit der Longitudinalwelle c_L bzw. der Transversalwelle c_T bestimmt (Bild 19).

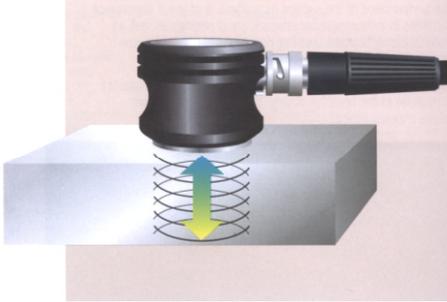


Bild 19a: Meßprinzip

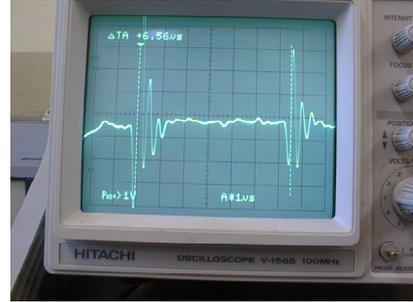


Bild 19b: Echofolge

$$c_T = \frac{2d}{\Delta t_T} \quad (9)$$

$$c_L = \frac{2d}{\Delta t_L} \quad (10)$$

Die elastischen Konstanten Elastizitätsmodul E , Schubmodul G und Poissonzahl ν wurden bei Kenntnis der Dichte ρ , die mit einem speziellen Dichtemeßplatz bestimmt wird, nach Gleichungen (11) bis (13) berechnet.

$$E = \rho \frac{3c_L^2 c_T^2 - 4c_T^4}{c_L^2 - c_T^2} \quad (11)$$

$$G = \rho \cdot c_T^2 \quad (12)$$

$$\nu = \frac{1}{2} \frac{c_L^2 - 2c_T^2}{c_L^2 - c_T^2} \quad (13)$$

Für Messungen an planparallelen Proben kam der Impulsverstärker PR 5800 von Panametrics ($\varnothing = 12,5 \text{ mm}$) im Frequenzbereich von 1 bis 5 MHz zum Einsatz.

Bei der Ermittlung der elastischen Konstanten über die Messung der Resonanzfrequenz kam der Resonanz-Frequenz-Meßplatz "Elastron 2000" /33/ unter Verwendung planparalleler prismatischer Proben ($3 \text{ mm} \times 8 \text{ mm} \times 80 \text{ mm}$) unter Beachtung der in /34/ festgelegten Auswertung zur Anwendung (Bild 20 und 21).

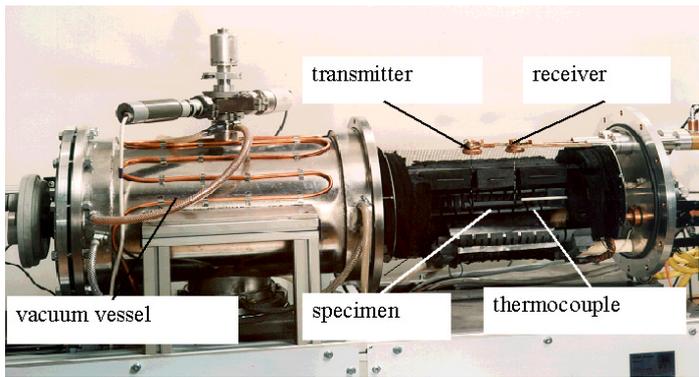
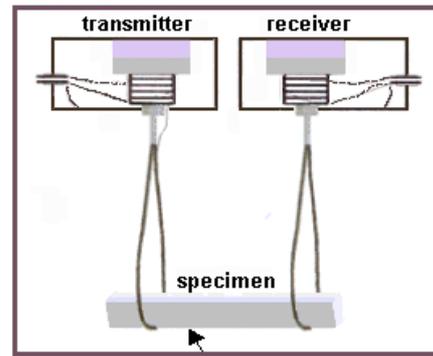


Bild 20a:
Resonanzfrequenzplatz "Elastotron 2000"



Abmessung: 3 x 8 x 80 mm

Bild 20b:
Probenaufhängung bei der Resonanzmessung /32/

Hierbei werden bei der Bestimmung des Elastizitätsmodul über Biegeresonanz die an Fäden aufgehängten Proben im Frequenzbereich von 1 kHz bis 100 kHz in Schwingung gebracht und die Frequenzen bestimmt, bei denen die Amplituden deutliche Maxima zeigen.

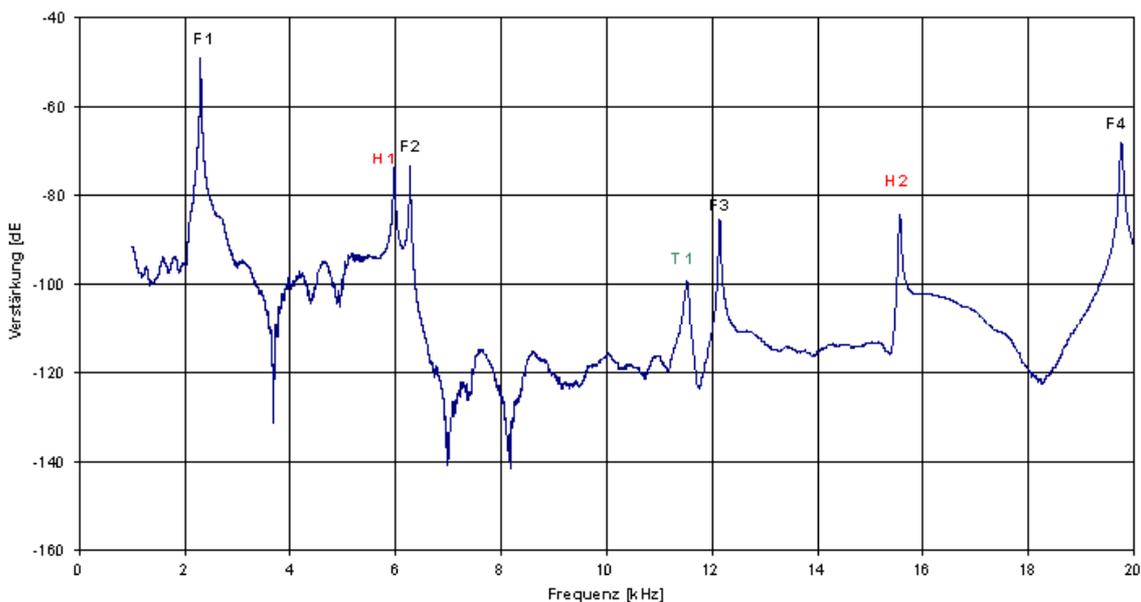


Bild 21: Resonanzspektrum mit detektierten Hoch- und Flachkantpeaks F1 und H1 sowie dem 1. Torsionspek T1 der Randbereichsprobe B1.

Die Berechnung des Elastizitätsmoduls erfolgt nach

$$E = 0,946 \left[\frac{mf_f^2}{b} \right] \left[\frac{1}{h} \right] A_f \quad (14)$$

$$A_f = 1 + 6,585 \left[\frac{h}{l} \right]^2 \quad (15)$$

mit

m = Masse der Probe in kg

l = Probenlänge in m

f_f = Resonanzfrequenz der Biegegrundschwingung (1. Mode) in Hz

f_t = Resonanzfrequenz der Torsionsgrundschwingung (1. Mode) in Hz

b = Probenbreite in m

h = Probendicke in m

Der Schubmodul bei Torsionsresonanz wird nach

$$G = \left(\frac{4lmf_t^2}{bh} \right) A_t \quad (16)$$

$$A_t = \frac{(g/t) + (g/h)}{4(h/b) - 2,52(h/b)^2 + 0,21(h/b)^6} \quad (17)$$

mit

f_t = Resonanzfrequenz der Torsionsgrundschwingung (1. Mode) in Hz berechnet.

Die Ergebnisse der an ausgewählten GJM-Werkstoffen durchgeführten vergleichenden Messungen der elastischen Konstanten zeigt Tabelle 9.

Tabelle 9: Elastische Konstanten

Werkstoff	Meßmethode						
	statisch	dynamisch					
	E [GPa]	Ultraschallverfahren			Resonanzverfahren		
		E [GPa]	G [GPa]	v	E [GPa]	G [GPa]	$v = \frac{E}{2G} - 1$
A1	169	179	70	0,28	n.b.		
A2	170	173	68	0,28			
A3	175	175	68	0,28			
A4	166	171	67	0,28			
B1	174	155	61	0,27	159	61	0,31
B2	173	173	68	0,28	173	68	0,28
B3	172	174	69	0,27	175	69	0,27
B4	175	175	69	0,27	176	69	0,27
C2	178	172	67	0,28	n.b.		
C3	164	169	67	0,27			

n.b.: nicht bestimmt

Es kann eine weitgehende Übereinstimmung der unterschiedlich bestimmten E-Moduln festgestellt werden, die an der unteren Grenze der in /20//35/ angegebenen Werte von 175 bis 195 GPa liegen. Die zur Bestimmung der elastischen Konstanten über die Messung der Resonanzfrequenz verwendeten kleinen Proben, die aus SENB-Proben entnommen wurden, ermöglichen eine Probenahme aus den Bereichen Rand und Kern, wobei im Ergebnis der Messung kein Unterschied festgestellt werden kann.

Auffallend ist allerdings der deutlich geringere dynamisch bestimmte Wert für den E- und G-Modul des GJM-Werkstoffs B1. Als Ursache hierfür kann die an diesen Proben bestimmte geringere Dichte (7,19 bis 7,25 gcm⁻³), bedingt durch metallographisch nachgewiesene Poren bzw. Mikrolunker, im Vergleich zu Werten von 7,24 bis 7,40 gcm⁻³, angeführt werden.

4.1.2.2. Festigkeit und Verformbarkeit

Die von den hier untersuchten Werkstoffen nach DIN EN 1562 /36/ zu gewährleistenden mechanische Kennwerte /37/ zeigt Tabelle 10. Die in der vorliegenden Arbeit bestimmten Kennwerte gehen darüber hinaus (Tabelle A1 bis A 12 im Anhang)

Tabelle 10: Mechanische Kennwerte der Versuchswerkstoffe nach DIN EN 1562

EN-GJM-	360-12			400-05			450-07			550-04		
	Probendurchmesser in mm											
	9	12	15	9	12	15	9	12	15	9	12	15
R_m [MPa]	320	360	370	360	400	420	400	450	480	490	550	570
A₃ [%]	15	12	7	8	5	4	10	7	4	5	4	3
R_{p0,2} [MPa]	170	190	200	200	220	230	230	260	280	310	340	350
HB¹⁾	≤ 200			≤ 220			≤ 220			≤ 250		
E-Modul [GPa] ²⁾	175 - 195											

¹⁾ nur informativ

²⁾ Anhaltswerte

Den Verlauf der σ - ϵ - Kurven in Abhängigkeit vom Probendurchmesser zeigt Bild 22, aus dem die Wanddickenabhängigkeit, d.h. die mit größer werdendem Durchmesser und damit steigendem Perlitanteil verbundene Zunahme der Festigkeit und Abnahme der Verformbarkeit ersichtlich ist.

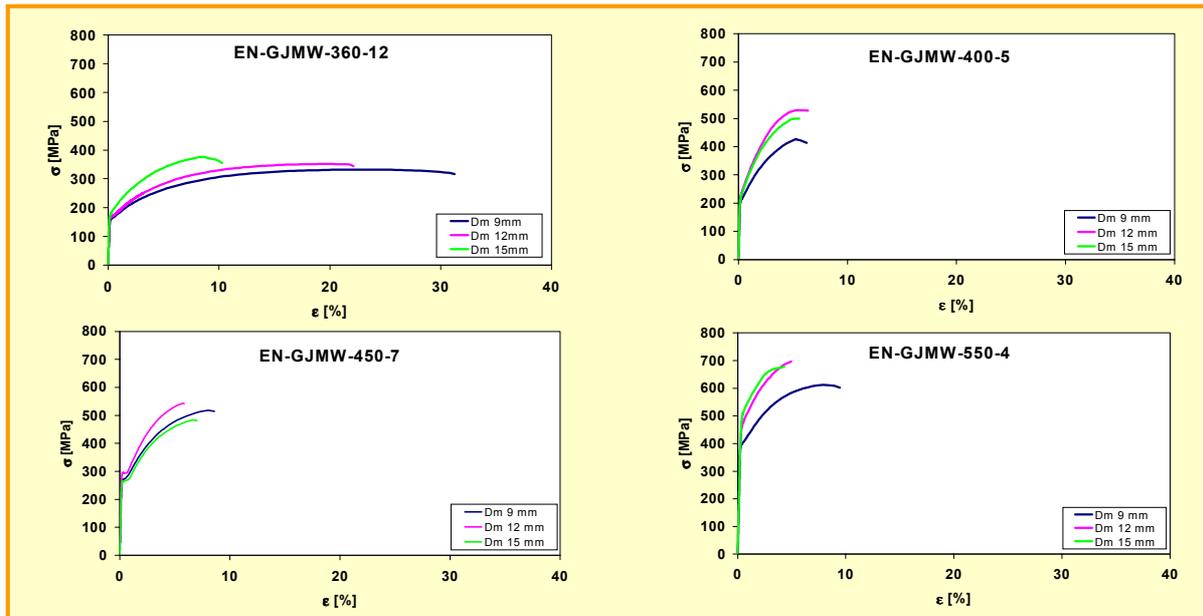


Bild 22: Spannungs-Dehnungs-Kurven (Hersteller A) bei RT

Den Verlauf der mechanischen Kennwerte des Zugversuchs in Abhängigkeit vom metallographisch bestimmten Perlitanteil zeigt Bild 23.

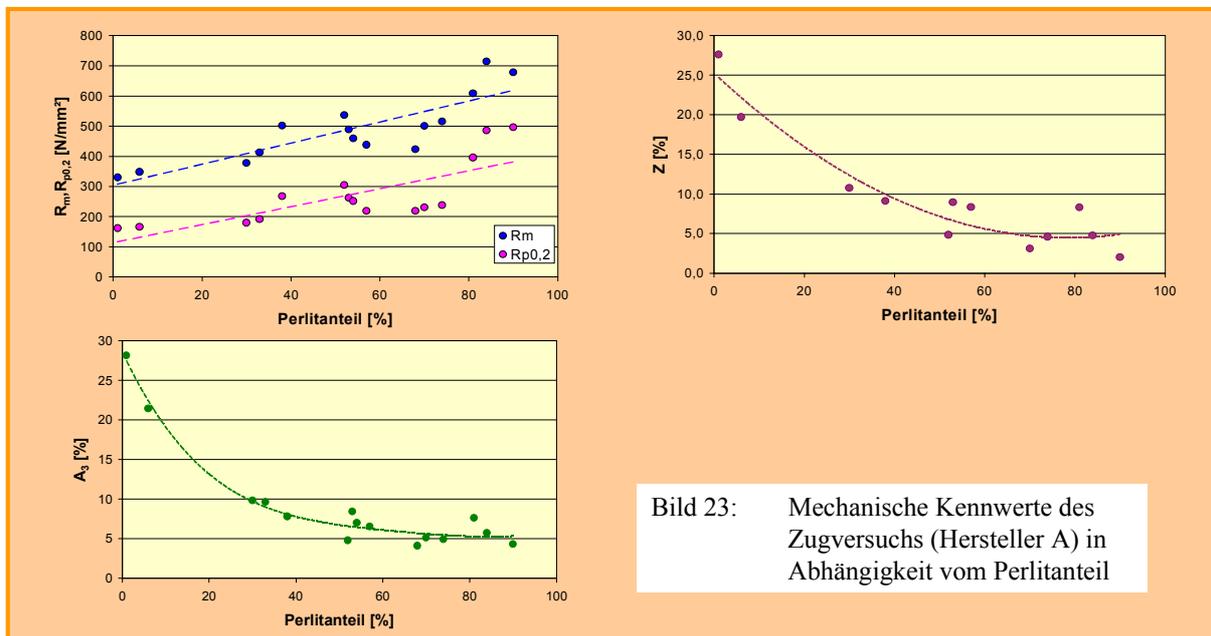


Bild 23: Mechanische Kennwerte des Zugversuchs (Hersteller A) in Abhängigkeit vom Perlitanteil

Aus dem Vergleich der Kennwerte des Zugversuchs mit den zu gewährleistenden Werten gemäß DIN EN 1562, dargestellt in Bild 24 bis 27 am Beispiel des Probendurchmessers $d_0 = 12 \text{ mm}$ folgt, daß diese mit den Werten der Versuchswerkstoffe in der Mehrzahl erreicht bzw. überschritten werden.

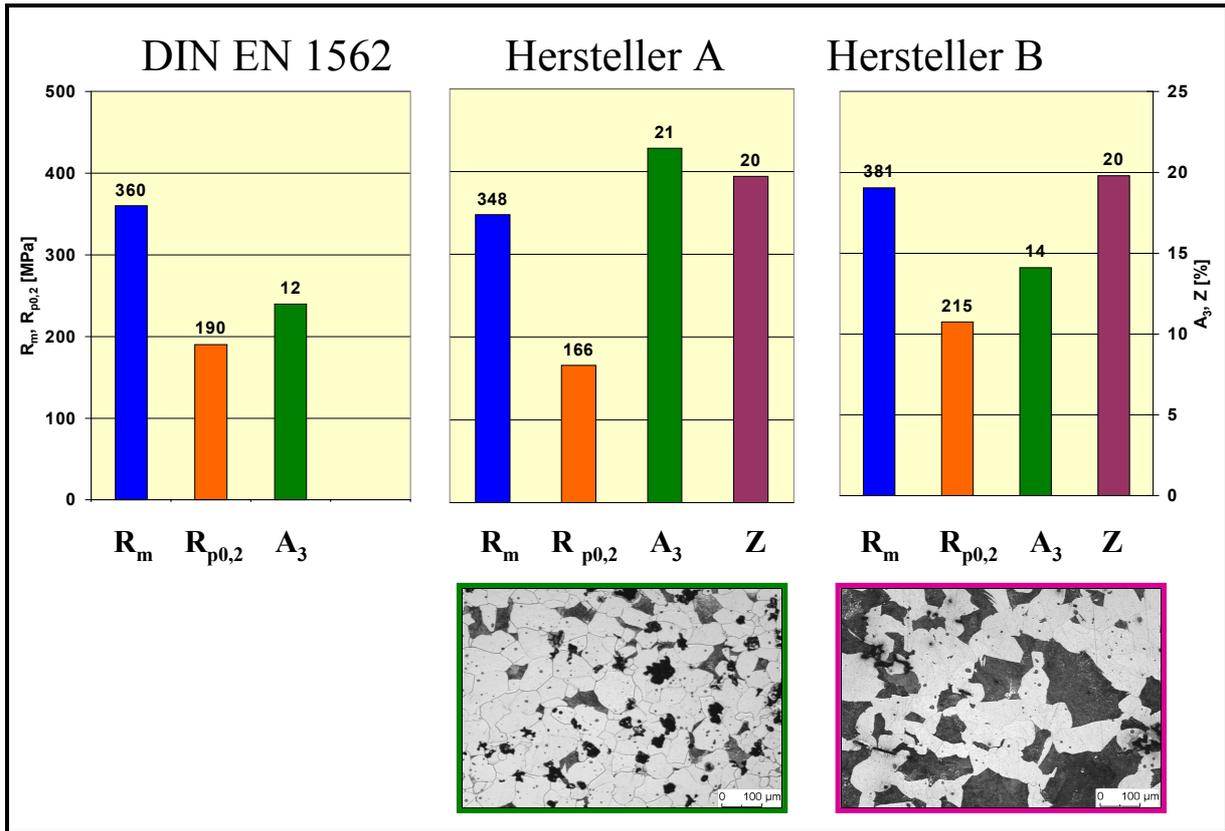


Bild 24: Kennwerte des Zugversuchs ($d_0 = 12 \text{ mm}$, RT) für EN-GJMW-360-12

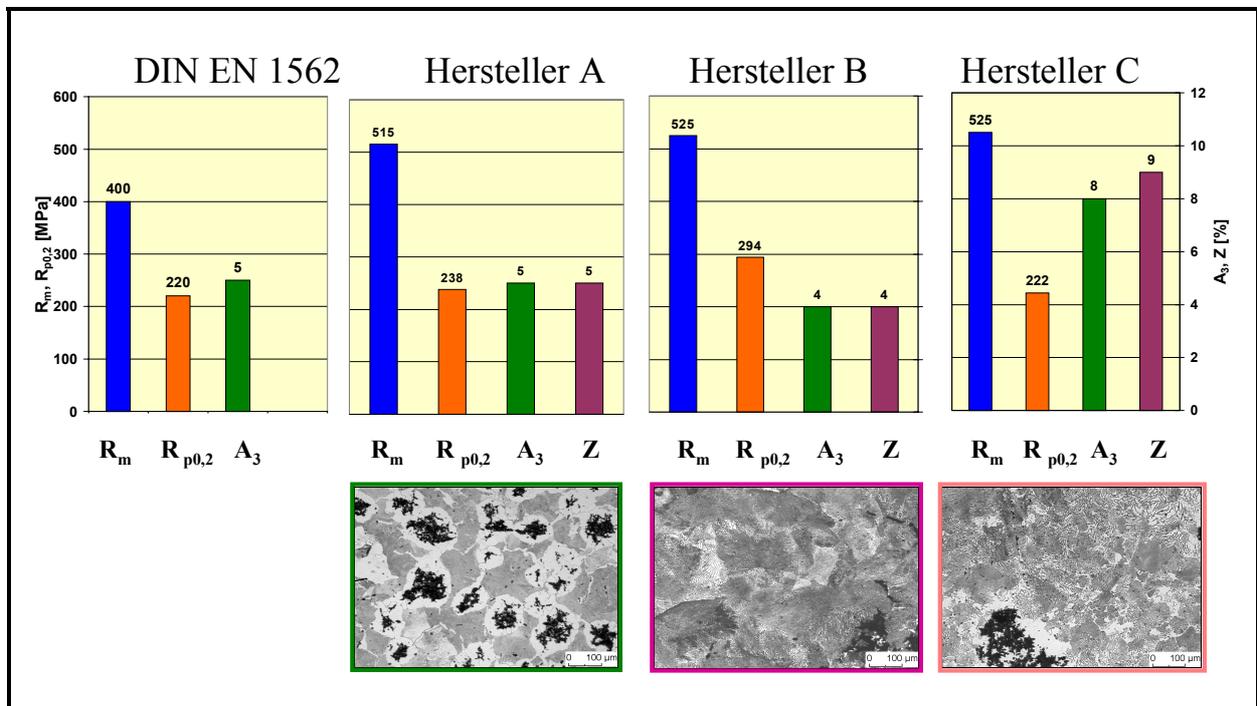


Bild 25: Kennwerte des Zugversuchs ($d_0 = 12 \text{ mm}$, RT) für EN-GJMW-400-5

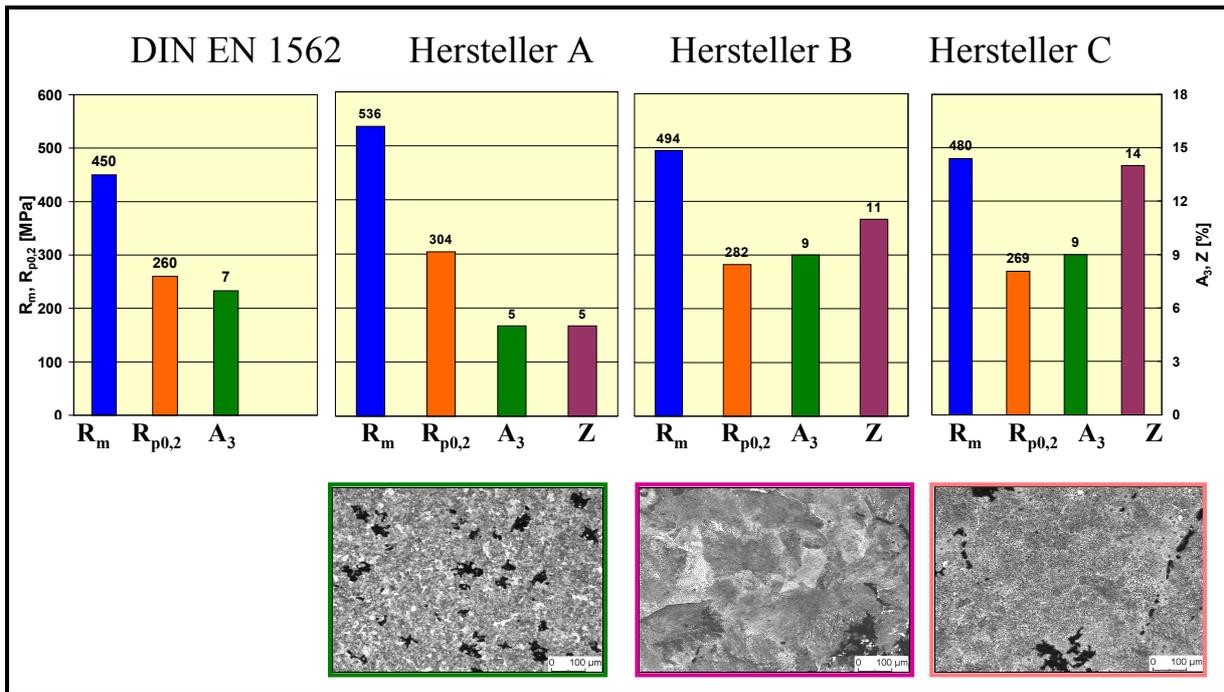


Bild 26: Kennwerte des Zugversuchs ($d_0 = 12$ mm, RT) für EN-GJMW-450-7

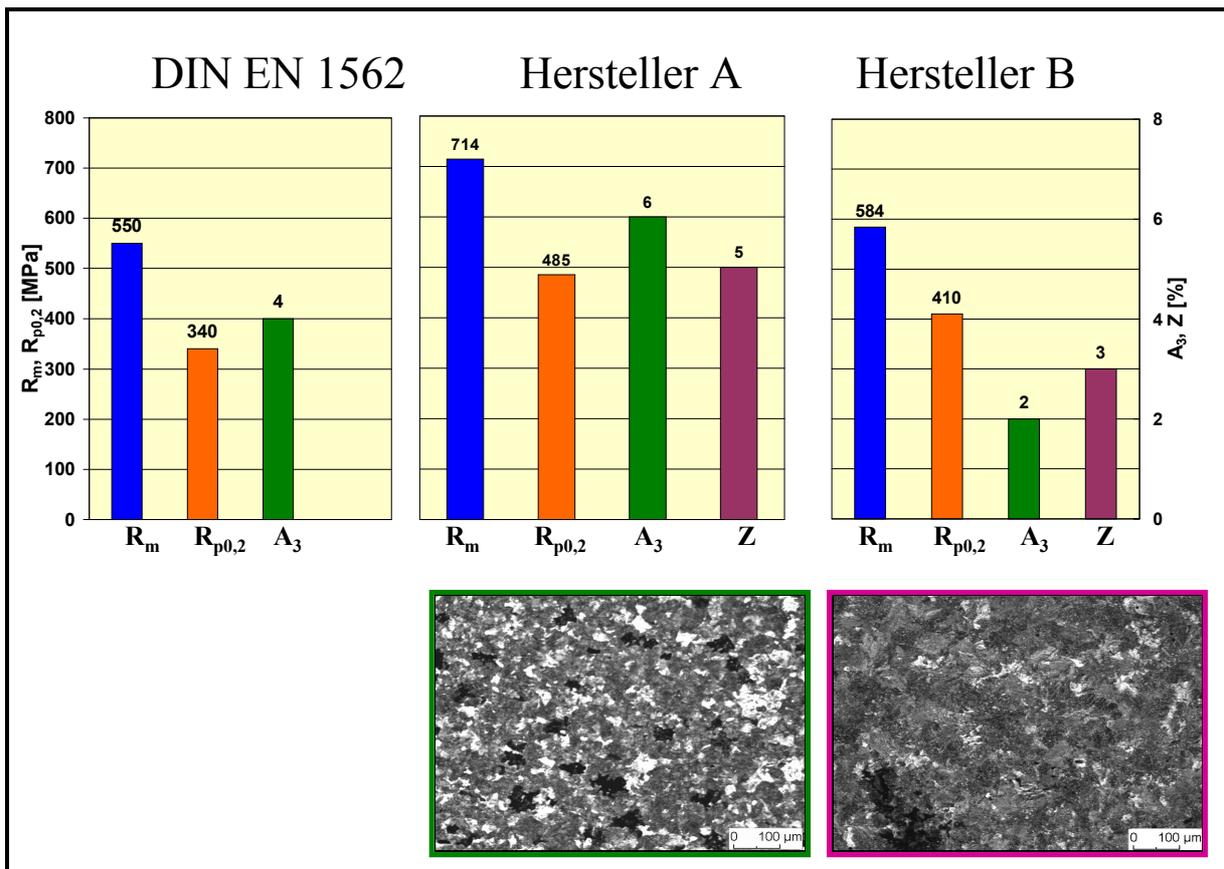


Bild 27: Kennwerte des Zugversuchs ($d_0 = 12$ mm, RT) für EN-GJMW-550-4

Mit abnehmender Temperatur folgt die bekannte Zunahme der Festigkeitskennwerte und eine doch weitestgehende Konstanz der Verformungswerte im Temperaturbereich von

RT bis -60°C (Tabelle A1 bis A15 im Anhang), wie auch Bild 28 am Beispiel des EN-GJMW-400-5 zeigt.

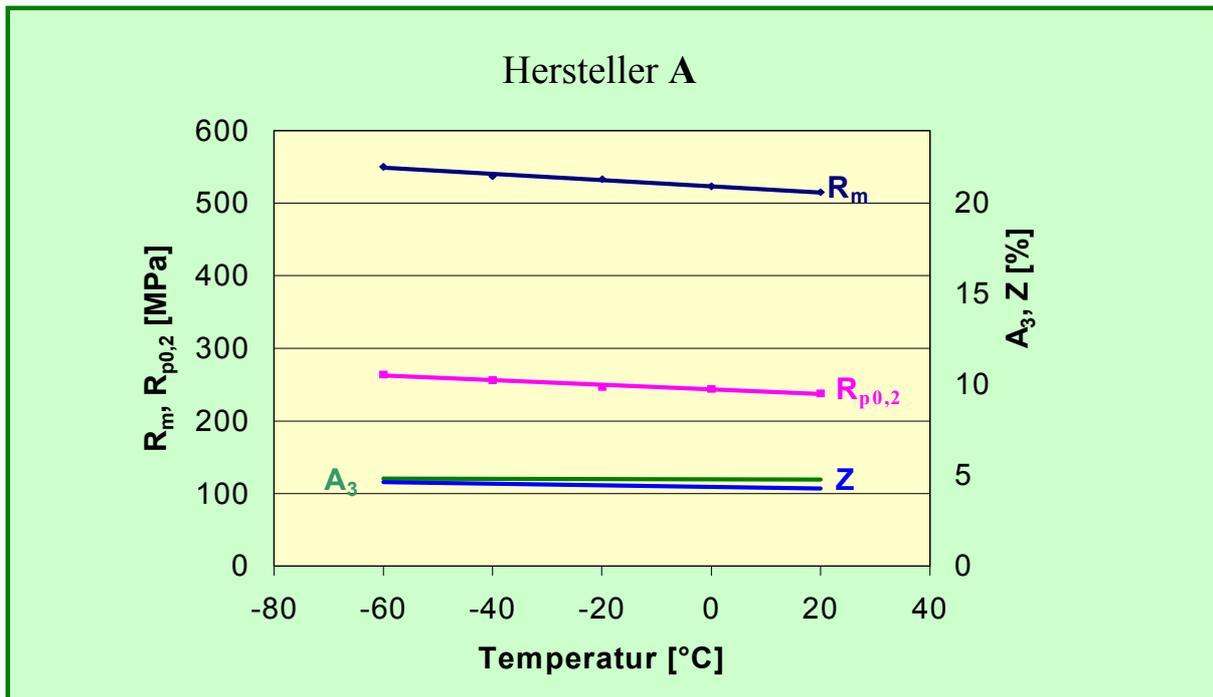


Bild 28: Kennwerte des Zugversuchs ($d_0 = 12 \text{ mm}$) in Abhängigkeit von der Temperatur

4.1.3. Kennwerte der Härteprüfung

Die Brinellhärte wurde nach DIN EN 10003-1 /38/ an Zugproben, Schlagbiegeproben und Bruchmechanikproben am weitgehend beanspruchten Querschnitt mit einer Hartmetallkugel $D = 2,5 \text{ mm}$ ermittelt (Tabelle 11). Aus dem für Gußeisen vorgeschriebenen Belastungsgrad 30 und der einzuhaltenden Bedingung, daß der Durchmesser des Eindrucks zwischen $(0,25 \text{ und } 0,6) \cdot D$ liegen soll, ergibt sich eine Prüfkraft von 1840 N /39/.

Tabelle 11: Härte HBW/2,5/30 der Versuchswerkstoffe

Hersteller A	GJMW-360-12	GJMW-400-5	GJMW-450-7	GJMW550-4
Zugproben				
Ø 9 mm	110	180	192	230
Ø 12 mm	140	186	196	230
Ø 15 mm	155	173	168	229
Schlagbiegeproben	90	186	174	238
SENB-Proben	181	138	163	239

Fortsetzung Tabelle 11: Härte HBW/2,5/30 der Versuchswerkstoffe

Hersteller B	GJMW-360-12	GJMW-400-5	GJMW-450-7	GJMW550-4
Zugproben Ø 9 mm	138	155	157	178
Ø 12 mm	145	205	166	233
Ø 15 mm	177	220	187	255
Schlagbiegeproben	109	202	167	215
SENB-Proben	183	220	183	255

Hersteller C	GJMW-400-5	GJMW-450-7	
Zugproben Ø 9 mm	177	144	
Ø 12 mm	151	183	
Ø 15 mm	147	202	
Schlagbiegeproben	139	159	
SENB-Proben	143	201	

Einen Vergleich der Härte der Zugproben (Ø 15 mm) der drei Hersteller mit der in der DIN EN 1562 zur Information angegebenen Maximalhärte zeigt Bild 29. Hier wird die Maximalhärte nur einmal erreicht (GJMW-400-5, Hersteller B) bzw. einmal leicht überschritten (GJMW-550-4, Hersteller B).

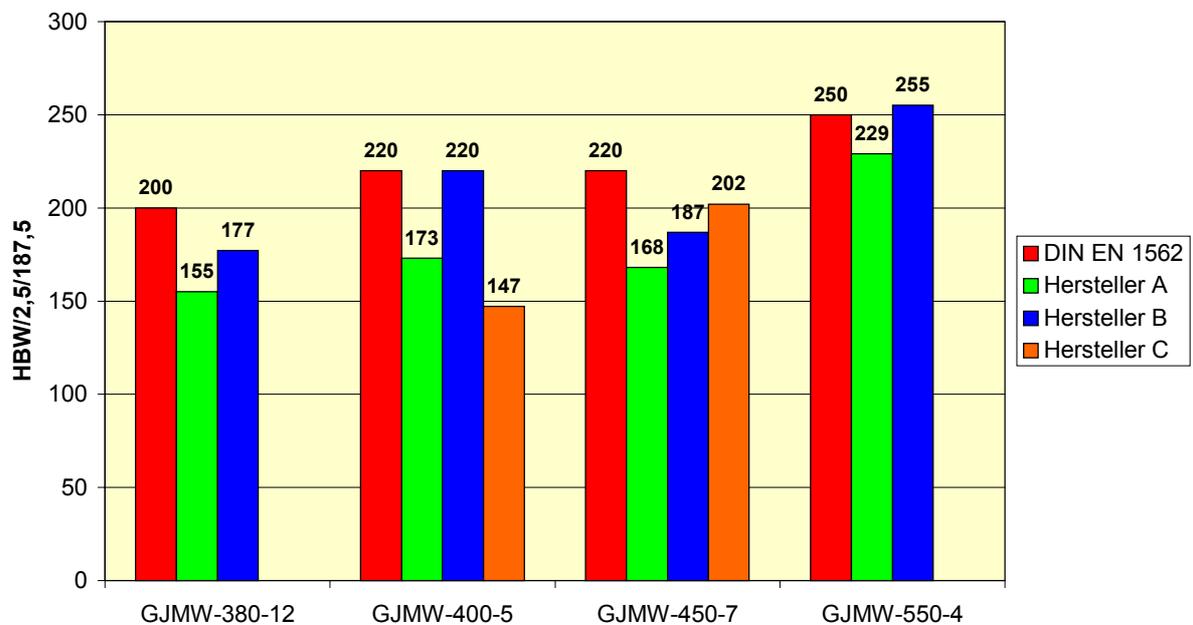


Bild 29: Härtewerte gemessen an Zugproben (Ø 15 mm) im Vergleich zu den nach DIN EN 1562 zur Information angegebenen maximalen Härtewerten für die GJMW-Werkstoffe

Da die Härte des Bauteils durch den für GJMW-Werkstoffe typischen Gefügegradienten stark vom Bauteilquerschnitt und damit vom Ferrit-Perlitanteil des Querschnitts abhängt, sollten Härtewerte laut DIN EN 1562 gegebenenfalls zwischen Hersteller und Käufer vereinbart werden, ebenfalls die Lage der Härtemeßstelle.

Die Abhängigkeit der Härte vom Perlitanteil und damit auch vom Probenquerschnitt (Bauteilabmessung) zeigt Bild 30a und Bild 30b.

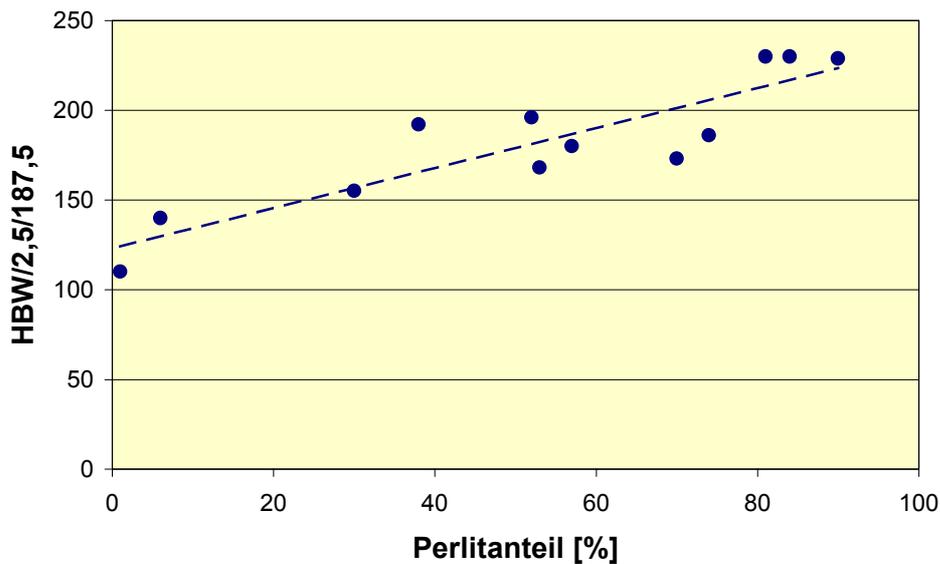


Bild 30: Abhängigkeit der Härte vom Perlitanteil
a) gemessen an Zug-, Schlagbiege-, und SENB-Proben (Hersteller A)

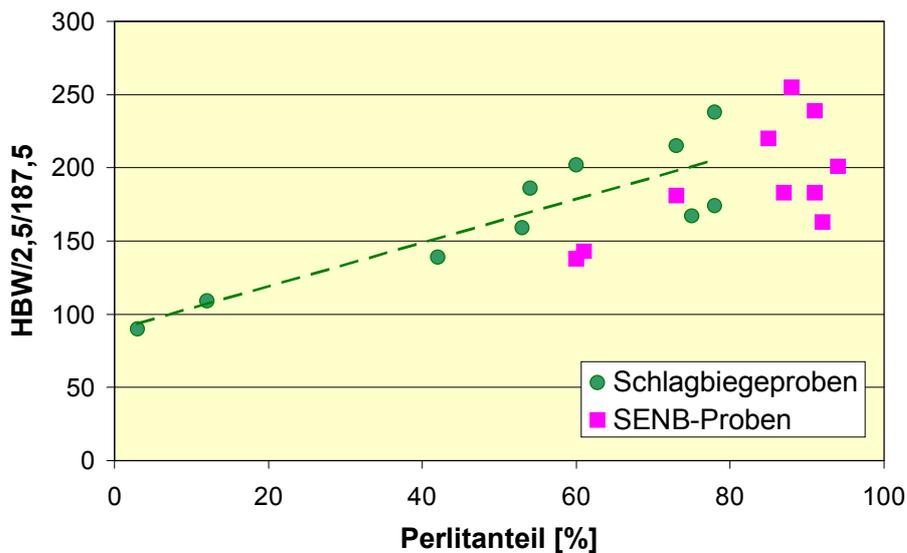


Bild 30: Abhängigkeit der Härte vom Perlitanteil
b) gemessen an Schlagbiegeproben (10 x 10 x 55 mm) und SENB-Proben (10 x 20 x 120 mm) der Hersteller A, B und C

Aus der Literatur ist bekannt, daß zwischen Zugfestigkeit und Härte die empirisch ermittelte Proportionalität $R_m = c \cdot HB$ gilt. Der Faktor c ist werkstoffabhängig und wird für Stahl mit 3,5 angegeben, wobei die Schwankungsbreite in Abhängigkeit vom Gefügestand zwischen 2,9 und 3,6 liegt /39/. Bild 31 zeigt den ermittelten Zusammenhang von R_m und HB für die untersuchten GJMW-Werkstoffe.

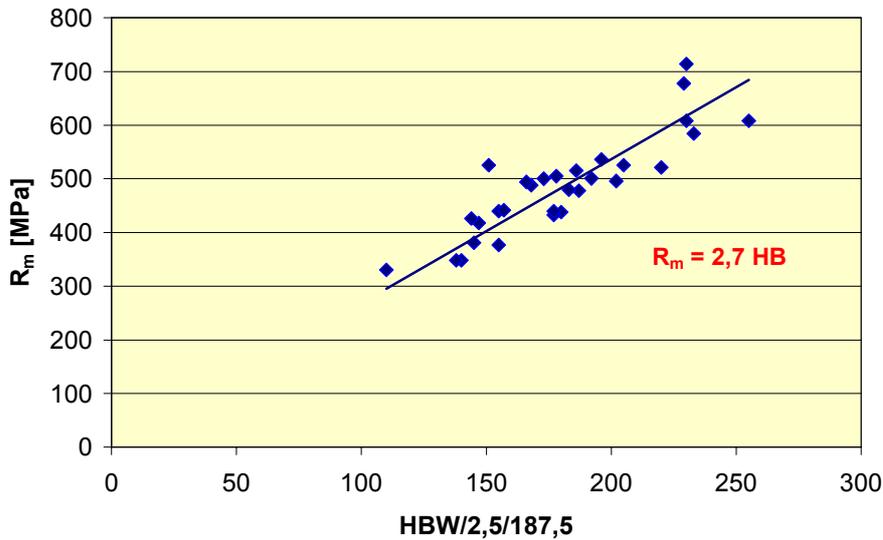


Bild 31: Korrelation von Zugfestigkeit und Härte für die untersuchten GJMW-Werkstoffe

Für den werkstoffabhängigen Faktor ergibt sich aus der linearen Regression der Meßwerte mit einem Bestimmtheitsmaß von 0,74 ein Wert von $c = 2,7$.

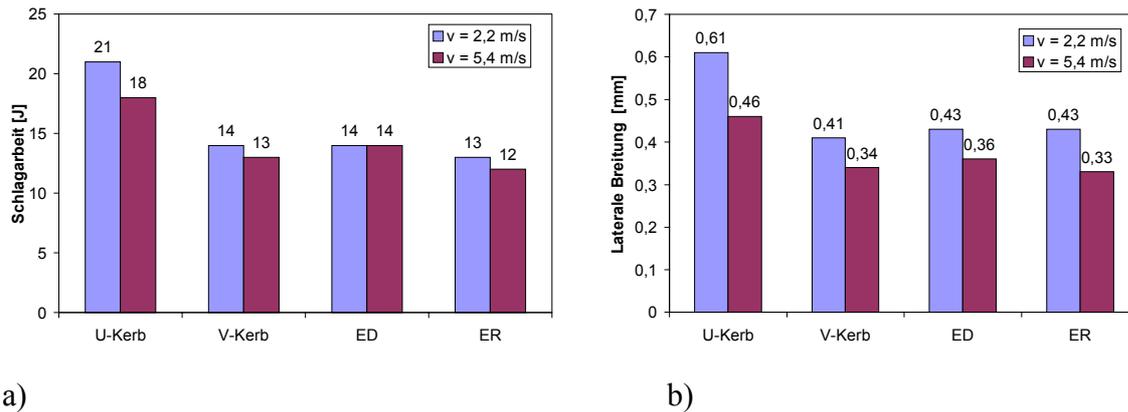
4.2. Kennwerte bei dynamischer Beanspruchung

Die Ermittlung von Werkstoffkennwerten bei dynamischer (schlag- bzw. stoßartiger) Beanspruchung in Abhängigkeit von der Temperatur (Temperaturversprödung) und unter Beachtung konstruktiv oder fertigungsbedingter Kerben (Spannungsversprödung) dient der Bewertung des gefüge- bzw. beanspruchungsabhängigen Werkstoffverhaltens unter sprödbuchfördernden Einsatzbedingungen. Zur Anwendung kommt hier der Schlagbiegeversuch in Anlehnung an DIN 50116 /40/ oder der Kerbschlagbiegeversuch nach DIN EN 10045 /41/, d.h. es kommen ungekerbte bzw. gekerbte Vierkantproben zur Anwendung. Da sich Rundproben bei Eisen-Gußwerkstoffen wirtschaftlicher herstellen lassen, wurden in /42/ Untersuchungen an gekerbten und ungekerbten DVM-Proben sowie an umlaufend und einseitig gekerbten sowie ungekerbten Rundproben gleichen Querschnitts aus Gußeisen mit Kugelgraphit im Temperaturbereich zwischen -80 und +100°C durchgeführt. Nach Anpassung der Hammerfinne des Pendelhammers und des Widerlagers sowie verschiedener Durchmesservariationen konnten übereinstimmende Werte für die mit DVM- bzw. Rundproben bestimmten Kerbschlagzähigkeitswerte registriert werden. Trotz der etwa ein Drittel niedrigeren Herstellungskosten der Rundprobe hat diese nicht zu einem Ersatz der Vierkantprobe geführt.

Gegenwärtig ist die Tendenz zu verzeichnen, auch bei Gußwerkstoffen anstelle der DVM-Probe die ISO-V-Probe (Spitzkerb) zur Qualitätsbewertung einzusetzen. Untersuchungen zum Einfluß des Kerbradius bei Variation der Schlaggeschwindigkeit wurden in /17//44/ am EN-GJS-400-15 durchgeführt.

Die Prüfung erfolgte an Kerbschlagbiegeproben (10 x 10 x 55 mm, Kerb- bzw. Rißtiefe 2mm) mit normgerechten U-(Kerbradius $r = 1$ mm) bzw. V- (Kerbradius $r = 0,25$ mm) Kerben, funkenrodierten Schlitzen ($r = 0,05$ mm, Kurzbezeichnung ED) und Ermüdungsanrissen ($r \rightarrow 0$, Kurzbezeichnung ER).

Bestimmt wurden die Werte für die Kerbschlagarbeit bis zum Bruch und die an der Bruchfläche gemessene laterale Breitung LB, wobei letztere der am Kerbgrund auftretenden seitlichen Breitung direkt proportional ist und als Zähigkeitskenngröße wie bei Stahl auch für Eisen-Gußwerkstoffe zur Anwendung kommen kann. Die im Bereich der Hochlage bei RT gemessenen Werte (Bild 32) zeigen nur für den U-Kerb einen Einfluß des Kerbradius, während in Übereinstimmung mit analogen Messungen am Kernreaktorstahl 22NiMoCr37 /45/ die bei den anderen Kerbradien bestimmten Werte praktisch unabhängig von der Kerbform sind. Als Ursache hierfür kann die bei der duktilen ferritischen Matrix sich ausbildende große plastische Zone angeführt werden.



a) **Bild 32: Einfluß von Kerbradius und Schlaggeschwindigkeit auf die Werte der**
 a) Schlagarbeit **b) lateralen Breitung**
 des Werkstoffs EN-GJS-400-15 /44/

Nach /45/ ist erst im unteren Übergangsbereich bzw. in der Tieflage des temperaturabhängigen Verlaufs der Kennwerte ein deutlicher Einfluß des Kerbradius zu erwarten. Die Abhängigkeit von der Schlaggeschwindigkeit wird auch durch die laterale (seitliche) Breitung ausgewiesen.

Ausgehend von den Anforderungen des Fahrzeugbaus wurde zu Beginn der 60-iger Jahre das Verhalten von Temperguß bei Schlagbeanspruchung umfassend durch das Institut für Gießereitechnik, Düsseldorf, auf Veranlassung des Fachausschusses Temperguß im VDG, untersucht /46/. Die hieraus abgeleiteten Zusammenhänge zwischen Schlagbeanspruchbarkeit und Gefügeaufbau von Temperguß werden bei der Interpretation der eigenen Ergebnisse diskutiert.

4.2.1. Gefüge

Schlagbiegeproben

Die unbearbeiteten Proben repräsentieren die typischen Gefügebereiche des entkohlend ge-
glühten Tempergusses (Bild A4 bis A11), wobei die Unterschiede zwischen den Herstellern
in Bild 33 am Beispiel des EN-GJMW-400-5 deutlich werden.

Die Ergebnisse der rechnergestützten quantitativen Gefügeanalyse für den **mittleren Teil-
chendurchmesser d_G** , den **mittleren Teilchenabstand λ** und die **Formzahl f** bzw. die Be-
wertung nach Richtreihen (Tabelle 4) sind in Tabelle 12 zusammengestellt.

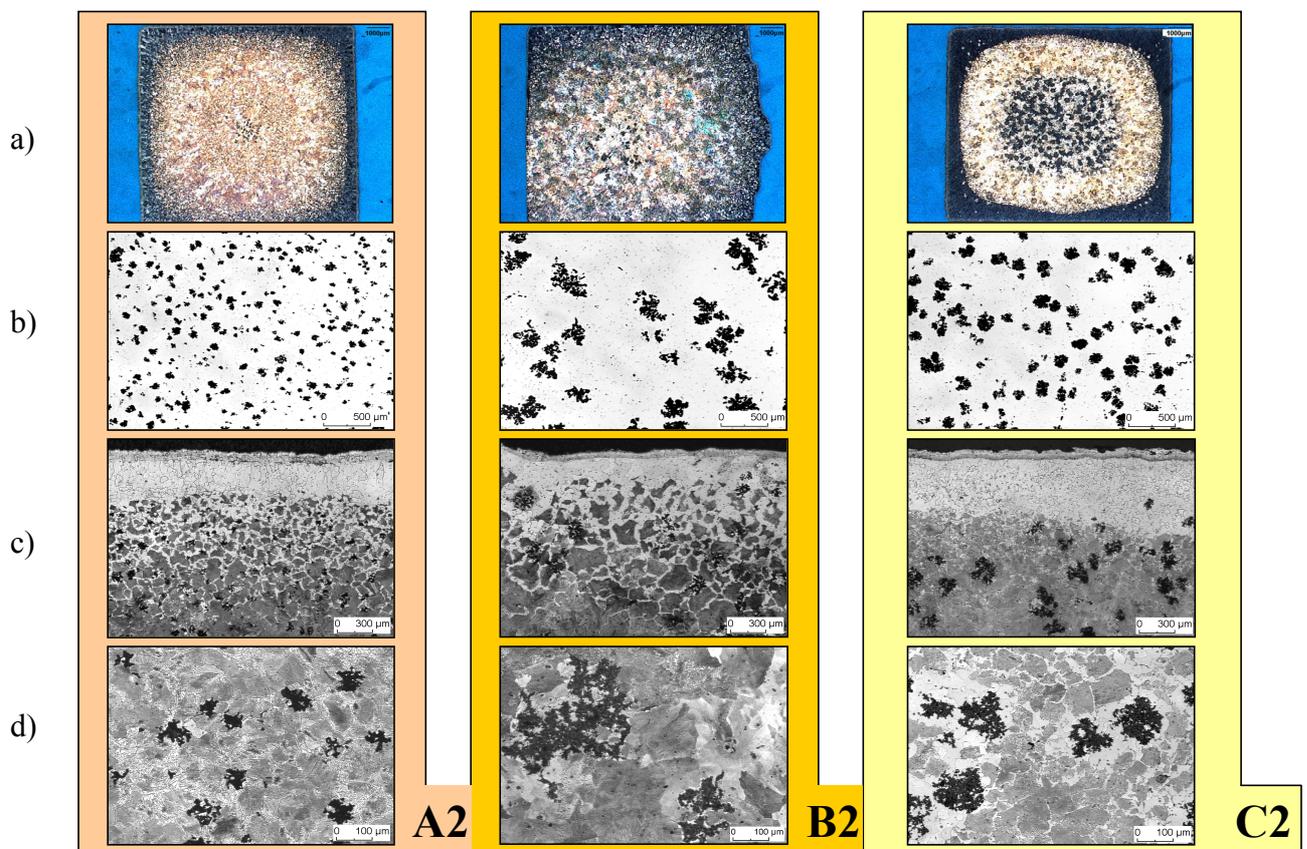


Bild 33: Gefügeausbildung in Schlagbiegeproben aus EN-GJMW-400-5
a) Makrogefüge (Schrägbeleuchtung: Ferrit - dunkel, Perlit - hell)
b) Graphitausbildung
c) Randbereich
d) Kernbereich

Tabelle 12: Ergebnisse der rechnergestützten quantitativen Gefügeanalyse und Bewertung nach Richtreihen an den Schlagbiegeproben 10 x 10 x 55 mm

Probe	V _G [%]	d _G [μm]	λ [μm]	N _G [mm ²]	f	d _F [μm]	V _F [%]	V _P [%]	Ferr. Rand [μm]	TGL 15477		DIN EN ISO 945	
										Form	Größe [μm]	Form	Größe [μm]
EN-GJMW-360-12													
A1	8	31	43	139	0,73	45-50 ¹⁾	>87	<5 ²⁾	2)	kompakt- zerklüftet	≤20	V	30-60
B1	10	73	81	26	0,67	50-60 ¹⁾	79	11	650	stark zerklüftet u. faden- förmig	80-120	IV	120-250
EN-GJMW-400-5													
A2	9	33	44	122	0,68	45	38	53	500	zerklüftet	20-40	IV	60-120
B2	9	76	88	22	0,65	100	31	60	100- 200 ³⁾	stark zerklüftet	80-120	IV	120-250
C2	13	83	100	26	0,62	25	45	42	600	zerklüftet bis stark zerklüftet	20-80	IV	60-120
EN-GJMW-450-7													
A3	8	33	45	122	0,70	25-80 ¹⁾	15	77 ⁴⁾	150	kompakt	≤20	V	30-60
B3	11	73	101	22	0,71	23	14	75 ⁴⁾	400	zerklüftet bis stark zerklüftet	80-120	IV	120-250
C3	10	67	79	35	0,66	25	37	53 ⁴⁾	300	stark zerklüftet	20-40	IV	60-120
EN-GJMW-550-4													
A4	7	29	42	138	0,70	40	15	78 ⁴⁾	400	kompakt	≤20-40	V	30-60
B4	9	78	84	23	0,62	20	18	73	0	stark zerklüftet u. faden- förmig	40-80	IV	60-120

1) die kleineren Werte im Kern

2) Ferritischer Randbereich ist nicht ausmeßbar, Perlit steigt zum Kern hin allmählich auf 5%

3) unsymmetrischer Rand

4) körniger Perlit

Die rechnergestützte Auswertung mit dem Programm IMAGE-C zur Charakterisierung der Morphologie der Temperkohleknötchen erwies sich als recht problematisch.

Die Probleme liegen zum einen bei der Festlegung des unteren Grenzwertes für die Größe der auszumessenden Teilchen (in dieser Arbeit für alle Proben 10 μm). Nach Abschluß der umfangreichen Untersuchungen ist festzuhalten, daß die untere Meßwertgrenze für jede Probe

individuell festgelegt werden muß, um die für das Bruchgeschehen unrelevanten kleinen Teilchen (Mangansulfide) nicht mit in die Messungen einzubeziehen.

Ein weiteres Problem liegt in der zum Teil sehr stark zerklüfteten Form der Temperkohleknötchen. Es traten auch bei Mehrfachmessungen an den gleichen Proben Streuungen auf, die offensichtlich durch die starke Inhomogenität der Temperkohle besonders bei den Herstellern B und C zu erklären ist. Durch die starke Zerklüftung der Temperkohle werden bei diesem Verfahren eigentlich zusammenhängende Teilchen getrennt gemessen, da sie in der untersuchten Schliffebene durch Matrixwerkstoff getrennt werden. Die Meßwerte werden dadurch zu kleineren Werten verschoben und spiegeln den visuellen Eindruck nicht wieder.

Die sehr häufig gefundenen Hohlräume, besonders bei kleinen Querschnitten und in den Randbereichen haben ebenfalls Einfluß auf die Meßwerte. Da nicht immer eindeutig war, ob die Hohlräume bereits vorhanden waren oder durch die Präparation entstanden sind, wurden sie dem Graphit zugeordnet. Die Ränder dieser Hohlräume sind aber immer stärker abgerundet und nicht so zerklüftet, wie die der Temperkohleknötchen, was sich in den Meßwerten der Teilchengröße und des Formfaktors niederschlägt.

Um diese rechnergestützte Auswertung der Gefügeparameter u.a. auch für Temperguß zu optimieren sind weitere Untersuchungen erforderlich /110/.

Aufgrund der genannten Probleme wurde zusätzlich auch die Bewertung nach Richtreihen vorgenommen.

Beim Vergleich der beiden herangezogenen Richtreihen fällt auf, daß die Differenzierung der Ausbildungsform mit zwei möglichen Formen bei der Richtreihe nach DIN bei den untersuchten Werkstoffen nicht ausreichend ist. In der TGL-Richtreihe wird in fünf Ausbildungsformen unterschieden.

Beim Größenvergleich ist festzustellen, daß die Teilchen nach DIN meist etwas größer bewertet werden als nach TGL, wobei diese wiederum häufiger mit den Ergebnissen der rechnergestützten Auswertung hinsichtlich der definierten Klassen für die Teilchengröße besser vergleichbar sind.

Aus Bild 33 folgt für Hersteller B in der Mehrzahl eine asymmetrische Gefügeausbildung, die offensichtlich darin begründet ist, daß die Entkohlung stellenweise durch zu dichtes Chargieren der Proben bei der Wärmebehandlung behindert wurde, d.h. es lagen unterschiedliche Entkohlungsbedingungen an verschiedenen Oberflächen vor. Die weiterhin, vor allem im Vergleich zu Hersteller A auffallende, geringere Kompaktheit der auch deutlich größeren

Temperkohleteilchen des Herstellers B kann nach /46/ auf das stöchiometrische Mn:S - Verhältnis gemäß

$$Mn : S = \frac{[Masse - \%]Mn}{[Masse - \%]S} \cdot \frac{[Atomgewicht]S}{[Atomgewicht]Mn} \quad (18)$$

zurückgeführt werden. Es wird hier darauf hingewiesen, daß Proben mit einem höheren Schwefelgehalt, als er dem stöchiometrischen Verhältnis von Mn:S = 1,7 entspricht, bei gleichem Perlitgehalt eine höhere Schlagbiegefestigkeit zeigten als Proben mit Mn:S > 1,7 und es wird auf eine größere Kompaktheit der Teilchen mit abnehmenden Mn : S -Verhältnis aufmerksam gemacht. Die Werte in Tabelle 13 bestätigen, daß die Temperkohle um so kompakter ist, je kleiner das Verhältnis Mangan : Schwefel ist.

Tabelle 13: Mangan : Schwefel Verhältnis der Untersuchungswerkstoffe

Probe	A1	A2	A3	A4	B1	B2	B3	B4	C2	C3
Mn:S	2,85	2,52	2,47	2,25	3,26	2,94	4,12	3,45	2,68	2,67

Mittelt man zum Zweck der Übersichtlichkeit die Graphitmorphologieparameter über alle Versuchswerkstoffe (Tabelle 14), werden die herstellungsbedingten Unterschiede deutlich.

Tabelle 14: Parameter zur Graphitmorphologie der Schlagbiegeproben, gemittelt über die Tempergußsorten der Hersteller A, B und C

	V _G [%]	d _G [µm]	λ [µm]	N _G [mm ⁻²]	f -
A	8	31	44	130	0,70
B	10	75	88	23	0,66
C	11	75	90	30	0,64

Die für den Hersteller A charakteristische kleinere Graphitteilchengröße d_G korrespondiert mit dem geringeren Teilchenabstand λ und der größeren Anzahl der Graphitteilchen N_G.

Eine vergleichende Bewertung der Versuchswerkstoffe hinsichtlich der Gefügeausbildung im Rand- und Kernbereich kann wie folgt dargestellt werden (Bild A7 bis A11).

EN-GJMW-360-12 (Bild A7):

A1: Perlitgehalt steigt kontinuierlich bis auf 5 % im Kern an

B1: Perlitgehalt im Kern 15%

EN-GJMW-400-5 (Bild A8):

A2: ferritischer Rand vergleichbar mit C2; Ferrit (15%) im Kern in Form von Höfen um die Temperkohle; Perlit grob lamellar

B2: ungleichmäßig ausgebildeter ferritischer Rand; Ferrit (5%) im Kern in Form von Höfen um die Temperkohle; Perlit grob lamellar

C2: Ferrit (30%) im Kern; Perlit feiner, z.T. körnig

EN-GJMW-450-7 (Bild A9 und A11):

A3: schmalere ferritische Randzone als B3 und C3; Perlit steigt langsam kontinuierlich zum Kern an; Kern ferritfrei; körniger Perlit

B3: Perlit steigt rasch zum Kern an; Kern ferritfrei, körniger Perlit

C3: Perlit steigt kontinuierlich zum Kern an; im Kern 13% Ferrit (netzförmig)

EN-GJMW-550-4 (Bild A10 und A11):

A4: ferritischer Rand (400µm), rascher Anstieg auf 90% Perlit (stark eingeformt); Kern ferritfrei

B4: kein perlitfreier Rand; Kern ferritfrei; Perlit eingeformt, z.T. lamellar

Kerbschlagbiegeproben (10 x 10 x 55 mm)

Die Ergebnisse der rechnergestützten quantitativen Gefügeanalyse sind in Tabelle 15 zusammengestellt. Da die Proben aus den gleichen Rohlingen wie die SENB-Proben gefertigt wurden, wurde hier auf die Bewertung nach Richtreihen verzichtet (siehe dazu Abschnitt 5.1).

Tabelle 15: Ergebnisse der rechnergestützten quantitativen Gefügeanalyse Kerbschlagbiegeproben 10 x 10 x 55 mm

Probe	V _G [%]	d _G [µm]	λ [µm]	N _G [mm ⁻²]	f	d _F [µm]	V _F [%]	V _P [%]
EN-GJMW-360-12								
A1	5	26	41	156	0,52	40	87 ¹⁾	8
B1	13	50	65	55	0,62	15-70	13	74
EN-GJMW-400-5								
A2	11	36	43	142	0,55	15-40	19	70
B2	12	40	58	69	0,60	n.b.	10	78
C2	11	51	67	43	0,48	20-40	6	83
EN-GJMW-450-7								
A3	11	36	45	172	0,39	-	4	85
B3	10	41	60	56	0,55	-	8	82
C3	8	53	64	46	0,49	-	0	92
EN-GJMW-550-4								
A4	8	31	42	172	0,51	-	3	89
B4	8	40	66	48	0,6	-	5	87

1) einseitiger ferritischer Rand von 1,3 mm

n.b.: nicht bestimmt

EN-GJMW-360-12:

A1: deutlich höherer Ferritanteil als B1

B1: Kern feinlamellarer Perlit, ca. 5% Ferrit im Kern

EN-GJMW-400-5:

A2: im Kern ca. 25% Ferrit in Form von Höfen um die Temperkohle

B2: weniger Ferrit im Kern als A2 (schmalere Saum um die Temperkohle), fein lamellarer Perlit

C2: geringer Ferritanteil im Kern, Perlit lamellar

EN-GJMW-450-7:

A3: körniger und lamellarer Perlit

B3: körniger und lamellarer Perlit

C3: körniger und lamellarer Perlit

EN-GJMW-550-4:

A4: körniger und lamellarer Perlit

B4: körniger und lamellarer Perlit

Kerbschlagbiegeproben 5 x 10 x 55 mm

Die Ergebnisse der rechnergestützten quantitativen Gefügeanalyse bzw. die Bewertung nach Richtreihen (Tabelle 4) sind in Tabelle 16 zusammengestellt

Tabelle 16: Ergebnisse der rechnergestützten quantitativen Gefügeanalyse und Bewertung nach Richtreihen an den Kerbschlagbiegeproben 5 x 10 x 55 mm

Probe	V _G [%]	d _G [μm]	λ [μm]	N _G [mm ⁻²]	f	d _F [μm]	V _F [%]	V _P [%]	TGL 15477		DIN EN ISO 945	
									Form	Größe [μm]	Form	Größe [μm]
EN-GJMW-360-12												
A1	8	30	42	149	0,71	60	92	0	kompakt	≤20	V	30-60
B1	9	76	79	22	0,65	92	84	7	stark zerklüftet und fadenförmig	80-120	IV	120-250
EN-GJMW-400-5												
A2	7	34	42	109	0,65	n.b.	30	63	kompakt	≤20-40	V	30-60
B2	8	80	89	19	0,64	n.b.	35	57	stark zerklüftet bis stark zerklüftet und fadenförmig	120-200	IV	120-250
C2	9	38	39	91	0,62	n.b.	26	65	zerklüftet	40-80	V	60-120
EN-GJMW-450-7												
A3	7	32	46	119	0,68	n.b.	19	74 ¹⁾	kompakt	≤20-40	V	30-60
B3	8	83	90	17	0,62	n.b.	0	92 ¹⁾	stark zerklüftet	80-120	IV	120-250
C3	8	39	48	89	0,63	n.b.	35	57 ¹⁾	kompakt	20-40	IV	30-60
EN-GJMW-550-4												
A4	6	30	42	122	0,68	n.b.	0	94 ¹⁾	zerklüftet	20-40	V	30-60
B4	6	80	98	14	0,65	n.b.	27	67 ¹⁾	stark zerklüftet und fadenförmig	80-120	IV	250-500

n.b.: nicht bestimmt ¹⁾ körniger Perlit

Durch die mechanische Bearbeitung wurde allseitig ca. 1mm abgetragen, ferritische Randbereiche lagen nicht vor.

EN-GJMW-360-12

A1: perlitfrei, auch im Kern

B1: Perlit am Rand und im Kern

EN-GJMW-400-5:

- A2: Kern ferritfrei
- B2: Ferritanteil an den Korngrenzen bis in den Kern hinein 15% Ferrit
- C2: Ferrit im Kern ca. 45% in Form von Höfen

EN-GJMW-450-7:

- A3: Im Kern ferritfrei, Perlit eingeformt z.T. lamellar
- B3: stark eingeformter Perlit
- C3: rel. hoher Ferritanteil bis in den Kern

Die Werte für die Graphitmorphologie zeigen etwa das gleiche Bild wie bei den Schlagbiegeproben. Die Werte (d_G und λ) für die Proben der Hersteller A und C sind etwa in der gleichen Größenordnung, die des Herstellers B etwa doppelt so groß. Der Formfaktor unterscheidet sich nur unwesentlich, ebenso der Volumenanteil.

Die Richtreihenbewertung stimmt gut mit den rechnergestützt ermittelten Werten überein, wobei die tendenziell kleineren Werte besser mit der DIN-Richtreihe übereinstimmen und die größeren mit der Richtreihe nach TGL.

4.2.2. Versuchsdurchführung und Versuchsauswertung

Zur Bewertung des Werkstoffverhaltens bei schlagartiger Beanspruchung wurden Schlagbiege- und Kerbschlagbiegeversuche im Temperaturbereich zwischen -196 °C und 200 °C an einem 300 J-Pendelschlagwerk durchgeführt. Das mit einem Winkelcodierer ausgestattete Gerät ermöglichte das direkte Ablesen der beim Versuch verbrauchten Energie. Ein zusätzlicher Anschlag an den Auflagern erleichterte die Positionierung der Proben. Geprüft wurden mindestens zwei, im Übergangsbereich drei Proben je Temperatur. Zur Temperierung der Proben im Bereich von Raumtemperatur bis 100 °C fand ein Trockenofen, im weiteren Bereich bis 200 °C eine Temperiereinrichtung mit Ölbad Verwendung. Die tiefen Temperaturen wurden mit Hilfe eines Kryostaten eingestellt, der flüssigen Stickstoff vergast und damit die Luft im Innenraum gekühlt. Die Kühlung auf -196 °C erfolgte direkt in flüssigem Stickstoff. Die Proben befanden sich jeweils mindestens 15 min in der betreffenden Apparatur, um einen vollständigen Temperausgleich sicherzustellen. Innerhalb von 5 s nach dem Herausnehmen wurde der Versuch durchgeführt.

Die Kerbschlagbiegeversuche erfolgten nach DIN EN 10045 /41/ an ISO-V-Spitzkerbproben der Abmessungen 5 x 10 x 55 mm, gefertigt aus getrennt gegossenen Rohlingen, und 10 x 10 x 55 mm. Die letzteren wurden aus Rohlingen für Bruchmechanikproben hergestellt. Um zu gewährleisten, daß ein möglichst großer Teil des entkohlten Randbereiches der Rohlinge im späteren Prüfquerschnitt wiederzufinden war, wurden die Proben nach einem bestimmten Schema (Bild 34) aus dem Ausgangsmaterial herausgetrennt.

Zur Charakterisierung des unbearbeiteten Zustandes erfolgten Schlagbiegeversuche in Anlehnung an DIN 50116 /49/ mit im Gußzustand belassenen ungekerbten Proben der Größe ca. 10 x 10 x 55 mm.

Neben **Schlagarbeit K** und **Kerbschlagarbeit KV** wurde als zusätzliches Auswertekriterium an allen Proben die **seitliche Breitung SB** nach DIN 50 115 /40/ bestimmt.

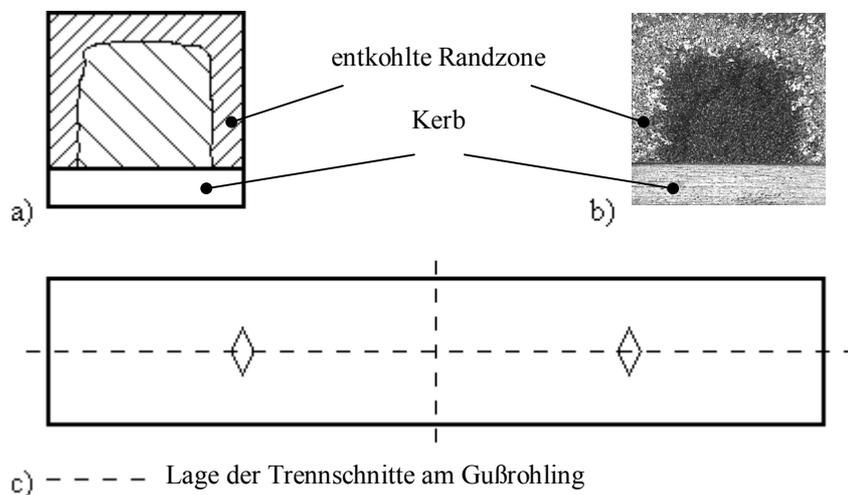


Bild 34: Probenfertigung für Kerbschlagbiegeversuche
 a) Bruchfläche (schematisch)
 b) Bruchfläche des GJMW-400-5
 c) Lage der Kerbschlagbiegeproben im Rohling (schematisch)

Die analytische Bestimmung des Verlaufs der KV-T-, K-T- und SB-T-Kurven ist mit Hilfe einer tanh-Funktion (X steht für die gesuchte Größe KV, K bzw. SB)

$$X = A + B \cdot \tanh \frac{T - T_0}{C} \quad (19)$$

möglich. Die Koeffizienten **A** und **B** werden nach den Gleichungen

$$A = \frac{1}{2} \cdot (X_{\max} + X_{\min}) \quad (20)$$

$$B = \frac{1}{2} \cdot (X_{\max} - X_{\min}), \quad (21)$$

bestimmt und diese sowie C und T_0 dann numerisch unter Minimierung der Summe der Fehlerquadrate ermittelt.

Aus den berechneten Kurven werden die Übergangstemperaturen $T_{0,1/2X}$ bei:

$$X = \frac{1}{2} \cdot (\text{Hochlagenwert} + \text{Tieflagenwert}) \quad (22)$$

festgelegt.

4.2.3. Kennwerte des Schlagbiegeversuchs

Die aus den Schlagarbeits-Temperaturkurven (Bild 35 bis 38) abgeleiteten Kennwerte zeigt Tabelle 17 unter Hinweis auf das Gefüge und die Bruchart. Die Differenzierung der Kurven hinsichtlich der Qualitäten und Hersteller zeigt Bild 39.

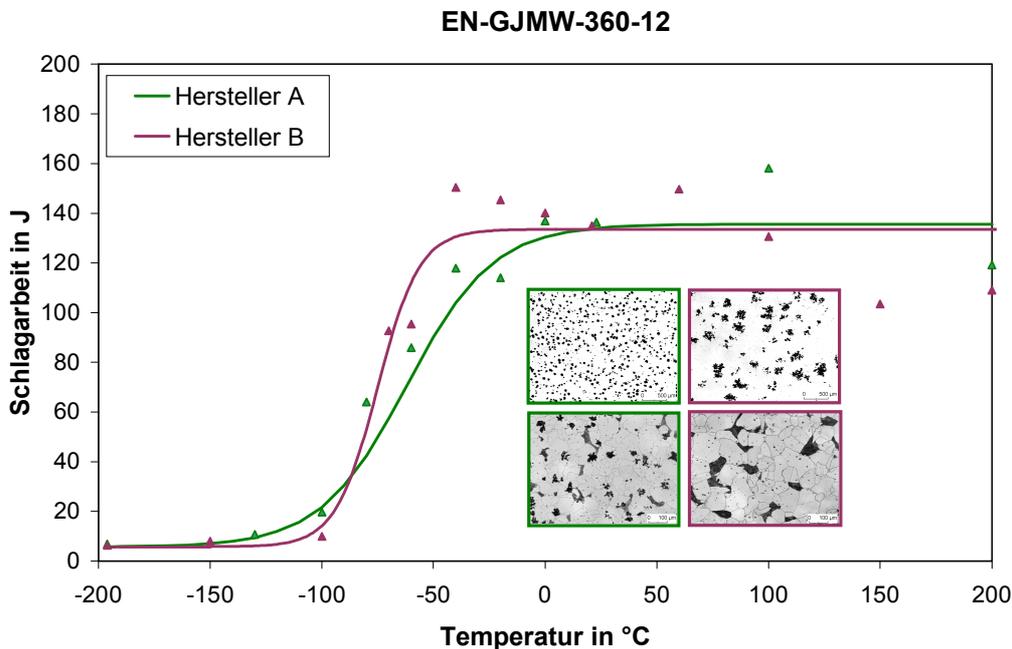


Bild 35: K-T-Kurve des EN-GJMW-360-12 mit den Gefügebildern im polierten und geätzten Zustand

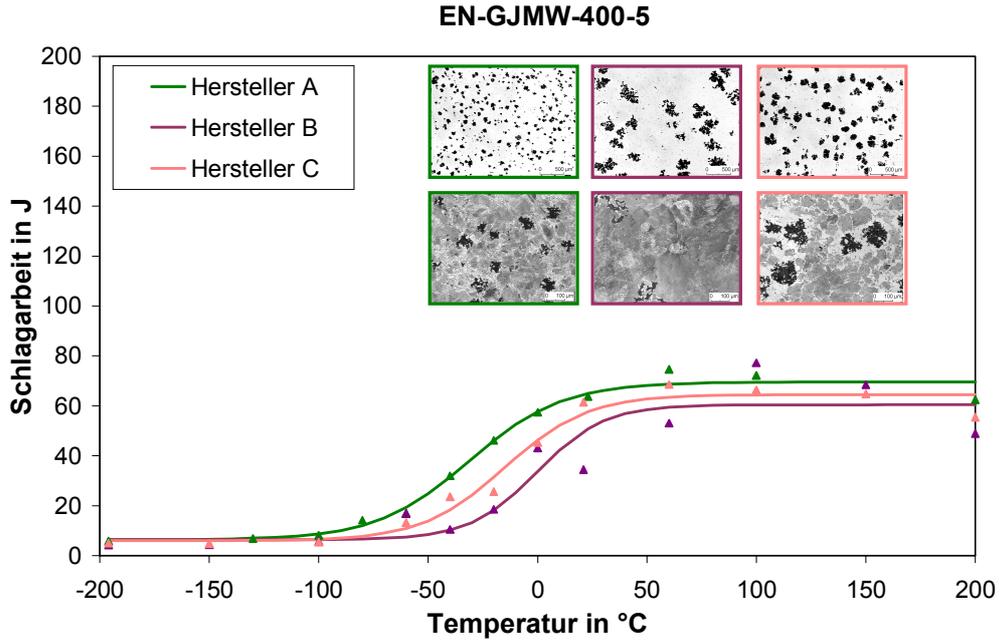


Bild 36: K-T-Kurve des EN-GJMW-400-5 mit den Gefügebildern im polierten und geätzten Zustand

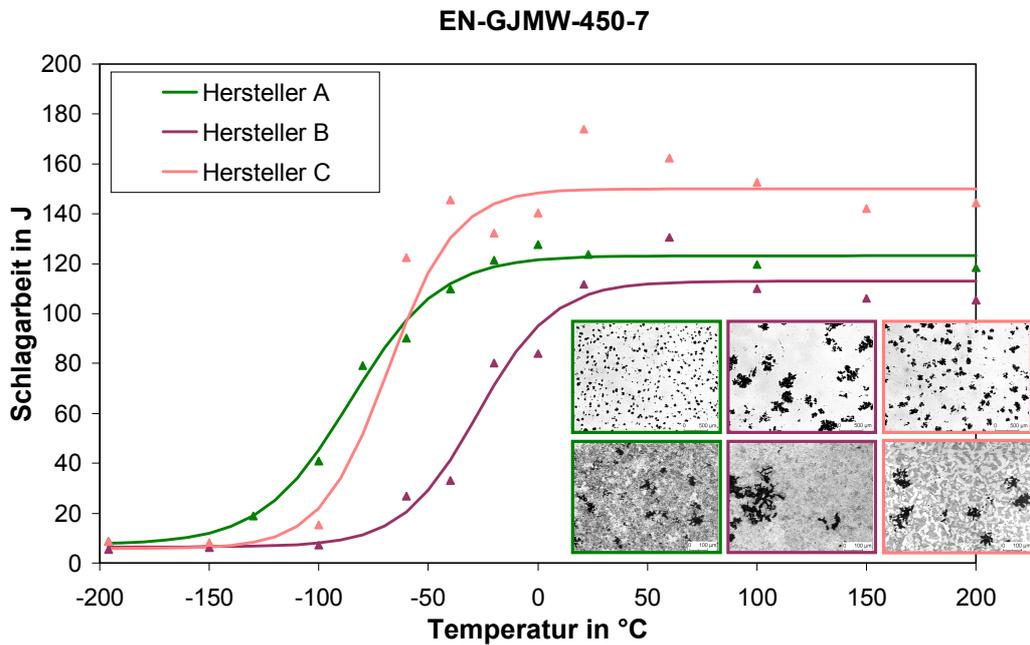


Bild 37: K-T-Kurve des EN-GJMW-450-7 mit den Gefügebildern im polierten und geätzten Zustand

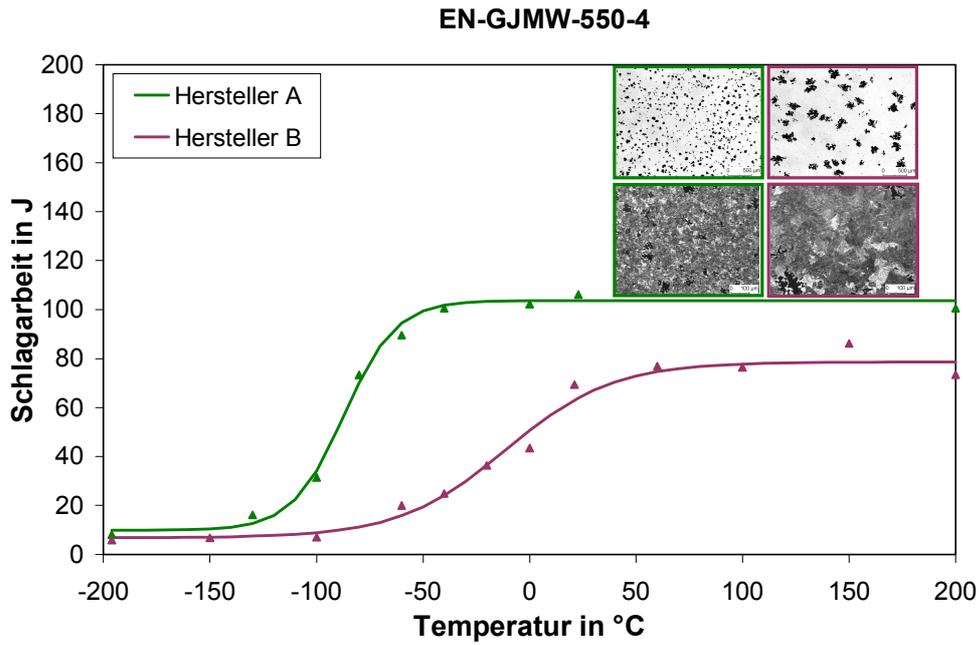


Bild 38: K-T-Kurve des EN-GJMW-550-4 mit den Gefügebildern im polierten und geätzten Zustand

Den analogen Verlauf der SB-T-Kurven zeigen die Bilder A12 bis A 15.

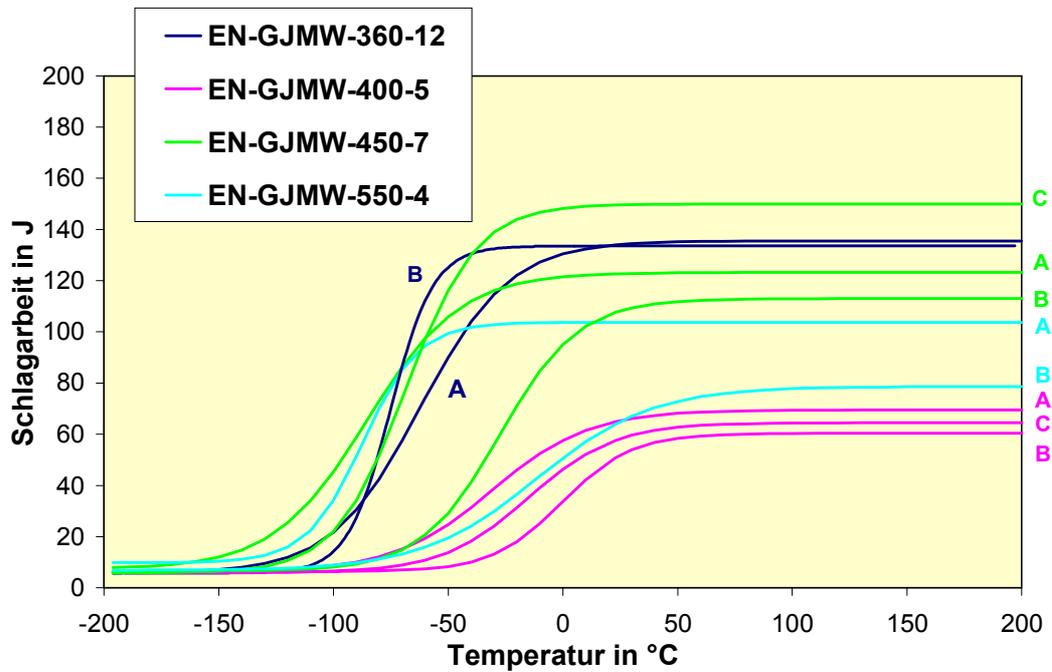


Bild 39: K-T-Kurven der Untersuchungswerkstoffe aller Hersteller und Qualitäten

Tabelle 17: Kennwerte der Schlagbiegeversuche

Werkstoff Hersteller	K (20°C) [J]	SB [20°C) [mm]	T _ü ^{1/2K} [°C]	T _ü ^{1/2 SB} [C]	Gefüge			Bruchart bei RT
					Perlit- anteil ²⁾ [%]	Graphit		
						Größe ¹⁾ [mm]	Form ¹⁾	
EN-GJMW-360-12								
A1	134	2,06	-62	-66	<5 lamellar	≤ 20	kompakt	Verformungs- bruch
B1	134	1,89	-75	-75	12 lamellar	40-80	stark zer- klüftet und fadenförmig	Verformungs- bruch
EN-GJMW-400-5								
A2	65	0,78	-31	-26	54 lamellar	20 - 40	zerklüftet	Überwiegend Verformungs- bruch
B2	51	0,52	0	33	60 lamellar	80 -120	stark zerklüftet	Mischbruch
C2	58	0,76	-15	-7	42 lamellar	20 - 80	zerklüftet bis stark zer- klüftet	überwiegend Verformungs- bruch
EN-GJMW-450-7								
A3	123	1,60	-85	-81	78 körnig	≤ 20	kompakt	Verformungs- bruch
B3	108	1,44	-28	-11	75 körnig	80 -120	zerklüftet bis stark zer- klüftet	Mischbruch
C3	150	1,90	-68	-67	53 körnig	20 - 40	stark zerklüftet	Verformungs- bruch
EN-GJMW-550-4								
A4	104	1,33	-87	-82	78 körnig	20 - 40	kompakt	Verformungs- bruch
B4	64	0,84	-11	-8	73 körnig, teils la- mellar	40 - 80	stark zer- klüftet und fadenförmig	Mischbruch

1) Richtreihe TGL

2) gemessen

Aus Tabelle 17 folgt, daß sowohl Schlagarbeit K und seitliche Breitung SB, bzw. die hierüber bestimmten Übergangstemperaturen T_ü das unterschiedliche Werkstoffverhalten übereinstimmend beschreiben. Bestätigt wird, in Übereinstimmung mit /46/, daß mit steigendem Perlitanteil die Schlagzähigkeit ab, aber mit dem Übergang von der lamellaren zur körnigen Perlitbildung wieder zunimmt (Bild 39, 40 und 41). Der ferritisch-perlitische (lamellar) GJMW-400-5 hat bei relativ geringen Streuungen zwischen den Herstellern das niedrigste Niveau (Bild 39) der vier Qualitäten.

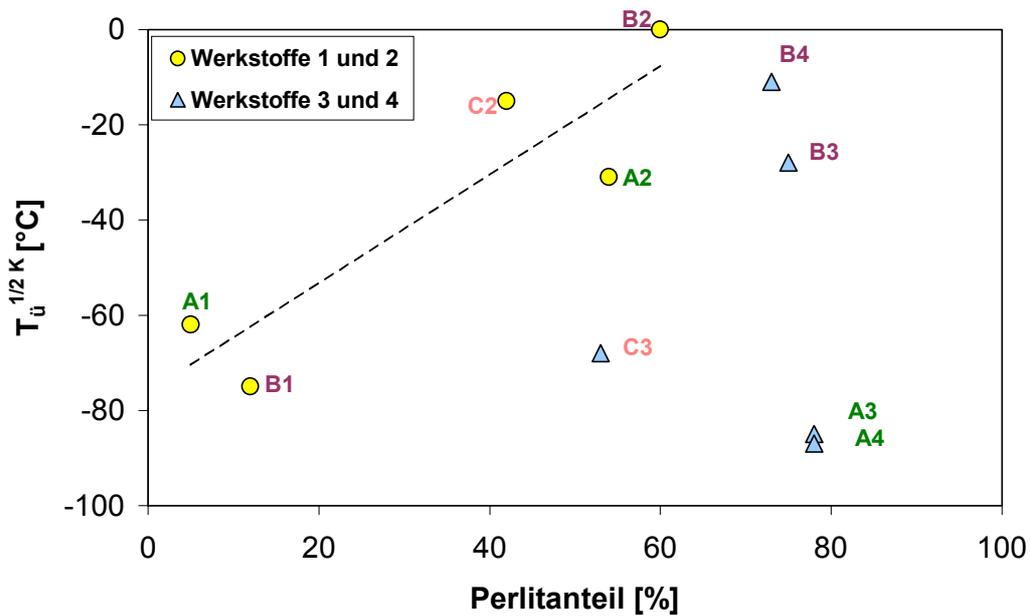


Bild 40: $T_{\ddot{u}}^{1/2K}$ in Abhängigkeit vom Perlitanteil und Perlitausbildung

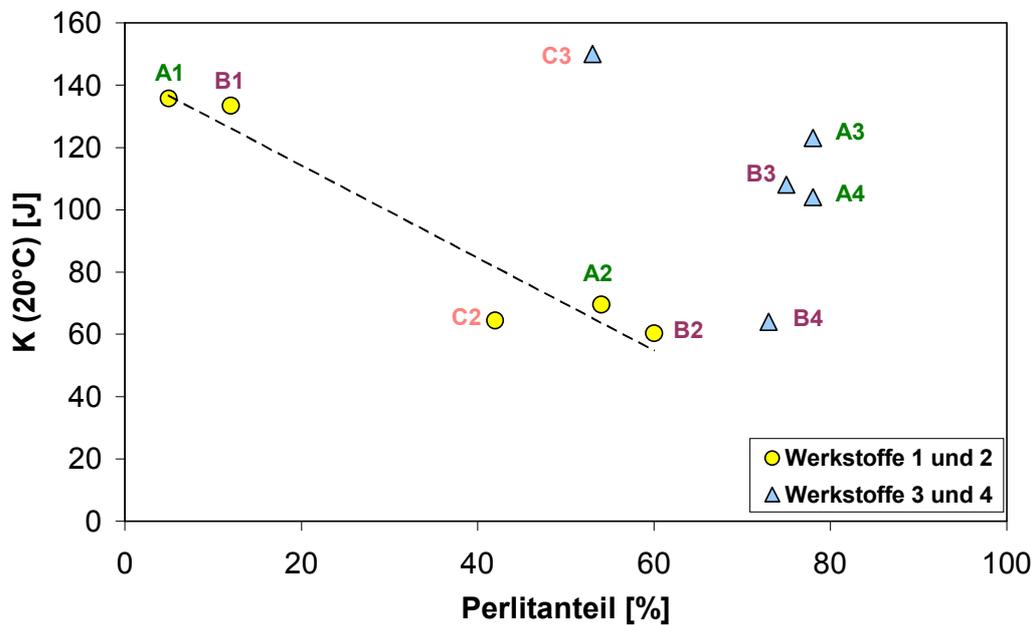


Bild 41: K (20°C) in Abhängigkeit von Perlitanteil und Perlitausbildung

Die niedrigere Schlagbiege Zähigkeit des Herstellers B könnte primär auf die größere und stark zerklüftete Form der Temperkohleteilchen zurückzuführen sein, wie Bild 42 noch einmal in einer vergleichenden Gegenüberstellung zeigt.

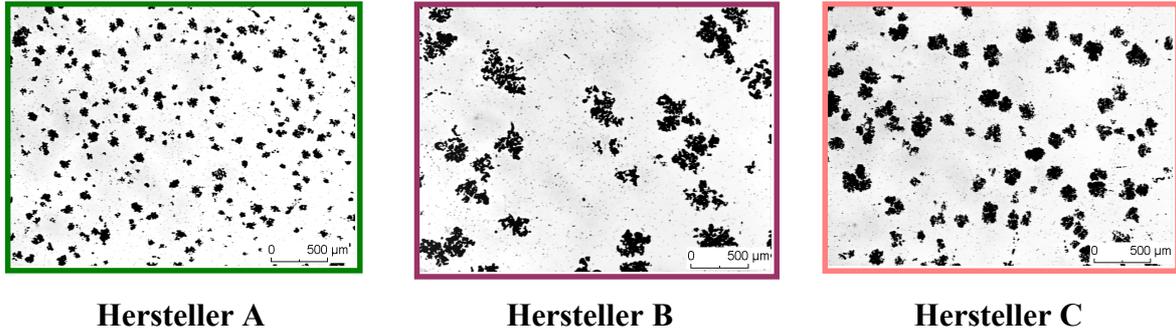


Bild 42: Größe und Form der Temperkohleteilchen

Aus "in-situ"-Zugversuchen im REM (siehe Abschnitt 5.2.3.) folgt, daß bei überwiegend ferritischem Grundgefüge die Graphitteilchen brechen und der Rißfortschritt von der duktilen Matrix bestimmt wird. Das kann als Ursache für die übereinstimmende Schlagbiege Zähigkeit des EN-GJMW-360-12 von Hersteller A und B trotz deutlicher Unterschiede in der Graphit- tausbildung angeführt werden. Mit zunehmendem Perlitanteil ist davon auszugehen, daß bei abnehmender Duktilität der Grundwerkstoffe die brechenden größeren Temperkohleteilchen die Schlagbiege Zähigkeit deutlich zu niedrigeren Werten verschieben.

Aus dem Vergleich mit dem Normentwurf ISO/DIS 5922 "Malleable Cast Iron" /47/ folgt, daß alle Versuchswerkstoffe die zu gewährleistenden Werte erfüllen.

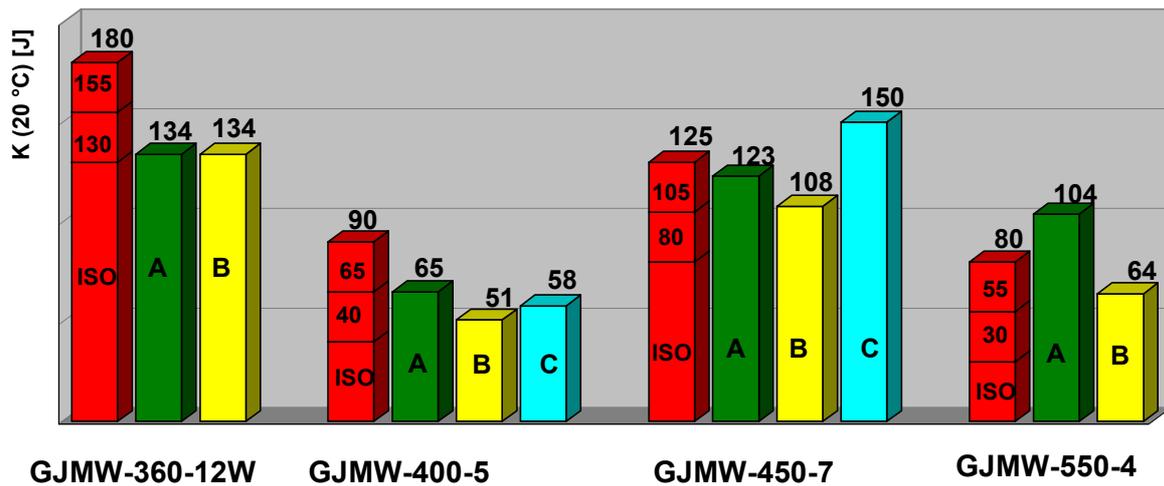


Bild 43: Schlagbiegefestigkeit der Versuchswerkstoffe im Vergleich zu den Gewährleistungskennwerten nach ISO/DIS 5922

4.2.4. Kennwerte des Kerbschlagbiegeversuchs

Den Verlauf der KV-T-Kurven bzw. die hieraus bestimmten Kennwerte für die 10 x 10 x 55 mm ISO-V-Proben zeigen die Bilder 44 bis 47 und Tabelle 18. Die Differenzierung der Kurven hinsichtlich der Qualitäten und Hersteller zeigt Bild 48.

Die KV-T-Kurven sowie die daraus abgeleiteten Kennwerte für die 5 x 10 x 55 mm ISO-V-Proben sind im Anhang (Bild A20 bis A23) und Tabelle A16 zusammengestellt. Den Verlauf der SB-T-Kurven für die 5 bzw. 10 mm dicken Proben sowie die zugehörigen Kennwerte zeigen Bild A16 bis Bild A23 bzw. Tabelle A16.

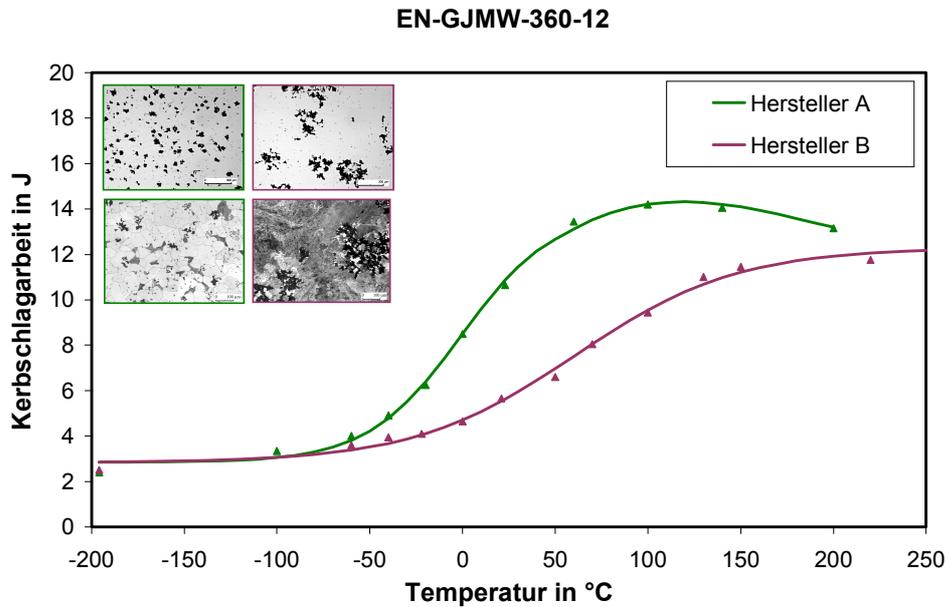


Bild 44: KV-T-Kurven (10x10x55mm) des EN-GJMW-360-12 mit den Gefügebildern im polierten und geätzten Zustand

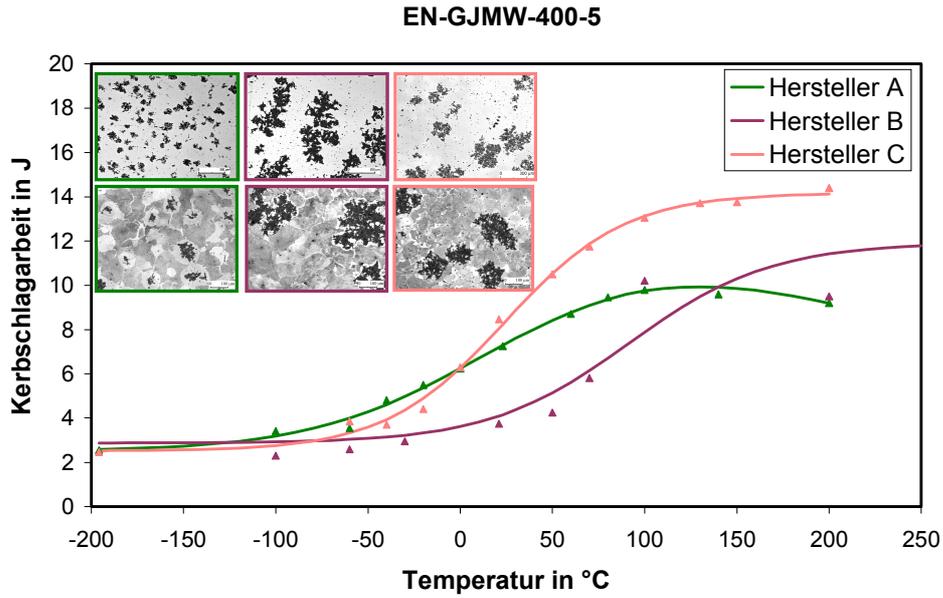


Bild 45: KV-T-Kurven (10x10x55mm) des EN-GJMW-400-5 mit den Gefügebildern im polierten und geätzten Zustand

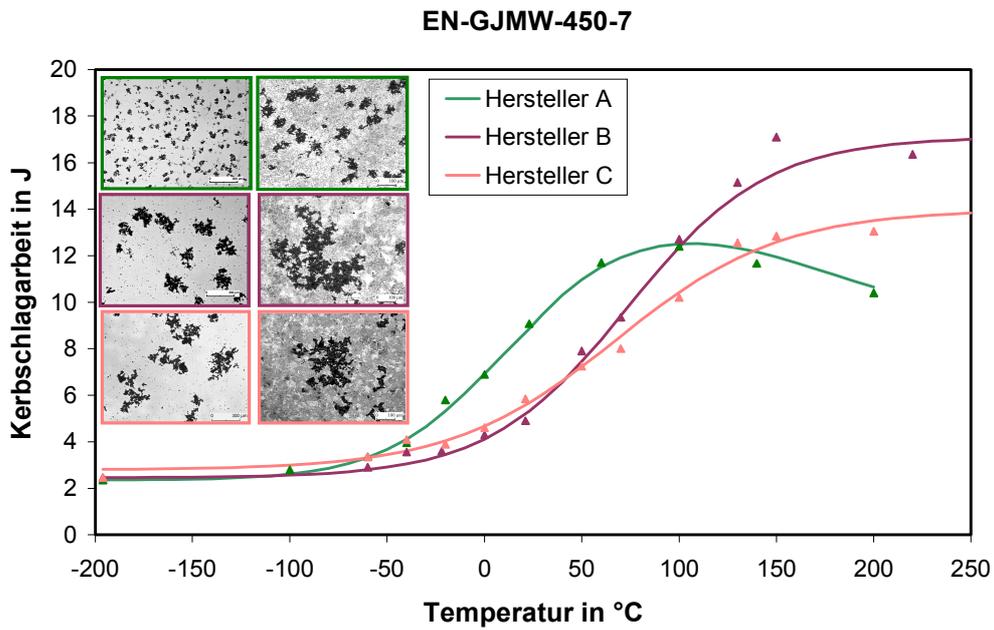


Bild 46: KV-T-Kurven (10x10x55mm) des EN-GJMW-450-7 mit den Gefügebildern im polierten und geätzten Zustand

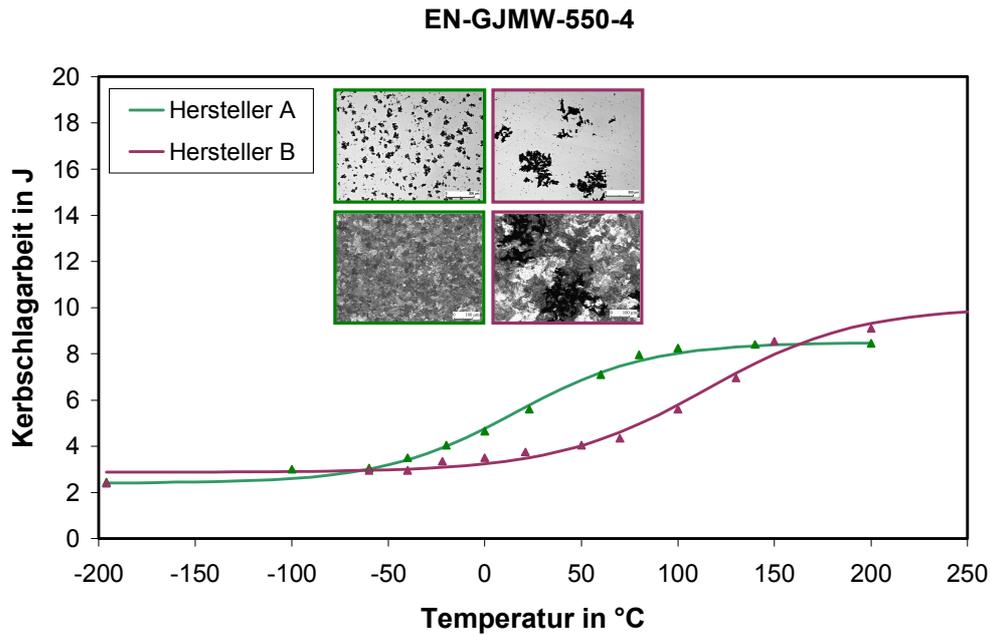


Bild 47: KV-T-Kurven (10x10x55mm) des EN-GJMW-550-4 mit den Gefügebildern im polierten und geätzten Zustand

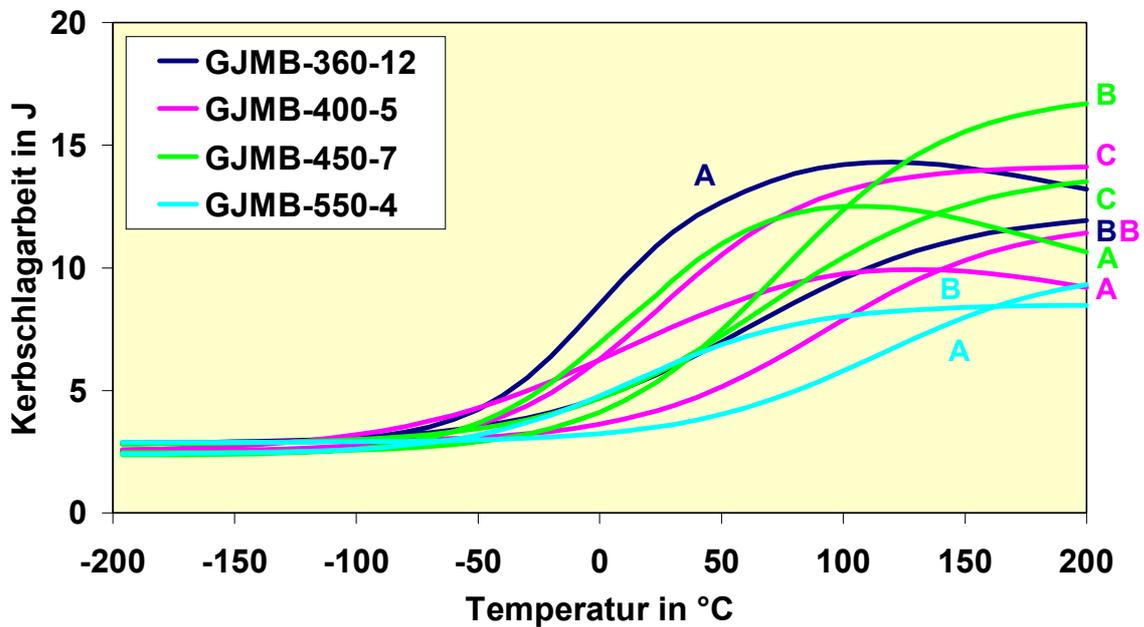


Bild 48: KV-T-Kurven der Untersuchungswerkstoffe aller Hersteller und Qualitäten

Tabelle 18: Kennwerte des Kerbschlagbiegeversuchs (ISO-V-Proben 10 x 10 x 55 mm)

Werkstoff Hersteller	KV (20°C) [J]	SB [20°C] [mm]	T _ü ^{1/2KV} [°C]	T _ü ^{1/2 SB} [C]	Gefüge			Bruch
					Perlit- anteil ²⁾ [%]	Graphit		
						Größe ¹⁾ [mm]	Form ¹⁾	
EN-GJMW-360-12								
A1	11	0,35	1	-10	8 lamellar	20 - 40	kompakt	Mischbruch
B1	6	0,06	58	102	74 lamellar	80 - 120	stark zer- klüftet und fadenförmig	Mischbruch
EN-GJMW-400-5								
A2	7	0,12	0	17	69 lamellar	20 - 40	zerklüftet bis stark zer- klüftet	Mischbruch
B2	4	0,02	88	120	78 lamellar	120 - 200	stark zer- klüftet und fadenförmig	überwiegend Spaltbruch
C2	8	0,07	24	61	83 lamellar	80 - 120	zerklüftet	Mischbruch
EN-GJMW-450-7								
A3	9	0,19	6	5	85 körnig/ lamellar	20 - 40	zerklüftet	Mischbruch
B3	5	0,06	73	87	82 körnig/ lamellar	80 - 120	stark zer- klüftet bis stark zer- klüftet und fadenförmig	Mischbruch
C3	6	0,03	67	85	92 körnig/ lamellar	> 200	stark zer- klüftet und fadenförmig	Mischbruch
EN-GJMW-550-4								
A4	6	0,08	15	36	89 körnig/ lamellar	20 - 40	kompakt	Mischbruch
B4	4	0,01	112	131	87 körnig/ lamellar	80 - 120	stark zer- klüftet	Spaltbruch

¹⁾ Richtreihe TGL

²⁾ gemessen

Bei den Kerbschlagbiegeversuchen sinkt das Zähigkeitsniveau im Vergleich zu den Schlagbiegeversuchen auf etwa 1/10 (Bild 49). Das steht auch in Übereinstimmung mit in /46/ hierzu mitgeteilten Ergebnissen an DVM-Proben.

Durch den eingebrachten Spitzkerb kommt es zur Spannungsversprödung, außerdem erfolgt die Rißinitiierung nicht wie bei den Schlagbiegeproben im zähen ferritischen Randbereich sondern im perlitreicheren Kernbereich des Gefüges.

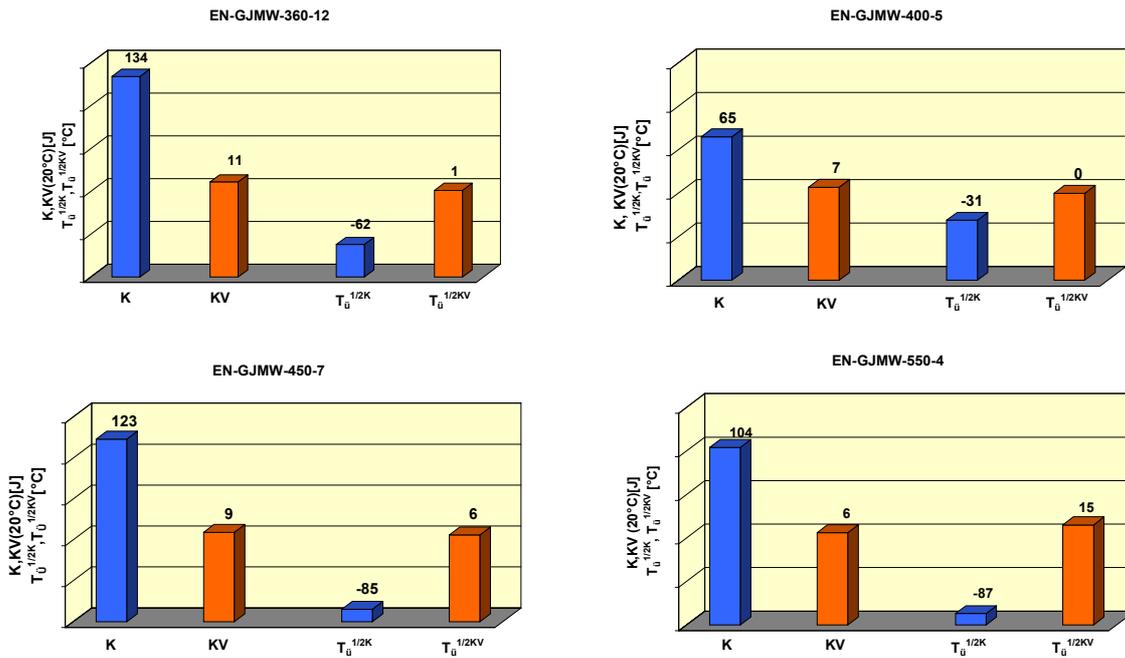


Bild 49: Kennwerte des Schlagbiege- und Kerbschlagbiegeversuchs (10 x 10 x 55 mm) (Hersteller A)

Wie bei den Schlagbiegeproben wirkt sich ein höherer Ferritgehalt günstig auf die $T_u^{1/2KV}$ aus, ebenso scheinen auch hier kleinere Temperkohleteilchen die Tendenz zu niedrigeren Übergangstemperaturen zu verschieben, siehe Bild 50.

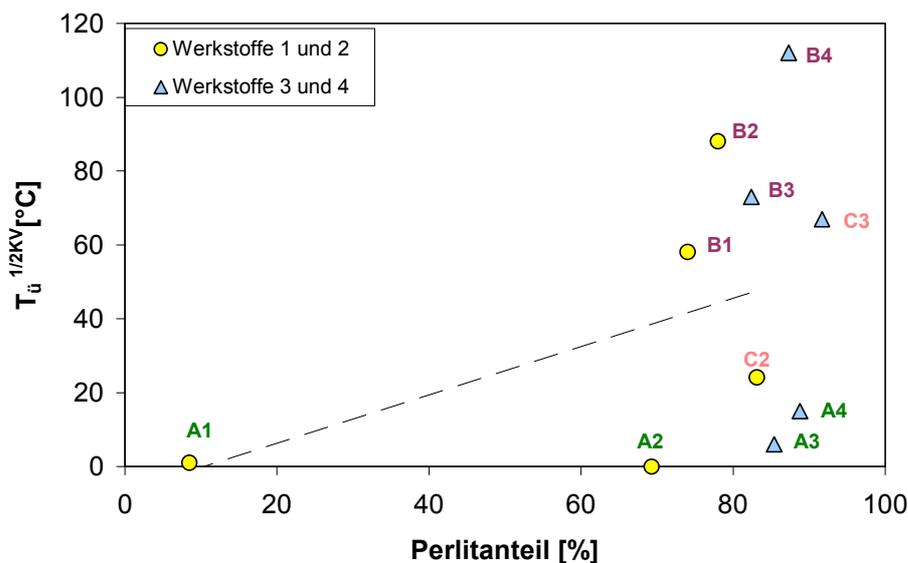


Bild 50: $T_u^{1/2KV}$ in Abhängigkeit von Perlitanteil und Perlitausbildung bei den ISO-V-Proben 10 x 10 x 55 mm

Ein Vergleich mit dem Normentwurf ISO/DIS 5922 /47/ zeigt, daß die untersuchten GJMW-Werkstoffe die aufgeführten KV-Werte nicht erfüllen (Bild 51).

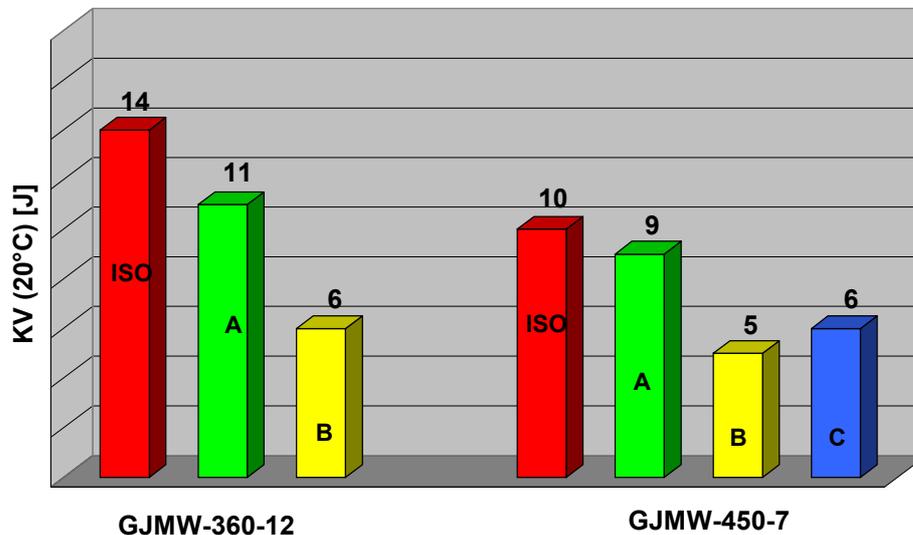


Bild 51: Kerbschlagarbeit (ISO-V-Proben 10 x 10x 55 mm) der Untersuchungswerkstoffe im Vergleich zu den Gewährleistungskennwerten nach ISO/DIS 5922

Unter Beachtung der bei Gußteilen aus entkohlend geglühtem Temperguß vorliegenden geringeren Wanddicken kam bei der Bestimmung der Kerbschlagzähigkeit auch die 5 x 5 x 55 mm ISO-V-Probe zur Anwendung. Aus vergleichenden Messungen an Stählen unterschiedlicher Probenabmessungen folgt, daß die übliche Normalisierung über die Bruchfläche keine übereinstimmenden Kerbschlagzähigkeitswerte ergibt und die an Kleinproben bestimmten Werte deutlich unter denen der Großproben liegen /48/.

Neben der geringeren Probendicke und damit geringeren Querdehnungsbehinderung der kleinen Proben kommt hier noch hinzu, daß auch die querschnittsabhängige Gefügeausbildung beim entkohlend geglühten Temperguß einen direkten Vergleich der Werte zwischen den großen und kleinen Proben nicht zuläßt.

Die Differenzierung der KV-T-Kurven (Proben 5x10) zwischen den Herstellern (Bild A16 bis A19) ist nicht so markant wie bei den Proben 10 x 10 (Bild 44 bis 46) und den Schlagbiegeproben (Bild 35 bis 38), ist aber auch hier durch den Gefügeeinfluß (Perlitanteil) zu erklären. Besonders offensichtlich wird dies beim Werkstoff EN-GJMW-450-7, hier verschiebt der deutlich höhere Ferritgehalt im Kern bei den Proben des Herstellers C die $T_{\ddot{u}}^{1/2KV}$ (Bild 52) zu tieferen Temperaturen.

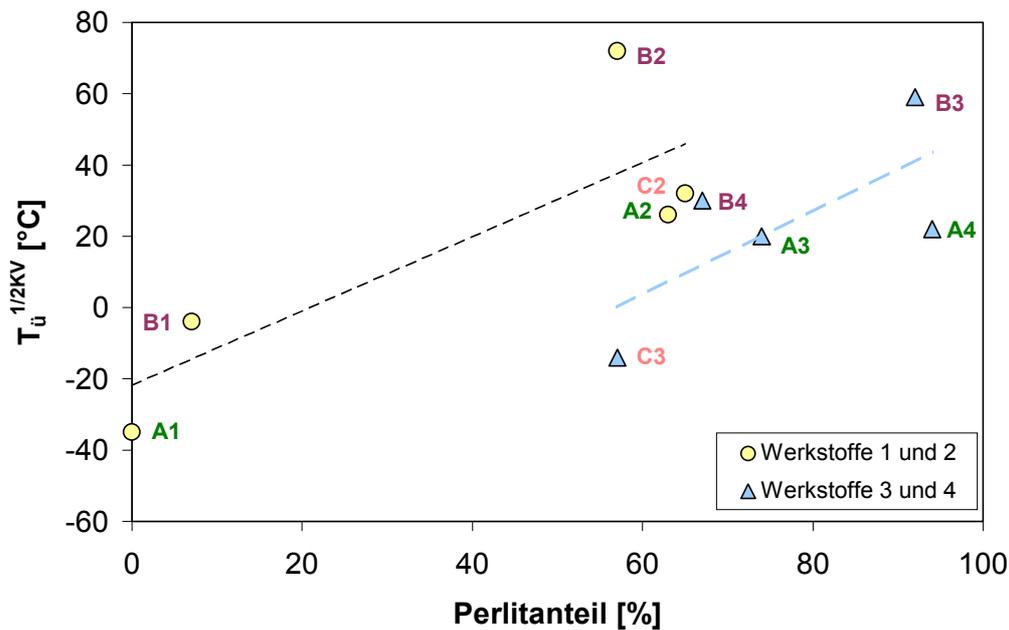


Bild 52: $T_u^{1/2KV}$ in Abhängigkeit von Perlitanteil und Perlitausbildung bei den ISO-V-Proben 5 x 10 x 55 mm

Die für die Kerbschlagbiegeproben 10 x 10 x 55 mm und 5 x 10 x 55 mm auffallenden Abweichungen der Übergangstemperaturen $T_U^{1/2LB}$ und $T_U^{1/2KV}$ haben ihre Ursache darin, daß die absoluten Beträge der seitlichen Breitung zu klein sind und damit die Genauigkeit nicht ausreicht. Die Ermittlung von $T_U^{1/2LB}$ erscheint deswegen nicht sinnvoll.

In den Bildern 53 und 54 werden ausgewählte, am Rasterelektronenmikroskop aufgenommene Bruchbilder für die Werkstoffe des Herstellers A von Kerbschlagbiegeproben gezeigt. Hier wird deutlich, daß der EN-GJMW-360-12 aufgrund seines hohen Ferritgehaltes ein wesentlich duktileres Verhalten zeigt als der EN-GJMW-400-5. Dieser weist selbst bei 140°C noch Spröbruchanteile auf. Bei höherer Vergrößerung in Bild 55 ist zu sehen, daß auf der Bruchfläche die perlitische Struktur sichtbar ist. In der linken unteren Ecke des Bildes sowie auf dem Bild 53 für den EN-GJMW-360-12 sind kleine Hohlräume zu erkennen, in denen keine Temperkohle oder nur Reste zu erkennen sind. Das kann als Bestätigung für die bei den metallographischen Untersuchungen gefundenen Hohlräume gewertet werden.

Markant sind bei den beiden härtesten Werkstoffen EN-GJMW-450-5 und -550-4 (Bild 54) im Tieflagenbereich die deutlich kleineren Spaltflächen, durchzogen mit feinen duktilen Zonen und die sehr viel feineren Waben (Bild 56) im Bereich der Hochlage, was auf den eingeformten Perlit in diesen Gefügen zurückzuführen ist.

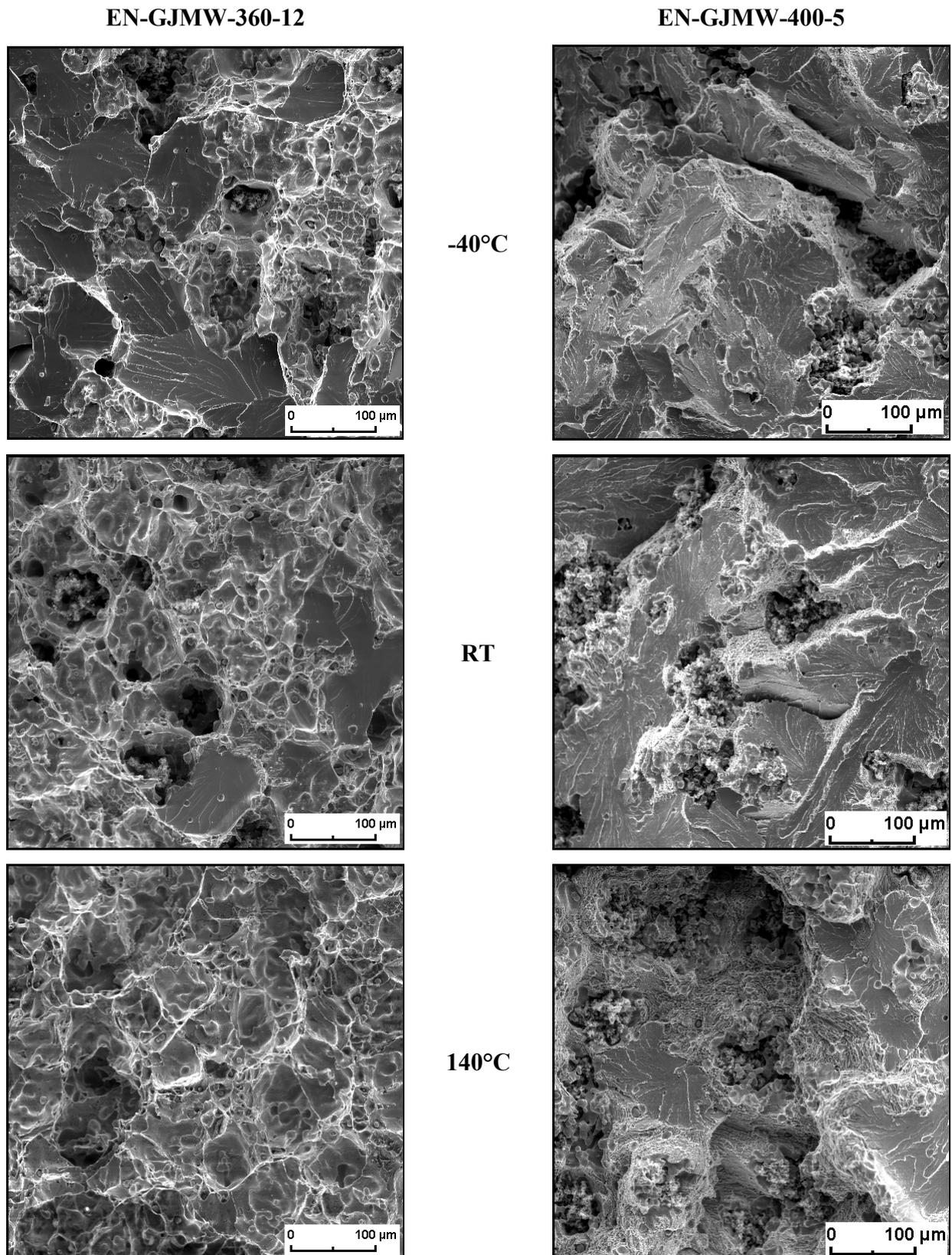


Bild 53: Bruchbilder von Kerbschlagbiegeproben der Werkstoffe EN-GJMW-360-12 und EN-GJMW-400-5 (Hersteller A)

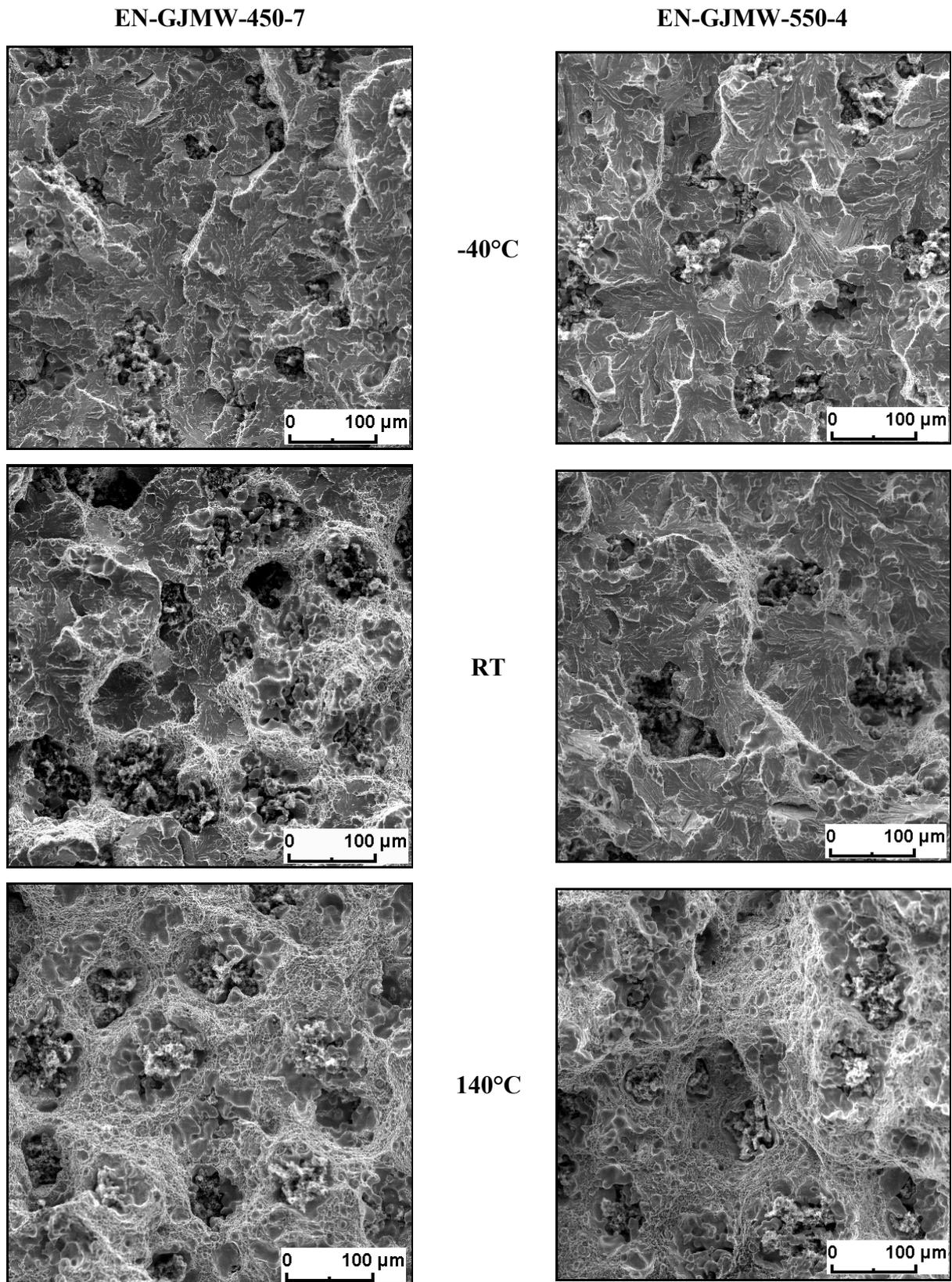


Bild 54: Bruchbilder von Kerbschlagbiegeproben der Werkstoffe EN-GJMW-450-7 und -550-4 (Hersteller A)

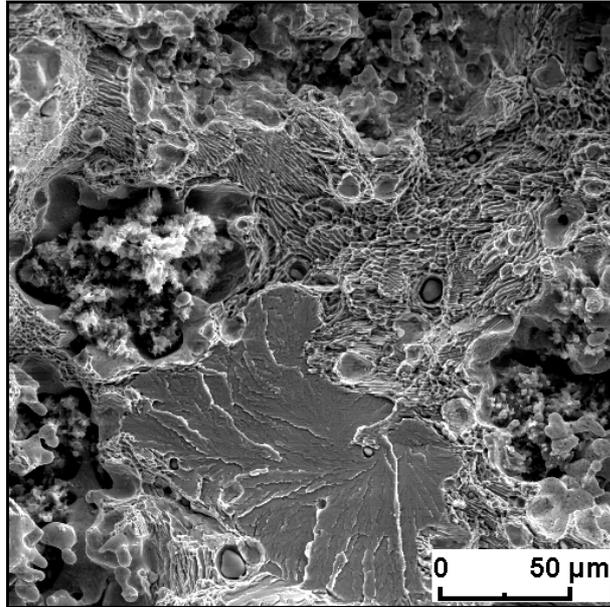


Bild 55: Bruchfläche des EN-GJMW-400-5, Kerbschlagbiegeprobe, zerschlagen bei 140°C

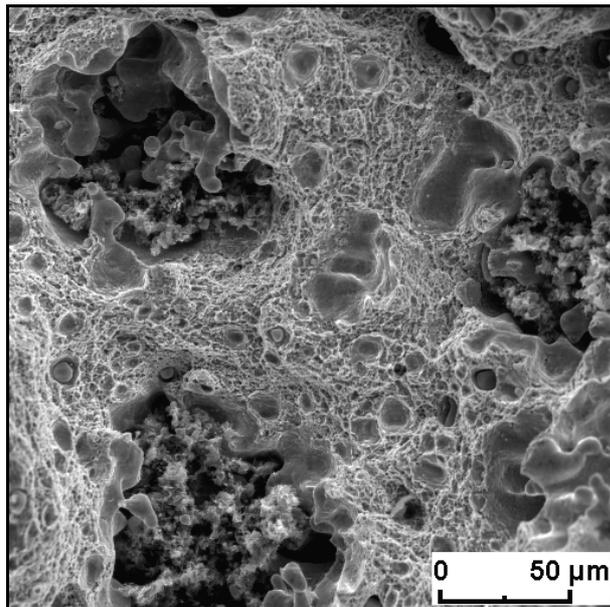


Bild 56: Bruchfläche des EN-GJMW-550-4, Kerbschlagbiegeversuch, zerschlagen bei 140°C

4.2.5. Vergleich der GJMW-Werkstoffe mit anderen Eisen-Gußwerkstoffen

Vergleich von entkohlend mit nichtentkohlend geglühtem Temperguß

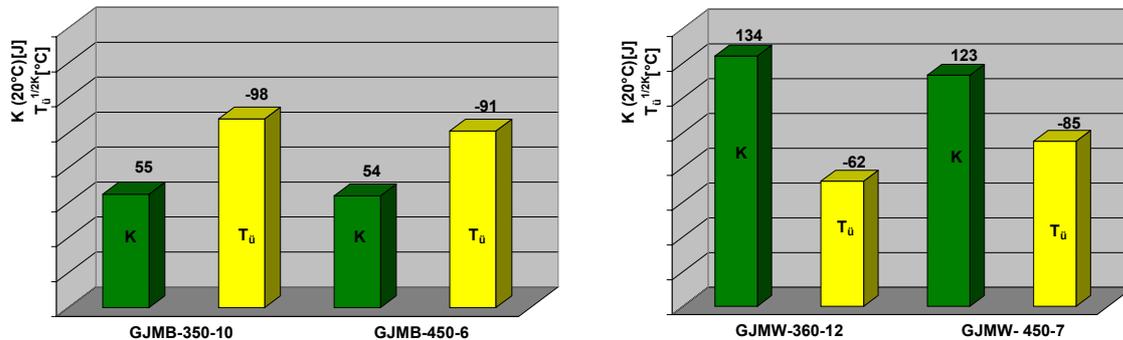


Bild 57: Kennwerte des Schlagbiegeversuchs für entkohlend (Hersteller A) und nicht entkohlend geglühten Temperguß /18/

Der Vergleich der Kennwerte des Schlagbiegeversuchs (Bild 57) läßt erkennen, daß der entkohlend geglühte Temperguß aufgrund des geringeren Si-Gehaltes dem nichtentkohlend geglühten Temperguß bezüglich der Schlagbiegezeähigkeitswerte bei RT deutlich überlegen ist und der nichtentkohlend geglühte Temperguß aufgrund der kleineren Temperkohleteilchen bessere Werte für die Übergangstemperatur aufweist /18/.

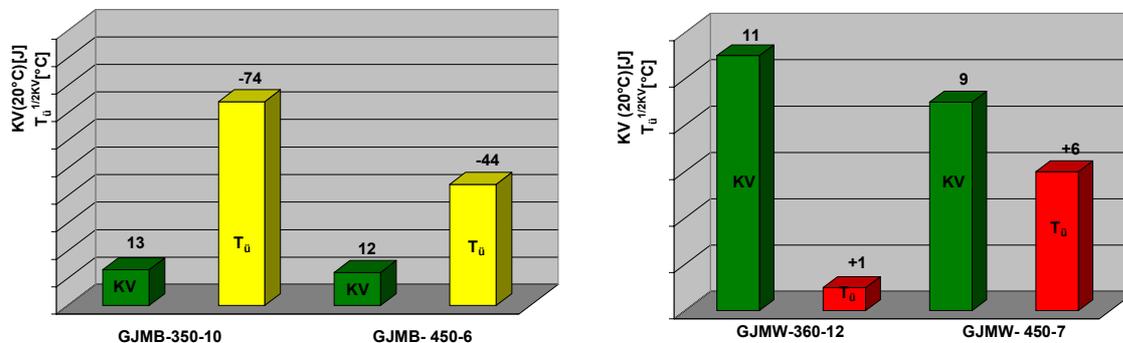


Bild 58: Kennwerte des Kerbschlagbiegeversuchs (ISO-V-Proben 10 x 10 x 55 mm) für entkohlend (Hersteller A) und nicht entkohlend geglühten Temperguß /18/

Beim Kerbschlagbiegeversuch liegen die Werte bei RT für beide Werkstoffgruppen etwa in der gleichen Größenordnung, der nichtentkohlend geglühte Temperguß weist aber bessere Werte für T_u auf.

Aus der vergleichenden Bewertung des entkohlend und nichtentkohlend geglühten Tempergusses und in Übereinstimmung mit den Aussagen von *N.G.J. Gilbert* in /46/ können zusammenfassend einige Einflußgrößen auf die Zähigkeitseigenschaften von Temperguß in Bild 59 dargestellt werden:

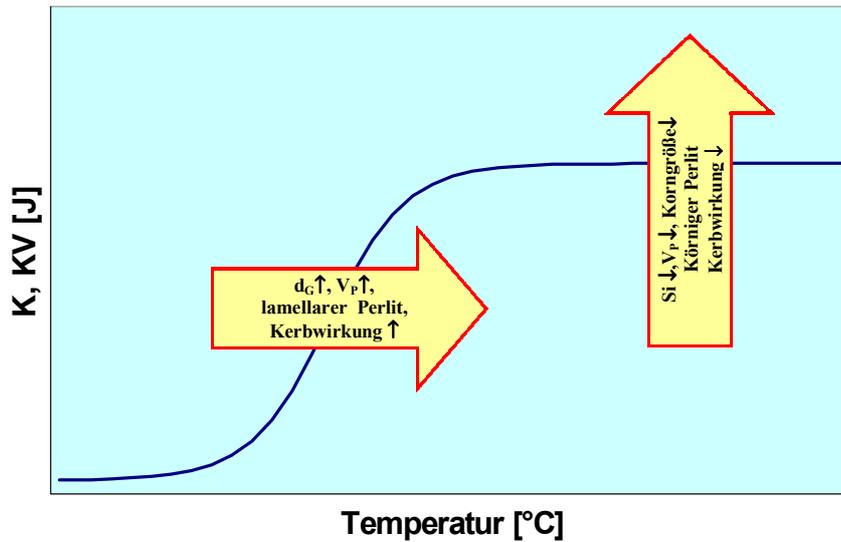


Bild 59: Einflußgrößen auf die Schlagbiege- und die Kerbschlagzähigkeit bei Temperguß

Auf die Übergangstemperatur sowie die Hochlage wirkt sich ein geringer Perlitanteil im Gefüge, seine körnige Ausbildung sowie kleine Graphitteilchen positiv aus. Ein geringerer Si-Gehalt bei entkohlend geglühtem Temperguß bewirkt eine Zähigkeitsverbesserung in der Hochlage. Das Zähigkeitsniveau wird beträchtlich durch die Spannungsversprödung herabgesetzt.

Vergleich von entkohlend geglühtem Temperguß mit Gußeisen mit Kugelgraphit

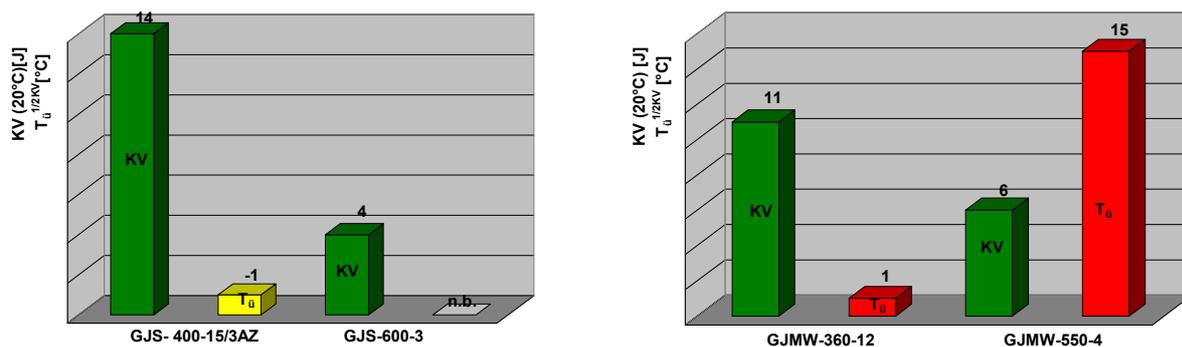


Bild 60: Vergleich der Kennwerte des Kerbschlagbiegeversuchs von Gußeisen mit Kugelgraphit und entkohlend geglühtem Temperguß (Hersteller A) vergleichbarer Festigkeiten

GJS-400-15/3AZ und GJMW-360-12 zeigen bei vergleichbarer Festigkeit und vergleichbarer Teilchengröße (Tabelle 6 und 7) auch vergleichbare Zähigkeitseigenschaften (Bild 60). Das trifft ebenso für die Zähigkeitswerte bei RT der höherfesten Werkstoffe GJS-600-3 und GJMW-550-4 zu, für T_u liegen vom GJS-600-3 keine Werte vor.

5. Bruchmechanische Kennwerte

5.1. Gefüge

SENB-Proben für statische und zyklische Bruchmechanik

Die Ergebnisse der rechnergestützten quantitativen Gefügeanalyse bzw. die Bewertung nach Richtreihen (Tabelle 4) der SENB-Proben 10 x 10 x 120 mm sind in Tabelle 19 aufgelistet.

Tabelle 19: Ergebnisse der rechnergestützten quantitativen Gefügeanalyse und Bewertung nach Richtreihen an den SENB-Proben 10 x 20 x 120 mm

Probe	V _G [%]	d _G [μm]	λ [μm]	N _G [mm ²]	f	d _F [μm]	V _F [%]	V _P [%]	TGL 15477		DIN EN ISO 945	
									Form	Größe [μm]	Form	Größe [μm]
EN-GJMW-360-12												
A1	6	28	48	164	0,66	15-45 ¹⁾	21	73 ²⁾	kompakt	≤20	V	30-60
B1	10	66	68	35	0,71	n.b.	3	87 ²⁾	stark zerklüftet und fadenförmig	80-120	IV	120-250
EN-GJMW-400-5												
A2	8	32	40	184	0,52	30	32	60 ²⁾	kompakt	≤20-40	V	30-60
B2	14	64	102	28	0,75	n.b.	1	85 ²⁾	stark zerklüftet bis stark zerklüftet und fadenförmig	120-200	IV	120-250
C2	14	67	86	34	0,62	n.b.	25	61 ²⁾	zerklüftet	40-80	V	60-120
EN-GJMW-450-7												
A3	8	33	38	199	0,46	-	0	92 ³⁾	kompakt	≤20-40	V	30-60
B3	10	92	90	20	0,62	-	0	90 ³⁾	stark zerklüftet	80-120	IV	120-250
C3	9	85	118	16	0,59	-	0	91 ⁴⁾	kompakt	20-40	IV	30-60
EN-GJMW-550-4												
A4	9	31	38	220	0,45	-	0	91 ⁴⁾	zerklüftet	20-40	V	30-60
B4	12	106	114	14	0,67	-	0	88 ⁴⁾	stark zerklüftet und fadenförmig	80-120	IV	250-500

1) die kleineren Werte im Kern

2) Perlit lamellar

3) Perlit eingeformt

4) Perlit nur teilweise eingeformt

Bei der Herstellung der Proben wurden vom Gußrohling allseitig ca. 2 mm abgetragen.

EN-GJMW-360-12:

- A1: der geringe Ferritanteil liegt hauptsächlich am Rand, kleine Säume um die Perlitkörner auch im Kern (Bild A1)
- B1: Ferritanteil am Rand und im Kern (im Bereich der Temperkohle) sehr gering (Bild A2)

EN-GJMW-400-5:

- A2: Rand fast ferritfrei; im Kern liegt Ferrit in Form von Höfen um die Temperkohle (Bild A1)
- B2: Rand fast ferritfrei; im Kern liegt Ferrit in Form von Höfen um die Temperkohle (Bild A2), deutlich weniger als bei A
- C2: kaum Unterschiede zwischen Rand und Kern, Ferrit in Form von Höfen um die Temperkohle, feineres Korn als bei A2 und B2 (Bild A3)

EN-GJMW-450-7:

- A3: Perlit körnig, im Kern z.T. lamellare Anteile (Bild A1)
- B3: kein Unterschiede zwischen Rand und Kern, Perlit körnig (Bild A2)
- C3: kein Unterschiede zwischen Rand und Kern, Perlit nur teilweise eingeformt (Bild A3)

EN-GJMW-550-4:

- A4: Perlit am Rand sehr fein eingeformt, im Kern z.T. sehr fein lamellar
- B4: feinstreifiger Perlit am Rand und im Kern

Die Graphitmorphologie der Proben vom Hersteller A entspricht der der anderen Probenformen des Herstellers. Die Graphitteilchen sind kleiner und kompakter als bei den Proben von B und C.

Auffällig ist, daß bei B und deutlicher noch bei C die Graphitteilchen der SENB-Proben größer sind als die der anderen Probenformen, d.h. die Ausbildung der Temperkohleknötchen gegebenenfalls, abhängig von den Abkühlbedingungen, querschnittsabhängig ist.

Aufgrund der im Verlauf der Untersuchungen festgestellten Verfahrensgrenzen der rechnergestützten Gefügeanalyse mit dem Programm IMAGE-C (siehe Abschnitt 4.2.1) wurde auch hier die Bewertung der Temperkohleausbildung (Form und Größe) nach Gefügerichtreihen durchgeführt. Bis auf einige Ausnahmen kann eine recht gute Übereinstimmung der Werte

sowohl zwischen den beiden angewendeten Richtreihen als auch mit den Werten der rechnergestützten Auswertung festgestellt werden. Bei den Ausnahmen (Probe B2 und C3) handelt es sich um "Problemproben" die auch bei Mehrfachmessungen extreme Meßwertschwankungen zeigten.

Die zu erwartende Gefügestaffelung der Qualitäten: Ferrit - Ferrit/Perlit (lamellar)- Perlit (körnig) wurde mit den vorhandenen Qualitäten leider nicht ganz erreicht. Die als schweißbar ausgewiesene Qualität EN-GJMW-360-12 ist von beiden Herstellern überwiegend perlitisch; hier wäre auch in Hinblick auf die notwendige mechanische Bearbeitung zur Herstellung der normgerechten SENB-Proben eine tiefere Entkohlung wünschenswert gewesen.

ISO-V-Proben für dynamische Bruchmechanik

Das Gefüge dieser Proben wurde bereits im Kapitel 4.2.1. Kerbschlagbiegeproben 10 x 10 x 55 mm (Tabelle 15) beschrieben.

5.2. Kennwerte bei statischer Beanspruchung

5.2.1. Versuchsdurchführung und -auswertung

Die statischen bruchmechanischen Kennwerte bei RT und -40°C wurden an 20 % seitengekerbten SENB-Proben der Abmessung 10 x 20 x 120 mm (Bild 14) mit einem 2mm tiefen Ermüdungsriß ermittelt.

Die statische Belastung der Proben erfolgte über eine Vierpunkt-Biegebeanspruchung (Bild 61) mit Hilfe des computergestützten servo-hydraulischen Prüfsystems MTS 880 nach dem J-Integral- und CTOD-Konzept gemäß der Prüfvorschrift ESIS P2 /51/ unter Nutzung der Compliance- und Elektropotentialmethode zur Bestimmung des stabilen Rißwachstums.

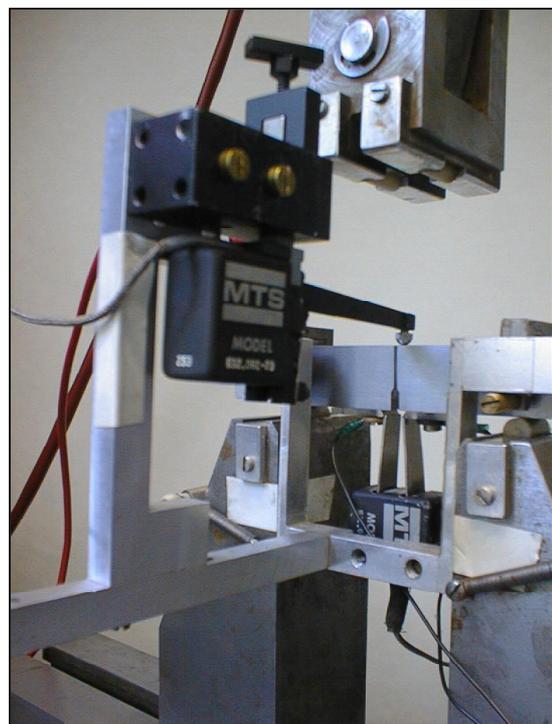


Bild 61: Versuchsaufbau Vierpunktbiegung

Den schematischen Aufbau der Meßplatzes und der Belastungseinrichtung zeigt Bild 62 und 64.

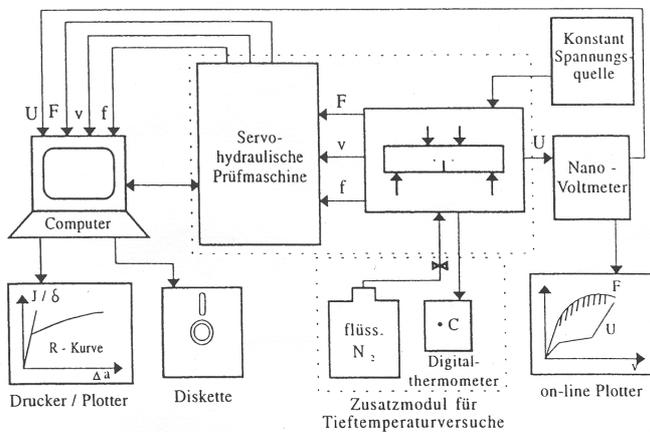


Bild 62:
Schematische Darstellung des Meßplatzes zur Aufnahme von Reißwiderstandskurven

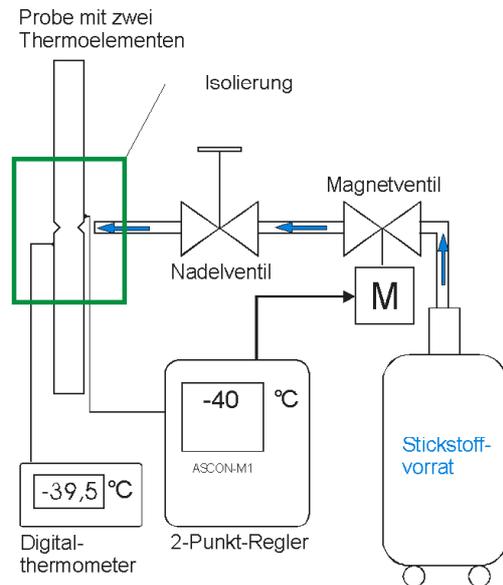
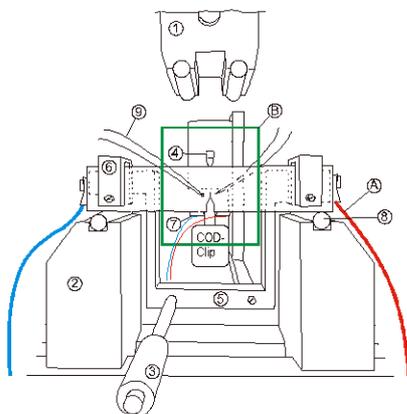


Bild 63:
Aufbau der Kühlvorrichtung für die Tieftemperaturversuche

Die Kühlung auf -40°C erfolgte in einer Kühlfalle mittels flüssigem Stickstoff, welcher vor dem Auftreffen auf die Probe verdampft. Zur Regelung des Kühlflusses wurden zwei NiCr-Ni-Thermoelemente 10 mm neben der Prüfstelle an die Probe angeschweißt und ein ASCON-M1-Regler mit Magnetventil regelte die Menge des einströmenden Stickstoffs. Eine manuell mögliche Betätigung des Nadelventils verhinderte das Überschwingen des Regelkreises. Mit dieser Anordnung (Bild 63) wurde eine Temperaturstabilität von ca. 0,5 K auf der Seite des Kontrollthermoelementes und von ca. 3 K auf der Seite des Stickstoffeintritts erreicht.



- 1 - Druckstempel
- 2 - Auflager
- 3 - Ausgleichsgewicht
- 4 - Durchbiegungsaufnehmer
- 5 - Hilfsrahmen
- 6 - Haltebügel
- 7 - Kunststoffmeßschneiden für COD - Clip; mit Potentialabgriff
- 8 - keramische Auflagerrollen
- 9 - Thermoelemente
- A - Stromeinleitung für Potentialmessung
- B - Bereich der mit verdampften Stickstoff angeblasen wird

Bild 64: Schematischer Aufbau der Prüfeinrichtung für die Vierpunkt-Biegebelastung

Nach der Prüfung wurden die stabilen Rißwachstumsbeträge durch eine Rißflächenoxidation markiert, anschließend die Proben bei tiefen Temperaturen gebrochen und die Rißlängen (Länge des Ermüdungsrißes a_0 und des stabilen Rißwachstums Δa) nach ESIS P2-92 /51/ vermessen. Die kritische Stretchzonenbreite (SZB_C) wurde im Rasterelektronenmikroskop bestimmt (Bild 65).

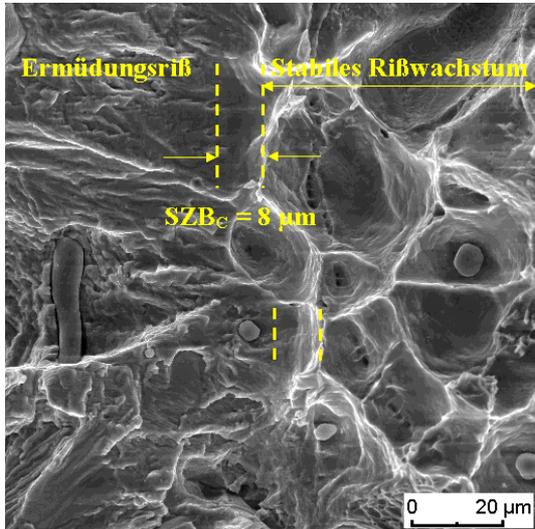


Bild 65:
Bestimmung der SZB_C im REM am Beispiel des GJMW-360-12 (Hersteller A)

Je nach Werkstoffverhalten sieht die ESIS P2 unterschiedliche Auswertalgorithmen vor.

Bei **duktiler Rißausbreitung** werden Rißwiderstandskurven ermittelt und physikalische und technische Rißinitiierungskennwerte abgeleitet.

Die **physikalischen Rißinitiierungskennwerte** ergeben sich aus dem Schnittpunkt der Rißwiderstandskurve mit der Blunting -Line, die die Rißabstumpfung beschreibt bzw. über die kritische Stretchzonenbreite SZB_C (Bild 66a und 66b). Voraussetzung für eine adäquate Auswertung ist die Beschreibung der

Rißwiderstandskurve mit einem erweiterten Potenzansatz, Gleichung 23 und 24.

$$J = A \cdot (\Delta a + B)^C \quad (23)$$

bzw.

$$\delta = A' \cdot (\Delta a + B')^{C'} \quad (24)$$

Der Verlauf der Blunting-Line nach ESIS-P2 wird gemäß

$$J = \frac{\Delta a_B \cdot E}{0,4 \cdot d_n^*} \quad (25)$$

bzw.

$$\delta = \frac{\Delta a_B \cdot E}{0,8 \cdot R_e \cdot d_n^*} \quad (26)$$

bestimmt.

Der Faktor d_n^* ist ein vom Verfestigungsexponenten abhängiger Wert und wird nach ESIS P2 aus den mechanischen Kennwerten des Zugversuches berechnet.

Eine andere, etwas einfachere Gleichung für den Verlauf der Blunting-Line gibt Landes /52/ mit

$$J = 3,75 \cdot R_m \cdot \Delta a \quad (27)$$

bzw.

$$\delta = 1,87 \cdot \frac{R_m}{R_{p0,2}} \Delta a \quad (28)$$

an.

Aus der Literatur ist bekannt, daß beide Ansätze für die Blunting-Line zu äquivalenten $J_{i/BL}$ bzw. $\delta_{i/BL}$ -Werten führen /17/.

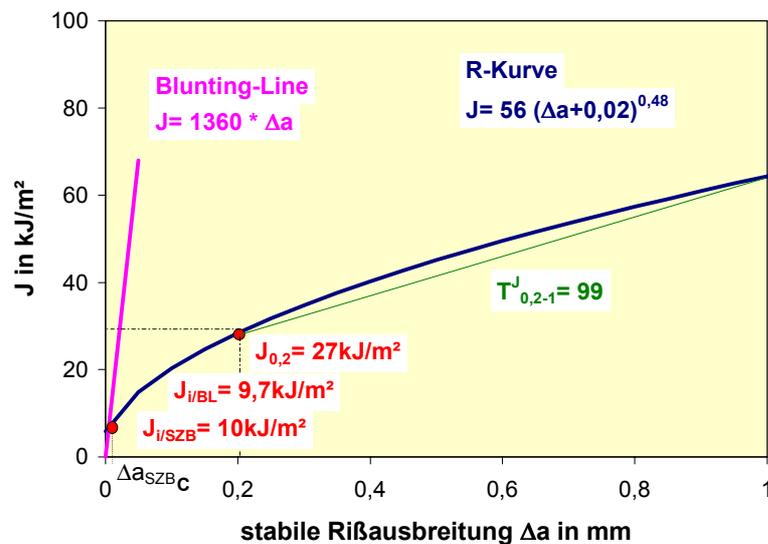


Bild 66a: Definition der Kennwerte des J-Integral-Konzeptes am Beispiel des EN-GJMW-360-12 (Hersteller A) bei RT

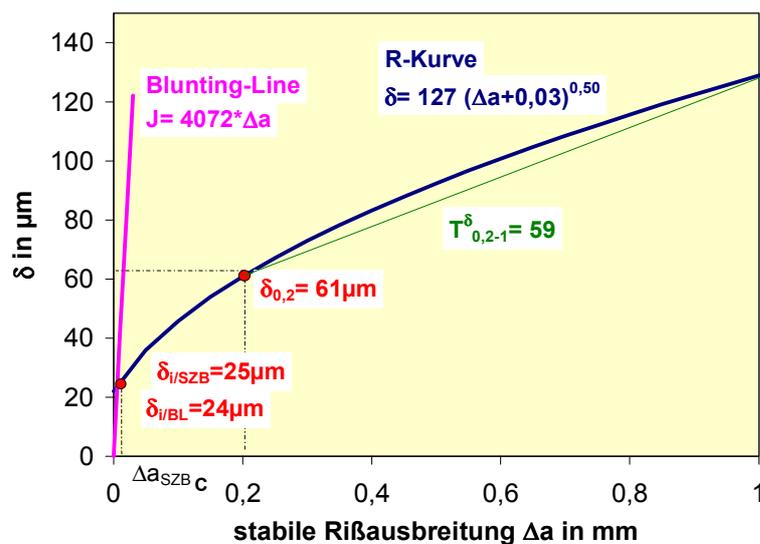


Bild 66b: Definition der Kennwerte CTOD-Konzeptes am Beispiel des EN-GJMW-360-12 (Hersteller A) bei RT

$J_{i/SZB}$ bzw. $\delta_{i/SZB}$ werden bei $\Delta a = SZB_C$ aus der J_R -Kurve bzw. δ_R -Kurve bestimmt.

Die **technischen Riβinitiierungswerte $J_{0,2}$ und $\delta_{0,2}$** werden durch den Schnittpunkt der J_R - bzw. δ_R -Kurve mit einer Parallelen zur J - bzw. δ -Achse bei $\Delta a = 0,2$ mm bestimmt. (Bild 66a und 66b).

Der **Werkstoffwiderstand gegen stabile Riβausbreitung** wird durch den Anstieg der R -Kurve über den T -Modul beschrieben. Bei nichtlinearen R -Kurven ist der T -Modul eine Funktion der Riβverlängerung und kann in diesem Fall durch den Sekantenmodul über einen bestimmten Bereich der stabilen Riβverlängerung quantifiziert werden:

$$T_{0,2-1}^J = \frac{J_1 - J_{0,2}}{0,8mm} \cdot \frac{E}{\sigma_F^2} \quad (29)$$

bzw.

$$T_{0,2-1}^\delta = \frac{\delta_1 - \delta_{0,2}}{0,8mm} \cdot \frac{E}{\sigma_F} \quad (30)$$

wobei für $\sigma_F = 1/2(R_{p0,2} + R_m)$ gesetzt wird.

Bei **sprödem Bruchverhalten** werden Kennwerte aus dem J -Integral- bzw. CTOD-Wert bei der Sprödbrucheinleitung (pop in) abgeleitet, die bei Einhaltung der Ausschlußbedingungen nach ESIS P2 als J_{IC} bzw. δ_{IC} bezeichnet werden. Voraussetzung ist, daß der Riβwachstumsbetrag der lokalen instabilen Riβausbreitung $\Delta a \geq 0,2$ mm ist.

Je Werkstoffzustand und Temperatur wurden drei bis fünf Parallelproben geprüft, wobei recht starke Meßwertstreuungen aufgrund des heterogenen Gefüges zu verzeichnen waren. Zur Aufnahme der J_R - bzw. δ_R -Kurve wurde die Riβtiefe mit Hilfe der Elektropotential- und der Compliancemethode bestimmt, wobei in der Mehrzahl ein übereinstimmender Verlauf festzustellen war. Dort wo größere Unterschiede auftraten wurde davon ausgegangen, daß die Elektropotentialmethode im Bereich der kleinen Riβlängen (Riβinitiierung) empfindlicher reagiert und deren Ergebnisse zur Kennwertermittlung herangezogen.

5.2.2. Darstellung und Diskussion

Die aus den J_R -(Mittelwerts-)Kurven (Bild 67 bis 70) bzw. δ_R -(Mittelwerts-)Kurven (Bild 71 bis 74) ermittelten Kennwerte zeigt Tabelle 20 bzw. 21, die Einzelwerte Tabelle A17 bzw. A18).

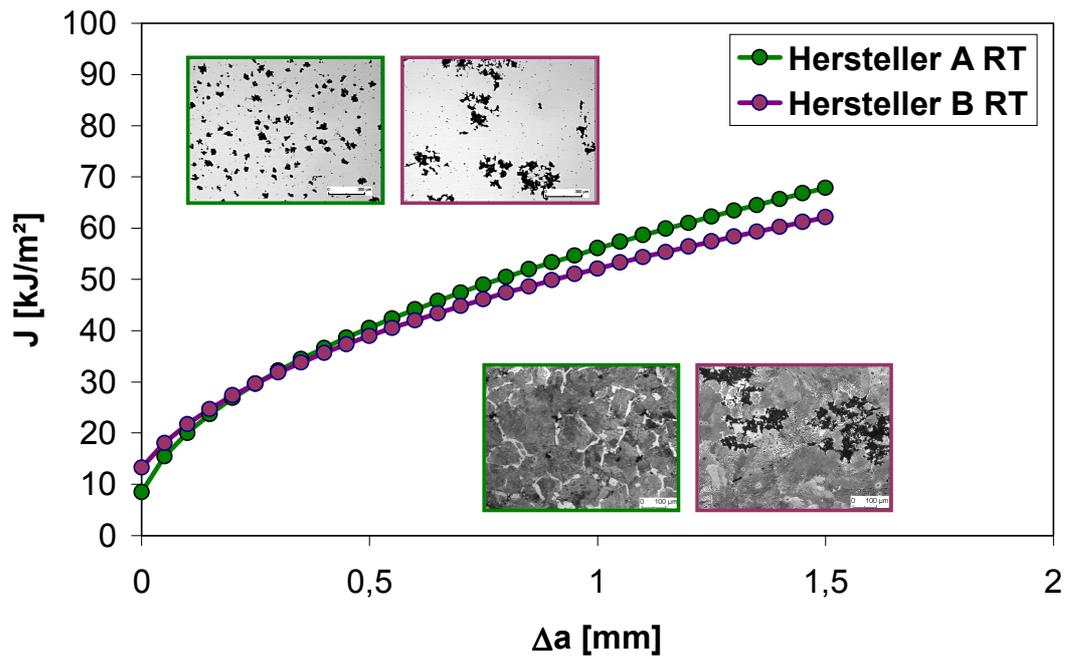


Bild 67: Statische Rißwiderstandskurven nach dem J-Integralkonzept für EN-GJMW-360-12 mit den Gefügebildern im polierten und geätzten Zustand

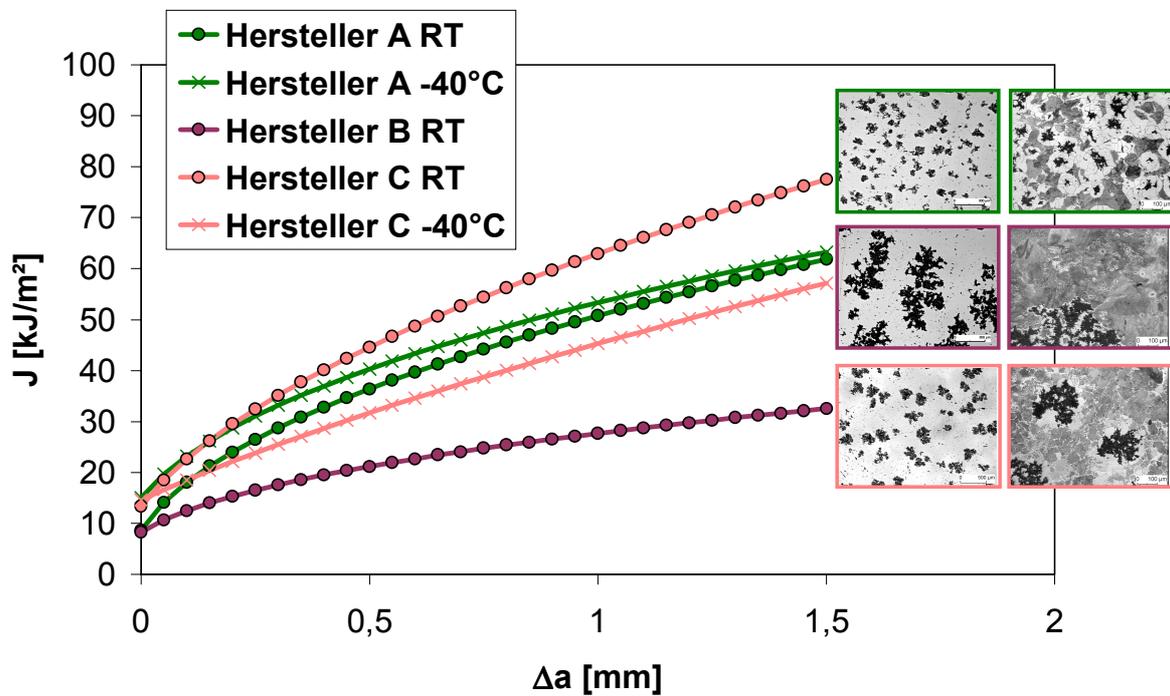


Bild 68: Statische Rißwiderstandskurven nach dem J-Integralkonzept für EN-GJMW-400-5 mit den Gefügebildern im polierten und geätzten Zustand

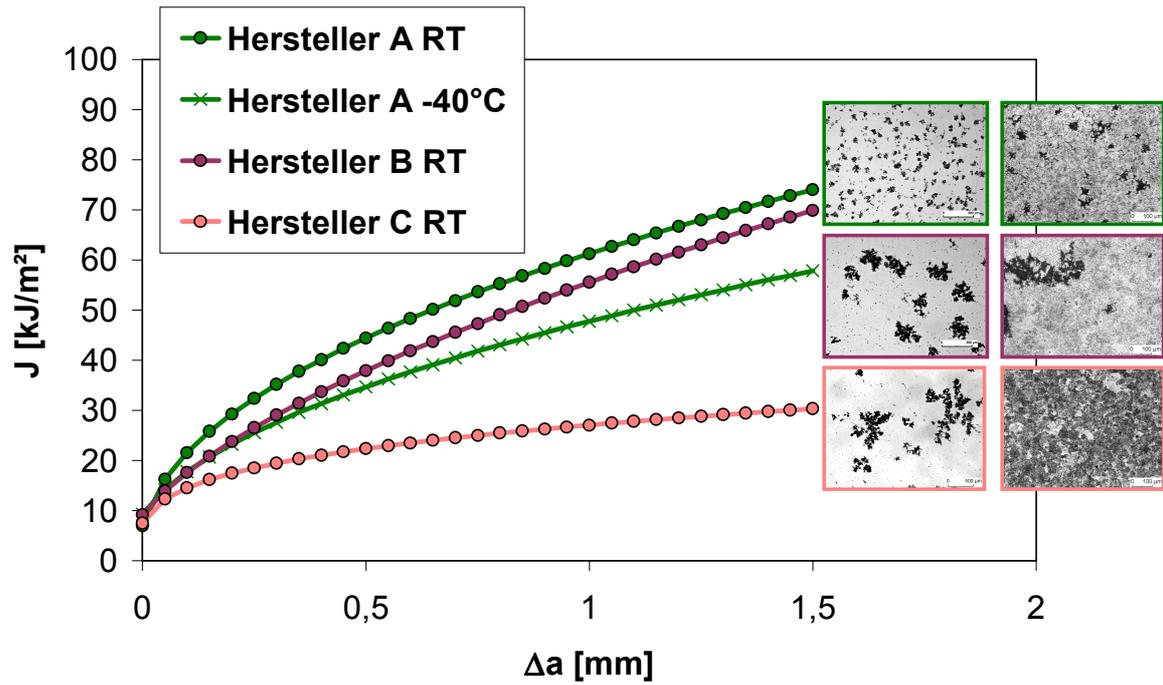


Bild 69: Statische Rißwiderstandskurven nach dem J-Integralkonzept für den EN-GJMW-450-7

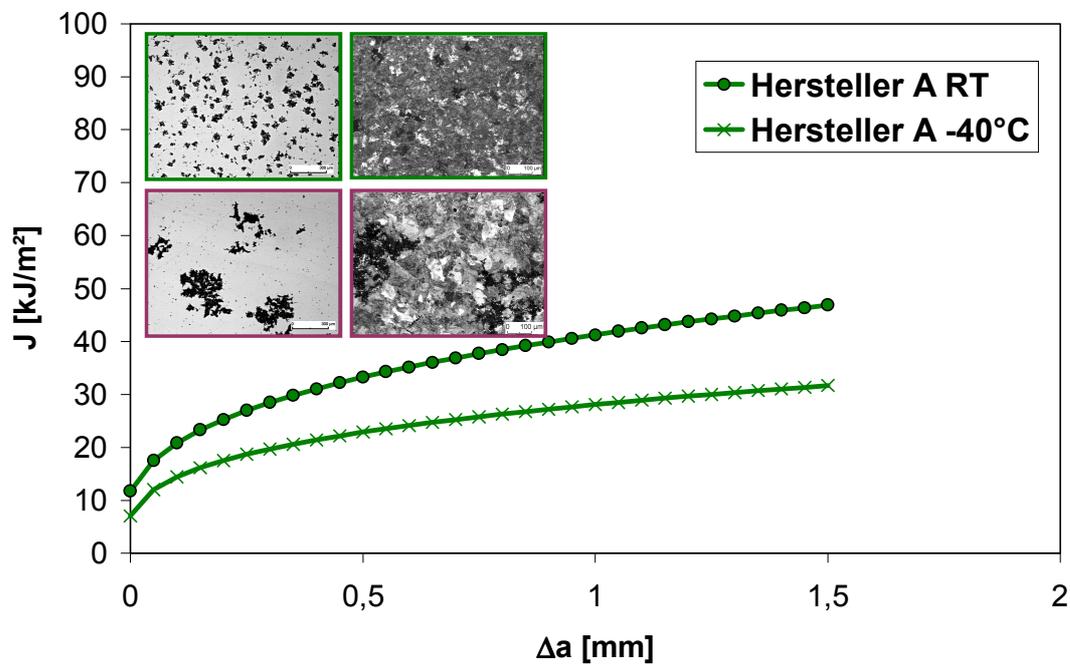


Bild 70: Statische Rißwiderstandskurven nach dem J-Integralkonzept für den EN-GJMW-550-4

Tabelle 20: Bruchmechanische Kennwerte des J-Integral-Konzeptes

Werkstoff Hersteller	T [°C]	SZB _C [mm]	A	B	C	J _{i/SZB} [kJ/m ²]	J _{i/BL} [kJ/m ²]	J _{0,2} [kJ/m ²]	J _{IC} [kJ/m ²]	T ^J _{0,2-1}
EN-GJMW-360-12										
A1	RT	0,008	56	0,02	0,48	10	9,7	27	33	99
	-40									
B1	RT	0,003	51	0,05	0,45	14	14,3	27	21	62
	-40									
EN-GJMW-400-5										
A2	RT	0,012	50	0,03	0,50	10	9,0	24		41
	-40									
B2	RT	0,003	27	0,06	0,42	8	8,5	15	16	17
	-40									
C2	RT	0,008	61	0,06	0,54	15	14,0	30		51
	-40									
		0,007	39	0,24	0,69	15	14,8	24		33
EN-GJMW-450-7										
A3	RT	0,007	61	0,01	0,47	8	7,9	29		40
	-40									
B3	RT	0,006	54	0,05	0,59	10	9,7	24	22	47
	-40									
C3	RT	0,003	27	0,01	0,28	8	8,2	17	12	15
	-40									
EN-GJMW-550-4										
A4	RT	0,003	41	0,02	0,32	12	12,4	25	20	9
	-40									
B4	RT	0,001							26	
	-40									
									11	

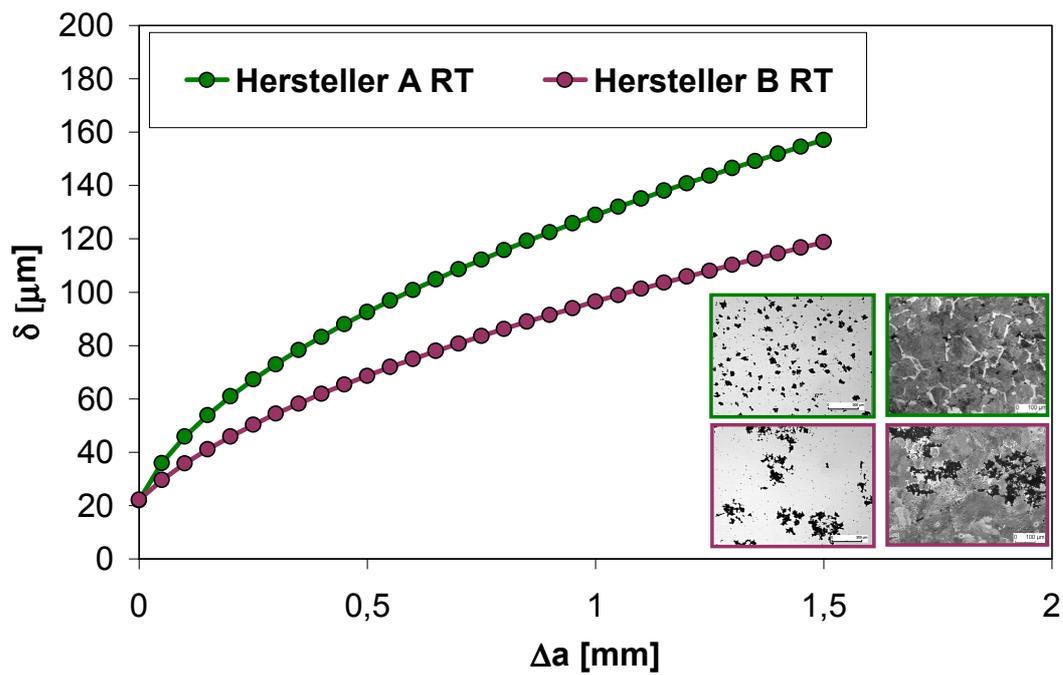


Bild 71: Statische Rißwiderstandskurven nach dem CTOD-Konzept für den EN-GJMW-360-12

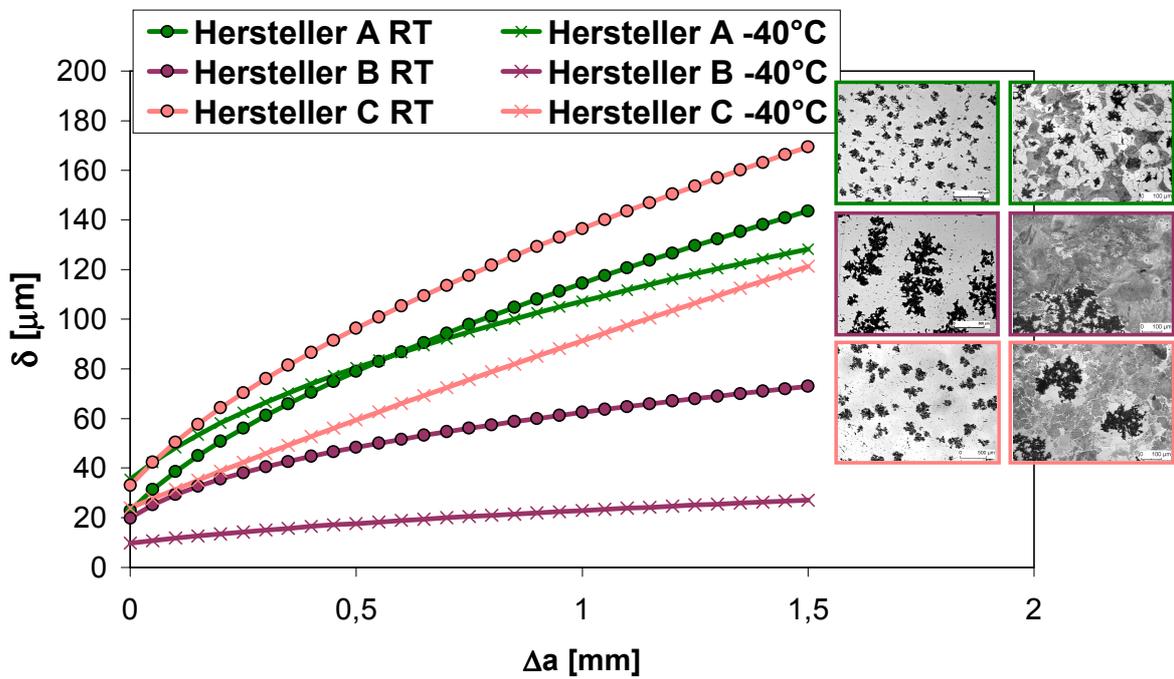


Bild 72: Statische Rißwiderstandskurven nach dem CTOD-Konzept für den EN-GJMW-400-5

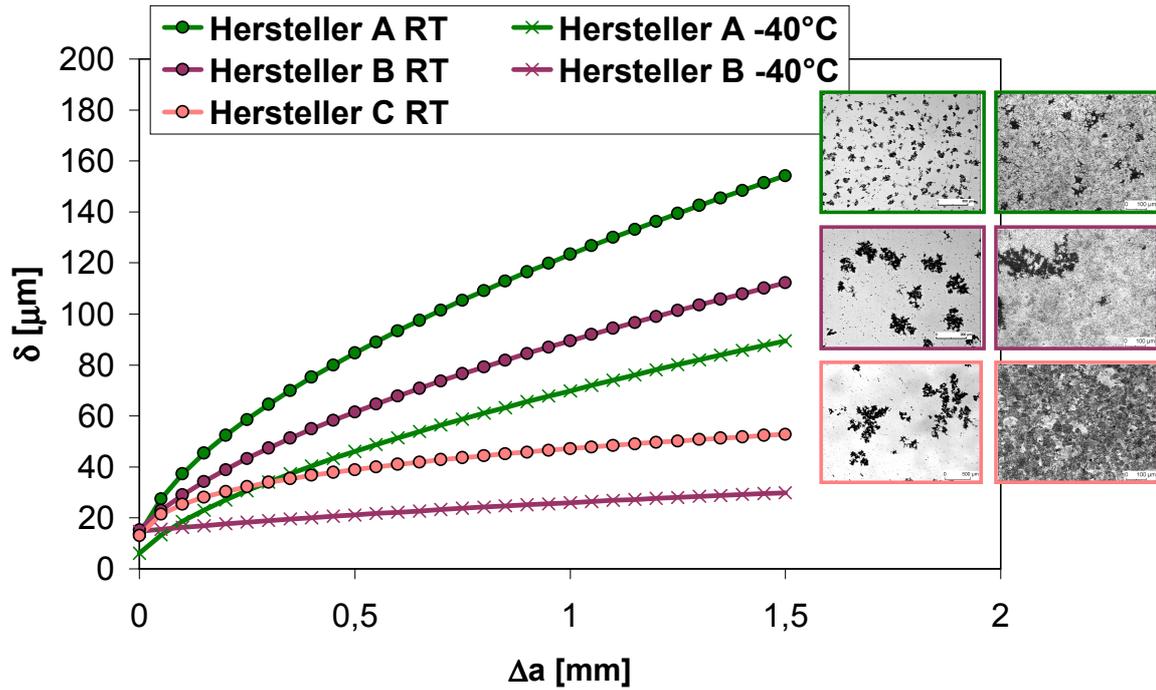


Bild 73: Statische Rißwiderstandskurven nach dem CTOD-Konzept für den EN-GJMW-450-7

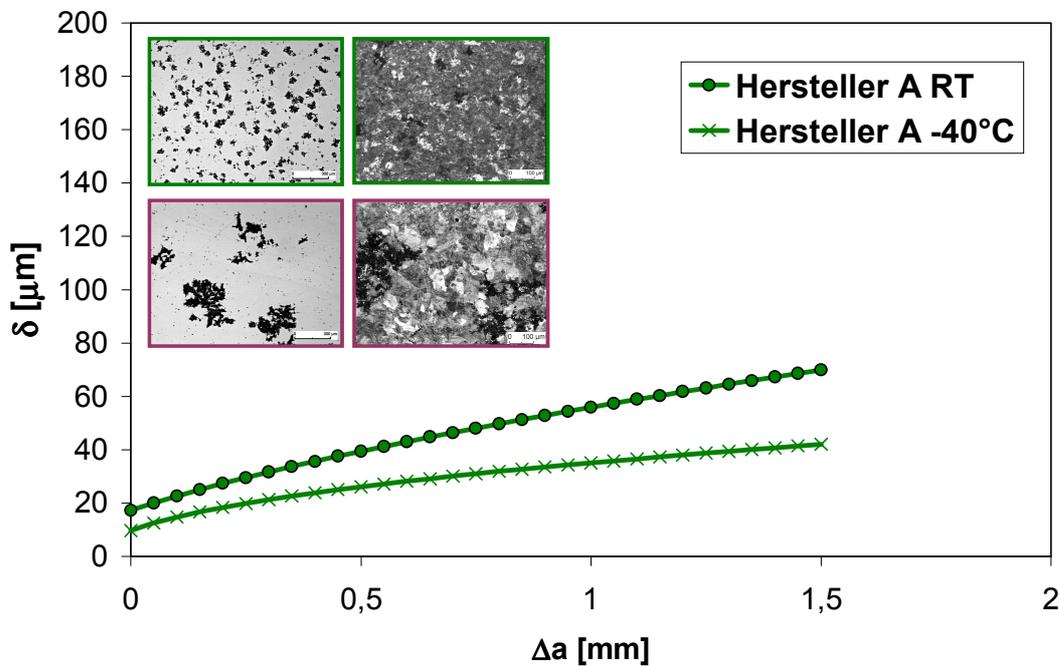


Bild 74: Statische Rißwiderstandskurven nach dem CTOD-Konzept für den EN-GJMW-550-4

Tabelle 21: Bruchmechanische Kennwerte des CTOD-Konzeptes

Werkstoff Hersteller	T [°C]	SZB _c [mm]	A'	B'	C'	$\delta_{i/SZB}$ [μm]	$\delta_{i/BL}$ [μm]	$\delta_{0,2}$ [μm]	δ_{IC} [μm]	$T^{\delta}_{0,2-1}$
EN-GJMW-360-12										
A1	RT	0,008	127	0,03	0,50	25	24	61	73	59
	-40									
B1	RT	0,003	93	0,07	0,54	23	23	46	53	36
	-40									
EN-GJMW-400-5										
A2	RT	0,012	110	0,07	0,59	25	24	50		37
	-40									
B2	RT	0,003	61	0,06	0,40	19	20	35	32	15
	-40									
C2	RT	0,008	130	0,09	0,57	35	34	64		41
	-40									
EN-GJMW-450-7										
A3	RT	0,007	122	0,02	0,56	15	15	52		37
	-40									
B3	RT	0,006	87	0,05	0,58	16	16	39	43	29
	-40									
C3	RT	0,003	47	0,01	0,28	14	14	30	24	9
	-40									
EN-GJMW-550-4										
A4	RT	0,003	50	0,19	0,64	18	18	28	20	10
	-40									
B4	RT	0,001							29	
	-40									

Die in vorangegangenen Untersuchungen /17//18/ festgestellte gute Übereinstimmung von $J_{i/BL}$ und $J_{i/SZB}$ bzw. $\delta_{i/BL}$ und $\delta_{i/SZB}$ kann hier bestätigt werden. Hieraus folgt die Möglichkeit einer rationellen Ermittlung der physikalischen Rißinitiierungswerte über den Schnittpunkt der Blunting-Line mit der J_R - bzw. δ_R -Kurve, auch unter Verwendung der Gleichung (27) bzw. (28).

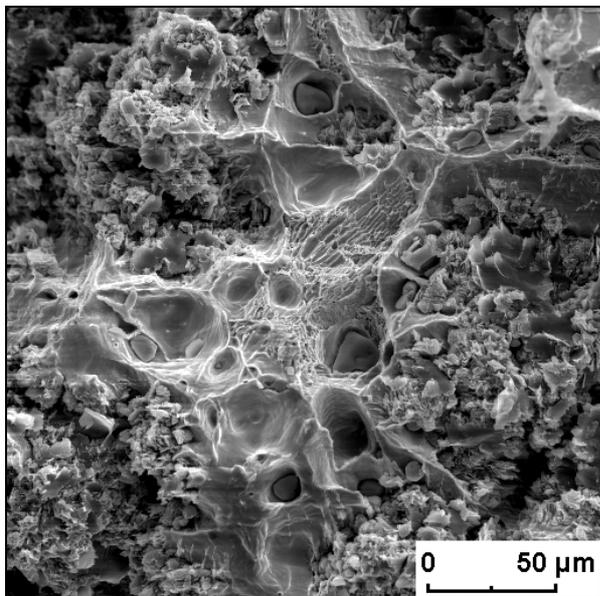
Die Rißinitiierungskennwerte $J_{i/BL}$ bzw. $J_{0,2}$ (Tabelle 20, Bild 77) der vier Qualitäten des Herstellers A liegen bei RT auf einem relativ niedrigen Niveau und werden durch die unterschiedlichen Gefüge nur wenig differenziert. Die Werkstoffe der Hersteller B und C zeigen im Bereich der Rißinitiierung im Prinzip das gleiche Bild.

Der Gefügeeinfluß macht sich deutlicher beim Rißausbreitungswiderstand bemerkbar. Dieser wird durch den T^J -Modul charakterisiert und nimmt mit zunehmender Festigkeit ab (Tabelle 20, Bild 77).

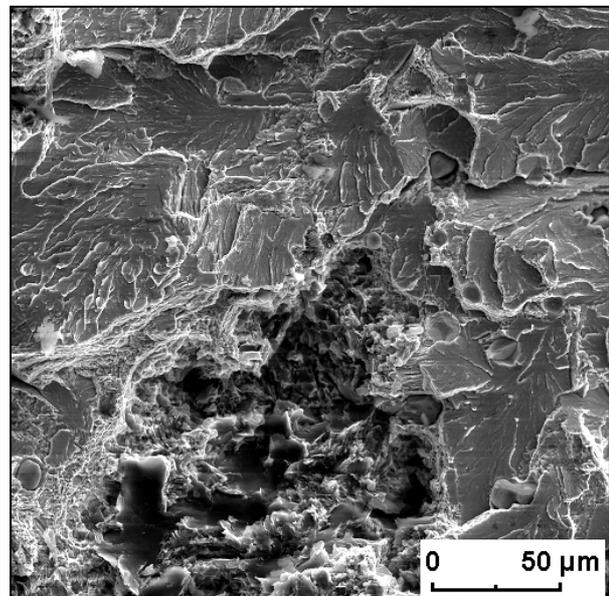
Ein höherer Ferritanteil im Gefüge (z.B. Probe A2 und C2 im Vergleich zu B2) sowie die körnige Ausbildung des Perlits (z.B. A3 und B3 im Vergleich zu C3) erhöhen den Rißausbreitungswiderstand deutlich (Tabelle 19, Tabelle 20, Bild 77).

Der GJM W-550-4 (Hersteller B) bricht schon bei RT aufgrund des streifigen Perlits und der stark zerklüfteten Graphitteilchen spröd, d.h. ohne stabile Rißausbreitung (Bild 75).

Bei der Auswertung nach dem CTOD-Konzept differenzieren die Rißinitiierungswerte $\delta_{i/BL}$ etwas stärker nach dem Gefüge (Bild 78), weil hier die Rißspitzenöffnung direkt mit dem Gefügestand vor der Rißspitze korrespondiert und weiter bei der Berechnung des CTOD-Wertes die technische Fließgrenze σ_F mit eingeht. Prinzipiell zeigt sich auch hier die gleiche Tendenz, daß der Rißausbreitungswiderstand T^δ mit zunehmendem Perlitgehalt abnimmt, wobei durch die Einförmigkeit des Perlits bessere Zähigkeitseigenschaften erreicht werden.

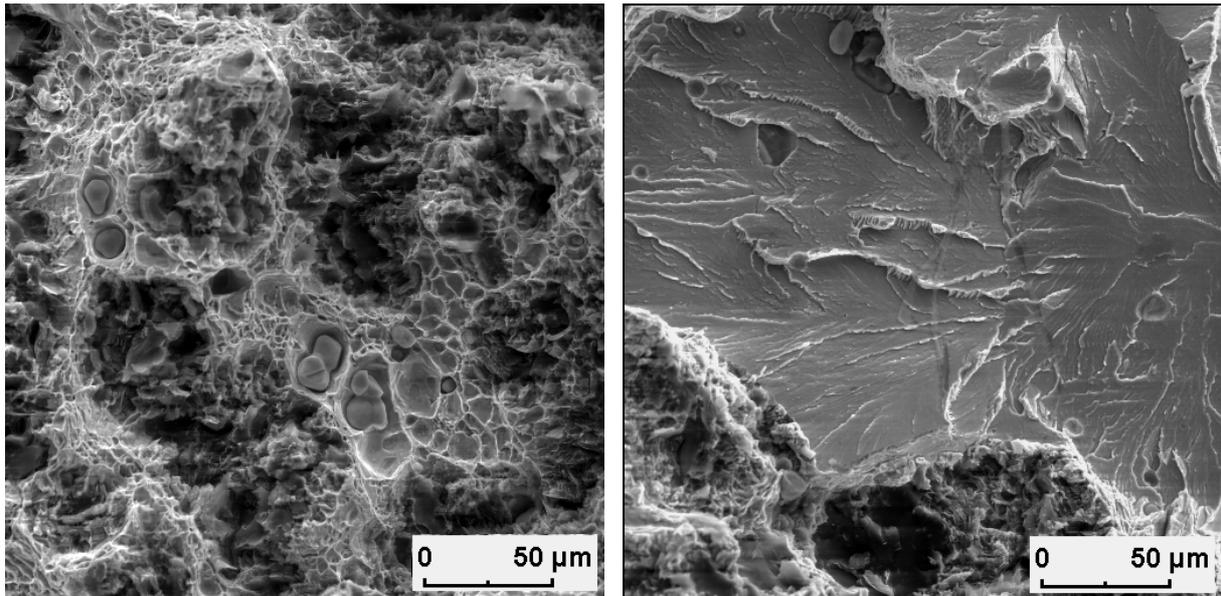


Duktiler Bruch am Beispiel der Probe A2



Spröder Bruch an Probe B4

Bild 75: Bruchflächen bei Raumtemperatur



Duktiler Bruch am Beispiel der Probe A3

Spröder Bruch am Beispiel der Probe B2

Bild 76: Bruchflächen bei -40°C

Bei "in-situ"-Versuchen im Rasterelektronenmikroskop (Bild 79) konnte beobachtet werden, daß die Schädigung durch den Bruch der Temperkohleknötchen eingeleitet wird (Bild 80). Mit zunehmender äußerer Belastung kommt es zur Bildung von Rißnestern in der Temperkohle und im weiteren Verlauf zu einer intensiven Rißaufweitung in der Temperkohle und starken Verformungen in den Matrixbrücken. Hier wird deutlich, daß die Gefügebildung und damit die Duktilität der Matrix den Rißwiderstand bestimmt.

Bei der Prüfung des Rißwiderstandsverhalten bei -40°C wurden wesentliche Unterschiede zu den verformungsinduzierten Schädigungsprozessen bei RT (Ausnahme B4) beobachtet. Das Werkstoffversagen wird in den meisten Fällen durch eine überwiegend spaltflächige stabile Rißausbreitung bis zu einem deutlichen "pop-in"-Effekt eingeleitet, dem instabile Rißausbreitung folgt. Die in Tabelle 20 und 21 angegebenen J_{IC} - und δ_{IC} -Werte charakterisieren kritische Rißinitiierungswerte bei Auftreten eines "pop-in"-Effektes, d.h. einer lokal begrenzten instabilen Rißausbreitung, der bei weiterer Belastung Werkstoffversagen durch instabile Rißausbreitung folgt. Die Werkstoffzustände, die auch noch bei -40°C ein duktileres Verhalten zeigen, haben entweder einen relativ hohen Ferritgehalt (A2, C2) oder eingeformten Perlit (A3) in der Matrix (Bild 76).

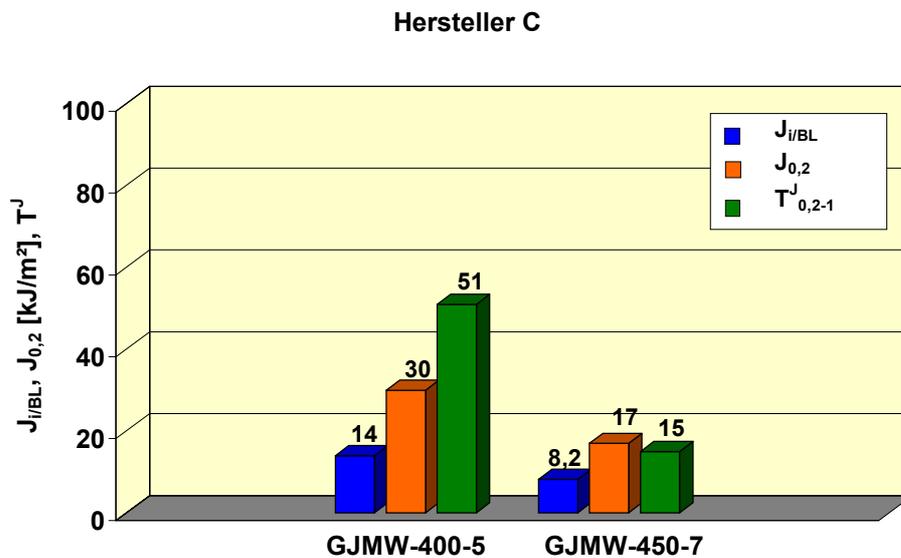
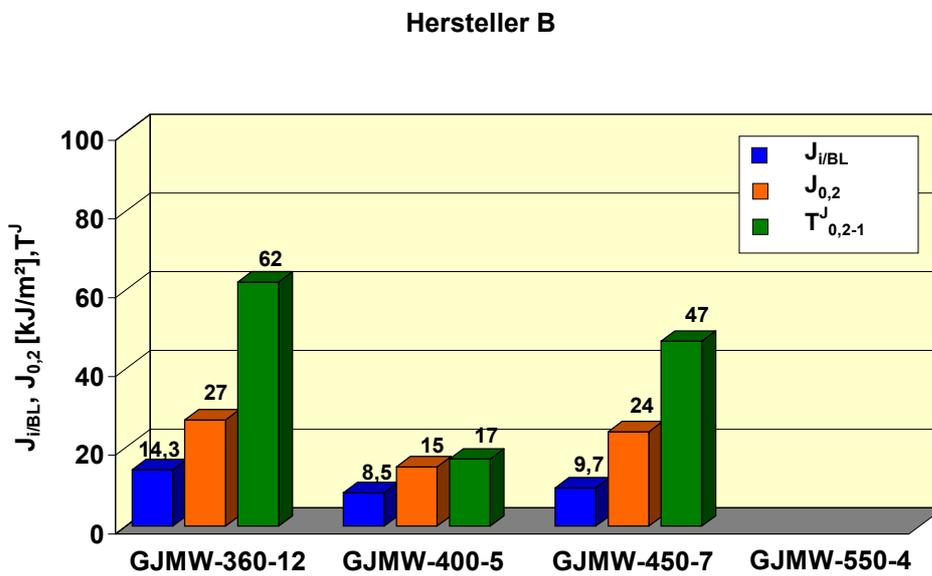
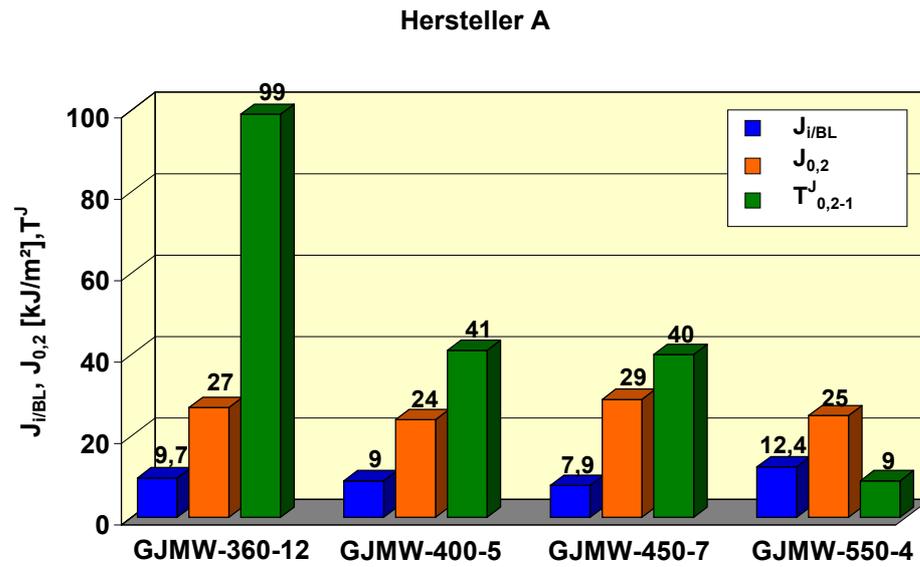


Bild 77: Vergleich der bruchmechanischen Kennwerte des J-Integralkonzeptes bei RT

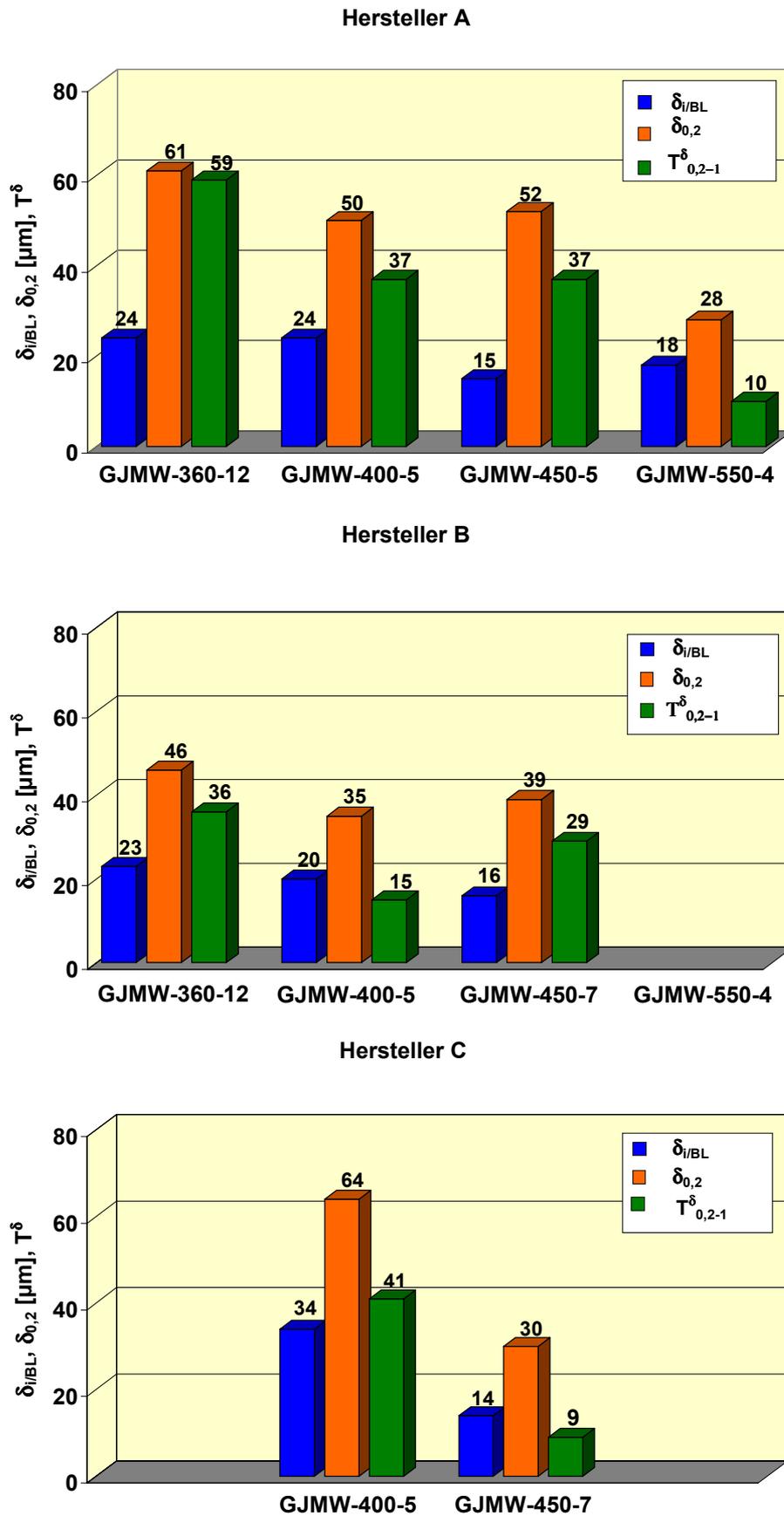
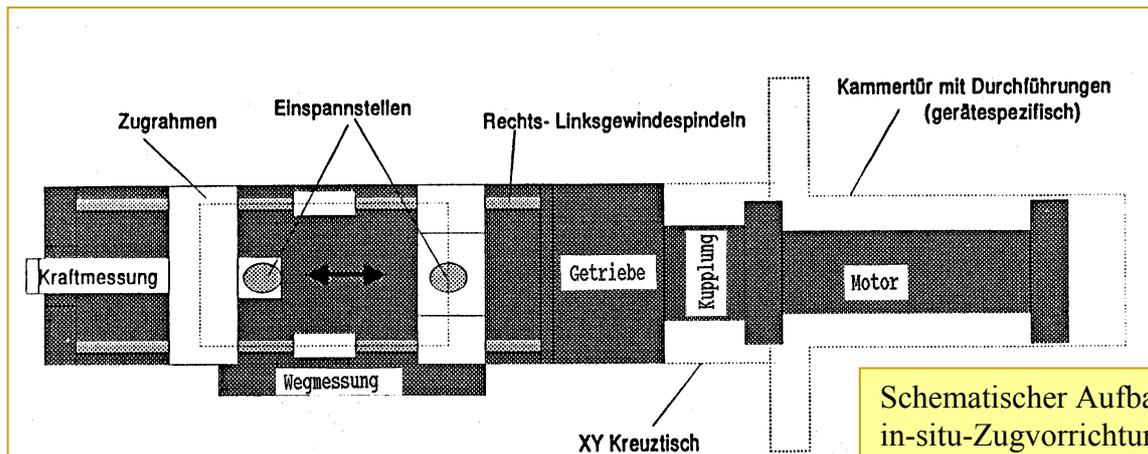


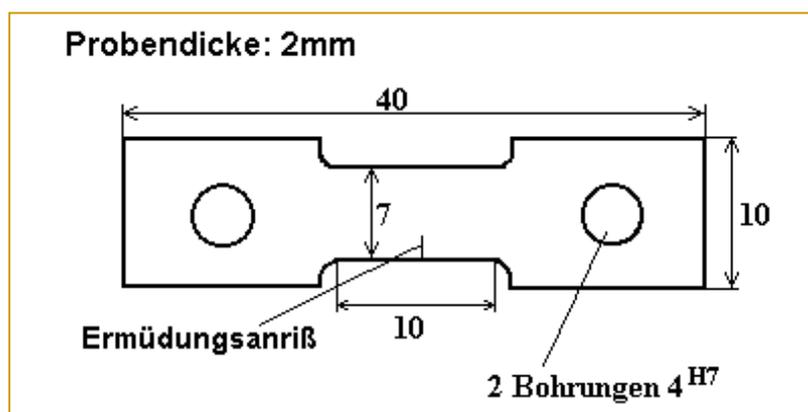
Bild 78: Vergleich der bruchmechanischen Kennwerte des CTOD-Konzeptes bei RT



Rasterelektronenmikroskop
DSM 960



Schematischer Aufbau der
in-situ-Zugvorrichtung



Abmessungen einer
in-situ-Zugprobe

Bild 79: "in-situ"-Zugversuche im REM

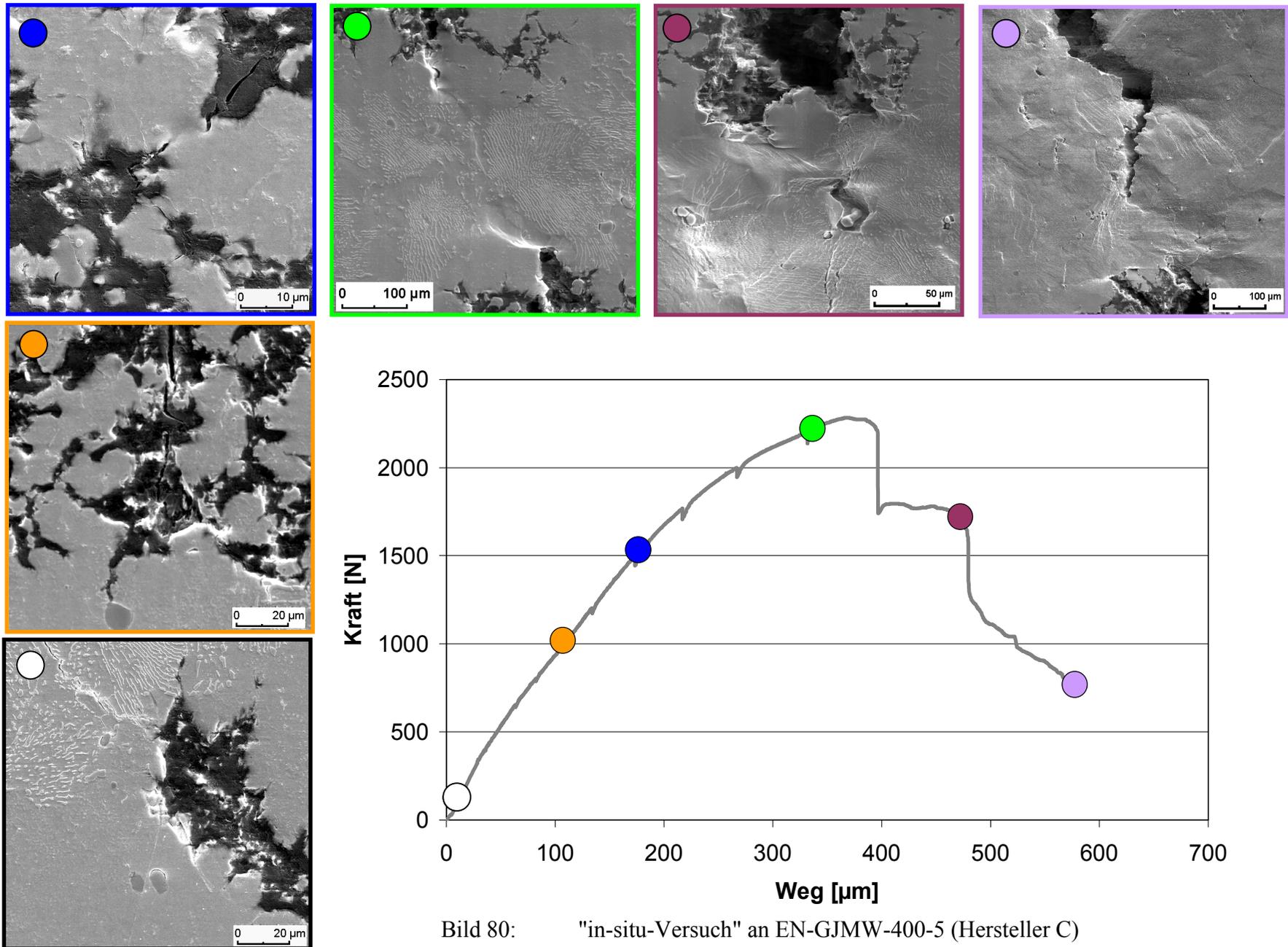


Bild 80: "in-situ-Versuch" an EN-GJMW-400-5 (Hersteller C)

5.2.3. Vergleich der GJM-Werkstoffe mit anderen Eisen-Gußwerkstoffen

Ferritische Eisen-Gußwerkstoffe

In /18/ und /54/ erfolgte eine vergleichende Bewertung ferritischer Eisen-Gußwerkstoffe mit unterschiedlicher Graphitausbildung. Beim Vergleich zwischen EN-GJS-400-15 mit unterschiedlicher Teilchengröße, EN-GJMB-350-10 und EN-GJV-300 (Tabelle 5, 6 und 7) wird deutlich, daß bei übereinstimmender Duktilität der Matrix, Form und Größe der Graphitteilchen, die Bruchzähigkeit der Gußwerkstoffe bestimmt (Bild 81 und 82).

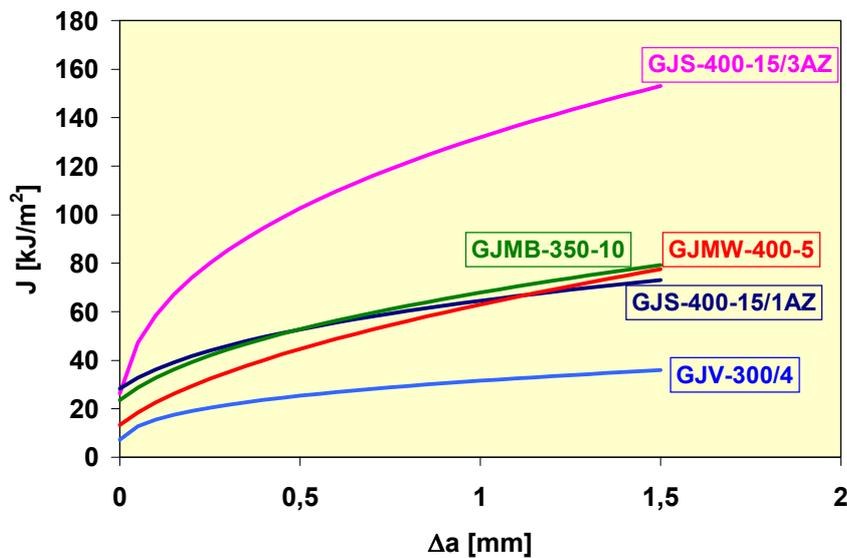


Bild 81: Rißwiderstandskurven des J-Integralkonzeptes - Vergleich unterschiedlicher ferritischer Eisen-Gußwerkstoffe mit GJMW-400-5 (Hersteller C) bei RT

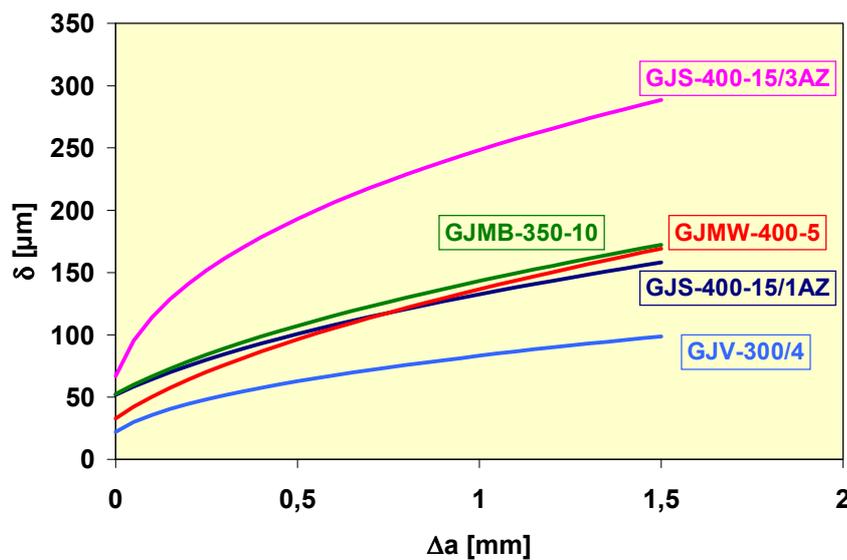


Bild 82: Rißwiderstandskurven des CTOD-Konzeptes - Vergleich unterschiedlicher ferritischer Eisen-Gußwerkstoffe mit GJMW-400-5 (Hersteller C) bei RT

Durch "in-situ" Versuche konnte nachgewiesen werden, daß der unterschiedliche Rißeinleitungs- und Rißausbreitungswiderstand duktiler Eisen-Gußwerkstoffe mit globularer, vermicularer und knötchenförmiger Graphitausbildung durch die vor der Rißspitze im Bereich der plastischen Zone ablaufenden Schädigungsprozesse bestimmt wird.

Die Schädigung an Gußeisen mit Kugelgraphit erfolgt durch Ablösen der Graphitteilchen von der Matrix und Ausbildung von Scherbändern vor der Rißspitze zum nächsten Teilchen, dabei nimmt mit kleiner werdendem Teilchenabstand bzw. verringerter Teilchengröße der Rißeinleitungs- und Rißausbreitungswiderstand ab (Bild 81 und 82).

Bei Gußeisen mit vermicularer Graphitausbildung kommt es aufgrund der größeren inneren Kerbwirkung zum Bruch der Teilchen und damit zu größeren stabilen Rißwachstumsbeträgen, was sich in einem deutlich flacheren Verlauf der Rißwiderstandskurve zeigt (Bild 81 und 82).

"In-situ"-Zugversuche an nichtentkohlend geglühtem Temperguß zeigen im Vergleich zum Gußeisen mit kugeligem Graphit eine Änderung der Schädigungsmechanismen. Die stärkere Zerklüftung und Verzahnung der Temperkohle mit der Matrix führt schon bei kleinen Kräften zum Bruch der Temperkohle und damit zur Rißeinleitung. Bei steigender Belastung kommt es zu einer intensiven Rißaufweitung in den Teilchen, ohne daß es sofort, wie bei Gußeisen mit vermicularer Graphitausbildung, anschließend zu einer stabilen Rißausbreitung kommt.

Der EN-GJMB-350-10 zeigt trotz größerer innerer Kerbwirkung als der EN-GJS-400-15/1AZ tendenziell ein höheres Rißwiderstandsverhalten, was auf die höhere Duktilität der Matrix aufgrund des geringeren Si-Gehaltes (Tabelle 5) zurückzuführen ist.

Da bei den untersuchten GJMW-Werkstoffen kein rein ferritischer Werkstoffzustand vorliegt, wurde der GJMW-400-5 (Hersteller C) mit einem Ferritanteil von 25% zum Vergleich mit anderen ferritischen Eisen-Gußwerkstoffen herangezogen (Bild 81 und 82). Dieser ordnet sich mit seinem Rißeinleitungs- und Rißausbreitungsverhalten zwischen den GJS-400-15/1AZ und dem GJV-300/4 ein. Aufgrund eines Perlitanteils von 61% erfolgt eine Rißinitiierung bei kleineren Werten als beim GJMB-350-10, ebenso ist der Rißausbreitungswiderstand geringer als beim nichtentkohlend geglühten Temperguß (Bild 83 und 84).

Bei diesem Vergleich ist allerdings zu berücksichtigen, daß GJMW mit ferritischer Matrix ein analoges Rißwiderstandsverhalten wie GJMB (ferritisch) erwarten läßt. Daraus folgt, daß bei rißbehafteten (herstellungs- oder beanspruchungsbedingt) Bauteilen aus GJMW aufgrund des Gradientengefüges die Bruchsicherheit immer durch den Rißeinleitungs- bzw. Rißausbreitungswiderstand des ferritisch-perlitischen bzw. des perlitischen Gefüges bestimmt wird.

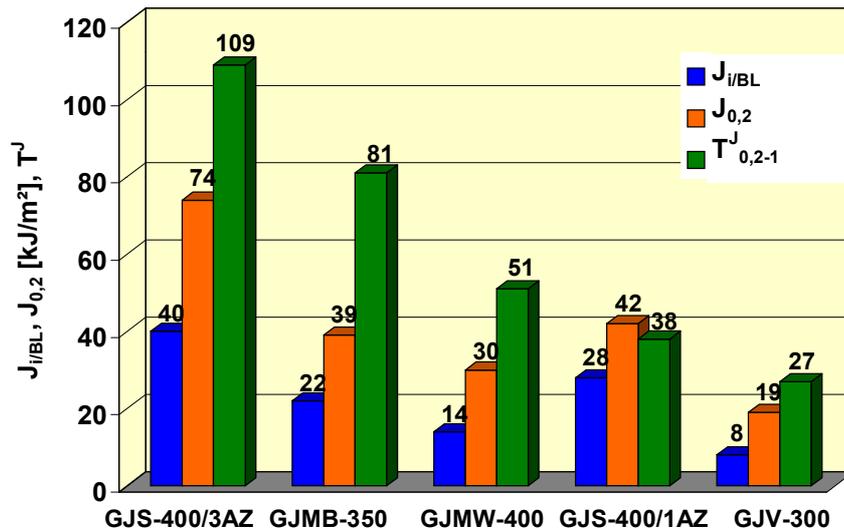


Bild 83: Ribinitierungswerte des J-Integralkonzeptes - Vergleich unterschiedlicher ferritischer Eisen-Gußwerkstoffe mit GJMW-400-5 (Hersteller C) bei RT

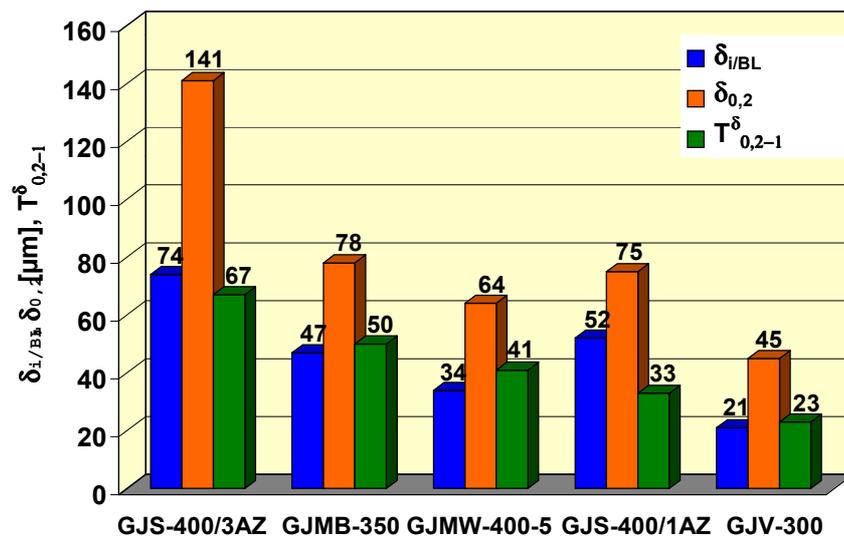


Bild 84: Ribinitierungswerte des CTOD-Konzeptes - Vergleich unterschiedlicher ferritischer Eisen-Gußwerkstoffe mit GJMW-400-5 (Hersteller C) bei RT

Während bei tiefen Temperaturen sich der Ribeeinleitungs- und Ribausbreitungswiderstand von Gußeisen mit globularer Graphitbildung und duktiler Matrix nur wenig verringert, kommt hier die stärkere innere Kerbwirkung der Graphitknötchen bei Temperguß zum Tragen und führt zu einem größeren Abfall der Kennwerte (Bild 85). Der Anstieg des T^J -Moduls bei GJMB-350-10 bei -40°C ist offenbar ein Artefakt, weil der $J_{i/BL}$ -Wert erheblich stärker abfällt als der $J_{0,2}$ -Wert und demzufolge möglicherweise ein höherer Ribwiderstand vorgetäuscht wird. Der T^δ -Modul von GJMB-350-10 ändert sich hingegen wenig.

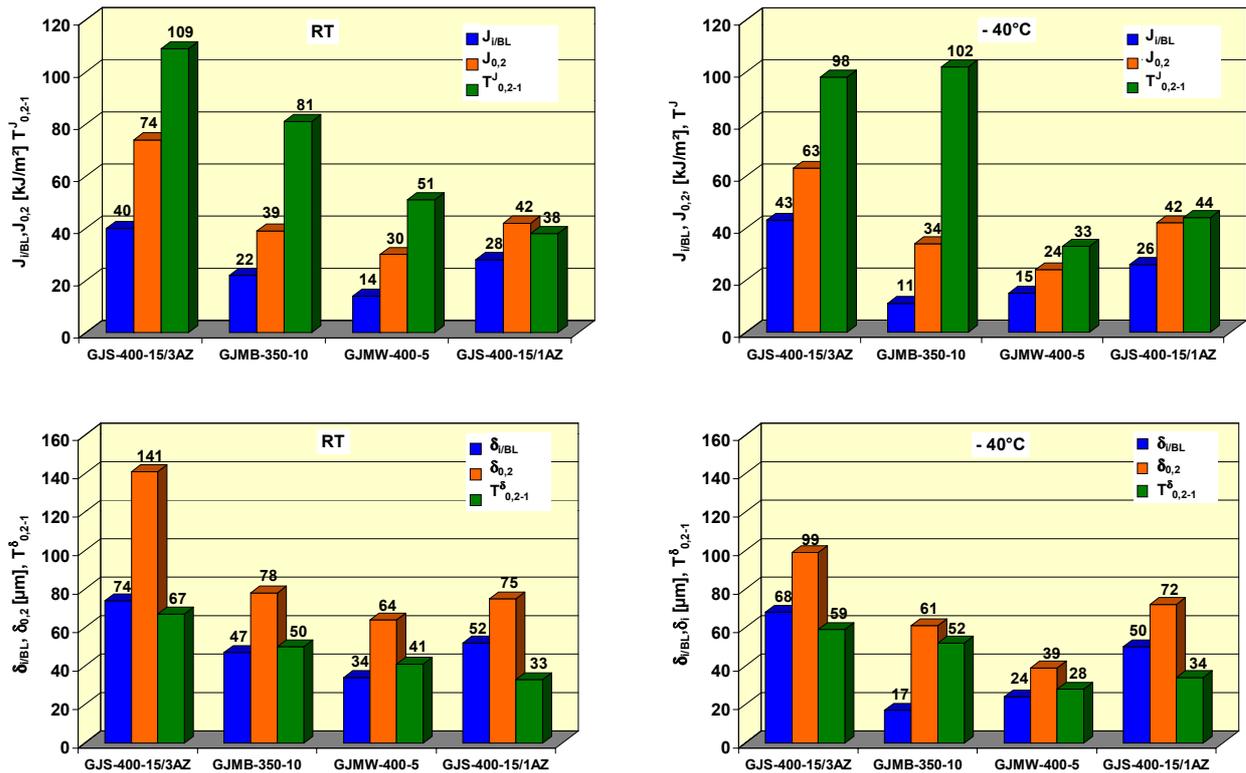


Bild 85: Vergleich der Rißinitiiierungskennwerte und des T-Moduls ferritischer Eisen-Gußwerkstoffe bei RT und -40°C

Ferritisch-perlitische und perlitische Eisen-Gußwerkstoffe

Beim Vergleich der Rißwiderstandskurven des GJMW-450-7 und GJMB-450-6 fallen deutliche Unterschiede bei der Rißinitiiierung und im Rißausbreitungswiderstand (Bild 86 bis 89) auf. Die höheren Rißinitiiierungskennwerte können mit einem Ferritanteil von ca. 20% /18/ im Gefüge des nichtentkohlend geglähten Tempergusses erklärt werden. Der höhere Rißausbreitungswiderstand des entkohlend geglähten Tempergusses ist möglicherweise auf einen höheren Grad der Perliteinformung und den geringeren Si-Gehalt zurückzuführen.

Vergleicht man die perlitischen Qualitäten GJMB-650-2 mit dem GJMW-550-4 und dem GJS-600-3 ist festzustellen, daß auch die höherfesten Qualitäten über stabile Rißausbreitung versagen, wenn im Matrixgefüge der Perlit in körniger Form vorliegt. Der lamellare Perlit im Gefüge des GJS-600-3 und GJMW-550-4 (Hersteller B) führt zu einem Werkstoffversagen durch Spröbruch /15/, d.h. instabile Rißausbreitung.

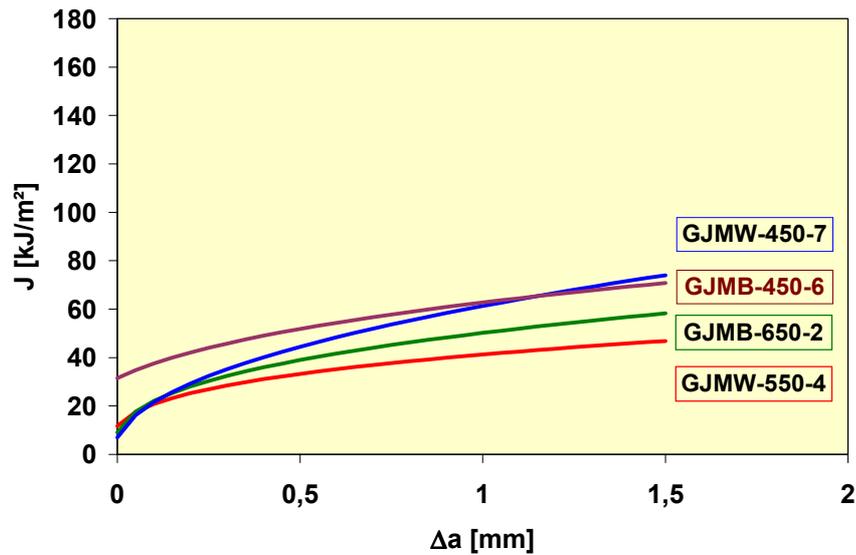


Bild 86: Rißwiderstandskurven des J-Integralkonzeptes - Vergleich ferritisch-perlitischer und perlitischer Tempergußwerkstoffe mit GJMW-450-7 und GJMW-550-4 (Hersteller A) bei RT

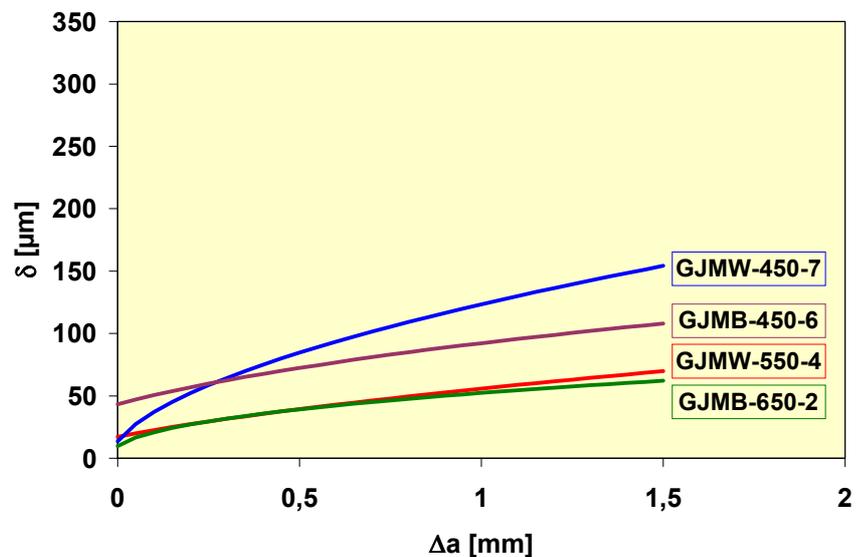


Bild 87: Rißwiderstandskurven des CTOD-Konzeptes - Vergleich ferritisch-perlitischer und perlitischer Tempergußwerkstoffe mit GJMW-450-7 und GJMW-550-4 (Hersteller A) bei RT

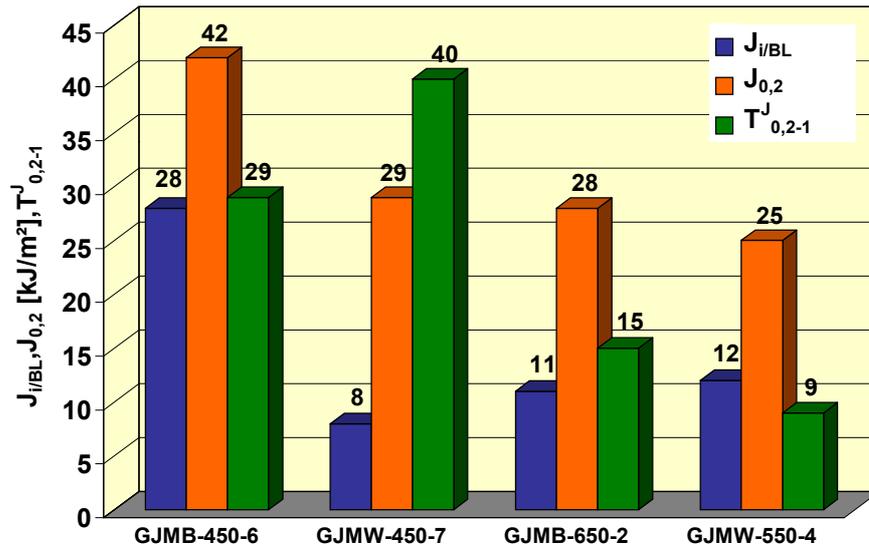


Bild 88: Ribinitierungswerte des J-Integralkonzeptes - Vergleich von ferritisch-perlitischen und perlitischen entkohlend und nichtentkohlend geglähten Tempergußsorten bei RT

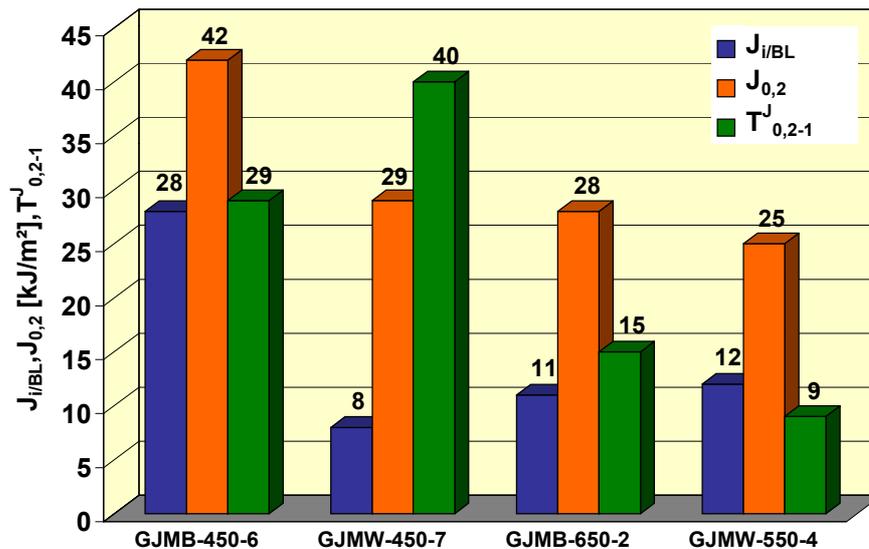


Bild 89: Ribinitierungswerte des CTOD-Konzeptes - Vergleich von ferritisch-perlitischen und perlitischen entkohlend und nichtentkohlend geglähten Tempergußsorten bei RT

Bei -40°C zeigen von den zum Vergleich herangezogenen ferritisch-perlitischen bzw. perlitischen Eisen-Gußwerkstoffe nur noch die beiden Tempergußwerkstoffe GJMB-450-6 und GJMW-450-7 (Hersteller A) ein duktiler Rißeinleitungs- und Rißausbreitungsverhalten mit vergleichsweise kleineren Kennwerten als bei RT (Bild 90). Die höherfesten Qualitäten GJMB-650-2 und GJMW-550-4 versagen durch Sprödbbruch.

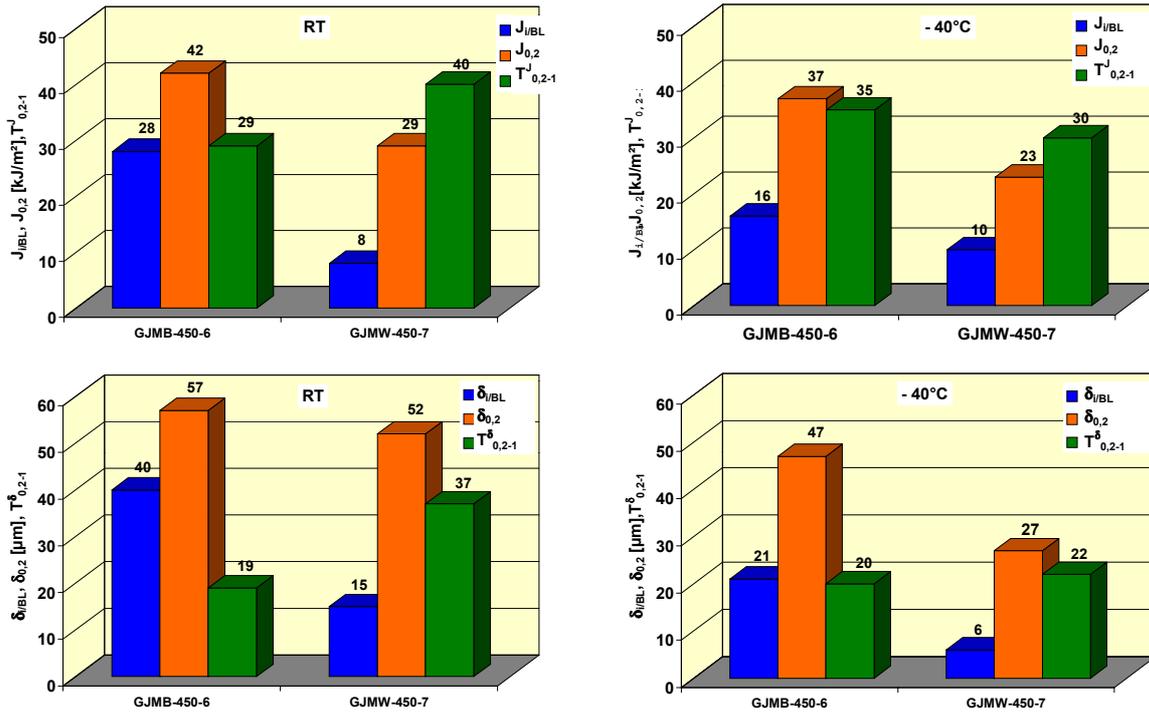


Bild 90: Vergleich der Rißinitiierungskennwerte und des T-Moduls ferritisch-perlitischer Tempergußwerkstoffe bei RT und -40°C

5.2.4. Gefüge-Eigenschafts-Korrelationen

Die verhältnismäßig experimentell aufwendige Ermittlung bruchmechanischer Kennwerte war in der Vergangenheit häufig der Ausgangspunkt für die Überprüfung möglicher Korrelationen zwischen den einfacher zu bestimmenden Kenngrößen des Kerbschlagbiegeversuchs oder der Zugversuche mit den Kenngrößen der Bruchmechanik. Die Abschätzung der Kenngrößen der Bruchmechanik über gesicherte Korrelationen mechanischer Kennwerte kann die Entwicklung bzw. Optimierung rißzäher Werkstoffe unterstützen, da hinsichtlich des herstellungs- bzw. beanspruchungsbedingten Gefügeeinflusses auf die mechanischen Eigenschaften umfangreiche Erfahrungen vorliegen. Die Integration des bruchmechanischen Festigkeitsnachweises für bruchgefährdete Bauteile mit einem potentiell hohem Sicherheitsrisiko in das aktualisierte Vorschriftenwerk (Abschnitt 6) erfordert für diese Fälle die Bestimmung bruchmechanischer Kennwerte im Rahmen der Qualitätssicherung, wobei dies schon aus Zeitgründen und in Hinblick auf die erforderliche Prüftechnik oft nicht realisierbar ist. Dagegen ist eine rationelle Qualitätssicherung über statistisch abgesicherte Korrelationen zwischen mechanischen und bruchmechanischen Kennwerten möglich, wenn über eine definierte Grenzwertkurve eine "Gut/Unsicher"-Aussage geliefert wird und erst bei der Aussage "Unsicher" der Nachweis über die Bestimmung des bruchmechanischen Kennwertes erforderlich ist.

Eine zusammenfassende Darstellung gefügeabhängiger Korrelationen zwischen mechanischen und bruchmechanischen Kenngrößen ist in /56/ gegeben.

Untersuchungen am Institut für Werkstofftechnik der TU Bergakademie Freiberg zu dieser Problematik wurden in der Vergangenheit an Baustählen /57/ und Eisen-Gußwerkstoffen /10//11//17//18/ durchgeführt und werden gegenwärtig im Rahmen eines DFG-Projektes /58/ bearbeitet. In Auswertung der hier an unterschiedlichen Eisen-Gußwerkstoffen gewonnenen Ergebnisse kamen für entkohlend geglähten Temperguß zwei Korrelationen zum Ansatz.

Die von H. Stroppe /59/ entwickelte Korrelation geht unter Zugrundelegung des Energiekonzeptes /60//61/ davon aus, daß der duktile Bruch das Ergebnis von Bildung, Wachstum und "Zusammenfließen" von Hohlräumen ist. Die entsprechende Beziehung lautet

$$J_i = \frac{k \cdot \varphi_B^{n+1}}{\pi \cdot (n+1) e^{\varphi_B}} \cdot \lambda \cdot \left(\frac{\lambda}{d_G} \right)^2, \quad (31)$$

wobei neben den bekannten Parametern φ_B die wahre Bruchdehnung, k der Verfestigungskoeffizient in der Hollomon-Gleichung $\sigma = k \cdot \varphi^n$ für die Fließkurve und n der Verfestigungsexponent bedeuten.

Im Ergebnis der Untersuchungen in /58/ wurde Gleichung (31) zu

$$J_i = 5,1 \cdot \frac{R_m + \varphi_B \cdot f \cdot L}{n + 1} \quad (32)$$

modifiziert, wobei L als Abstand von Teilchenmitte zu Teilchenmitte in der hier durchgeführten Gefügeanalyse dem Teilchenabstand λ entspricht /62/.

Der nachfolgende Ansatz beruht auf dem Konzept der dehnungskontrollierten Rißbildung mit der Annahme, daß der duktile Bruch bei Erreichen einer materialspezifischen kritischen Dehnung Φ^* über eine kritische gefügeabhängige Strecke l_c vor der Rißspitze auftritt, wobei die Rißeinleitung (Rißinitiierung) durch Bildung, Wachstum und Koagulation von Poren charakterisiert wird (Bild 91).

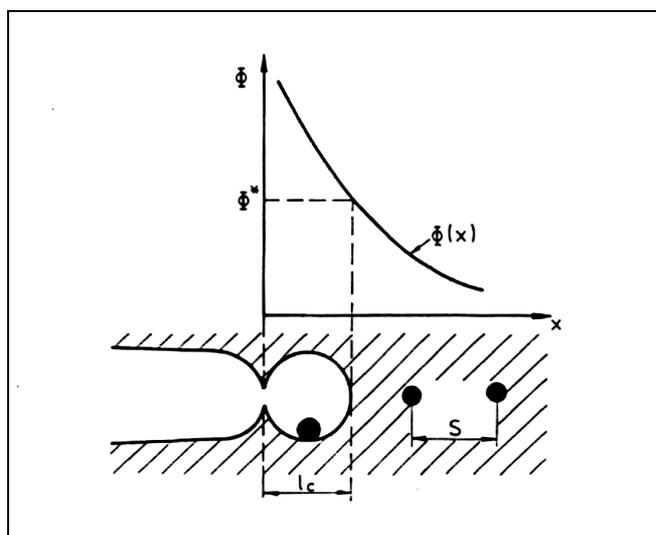


Bild 91: Schematische Darstellung der Dehnungsverteilung an der Rißspitze /63/

Unter Zugrundelegung einer Dehnungsverteilung $\Phi(x)$ für ideal plastisches Werkstoffverhalten wird Instabilität postuliert, wenn Φ^* in der Prozeßzone erreicht wird.

Bei einem Vergleich verschiedener Modelle, die von diesem Ansatz ausgehen, folgt, daß alle Korrelationen auf die einfache Form

$$K_{Jc} = const. (\Phi^* \cdot E \cdot R_p \cdot s)^{\frac{1}{2}} \quad (33)$$

bzw.

$$J_i = const. (\Phi^* \cdot R_p \cdot s) \quad (34)$$

zurückgeführt werden können. Bei Anwendung dieser Korrelation auf ferritische Eisen-Gußwerkstoffe mit globularer und vermicularer Graphitbildung wird Φ^* gleich A (Bruchdehnung), R_p gleich $R_{p0,2}$ und $s = \lambda$ (Teilchenabstand) gesetzt.

Der auf dem Energiekonzept beruhende Ansatz nach /59/ zeigt im Gegensatz zur praktischen Anwendung auf Stähle /64//65/ bei den hier untersuchten entkohlend gegliederten Eisen-

Gußwerkstoffen keine befriedigende Übereinstimmung mit den experimentell bestimmten Rißinitiierungswerten. Inwieweit hierfür die im Vergleich zu Stahl um bis zu einer Größenordnung höhere Teilchengröße, die spezifische Teilchenform und Grundgefügeausbildung verantwortlich ist, wird gegenwärtig im Rahmen laufender Untersuchungen analysiert /58/.

Legt man das auf dem Ansatz einer dehnungskontrollierten Rißbildung basierende Konzept zugrunde, so können für ferritische Eisen-Gußwerkstoffe mit globularer und vermicularer Graphitbildung im Ergebnis zusammenfassender bzw. ergänzender Untersuchungen unter Einbeziehung des CTOD-Konzeptes folgende Korrelationen angewendet werden:

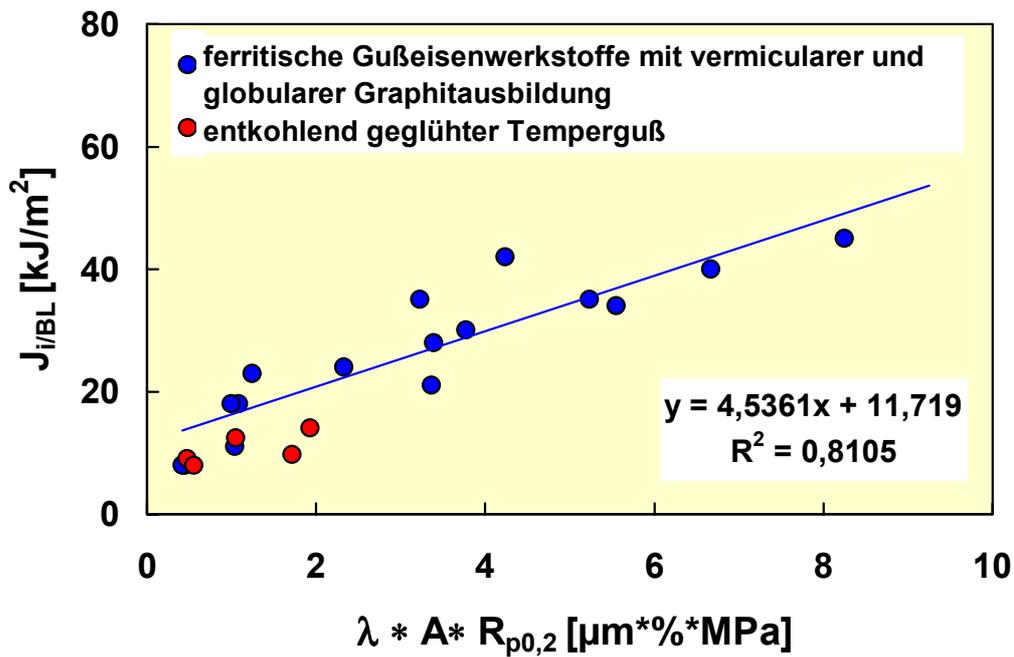
$$J_{i/BL} = 4,5 (\lambda \cdot A_5 \cdot R_{p0,2}) + 11,7 \text{ kJ/m}^2, R^2=0,8105 \quad (35)$$

$$J_{0,2} = 8,6 (\lambda \cdot A_5 \cdot R_{p0,2}) + 19,0 \text{ kJ/m}^2, R^2=0,9538 \quad (36)$$

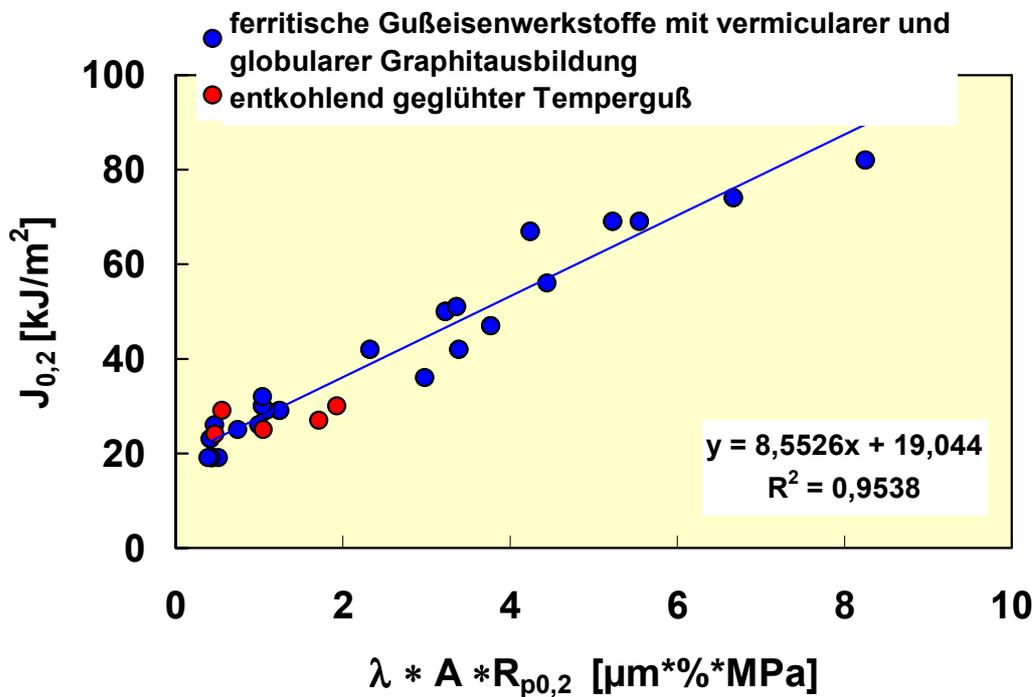
$$\delta_{i/BL} = 7,2 (\lambda \cdot A_5 \cdot R_{p0,2}) + 24,3 \text{ } \mu\text{m}, R^2=0,6941 \quad (37)$$

$$\delta_{0,2} = 12,6 (\lambda \cdot A_5 \cdot R_{p0,2}) + 44,2 \text{ } \mu\text{m}, R^2=0,7871 \quad (38)$$

Eine Einordnung der hier untersuchten entkohlend geglühten Tempergußwerkstoffe zeigen Bild 92 und 93. Während für die technischen Rißinitiierungswerte $J_{0,2}$ und $\delta_{0,2}$ (Bild 92b und 93b) eine relativ gute Anpassung an den Verlauf der Regressionsgeraden zu verzeichnen ist, trifft das für die physikalischen Rißinitiierungswerte (Bild 92a und 93a) nur bedingt zu. Als Ursache hierfür können sowohl die größeren Meßungenauigkeiten bei der exakten Bestimmung der physikalischen Rißinitiierungswerte als auch die Tatsache angeführt werden, daß die Grundgefüge der entkohlend geglühten Tempergußwerkstoffe ferritisch-perlitisch bzw. perlitisch, bei Variation der Perlitausbildung vorlagen.

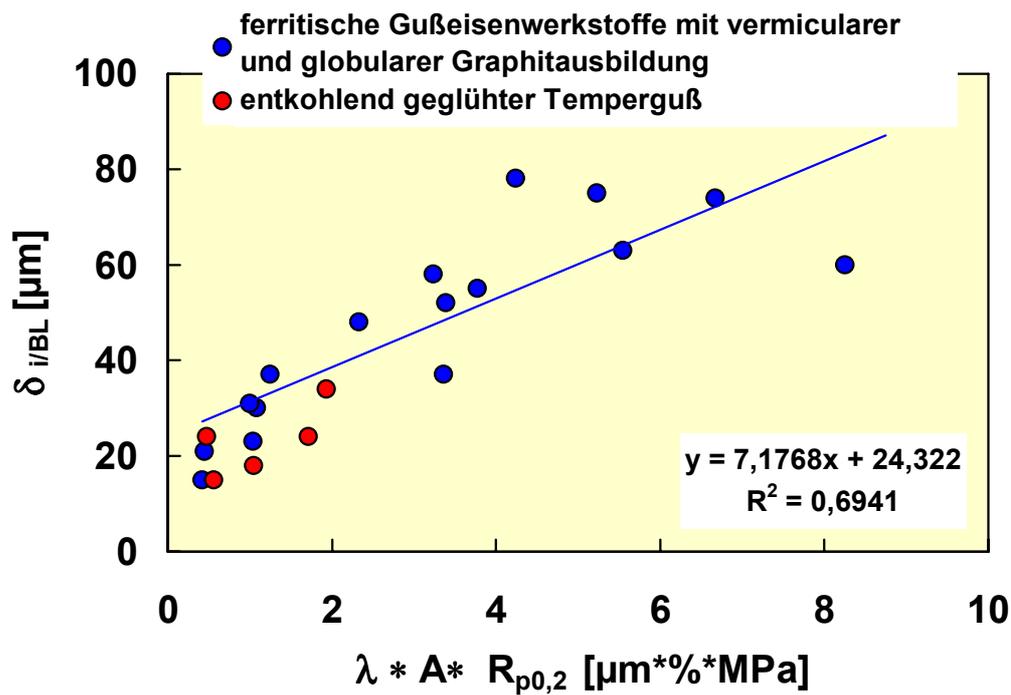


a)

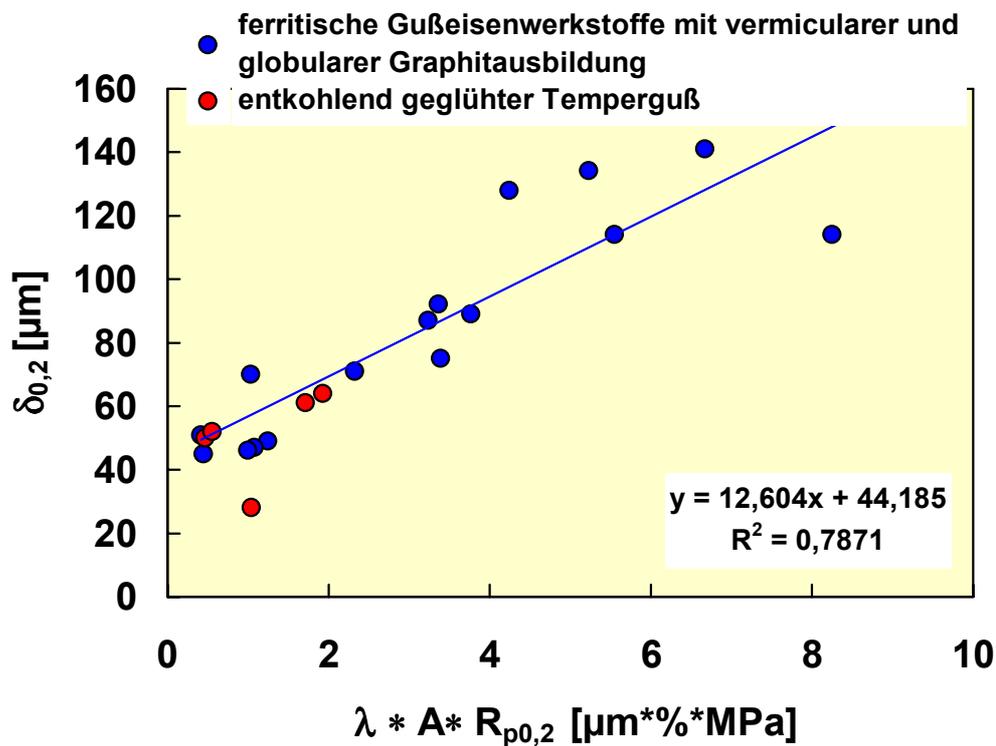


b)

Bild 92: Einordnung der entkohlend geglähten Tempergußwerkstoffe in den Verlauf der Regressionsgeraden für die $J_{i/BL}$ - (a) und $J_{0,2}$ -Werte (b)



a)



b)

Bild 93: Einordnung der entkohlend geglühten Tempergußwerkstoffe in den Verlauf der Regressionsgeraden für $\delta_{i/BL}$ (a) und $\delta_{0,2}$ Werte (b)

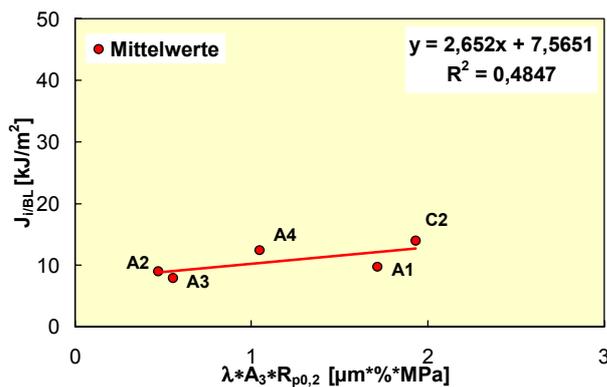
Wird man dieser spezifischen Gefügeausbildung mit einer für die untersuchten Werkstoffe geltenden Regression gerecht, (Bild 94 und 95), so ergeben sich folgende Abhängigkeiten, die eine überschlägige Berechnung der physikalischen und technischen Reißinitiiierungswerte gestatten, aber aufgrund des geringen Bestimmtheitsmaßes durch weitere Untersuchungen verifiziert werden sollten.

$$J_{i/BL} = 2,6 (\lambda \cdot A_3 \cdot R_{p0,2}) + 7,5 \text{ kJ/m}^2, R^2 = 0,4847 \quad (39)$$

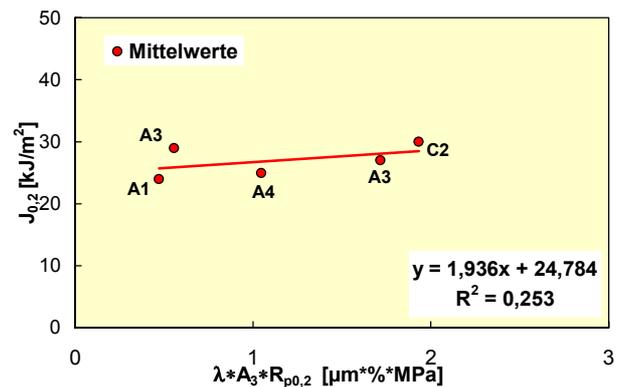
$$J_{0,2} = 1,9 (\lambda \cdot A_3 \cdot R_{p0,2}) + 24,8 \text{ kJ/m}^2, R^2 = 0,253 \quad (40)$$

$$\delta_{i/BL} = 7,8 (\lambda \cdot A_3 \cdot R_{p0,2}) + 14,0 \text{ } \mu\text{m}, R^2 = 0,5079 \quad (41)$$

$$\delta_{0,2} = 10,4 (\lambda \cdot A_3 \cdot R_{p0,2}) + 39,1 \text{ } \mu\text{m}, R^2 = 0,2373 \quad (42)$$

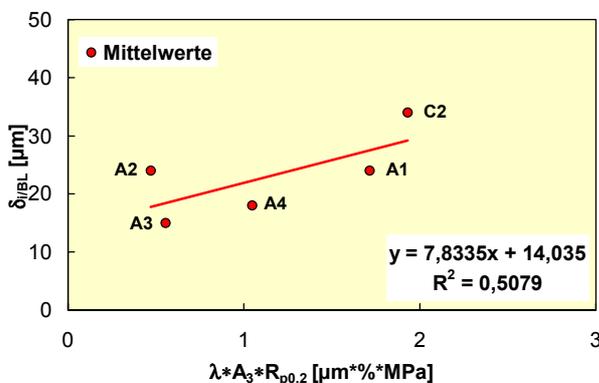


a)

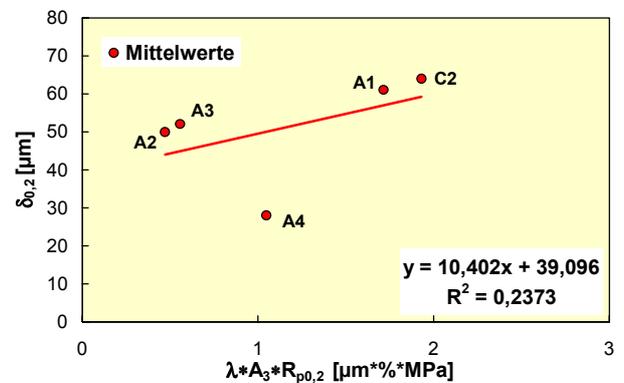


b)

Bild 94: Physikalische $J_{i/BL}$ - (a) und technische $J_{0,2}$ -Werte (b) als Funktion des Produktes aus Graphitteilchenabstand λ , $R_{p0,2}$ -Grenze und Bruchdehnung A_3



a)



b)

Bild 95: Physikalische $\delta_{i/BL}$ - (a) und technische $\delta_{0,2}$ -Werte (b) als Funktion des Produktes aus Graphitteilchenabstand λ , $R_{p0,2}$ -Grenze und Bruchdehnung A_3

In der Literatur /66//67/ werden Korrelationen zwischen der Kerbschlagarbeit und den technischen und physikalischen Rißinitierungswerten für Baustähle angegeben.

Für entkohlend und nichtentkohlend geglähten Temperguß /18/ ergeben sich mit den derzeit vorliegenden Meßergebnissen (Bild 96 und 97, Tabelle A 19) folgende Korrelationen für die physikalischen und technischen Rißinitierungswerte und den Werten für die Kerbschlagarbeit bei RT:

$$J_{i/BL} = 1,4 \cdot KV(20^{\circ}C) + 2,2 \text{ kJ/m}^2, R^2 = 0,4611 \quad (43)$$

$$J_{0,2} = 2,1 \cdot KV(20^{\circ}C) + 11,1 \text{ kJ/m}^2, R^2 = 0,6641 \quad (44)$$

$$\delta_{i/BL} = 3,0 \cdot KV(20^{\circ}C) + 0,8 \text{ }\mu\text{m}, R^2 = 0,6086 \quad (45)$$

$$\delta_{0,2} = 4,6 \cdot KV(20^{\circ}C) + 11,9 \text{ }\mu\text{m}, R^2 = 0,725 \quad (46)$$

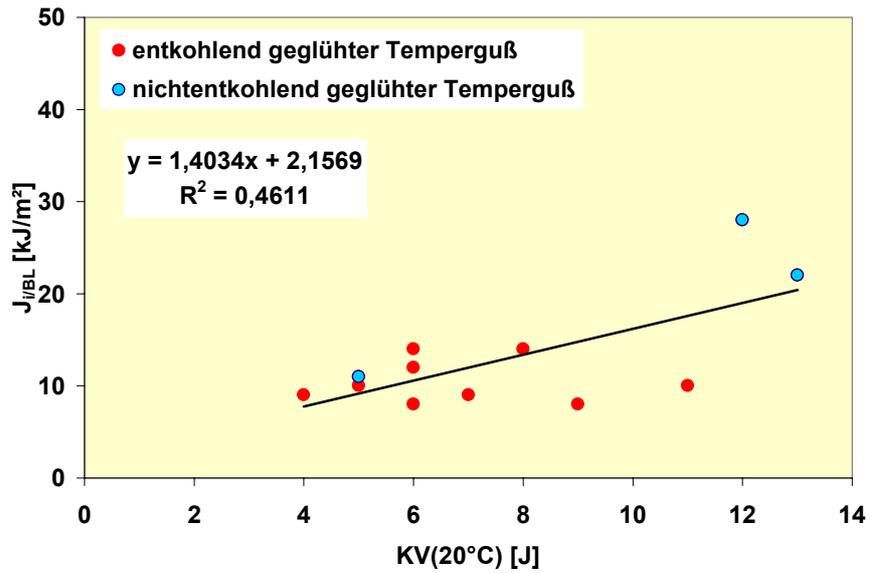
Für die analoge Korrelation für die physikalischen und technischen Rißinitierungswerte mit den Werten der seitlichen Breitung (Bild 98, 99 und Tabelle A 19) bei RT ergeben sich folgende Beziehungen, wobei die Korrelationskoeffizienten keine befriedigenden Werte erreichen:

$$J_{i/BL} = 1,4 \cdot KV(20^{\circ}C) + 2,2 \text{ kJ/m}^2, R^2 = 0,2646 \quad (47)$$

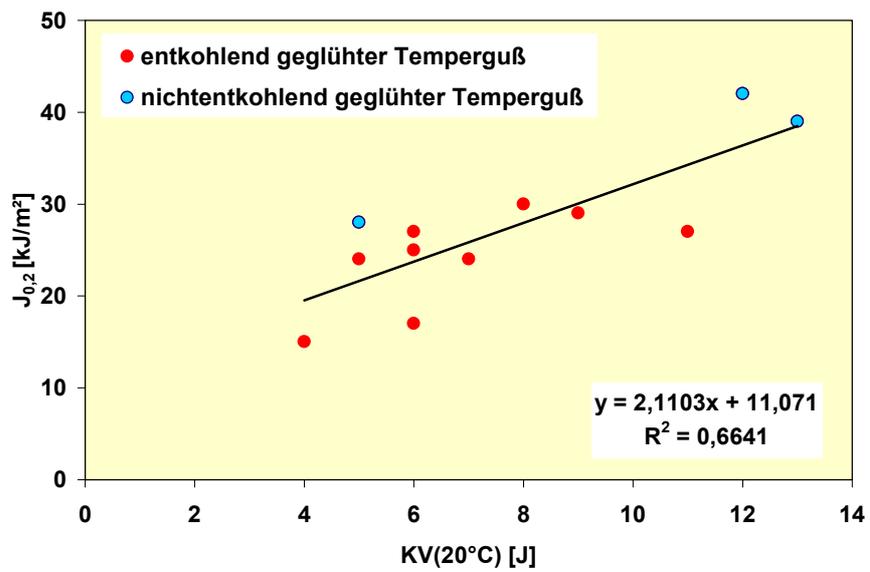
$$J_{0,2} = 2,1 \cdot KV(20^{\circ}C) + 11,1 \text{ kJ/m}^2, R^2 = 0,5201 \quad (48)$$

$$\delta_{i/BL} = 3,0 \cdot KV(20^{\circ}C) + 0,8 \text{ }\mu\text{m}, R^2 = 0,3161 \quad (49)$$

$$\delta_{0,2} = 4,6 \cdot KV(20^{\circ}C) + 11,9 \text{ }\mu\text{m}, R^2 = 0,4981 \quad (50)$$

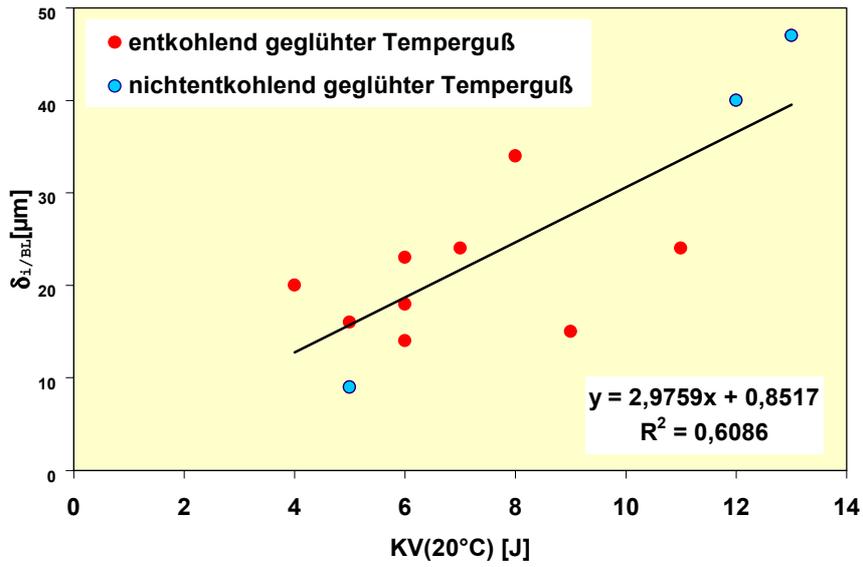


a)

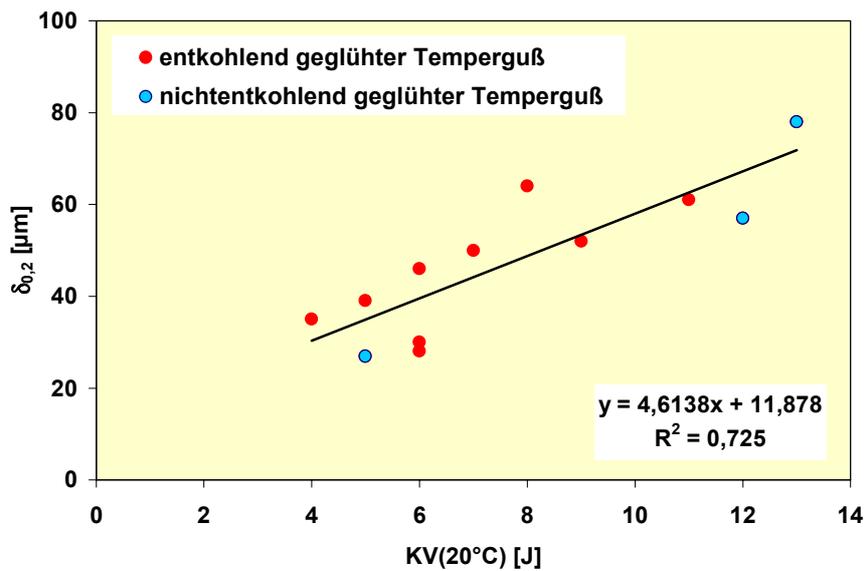


b)

Bild 96: Physikalische $J_{i/BL}$ - (a) und technische $J_{0,2}$ -Werte (b) als Funktion der Kerbschlagarbeit KV bei RT

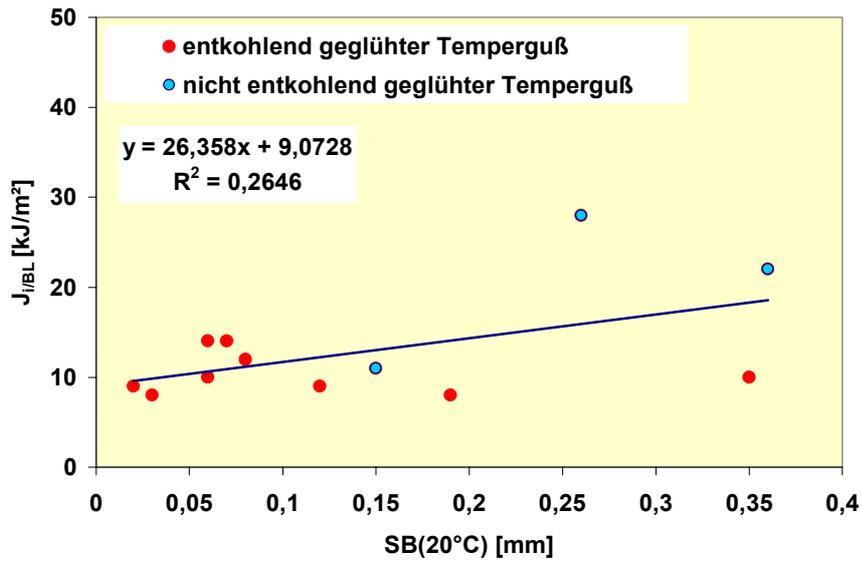


a)

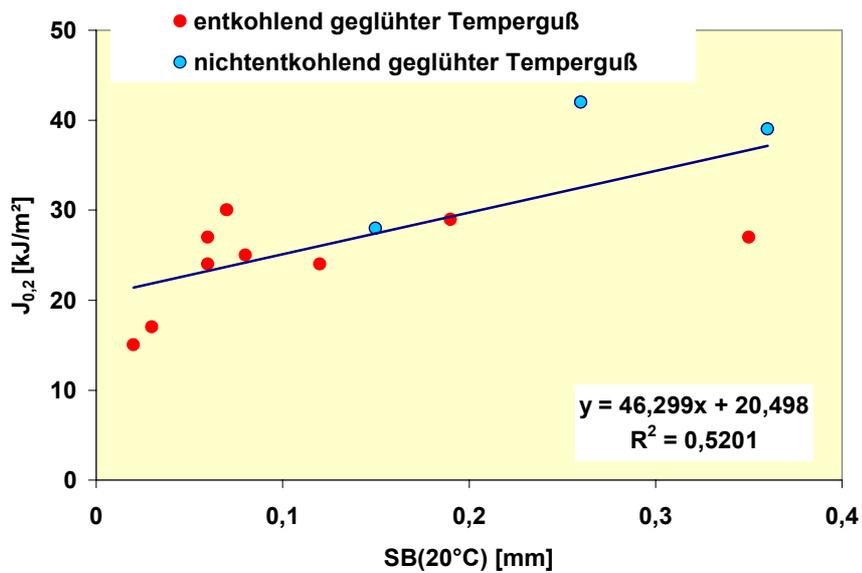


b)

Bild 97: Physikalische $\delta_{I/BL}$ - (a) und technische $\delta_{0,2}$ -Werte (b) als Funktion der Kerbschlagarbeit KV bei RT

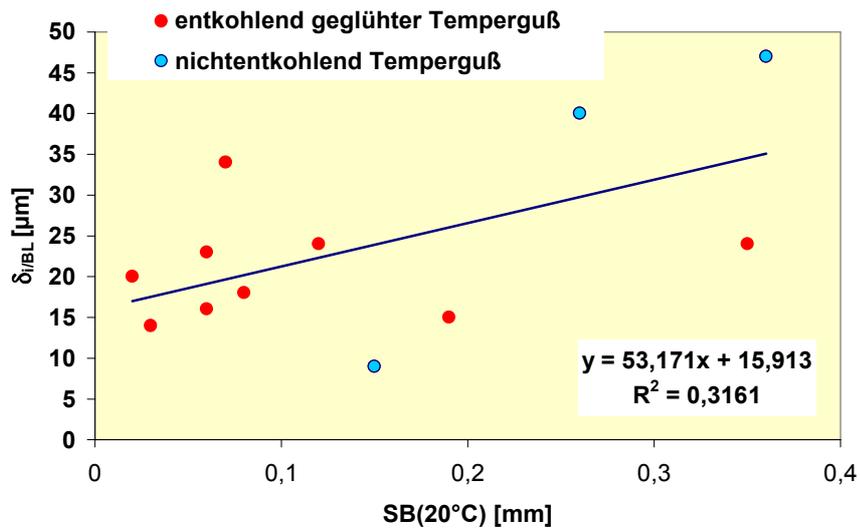


a)

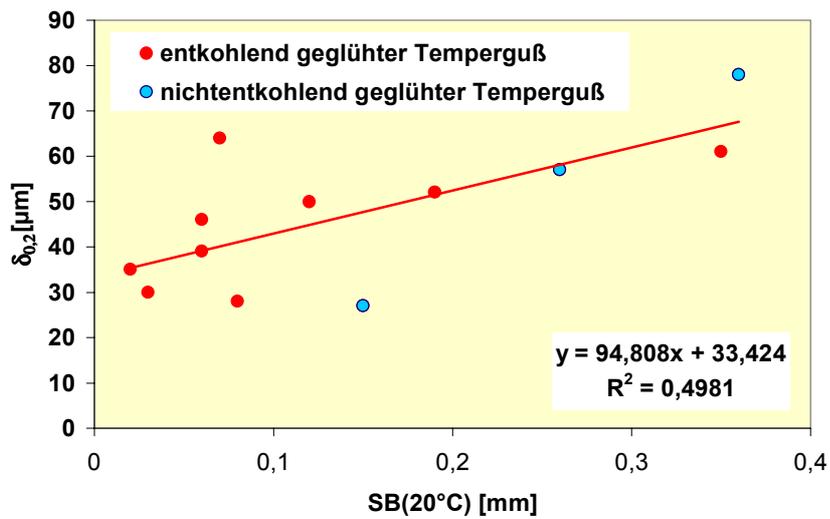


b)

Bild 98: Physikalische $J_{i/BL}$ - (a) und technische $J_{0,2}$ -Werte (b) als Funktion der seitlichen Breite SB bei RT



a)



b)

Bild 99: Physikalische $\delta_{v/BL}$ - (a) und technische $\delta_{0,2}$ -Werte (b) als Funktion der seitlichen Breite SB bei RT

5.3. Kennwerte bei dynamischer Beanspruchung

5.3.1. Versuchsdurchführung und -auswertung

Die Ermittlung bruchmechanischer Kennwerte bei schlagartiger Belastung (dynamische Rißwiderstandskurve) erfolgte nach der Mehrprobenmethode im instrumentierten Kerbschlagbiegeversuch mittels der low-blow-Technik bei Raumtemperatur /69/.

Es stand dafür ein 300 J- Pendelschlagwerk (PSW/ 150/300) (Bild 100, Bild 101), ausgestattet mit einem Winkelcodierer und einer instrumentierten Hammerfinne (Bild 102), die eine Aufzeichnung von Kraft-Zeit-Verläufen ermöglicht (Bild 103), zur Verfügung.

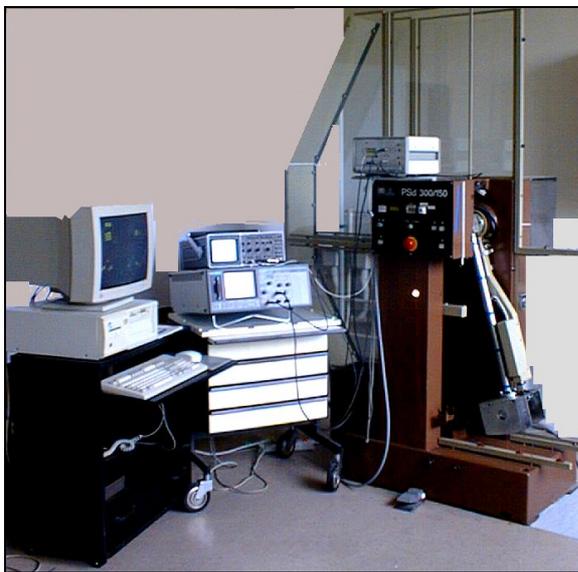


Bild 100:
Instrumentiertes 300 J-Pendelschlagwerk



Bild 101:
Detailaufnahme des Hammers

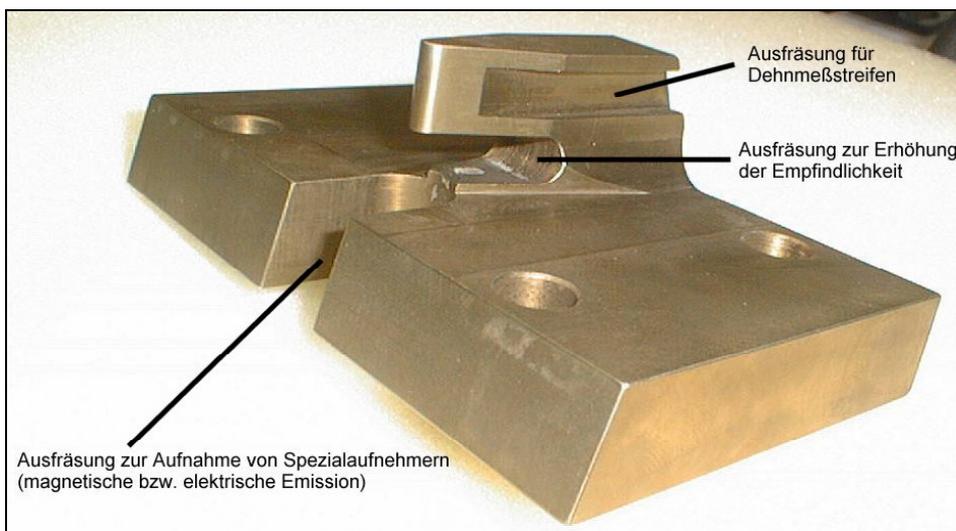


Bild 102: Detailaufnahme der Hammerfinne

Die mit einem Ermüdungsanriß versehenen ISO-V- (Charpy-) Proben 10 x 10 x 55 mm ($a_0/W \approx 0,5$) werden aus unterschiedlichen Fallhöhen (Fallwinkeln α) belastet, der Kraft-Zeit-Verlauf registriert und die Endhöhe (Endwinkel α' , Auslenkwinkel des Pendels nach erfolgtem Schlag) gemessen. Der Auslenkwinkel wurde zwischen 2° und 10° variiert, damit kamen Prüfgeschwindigkeiten von $0,11$ bis $0,48 \text{ ms}^{-1}$ zur Anwendung.

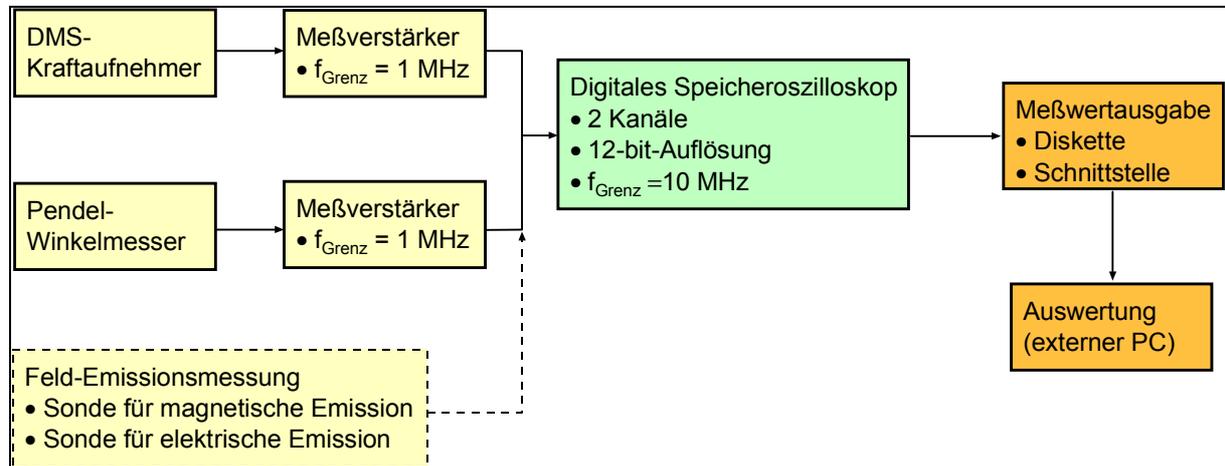


Bild 103: Schema für die Datenerfassung und -verarbeitung am instrumentierten Pendelschlagwerk

Aus dem Kraft-Zeit-Verlauf (Bild 104) wird durch Integration unter Einbeziehung der Anfangs- und Endwinkel die Kraft-Hammerweg-Kurve (Bild 105) berechnet.

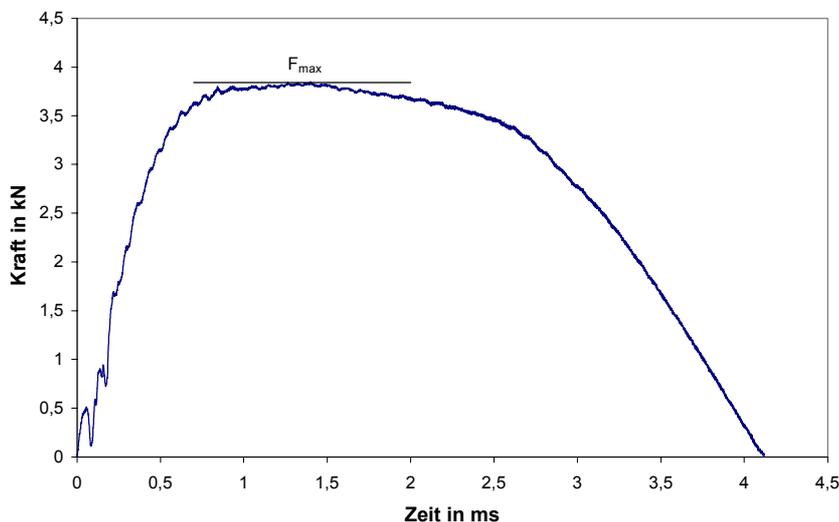


Bild 104: Kraft -Zeit-Verlauf einer im Pendelschlagwerk belasteten Probe

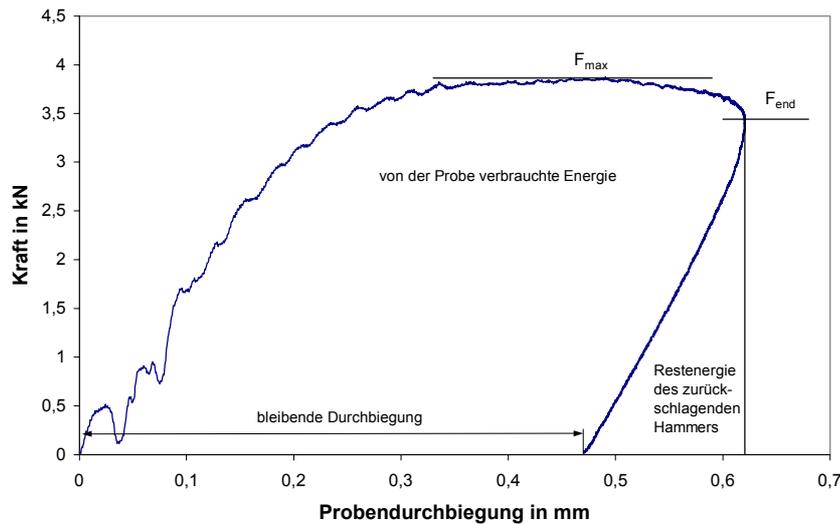


Bild 105: Kraft-Durchbiegungs-Verlauf, ermittelt aus dem Kraft-Zeit-Verlauf (Bild 104)

Über die verbrauchte Schlagenergie und die Bestimmung der entsprechenden Beträge des stabilen Rißwachstums kann die dynamische **J_{dR}-Kurve** bestimmt werden.

Die Kennwertermittlung erfolgte nach dem **J-Integral-Konzept** unter Berücksichtigung des Prüfstandards ESIS-P2 /51/, d.h. die Kriterien für statische Beanspruchung wurden auf die dynamische Beanspruchung übertragen..

Für die Ermittlung der J_d-Δa-Kurve erfolgte die Berechnung des J-Integrals-Wertes nach der Beziehung

$$J_d = \frac{2A_v}{B(W - a_0)} \quad (51)$$

aus der Fläche **A_v** unter der Kraft-Durchbiegungs-Kurve, den Probenabmessungen **B** und **W** und der Ermüdungsrißlänge **a₀**.

Nach der Schlagprüfung erfolgte eine Rißflächenoxidation, das Brechen der Proben und die Rißlängenmessung (Länge des Ermüdungsrisse **a₀** und des stabilen Rißwachstums **Δa**) nach ESIS P2-92 /51/, sowie die Ermittlung der kritischen Stretchzonenbreite am REM.

Die Rißlängenbestimmung gestaltete sich schwierig, aufgrund der starken Bruchflächenzerklüftung. Es kommt hinzu, daß die Rißfront des stabilen Rißwachstums mit zunehmender Größe und Zerklüftung der Temperkohleteilchen häufig gefügebedingte lokale Unregelmäßigkeiten aufweist, welche eine Mittelung aus voreilenden und nachhängenden Abschnitten erfordert und damit eine exakte Ermittlung der Endrißlänge zusätzlich kompliziert.

Die dynamischen Rißwiderstandskurven wurden analog der statischen J_R -Kurven nach dem Ansatz

$$J_d = A \cdot (\Delta a + B)^C \quad (52)$$

angepaßt.

Die bruchmechanische Bewertung des Rißeinleitungs- und Rißausbreitungswiderstandes wird auf der Basis der nachfolgend definierten Kennwerte (Bild 106) analog der statischen Bruchmechanik (Abschnitt 5.2.1.) vorgenommen und mit dem Index d versehen.

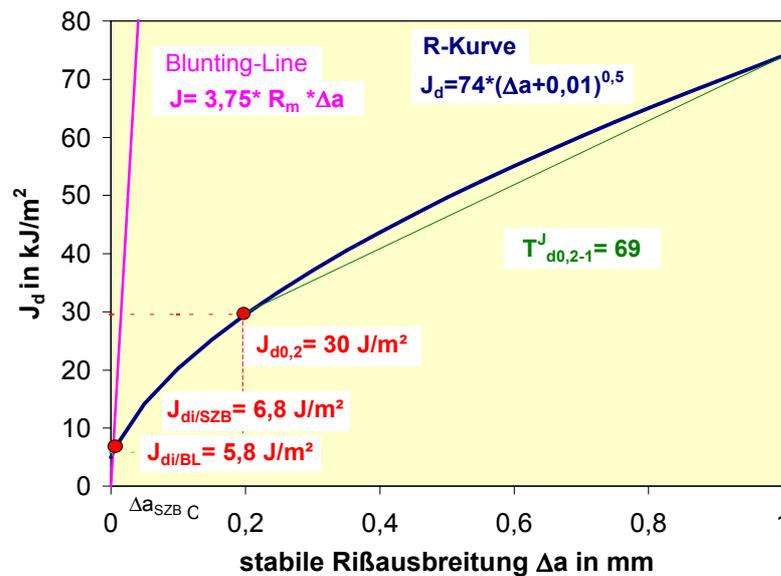


Bild 106: Definition der Kennwerte des J-Integral-Konzeptes am Beispiel des EN-GJMW-450-7 (Hersteller C)

5.3.2. Darstellung und Diskussion

Die aus den J_{dR} -Kurven (Bild 107 bis 110) ermittelten bruchmechanischen Kennwerte bei dynamischer Beanspruchung zeigt Tabelle 22.

Die in vorangegangenen Untersuchungen /17/ festgestellte gute Übereinstimmung von $J_{di/BL}$ und $J_{di/SZB}$ kann auch hier bestätigt werden.

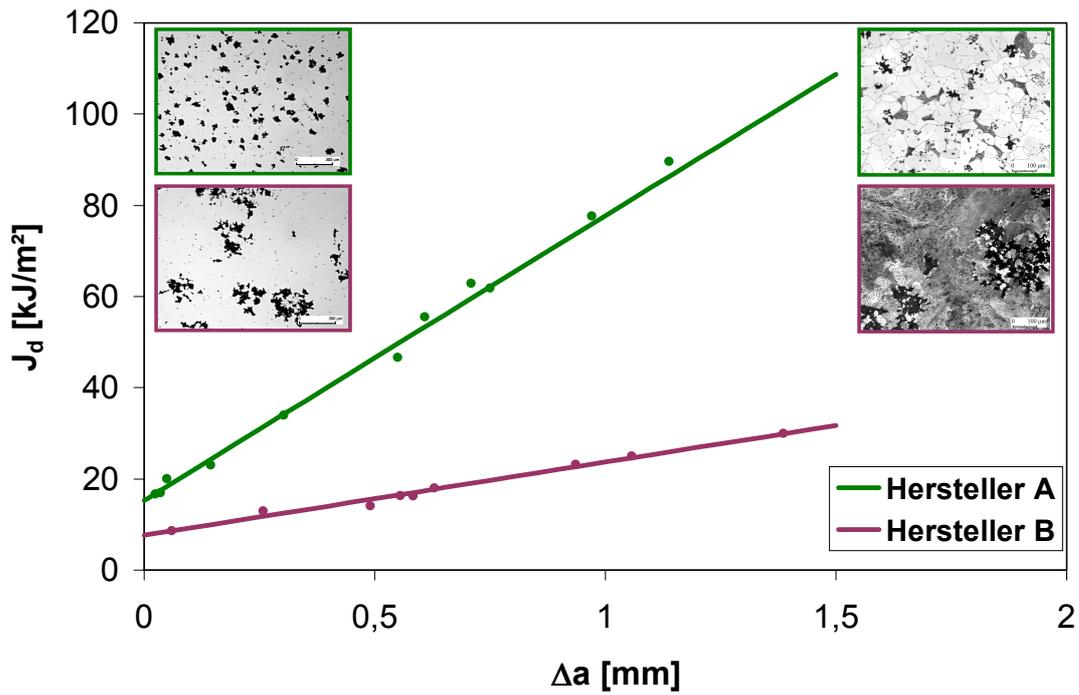


Bild 107: Dynamische Reißwiderstandskurve für EN-GJMW-360-12 mit den Gefügebildern im polierten und geätzten Zustand

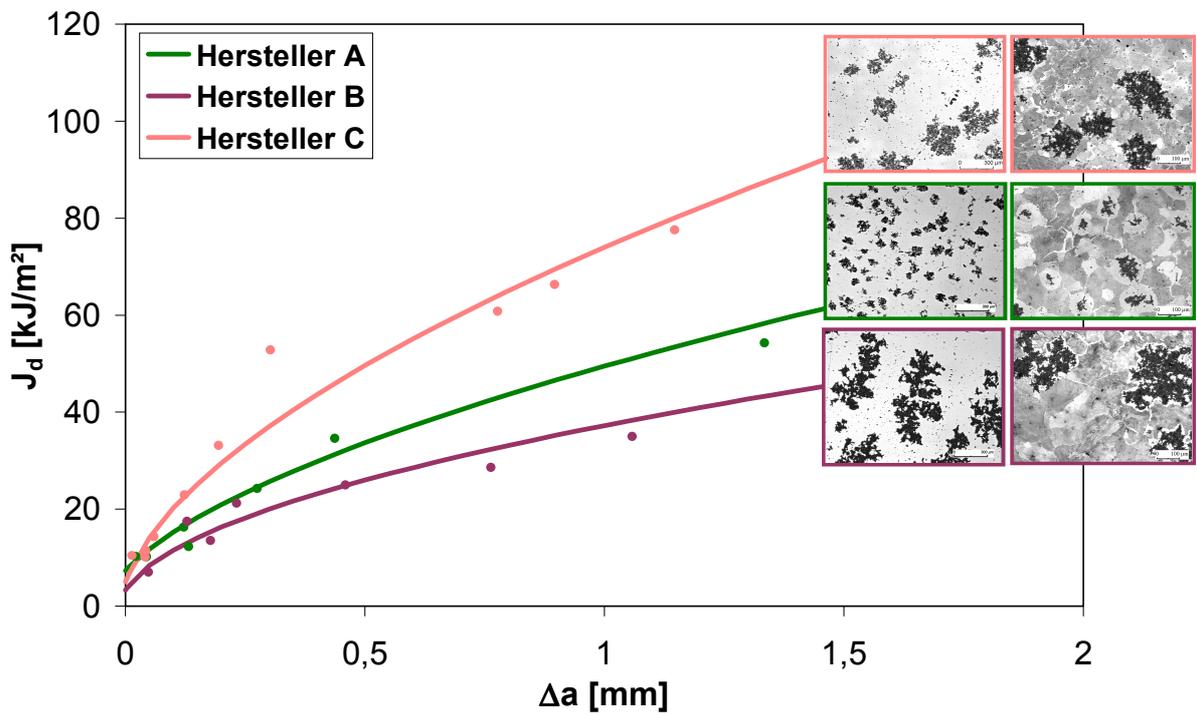


Bild 108: Dynamische Reißwiderstandskurve für EN-GJMW-400-5 mit den Gefügebildern im polierten und geätzten Zustand

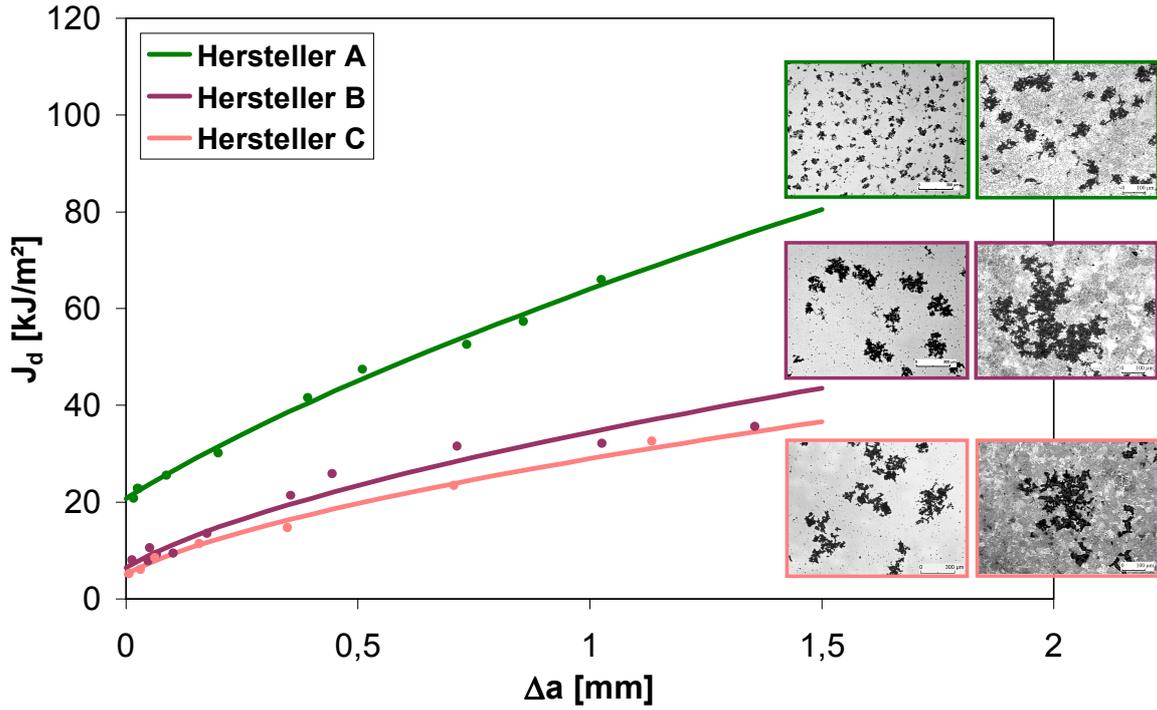


Bild 109: Dynamische Rißwiderstandskurve für EN-GJMW-450-7 mit den Gefügebildern im polierten und geätzten Zustand

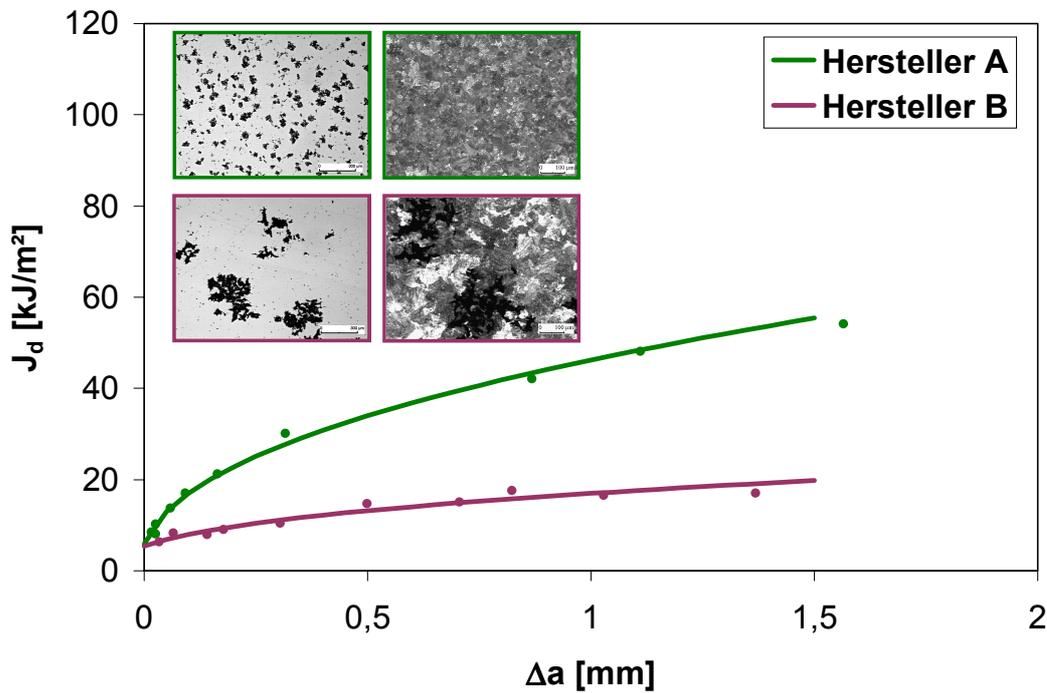


Bild 110: Dynamische Rißwiderstandskurve für EN-GJMW-550-4 mit den Gefügebildern im polierten und geätzten Zustand

Tabelle 22: Bruchmechanische Kennwerte des J-Integralkonzeptes bei dynamischer Beanspruchung

Werkstoff Hersteller	SZB _C [mm]	A	B	C	J _{di} /SZB [kJ/m ²]	J _{di} /BL [kJ/m ²]	J _{d0,2} [kJ/m ²]	T ^J _{d0,2-1}
EN-GJMW-360-12								
A1	0,0086	63	0,24	0,99	16	16	28	169
B1	0,0058	16	0,47	0,99	8	8	11	28
EN-GJMW-400-5								
A2	0,0070	48	0,04	0,59	8	8	21	44
B2	0,0026	37	0,01	0,53	4	4	16	27
C2	0,0072	74	0,01	0,58	7	6	30	69
EN-GJMW-450-7								
A3	0,0047	56	0,23	0,67	21	21	32	40
B3	0,0032	33	0,07	0,61	7	7	15	28
C3	0,0027	28	0,06	0,60	5	5	12	25
EN-GJMW-550-4								
A4	0,0017	46	0,01	0,45	6	6	23	14
B4	0,0022	17	0,06	0,40	6	6	10	6

Die Unterschiede der Qualitäten zwischen den Herstellern sind aufgrund der Heterogenität des Werkstoffs und der Komplexität und Vielzahl der auf die Eigenschaften wirkenden Parameter (Probenform und -größe, Teilchenform und -größe, Matrixgefüge, chemische Analyse, Wärmebehandlung und Temperverfahren) nicht immer vollständig erklärbar. Aus diesem Grunde bezieht sich die Diskussion der Ergebnisse schwerpunktmäßig auf die Werkstoffe des Herstellers A.

Die Differenzierung der physikalischen und technischen Rißinitiierungskennwerte und des T^J-Moduls der Tempergußqualitäten ist bei den drei Herstellern unterschiedlich stark (Bild 111), steht aber im Zusammenhang mit der Gefügeausbildung und wird bei den Werkstoffen des Herstellers A am prägnantesten.

Ein hoher Ferritanteil (z.B. 87% beim des GJMW-360-12) (Tabelle 15) wirkt sich hier besonders deutlich erhöhend auf den Rißausbreitungswiderstand (T^J-Modul) (Bild 111, Tabelle 22) aus. Bei den auf niedrigen Niveau liegenden physikalischen und technischen Rißinitiierungskennwerten ist die Differenzierung nicht so ausgeprägt, jedoch führt ein höherer Ferritanteil bzw. die körnige Ausbildung des Perlits auch hier zu einer Erhöhung der Kennwerte. Tendenziell trifft das ebenso auf die Werkstoffe der Hersteller B und C zu.

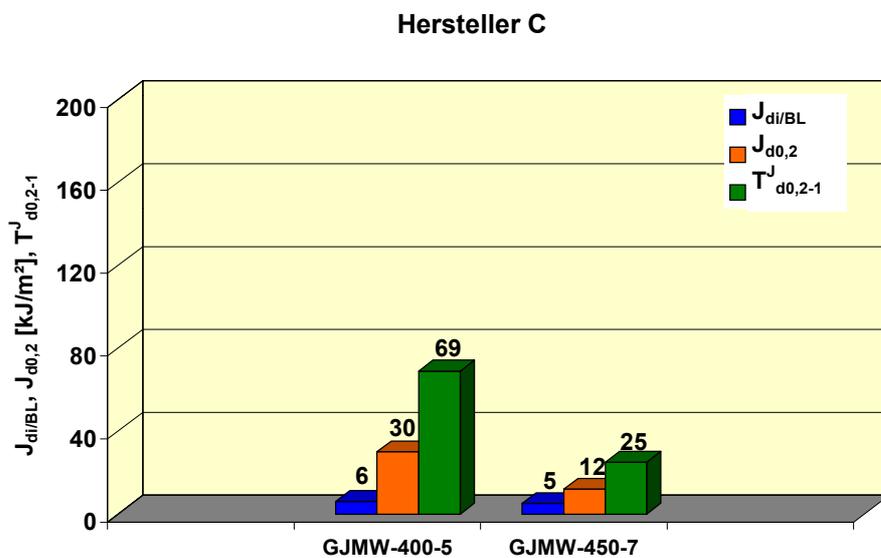
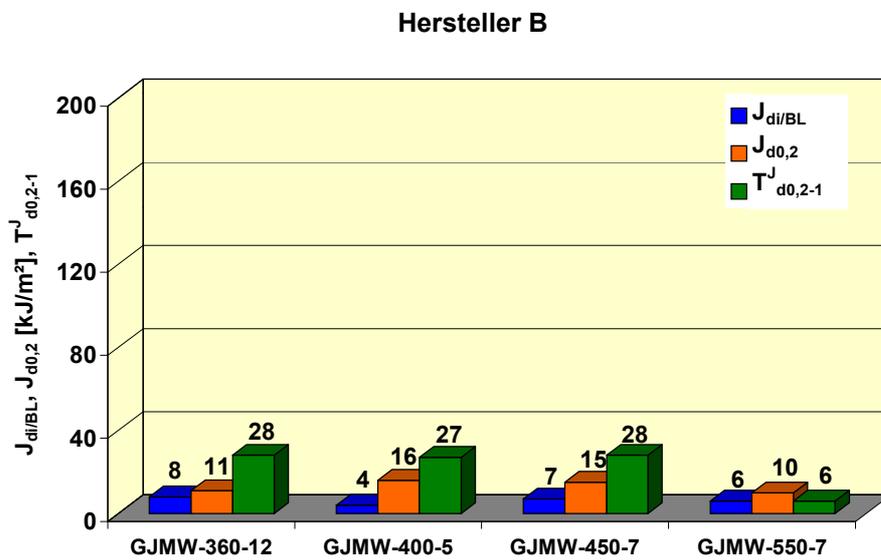
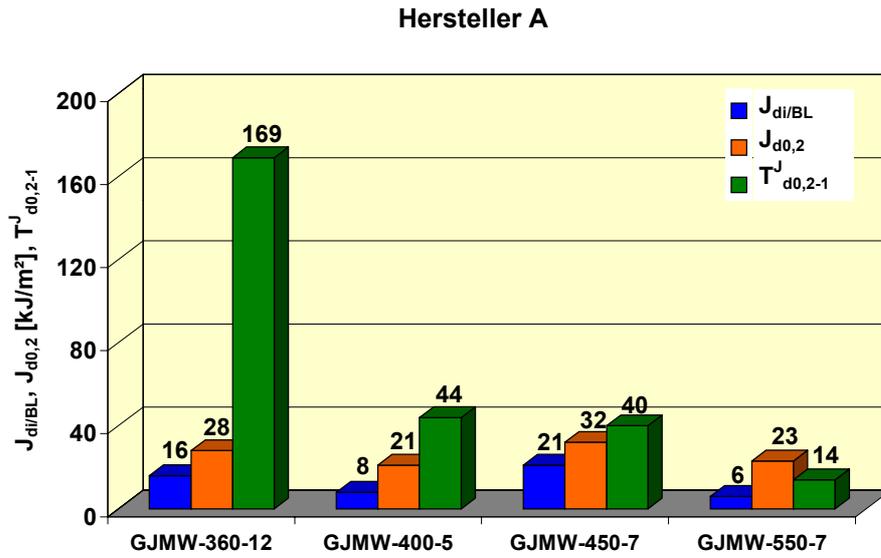


Bild 111: Vergleich der dynamischen bruchmechanischen Kennwerte

Vergleich der für GJMW-Werkstoffe ermittelten statischen und dynamischen bruchmechanischen Kennwerte

Die Gegenüberstellung der statischen und dynamischen Reißwiderstandskurven der Versuchswerkstoffe erfolgt auf Bild A28 bis A31 (Anhang). Der Vergleich der Kennwerte ist in Bild 112 dargestellt.

Die statischen und dynamischen Reißwiderstandskurven (Hersteller A) mit Ausnahme des GJMW-360-12 verlaufen weitestgehend übereinstimmend. Die physikalischen und technischen Reißinitiierungskennwerte liegen für alle Qualitäten auf niedrigem Niveau und es gibt keine charakteristischen Unterschiede zwischen den bei statischer und dynamischer Beanspruchung ermittelten Kennwerten, d.h. der Einfluß der Beanspruchungsgeschwindigkeit ist hier nicht signifikant, was in Übereinstimmung mit den Untersuchungsergebnissen für nicht-entkohlend geglühten Temperguß /18/ steht.

Die Erhöhung des Reißausbreitungswiderstandes des GJMW-360-12 bei dynamischer Beanspruchung ist auf den hohen Ferritgehalt der ISO-V-Proben im Vergleich zu den SENB-Proben zurückzuführen (Tabelle 15 und 19).

Beim Vergleich der statischen und dynamischen Kennwerte kann nicht unbedingt von identischer Gefügeausbildung der ISO-V-Proben und der SENB-Proben ausgegangen werden. Die Proben wurden zwar aus den gleichen Probenrohlingen gefertigt aber infolge der verschiedenen Abmessungen liegen aufgrund des für GJMW typischen Gefügegradienten z.T. andere Gefügebereiche in den Proben vor. So erklärt sich z.B. der hohe Ferritgehalt der ISO-V-Probe A1 mit 87 % Ferrit gegenüber der SENB-Probe A1 mit nur 21 % Ferrit. Bei der Fertigung der ISO-V-Probe wurden asymmetrisch Bereiche der ferritischen Randzone mit übernommen (Bild 34), die bei der SENB-Probe abgetragen wurden.

Daraus ergibt sich, daß der Vergleich der statischen und dynamischen Kennwerte nur bedingt möglich ist.

Auffällig ist eine bei dem Werkstoff GJMW-400-5 Hersteller C festzustellende überlegene Tendenz im Vergleich zu den Herstellern A und B bei den Verformbarkeitseigenschaften A_3 und Z (Bild 25), dem Verlauf der Kerbschlagarbeits-Temperatur-Kurve (Bild 45), hier besonders die erhöhte Hochlage und der statischen und dynamischen Reißwiderstandskurve (Bild 72 und 108). Dieser Effekt ist nicht immer über den Ferritanteil im Gefüge erklärbar. Diese offensichtlich besseren Zähigkeitseigenschaften werden auf die zwar nicht quantifizierbare, aber

im metallographischen Schliff deutlich sichtbar feinere Perlitkorngröße sowie bei höherer Auflösung sichtbare andere Perlitstruktur zurückgeführt (Bild 113).

Diese etwas abweichende Gefügeausbildung beim GJMW-400-5 des Herstellers C steht offensichtlich im Zusammenhang mit dem Temperaturverlauf beim Erztempern (Bild 11). Die Tempertemperatur ist etwas geringer als beim Gastempnern, wodurch das Kornwachstum eingeschränkt wird und im Ergebnis ein feineres Korn liefert. Durch die höhere Wärmekapazität der Charge (Gußteile + Erz) dauert das Aufheizen länger als im Gas, so daß die Gußteile nicht die angegebenen 100 h bei 980 °C im Ofen sind. Ebenso erfolgt die Abkühlung der Gußteile im Erz langsamer als es der Temperaturverlauf des Ofens anzeigt. Während dieser langsamen Abkühlphase beginnt sich der Perlit offensichtlich einzuformen, so daß er von der lamellaren Ausbildungsform abweicht, was bei höherer Auflösung im REM erkennbar ist (Bild 113).

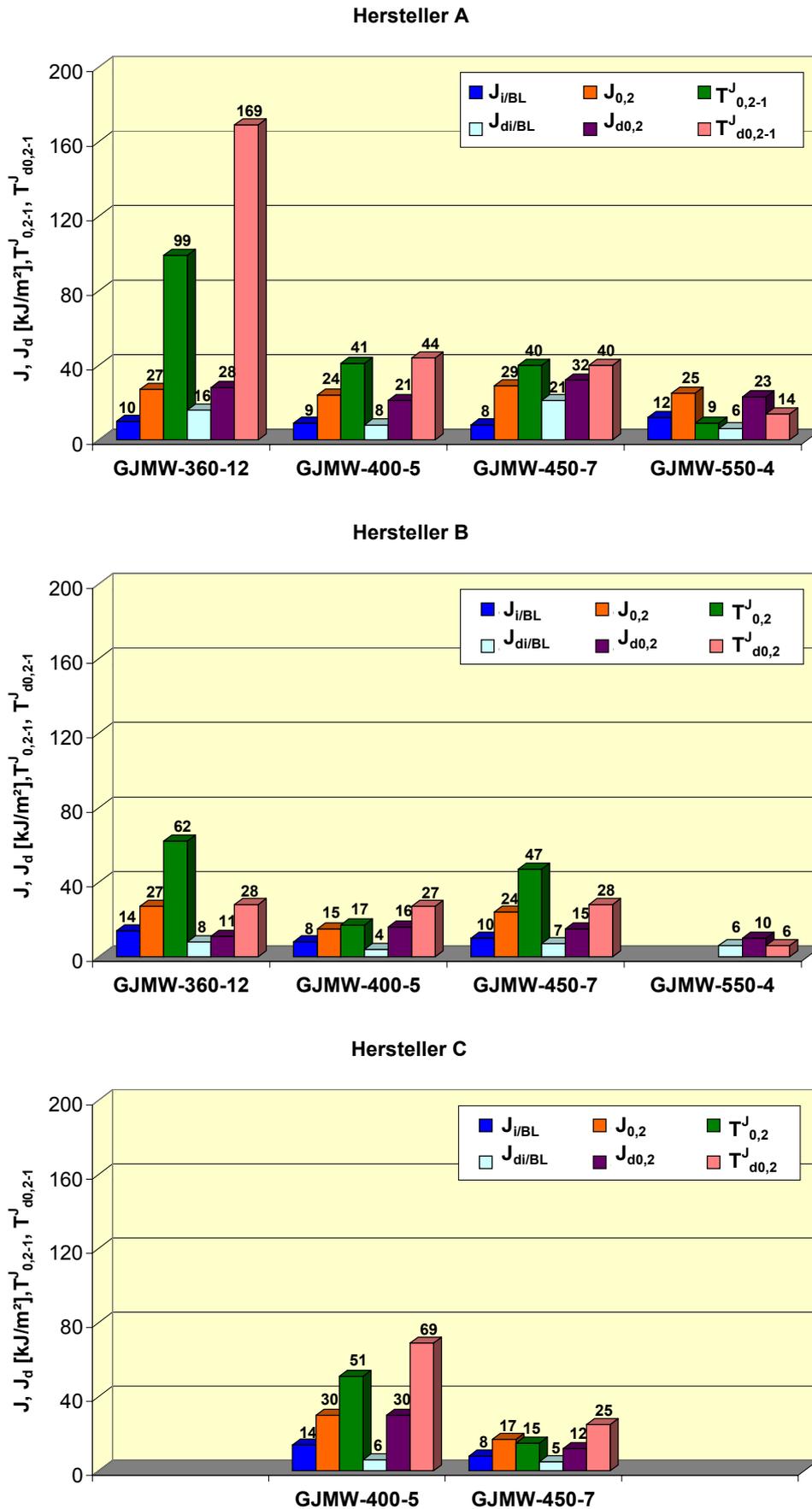
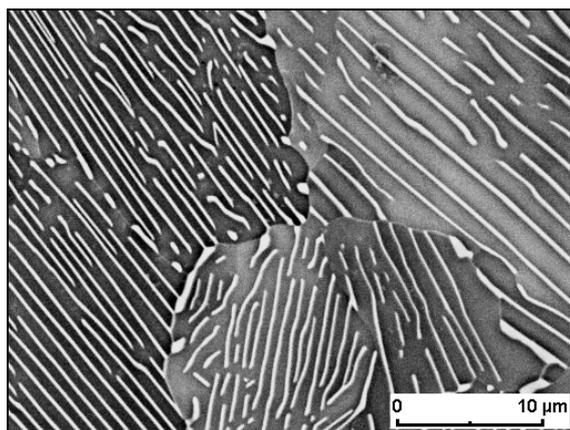
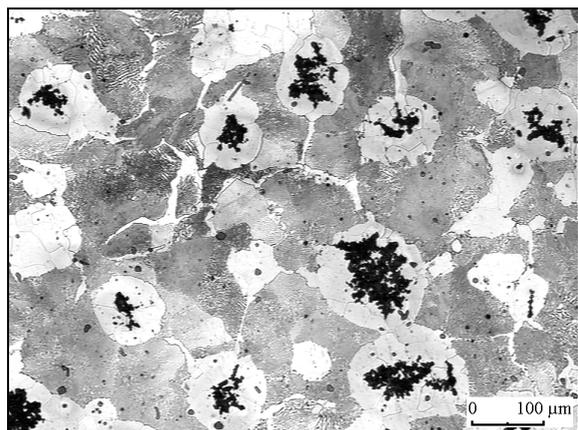
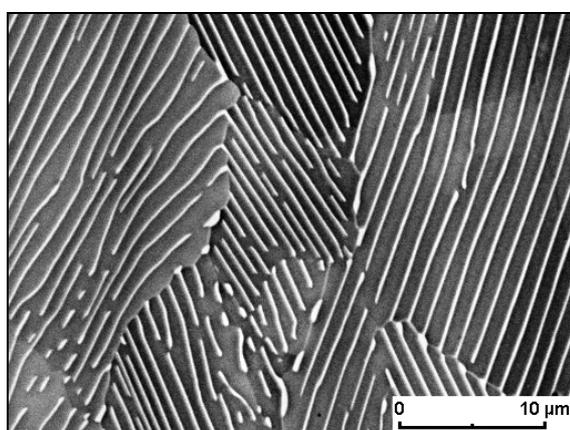
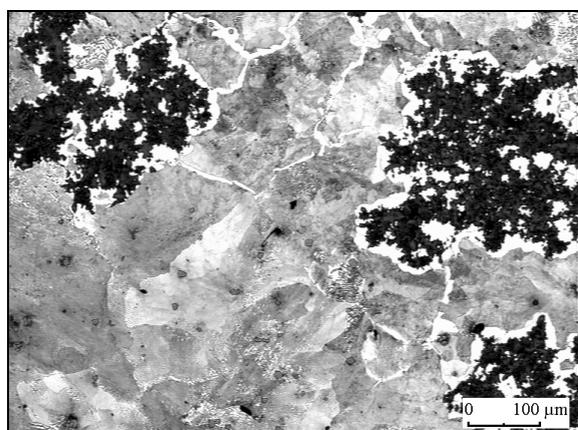


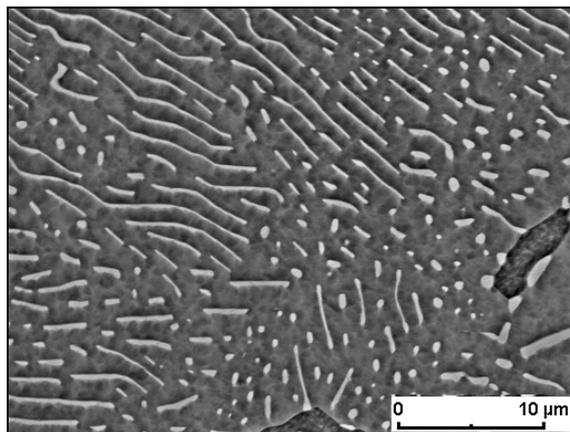
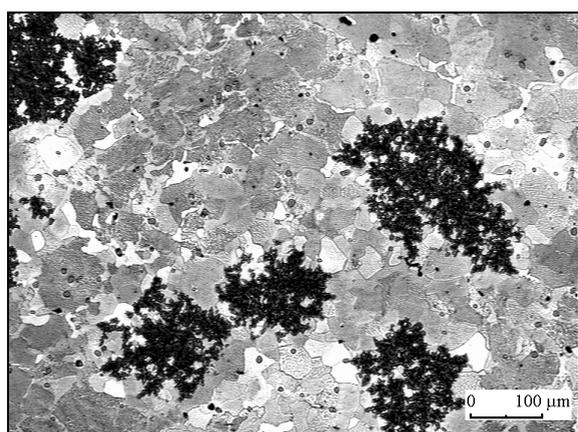
Bild 112: Statische und dynamische Kennwerte des J-Integralkonzeptes für GJMW



Hersteller A



Hersteller B



Hersteller C

Bild 113: Gefügeausbildung des EN GJMW-400-5 der Hersteller A, B und C
links: lichtmikroskopische Aufnahme des Gefüges
rechts: rasterelektronenmikroskopische Aufnahme des Perlits

5.3.3. Vergleich der GJM-Werkstoffe mit anderen Eisen-Gußwerkstoffen

Ergänzend zur vergleichenden Bewertung des statischen Rißwiderstandsverhaltens von ferritischen, ferritisch-perlitischen und perlitischen Eisen-Gußwerkstoffen mit unterschiedlicher Graphitbildung sollen auch die Rißwiderstandskurven unter schlagartiger Beanspruchung gegenübergestellt werden.

Ferritische Eisen-Gußwerkstoffe

Den Vergleich der dynamischen Rißwiderstandskurven des GJM-360-12 (87 % Ferrit) mit in vorangegangenen Untersuchungen /17//18/ ermittelten Verläufen zweier Qualitäten des GJS-400-15 mit variiertem Graphitteilchengröße und des neutralgeglühten Tempergusses GJM-350-10 zeigt Bild 114, die Gegenüberstellung der physikalischen und technischen Rißinitiierungswerte und des Rißausbreitungswiderstandes erfolgt in Bild 115.

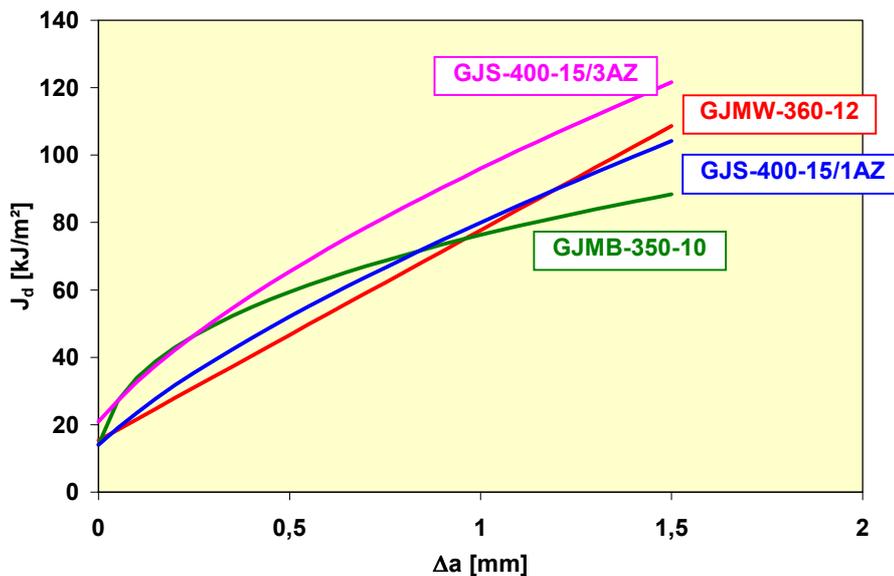


Bild 114: Dynamische J_R -Kurven von GJM-360-12 im Vergleich zu ferritischen Eisen-Gußwerkstoffen mit unterschiedlicher Graphitmorphologie

Im Bereich der Rißinitiierung ordnen sich der entkohlend und der nichtentkohlend geblühter Temperguß zwischen die beiden Qualitäten mit globularer Graphitbildung und ferritischem Matrixgefüge gut ein. Die etwas geringeren Werte für den weißen Temperguß können mit dem vorhandenen Perlit im Gefüge erklärt werden. Im weiteren Verlauf der J_d - Δa -Kurve zeigt sich bei GJM-360-12 ein stärkerer Anstieg gegenüber dem neutral geblühten GJM-

350-10. Das heißt, daß bei höheren Schlaggeschwindigkeiten die größere Zähigkeit der Matrix des entkohlend geglühten Tempergusses aufgrund des geringeren Si-Gehaltes gegenüber dem nicht entkohlend geglühten Tempergusses zum Tragen kommt und den Rißausbreitungswiderstand deutlich erhöht.

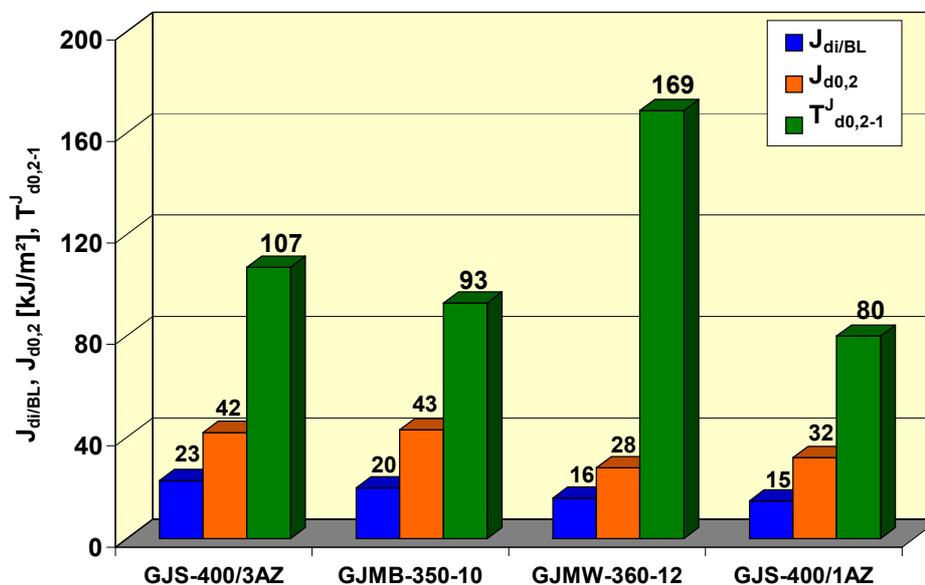


Bild 115: Rißinitiierungskennwerte und Rißausbreitungswiderstandes von GJMW-360-12 im Vergleich zu ferritischen Eisen-Gußwerkstoffen mit unterschiedlicher Graphitmorphologie bei schlagartiger Beanspruchung

Ferritisch-perlitische und perlitische Eisen-Gußwerkstoffe

Die Gegenüberstellung der Rißwiderstandskurven von nichtentkohlend und entkohlend geglühtem Temperguß mit vergleichbarer Festigkeit und Gefügeausbildung zeigt Bild 116.

Aufgrund des höheren Ferritanteils (20%) im Gefüge des GJMB-450-6 /18/ zeigt dieser Werkstoff bei schlagartiger Beanspruchung einen höheren Widerstand gegen stabile Rißausbreitung als der vergleichbare GJMW-450-7 mit 4% Ferrit im Matrixgefüge. Die physikalischen und technischen Rißinitiierungswerte beider Werkstoffe sind nahezu gleich (Bild 117).

Der Verlauf der J_{dR} -Kurven der beiden höherfesten Qualitäten des entkohlend und nichtentkohlend geglühten Tempergusses unterscheidet sich sichtbar im Bereich der Rißinitiierung und kleiner Δa -Beträge. Zur Rißinitiierung nach physikalischer Definition ist beim GJMW-550-4 ein wesentlich geringerer Energiebetrag nötig als bei der vergleichbaren neutralgeglühten Qualität GJMB-650-2. Die Ursache für dieses unterschiedliche Rißeinleitungsverhalten

ten ist in der Ausbildung des Perlits zu suchen. Der GJMW-550-4 weist neben körnig ausgebildeten Perlit auch feinstreifige Perlitbereiche auf, die die Duktilität der Matrix herabsetzen, was sich aber im weiteren Verlauf der J_d - Δa -Kurve auf das Rißwiderstandsverhalten nicht mehr auswirkt (Bild 116, 117).

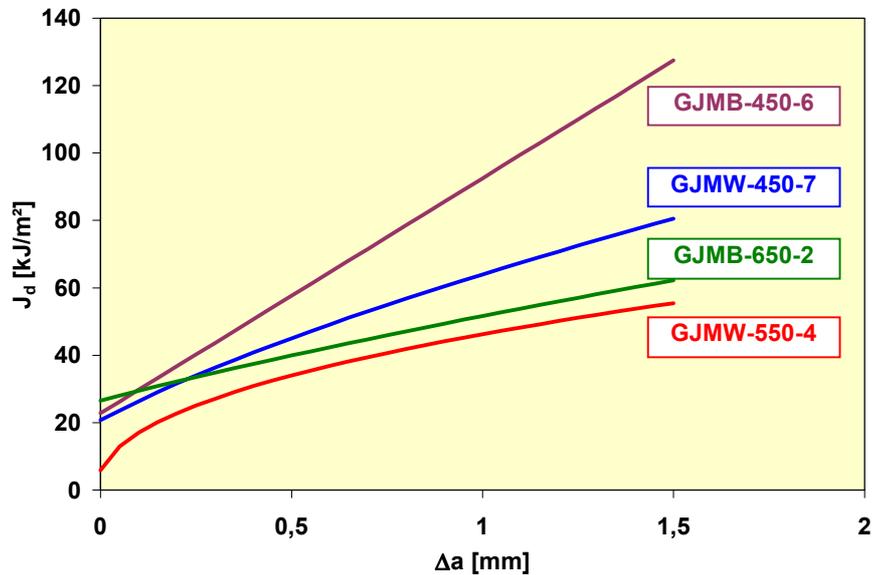


Bild 116: Dynamische J_R -Kurven von GJMW-450-7 und GJMW-550-4 im Vergleich zu GJMB-450-6 und GJMB-650-2

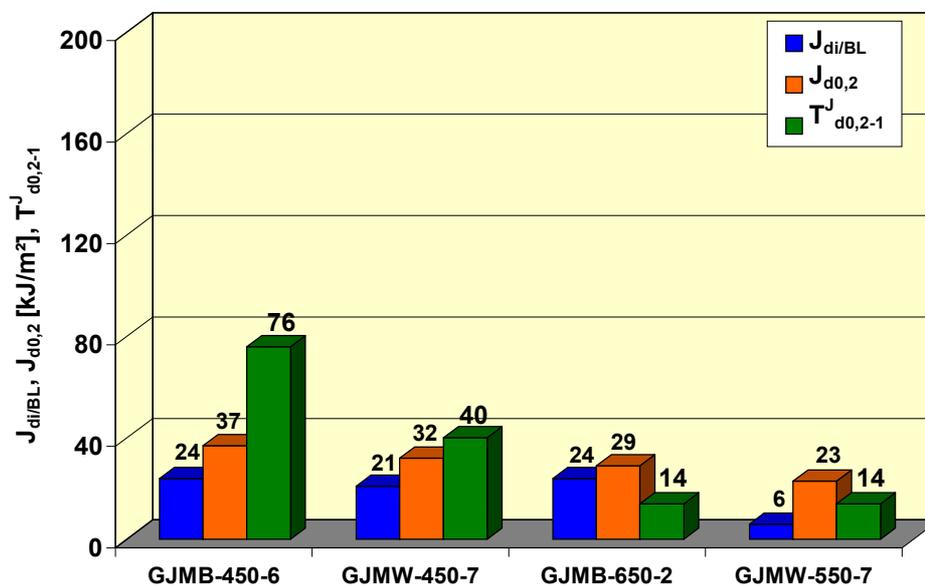


Bild 117: Rißinitiierungskennwerte und Rißausbreitungswiderstand von GJMW-450-7 und GJMW-550-4 im Vergleich zu GJMB-450-6 und GJMB-650-2 bei schlagartiger Beanspruchung

Aus den vergleichenden Bewertungen der unterschiedlichen Eisen-Gußwerkstoffe lassen sich einige wesentliche Einflußgrößen auf das Rißeinleitungs- und Rißausbreitungsverhalten der

Eisen-Gußwerkstoffe ableiten (Bild 118), die sich im Gefüge ausdrücken. Durch die Komplexität und die gegenseitige Überlagerung dieser Einflußgrößen lassen sich jedoch nur qualitative Aussagen treffen.

Ein hoher Ferritgehalt im Matrixgefüge wirkt sich sowohl günstig auf die Rißinitiierungswerte als auch auf den Rißausbreitungswiderstand aus, was mit der guten Duktilität des Ferrits begründet werden kann. Ein körnig ausgebildeter Perlit sowie ein feineres Korn erhöhen ebenfalls den Rißausbreitungswiderstand und damit den Anstieg der Rißwiderstandskurve.

Für die Rißinitiierung ist die Form der Graphitteilchen von großer Bedeutung, da hier die Schädigung, durch Ablösen der Teilchen von der Matrix oder durch Brechen der Teilchen, beginnt.

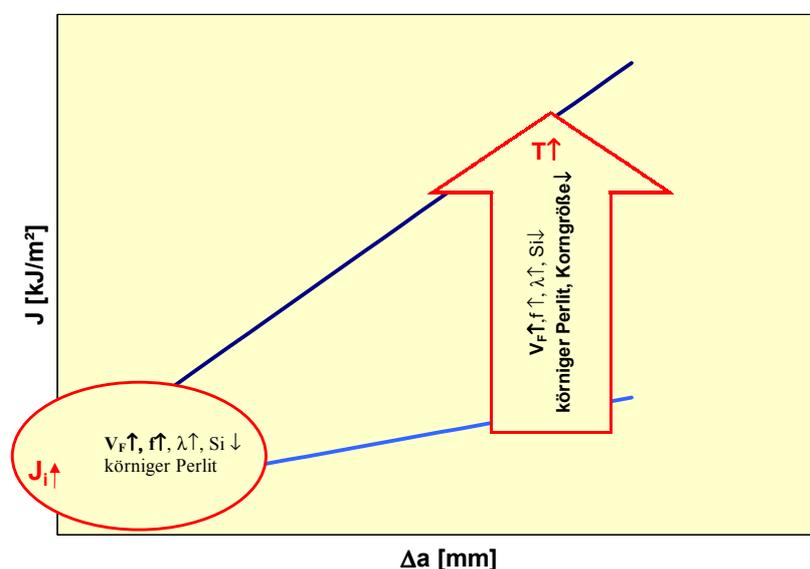


Bild 118 : Einflußgrößen auf den Rißeinleitungs- und Rißausbreitungswiderstand von Eisen-Gußwerkstoffen bei statischer und schlagartiger Beanspruchung

Der Einfluß der Teilchengröße konnte bei den Tempergußwerkstoffen durch die bereits erwähnte Komplexität der verschiedenen Einflußgrößen nicht quantitativ herausgearbeitet werden, wie z.B. bei Untersuchungen an ferritischen Eisen-Gußwerkstoffen mit globularer Graphitbildung /11/.

Bei "in-situ"-Experimenten konnte aber beobachtet werden, daß nach dem Bruch der Teilchen die Matriceigenschaften den weiteren Bruchverlauf steuern und sich ein größerer Teilchenabstand λ erhöhend auf den Rißausbreitungswiderstand auswirkt.

Die z.T. offensichtlichen herstellungsbedingten Unterschiede der Werkstoffkennwerte, machen die technologiebedingten Einflußmöglichkeiten deutlich.

5.4. Kennwerte bei zyklischer Beanspruchung

Im Rahmen umfassender Betriebsfestigkeitsanalysen kommen bruchmechanische Rißfortschrittskonzepte sowohl zur gefügeabhängigen Bewertung des Rißausbreitungsverhaltens bei zyklischer Beanspruchung als auch zur Berechnung der Bauteillebensdauer zum Einsatz /2/. Die durchgeführten Messungen an entkohlend geglühtem Temperguß ergänzen bereits durchgeführte Untersuchungen am Institut für Werkstofftechnik der TU Bergakademie Freiberg zum zyklischen Rißausbreitungsverhalten ferritischer, ferritisch-perlitischer, perlitischer und bainitischer Eisen-Gußwerkstoffe sowohl bei Variation der Graphitmorphologie als auch der Beanspruchungsbedingungen (R-Wert) /13//18//43//54//55//68//70/.

5.4.1. Versuchsdurchführung und -auswertung

Die Messung der Rißwachstumsgeschwindigkeit da/dN (N Lastspiel) in Abhängigkeit vom zyklischen Spannungsintensitätsfaktor ΔK wurde über die rechnergesteuerte Messung der Resonanzfrequenz als Maß für die von der Rißtiefe abhängige Probennachgiebigkeit vorgenommen (Bild 119).

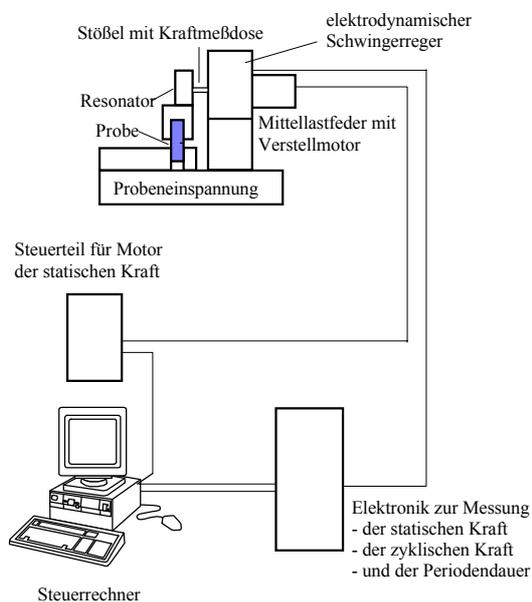


Bild 119:
Schema der Resonanzprüfmaschine

kann die Kraftamplitude mit dem Regelverstärker und die statische Last mit einem Schrittmotor verstellen. Die externe Elektronik erzeugt aus dem zyklischen Kraftsignal ein Zeitfen-

Die Probe wird einer einseitigen Biegebeanspruchung unterworfen. Diese wird statisch durch eine motorgetriebene Druckfeder und dynamisch durch einen elektrodynamischen Schwingerreger erzeugt. Das statische Kraftsignal wird mit einem AD-Wandler digitalisiert. Das zyklische Kraftsignal wird gleichgerichtet, anschließend als zeitunabhängiger Effektivwert mit dem AD-Wandler digitalisiert und außerdem mit einem vom Rechner gesteuerten Regelverstärker verarbeitet. Dieser sorgt einerseits für die gewünschte Amplitude andererseits mit einer Phasenverschiebung von 90° für die Einhaltung der Resonanzbedingungen. Der Rechner

ster von 100 Schwingungen, dessen Zeitdauer mit einem Timerschaltkreis gemessen wird. Damit ist die Messung der Periodendauer mit einer Auflösung von 10^{-6} s möglich.

Bei der hier erreichten Auflösung von ca. $2\mu\text{m}$ ist für den Bereich I der da/dN - ΔK -Kurve die exakte Bestimmung des Schwellenwertes ΔK_{th} möglich. Die Ermittlung der werkstoffabhängigen Konstanten m und C der Paris-Erdogan-Gleichung (Bereich II der da/dN - ΔK -Kurve) als Basis für die Abschätzung der Restlebensdauer rißbehafteter Bauteile erfolgt in Anlehnung an ASTM E647-86 /71/.

Die Aufnahme der Rißwachstums- (da/dN - ΔK -Kurve) erfolgte an den SENB-Proben gemäß Bild 14 mit einem 3 mm tiefen V-Kerb (Startkerb) bei den Spannungsverhältnissen $R = 0,1/0,3/0,5$ (Bild 120) /72/.

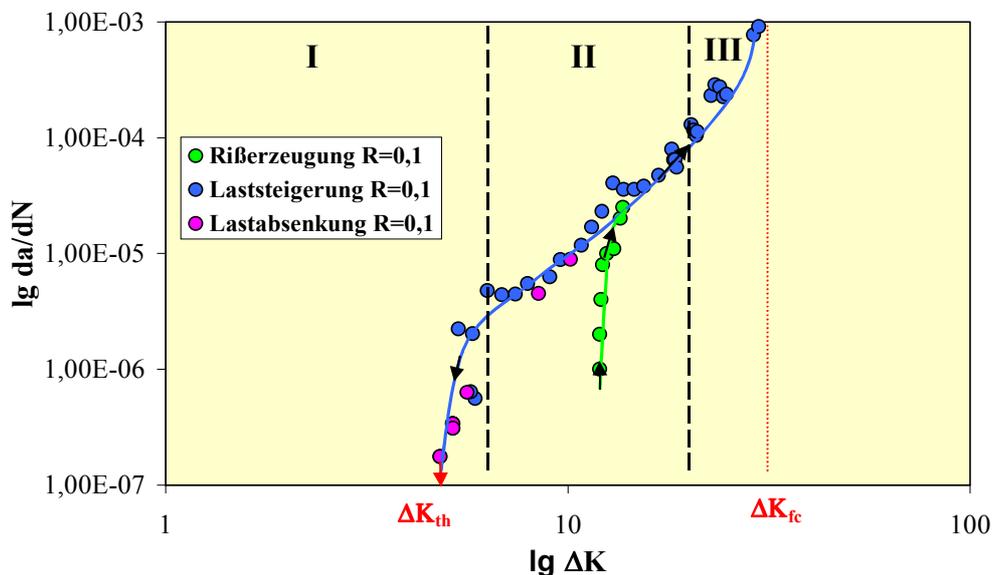


Bild 120: Aufnahme der da/dN - ΔK -Kurve am Beispiel des EN-GJMW-450-7 (Hersteller C)

Dabei wird das Rißwachstum, ausgehend vom mechanisch eingebrachten V-Kerb bei $\Delta K > \Delta K_{th}$ initiiert und anschließend wird der zyklische Spannungsintensitätsfaktor schrittweise oder kontinuierlich abgesenkt, bis die Rißwachstumsgeschwindigkeit da/dN unter die Nachweisgrenze $da/dN < 10^{-7}$ mm/Zyklus fällt. Der zugehörige zyklische Spannungsintensitätsfaktor wird als Schwellenwert ΔK_{th} bezeichnet und ist gemäß

$$\Delta K_{th}(R) = \Delta K_{th(0)}(1 - R)^\gamma \quad (53)$$

abhängig von der Mittelspannung (**R-Wert**). Der werkstoffabhängige Exponent γ nimmt in der Mehrzahl der Fälle Werte zwischen 0 und 1 an.

Der lineare Bereich der Kurve wurde durch ein Potenzgesetz, die Paris-Erdogan-Gleichung, angenähert.

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K^m \quad (54)$$

Mit Hilfe eines Ansatzes nach Schwalbe /73/ kann in Abhängigkeit von R die gesamte RiB-wachstumskurve mathematisch beschrieben werden.

$$\frac{da}{dN} = A \cdot (\Delta K - \Delta K_{th}(R))^2 \cdot \frac{\Delta K_{fc}(R)}{(\Delta K_{fc}(R) - \Delta K)} \quad (55)$$

mit $\Delta K_{th}(R)$ gemäß Gleichung (53) bzw.

$$\Delta K_{fc}(R) = \Delta K_{fc(0)}(1 - R) \quad (56)$$

Der Parameter **A** wird nach Gleichung (57) über die elastischen Konstanten **E** und **v**, dem Verfestigungsexponenten, sowie die wahre Bruchdehnung ϵ_w bestimmt,

$$A = \frac{(1 - 2\nu)^2}{4\pi(1 + n) \cdot R_{p0,2}^2} \cdot \left(\frac{2R_{p0,2}}{E \cdot \epsilon_w} \right)^{1+n} \quad (57)$$

wobei letztere aus der Brucheinschnürung **Z** nach

$$\epsilon_w = \ln \left(\frac{1}{1 - Z} \right) \quad (58)$$

berechnet werden kann.

5.4.2. Darstellung und Diskussion

Der Verlauf der da/dN-ΔK-Kurven für R=0,1 ist aus Bild 121 bis 124 ersichtlich, die Bilder A32 bis A35 fassen die Ergebnisse für alle Spannungsverhältnisse zusammen.

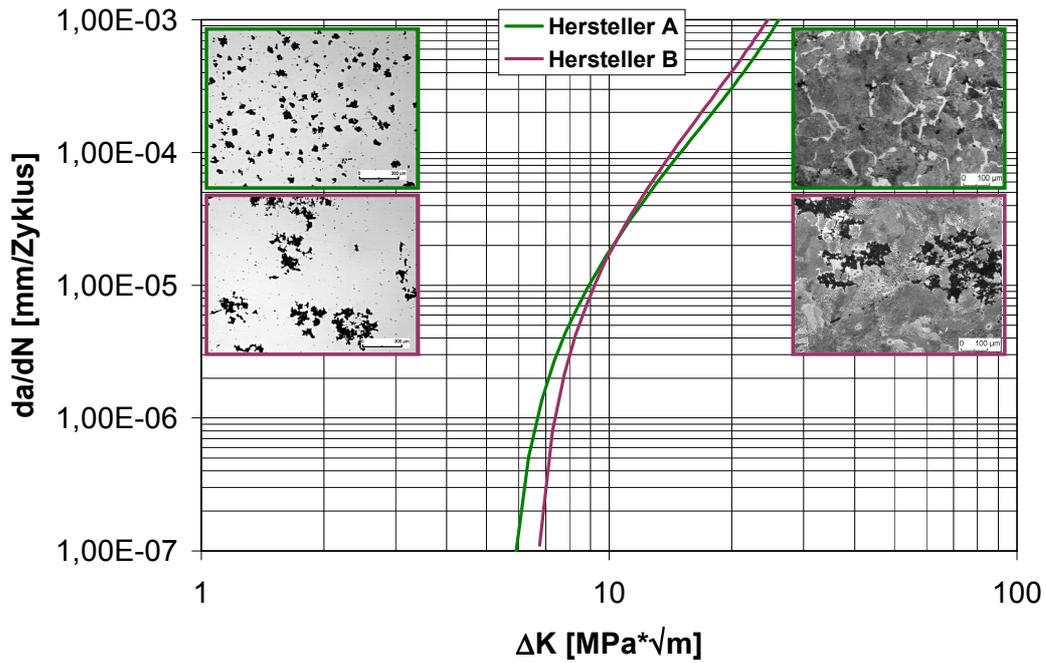


Bild 121: Rißwachstumskurve bei R=0,1 für EN-GJMW-360-12; Hersteller A und B

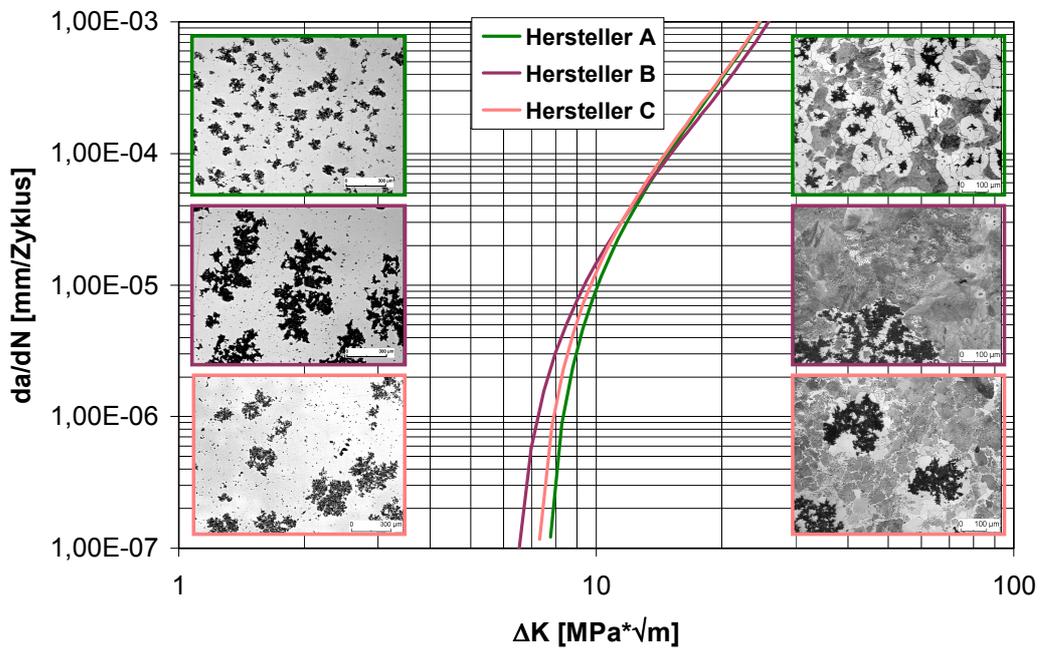


Bild 122: Rißwachstumskurve bei R=0,1 für EN-GJMW-400-5; Hersteller A, B und C

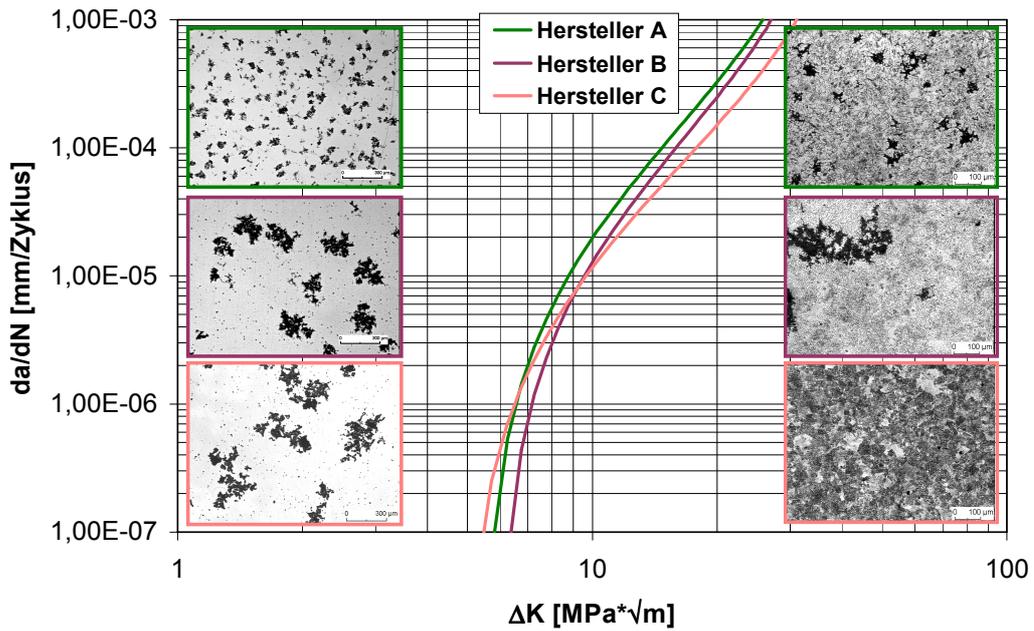


Bild 123: Rißwachstumskurve bei R=0,1 für EN-GJMW-450-7; Hersteller A, B und C

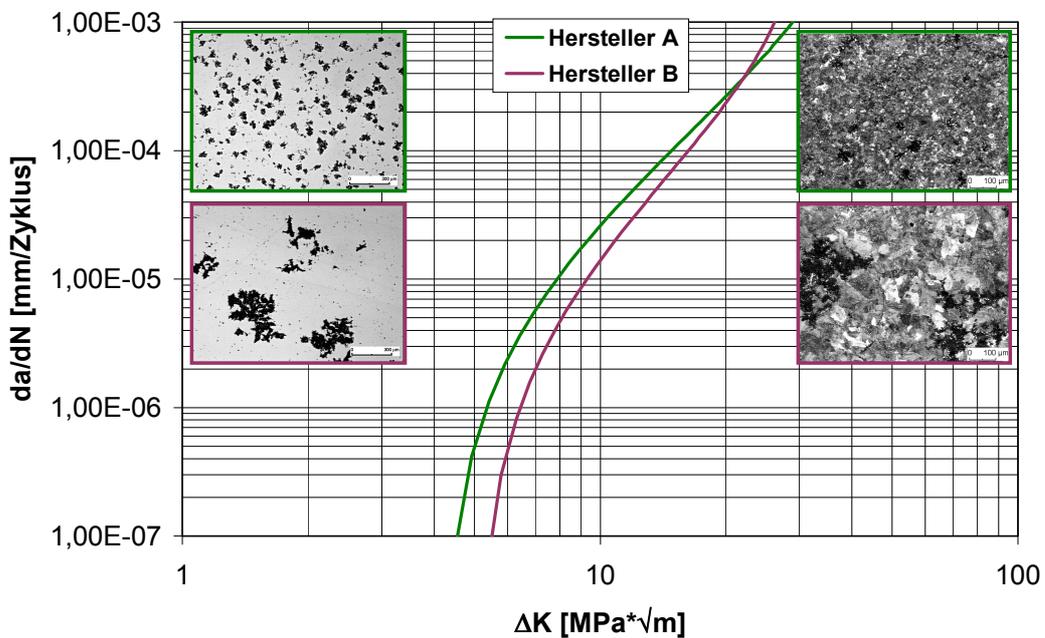


Bild 124: Rißwachstumskurve bei R=0,1 für EN-GJMW-550-4; Hersteller A und B

Die gute Übereinstimmung zwischen den experimentell aufgenommenen und analytisch nach Gleichung (55) beschriebenen da/dN - ΔK -Kurven zeigt Bild 125 am Beispiel des EN-GJMW-360-12.

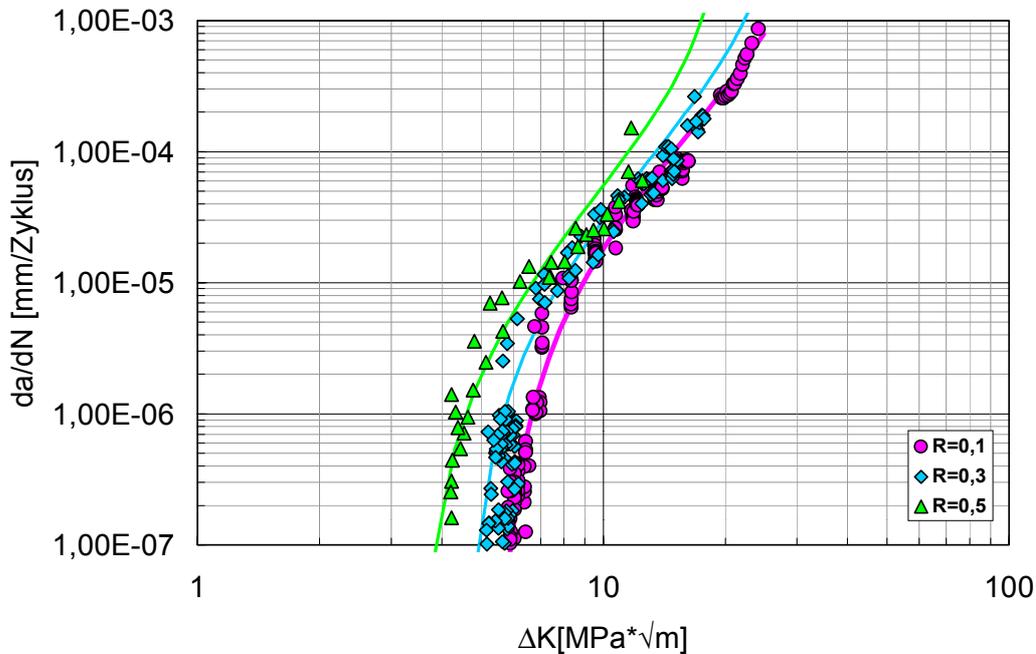


Bild 125: Experimentell und analytisch nach Gleichung (55) bestimmter Verlauf der Rißwachstumskurve des EN-GJMW-360-12 (Hersteller A) in Abhängigkeit von R

Döker stellt in /81/ eine Verfahrensweise zur ΔK_{th} -Bestimmung vor, bei der die da/dN - ΔK -Wertepaare in ein Diagramm mit linearen Achsen aufgetragen und auf 0 mm/Zyklus extrapoliert werden. Für die vorliegenden Meßwerte wurde die ΔK_{th} -Bestimmung ergänzend auch nach dieser Methode durchgeführt.

Die im Ergebnis aller Messungen an den da/dN - ΔK -Kurven abgeleiteten Kennwerte bzw. Parameter nach Gleichung (55) sowie die nach /81/ bestimmten ΔK_{th} -Werte sind in Tabelle 23 zusammengestellt. Die z.T. vorhandenen Abweichungen zwischen den nach Döker bzw. Schwalbe bestimmten ΔK_{th} -Werten entstehen durch die unterschiedlichen Extrapolationsverfahren.

Tabelle 23: Kennwerte und Parameter der da/dN- ΔK -Kurve

	R	$\Delta K_{th}(R)$ [MPa \sqrt{m}]	$\Delta K_{fc}(R)$ [MPa \sqrt{m}]	A	γ	m	C [mm/LW/ MPa m^m]
EN-GJMW-360-12							
A1	0,1	5,5	36	6,56E-10	0,70	3,50	7,00E-09
	0,3	4,6	28	6,56E-10	0,70	2,92	3,00E-08
	0,5	3,5	20	6,56E-10	0,70	2,44	1,00E-07
B1	0,1	6,5	36	9,92E-10	0,70	3,97	2,00E-09
	0,3	5,3	28	9,92E-10	0,70	4,18	2,00E-09
	0,5	4,1	20	9,92E-10	0,70	4,08	6,00E-09
EN-GJMW-400-5							
A2	0,1	7,5	36	1,06E-09	0,83	3,59	5,00E-09
	0,3	6,0	28	1,06E-09	0,83	4,28	1,50E-09
	0,5	4,4	20	1,06E-09	0,83	3,13	4,00E-08
B2	0,1	6,2	36	7,34E-10	0,70	3,56	4,00E-09
	0,3	5,1	28	7,34E-10	0,70	3,65	6,00E-09
	0,5	3,9	20	7,34E-10	0,70	3,00	5,00E-08
C2	0,1	7,0	36	1,03E-09	0,58	4,47	3,00E-10
	0,3	6,2	28	1,03E-09	0,58	3,31	1,00E-08
	0,5	4,9	20	1,03E-09	0,58	4,53	1,00E-09
EN-GJMW-450-7							
A3	0,1	5,4	36	6,87E-10	0,25	3,27	8,00E-09
	0,3	5,1	28	6,87E-10	0,25	3,05	3,00E-08
	0,5	4,6	20	6,87E-10	0,25	3,68	8,00E-09
B3	0,1	5,9	36	5,60E-10	0,79	4,25	8,00E-10
	0,3	4,8	28	5,60E-10	0,79	2,65	4,00E-08
	0,5	3,6	20	5,60E-10	0,79	3,07	3,00E-08
C3	0,1	4,9	41	3,36E-10	0,58	3,03	1,00E-08
	0,3	4,2	32	3,36E-10	0,58	2,97	2,00E-08
	0,5	3,4	23	3,36E-10	0,58	3,00	3,00E-08
EN-GJMW-550-4							
A4	0,1	4,1	45	5,84E-10	0,25	2,15	1,50E-07
	0,3	3,7	35	5,84E-10	0,25	2,62	7,00E-08
	0,5	3,2	25	5,84E-10	0,25	2,55	7,00E-08
B4	0,1	5,0	32	3,80E-10	0,85	3,78	2,00E-09
	0,3	3,9	25	3,80E-10	0,85	3,00	3,00E-08
	0,5	2,8	18	3,80E-10	0,85	2,81	7,00E-08

Eine Aussage zur Meßgenauigkeit der zur Anwendung kommenden Methode kann aus Untersuchungen in /13/ an Gußeisen mit globularer Graphitbildung abgeleitet werden. Die Auswertung des Streufeldes von fünf Proben EN-GJS-400-15 ergab für einen Mittelwert des ΔK_{th} -Wertes von 7,5 MPa \sqrt{m} eine Standardabweichung von 0,4 MPa \sqrt{m} , die in dieser Höhe

durch die Gesamtheit der Versuche bestätigt wird. Der relative Fehler liegt in Übereinstimmung mit Messungen an Stahl im Bereich von $\pm 10\%$.

Die Diskussion der Ergebnisse wird geordnet nach den einzelnen Bereichen der da/dN - ΔK -Kurve vorgenommen.

Bereich I

Aus Untersuchungen an Eisen-Gußwerkstoffen mit ferritischer Matrix und globularer Graphitbildung folgt, daß mit abnehmender Graphitteilchengröße die ΔK_{th} -Werte kleiner werden. Dies korreliert einerseits mit der gleichzeitigen Abnahme des Teilchenabstandes und der hieraus nach dem Richie-Modell /74/ resultierenden Abnahme der freien Weglänge der Versetzungen sowie andererseits mit der Zunahme der $R_{p0,2}$ -Dehngrenze. Beide Einflußgrößen verringern die zur Rißbildung erforderliche plastische Deformation, z.B. in Ermüdungsgleitbändern bzw. an Grenzflächen der Graphitteilchen, wie bei "in-situ"-Versuchen im Rasterelektronenmikroskop beobachtet wurde /13//68/. Eine so deutliche Abhängigkeit kann bei den hier untersuchten entkohlend geglühten Tempergußwerkstoffen nicht durchgehend festgestellt werden, da hier die Zunahme der Festigkeit über die unterschiedlichen, d.h. ferritischen, ferritisch-perlitischen und perlitischen Grundgefüge bei zusätzlicher Variation der Perlitausbildung (lamellar, eingeformt) eingestellt wird. Eine tendenzielle Abhängigkeit des Schwellenwertes ΔK_{th} von der $R_{p0,2}$ -Dehngrenze für $R=0,1$ zeigt Bild 126.

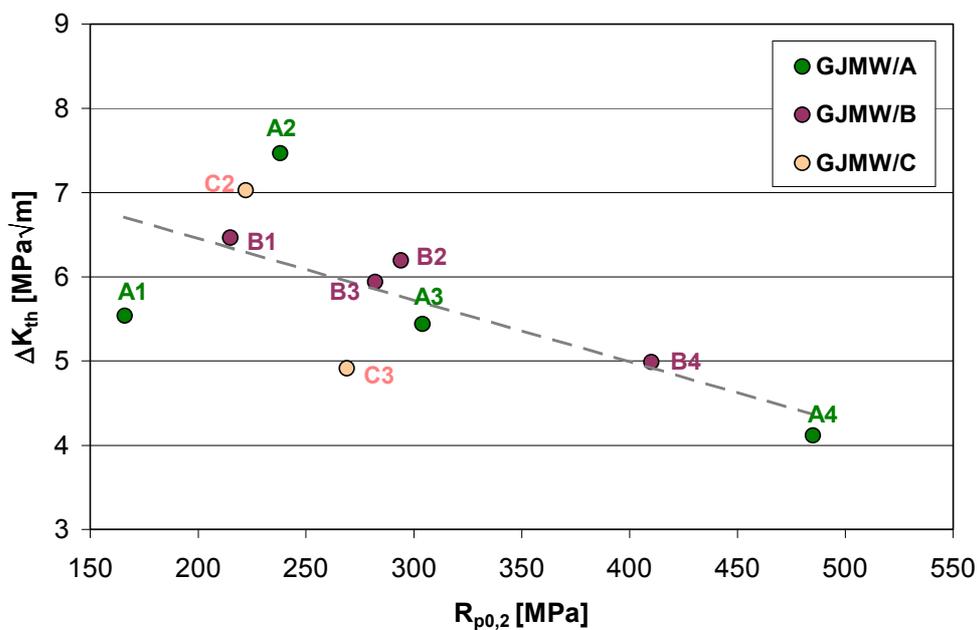


Bild 126: Abhängigkeit des ΔK_{th} -Wertes von der $R_{p0,2}$ -Dehngrenze bei $R = 0,1$

Für die beiden höchsten Schwellenwerte A2 ($\Delta K_{th} = 7,5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$) und C2 ($\Delta K_{th} = 7,0 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$) fällt auf, daß diese Werkstoffe ein Gefüge mit ausgeprägten Ferrithöfen um die Temperkohlenknoten aufweisen (Bild127 und 128).

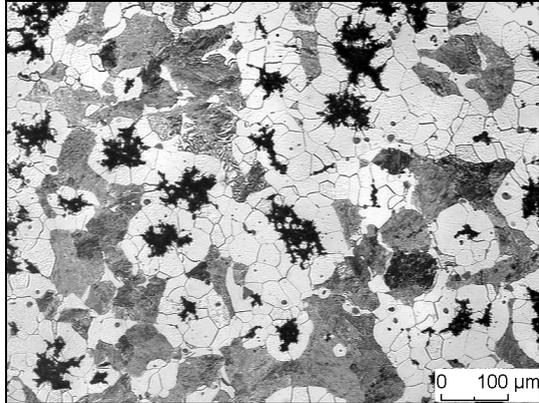


Bild127:
Gefüge des GJMW-400-5 Hersteller A

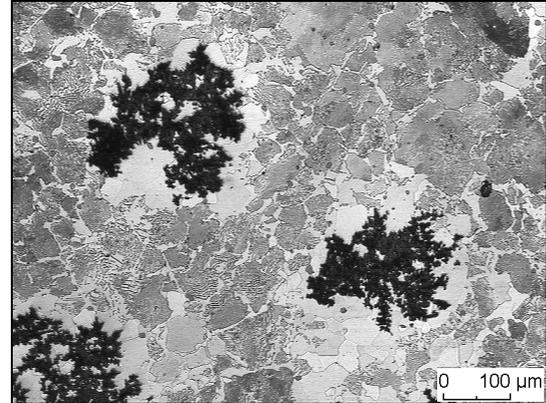


Bild 128:
Gefüge des GJMW-400-5 Hersteller C

Die Abhängigkeit der Schwellenwerte von R gemäß Gleichung (53) ist im Bild 126 dargestellt. Der werkstoffabhängige Exponent γ (Tabelle 23) liegt mit Ausnahme der Werkstoffe A3 ($\gamma = 0,25$) und A4 ($\gamma = 0,36$) zwischen 0,58 und 0,85 und macht so auf die Mittelspannungsabhängigkeit aufmerksam.

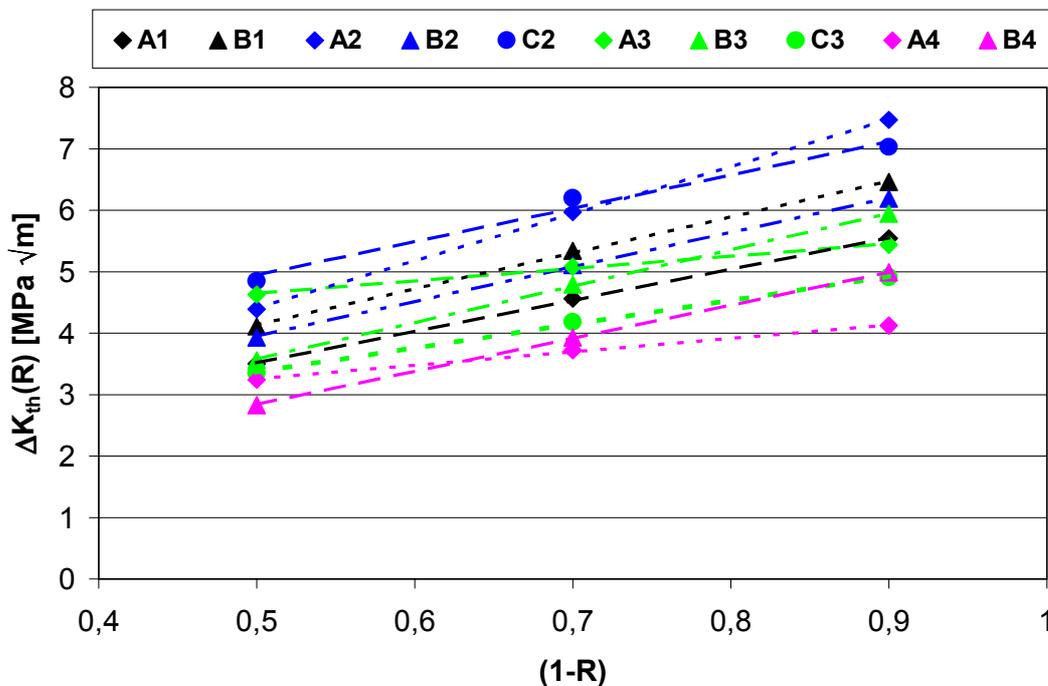


Bild 129: Schwellenwert ΔK_{th} in Abhängigkeit von R

Bereich II

Die R-Abhängigkeit des Bereiches II der da/dN-ΔK-Kurve ist aus den Bildern A32 bis A34 erkennbar. Der lineare Verlauf in diesem Bereich kann mit der Paris-Erdogan-Gleichung über die werkstoffabhängigen Parameter **C** und **m** beschrieben werden, wie Bild 130 am Beispiel der da/dN-ΔK-Kurve für R = 0,1 zeigt.

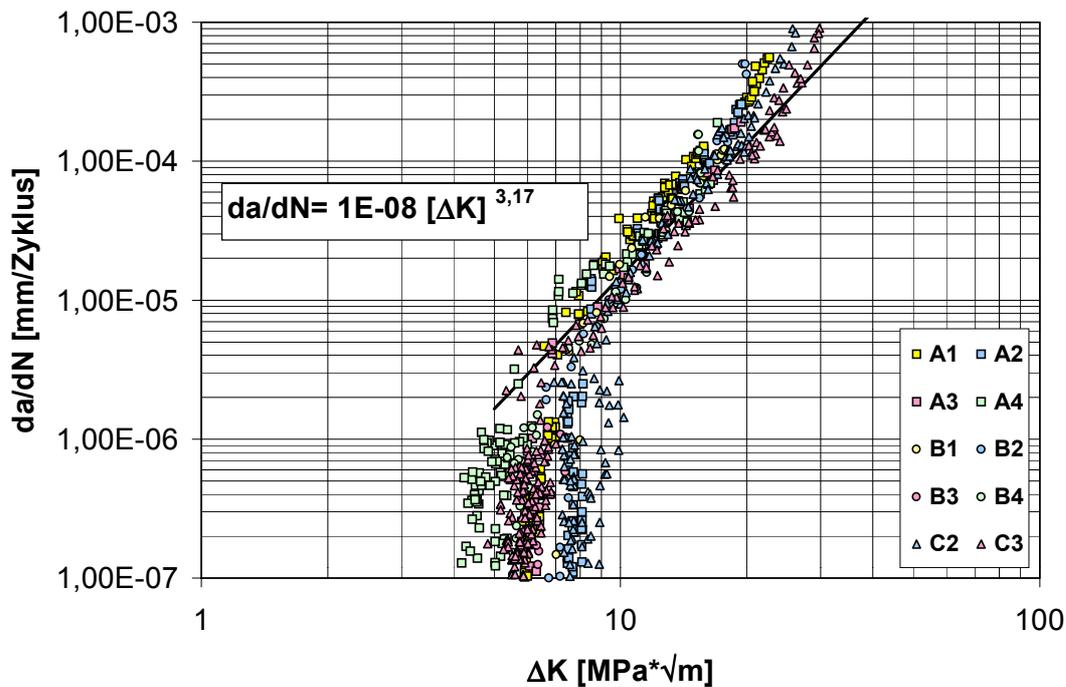


Bild130: Rißwachstumskurven bei R = 0,1 für die Werkstoffe EN-GJMW-360-12, -400-5, -450-7 und -550-4 der Hersteller A, B und C

Es wird deutlich, daß die allgemein postulierte Gefügeunabhängigkeit des Verlaufs der da/dN-ΔK-Kurve im Bereich II, im Gegensatz zum Bereich I, auch für diese hier untersuchte Werkstoffgruppe bestätigt werden kann. Unter Berücksichtigung aller Meßpunkte ergibt sich für den in Bild 130 dargestellten Verlauf eine berechnete Mittelwertskurve gemäß:

$$\frac{da}{dN} = 1E - 08 \cdot [\Delta K]^{3,17} \quad (59)$$

Auf die nach /75/ bestehende Korrelation zwischen **C** und **m** wird in Abschnitt 5.3.3. im Zusammenhang mit dem Vergleich der Ergebnisse zu anderen Eisen-Gußwerkstoffen eingegangen.

Bereich III

Da die Meßapparatur die Beanspruchung auf $\Delta K \leq 30 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ begrenzt, wurden die in Tabelle 23 angegebenen Werte für ΔK_{fc} nach Gleichung (55) berechnet. Die ΔK_{fc} -Werte sind wie die ΔK_{th} -Werte mittelspannungsabhängig und nehmen mit zunehmendem R-Wert ab.

Die in Tabelle 23 aufgeführten Parameter gestatten in überschaubaren Bewertungsprozeduren die Berechnung der Restlebensdauer rißbehafteter Gußbauteile auf der Basis der Paris-Erdogan-Gleichung.

Bei komplexen Problemstellungen kann mit Hilfe des von der ESA entwickelten Programms ESACRACK /76/ eine rechnergestützte Bewertung mit statistisch aufbereiteten Rißwachstumsdaten vorgenommen werden, wie z.B. in /77/ für das zyklische Rißwachstumsverhalten von Bauteilen und deren Schweißverbindungen gezeigt wurde.

Das Rißwachstumsmodell des Programms ESACRACK beruht auf einer erweiterten Paris-Erdogan-Gleichung gemäß

$$\frac{da}{dN} = C \left[\left(\frac{1-f}{1-R} \right) \Delta K \right]^n \frac{\left(1 - \frac{\Delta K_{th}}{\Delta K} \right)^p}{\left(1 - \frac{K_{max}}{K_c} \right)^q} \quad (60)$$

die alle drei Bereiche der da/dN - ΔK -Kurve in Abhängigkeit von R beschreibt. Hierin bedeuten neben den schon bekannten Größen **p** und **q** Fitkonstanten, die den Übergang in den Bereichen I und III anpassen und **f** die R-abhängige Rißöffnungsfunktion nach Newman /78/. **C** und **n** sind die Konstanten aus der Parisgleichung.

Die Rißöffnungsfunktion, die die Abhängigkeit der Rißwachstumskurve vom Spannungsverhältnis **R** beschreibt, stellt das Verhältnis zwischen Rißöffnungsspannungsintensität **K_{op}** und der maximalen Spannungsintensität während eines Schwingenspiels **K_{max} = ΔK/(1-R)** dar.

$$f = \frac{K_{op}}{K_{max}} = \begin{cases} \max \left(R, A_0 + A_1 R + A_2 R^2 + A_3 R^3 \right) & R \geq 0 \\ A_0 + A_1 R & -2 \leq R < 0 \end{cases} \quad (61)$$

Die Konstanten **A₀** bis **A₃** hängen vom Verhältnis der maximalen Zugspannung **S_{max}** zur technischen Fließgrenze **σ₀** und der Mehrachsigekeitszahl **α** ab.

$$A_0 = (0.825 - 0.34\alpha + 0.05\alpha^2) \left[\cos \left(\frac{\pi}{2} S_{\max} / \sigma_0 \right) \right]^{1/\alpha} \quad (62)$$

$$A_1 = (0.415 - 0.071\alpha) S_{\max} / \sigma_0 \quad (63)$$

$$A_2 = 1 - A_0 - A_1 - A_3 \quad (64)$$

$$A_3 = 2A_0 + A_1 - 1 \quad (65)$$

Der Wert α ist eine Funktion der Bauteildicke und kann Werte zwischen 1 (ebene Spannung) und 3 (ebene Dehnung) annehmen. Bei Gültigkeit der Fließbedingung nach von Mises nimmt der Quotient S_{\max} / σ_0 den Wert 0,3 an. Für Stähle führen die Werte für $\alpha = 2,5$ und $S_{\max}/\sigma_0 = 0,3$ zu einer guten Anpassung der Meßwerte. In den wenigen Fällen, bei denen kein plastizitätsinduziertes Rißschließen auftritt, kann die Rißöffnungsfunktion f durch eine sogenannte Bypassoption umgangen werden. In diesem Fall wird $f = R$ gesetzt /76/.

Mit der Rißöffnungsfunktion f wird nur das plastizitätsinduzierte Rißschließen beschrieben. Andere Rißschließmechanismen, wie z.B. durch Korrosionsprodukte oder rauhigkeitsinduziertes Rißschließen können zu einer abweichenden R-Abhängigkeit der da/dN- ΔK -Kurve führen. Diese R-Abhängigkeit muß durch Messungen bei verschiedenen R-Werten belegt werden, die Konstanten α und S_{\max}/σ_0 werden dann als Fitparameter genutzt.

Beanspruchungen, die kleiner als der Schwellenwert sind, führen nicht zu Rißwachstum. Damit hat der Schwellenwert den Charakter einer bruchmechanischen Dauerfestigkeit und ist von ganz wesentlicher Bedeutung bei der Fehlerbewertung. Für eine adäquate Abbildung des Schwellenwertbereiches sind Rißwachstumsdaten bei verschiedenen Spannungsverhältnissen erforderlich. ESACRACK gestattet die Beschreibung des Schwellenwertbereiches sowohl bei positiven als auch bei negativen R-Werten in Abhängigkeit von der Rißtiefe a

$$\Delta K_{th} = \Delta K_0 \left(\frac{a}{a + a_0} \right)^{1/2} / \left(\frac{1 - f}{(1 - A_0)(1 - R)} \right)^{(1 + C_{th}R)} \quad (66)$$

mit ΔK_0 als Schwellenwert bei $R = 0$, a der aktuellen Rißtiefe, a_0 einer Mikrostrukturkonstanten und C_{th} einem Fitparameter, der für positive und negative R-Werte unterschiedlich sein kann (C_{th+} bzw. C_{th-}). Mit dem ersten Teil der Gleichung (66) wird der Einfluß der Rißlänge auf den Schwellenwert beschrieben und damit wird die Erniedrigung des Schwellenwertes bei Rißtiefen $< a_0$ berücksichtigt. Der zweite Teil von Gleichung (66) beschreibt den

Anteil des Rißschließens auf den Schwellenwert mit Hilfe der Rißöffnungsfunktion f , sowie den Konstanten A_0 und C_{th} .

Die Anwendung des Modells auf die untersuchten Eisen-Gußwerkstoffe zeigt am Beispiel des EN-GJMW-360-12 das Bild 131 und die daraus abgeleiteten Konstanten und Kennwerte für alle untersuchten Qualitäten die Tabelle 24.

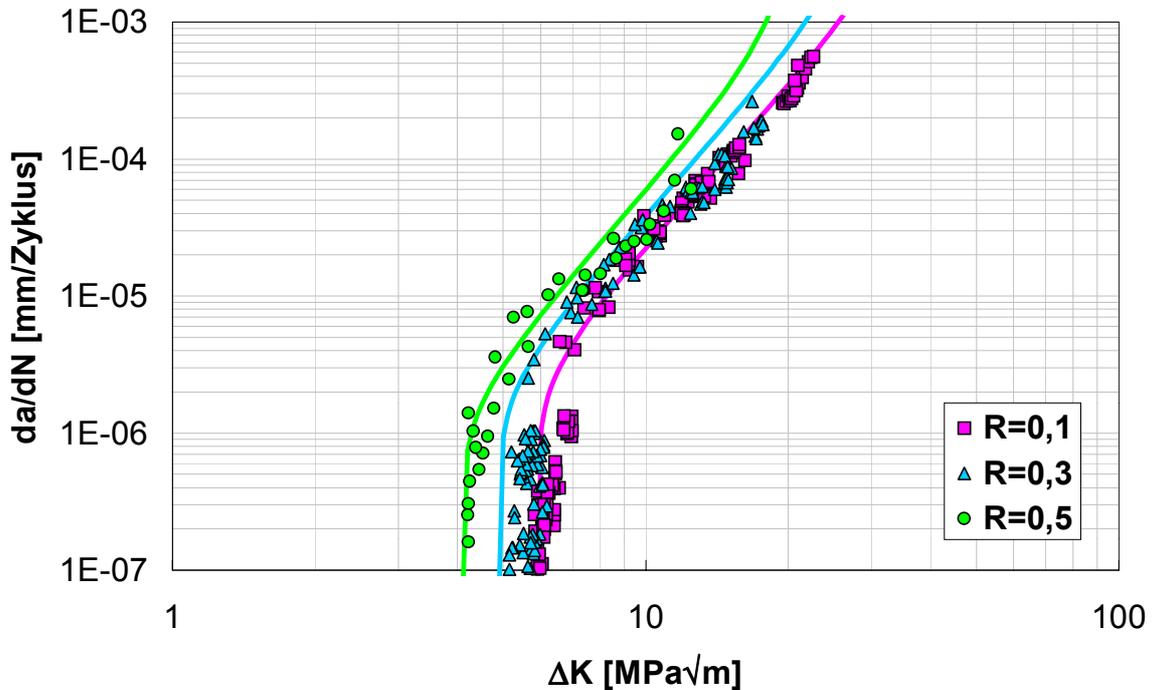


Bild 131: Experimentell und analytisch nach Gleichung (60) bestimmter Verlauf der Rißwachstumskurven des EN-GJMW-360-12 (Hersteller A) in Abhängigkeit von R

Bei der Anpassung der Rißwachstumskurven wurden folgende Werte konstant gehalten:

$$\begin{array}{ll}
 S_{\max}/\sigma_0 = 0,3 & \alpha = 2,5 \\
 a = 10 & a_0 = 0,0381 \\
 C_{th-} = 0,25 & R_{cl} = 0,7 \text{ und } R_p = -1
 \end{array}$$

Wie Bild 131 zeigt, bietet das bruchmechanische Bewertungsprogramm ESACRACK auch für Eisen-Gußwerkstoffe eine sehr gute Möglichkeit der Beschreibung der Rißwachstumskurven in allen drei Bereichen. Die Abhängigkeit vom Spannungsverhältnis R kann gut wiedergegeben werden.

Tabelle 24: Kennwerte und Konstanten des Riwachstumsmodells ESACRACK /76/ für alle untersuchten Temperguqualitten

	ΔK_{th} [MPa√m]	K_C [MPa√m]	C	n	p	q	C_{th+}
EN-GJMW-360-12							
A1	6,5	40	3,0E-08	3,30	0,40	0,50	1,30
B1	7,4	28	2,0E-08	3,30	0,10	0,65	1,50
EN-GJMW-400-5							
A2	8,4	40	3,0E-08	3,30	0,30	0,40	1,80
B2	7,3	25	1,3E-08	3,30	0,16	0,60	1,60
C2	8,0	33	1,5E-08	3,30	0,16	0,60	1,60
EN-GJMW-450-7							
A3	6,5	42	2,4E-08	3,30	0,50	0,30	0,10
B3	6,8	30	4,0E-08	3,00	0,60	0,30	1,50
C3	6,0	33	1,5E-08	3,00	0,16	0,60	1,2
EN-GJMW-550-4							
A4	5,3	38	8,5E-08	2,70	0,20	0,30	0,50
B4	6,0	30	1,0E-08	3,30	0,16	0,60	1,5

Anmerkung: Die Parameter gelten für das Maßeinheitensystem mm/Zyklus; MPa√m.
Um in das Maßeinheitensystem von ESACRACK mm/Zyklus; Nmm^{-3/2} zu gelangen, müssen folgende Transformationen durchgeführt werden:

$$\Delta K_{th} [Nmm^{-3/2}] = 31,6 * \Delta K_{th} [MPa\sqrt{m}]$$

$$K_C [Nmm^{-3/2}] = 31,6 * K_C [MPa\sqrt{m}]$$

$$C_1 [mm / Zyklus; MPa\sqrt{mm}] = \frac{C_2}{\sqrt{1000}^n}$$

5.4.3. Vergleich der GJMW-Werkstoffe mit anderen Eisen-Gußwerkstoffen

Tabelle A 20 faßt die bruchmechanischen Kennwerte der Parameter der zyklischen Rißwachstumskurven der Versuchs- und Vergleichswerkstoffe zusammen. Die R-Abhängigkeit des ΔK_{th} -Wertes zeigt für den nichtentkohlend geglühten Temperguß mit $\gamma = 0,15$ bis $0,39$ den niedrigsten Wert und für Gußeisen mit vermicularer Graphitbildung den höchsten Wert.

Den Verlauf der Mittelwertskurven im Bereich II der da/dN - ΔK -Kurven unter Einbeziehung von Messungen in /79/ an einem Gußeisen mit lamellarer Graphitbildung EN-GJL-350 ($R_m=3\ 91$ MPa, $\Delta K_{th} = 6,7$ MPa \sqrt{m} bei $R = 0,1$, $m = 6,7$ und $C = 3,8 \cdot 10^{-12}$) und im Vergleich zu Stahl zeigt Bild 132.

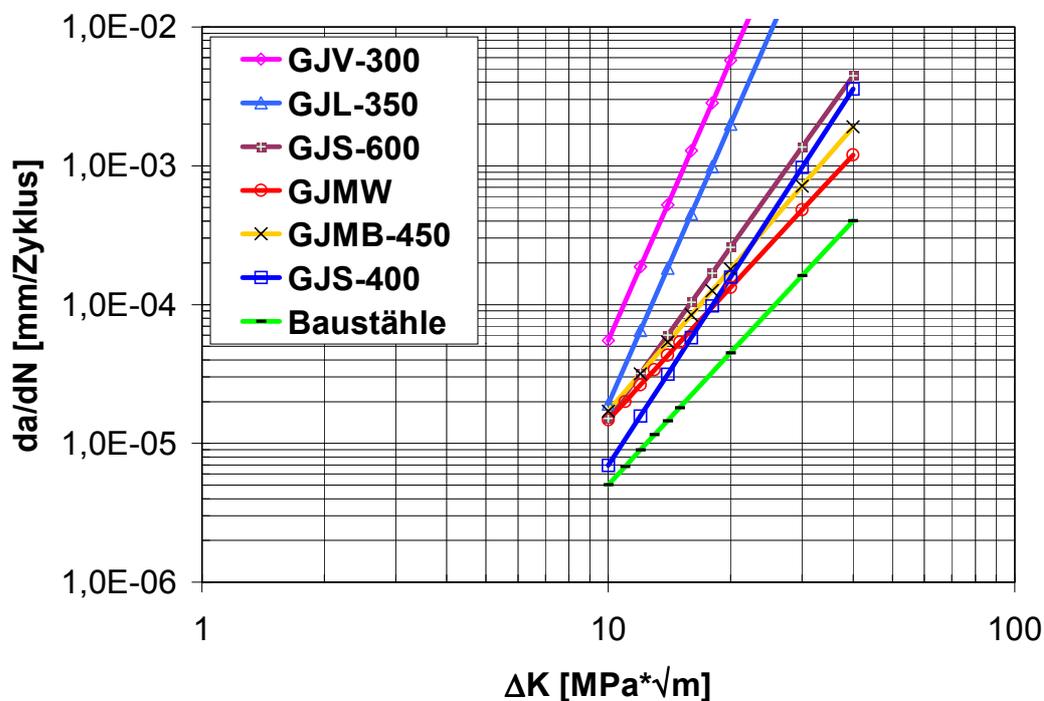


Bild 132: Zyklische Rißwachstumskurven für Eisen-Gußwerkstoffe mit unterschiedlicher Graphitbildung im Vergleich zu Stahl ($R = 0,1$)

Legt man die für Baustähle ($R_{p0,2}=200$ bis 1000 MPa) im Ergebnis einer zusammenfassenden Auswertung in /80/ bestimmte Gleichung

$$\frac{da}{dN} = 3,49 \cdot 10^{-9} [\Delta K]^{3,16} \quad (67)$$

für den Verlauf der Mittelwertskurve zugrunde, so folgt, daß die Rißwachstumsgeschwindigkeiten der Eisen-Gußwerkstoffe gefügebedingt deutlich höhere Werte aufweisen.

Innerhalb der Eisen-Gußwerkstoffe kann die höhere Riausbreitungsgeschwindigkeit des EN-GJL-350 bzw. EN-GJV-300 auf die lamellare bzw. wrmchenfrmige Form des Graphits zurückgeführt werden. Im Rahmen von "in-situ"-Versuchen im REM bei zyklischer Beanspruchung an EN-GJS-400-15 und EN-GJV-300 wurde erkannt, daß die Schädigungsprozesse bei globularer Graphitbildung durch Ablösen der Graphitkugeln von der Matrix mit nachfolgender Mikroribildung bestimmt werden, während das Ribildungs- und Rißausbreitungsverhalten bei vermicularer Graphitbildung durch das Brechen der Teilchen und Mikroribildung charakterisiert werden kann /13/.

Aus dem metallographisch bestimmten Rißverlauf für entkohlend geglhten Temperguß folgt, wie am Beispiel des EN-GJMW-400-5 (Bild 133) erkennbar, daß die Rißinitiierung vor dem Kerb im Ferrit erfolgt und transkristallin die Temperkohleteilchen in den stabilen Rißverlauf einbezieht, wobei dazwischenliegende ferritische Bereiche bevorzugt werden.

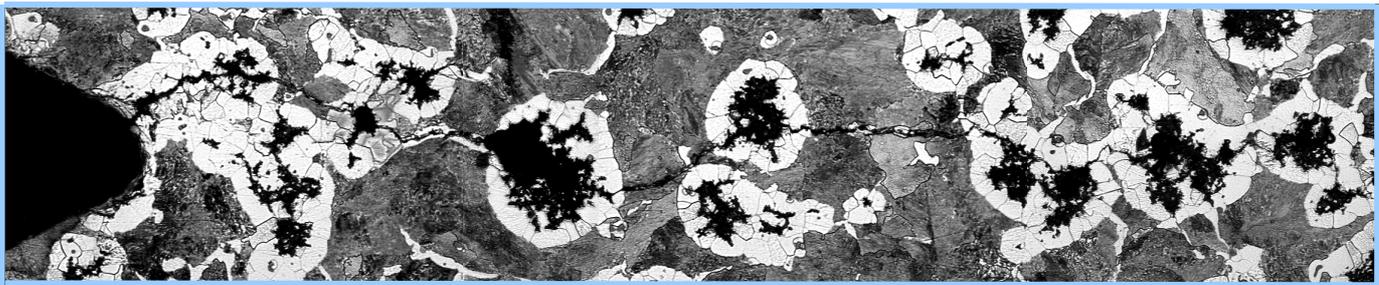


Bild 133: Verlauf des Ermüdungsrisses in EN-GJMW-400-5 (Hersteller A)

Bewertet man das Werkstoffverhalten im Bereich II der $da/dN-\Delta K$ -Kurve über die in /75/ für spröde und zähe Sthle bestimmte Korrelation zwischen den Parametern **C** und **m** der Paris-Erdogan-Gleichung, so wird die Einordnung der Riausbreitungsgeschwindigkeit der untersuchten Eisen-Gußwerkstoffe bei zyklischer Beanspruchung in die Kategorie der spröden Sthle gemäß

$$C = \frac{2,89 \cdot 10^{-5}}{15,5^m}$$

deutlich Bild (134).

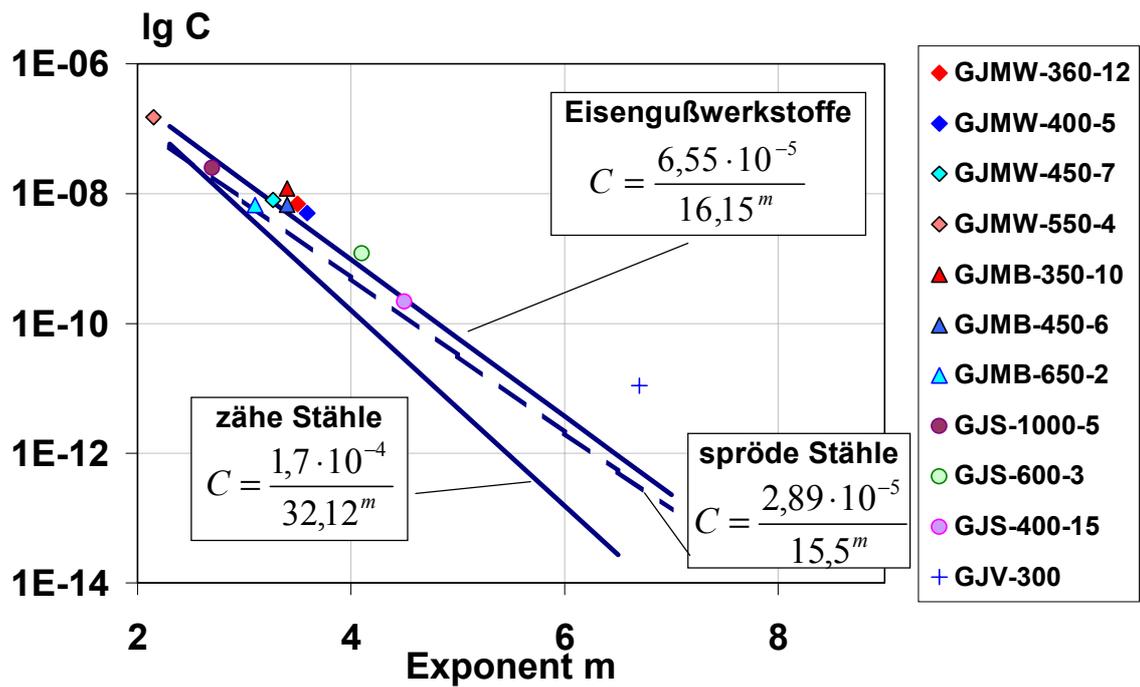


Bild 134: Korrelation zwischen den Parametern C und m der Paris-Erdogan-Gleichung für Eisen-Gußwerkstoffe und Stähle

6. Bruchmechanische Bewertung der Verbundschweißung

Eine umfassende Charakterisierung der Schweißverbindungen aus entkohlend geglühtem Temperguß hinsichtlich Schweißbeignung, Schweißtechnologie, Schweißverfahren und Eigenschaften einschließlich Gütesicherung wird in /82/ bis /84/ gegeben. Kennzeichnendes Merkmal ist ein Masseanteil von max. 0,3 % Kohlenstoff in der Schweißphase von bis zu 8 mm Wanddicke. Beim Schweißen ist weder ein Vorwärmen noch eine Wärmenachbehandlung notwendig und ein Aufhärten der Wärmeeinflußzone tritt nicht auf. Aus einem Rückblick in /85/ folgt, daß schon kurze Zeit nach der Patenterteilung für diesen schweißbaren Gußeisenwerkstoff ein deutliches Interesse der Automobilindustrie zu verzeichnen war. Als Beispiele für Verbundschweißungen Stahl-Temperguß werden Achslenker und Schräglenker mit radführenden Gußteilen genannt. Weiterentwicklungen der Schräglenker führten zu einer verstärkten Integration aller Funktionen in Radnähe in das anzuschweißende Tempergußteil /86//87/ und die Ausführung der Lenkeraufhängung in Guß und deren Verschweißung mit Blechteilen /88/. Weitere Beispiele für Konstruktionsschweißungen sind Abgassammler für Dieselmotoren, PKW-Hinterachsschräglenker, Regelstangen für LKW-Lenkungen und Bauteile für Wendeltreppen /89/ /90/. Hieraus ist ableitbar, daß die als Sicherheitsbauteile zu klassifizierenden Verbundschweißungen hohe Anforderungen an die Bruchsicherheit erfüllen müssen. Ausgehend von den Belastungen im Fahrzeugbau steht die Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen aus entkohlend geglühtem Temperguß im Vordergrund /83//91/ bis /93/. Daneben ist auch eine hohe Zähigkeit erforderlich, um bei tiefen Temperaturen in Verbindung mit stoßartigen Beanspruchungen die Bauteilintegrität zu gewährleisten.

6.1. Bruchmechanische Bewertung von Schweißverbindungen

Schweißverbindungen bilden seit der Einführung des Bruchmechanik-Konzeptes in die Bauteilbewertung einen Schwerpunkt, da das Versagen häufig von Fehlern in der Schweißnaht ausgeht. Bei der bruchmechanischen Bewertung von Schweißverbindungen sind einige Besonderheiten zu beachten, die schwerpunktmäßig in der möglichen Ausbildung von Schweißeigenstressungen und dem Auftreten von Gefüge- und damit Eigenschaftsgradienten begründet sind. Da die Ausbildung der Schweißeigenstressungen in der vergleichsweise kleinen Bruchmechanikprobe nicht denen im realen Bauteil entspricht bzw. durch die Ermüdungsrißzeugung oder plastischen Verformungen vor der Rißspitze beeinflusst wird, werden sie auf der Seite der Bauteilbeanspruchung berücksichtigt. Untersuchungen an artgleichen Schweißverbindungen aus GGG-40 bestätigen den Einfluß möglicher Gefügegradienten auf

die Verringerung des Rißeinleitungs- und Rißausbreitungswiderstandes bei statischer, dynamischer und zyklischer Beanspruchung.

Bei der Herstellung artgleicher Schweißverbindungen aus ferritischem Gußeisen GGG-40, gekoppelt mit einer "in-situ"-Wärmebehandlung nach dem Absetzen der Decklage aus der Schweißwärme, wurde erkannt, daß bei Übereinstimmung der mechanischen Eigenschaften von Grundwerkstoff und Wärmeeinflußzone ein deutlicher Unterschied zum Schweißgut auftritt, der in der erstarrungsbedingten, um den Faktor 10 höheren Graphitteilchenanzahl je mm^2 begründet ist /94/.

Die partielle Bruchgefahr, die von einem derartigen zähigkeitsmindernden Mismatch-Effekt ausgeht, wird verstärkt, wenn die mögliche Stützwirkung duktiler Nachbarbereiche durch das Auftreten spröder Gefügeanteile in der Wärmeeinflußzone unterdrückt wird. Aus den vorliegenden Ergebnissen folgt, daß mit dem abkühlungsbedingten Auftreten perlitischer, bainitischer und martensitischer Gefüge in der ferritischen Matrix der Rißausbreitungswiderstand bei unterschiedlichen Beanspruchungsarten deutlich verringert wird, so daß sowohl der Anteil dieser Gefüge als auch ihre mögliche Anordnung bei der Optimierung der Schweißtechnologie vordergründig zu beachten sind /95/.

Vergleichende Bewertungen des gefüge- und temperaturabhängigen Rißwiderstandsverhaltens artgleicher Schweißverbindungen aus GGG-40 bei statischer und dynamischer Beanspruchung machen bei einer Gegenüberstellung der Bruchzähigkeitswerte für die Bereiche Schweißgut und Grundwerkstoff sowohl den zähigkeitsmindernden Einfluß einer erhöhten Beanspruchungsgeschwindigkeit sowie kleiner Graphitteilchen und erhöhter Perlitanteile deutlich /96/. Im Ergebnis der Untersuchungen an zyklisch beanspruchten artgleichen Schweißverbindungen aus GGG-40 wurde erkannt, daß kleine Graphitteilchengrößen im Schweißgut sowohl zu einer Verringerung der ΔK_{th} -Werte als auch zu höheren Rißfortschrittsbeträgen bei gleichen ΔK -Werten im Vergleich zum Grundwerkstoff führen /68/.

6.1.1. Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis

Die beanspruchungsgerechte Bauteilsicherheitsbewertung mit Hilfe bruchmechanischer Methoden findet zunehmend Eingang in das internationale Regelwerk. Gegenstand des SIN-TAP- (Structural INTEgrity Assessment Procedures) Projektes ist die Vereinheitlichung der vorhandenen Prozeduren zur Anwendung bruchmechanischer Bewertungskonzepte auf europäischer Ebene mit dem Ziel der Integration in das europäische Regelwerk /97/.

Die 1994 veröffentlichte FKM (Forschungskuratorium Maschinenbau)-Richtlinie "Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile" /98//99/ beinhaltet darauf aufbauend den Festigkeitsnachweis für statische und zyklische Beanspruchung. Mit der Weiterführung dieser Richtlinie im Rahmen des Forschungsprojektes „Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile“ /100//101/ werden konventioneller und bruchmechanischer Sicherheitsnachweis mit der Zielstellung verknüpft, hypothetisch angenommene Risse oder rißähnliche Spannungskonzentrationsstellen bzw. während der Herstellung oder des betrieblichen Einsatzes entstandene Fehler in die Bewertung der Bauteilintegrität einzubeziehen. Diese Richtlinie beschreibt den bruchmechanischen Festigkeitsnachweis bei statischer und zyklischer Beanspruchung und gilt für Stahl, Eisen-Gußwerkstoffe sowie Leichtmetalllegierungen bei Bauteiltemperaturen unterhalb der jeweiligen Kriechtemperatur (Bild 135).

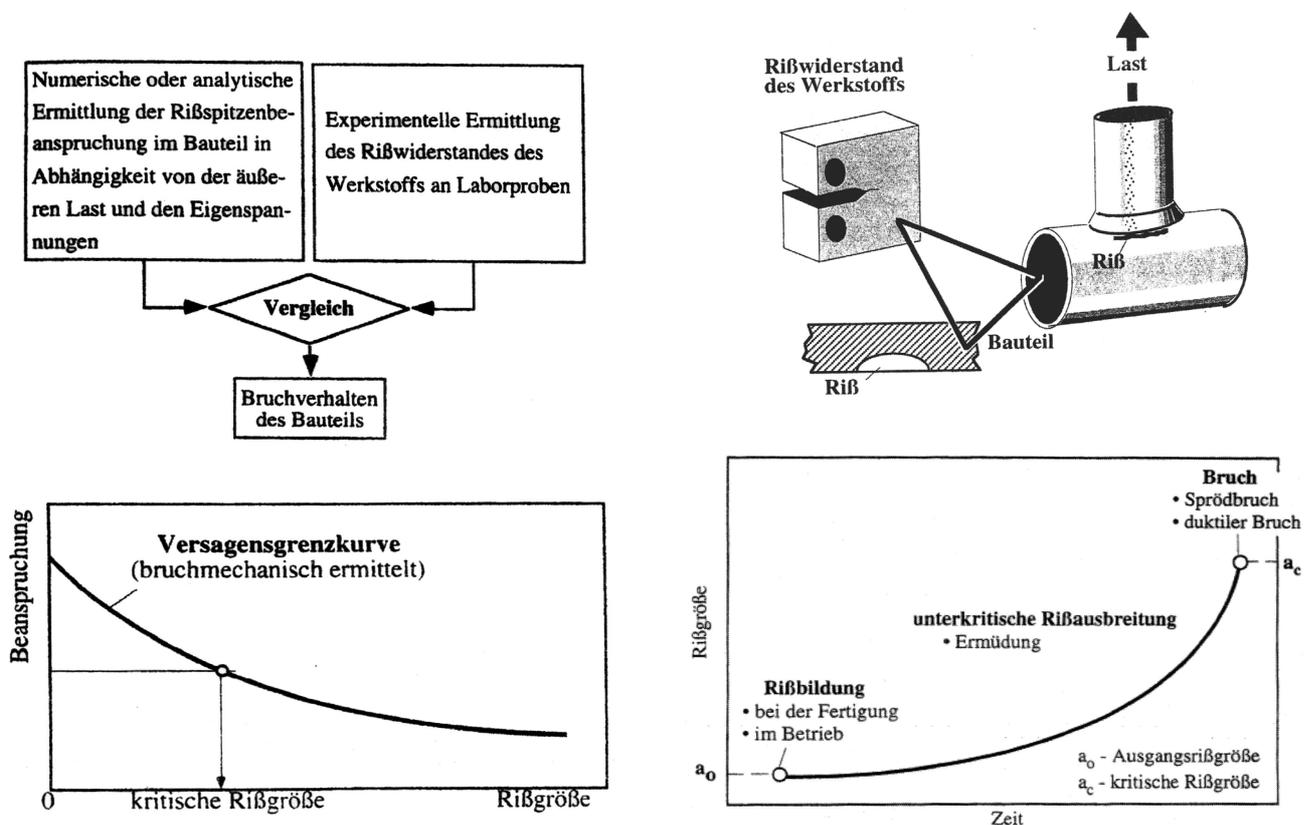


Bild 135: Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis bei statischer und zyklischer Beanspruchung

Die zum Ansatz kommenden Bauteilbeanspruchungen liegen als Ergebnis elastizitätstheoretischer Lösungen, elastischer Finite-Element- oder Randelement-Berechnungen bzw. als Ergebnis meßtechnischer Untersuchungen vor. Die Richtlinie gibt für alle Anwendungsfälle einen einheitlich strukturierten Berechnungsablauf vor, der im Rahmen einer auf verschiedenen Ebenen abgestuften Konservativität erfolgt (Bild 136).

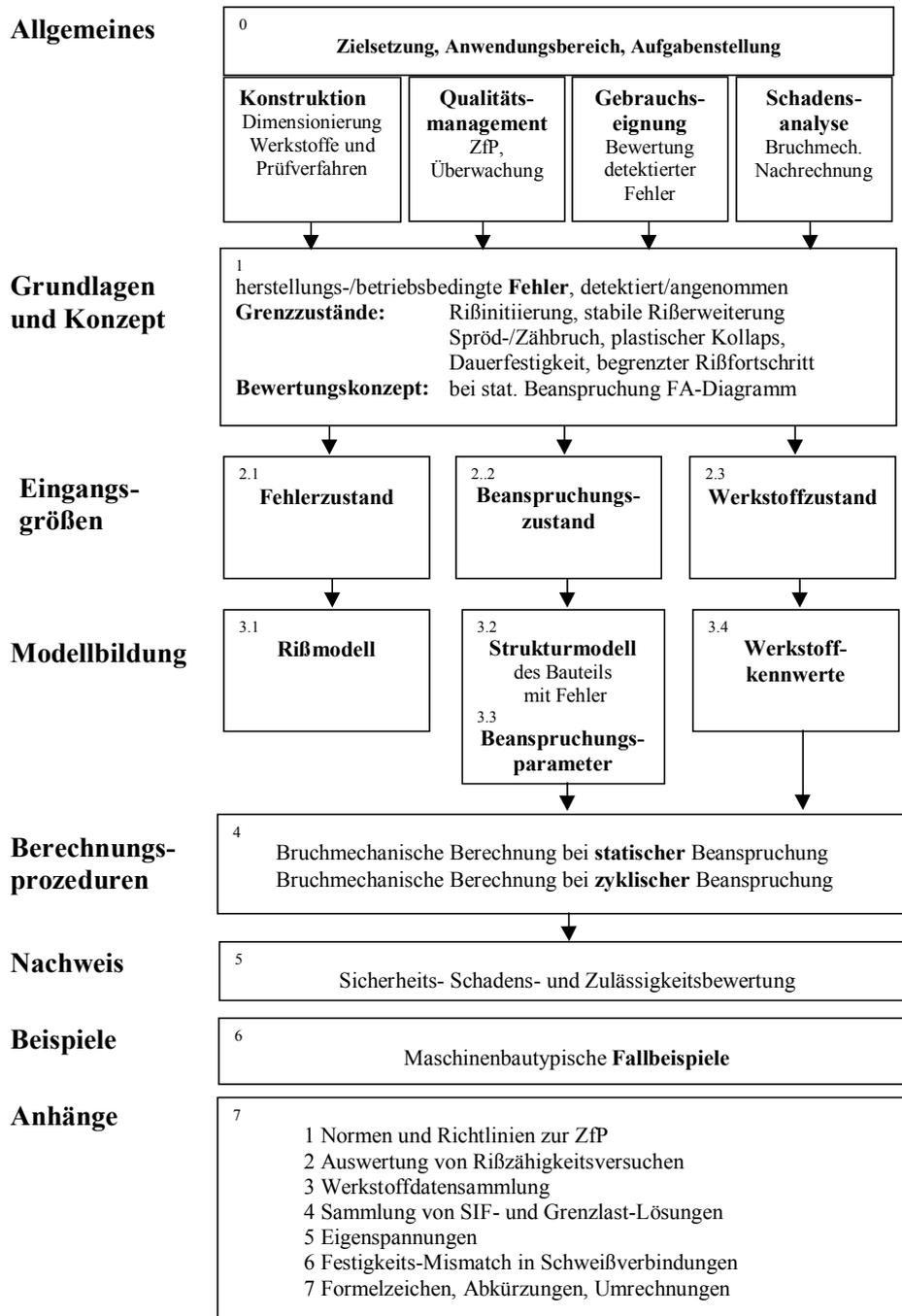


Bild 136: Struktur der FKM-Richtlinie zum bruchmechanischen Festigkeitsnachweis /100/

Die an konkreten Bauteilen demonstrierte Vorgehensweise für den bruchmechanischen Festigkeitsnachweis nehmen mit den Beispielen "Geschweißter Rohrknotten" und "Dünnwandige Schweißkonstruktion" konkreten Bezug auch auf mögliche Anwendungen für Schweißkonstruktionen aus entkohlend geglühtem Temperguß. Eine wesentliche Voraussetzung für die bruchmechanische Festigkeitsbewertung besteht in der Verfügbarkeit bruchmechanischer Kennwerte. Die FKM-Richtlinie beinhaltet eine Werkstoffdatensammlung, bestehend aus den

Normwerten für Festigkeit und Kerbschlagzähigkeit sowie einer Zusammenstellung bruchmechanischer Kennwerte für typische Maschinenbauwerkstoffe, die im Ergebnis der hier durchgeführten Untersuchungen mit den bruchmechanischen Kennwerten von entkohlend geglühtem Temperguß ergänzt werden können. Auf zu beachtende Besonderheiten bei der experimentellen Bestimmung bruchmechanischer Kennwerte für Schweißverbindungen wird im nachfolgenden Abschnitt eingegangen.

6.1.2. Experimentelle Bestimmung bruchmechanischer Kennwerte

Typische Rißarten in Schweißverbindungen, bezeichnet nach dem Ort und der Art ihrer Entstehung zeigt Bild 137.

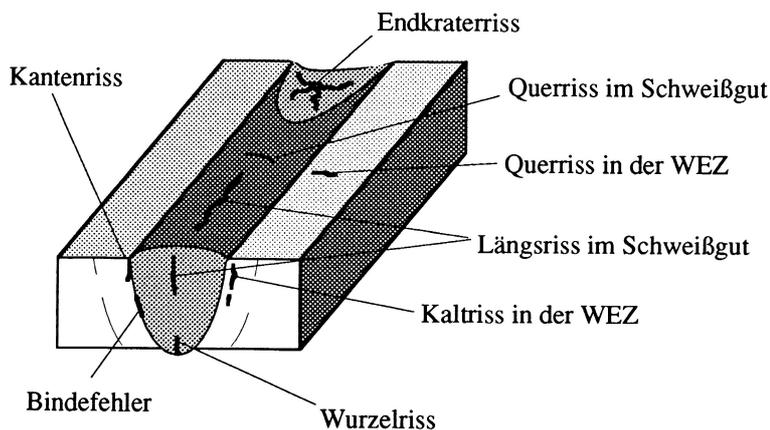


Bild 137: Typische Rißarten in einer Schweißverbindung /102/

Mögliche definierte Probenahmen in der Schweißnaht (N – senkrecht zur Naht, P – in Nahrichtung, Q – in Tiefenrichtung der Naht) sind aus Bild 138 ersichtlich.

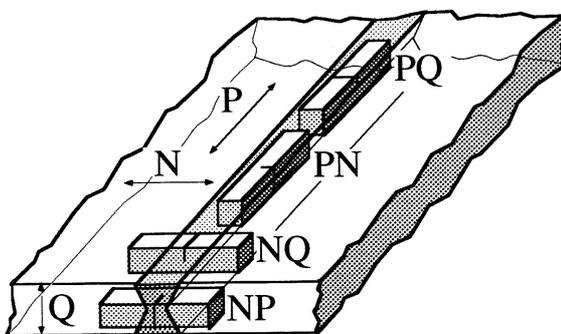


Bild 138: Definierte Probenlage in der Schweißnaht /102/

Die zu beachtenden Arbeitsschritte bei der Ermittlung bruchmechanischer Kennwerte aus einer Schweißverbindung zeigt das Schema nach Bild 139.

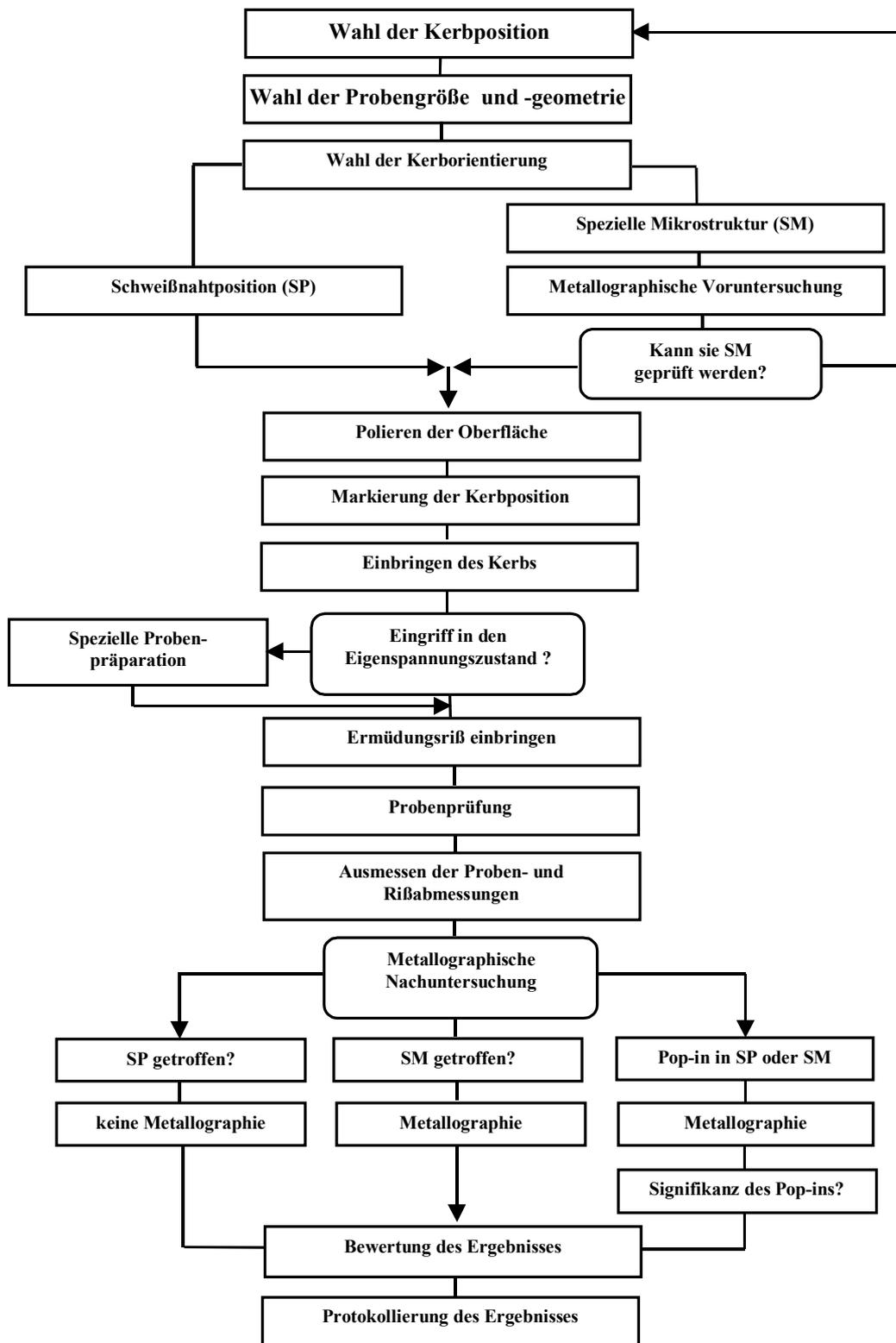


Bild 139: Arbeitsschritte bei der Ermittlung bruchmechanischer Kennwerte einer Schweißverbindung /102/

Von entscheidender Bedeutung für die umfassende Bewertung der Schweißverbindung ist die gezielte Kerb- bzw. Rißpositionierung in den Bereichen Schweißgut, Wärmeeinflußzone (WEZ) und Fusionslinie (Bild 140), wobei nach dem Versuch metallographisch kontrolliert werden sollte, ob die Rißspitze tatsächlich im gewünschten Gefügebereich lokalisiert war.

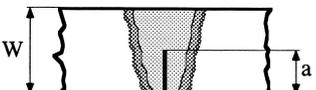
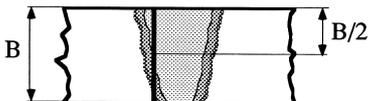
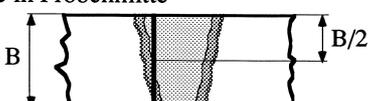
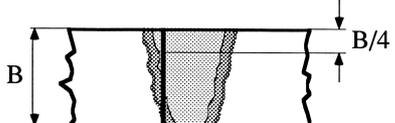
Kerb- und Rißposition relativ zur Schweißnaht	Bezeichnung	Probengeometrie
(a) Mitte der Schweißnaht 	NP	$B \times B$ $B \times 2B$
(b) Mitte der Schweißnaht, von der Wurzel ausgehend 	NQ	$B \times B$
(c) WEZ, Rißspitze in Probenmitte 	NP	$B \times B$ $B \times 2B$
(c) WEZ, Rißspitze in Probenmitte 	NP	$B \times B$ $B \times 2B$
(d) WEZ, Rißspitze bei 1/4 der Probendicke 	NP	$B \times B$ $B \times 2B$

Bild 140: Mögliche Kerb- bzw. Rißpositionen im Bereich der Schweißnaht /102/

Weiter ist zu beachten, daß Schweißbeigenspannungen zu einem ungleichmäßigen Verlauf der Ermüdungsrißfront in der Probe führen, der die in den Prüfvorschriften festgelegten Kriterien für einen weitgehend geradlinigen Verlauf der Rißfront nicht erfüllt. Der erforderliche Abbau der Eigenspannungen kann entweder durch ein Spannungsarmglühen der Probe oder durch eine lokale plastische Deformation der Probe im Ligamentbereich vor dem Versuch erfolgen /103/.

Der gegenwärtige Erkenntnisstand zur bruchmechanischen Bewertung von Schweißverbindungen wird in dem zur Zeit in Überarbeitung befindlichen DVS-Merkblatt 2401 /104/ berücksichtigt.

6.2. Aufgabenstellung

Die bruchmechanische Bewertung der Verbundschweißung erfolgte im Rahmen einer umfassenden Charakterisierung der Schweißverbindung (Bild 141) /109/. Ermittelt wurden die mechanischen und bruchmechanischen Kennwerte für die sicherheitsrelevanten Bereiche der Verbundschweißung. Die Bestimmung der bruchmechanischen Kennwerte bei statischer, dynamischer und zyklischer Belastung für die Bereiche Grundwerkstoff (GW), Wärmeeinflußzone (WEZ) und Schweißgut (SG) ist eine wesentliche Voraussetzung für die bruchmechanische Festigkeitsberechnung auf der Basis der SINTAP-Prozedur. Für die Herstellung der Verbundschweißung standen Tempergußplatten der Abmessungen 7 x 40 x 250 mm und 14 x 80 x 250 mm aus EN-GJMW-360-12 der Hersteller A und B zur Verfügung. Die Wärmebehandlung der Gußplatten entspricht dem im Bild 10 dargestellten Zeit-Temperatur-Verlauf. Im Ergebnis von Voruntersuchungen zeigten metallographische Untersuchungen und Härtemessungen, daß in den Gußplatten des Herstellers B die geforderte Entkohlung der Randzone nicht erreicht wurde, so daß in diesem Bereich Perlit und Temperkohle vorlagen. Die damit entscheidend beeinträchtigte Schweißbarkeit führte, trotz Versuche hinsichtlich Anpassung der Schweißtechnologie zu einer hohen Zahl an Poren und Bindefehlern in der Schweißnaht und einer hieraus resultierenden Reduzierung der Probenzahl. Bei der Ermittlung der mechanischen und bruchmechanischen Kennwerte führte der erhöhte Anteil Perlit in der WEZ zu einer deutlichen Beeinflussung der Meßwerte zur Charakterisierung der Zähigkeit. Die z. B. bei der Ermittlung der statischen Reißinitiiierungswerte auftretenden "pop-in"-Effekte charakterisieren lokal versprödete Bereiche im Gefüge und führen zu örtlichen Reißinstabilitäten. Da davon auszugehen ist, daß dieses Reißwiderstandsverhalten für Verbundschweißverbindungen Temperguß-Stahl untypisch und bei den Verbundschweißungen des Herstellers A weitestgehend nicht auftrat, wurden diese Ergebnisse in die vorliegende Arbeit nicht aufgenommen. Die bruchmechanische Bewertung erfolgt somit ausschließlich mit den Kennwerten, die für die Gußplatten des Herstellers A ermittelt wurden.

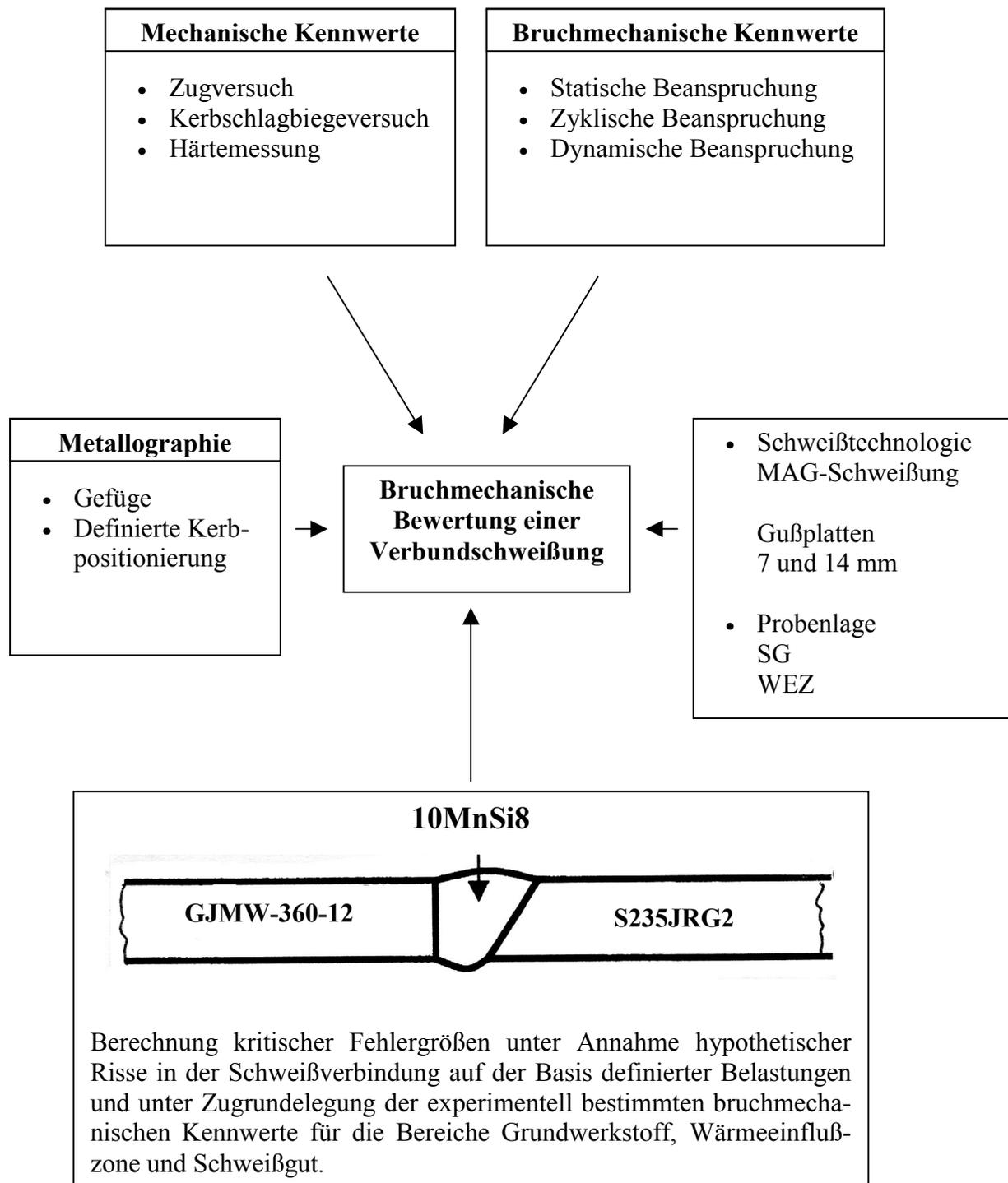


Bild 141: Bewertung der Bruchsicherheit der Verbundschweißung entkohlend geglühter Temperguß-Stahl

6.3. Probenvorbereitung, Schweißtechnologie, Probennahme, Probenformen und -abmessungen

Die Festlegung der Schweißtechnologie erfolgte unter Beachtung des VDG-Merkblattes N 70 sowie der Hinweise aus der Praxis (Bild 142).

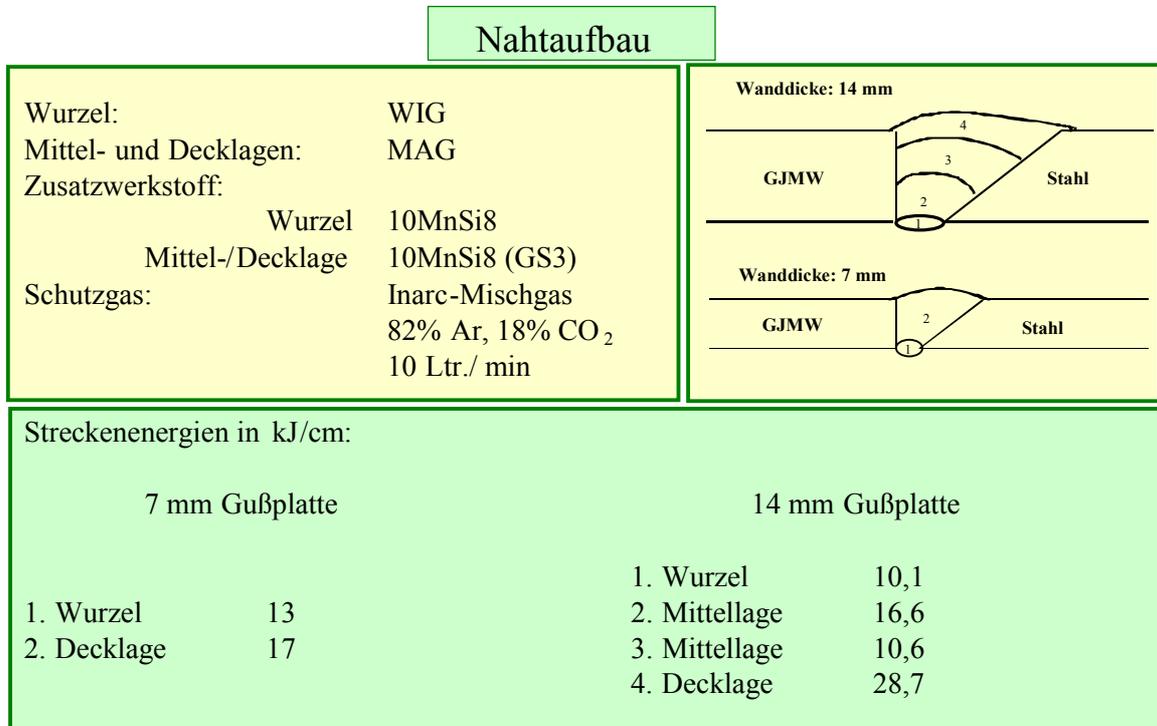


Bild 142: Schweißtechnologie der Verbundschweißung

Für die Schweißung unter Schutzgas (Inarc-Mischgas, K18, 82 % Ar, 18 % CO₂, 10 Liter/Min.) war gußseitig keine Bearbeitung erforderlich, d.h. die Gußhaut wurde nicht entfernt. Stahlseitig wurde die Kante angefast und die Schweißnaht als HV-Naht ausgeführt, wobei die Steifflanke auf der Gußseite lag. Damit war in Verbindung mit einer Makroätzung (10%-ige HNO₃) eine definierte Kerbpositionierung für die Bereiche Schweißgut und Wärmeeinflußzone möglich. Die Länge der Nähte betrug 250 mm. Probennahme (quer zur Schweißnaht), Probenformen und -abmessungen zeigt Bild 143.

Um die Verfälschung der Messungen durch Poren und Bindefehler weitestgehend auszuschließen, wurden die Verbundschweißungen vor der Probennahme geröntgt. Die Charakterisierung des Grundwerkstoffs wird mit dem oben bestimmten Eigenschaftsprofil des EN-GJMW-360-12 (Hersteller A) vorgenommen.

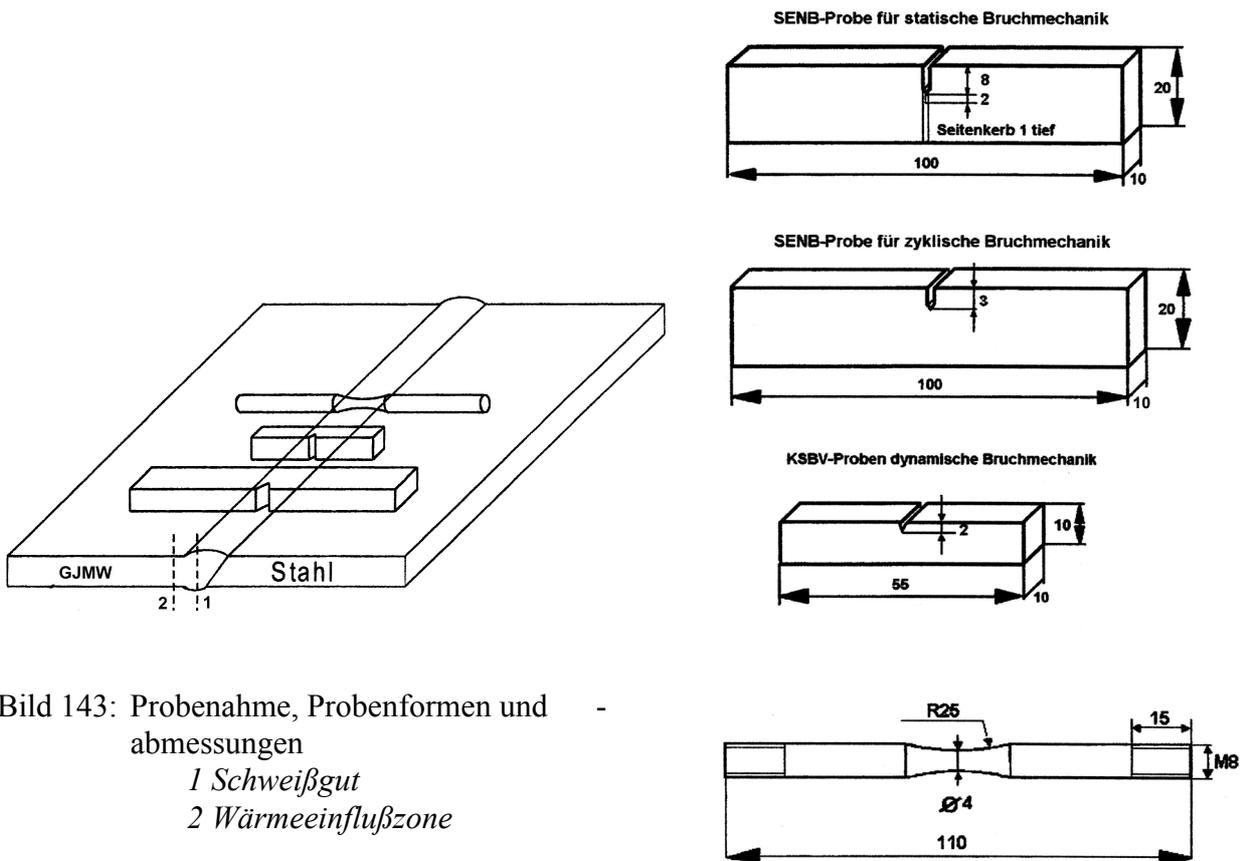


Bild 143: Probenahme, Probenformen und abmessungen

- 1 Schweißgut
- 2 Wärmeeinflußzone

6.4. Chemische Zusammensetzung

Die chemische Zusammensetzung der unterschiedlichen Bereiche der Verbundschweißung zeigt Tabelle 25.

Tabelle 25: Chemische Zusammensetzung (Masse-%)

	Grundwerkstoff <i>EN-GJMW-360-12</i>	Schweißgut <i>10MnSi8</i>	Stahlblech <i>S235JRG2</i>
C	3,09	0,06	0,10
Si	0,73	0,74	0,19
Mn	0,42	1,18	0,84
P	0,031	0,015	0,027
S	0,086	0,045	0,044
Cr	0,049	0,119	0,096
Mo	0,009	0,045	0,025
Ni	0,03	0,16	0,13

6.5. Gefüge

Eine Übersicht zu den unterschiedlichen Gefügen der Verbundschweißung gibt Bild 144.

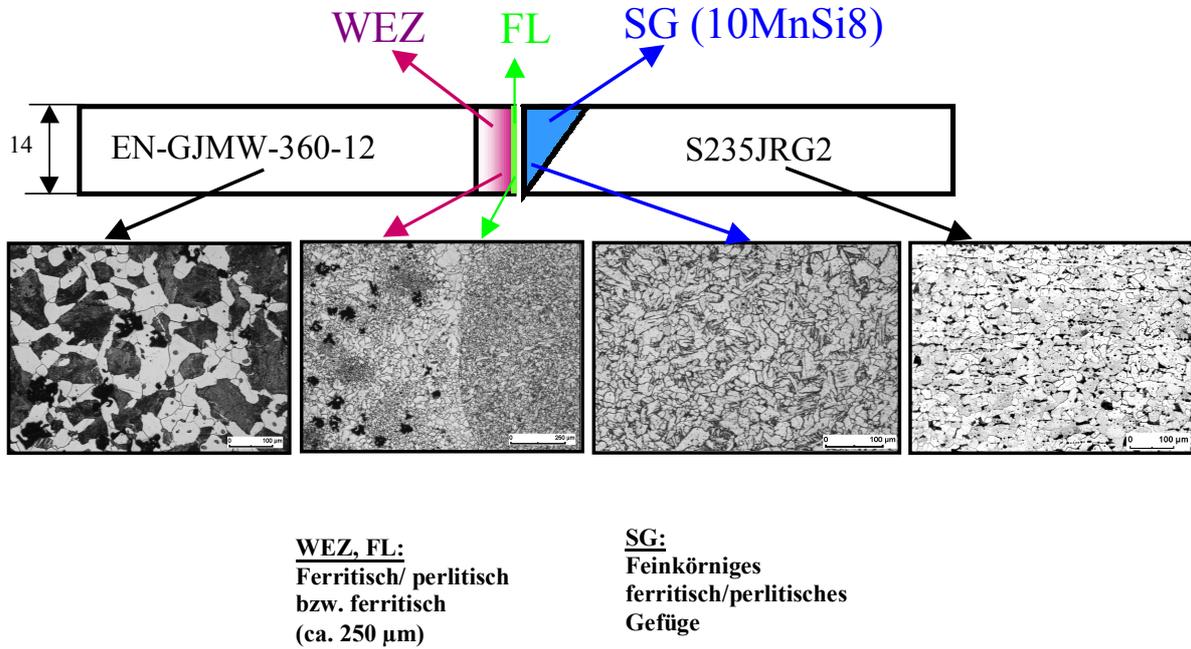


Bild 144: Gefüge der Verbundschweißung

Im Bereich der Fusionslinie (FL) liegt keine ausgeprägte Grobkornzone vor. Das gilt sowohl für die 7 mm und 14 mm dicken Verbundschweißungen, wie Bild 145 am Beispiel des Härteverlaufs über die Schweißnaht zeigt.

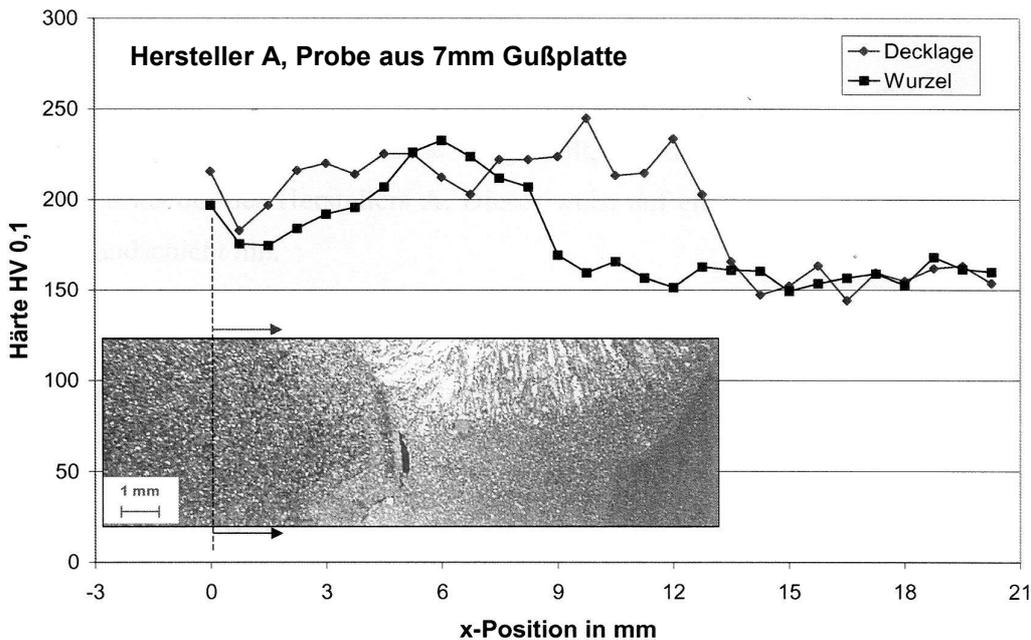


Bild 145: Härteverlauf

Da die Schweißnähte trotz Ausführung als Steifflankennaht nicht immer gerade ausgebildet waren und damit die Kerblage bei der Probenherstellung nicht immer exakt festzulegen war, bestand die Notwendigkeit, nach den jeweiligen Versuchen an allen Proben den tatsächlichen getroffenen Gefügebereich zu bestimmen. Dazu wurden die Bruchflächen aller Proben im Stereomikroskop betrachtet. Hier konnten die Proben bereits deutlich den Bereichen SG, FL und WEZ zugeordnet werden. Um die Entscheidung zu belegen, wurde von allen Proben der statischen Bruchmechanikversuche sowie von ausgewählten Kerbschlagbiegeproben und Proben der dynamischen Bruchmechanikversuche metallographische Schläffe in der Mitte der Bruchfläche (Bild 146) angefertigt. So wurde die tatsächliche Lage des Bruches bestimmt.

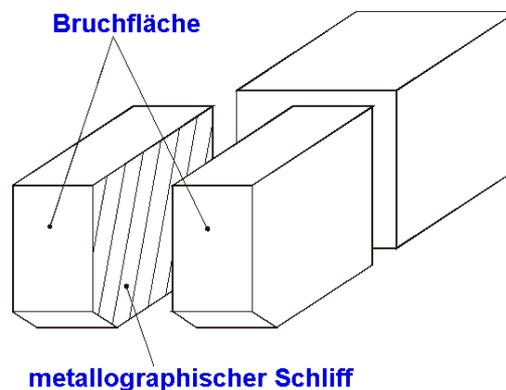


Bild 146: Lage des metallographischen Schliffes zur Festlegung des getroffenen Gefügebereiches

6.6. Mechanische Kennwerte

Die Kennwerte des Zugversuchs bei Raumtemperatur wurden mit „hour-glas“-Proben ($d_0 = 4 \text{ mm}$) aus den 14 mm dicken Verbundschweißungen bestimmt. Sie gestatten eine gezielte Beanspruchung des Schweißgutes. Mit Hilfe eines speziellen MTS-Wegaufnehmers Typ 632.206-20 wurden die örtlichen Querdehnungen ϵ_{quer} gemessen und die für die Darstellung der Spannungs-Dehnungs-Kurven erforderlichen Längsdehnungen $\epsilon_{\text{längs}}$ nach

$$\epsilon_{\text{quer}} = -\nu \cdot \epsilon_{\text{längs}} \quad (68)$$

berechnet. Unter der Voraussetzung

$$\epsilon_{\text{längs}} = \epsilon_{\text{längs,el}} + \epsilon_{\text{längs,pl}} \quad (69)$$

folgt für

$$\epsilon_{\text{längs,el}} = \frac{\sigma}{E} \quad (70)$$

und

$$\epsilon_{\text{längs,pl}} = \frac{\epsilon_{\text{quer}} - \epsilon_{\text{quer,el}}}{-v_{\text{pl}}} \quad (71)$$

sowie

$$\epsilon_{\text{quer,el}} = -v_{\text{el}} \cdot \frac{\sigma}{E} \quad (72)$$

für die Längsdehnung

$$\epsilon_{\text{längs}} = \frac{\sigma}{E} - \frac{1}{v_{\text{pl}}} \left[\epsilon_{\text{quer}} + v_{\text{el}} \cdot \frac{\sigma}{E} \right] \quad (73)$$

wobei für Stahl $v_{\text{el}} = 0,3$ und unter Zugrundelegung der Volumenkonstanz bei der plastischen Verformung $v_{\text{pl}} = 0,5$ eingesetzt werden.

Die experimentell aufgenommenen σ - ϵ -Kurven können mit hinreichender Genauigkeit durch die Ramberg-Osgood-Gleichung

$$\epsilon = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K} \right)^{1/n} \quad (73)$$

mit $n = 0,20$ und $K = 940$ MPa beschrieben werden.

Die Kennwerte des Zugversuchs unter Einbeziehung der Härtemessung HV5 sind in Tabelle 26 zusammengefaßt.

Tabelle 26: Vergleichende Gegenüberstellung der mechanischen Kennwerte für Grundwerkstoff GW ($d_0 = 12$ mm) und Schweißgut SG ($d_0 = 4$ mm)

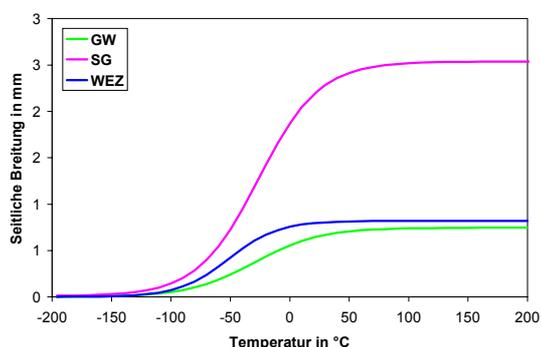
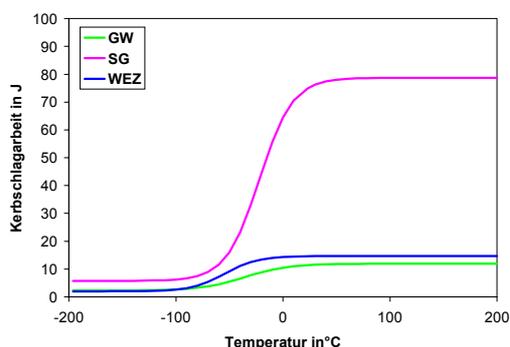
Bereich/ Kennwert	E	v	R _{p0,2}	R _m	$\frac{R_{p0,2}}{R_m}$	A ₃	A _g	Z	HV5
	[GPa]		[MPa]	[MPa]		[%]	[%]	[%]	
GW	179	0,28	167	348	0,48	21	18	21	153
SG	208	0,3	359	555	0,65	n.b.	n.b.	42	193

n.b.: nicht bestimmbar

A_g: Gleichmaßdehnung

Der Vergleich der Festigkeitswerte vom Grundwerkstoff und Schweißgut zeigt ein deutliches "overmatching", das bei der bruchmechanischen Bewertung der Verbundschweißung zu beachten ist.

Die konventionelle Bewertung der Zähigkeit der Verbundschweißung erfolgte an den 7 mm dicken Schweißverbindungen mit Hilfe von ISO-V-Proben der Abmessung 5 x 10 x 55 mm. Ermittelt wurden die Kerbschlagzähigkeit KV und die seitliche Breitung SB im Temperaturbereich von -196 bis 200 °C für die Bereiche SG und WEZ der Verbundschweißung. Der Verlauf der SB-T- bzw. KV-T-Kurven (Bild 147) wurde analytisch über die hyperbolische Tangensfunktion gemäß Gleichung (19 bis 21) bestimmt. Sowohl aus Bild 146 als auch Tabelle 27 ist das deutlich höhere Zähigkeitsniveau des Schweißgutes erkennbar. Die über den Werten des Grundwerkstoffs liegenden Werte für die Wärmeeinflußzone sind auf den höheren Anteil Ferrit zurückzuführen.



a)

b)

Bild 147: Verlauf der KV-T-Kurve (a) und SB-T-Kurve (b) für die einzelnen Bereiche der Verbundschweißung

Tabelle 27: KV- und SB-Werte für die einzelnen Bereiche der Verbundschweißung

Bereich/Kennwerte	GW	WEZ	SG
KV (RT) [J]	11	15	75
KV (-40°C) [J]	7	11	23
SB (RT) [mm]	0,6	0,7	2,0
SB (-40°C) [mm]	0,3	0,5	1,0

6.7. Bruchmechanische Kennwerte

6.7.1. Statische Beanspruchung

Die Aufnahme der statischen Rißwiderstandskurven bei RT und -40°C erfolgte an 20%-seitengekerbten SENB-Proben der Abmessung 10 x 20 x 120 mm für die Bereiche SG und WEZ der 14 mm dicken Verbundschweißung. Versuchsdurchführung und -auswertung wurden analog Abschnitt 5.2.1. vorgenommen. Der Verlauf der statischen Rißwiderstandskurven ist aus Bild 147 bis 150 ersichtlich.

Die ermittelten Rißinitiierungswerte des J-Integral- und CTOD-Konzeptes sind bei vergleichender Einbeziehung der Werte für den Grundwerkstoff GW in Tabelle 28 zusammengestellt.

Tabelle 28: Mittlere statische Rißinitiierungswerte des J-Integral- und CTOD-Konzeptes bei RT und -40°C

Temperatur	Bereich	$J_{0,2}$ [kJ/m ²]	$J_{i/BL}$ [kJ/m ²]	$J_{i/SZB}$ [kJ/m ²]	J_{IC} [kJ/m ²]	$T_{0,2-1}^J$	$\delta_{0,2}$ [µm]	$\delta_{i/BL}$ [µm]	$\delta_{i/SZB}$ [µm]	δ_{IC} [µm]	$T_{0,2-1}^\delta$
RT	GW	27	9,7	10	-	99	61	24	25	-	59
	WEZ	42,8	16,5	15,1	-	116	80,9	41,9	39,6	-	43
	SG	353	332	184	-	452	295	205	172	-	131
-40°C	GW	-	-	-	33	-	-	-	-	73	-
	WEZ	48,3	13,5	12,2	-	263	71,1	28,6	28,5	-	54
	SG	256	135	110	-	713	253	126	122	-	260

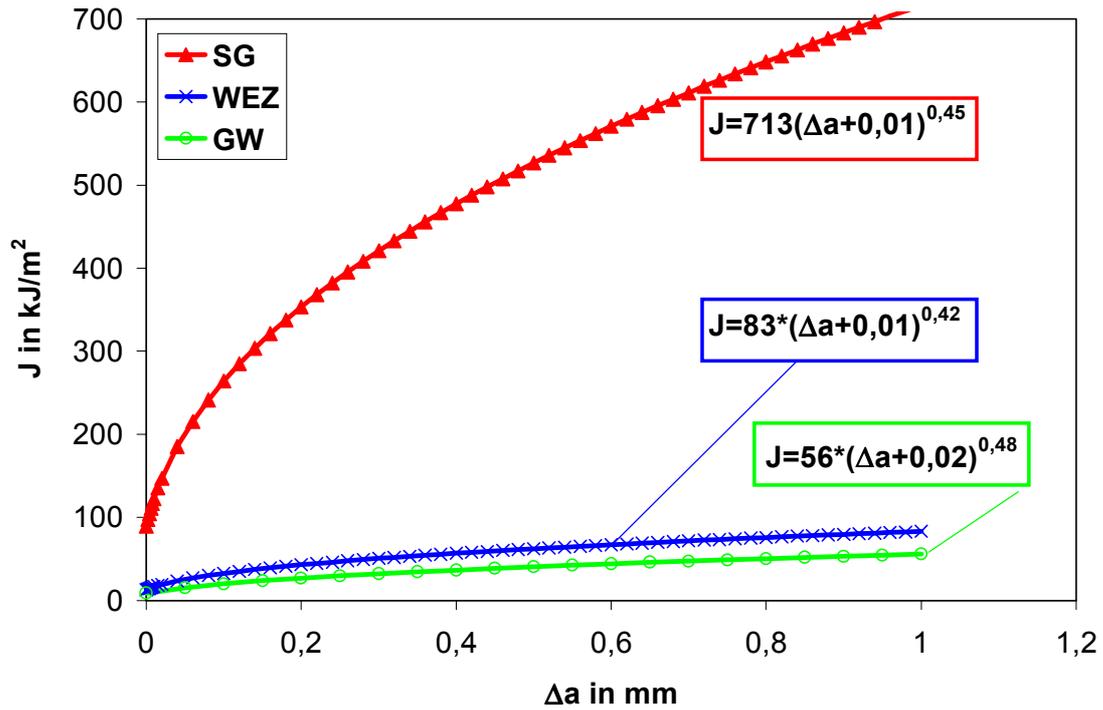


Bild 147: J_R -Kurven für die einzelnen Bereiche der Verbundschweißung bei RT

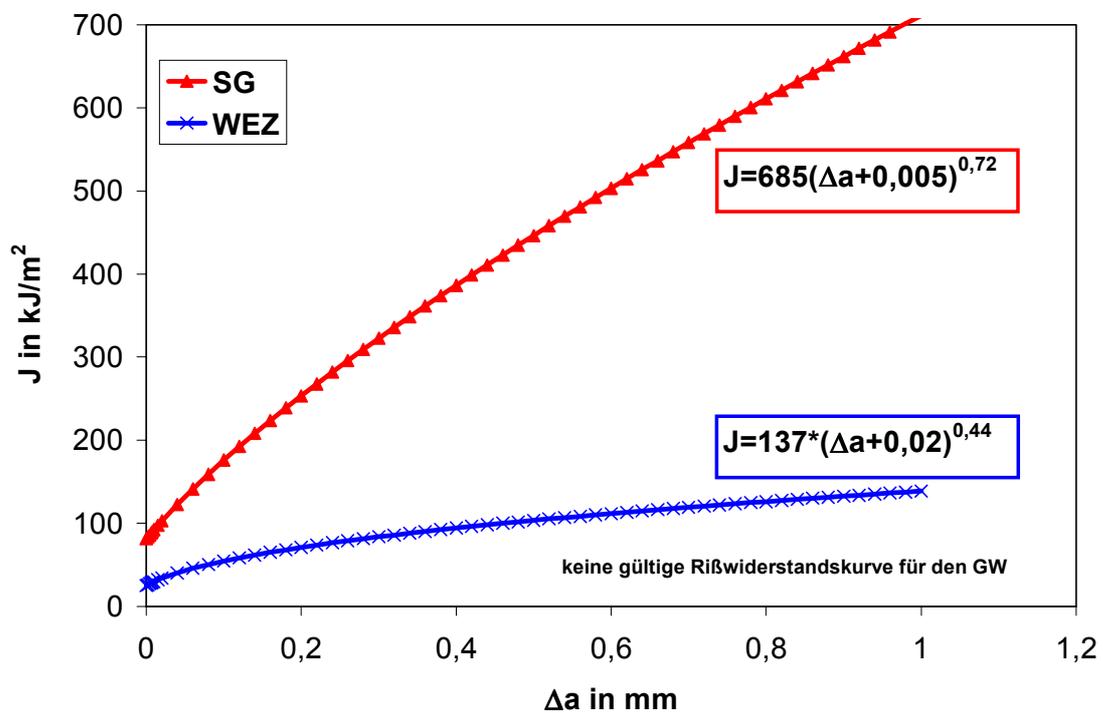


Bild 148: J_R -Kurven für die einzelnen Bereiche der Verbundschweißung bei -40°C

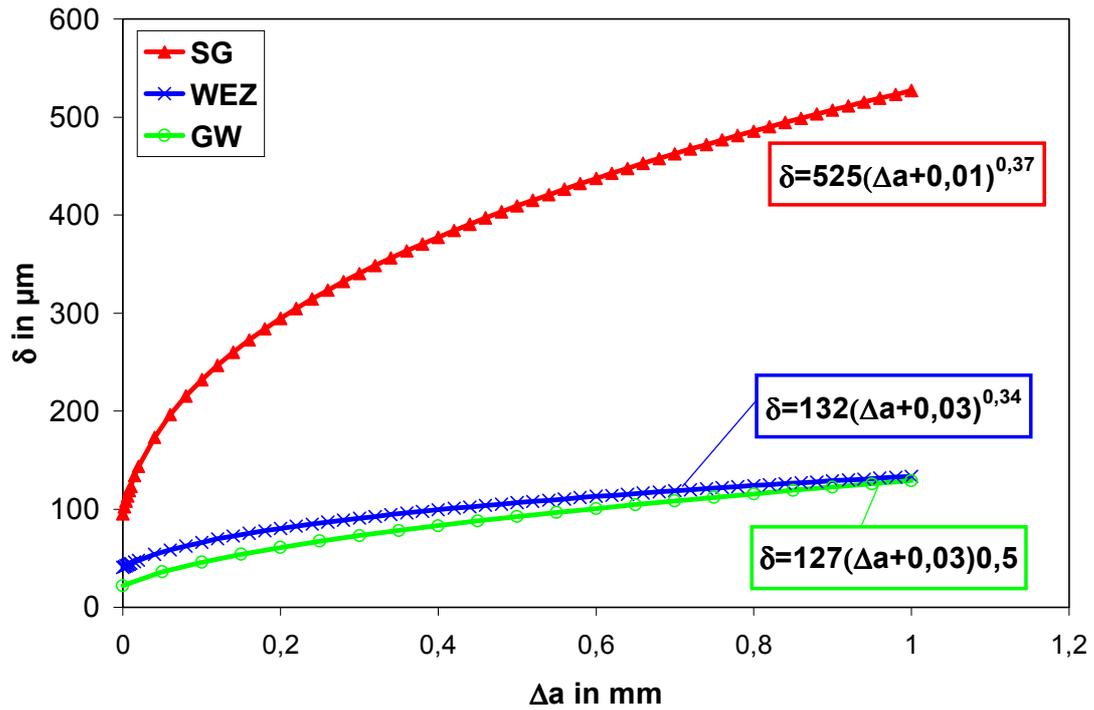


Bild 149: δ_R -Kurven für die einzelnen Bereiche der Verbundschweißung bei RT

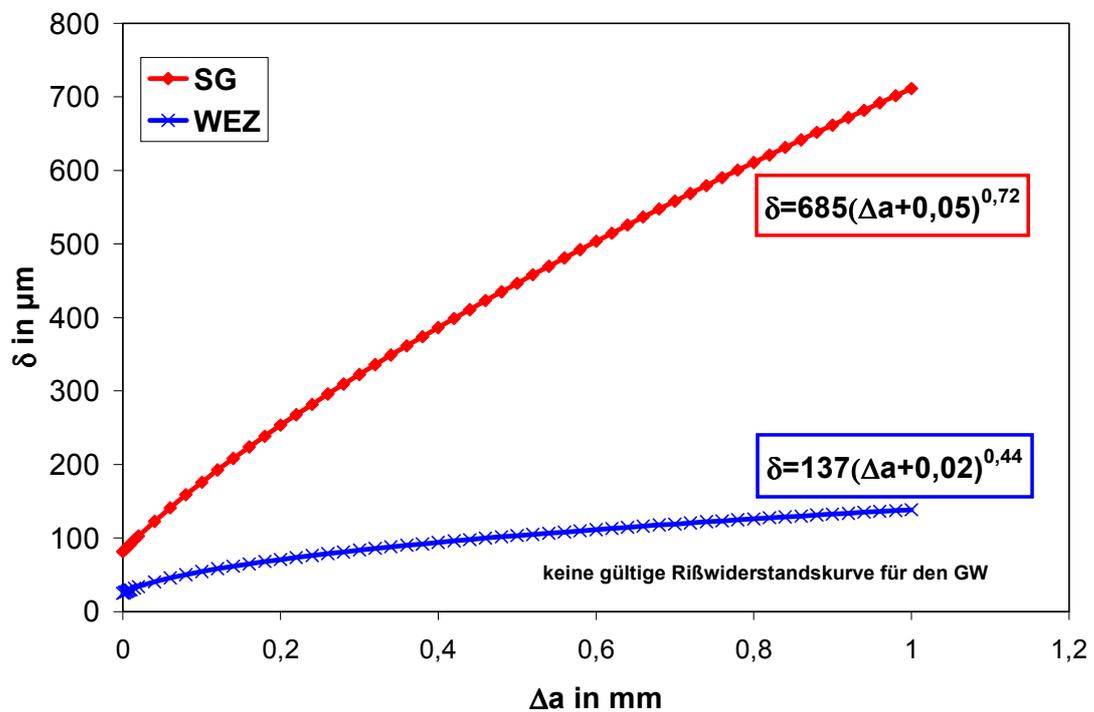


Bild 150: δ_R -Kurven für die einzelnen Bereiche der Verbundschweißung bei -40°C

6.7.2. Dynamische Beanspruchung

Die Aufnahme dynamischer Rißwiderstandskurven bei RT erfolgte an nichtseitengekerbten SENB-Proben der Abmessung 10 x 10 x 55 mm für die Bereiche SG und WEZ der 14 mm dicken Verbundschweißung. Versuchsdurchführung und -auswertung wurden analog Abschnitt 5.3.1. vorgenommen. Den Verlauf der dynamischen Rißwiderstandskurven zeigt Bild 151 und 152. Die hieraus bestimmten Rißinitiierungswerte des J-Integral- und CTOD-Konzeptes sind bei vergleichender Einbeziehung der Werte für den Grundwerkstoff (sofern vorhanden) in Tabelle 29 zusammengestellt.

Tabelle 29: Mittlere dynamische Rißinitiierungswerte und T-Modul des J-Integral- und CTOD-Konzeptes

Bereich	$J_{d0,2}$ [kJ/m ²]	$J_{di/BL}$ [kJ/m ²]	$J_{di/SZB}$ [kJ/m ²]	$T_{d0,2-1}^J$	$\delta_{d0,2}$ [µm]	$\delta_{di/BL}$ [µm]	$\delta_{di/SZB}$ [µm]	$T_{d0,2-1}^\delta$
GW	28	16	16	169	n.b.	n.b.	n.b.	n.b.
WEZ	55	31	25	100	85	48	47	64
SG	369	299	134	821	478	360	181	434

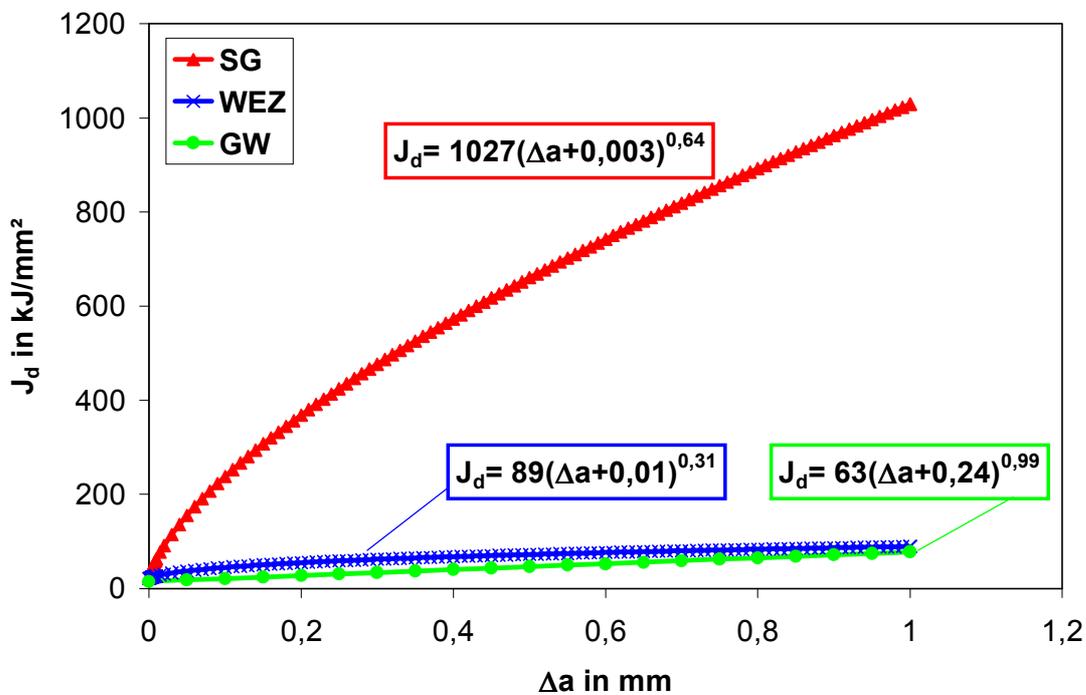


Bild 151: J_{dR} -Kurven für die einzelnen Bereiche der Verbundschweißung

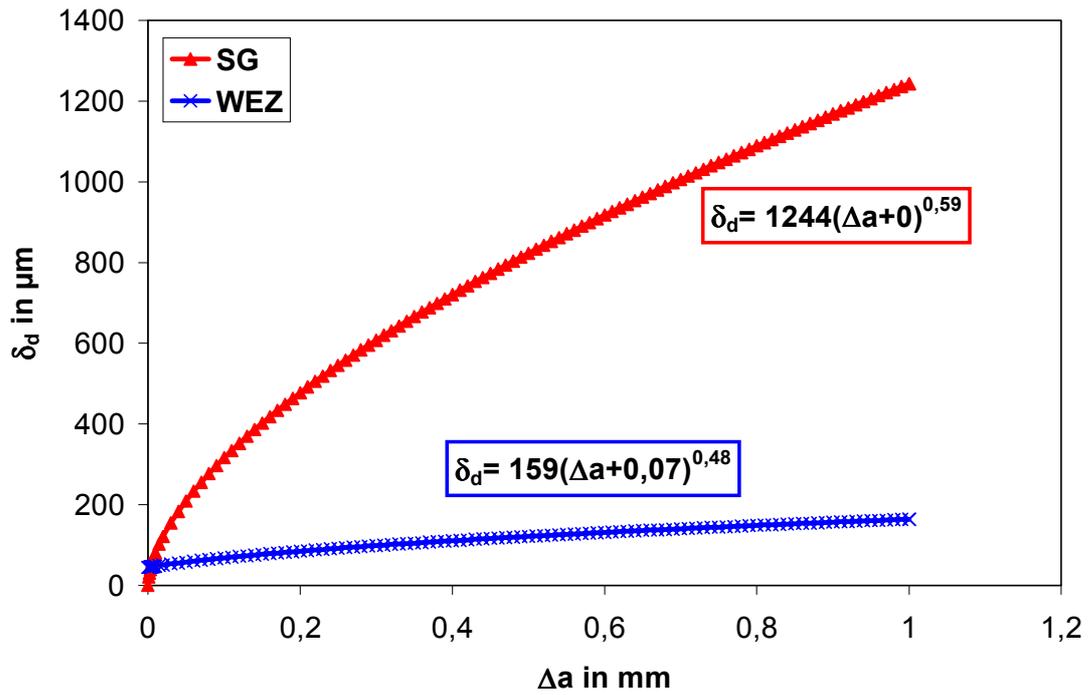
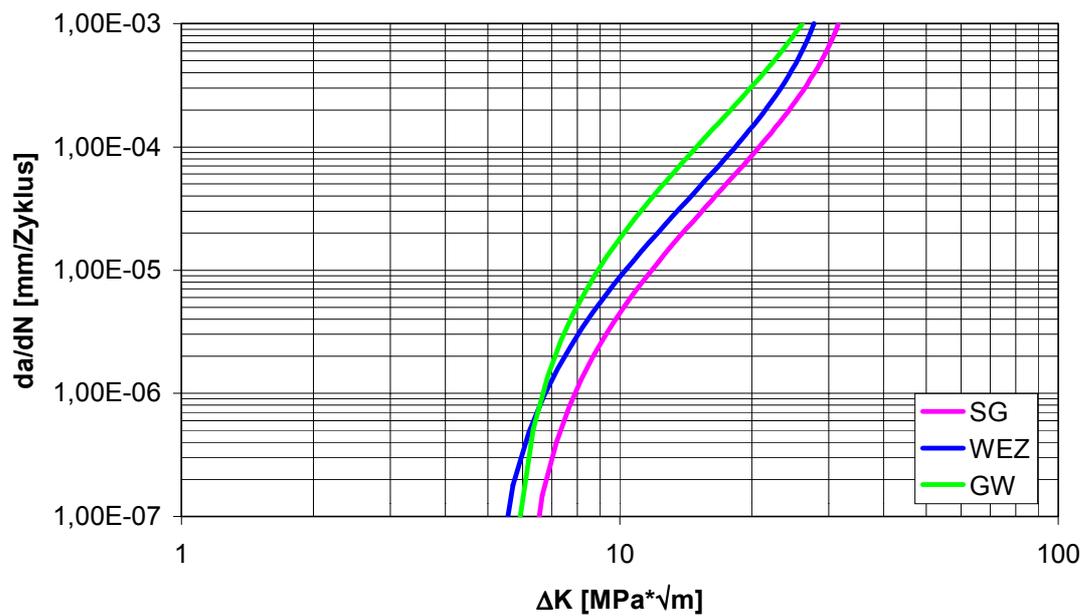


Bild 152: δ_{dR} -Kurve für die einzelnen Bereiche der Verbundschweißung

6.7.3. Zyklische Beanspruchung

Die analytische Beschreibung der Rißwachstumskurven für die Bereiche Schweißgut und Wärmeeinflußzone (Gefüge dieser Bereiche siehe Abschnitt 6.5) erfolgte wie bei den Grundwerkstoffen mit dem Schwalbe-Ansatz nach Gleichung (55). Bild 153 zeigt die Kurven dieser Bereiche für $R=0,1$ und Bild 157 die Kurven für $R=0,3$ und $R=0,5$.



SG

WEZ

GW

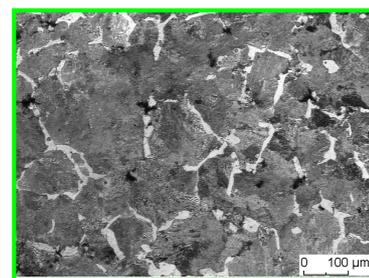
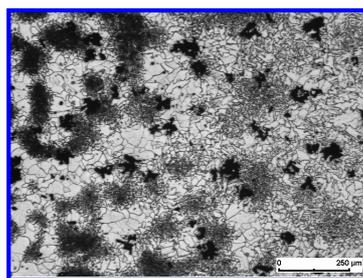
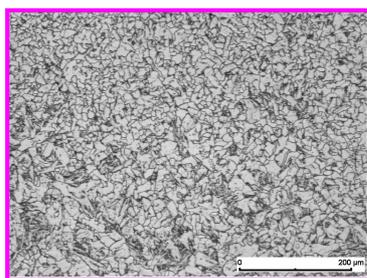


Bild 153: Rißwachstumskurven bei $R = 0,1$ für GW, SG und WEZ (Hersteller A)

Die aus den Rißwachstumskurven ermittelten Kennwerte sind in der Tabelle 30 zusammengefaßt.

Tabelle 30:

Bruchmechanische Kennwerte der Bereiche GW, SG und WEZ der Verbundschweißverbindung EN-GJMW-360-12 mit Stahl, ermittelt aus den nach SCHWALBE /73/ angepaßten Rißwachstumskurven sowie die nach DÖKER /81/ bestimmten ΔK_{th} -Werte

	R	$\Delta K_{th}(R)$ [MPa* \sqrt{m}] /81/	$\Delta K_{th}(R)$ [MPa* \sqrt{m}]	$\Delta K_{fc}(R)$ [MPa* \sqrt{m}]	A	γ	m	C für da/dN in [mm/Zyklus] und ΔK in [MPa* \sqrt{m}]
GW	0,1	5,9	5,5	36	6,56E-10	0,7	3,50	7E-09
	0,3	5,6	4,6	28			2,92	3E-08
	0,5	4,1	3,5	20			2,44	1E-07
WEZ	0,1	5,6	5,4	32	2,31E-10	0,66	3,48	4E-09
	0,3	4,4	4,6	24			2,36	7E-08
	0,5	3,8	3,7	18			2,74	3E-08
SG	0,1	7,1	6,4	36	1,89E-10	0,63	2,97	5E-09
	0,3	5,2	5,4	28			3,47	3E-09
	0,5	5,0	4,4	20			3,21	7E-09

Schwellenwertbereich

Einen Vergleich der Schwellenwerte der drei Bereiche bei R=0,1 zeigt Bild 154.

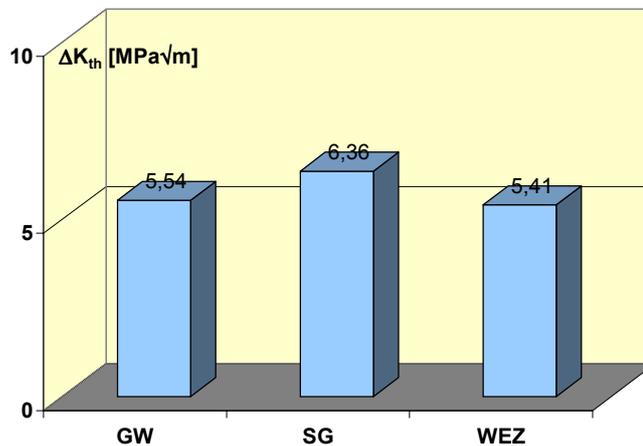


Bild 154: ΔK_{th} für R=0,1 für die Bereiche GW, SG und WEZ

Die Schwellenwerte für Grundwerkstoff und Wärmeeinflußzone unterscheiden sich nicht wesentlich. Der Schwellenwert ΔK_{th} für Schweißgut liegt etwas über den ΔK_{th} -Werten für GW und WEZ und damit im Streuband für Baustähle und deren Schweißverbindungen, die in dem

vergleichbaren Festigkeitsbereich mit ca. 6 bis 10 MPa* \sqrt{m} angegeben werden /66/. Die Unterschiede liegen im Bereich dieser Meßwertstreuungen.

Die Abhängigkeit der Schwellenwerte von R gemäß Gleichung (53) ist im Bild 155 wiedergegeben.

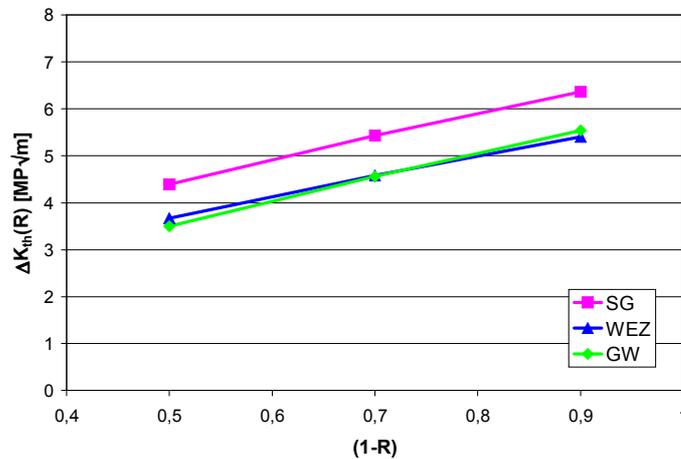


Bild 155: Abhängigkeit der Schwellenwerte der Bereiche SG, WEZ und Grundwerkstoff

Die Mittellastabhängigkeit von ΔK_{th} der Schweißverbindung entspricht der des Grundwerkstoffes, die γ -Werte weichen nur geringfügig ab.

Bereich II

Die ermittelten Kennwerte m und C nach der Paris-Erdogan-Gleichung für den Bereich II der Rißwachstumskurve sind der Tabelle 30 zu entnehmen. Bild 156 zeigt, daß die Kurve für das Schweißgut sich sehr gut in ein von Maddox für Baustähle unterschiedlicher Festigkeit angegebenes Streuband für Grundwerkstoff und Wärmeeinflußzone einordnet. Die da/dN- ΔK -Kurven für GW und WEZ liegen gefügebedingt über der für das Schweißgut.

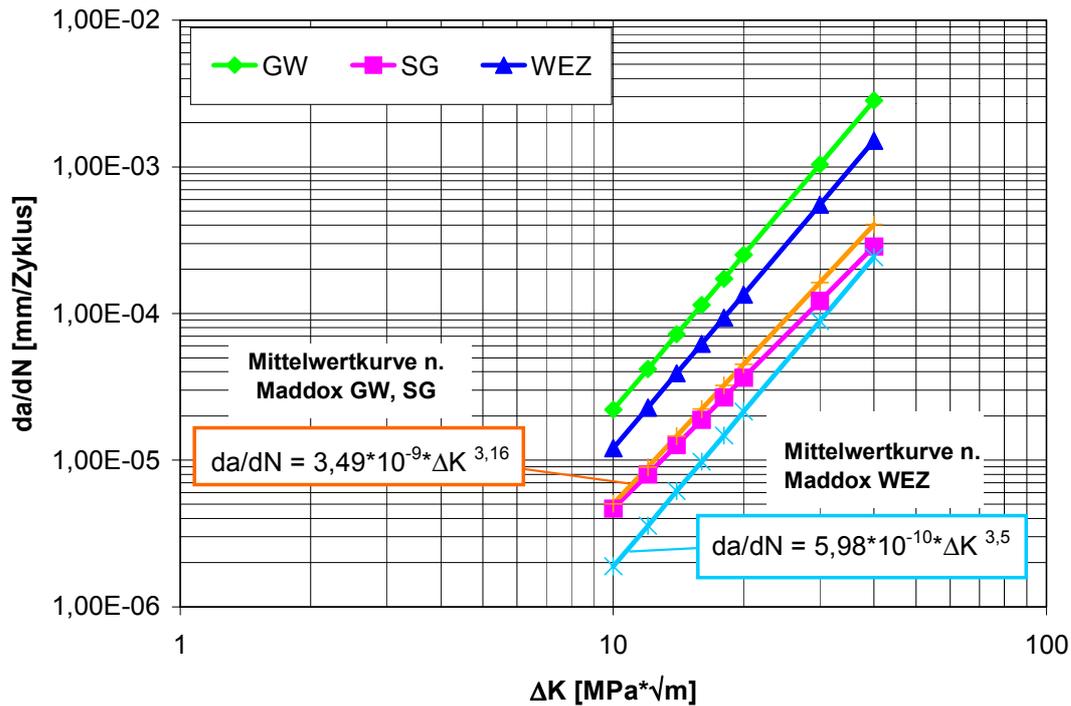


Bild 156: Bereich II der Rißwachstumskurven für GW, SG, und WEZ von GTW im Vergleich zu in der Literatur /106/ angegebenen Mittelwertskurven für Stahl bei $R = 0,1$

Ergänzend wurden die Meßwerte der Verbundschweißung analog zu den untersuchten Grundwerkstoffen auch mit dem Programm ESACRACK /76/ angepaßt. Die daraus abgeleiteten Kennwerte zeigt Tabelle 31.

Tabelle 31: Kennwerte und Konstanten des Rißwachstumsmodells ESACRACK /76/ für die Bereiche der Verbundschweißung

	ΔK_{th} [MPa√m]	K_c [MPa√m]	C	n	p	q	C_{th+}
GW	6,5	40	3,0E-08	3,3	0,40	0,50	1,3
WEZ	6,2	25	2,5E-08	2,8	0,40	0,6	1,2
SG	7,3	36	3,3E-09	3,5	0,25	0,5	1,7

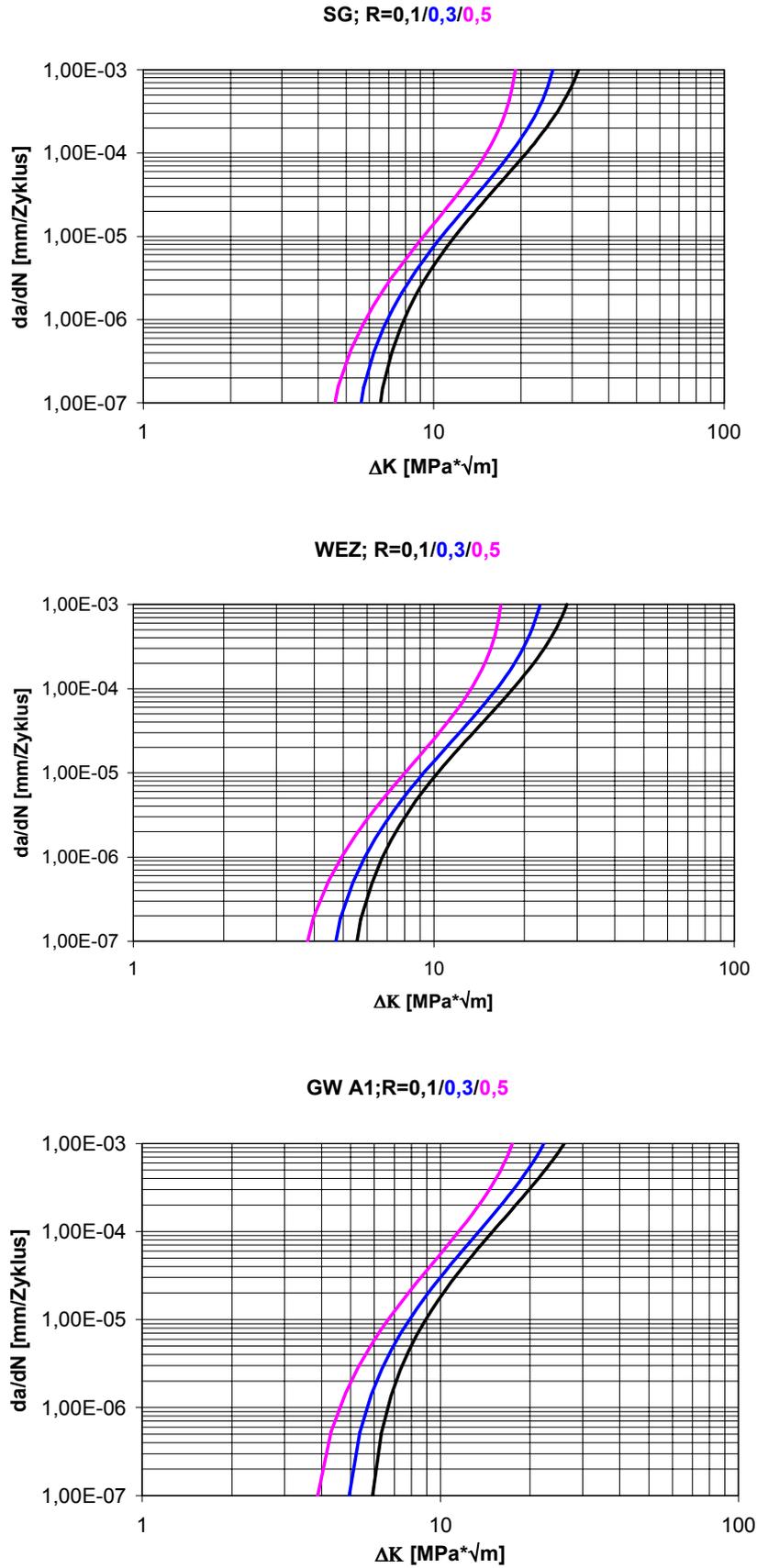


Bild 157: Rißwachstumskurven der Bereiche SG, WEZ und GW der Verbundschweiß-
verbindung

6.8. Bruchmechanischer Sicherheitsnachweis der Verbundschweißung

6.8.1. Grundlagen

Die Bruchsicherheitsbewertung erfolgte über die Berechnung kritischer Rißabmessungen auf der Basis der vereinheitlichten europäischen Fehlerbewertungsprozedur SINTAP /97/. Der Bewertung nach dieser Prozedur liegt das Prinzip der abgestuften Konservativität zugrunde, d. h. mit zunehmenden Ansprüchen an die Eingangsgrößen nimmt die Konservativität ab (Bild 158).

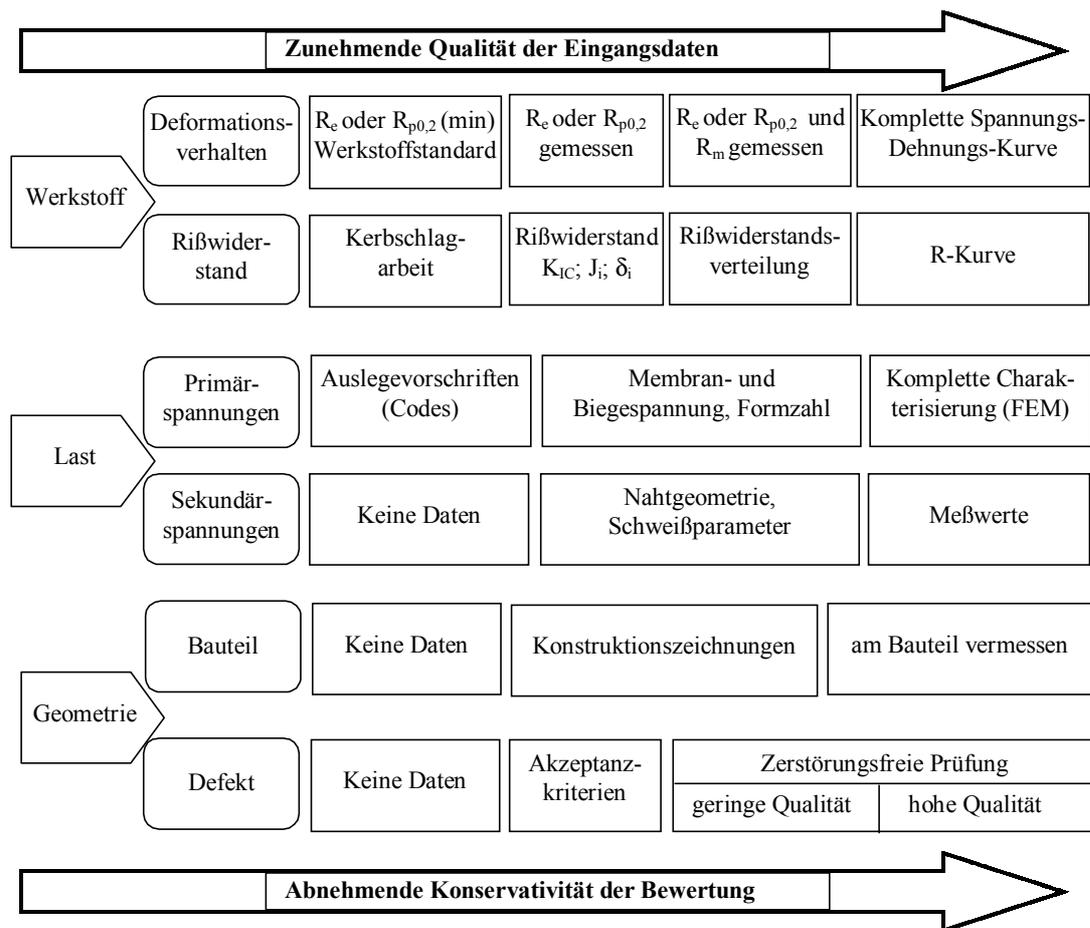


Bild 158: Prinzip der abgestuften Konservativität in der SINTAP-Prozedur hinsichtlich der Verfügbarkeit verschiedener Eingangsparameter nach /97/

Die Bewertung von Schweißverbindungen mit einem Mismatch-Faktor $M > 10\%$ wird auf der Analyse-Ebene 2 vorgenommen. M definiert das Verhältnis der Fließgrenzen σ_Y von Grundwerkstoff und Schweißgut

$$M = \frac{\sigma_{YW}}{\sigma_{YB}} \quad (74)$$

wobei nachfolgend für σ_Y die 0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2}$ einzusetzen ist. Die Indizes **B** und **W** beziehen sich jeweils auf den Grundwerkstoff ("base-plate") und das Schweißgut ("weld metal").

Es wird in "Undermatching" und "Overmatching" unterschieden. Hat der Grundwerkstoff eine höhere Festigkeit als das Schweißgut, liegt "Undermatching" vor. Ein Riß in der Schweißnaht würde bei Belastung die Ausbildung der plastischen Zone hauptsächlich im Schweißgut bewirken und könnte bereits bei geringeren Lasten zum Versagen durch plastischen Kollaps in der Schweißnaht führen. Da Schweißnähte in der Praxis immer als potentiell fehlerbehaftet betrachtet werden, wird in der Regel "Overmatching", der Grundwerkstoff hat eine geringere Festigkeit als das Schweißgut, angestrebt, um dadurch das Schweißgut abzuschirmen. Dabei kommt es im rißbehafteten Schweißgut lediglich zur elastischen Verformung, während sich im Grundwerkstoff bereits eine plastische Zone bildet. Bild 159 zeigt schematisch diese Zusammenhänge.

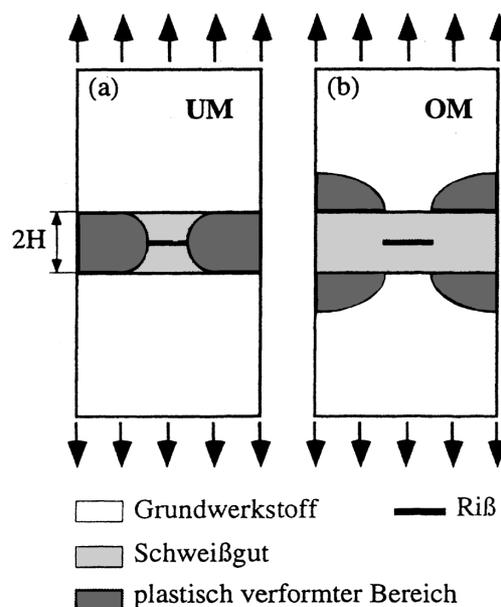


Bild 159: Die Ausbildung des plastisch verformten Bereiches bei "Undermatching" (a) bzw. "Overmatching" (b)

Neben dem hier vorliegenden Festigkeits-Overmatching muß bei der Verbundschweißung Temperguß – Stahl auch ein Mismatch im E-Modul beachtet werden, d.h. bei elastischer Bauteilbelastung verformen sich die Bereiche Grundwerkstoff und Schweißgut unterschiedlich in Längs- und Querrichtung (Bild 160).

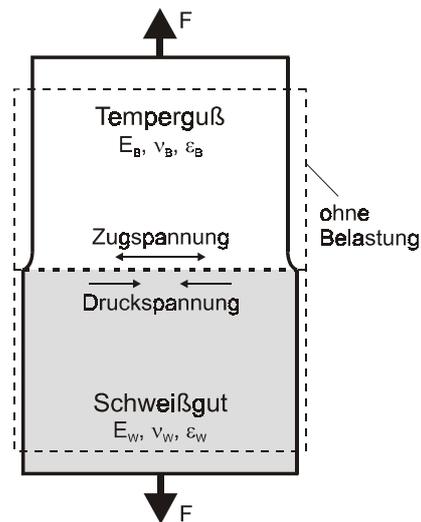


Bild 160: Schematische Darstellung des E-Modul-Mismatches

Hieraus resultieren im Bereich der Schmelzlinie zusätzliche Spannungen, d.h. Druckspannungen im Schweißgut und Zugspannungen im Grundwerkstoff. Weiter zu berücksichtigen in bezug auf die mögliche Größe der Gesambelastung ist die Höhe möglicher Eigenspannungen in Schweißverbindungen.

Für unbekannte Eigenspannungen stellt SINTAP konservativ angepasste Eigenspannungsprofile über die Bauteilwand bereit. Der konservativste Fall sieht einen konstanten Verlauf der Eigenspannungen über den Querschnitt in Höhe der größeren Fließgrenze von Schweißgut und Grundwerkstoff vor.

6.8.2. Rechengang

Die Berechnung der kritischen Rißgrößen im Grundwerkstoff und Schweißgut der Verbundschweißung folgt dem Verlauf gemäß Bild 161.

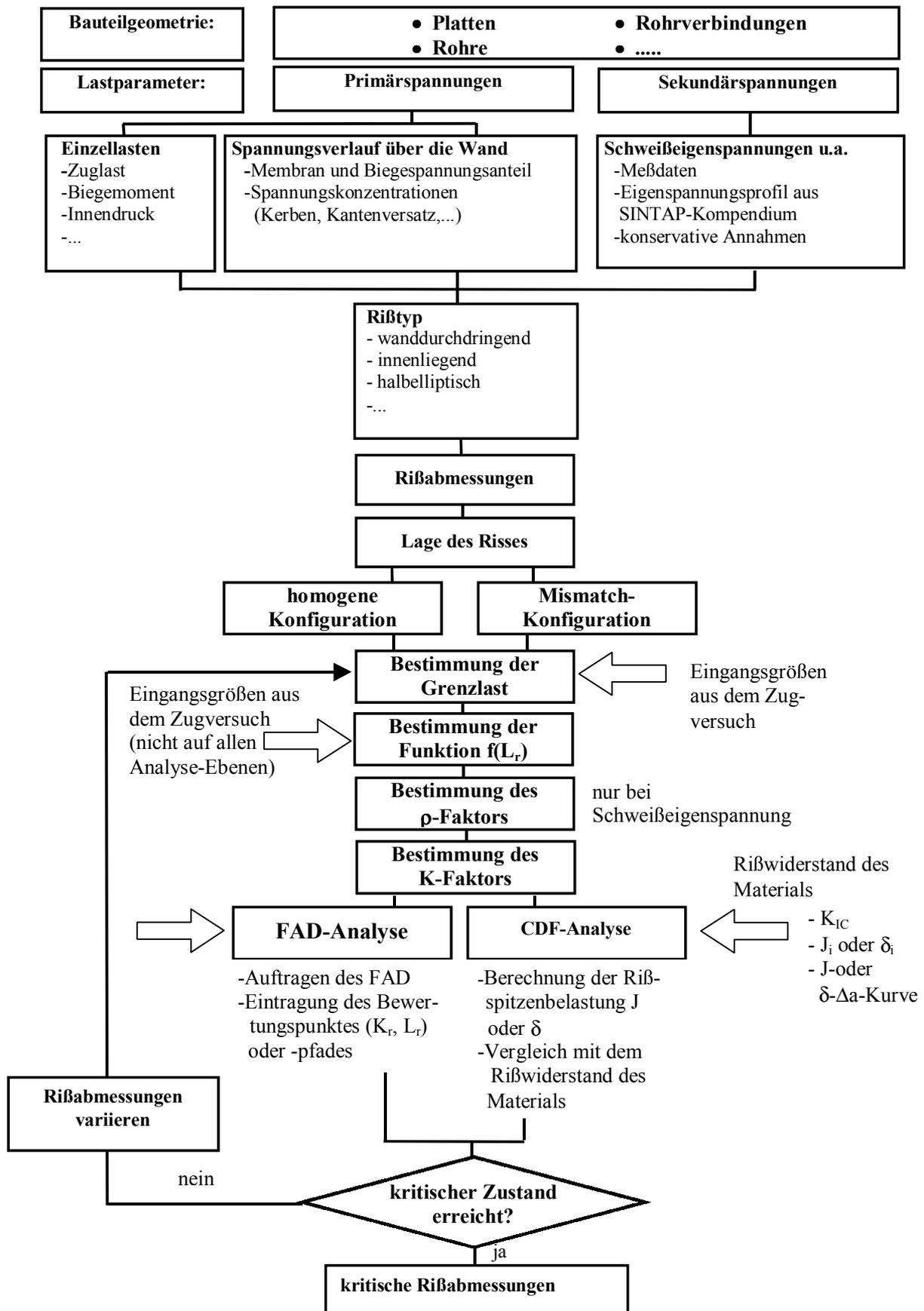
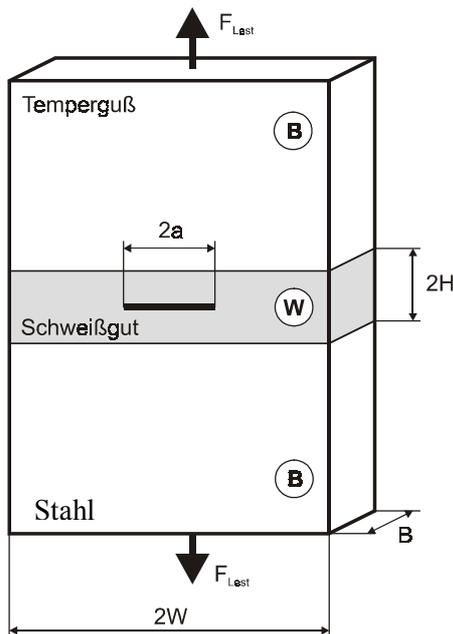


Bild 161: Anwendung der SINTAP-Prozedur auf die Bestimmung kritischer Rißabmessungen /97/

Grundlage bilden das in Bild 162 dargestellte Modell der Verbundschweißung und die für den Bereich Schweißgut-Temperguß verfügbaren Eingangsdaten.



a	variabel
H	10 mm
W	120 mm
B	10 mm
$R_{p0,2,W}$	359 MPa
$R_{m,W}$	555 MPa
E_W	207990 MPa
$J_{i/SZB,W}$	184 kJ/m ²
v_W	0,3
$R_{p0,2,B}$	167 MPa
$R_{m,B}$	348 MPa
E_B	179000 MPa
$J_{i/SZB,B}$	10 kJ/m ²
v_B	0,28

$$B = GW, W = SG$$

Bild 162: Modell und Eingangsdaten für die Berechnung der kritischen Rißgrößen

Als Belastung werden $\sigma_0 = R_{p0,2B} = 167 \text{ MPa}$ bzw. bei 1,5 facher Sicherheit gegen Fließen $\sigma_0 = R_{p0,2B/1,5} = 111 \text{ MPa}$ angesetzt. Die Berechnung der kritischen Rißgrößen erfolgte unter Zugrundelegung des FAD (Failure Assessment Diagram). Bei der FAD-Route wird die Bewertung auf der Grundlage einer Versagensgrenzkurve vorgenommen, die für die Standard-Bewertungsebenen von SINTAP unabhängig von der konkreten Bauteilgeometrie ist (Bild163).

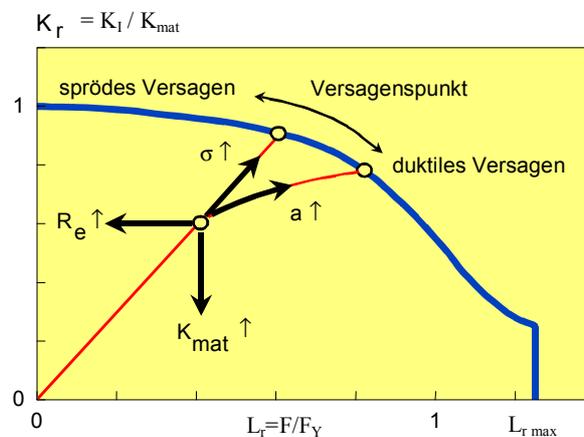


Bild 163: Versagensgrenzkurve des FAD (schematisch)

Die Versagensgrenzkurve ist durch

$$\mathbf{K}_r = f(\mathbf{L}_r) \quad (75)$$

gegeben.

Um ein Bauteil bruchmechanisch zu bewerten, wird in das Diagramm ein konkreter Bewertungspunkt ($\mathbf{L}_r; \mathbf{K}_r$) eingetragen. Befindet sich dieser Punkt unterhalb der Grenzkurve bedeutet das einen sicheren Bauteilzustand. Wird die Kurve überschritten, ist das Bauteilversagen möglich. \mathbf{K}_r ergibt sich aus dem geometrie- und lastabhängigen linear-elastischen Spannungsintensitätsfaktor \mathbf{K}_I und dem Rißwiderstand \mathbf{K}_{mat} des Materials.

$$\mathbf{K}_r = \mathbf{K}_I / \mathbf{K}_{mat} \quad (76)$$

Der Materialkennwert wird in diesem Beispiel aus dem Kennwert des J-Integral-Konzeptes berechnet.

$$\mathbf{K}_{mat} = \sqrt{\mathbf{J}_i \frac{\mathbf{E}}{1 - \nu^2}} \quad (77)$$

Da die Gleichung (77) für den duktil-spröden Übergangsbereich gültig ist, muß der \mathbf{K}_{mat} -Wert gegebenenfalls „zensiert“ werden. Das ist dann der Fall, wenn das Versagen der Probe durch duktile Instabilität ausgelöst wird oder wenn \mathbf{K}_{mat} einen Grenzwert \mathbf{K}_{cen} überschreitet.

$$\mathbf{K}_{cen} = \sqrt{\mathbf{E} \mathbf{b}_0 \sigma_Y / 30} \quad (78)$$

Dabei ist \mathbf{b}_0 die Länge des Probenligaments vor dem Riß ohne stabile Rißverlängerung. Aus der verwendeten Probenform folgt mit $W = 20$ mm und $a/W = 0,5$ der Wert $\mathbf{b}_0 = 10$ mm. "Zensieren" bedeutet, daß alle \mathbf{K}_{mat} -Werte, für die $\mathbf{K}_{mat} \geq \mathbf{K}_{cen}$ gilt, durch \mathbf{K}_{cen} ersetzt werden. Der Plastifizierungsgrad \mathbf{L}_r ist durch den Quotient aus wirkender Last \mathbf{F} und Grenzlast \mathbf{F}_Y gegeben.

$$\mathbf{L}_r = \mathbf{F} / \mathbf{F}_Y \quad (79)$$

Die für die Bestimmung der plastischen Grenzlasten von Schweißverbund F_{YM} und von Basismaterial F_{YB} erforderlichen Beziehungen für den ebenen Spannungszustand sind der ETM-Routine /107/ entnommen.

Zunächst wird nach Analyseebene 1B (Basis-Prozedur, es handelt sich um homogenes Material oder einen Materialverbund mit Festigkeits-Mismatch $\leq 10\%$, ohne Lüdersplateau) die Platte für den Fall berechnet, daß sie vollständig aus Temperguß besteht.

Es wird eine Rißlänge von $a = 10 \text{ mm}$ und eine Belastung von $\sigma_0 = 167 \text{ MPa}$ ($\sigma_0 = R_{p0,2, B}$) angenommen.

Die Fließlast F_{YB} für den Grundwerkstoff ohne Schweißverbindung beträgt

$$F_{YB} = 2\sigma_{YB} \cdot B \cdot (W - a) = 2 \cdot 167 \text{ MPa} \cdot 10 \text{ mm} \cdot (120 \text{ mm} - 10 \text{ mm}) = 367 \text{ kN} \quad (80)$$

$f(L_r)$ ergibt sich aus

$$f(L_r) = \left(1 + \frac{1}{2} L_r^2\right)^{-1/2} \cdot \left[0,3 + 0,7 \cdot \exp(-\mu L_r^6)\right] \quad \text{für } 0 \leq L_r \leq 1 \quad (81)$$

und

$$f(L_r) = f(L_r = 1) \cdot L_r^{(N-1)/2N} \quad \text{für } 1 < L_r \leq L_{r \max} \quad (82)$$

Dabei sind

$$\mu = \min \left\{ \frac{0,001 \cdot E / R_{p0,2}}{0,6} = \min \left\{ \frac{0,001 \cdot 179000 \text{ MPa} / 167 \text{ MPa}}{0,6} = 0,6 \right. \right. \quad (83)$$

$$N = 0,3 \left(1 - \frac{R_{p0,2}}{R_m}\right) = 0,3 \left(1 - \frac{167 \text{ MPa}}{348 \text{ MPa}}\right) = 0,156 \quad (84)$$

und

$$L_{r \max} = \frac{1}{2} \left(\frac{R_{p0,2} + R_m}{R_{p0,2}}\right) = \frac{1}{2} \left(\frac{167 \text{ MPa} + 348 \text{ MPa}}{167 \text{ MPa}}\right) = 1,542 \quad (85)$$

Der Verfestigungsexponent N wird über die konservative Abschätzung (84) bestimmt. Bild 164 zeigt, daß die berechneten Werte immer kleiner, und damit konservativer, sind als die tatsächlich gemessenen Werte. Durch N wird das Verfestigungsverhalten der Werkstoffe berücksichtigt, welches auch L_r -Werte > 1 ermöglicht. Der Wert $L_{r \max}$ dient zur Absicherung gegen plastischen Kollaps.

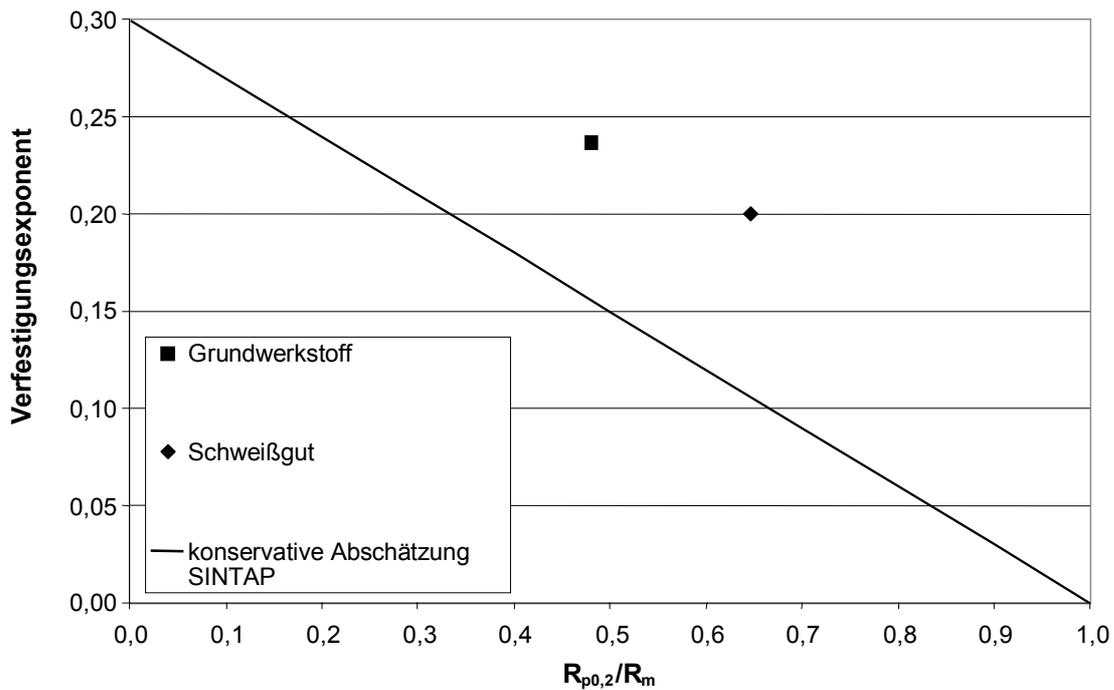


Bild 164: Vergleich der nach SINTAP berechneten Verfestigungsexponenten mit den tatsächlich ermittelten Werten

Nachdem das Fehlerbewertungsdiagramm mit (81), (82) und (85) vorliegt, muß noch der konkrete Lastpunkt berechnet werden. Dazu ist der Spannungsintensitätsfaktor K_I erforderlich. Dieser berechnet sich nach /108/

$$K_I = \sigma_0 \cdot \sqrt{\pi \cdot a \cdot \frac{1}{\cos\left(\pi \cdot \frac{a}{2W}\right)}} \quad (86)$$

$$K_I = 167 \text{MPa} \cdot \sqrt{\pi \cdot 10 \text{mm} \cdot \frac{1}{\cos\left(\pi \cdot \frac{10 \text{mm}}{2 \cdot 120 \text{mm}}\right)}} = 940 \text{MPa} \cdot \sqrt{\text{mm}} \quad (87).$$

K_{mat} wird aus J_i nach Gleichung (77) berechnet

$$K_{mat} = \sqrt{10 \text{ kJ} / \text{m}^2 \frac{179000 \text{ MPa}}{1 - 0,28^2}} = 1393 \text{ MPa} \cdot \sqrt{\text{mm}} \quad (88)$$

Und erfüllt die Bedingung $K_{mat} < K_{cen}$

F_{Last} ergibt sich aus σ_0 gemäß

$$F_{Last} = \sigma_0 \cdot B \cdot 2W = 167 \text{ MPa} \cdot 10 \text{ mm} \cdot 2 \cdot 120 \text{ mm} = 401 \text{ kN} \quad (89)$$

Aus den berechneten Werten kann der Lastpunkt bestimmt und in das Diagramm eingetragen werden.

$$L_r = \frac{F_{Last}}{F_{YB}} = \frac{401 \text{ kN}}{367 \text{ kN}} = 1,09 \quad (90)$$

$$K_r = \frac{K_I}{K_{mat}} = \frac{940 \text{ MPa} \cdot \sqrt{\text{mm}}}{1393 \text{ MPa} \cdot \sqrt{\text{mm}}} = 0,68 \quad (91)$$

Dieser Punkt liegt außerhalb der Versagensgrenzkurve im Bereich "potentiell unsicher". Das bedeutet, daß ein Bauteil mit einem Riß von $2a = 20 \text{ mm}$ möglicherweise versagen wird. Eine weitere Berechnung auf einer höheren Analyseebene mit genaueren Eingangsdaten kann aber auch zur Aussage "sicher" gelangen. Für den beschriebenen Rechenweg ist es möglich, durch Variation der Eingangsgröße a , eine kritische Rißlänge zu berechnen, bis zu der das Bauteil gerade noch im sicheren Bereich liegt. Für die Belastung mit $\sigma_0 = 167 \text{ MPa}$ ergibt sich ein Wert von $2a = 10,5 \text{ mm}$ und für $\sigma_0 = 111 \text{ MPa}$ wird $2a = 50,7 \text{ mm}$ ermittelt (Bild 165).

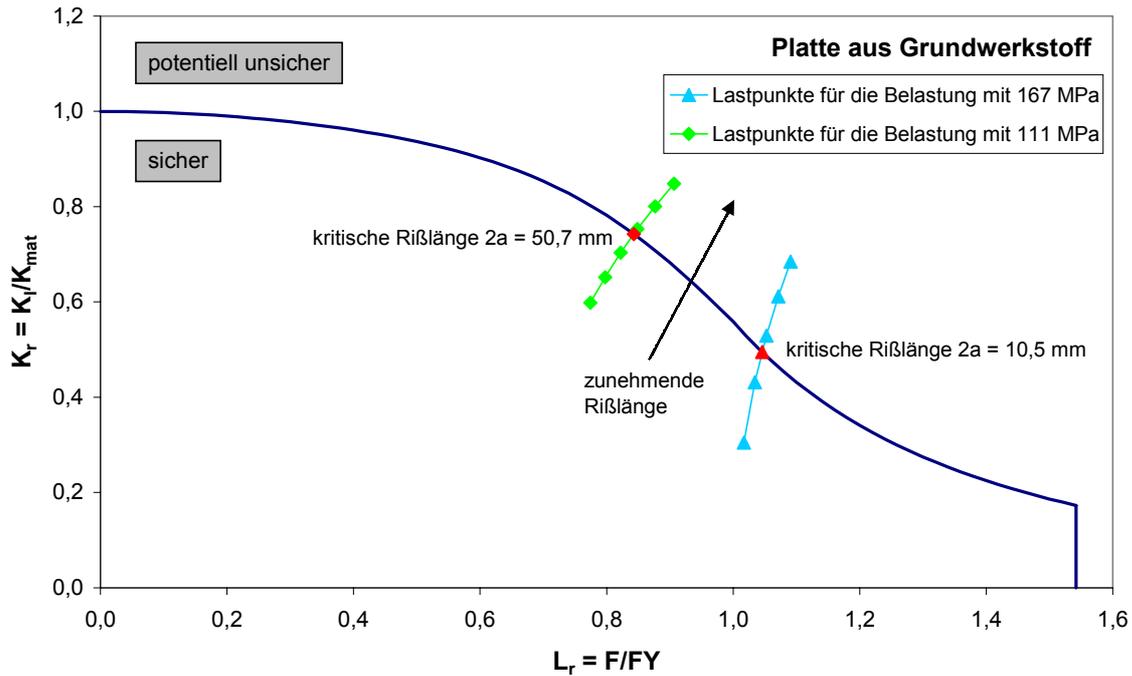


Bild 165: FAD für eine Platte aus Temperguß und kritischen Rißlängen für verschiedene Belastungen

Für die Berechnung der Schweißverbindung muß eine andere Analyseebene gewählt werden. Aus (74) ergibt sich ein Mismatch-Faktor von

$$M = \frac{359\text{MPa}}{167\text{MPa}} = 2,15 \quad (92)$$

Es besteht Overmatching. Da der Mismatch-Faktor größer als 10 % ist und die Materialien kein Lüdersplateau aufweisen, erfolgt die Berechnung nach Analyseebene 2B (Mismatch-Prozedur), wobei die Eigenspannungen zuerst nicht berücksichtigt werden.

Es wird wiederum von einer Rißlänge von $a = 10 \text{ mm}$ und eine Belastung von $\sigma_0 = 167 \text{ MPa}$ ausgegangen.

Wie oben wird die Fließlast F_{YB} für den Grundwerkstoff ohne Schweißverbindung nach Gl. (80) mit $F_{YB} = 367 \text{ kN}$ berechnet.

Zur Fehlerbewertung erfolgt die Bestimmung einer äquivalenten Fließlast F_{YM} für den Materialverbund. Diese ergibt sich aus dem kleineren Wert von F_{YM}^{pen} und F_{YM}^{base} .

$$\frac{F_{YM}^{pen}}{F_{YB}} = \begin{cases} \frac{M}{25} & \text{für } \psi \leq \psi_1 \\ \frac{24(M-1)}{25} \cdot \frac{\psi_1}{\psi} + \frac{M+24}{25} & \text{für } \psi \geq \psi_1 \end{cases} \quad (93)$$

$$F_{YM}^{base} = 2\sigma_{YB} \cdot B \cdot W \quad \text{für alle } \psi \quad (94)$$

mit

$$\psi = \frac{W - a}{H} = \frac{120\text{mm} - 10\text{mm}}{10\text{mm}} = 11 \quad (95)$$

und

$$\psi_1 = \left(1 + 0,43e^{-5(M-1)}\right) \cdot e^{-(M-1)/5} = \left(1 + 0,43e^{-5(2,15-1)}\right) \cdot e^{-(2,15-1)/5} = 0,796 \quad (96)$$

Es ist $\psi > \psi_1$ und F_{YM}^{pen} und F_{YM}^{base} berechnen sich zu:

$$F_{YM}^{pen} = 367\text{kN} \cdot \left(\frac{24 \cdot (2,15 - 1)}{25} \cdot \frac{0,796}{11} + \frac{2,15 + 24}{25} \right) = 414\text{kN} \quad (97)$$

und

$$F_{YM}^{base} = 2 \cdot 167\text{MPa} \cdot 10\text{mm} \cdot 120\text{mm} = 401\text{kN} \quad (98)$$

Da $F_{YM}^{pen} > F_{YM}^{base}$, ergibt sich die äquivalente Fließlast F_{YM} zu:

$$F_{YM} = F_{YM}^{base} = 401\text{kN} \quad (99)$$

Die Bestimmungsgleichungen für die Versagensgrenzkurve lauten dann

$$f(L_r) = \left(1 + \frac{1}{2}L_r^2\right)^{-1/2} \cdot \left[0,3 + 0,7 \cdot \exp\left(-\mu_M L_r^6\right)\right] \quad \text{für } 0 \leq L_r \leq 1 \quad (100)$$

und

$$f(L_r) = f(L_r = 1) \cdot L_r^{(N_M - 1)/2N_M} \quad \text{für } 1 \leq L_r \leq L_r \text{ max} \quad (101)$$

mit den Parametern

$$\mu_B = \min \left\{ \frac{0,001 \cdot E_B / R_{p0,2,B}}{0,6} = \min \left\{ \frac{0,001 \cdot 179000 \text{MPa} / 167 \text{MPa}}{0,6} = 0,6 \right. \right. \quad (102)$$

$$\mu_W = \min \left\{ \frac{0,001 \cdot E_W / R_{p0,2,W}}{0,6} \right. \quad (103)$$

$$\mu_W = \min \left\{ \frac{0,001 \cdot 207990 \text{MPa} / 359 \text{MPa}}{0,6} = 0,58 \right. \quad (104)$$

und

$$\mu_M = \frac{M - 1}{(F_{YM} / F_{YB} - 1) / \mu_W + (M - F_{YM} / F_{YB}) / \mu_B} \quad (105)$$

$$\mu_M = \frac{2,15 - 1}{(401 \text{kN} / 367 \text{kN} - 1) / 0,58 + (2,15 - 401 \text{kN} / 367 \text{kN}) / 0,6} = 0,60 \quad (106)$$

Die Größe von μ_M ist ebenfalls auf 0,6 begrenzt. Der äquivalente Verfestigungsexponent N_M ergibt sich mit

$$N_B = 0,3 \left(1 - \frac{R_{p0,2,B}}{R_{m,B}} \right) = 0,3 \left(1 - \frac{167 \text{MPa}}{348 \text{MPa}} \right) = 0,156 \quad (107)$$

und

$$N_W = 0,3 \left(1 - \frac{R_{p0,2,W}}{R_{m,W}} \right) = 0,3 \left(1 - \frac{359 \text{MPa}}{555 \text{MPa}} \right) = 0,106 \quad (108)$$

zu

$$N_M = \frac{M - 1}{(F_{YM} / F_{YB} - 1) / N_W + (M - F_{YM} / F_{YB}) / N_B} \quad (109)$$

$$N_M = \frac{2,15 - 1}{(401 \text{kN} / 367 \text{kN} - 1) / 0,106 + (2,15 - 401 \text{kN} / 367 \text{kN}) / 0,156} = 0,15 \quad (110)$$

Die Grenze gegen plastischen Kollaps ist

$$L_{r \max} = \frac{1}{2} \left(1 + \frac{0,3}{0,3 - N_M} \right) = \frac{1}{2} \left(1 + \frac{0,3}{0,3 - 0,15} \right) = 1,5 \quad (111)$$

Die Berechnung des Lastpunktes erfolgt wie oben beschrieben. Aus (86) und (87) ergibt sich

$K_I = 940 \text{ MPa} \cdot \sqrt{\text{mm}}$. K_{mat} berechnet sich aus J_i nach Gleichung (77) zu:

$$K_{mat} = \sqrt{184 \text{ kJ} / \text{m}^2 \frac{207990 \text{ MPa}}{1 - 0,3^2}} = 6485 \text{ MPa} \cdot \sqrt{\text{mm}} . \quad (112)$$

Da hier $K_{mat} > K_{cen}$ ist, muß der K_{mat} -Wert zensiert werden. Nach (78) ergibt sich

$$K_{mat} = K_{cen} = \sqrt{207990 \text{ MPa} \cdot 10 \text{ mm} \cdot 359 \text{ MPa} / 30} = 4989 \text{ MPa} \cdot \sqrt{\text{mm}} . \quad (113)$$

Wie oben wird F_{Last} aus (89) für $\sigma_0 = 167 \text{ MPa}$ zu $F_{Last} = 401 \text{ kN}$ berechnet. Für den konkreten Lastpunkt folgt dann:

$$L_r = \frac{F_{Last}}{F_{YM}} = \frac{401 \text{ kN}}{401 \text{ kN}} = 1 \quad (114)$$

und

$$K_r = \frac{K_I}{K_{mat}} = \frac{940 \text{ MPa} \cdot \sqrt{\text{mm}}}{4989 \text{ MPa} \cdot \sqrt{\text{mm}}} = 0,19 \quad (115)$$

Dieser Punkt liegt innerhalb der Versagensgrenzkurve im Bereich "sicher". Eine Verbundschweißung mit einem Riß von $2a = 20 \text{ mm}$ im Schweißgut würde also der angenommenen Belastung standhalten. Auch hier wurden, durch Variation der Eingangsgröße a , kritische Rißlängen berechnet, bis zu denen die Platte im sicheren Bereich liegt. Es ergibt sich für die Belastung mit $\sigma_0 = 167 \text{ MPa}$ ein Wert von $2a = 62,4 \text{ mm}$ und für $\sigma_0 = 111 \text{ MPa}$ ein Wert von $2a = 123,7 \text{ mm}$.

Wird das gleiche Bauteil unter Berücksichtigung der Eigenspannungen bewertet, ändert sich das FAD nicht. Die Eigenspannungen gehen lediglich in die Berechnung des Lastpunktes ein. Sie werden für dieses Beispiel konservativ als konstant über den Querschnitt, in Höhe der Streckgrenze des Schweißgutes, angenommen. Der Wechselwirkungseffekt aus Primär- und Sekundärspannungen wird durch den Korrekturterm ρ beschrieben und in der Form

$$\mathbf{K}_r = \frac{\mathbf{K}_I}{\mathbf{K}_{mat}} + \frac{\mathbf{K}_I^s}{\mathbf{K}_{mat}} + \rho \quad (116)$$

in die Berechnung einbezogen. \mathbf{K}_I^s ist der aus den Sekundärspannungen (Eigenspannungen) nach Gleichung (86) berechnete Spannungsintensitätsfaktor.

$$\mathbf{K}_I^s = 359\text{MPa} \cdot \sqrt{\pi \cdot 10\text{mm} \cdot \frac{1}{\cos\left(\pi \cdot \frac{10\text{mm}}{2 \cdot 120\text{mm}}\right)}} = 2021\text{MPa} \cdot \sqrt{\text{mm}} \quad (117)$$

Es ergibt sich ρ zu:

$$\rho = \Psi - \Phi \left(\frac{\mathbf{K}_I^s}{\mathbf{K}_p^s} - 1 \right) \quad (118)$$

Dabei ist \mathbf{K}_p^s ein effektiver Spannungsintensitätsfaktor, der sich mit

$$\mathbf{a}_{eff} = a + \frac{1}{2\beta\pi} \left(\frac{\mathbf{K}_I^s(a)}{\sigma_Y} \right)^2 \quad (119)$$

mit $\beta = 1$ für ebenen Spannungszustand

$$\mathbf{a}_{eff} = 10\text{mm} + \frac{1}{2 \cdot 1 \cdot \pi} \left(\frac{2021\text{MPa}\sqrt{\text{mm}}}{359\text{MPa}} \right)^2 = 15\text{mm} \quad (120)$$

zu

$$\mathbf{K}_p^s(a) = \sqrt{\frac{\mathbf{a}_{eff}}{a}} \cdot \mathbf{K}_I^s(a) = \sqrt{\frac{15\text{mm}}{10\text{mm}}} \cdot 2021\text{MPa}\sqrt{\text{mm}} = 2479\text{MPa}\sqrt{\text{mm}} \quad (121)$$

berechnet. Die Parameter Ψ und Φ liegen als Funktionen von L_r und $K_p^s/(K_I/L_r)$ in tabellierter Form vor /99/. Mit $L_r = 1$ und $K_p^s/(K_I/L_r) = 2,64$ ergeben sich die Werte $\Psi = 0,033$ und $\Phi = 0,39$. Damit ergibt sich für ρ

$$\rho = 0,033 - 0,39 \left(\frac{2021 \text{MPa} \sqrt{\text{mm}}}{2479 \text{MPa} \sqrt{\text{mm}}} - 1 \right) = 0,105 \quad (122)$$

und es folgt

$$K_r = \frac{940 \text{MPa} \sqrt{\text{mm}}}{4989 \text{MPa} \sqrt{\text{mm}}} + \frac{2021 \text{MPa} \sqrt{\text{mm}}}{4989 \text{MPa} \sqrt{\text{mm}}} + 0,105 = 0,70 \quad (123)$$

Damit liegt der Bewertungspunkt außerhalb der Versagensgrenzkurve. Das bedeutet, bei geforderter Berücksichtigung der Eigenspannungen ist für die Platte mit einem Riß von $2a = 20 \text{ mm}$ eine weitere Berechnung auf einer höheren Analyseebene erforderlich, oder das Bauteil muß außer Betrieb genommen werden. Auch hier wurden die kritischen Rißlängen bestimmt und Bild 165 vergleichend mit den zugehörigen Lastpunkten ohne Beachtung der Eigenspannungen dargestellt.

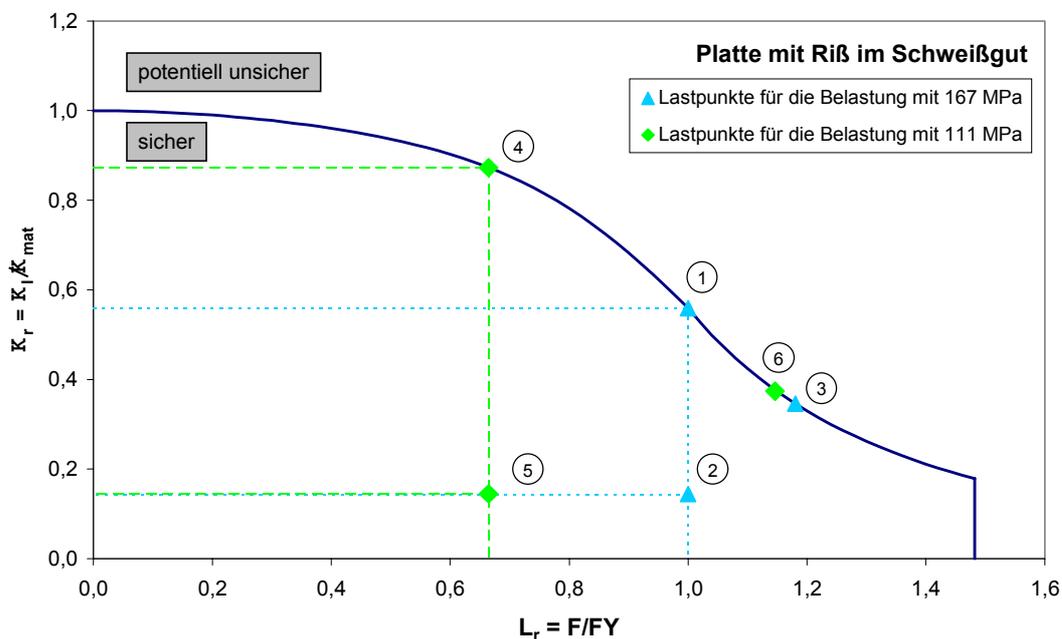


Bild 165: FAD für eine Platte mit Riß im Schweißgut

- 1 - krit. Rißlänge $2a = 11,8 \text{ mm}$, mit Eigenspannungen
- 2 - Rißlänge $2a = 11,8 \text{ mm}$, ohne Eigenspannungen
- 3 - krit. Rißlänge $2a = 62,4 \text{ mm}$, ohne Eigenspannungen
- 4 - krit. Rißlänge $2a = 26,4 \text{ mm}$, mit Eigenspannungen
- 5 - Rißlänge $2a = 26,4 \text{ mm}$, ohne Eigenspannungen
- 6 - krit. Rißlänge $2a = 123,7 \text{ mm}$, ohne Eigenspannungen

Abschließend soll auf die Bewertung einer Platte mit Riß im Interface zwischen Grundwerkstoff und Schweißgut eingegangen werden. Das Modell dazu zeigt Bild 166. Der Ablauf der Berechnung ändert sich nicht prinzipiell gegenüber der Platte mit Riß in der Schweißnaht. Es wird lediglich eine neue Lösung für die äquivalente Fließlast F_{YM} des Verbundes verwendet. Diese ergibt sich wiederum aus den Beziehungen in /102/.

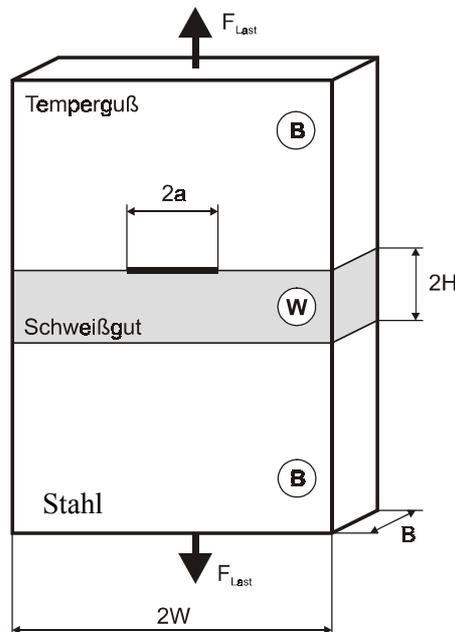


Bild 166: Berechnungsmodell für eine Platte mit Riß im Interface

Für Overmatching folgt mit F_{YB} aus (80) die Größe für F_{YM} aus dem kleineren Wert von F_{YM}^{base} aus (94) und F_{YM}^{pen} aus (124).

$$\frac{F_{YM}^{pen}}{F_{YB}} = 1,095 - 0,095e^{-(M-1)/0,108} \quad \text{für alle } \psi \quad (124)$$

Aus Gründen der Konservativität werden für die Berechnung des Lastpunktes die Materialkennwerte des Grundwerkstoffs eingesetzt. Für die Platte mit $2a = 20 \text{ mm}$ bei der Belastung $\sigma_0 = 167 \text{ MPa}$ wird dann mit $L_r = 1$ und $K_r = 0,68$ ein Lastpunkt berechnet, der im unsicheren Bereich liegt. Folglich liegt der Punkt auch bei Einbeziehung der Eigenspannungen außerhalb der Grenzkurve. Die kritischen Rißlängen ergeben sich für $\sigma_0 = 167 \text{ MPa}$ zu $2a = 13,4 \text{ mm}$ ohne bzw. $2a = 0,9 \text{ mm}$ mit Eigenspannungen, sowie zu $2a = 56,3 \text{ mm}$ bzw. $2a = 3,2 \text{ mm}$ für $\sigma_0 = 111 \text{ MPa}$. Die Rißlängen sind größer als die, die für den Grundwerkstoff berechnet wurden, obwohl die gleichen Werkstoffkennwerte Verwendung fanden. Dies ist die Folge des Overmatchings.

6.8.3. Ergebnis

Tabelle 33 und Bild 167 zeigen die Zusammenstellung der ermittelten kritischen Rißlängen. Durch die Rechnungen konnte gezeigt werden, daß der am Anfang beschriebene Effekt der Abschirmung des Schweißgutes aufgrund des Overmatchings für das gewählte Modell zutrifft. Das ist an den berechneten kritischen Rißlängen erkennbar. Erreicht ein Riß im Grundwerkstoff die kritische Länge, so daß der Lastpunkt in den Bereich „potentiell unsicher“ gelangt, befinden sich die entsprechenden Lastpunkte für Risse der gleichen Länge im Schweißgut und im Interface noch im Bereich "sicher". Ein geschweißtes Bauteil würde zuerst im Grundwerkstoff versagen.

Tabelle 33: Zusammenstellung der berechneten kritischen Rißlängen, abhängig von der Lage des Risses und der Höhe der Belastung; Angaben in mm

Berechnung für Riß liegt im	167 MPa	111 MPa	167 MPa mit Eigen- spannungen	111 MPa mit Eigen- spannungen
Grundwerkstoff	10,5	50,7		
Interface	13,4	56,3	0,9	3,2
Schweißgut	62,4	123,7	11,8	26,4

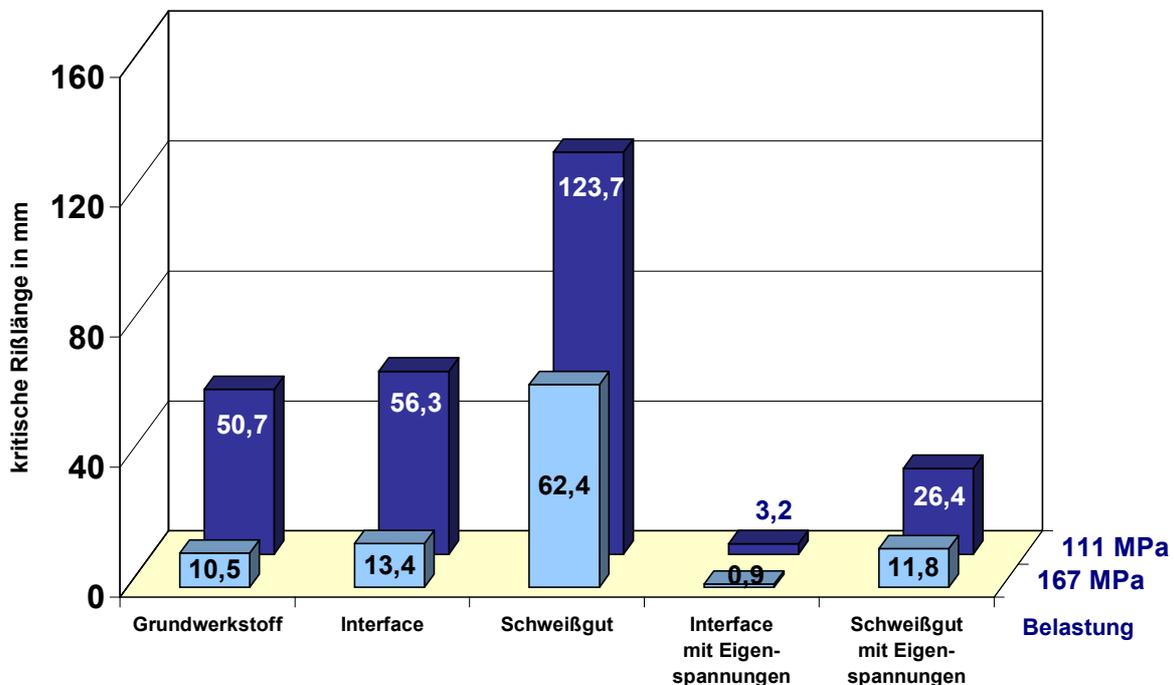


Bild 167: Berechnete kritische Rißlängen in Abhängigkeit von der Höhe der Belastung und von der Lage des Risses im Bauteil

Weiterhin hat sich gezeigt, daß die Eigenspannungen eine erhebliche zusätzliche Lastkomponente darstellen. Werden diese mit in die Bewertung einbezogen, ergeben sich, durch die sehr konservativen Vorgaben für Größe und Verteilung der Eigenspannungen, wesentlich kleinere ertragbare Rißlängen. Hier könnte die Berechnung nach SINTAP genutzt werden, um mit verschiedenen Annahmen für die Höhe der Eigenspannungen und deren Verteilung über die Bauteilwand, den Effekt einer Wärmebehandlung zum Abbau der Eigenspannungen zu prüfen und damit die Herstellungstechnologie für das Bauteil zu optimieren.

In diesem Zusammenhang muß aber auch beachtet werden, daß die hier zur Anwendung kommenden bruchmechanischen Kennwerte für den Grundwerkstoff als "worse case" zu bewerten sind. Die Wärmebehandlung der 14 mm dicken Gußplatte zeigt im Bereich der Schweißnaht ein überwiegend ferritisch-perlitisches Gefüge im Gegensatz zu den üblichen Konstruktionsschweißungen des EN-GJMW-360-12, bei dem normalerweise der Schweißquerschnitt eine Wanddicke von 8 mm nicht überschreitet und im Ergebnis der oxidierenden Glühung der C-Gehalt in der Schweißzone maximal 0,3 % betragen soll /84/. Setzt man ein ferritisches Gefüge im Bereich des Interface voraus, bei einem orientierenden Wert für $J_i = 22 \text{ kJm}^{-2}$, wie in /18/ für nichtentkohlend geglühten Temperguß EN-GJMB-350-10 angegeben, so erhöht sich der Wert für die kritische Rißgröße um den Faktor 2.

7. Zusammenfassung

Die vorliegende Dissertation beinhaltet die umfassende Charakterisierung des Festigkeitsverhaltens von entkohlend geglühtem Temperguß, der in unterschiedlichen Werkstoffen und Qualitäten von drei Gießereien bereitgestellt wurde. Im Rahmen eines umfangreichen Versuchsprogrammes wurden die gefügeabhängigen mechanischen und bruchmechanischen Kennwerte in Abhängigkeit von der Temperatur bei statischer, dynamischer und zyklischer Beanspruchung bestimmt. Der Vorteil bruchmechanischer Kennwerte als Voraussetzung für eine beanspruchungsgerechte Bruchsicherheitsbeurteilung von Gußteilen unter Einbeziehung von gießtechnischen Imperfektionen wurde am Beispiel einer erstmals durchgeführten bruchmechanischen Bewertung der Verbundschweißung Temperguß - Stahl demonstriert.

Die im Rahmen der durchgeführten Untersuchungen erzielten Ergebnisse lassen sich wie folgt zusammenfassen:

Mechanische Kennwerte

1. Die Untersuchungen wurden an vier GJMW-Werkstoffen durchgeführt, die als Rohlinge im getemperten Zustand von den beteiligten Gießereien bereitgestellt wurden. Damit konnten pro Werkstoff drei bzw. zwei Legierungsgruppen untersucht werden, die eine Aussage zu den technologisch bedingten Streuungen gestatteten. Mit der Einbeziehung bereits vorliegender Ergebnisse hinsichtlich der mechanischen und bruchmechanischen Eigenschaften von Eisen-Gußwerkstoffen mit globularer und vermicularer Graphitbildung, sowie von nichtentkohlend geglühtem Temperguß, konnte eine vergleichende Einordnung der GJMW-Werkstoffe realisiert werden.
2. Im Ergebnis der quantitativen Gefügeanalyse konnten mit Hilfe des Softwareprogramms IMAGE-C Matan und von Richtreihen deutliche Unterschiede zwischen den drei Herstellern hinsichtlich Graphitteilchengröße bzw. -form und Perlitanteil bzw. -form festgestellt werden. Gleichzeitig wurden die Grenzen der rechnergestützten Gefügeanalyse deutlich, da die Streuungen in der Größenordnung der Mittelwerte für die Graphitteilchengröße und -form lagen. Die Messungen erfordern die Festlegung einer unteren Meßwertgrenze für die Teilchengröße (ca. 10 μm) und führen vor allem zu großen Streuungen, wenn die Temperkohleknötchen inhomogen und stark zerklüftet ausgebildet sind. Hier wurden die Grenzen der verwendeten Software und das Erfordernis ihrer weiteren Qualifizierung in Hinblick auf die Analyse dieser spezifischen Graphitbildung deutlich. Gestützt wurde die Gefügeanalyse über die Einbeziehung von

Richtreihen nach DIN EN ISO 945 und TGL 15477, wobei letztere eine differenziertere Bewertung gestattet und, obwohl nicht mehr gültig, bei einer zukünftigen Überarbeitung der DIN-Norm beachtet werden sollte. Orientierende Untersuchungen in Hinblick auf eine zerstörungsfreie Kontrolle der Ausbildung ferritischer, ferritisch-perlitischer und perlitischer Grundgefüge nach dem Tempern zeigten, daß über die Messung der Koerzitivfeldstärke mit Hilfe des Restpunktpolverfahrens eine Zuordnung möglich ist. Der Vorteil dieses Verfahrens ist auch darin begründet, daß diese Methode auch an Bauteilen (z.B. Fittings) praktiziert werden kann, wobei die Magnetisierung und Messung mittels Durchlaufspulen mit hoher Durchsatzgeschwindigkeit erfolgen kann.

3. Die mechanischen Kennwerte des Zugversuchs erreichen für alle untersuchten GJM-Werkstoffe die Gewährleistungskennwerte nach DIN EN 1562, wobei zusätzlich die Brucheinschnürung Z bestimmt wurde. Festigkeits- und Verformungskennwerte folgen den bekannten Abhängigkeiten von der Temperatur und dem Perlitanteil. Die Zugfestigkeit ist über den Faktor 2,7 überschlägig aus der Brinellhärte bestimmbar. Aus der Bestimmung der elastischen Konstanten über den Anstieg der σ - ϵ -Kurve bzw. über die Schallgeschwindigkeit nach dem Impuls-Echo-Verfahren und die Messung der Resonanzfrequenz folgt, daß statisch und dynamisch bestimmte Elastizitätsmoduln übereinstimmen. Der Vorteil der Resonanzfrequenzmessung besteht aufgrund der kleinen Probenabmessungen in der möglichen Probenahme aus unterschiedlichen Gefügebereichen (Bauteilrand bzw. -kern) und in der möglichen Messung bei tiefen und hohen Temperaturen.
4. Die Bestimmung der mechanischen Kennwerte bei dynamischer Beanspruchung erfolgte mit Hilfe des Schlagbiege- und Kerbschlagbiegeversuchs im Temperaturbereich von -196 °C bis 200 °C . Schlagbiege- und Kerbschlagzähigkeit, seitliche Breitung sowie die aus dem temperaturabhängigen Verlauf abgeleiteten Übergangstemperaturen charakterisieren übereinstimmend die Gefügeabhängigkeit, d.h. Form und Größe der Graphitteilchen, Perlitanteil bzw. Ausbildungsform des Perlits (lamellar bis körnig) bestimmen die Zähigkeit. Während die Schlagbiegezähigkeit K die Gewährleistungskennwerte bei RT gemäß ISO/DIS 5922 sicher für alle Versuchswerkstoffe erreicht, trifft das für die Kerbschlagzähigkeit KV , die nur ca. 10 % der K -Werte beträgt, in keinem Fall zu. Ausgehend von vergleichbaren Festigkeiten und Graphitteilchengrößen

zeigen die entsprechenden GJMW- bzw. GJS-Werkstoffe ein übereinstimmendes Zähigkeitsverhalten.

Bruchmechanische Kennwerte

1. Die Ermittlung statischer Kennwerte des CTOD- und J-Integralkonzeptes bei RT und -40°C erfolgte über die experimentelle Aufnahme von J_R -Kurven mit Hilfe eines rechnergestützten, servohydraulischen Prüfsystems. Während die physikalischen (J_i , δ_i) und technischen ($J_{0,2}$, $\delta_{0,2}$) Rißinitiierungskennwerte den gefüge- und temperaturabhängigen Rißeinleitungswiderstand charakterisieren, ist über die T-Moduln T^J bzw. T^δ die Beurteilung des Rißausbreitungswiderstandes möglich. Obgleich die CTOD-Werte den Gefügeeinfluß hinsichtlich Rißeinleitung etwas deutlicher als die J-Integralwerte differenzieren, ist festzuhalten, daß das gefüge- und temperaturabhängige Bruchverhalten signifikant durch den Werkstoffwiderstand gegen stabile Rißausbreitung dominiert wird.
2. Aus dem Vergleich des EN-GJMW-400-5 mit den ferritischen Eisen-Gußwerkstoffen EN-GJS-400-15, EN-GJMB-350-10 und EN-GJV-300 wird deutlich, daß die Rißeinleitungswerte oberhalb des EN-GJV-300 aber unterhalb des EN-GJS-400-15 und EN-GJMB-350-10 liegen. Ursache hierfür ist der geringere Ferritgehalt (25%), wobei davon auszugehen ist, daß GJMW mit ferritischer Matrix ein analoges Rißwiderstandsverhalten wie GJMB (ferritisch) erwarten läßt, wie auch aus den "in-situ"-Zugversuchen im REM zur Charakterisierung der analog zu GJMB ablaufenden Schädigungsprozesse folgt. Bei der bruchmechanischen Bewertung rißbehafteter Bauteile aus GJMW mit herstellungs- oder beanspruchungsbedingten Rissen ist allerdings zu beachten, daß aufgrund des Gradientengefüges die Bruchsicherheit immer durch den Rißeinleitungs- bzw. Rißausbreitungswiderstand des ferritisch-perlitischen bzw. perlitischen Gefüges bestimmt wird.
3. Die experimentell aufwendige Ermittlung bruchmechanischer Kennwerte war in der Vergangenheit häufig der Ausgangspunkt von Untersuchungen hinsichtlich möglicher Korrelationen zwischen den einfacher zu bestimmenden mechanischen Kenngrößen, Gefügeparametern und bruchmechanischen Kennwerten. Aus den hierzu in der vorliegenden Arbeit über den Ansatz der dehnungskontrollierten Rißbildung gefundenen Gefüge-Eigenschaftskorrelationen folgt, daß eine Abschätzung der statischen Rißinitie-

rungswerte über Gefügeparameter und Kennwerte des Zugversuchs möglich ist. Das ist sowohl ein erster Schritt in Richtung einer rationellen Qualitätssicherung über statistisch abzusichernde Korrelationen zwischen mechanischen und bruchmechanischen Kennwerten als auch zur Entwicklung bzw. Optimierung rißzäher Werkstoffe, da hinsichtlich des herstellungs- bzw. beanspruchungsbedingten Gefügeeinflusses auf die mechanischen Eigenschaften umfangreichere Erfahrungen vorliegen.

4. Die Ermittlung bruchmechanischer Kennwerte bei schlagartiger Belastung erfolgte über die Aufnahme dynamischer Rißwiderstandskurven (J-Integral-Konzept) bei RT über die Mehrprobenmethode (low-blow-Technik) mit Hilfe eines instrumentierten Pendelschlagwerkes (300J). Der Vergleich mit den statischen Rißwiderstandswerten zeigt analoge gefüge- und temperaturbedingte Abhängigkeiten aber keinen Einfluß der erhöhten Beanspruchungsgeschwindigkeit.
5. Im Rahmen umfassender Betriebsfestigkeitsanalysen kommen bruchmechanische Rißfortschrittskonzepte sowohl zur gefügeabhängigen Bewertung des Rißausbreitungsverhaltens bei zyklischer Beanspruchung als auch zur Berechnung der Bauteillebensdauer zum Einsatz. Die Messung der Rißwachstumsgeschwindigkeit in Abhängigkeit vom zyklischen Spannungsintensitätsfaktor wurde über die rechnergesteuerte Messung der Resonanzfrequenz als Maß für die von der Rißlänge abhängige Probennachgiebigkeit vorgenommen. Im Ergebnis der Untersuchungen wird die R-Abhängigkeit des Schwellenwertes und die weitestgehende Gefügeunabhängigkeit der Parameter der Paris-Erdogan-Gleichung bestätigt, die in überschaubaren Bewertungsprozeduren die Berechnung der Restlebensdauer rißbehafteter Gußteile gestattet. Bei komplexen Aufgabenstellungen kann im Ergebnis der vorliegenden Arbeit mit Hilfe des von der ESA entwickelten Programms ESACRACK eine rechnergestützte Bewertung mit statistisch aufbereiteten Rißwachstumsdaten vorgenommen werden. Damit bietet das bruchmechanische Bewertungsprogramm ESACRACK auch für Eisen-Gußwerkstoffe eine analytische Beschreibung der gesamten zyklischen Rißwachstumskurve unter Beachtung der R-Abhängigkeit. Aus der vergleichenden Bewertung mit anderen Eisen-Gußwerkstoffen ist die Einordnung der untersuchten GJMW-Werkstoffe möglich.
6. Die beanspruchungsgerechte Bauteilsicherheitsbewertung mit Hilfe bruchmechanischer Methoden findet zunehmend Eingang in das internationale Regelwerk. In der FKM-

Richtlinie "Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile" werden konventioneller und bruchmechanischer Sicherheitsnachweis mit der Zielstellung verknüpft, hypothetisch angenommene Risse oder rißähnliche Spannungskonzentrationsstellen bzw. während der Herstellung oder des betrieblichen Einsatzes entstandene Risse in die Bewertung der Bauteilintegrität einzubeziehen. Die Richtlinie beschreibt den bruchmechanischen Festigkeitsnachweis bei statischer und zyklischer Beanspruchung und gilt für Stahl, Eisen-Gußwerkstoffe sowie Leichtmetalllegierungen. Mit den in dieser Arbeit ermittelten Kennwerten kann der Fundus bruchmechanischer Kennwerte für Eisen-Gußwerkstoffe, die in der FKM-Richtlinie bereits aufgeführt wurden, um die für GJMW-Werkstoffe erweitert werden. Die nachfolgenden Werkstoffkennblätter fassen die ermittelten mechanischen und bruchmechanischen Kennwerte unter Hinweis auf Herstellung und Wärmebehandlung, chemische Zusammensetzung und Gefügeparameter zusammen.

Werkstoff-Kennblatt Eisen-Gußwerkstoffe

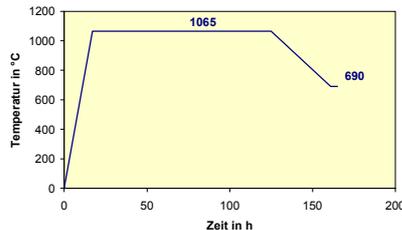
Gußeisenwerkstoff: weißer Temperguß, EN-GJMW-360-12

Früher: GTW-S-38-12 (Hersteller A)

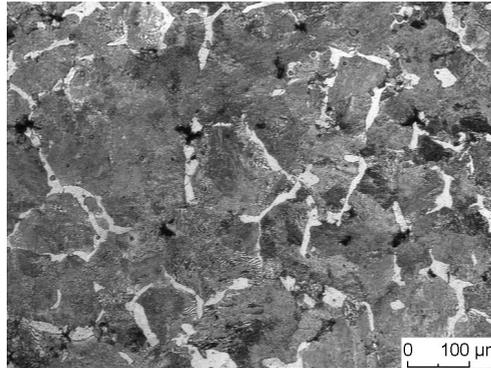
Herstellung und Wärmebehandlung:

Sandguß

Getrennt gegossene Proben, gasgetempert



Gefüge:



Gefügeparameter:

Graphitteilchenanzahl:
 $N_G = 164 \text{ mm}^{-2}$
 Graphitteilchenabstand:
 $\lambda = 48 \text{ µm}$
 Graphitformfaktor:
 $f = 0,66$
 Graphitteilchendurchmesser:
 $d_G = 28 \text{ µm}$
 Korngröße:
 $d_F = \text{n.b.}$

Chemische Zusammensetzung (Masse %), Sättigungsgrad S_C :

C	Si	Mn	P	S	Mg	Ni	Ce	Al	S_C
3,09	0,73	0,45	0,031	0,086	<0,002	0,03	<0,005	<0,001	0,77

Mechanische Kennwerte bei RT:

$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	E [GPa]	A_3 [%]	Z [%]	n	HBW 2,5/187,5	K [J]	KV [J]	LB [mm]
166	348	179	21	20	0,279	140	134	11	0,3

Bruchmechanische Kennwerte:

RT

Statische Beanspruchung, SENB-Probe (10*20*120 mm), 20% SK, a/W = 0,5								Dynamische Beanspruchung, ISO-V-Probe (10*10*55 mm), a/W = 0,5							
$J_{i/BL}$ [kJm ⁻²]	$J_{i/EP}$ [kJm ⁻²]	$J_{0,2}$ [kJm ⁻²]	$\delta_{i/BL}$ [µm]	$\delta_{i/EP}$ [µm]	$\delta_{0,2}$ [µm]	$T^J_{0,2-1}$	$T^\delta_{0,2-1}$	$J_{di/BL}$ [kJm ⁻²]	$J_{di/EP}$ [kJm ⁻²]	$J_{d0,2}$ [kJm ⁻²]	$\delta_{di/BL}$ [µm]	$\delta_{di/EP}$ [µm]	$\delta_{d0,2}$ [µm]	$T^J_{0,2-1}$	$T^\delta_{0,2-1}$
9,7	n.b.	27	24	n.b.	61	99	59	16	n.b.	28	n.b.	n.b.	n.b.	169	n.b.

- 40 °C

Statische Beanspruchung, SENB-Probe (10*20*120 mm), 20% SK, a/W = 0,5								Dynamische Beanspruchung, ISO-V-Probe (10*10*55 mm), a/W = 0,5							
J_C [kJm ⁻²]	$J_{i/BL}$ [kJm ⁻²]	$J_{0,2}$ [kJm ⁻²]	$\delta_{i/BL}$ [µm]	$\delta_{i/EP}$ [µm]	$\delta_{0,2}$ [µm]	$T^J_{0,2-1}$	$T^\delta_{0,2-1}$	$J_{di/BL}$ [kJm ⁻²]	$J_{di/EP}$ [kJm ⁻²]	$J_{d0,2}$ [kJm ⁻²]	$\delta_{di/BL}$ [µm]	$\delta_{di/EP}$ [µm]	$\delta_{d0,2}$ [µm]	$T^J_{0,2-1}$	$T^\delta_{0,2-1}$
33	-	-	-	-	-	-	-	n.b.	n.b.	n.b.	n.b.	n.b.	n.b.	n.b.	n.b.

n.b.: nicht bestimmt

Werkstoff-Kennblatt Eisen-Gußwerkstoffe

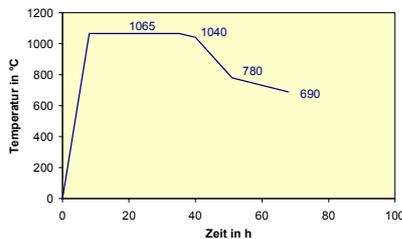
Gußeisenwerkstoff: weißer Temperguß, EN-GJMW-400-5

Früher: GTW-40-05 (Hersteller A)

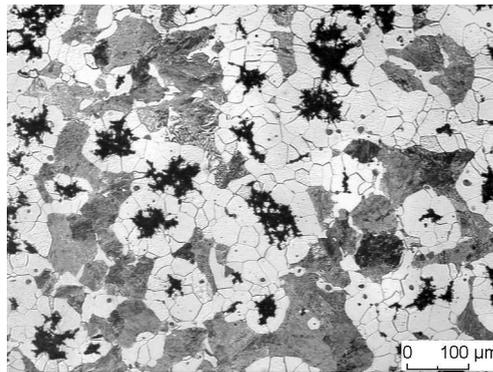
Herstellung und Wärmebehandlung:

Sandguß

Getrennt gegossene Proben; gasgetempert



Gefüge:



Gefügeparameter:

Graphitteilchenanzahl:
 $N_G = 184 \text{ mm}^{-2}$
 Graphitteilchenabstand:
 $\lambda = 40 \text{ µm}$
 Graphitformfaktor:
 $f = 0,52$
 Graphitteilchendurchmesser:
 $d_G = 32 \text{ µm}$
 Korngröße:
 $d_F = \text{n.b.}$

Chemische Zusammensetzung (Masse %), Sättigungsgrad S_c :

C	Si	Mn	P	S	Mg	Ni	Ce	Al	S_c
3,09	0,74	0,41	0,033	0,095	<0,002	0,029	<0,005	<0,001	0,77

Mechanische Kennwerte bei RT:

$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	E [GPa]	A_3 [%]	Z [%]	n	HBW 2,5/187,5	K [J]	KV [J]	LB [mm]
238	515	173	5	5	0,346	186	65	7	0,1

Bruchmechanische Kennwerte:

RT

Statische Beanspruchung, SENB-Probe (10*20*120 mm), 20% SK, a/W = 0,5								Dynamische Beanspruchung, ISO-V-Probe (10*10*55 mm), a/W = 0,5							
$J_{i/BL}$ [kJm ⁻²]	$J_{i/EP}$ [kJm ⁻²]	$J_{0,2}$ [kJm ⁻²]	$\delta_{i/BL}$ [µm]	$\delta_{i/EP}$ [µm]	$\delta_{0,2}$ [µm]	$T^J_{0,2-1}$	$T^\delta_{0,2-1}$	$J_{di/BL}$ [kJm ⁻²]	$J_{di/EP}$ [kJm ⁻²]	$J_{d0,2}$ [kJm ⁻²]	$\delta_{di/BL}$ [µm]	$\delta_{di/EP}$ [µm]	$\delta_{d0,2}$ [µm]	$T^J_{0,2-1}$	$T^\delta_{0,2-1}$
9	n.b.	24	24	n.b.	50	41	37	8	n.b.	21	n.b.	n.b.	n.b.	44	n.b.

- 40 °C

Statische Beanspruchung, SENB-Probe (10*20*120 mm), 20% SK, a/W = 0,5								Dynamische Beanspruchung, ISO-V-Probe (10*10*55 mm), a/W = 0,5							
$J_{i/BL}$ [kJm ⁻²]	$J_{i/EP}$ [kJm ⁻²]	$J_{0,2}$ [kJm ⁻²]	$\delta_{i/BL}$ [µm]	$\delta_{i/EP}$ [µm]	$\delta_{0,2}$ [µm]	$T^J_{0,2-1}$	$T^\delta_{0,2-1}$	$J_{di/BL}$ [kJm ⁻²]	$J_{di/EP}$ [kJm ⁻²]	$J_{d0,2}$ [kJm ⁻²]	$\delta_{di/BL}$ [µm]	$\delta_{di/EP}$ [µm]	$\delta_{d0,2}$ [µm]	$T^J_{0,2-1}$	$T^\delta_{0,2-1}$
15,7	n.b.	29	36	n.b.	59	38	28	n.b.	n.b.	n.b.	n.b.	n.b.	n.b.	n.b.	n.b.

n.b.: nicht bestimmt

Werkstoff-Kennblatt Eisen-Gußwerkstoffe

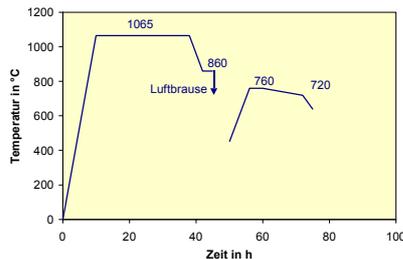
Gußeisenwerkstoff: weißer Temperguß, EN-GJMW-450-7

Früher: GTW-45-07 (Hersteller A)

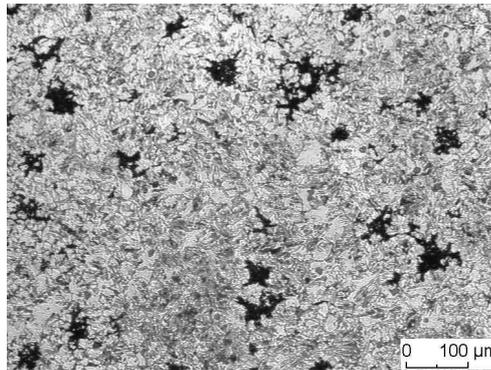
Herstellung und Wärmebehandlung:

Sandguß

Getrennt gegossene Proben, gasgetempert



Gefüge:



Gefügeparameter:

Graphitteilchenanzahl:
 $N_G = 199 \text{ mm}^{-2}$
 Graphitteilchenabstand:
 $\lambda = 38 \text{ µm}$
 Graphitformfaktor:
 $f = 0,46$
 Graphitteilchendurchmesser:
 $d_G = 33 \text{ µm}$
 Korngröße:
 $d_F = \text{n.b.}$

Chemische Zusammensetzung (Masse %), Sättigungsgrad S_C :

C	Si	Mn	P	S	Mg	Ni	Ce	Al	S_C
3,09	0,72	0,41	0,032	0,097	<0,002	0,03	<0,005	<0,001	0,76

Mechanische Kennwerte bei RT:

$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	E [GPa]	A_3 [%]	Z [%]	n	HB 2,5/187,5	K [J]	KV [J]	LB [mm]
304	536	175	5	5	0,323	196	123	9	0,2

Bruchmechanische Kennwerte:

RT

Statische Beanspruchung, SENB-Probe (10*20*120 mm), 20% SK, a/W = 0,5								Dynamische Beanspruchung, ISO-V-Probe (10*10*55 mm), a/W = 0,5							
$J_{i/BL}$ [kJm ⁻²]	$J_{i/EP}$ [kJm ⁻²]	$J_{0,2}$ [kJm ⁻²]	$\delta_{i/BL}$ [µm]	$\delta_{i/EP}$ [µm]	$\delta_{0,2}$ [µm]	$T^J_{0,2-1}$	$T^\delta_{0,2-1}$	$J_{di/BL}$ [kJm ⁻²]	$J_{di/EP}$ [kJm ⁻²]	$J_{d0,2}$ [kJm ⁻²]	$\delta_{di/BL}$ [µm]	$\delta_{di/EP}$ [µm]	$\delta_{d0,2}$ [µm]	$T^J_{0,2-1}$	$T^\delta_{0,2-1}$
7,9	n.b.	29	15	n.b.	52	40	37	21	n.b.	32	n.b.	n.b.	n.b.	40	n.b.

- 40 °C

Statische Beanspruchung, SENB-Probe (10*20*120 mm), 20% SK, a/W = 0,5								Dynamische Beanspruchung, ISO-V-Probe (10*10*55 mm), a/W = 0,5							
$J_{i/BL}$ [kJm ⁻²]	$J_{i/EP}$ [kJm ⁻²]	$J_{0,2}$ [kJm ⁻²]	$\delta_{i/BL}$ [µm]	$\delta_{i/EP}$ [µm]	$\delta_{0,2}$ [µm]	$T^J_{0,2-1}$	$T^\delta_{0,2-1}$	$J_{di/BL}$ [kJm ⁻²]	$J_{di/EP}$ [kJm ⁻²]	$J_{d0,2}$ [kJm ⁻²]	$\delta_{di/BL}$ [µm]	$\delta_{di/EP}$ [µm]	$\delta_{d0,2}$ [µm]	$T^J_{0,2-1}$	$T^\delta_{0,2-1}$
10,2	n.b.	23	6	n.b.	27	30	22	n.b.	n.b.	n.b.	n.b.	n.b.	n.b.	n.b.	n.b.

n.b.: nicht bestimmt

Werkstoff-Kennblatt Eisen-Gußwerkstoffe

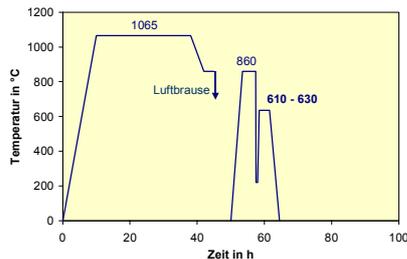
Gußeisenwerkstoff: weißer Temperguß, EN-GJMW-550-4

Früher: GTW-55-04 (Hersteller A)

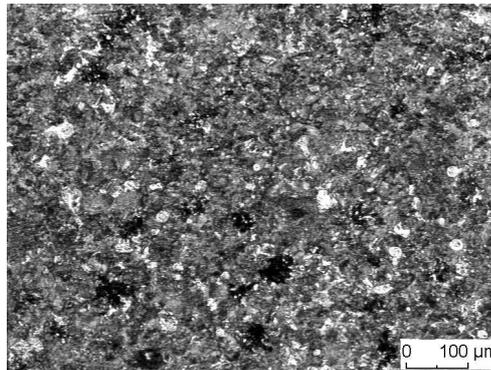
Herstellung und Wärmebehandlung:

Sandguß

Getrennt gegossene Proben; gasgetempert



Gefüge:



Gefügeparameter:

Graphitteilchenanzahl:
 $N_G = 220 \text{ mm}^{-2}$
 Graphitteilchenabstand:
 $\lambda = 38 \text{ µm}$
 Graphitformfaktor:
 $f = 0,45$
 Graphitteilchendurchmesser:
 $d_G = 31 \text{ µm}$
 Korngröße:
 $d_F = \text{n.b.}$

Chemische Zusammensetzung (Masse %), Sättigungsgrad S_C :

C	Si	Mn	P	S	Mg	Ni	Ce	Al	S_C
3,05	0,76	0,40	0,029	0,104	<0,002	0,028	<0,005	<0,001	0,76

Mechanische Kennwerte bei RT:

$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	E [GPa]	A_3 [%]	Z [%]	n	HB 2,5/187,5	K [J]	KV [J]	LB [mm]
485	714	171	6	5	0,189	230	104	6	0,1

Bruchmechanische Kennwerte:

RT

Statische Beanspruchung, SENB-Probe (10*20*120 mm), 20% SK, a/W = 0,5								Dynamische Beanspruchung, ISO-V-Probe (10*10*55 mm), a/W = 0,5							
$J_{i/BL}$ [kJm ⁻²]	$J_{i/EP}$ [kJm ⁻²]	$J_{0,2}$ [kJm ⁻²]	$\delta_{i/BL}$ [µm]	$\delta_{i/EP}$ [µm]	$\delta_{0,2}$ [µm]	$T^J_{0,2-1}$	$T^\delta_{0,2-1}$	$J_{di/BL}$ [kJm ⁻²]	$J_{di/EP}$ [kJm ⁻²]	$J_{d0,2}$ [kJm ⁻²]	$\delta_{di/BL}$ [µm]	$\delta_{di/EP}$ [µm]	$\delta_{d0,2}$ [µm]	$T^J_{0,2-1}$	$T^\delta_{0,2-1}$
12,4	n.b.	25	18	n.b.	28	9	10	6	n.b.	23	n.b.	n.b.	n.b.	14	n.b.

- 40 °C

Statische Beanspruchung, SENB-Probe (10*20*120 mm), 20% SK, a/W = 0,5								Dynamische Beanspruchung, ISO-V-Probe (10*10*55 mm), a/W = 0,5							
J_C [kJm ⁻²]	$J_{i/BL}$ [kJm ⁻²]	$J_{0,2}$ [kJm ⁻²]	$\delta_{i/BL}$ [µm]	$\delta_{i/EP}$ [µm]	$\delta_{0,2}$ [µm]	$T^J_{0,2-1}$	$T^\delta_{0,2-1}$	$J_{di/BL}$ [kJm ⁻²]	$J_{di/EP}$ [kJm ⁻²]	$J_{d0,2}$ [kJm ⁻²]	$\delta_{di/BL}$ [µm]	$\delta_{di/EP}$ [µm]	$\delta_{d0,2}$ [µm]	$T^J_{0,2-1}$	$T^\delta_{0,2-1}$
12	-	-	-	-	-	-	-	n.b.	n.b.	n.b.	n.b.	n.b.	n.b.	n.b.	n.b.

n.b.: nicht bestimmt

Verbundschweißung GJMW-Stahl

1. Aus der bevorzugten Anwendung der Verbundschweißungen GJMW-Stahl im Kraftfahrzeugbau folgt, daß die als Sicherheitsbauteile zu klassifizierenden Verbundschweißungen hohe Anforderungen an die Bruchsicherheit erfüllen müssen. In Ergänzung des hierbei zur Anwendung kommenden Nennspannungsnachweises erfolgte die bruchmechanische Festigkeitsberechnung auf der Basis der SINTAP-Prozedur.
2. Nach Festlegung der Schweißtechnologie wurden Tempergußplatten aus EN-GJMW-360-12 (GW) über das Schweißgut SG (10 MnSi 8) mit Stahlblech (S 235 JRG 2) verbunden und die bruchmechanischen Kennwerte bei statischer, dynamischer und zyklischer Beanspruchung für die genannten Bereiche bestimmt.
3. Ausgehend von dem hier vorliegenden Festigkeits-Overmatching erfolgte die Berechnung der kritischen Rißgrößen unter Zugrundelegung des FAD (Failure Assessment Diagram). Die für unterschiedliche Belastung berechneten kritischen Rißlängen zeigen, daß der Abschirmeffekt des Schweißgutes aufgrund von "Overmatching" wirksam wird. Erreicht ein Riß im Grundwerkstoff die kritische Größe, so daß der Lastpunkt im FAD einem potentiell unsicheren Bereich zuzuordnen ist, trifft dies für den entsprechenden Lastpunkt im Schweißgut bei gleicher Rißlänge noch nicht zu. Das geschweißte Bauteil würde, bei nachweisbarer Rißlänge, zuerst im Grundwerkstoff versagen.

8. Literaturverzeichnis

- /1/ Pusch, G.:
Das Bruchmechanik- Konzept und seine Anwendung auf Gußeisenwerkstoffe
Teil1: Grundlagen. Z. konstruieren + gießen 17 (1992) Nr. 3, S. 29-35
Teil 2: Experimentelle Ermittlung bruchmechanischer Kennwerte. Z. konstruieren + gießen 17 (1992) Nr. 4, S.4-12
Teil 3: Bruchmechanische Kennwerte. Z. konstruieren +gießen 18 (1993) Nr. 1, S.4-11
Teil 4: Bruchmechanische Sicherheitskonzepte. Z. konstruieren + gießen 18 (1993) Nr. 2, S. 4-10
- /2/ Pusch, G.:
Beanspruchungsgerechte Bauteilbewertung mit Hilfe bruchmechanischer Methoden.
Z. konstruieren + gießen 23 (1998) Nr. 2, S. 20-28
- /3/ Kußmaul, K., u. a.:
Die Anwendung der Bruchmechanik auf Sphäroguß. BAM-Seminar "Behälter aus Sphäroguß für radioaktive Stoffe", Berlin 1987. DVM-Berichtsband, S.139-180
- /4/ Wiesner, E., u.a.:
Gußeisen mit Kugelgraphit als Werkstoff für Transport- und Lagerbehälter bestrahlter Brennelemente. Amts- und Mitteilungsblatt der BAM 15 (1985) Nr. 1, S. 4-18
- /5/ Frenz, H.:
Eigenschaften von ferritischem und ferritisch-perlitischem Gußeisen mit Kugelgraphit unter besonderer Beachtung des Bruchverhaltens. Dr.- Ing. - Diss. TU Berlin, 1991
- /6/ Fussenegger, F., u.a.:
Planung und Bau einer Turbinenrohrleitung aus duktilen Gußrohren unter Berücksichtigung bruchmechanischer Bemessungsverfahren. Gußrohr-Technik, FGR 32, S. 58-63, Informationen der Fachgemeinschaft Guß-Rohrsysteme
- /7/ Pusch, G. u. W. Baer:
Bruchmechanische Untersuchungen an duktilem Gußeisen GGG-40. Prüfbericht 6/95 TU Bergakademie Freiberg, Institut für Werkstofftechnik
- /8/ Hübner, P. u. G. Pusch:
Bruchsicherheitsanalyse eines rißbehafteten Kugelschieberzapfens. Z. konstruieren + gießen 25 (2000) Nr.3, S. 4-9
- /9/ Pusch, G.:
Anwendungsbeispiele für die bruchmechanische Werkstoff- und Bauteilbewertung. DVM-Bericht 233, S. 9-25, 33. Tagung d. DVM-Arbeitskreises Bruchvorgänge, Paderborn 2001
- /10/ Rehmer, B.:
Bruchmechanische Bewertung ferritischer Gußeisenwerkstoffe mit Kugel- und Vermiculargraphit in Abhängigkeit von Beanspruchungsgeschwindigkeit und -temperatur. Dr.-Ing.- Diss. TU Bergakademie Freiberg, 1992

- /11/ Baer, W.:
Bruchmechanische Bewertung ferritischer Gußeisenwerkstoffe sowie artgleicher Schweißverbindungen bei statischer Beanspruchung. Dr.-Ing.-Diss. TU Bergakademie Freiberg, 1996
- /12/ Pusch, G., u. W. Baer:
Abschlußbericht zum DFG-Forschungsprojekt Pu 104/2: "Ermittlung fließbruchmechanischer Kennwerte für ferritisches GGG-40 und seine Schweißverbindungen" im Schwerpunktprogramm Fließbruchmechanik", TU Bergakademie Freiberg, 1993
- /13/ Komber, B.:
Bruchmechanische Bewertung des Rißausbreitungsverhaltens ferritischer Gußeisenwerkstoffe bei zyklischer Belastung. Dr.- Ing.- Diss. TU Bergakademie Freiberg, 1995
- /14/ Krodel, L.:
Bruchverhalten von bainitisch-austenitischem Gußeisen mit Kugelgraphit unter statischer und zyklischer Beanspruchung. Dr.- Ing.- Diss. TU Bergakademie Freiberg, demnächst
- /15/ Pusch, G., O. Liesenberg, P. Hübner, Th. Brecht u. L. Krodel:
Mechanische und bruchmechanische Kennwerte für Gußeisen mit Kugelgraphit. Z. konstruieren + gießen 24 (1999) Nr. 2, S. 10-19
- /16/ Kuna, M., M. Springmann, K. Mädler, P. Hübner u. G. Pusch:
Anwendung bruchmechanischer Konzepte bei der Auslegung von ADI- Eisenbahnradern. DVM-Bericht 234, S. 139-150, 34. Tagung d. DVM-Arbeitskreises Bruchvorgänge, Freiberg 2002
- /17/ Udoh, A.:
Ermittlung fließbruchmechanischer Kennwerte für ferritisches GGG-40 und seine Schweißverbindungen bei dynamischer Beanspruchung. Dr.- Ing.- Diss. TU Bergakademie Freiberg, 1997
- /18/ Brecht, K.:
Bewertung des Rißwiderstandsverhaltens von schwarzem Temperguß bei statischer, dynamischer und zyklischer Beanspruchung. Dr.- Ing.- Diss. TU Bergakademie Freiberg, demnächst
- /19/ N.N.:
100 Jahre Erfahrung für die Zukunft. Firmenschrift A. Hitzbleck Söhne GmbH
- /20/ Engels, A., H. Kowalke, P. Tölke, H. G. Trapp u. H. Werning:
Duktiles Gußeisen: Temperguß. Z. konstruieren + gießen 8 (1983) Nr. 1/2
- /21/ Liesenberg, O. u. D. Wittekopf (Hrsg.):
Stahlguß- und Gußeisenlegierungen.
Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie Leipzig, Stuttgart 1992

- /22/ Saltykov, S.A.:
Stereometrische Metallographie. VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie,
Leipzig 1974
- /23/ Ohser, J. u. H. Tscherny:
Grundlagen der quantitativen Gefügeanalyse. Freiburger Forschungshefte, B. 264,
1988
- /24/ Jähmig, W.:
Metallographie der Gußlegierungen. VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie,
Leipzig 1971
- /25/ Morgner, W.:
Messungen am Institut für Werkstoffprüfung und Werkstofftechnik der O.- v.- Gue-
ricke-Universität Magdeburg. Interner Bericht 2002
- /26/ Morgner, W.:
Zerstörungsfreie Materialcharakterisierung. Vortrag im Rahmen der Vortragsveran-
staltung des AWT/VDI-W Arbeitskreises Wärmebehandlung und Werkstofftechnik
Chemnitz - Freiberg am 10.01.2002 in Freiberg
- /27/ DIN EN 10 002-1: Metallische Werkstoffe; Zugversuch, Teil 1, Prüfverfahren
- /28/ Prüfbericht BAM V. 3/190 vom 2001-03-14 der Bundesanstalt für Materialforschung
und -prüfung Berlin
- /29/ Gusek, O., J. Hagedorn, W. Dahl u. W. Bleck:
Ein berührungsloses Meßsystem zur Aufnahme und Auswertung von beliebigen Pro-
benkonturen im Zugversuch, 12. Vortrags- und Diskussionstagung Werkstoffprüfung,
Bad Nauheim 1994, Tagungsband S. 187-192
- /30/ Ermittlung des Verfestigungsexponenten (n-Wert) von Feinblech im Zugversuch.
Stahl-Eisen-Prüfblatt 1125, 1.Ausgabe, November 1984
- /31/ ASTM E-111-97:
Standard test Method for Young's Modulus, Tangent Modulus and Chord Modulus
- /32/ Pusch, G., P. Trubitz u. B. Rehmer:
Bestimmung der elastischen Konstanten von Gußeisenwerkstoffen. Z. konstruieren +
gießen 26 (2001) Nr. 3, S. 4-15
- /33/ Lius, W., G. Kaindl, H. Peterlik u. K. Kromp:
A novel resonant beam technique determine the elastic moduli in dependence on ori-
entation and temperatur up to 2000°C. Review of Scientific Instruments, Vol. 70, Issue
2, pp.3052-3058
- /34/ DIN V ENV-843-2:1996: Hochleistungskeramik. Monolithische Eigenschaften bei
Raumtemperatur. Teil 2: Bestimmung des E-Moduls. Februar 1996

- /35/ Werning, H.:
Schwarzer Temperguß - Herstellung, Eigenschaften und erfolgreiche Anwendung. Z. konstruieren + gießen 25 (2000) Nr. 1, S. 27-42
- /36/ DIN EN 1562: Gießereiwesen Temperguß, August 1997
- /37/ Döpp, R. u. K. Herfurth:
Europäische Normung: Temperguß - von DIN 1692 zu DIN EN 1562. Gießerei 85(1998) Nr.1, S. 64-66
- /38/ SN EN 10003-1: Metallische Werkstoffe - Härteprüfung nach Brinell- Teil 1: Prüfverfahren, 1995
- /39/ Blumenauer, H.(Hrsg.):
Werkstoffprüfung. 6. stark überarbeitete und erweiterte Auflage. Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie Leipzig, Stuttgart 1994
- /40/ DIN 50 116 Prüfung von Zink und Zinklegierungen, Schlagbiegeversuch, 1982-07
- /41/ DIN EN 100 45 Kerbschlagbiegeversuch, Teil 1: Prüfverfahren, April1991
- /42/ Kowalke, H. u. E. Schneider:
Schlag- und Kerbschlagarbeit von Rundproben aus Gußeisen mit Kugelgraphit im Vergleich zu Vierkantproben im Bereich von - 80°C bis + 100 °C. Gießerei 64 (1977) Nr.10, S. 255-261
- /43/ Pusch, G. u. O. Liesenberg:
Bruchmechanische Kennwerte für Gußeisenwerkstoffe. Gießerei-Praxis 3 (2000), S. 102-112
- /44/ Pusch, G., A. Udoh u. W. Baer:
Fließbruchmechanische Kennwerte von GGG-40 bei statischer und dynamischer Beanspruchung. Z. konstruieren + gießen 22 (1997) Nr. 2, S. 12-16
- /45/ Böhme, W.:
Instrumentierter Kerbschlagbiegeversuch, Ergebnisse eines Ringtests zur Kerbform. Materialprüfung 37(1995)10, S. 401-404
- /46/ Löhberg, K. u. H. G. Trapp:
Das Verhalten von Temperguß bei Schlagbeanspruchung. Gießerei 47(1960)11, S. 283-287
- /47/ Döpp, R.:
Protokoll-Sitzung des GINA-AA1.3. Temperguß am 12.11.2001 in Düsseldorf, übergeben auf der Sitzung der Gruppe Temperguß (GTW) am 21.03.2002 in Düsseldorf (DGV)
- /48/ Kaspar, R. u. H. Faul:
Charpy-V subsized specimens. Materialprüfung 43(2001)1-2, S. 18-21

- /49/ DIN 50 115, Prüfung metallischer Werkstoffe, Kerbschlagbiegeversuch, April 1991
- /50/ Leonhardt, Th.:
Ermittlung der gefügeabhängigen mechanischen und bruchmechanischen Kennwerte für weißen Temperguß. Studienarbeit, TU Bergakademie Freiberg, 2000
- /51/ ESIS P2-92:
Produce for Determination the Fracture Behaviour of Materials. European Structural Integrity Society, Delft, Jan. 1992
- /52/ Landes, J. D.:
The blunting line in elastic-plastic fracture. Fatigue Fracture Engng. Struct. 18 (1995) Nr.11, S. 1289-1297
- /53/ Frenz, H.:
Bruchverhalten von duktilem Gußeisen mit Kugelgraphit. Materialprüfung 32(1990)7-8, S. 215-218
- /54/ Brecht, K., G. Pusch u. O. Liesenberg:
Bruchmechanische Bewertung von nichtentkohlend geglühtem Temperguß. Gießerei 87 (2000) Nr. 5, S. 37-42
- /55/ Brecht, K., G. Pusch u. O. Liesenberg :
Bruchmechanische Bewertung des Rißeinleitungs- und Rißausbreitungsverhaltens von nicht-entkohlend geglühtem Temperguß bei statischer Beanspruchung. Vortrag zur Tagung DVM-Arbeitskreis "Bruchvorgänge", Paderborn, 2001
- /56/ Schwalbe, K.-H:
Bruchmechanik metallischer Werkstoffe. Carl Hanser Verlag, München, Wien 1980
- /57/ Hübner, P. u. G. Pusch:
Sprödbrechtsicherheit bruchmechanisch bewerten. Korrelationen zwischen Kerbschlagzähigkeit und Bruchzähigkeit, MP Materialprüfung 42 (2000) Nr. 1-2, S. 22-25
- /58/ Pusch, G. u. A. Ludwig:
Berechnung fließbruchmechanischer Kennwerte für duktile Gußeisenwerkstoffe mit unterschiedlicher Graphitausbildung aus Parametern der Mikrostruktur und der Fließkurve. DFG-Projekt Pu 104/701.
- /59/ Stroppe, H.:
Ermittlung der Bruchzähigkeit duktiler Werkstoffe aus Parametern der Mikrostruktur und der Fließkurve. Neue Hütte 26 (1981) Nr.12, S. 446-448
- /60/ Gillemont, L. u. E. Czoboly:
Proc. II. Symposium on Fracture, Mariánské Lázně/ CSSR 1970
- /61/ Stroppe, H. u. P. Streitenberger:
Energiekonzepte zur Beschreibung des Zusammenhanges zwischen Mikrostruktur und Brucheigenschaften von Werkstoffen. Wiss. Z. Techn. Univ. Magdeburg 35 (1991) Nr. 7, S.15-23

- /62/ Stroppe, H.:
persönliche Mitteilung, Veröffentlichung demnächst
- /63/ Schwalbe, K.-H.:
On the Influence of Mikrostructure on Crack Propagation, Mechanism and Fracture toughness of Metallic Materials. Engineering Fracture Mechanics, 9 (1977), S. 795-832
- /64/ Deimel, P. u. E. Sattler:
Non-metallic inclusions and their relation to the J-Integral, $J_{i\text{phys}}$, at physical crack initiation for different steels and weld metals. Journal of Materials Science 33(1998), S. 1723-1736
- /65/ Pardun, M., K. E. Hagedorn, R. Kaspar u. D. Memhard:
Application of micromechanical damage model to the analysis of ductile fracture of thermomechanically treated steel with different microstructures. Steel Resaerch 68 (1997) No 6, S. 272-276
- /66/ Hübner, P.:
Schwingfestigkeit der hochfesten schweißbaren Baustähle StE 885 und StE 960.
Dr.-Ing. Diss. TU Bergakademie Freiberg 1996
- /67/ Fischer F.:
Bruchmechanische Bewertung hochfester Baustähle und ihrer Schweißverbindungen bei statischer Beanspruchung. Dr.-Ing. Diss. TU Bergakademie Freiberg 1993
- /68/ Pusch, G., B. Komber u. O. Liesenberg:
Bruchmechanische Kennwerte für ferritische duktile Gußeisenwerkstoffe bei zyklischer Beanspruchung. Z. konstruieren + gießen 21 (1996) Nr. 2, S. 49-54
- /69/ Rothe, Ch.:
Ermittlung bruchmechanischer Kennwerte von weißem Temperguß bei schlagartiger Beanspruchung. Studienarbeit, TU Bergakademie Freiberg, 2002
- /70/ Pusch, G., P. Hübner u. O. Liesenberg:
Untersuchungen zum gefügeabhängigen Rißausbreitungsverhalten von Gußeisenwerkstoffen bei zyklischer Beanspruchung. DVM-Bericht 234, S. 37-46, 34. Tagung des DVM-Arbeitskreises Bruchvorgänge, Freiberg 2002
- /71/ ASTM E-647-88a:
Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates
- /72/ Zerbes, M. K.:
Ermittlung der gefügeabhängigen bruchmechanischen Kennwerte für weißen Temperguß bei zyklischer Beanspruchung. Diplomarbeit TU Bergakademie Freiberg 2001.
- /73/ Schwalbe, K.-H.:
in: "Verhalten von Stahl unter schwingender Beanspruchung"; Kontaktstudium "Werkstoffkunde", Verlag Stahleisen, Düsseldorf 1978, S. 180

- /74/ Ritchie, R. O.:
Near threshold fatigue crack propagation in steel, International Metals review, 1979,
No 5 and 6. S. 205-230
- /75/ Tanaka, K.:
A correlation of ΔK_{th} -value with the exponent m in the equation of fatigue crack
growth for various steels. Int. Journ. Of Fract. 15 (1979) No 1, S. 57-68
- /76/ ESACRACK 4.00 Manual
- /77/ Hübner, P. u. G. Pusch:
Zyklisches Rißwachstumsverhalten von Baustählen und deren Schweißverbindungen -
Analytische Aufbereitung für die Nutzung des Berechnungsprogrammes ESACRACK.
DVM-Bericht 234, S. 129-138, 34. Tagung des DVM-Arbeitskreises Bruchvorgänge,
Freiberg 2002
- /78/ Newman, Jr., J. C.:
A Crack Opening Stress Equation for Fatigue Crack Growth, International Journal of
Fracture, Vol. 24, No. 3, March 1984, pp. R131-R135
- /79/ Just, C., G. Kaiser, M. Schmidt u. M. Zaiczek:
Rißausbreitungswiderstand von legiertem Gußeisen mit Lamellengraphit unter stati-
scher und schwingender Beanspruchung. Gießereitechnik 36 (1990), S. 108-111
- /80/ Henkel, Ch.:
Beitrag zur bruchmechanischen Bewertung des Rißwachstumsverhaltens höherfester
schweißbarer Baustähle und deren Schweißverbindungen unter zyklischer mechani-
scher Beanspruchung. Dr.-Ing.-Diss., TU Bergakademie Freiberg, 1985
- /81/ Döker, H.:
Schwellenwert für Ermüdungsrißausbreitung
Bestimmung und Anwendung. DVM-Bericht 234, S. 9-18, 34. Tagung des DVM-
Arbeitskreises Bruchvorgänge, Freiberg 2002
- /82/ Engels, A. u.a.:
Duktiler Gußeisen: Temperguß. Z. konstruieren + gießen 8 (1983) Nr. 1/2
- /83/ VDG-Merkblatt N 70: Schweißen von Temperguß, Okt. 1979
- /84/ N.N.:
Schweißkonstruktionen mit Weißem Temperguß – die wirtschaftliche Lösung. Z. kon-
struieren + gießen 20 (1995) Nr. 2 (Beilage)
- /85/ Engels, A. u. H.-W. Rohland:
Schweißbarer weißer Temperguß für Radträger von PkW-Schräglenker-Hinterachsen.
Z. konstruieren + gießen 12 (1987) Nr.4, S. 4 – 12
- 86/ Matschinsky, W.:
Die Schraubenlenker-Hinterachse – Weiterentwicklung der Schräglenker-Hinterachse.
ATZ 84 (1982) Nr. 7/8

- /87/ Werning, H.:
Innovation in Guß – Wettbewerb „Konstruieren mit Gußwerkstoffen“. VDI-Z 125 (1983), Nr. 5 S. 4 – 12
- /88/ Hombach, J.:
Die neuen BMW-Personenwagen der 5er-Reihe. ATZ 83 (1981), Nr. 6
- /89/ Werning, H.:
Weißer Temperguß: Werkstoffspezifische Eigenschaften. Z. konstruieren + gießen 21 (1996) Nr. 2, S. 24 – 32
- /90/ N.N.:
Sicher zu begehen – Stufenhalter für Treppe. Z. konstruieren + gießen 21 (1996) Nr. 1, S. 34
- /91/ Tölke, P.:
Schweißen von Eisen-Kohlenstoff-Gußwerkstoffen. Schweißtechnik (1975) Nr. 10, S. 275 – 290
- /92/ Rist, A., R. Steinemann u. P. Tölke:
Tempergußwerkstoffe für Konstruktionsschweißungen – Reibschweißen. ATZ 76 (1974) Nr. 9, S. 294 bis 299; s. a. Z. konstruieren + gießen 1 (1976) Nr. 3, S. 3 – 8
- /93/ Tölke, P., H. G. Trapp u. H. Walter:
Tempergußwerkstoffe für Konstruktionsschweißungen. ATZ 73 (1971) Nr. 10, S. 359 – 365, Nr. 11, S. 433 - 437
- /94/ Pusch, G., u. W. Baer:
Bewertung der Bruchsicherheit einer artgleichen Schweißverbindung aus ferritischem Gußeisen mit Kugelgraphit GGG-40. Schw. Schn. 46 (1994) Nr. 12, S. 639 - 642
- /95/ Pusch, G., u. a.:
Bruchmechanische Bewertung spröder Gefügebestandteile in der Wärmeeinflusszone von ferritischem GGG-40. Schw. Schn. 47 (1995) 12, S. 972 - 977
- /96/ Pusch, G., A. Udoh, u. W. Baer:
Fließbruchmechanische Bewertung einer artgleichen Schweißverbindung aus Gußeisen mit Kugelgraphit bei statischer und dynamischer Beanspruchung. Z. konstruieren + gießen 24 (1999) Nr. 3, S. 25 - 28
- /97/ Zerbst, U. u. a.: SINTAP:
Entwurf einer vereinheitlichten europäischen Fehlerbewertungsprozedur – eine Einführung. GKSS 99/E/65. GKSS-Forschungszentrum Geesthacht GmbH, 1999
- /98/ Hänel, B.:
Richtlinie „Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile“. Z. konstruieren + gießen 21 (1996) Nr. 3, S. 30 – 38

- /99/ FKM-Richtlinie: „Rechnerischer Nachweis für Maschinenbauteile“. VDMA Verlag GmbH 1994
- /100/ Wurm, B., Hodulak u. C. P. Gerdes:
DVM-Bericht 233, 33. Tagung des DVM-Arbeitskreises Bruchvorgänge, Paderborn, Febr. 2001, S. 213-222
- /101/ Forschungshefte d. Forschungskuratoriums Maschinenbau e.V.: Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis. Richtlinie. Abschlussbericht. Heft 258 (2001)
- /102/ Zerbst, U., M. Kocak u. P. Hübner:
Bruchmechanische Bewertung von Schweißverbindungen. GKSS-Forschungszentrum Geesthacht GmbH. Bericht 2002/1
- /103/ ISO Document Reference No: ISO/TC 164/SC4 – N400: Metallic Materials Quasi-static Fracture Toughness of Welds, Juni 1997 (Draft 1)
- /104/ Zerbst, U. u. P. Hübner:
DVS-Merkblatt 2401. Bruchmechanische Bewertung von Schweißverbindungen. Version 5-2002 vom 12. 04. 2002
- /105/ Zerbst, U.:
Bruchmechanische Bauteilbewertung. Ehrenkolloquium anlässlich des 65. Geburtstages von Prof. H. Blumenauer am IWW d. O. v. Guericke-Universität Magdeburg. Tagungsheft S. 37-64
- /106/ Maddox, S. J.:
Assessing the Significance of Flaw in Welds Subject to Fatigue. Welding Research Supplement 9(1974) S. 401-409
- /107/ Schwalbe, K.-H.; Y. J. Hao, S.; Cornec, A.; Kocak, M:
„EFAM ETM-MM 96 – the ETM Method for assessing the significance of crack-like defects in joints with mechanical heterogeneity (strengths mismatch)“; ein externer Bericht des GKSS-Forschungszentrums Geesthacht, 1997, S. 38 ff.
- /108/ Feddersen, C. E.:
„Discussion of ‚Plane Strain Crack Toughness Testing of High Strength Metallic Materials‘ by W. F. Brown, Jr. And J. E. Strawley“; ASTM STP 410, America Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1966, S. 77 – 79, zitiert in: ESACRACK-Handbuch
- /109/ Leonhardt, Th.:
Bruchmechanische Charakterisierung der Schweißverbindung Temperguß - Stahl
Diplomarbeit, TU Bergakademie Freiberg, 2002
- /110/ Forschungsprojekt 288: Automatische Gefügeanalyse von Lamellengraphit in Grauguß, IWTM, Fachhochschule Darmstadt, Institut für Gießereitechnik
www.iwt.fhg.d/mab/projects

Hersteller A

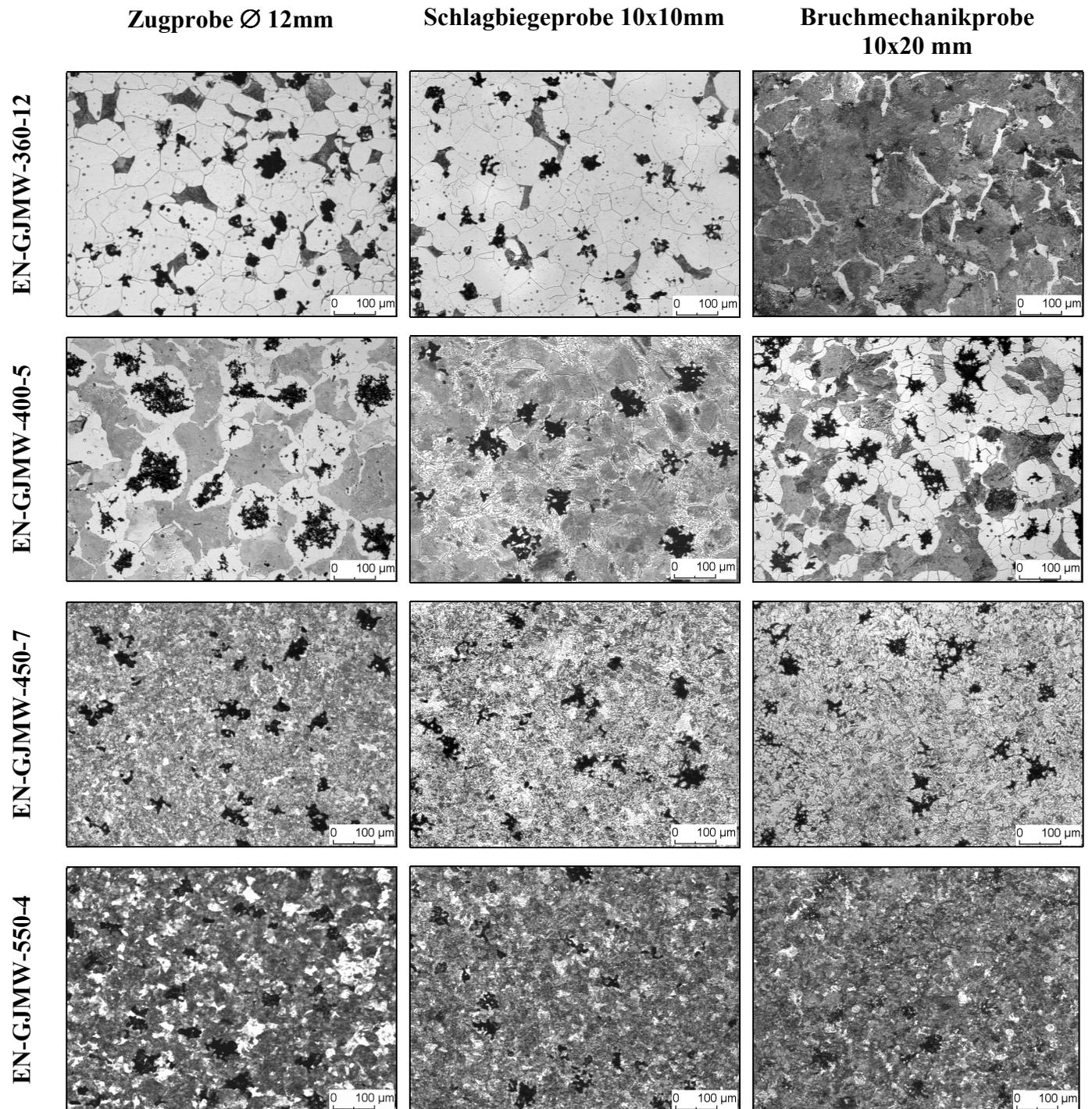


Bild A1: Kerngefüge vergleichbarer Querschnitte des Herstellers A

Hersteller B

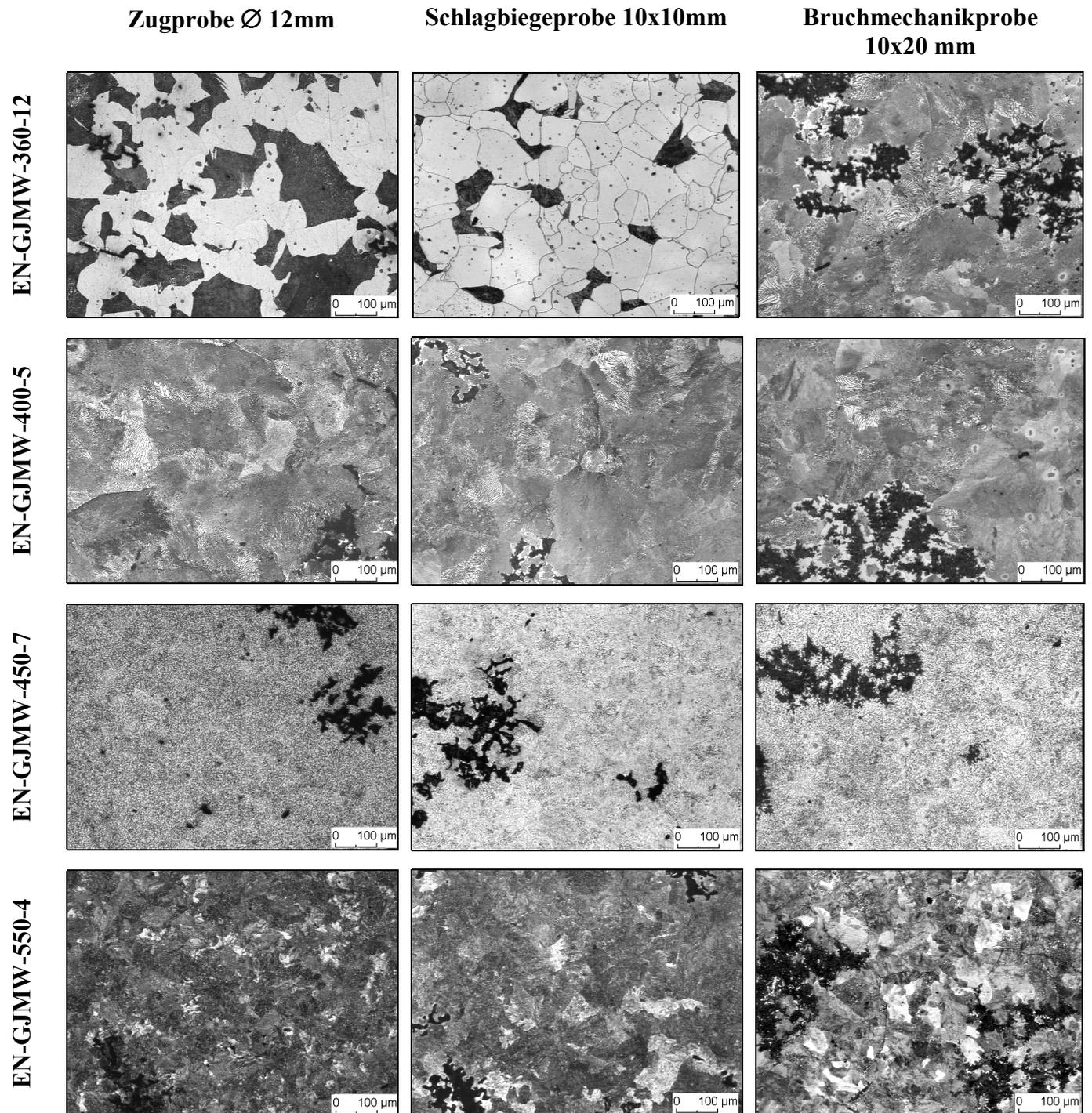


Bild A2: Kerngefüge vergleichbarer Querschnitte des Herstellers B

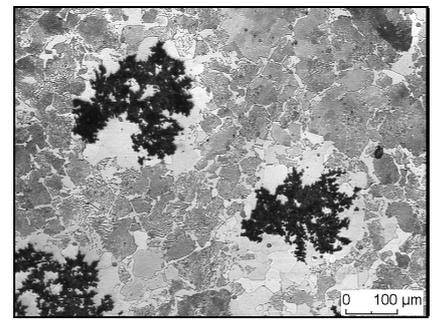
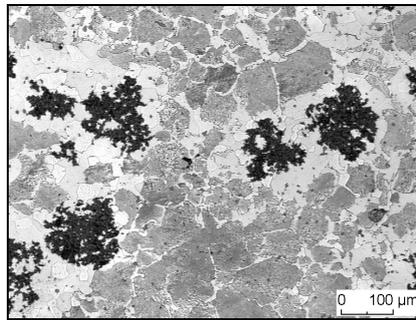
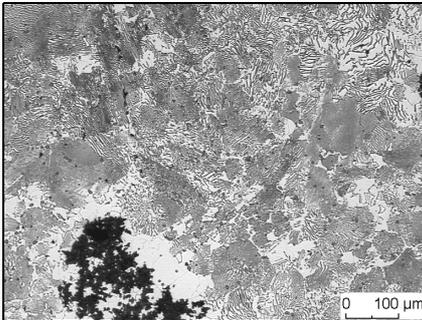
Hersteller C

Zugprobe Ø 12mm

Schlagbiegeprobe 10x10mm

Bruchmechanikprobe
10x20 mm

EN-GJMW-400-5



EN-GJMW-450-7

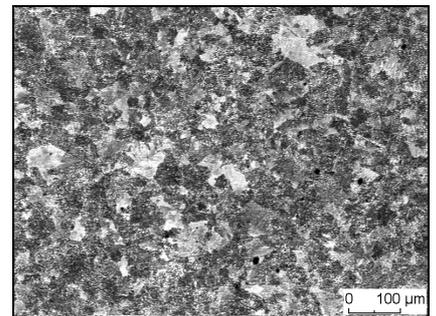
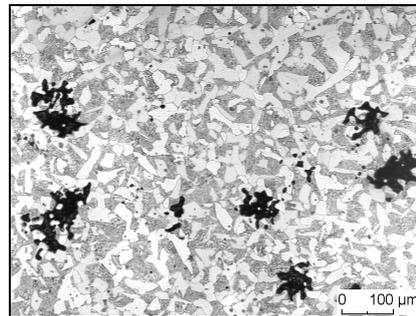
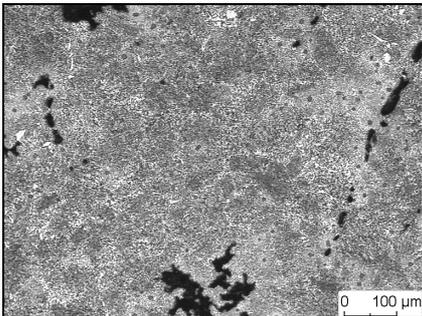


Bild A3: Kerngefüge vergleichbarer Querschnitte des Herstellers C

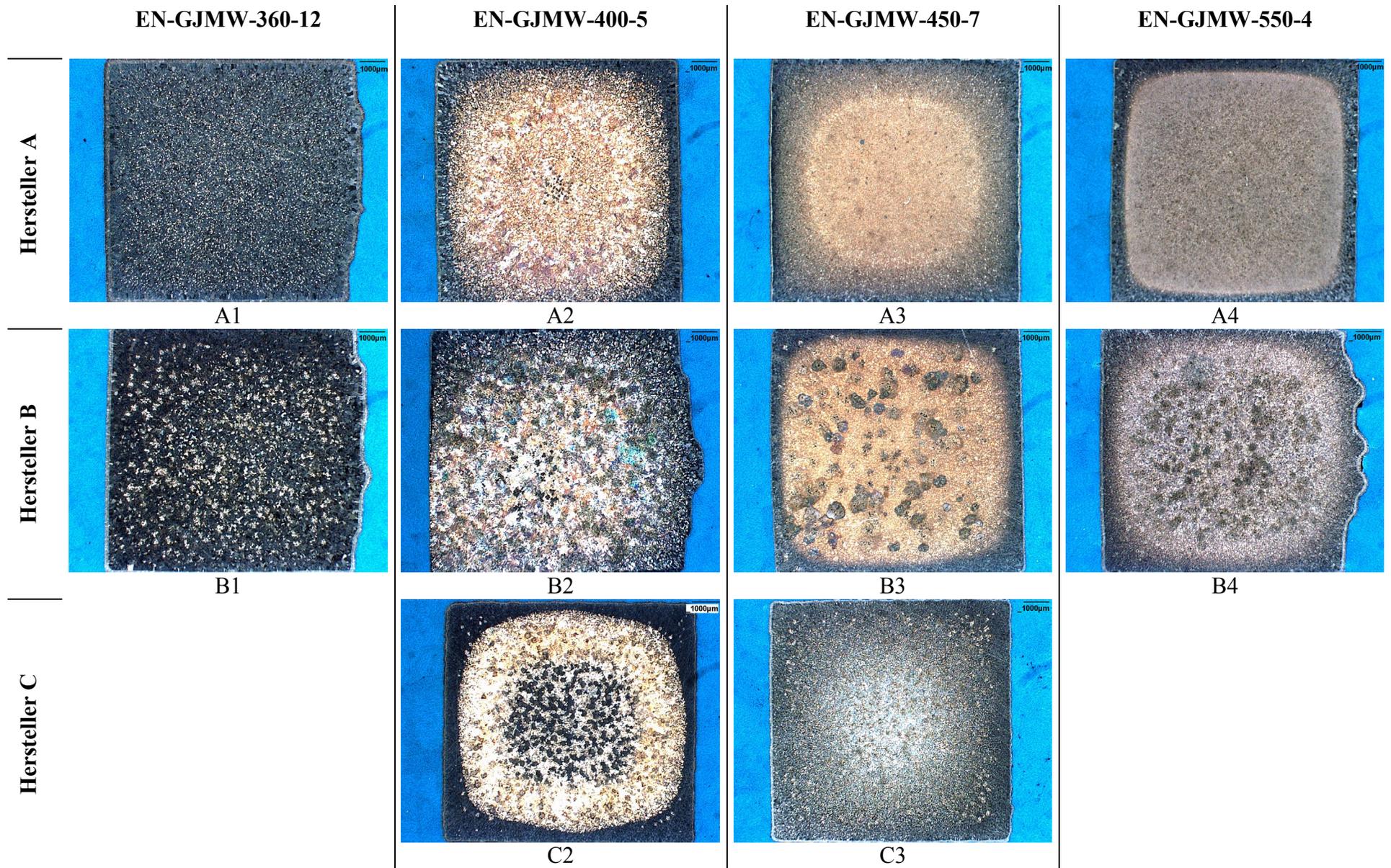


Bild A4: Makrogefüge der Schlagbiegeproben der Hersteller A, B und C

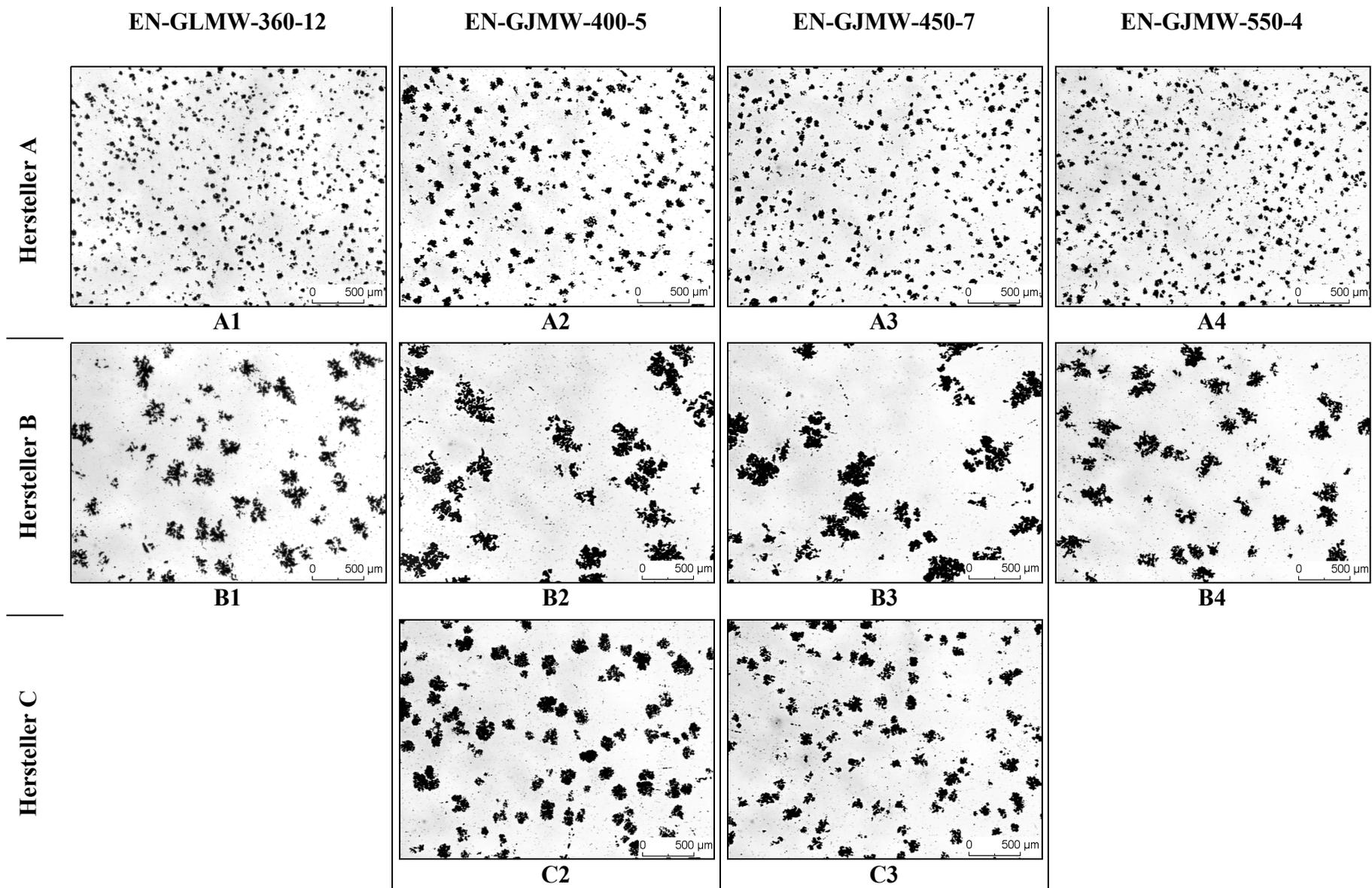


Bild A5: Graphitmorphologie im Kern der Schlagbiegeproben der Hersteller A, B, C

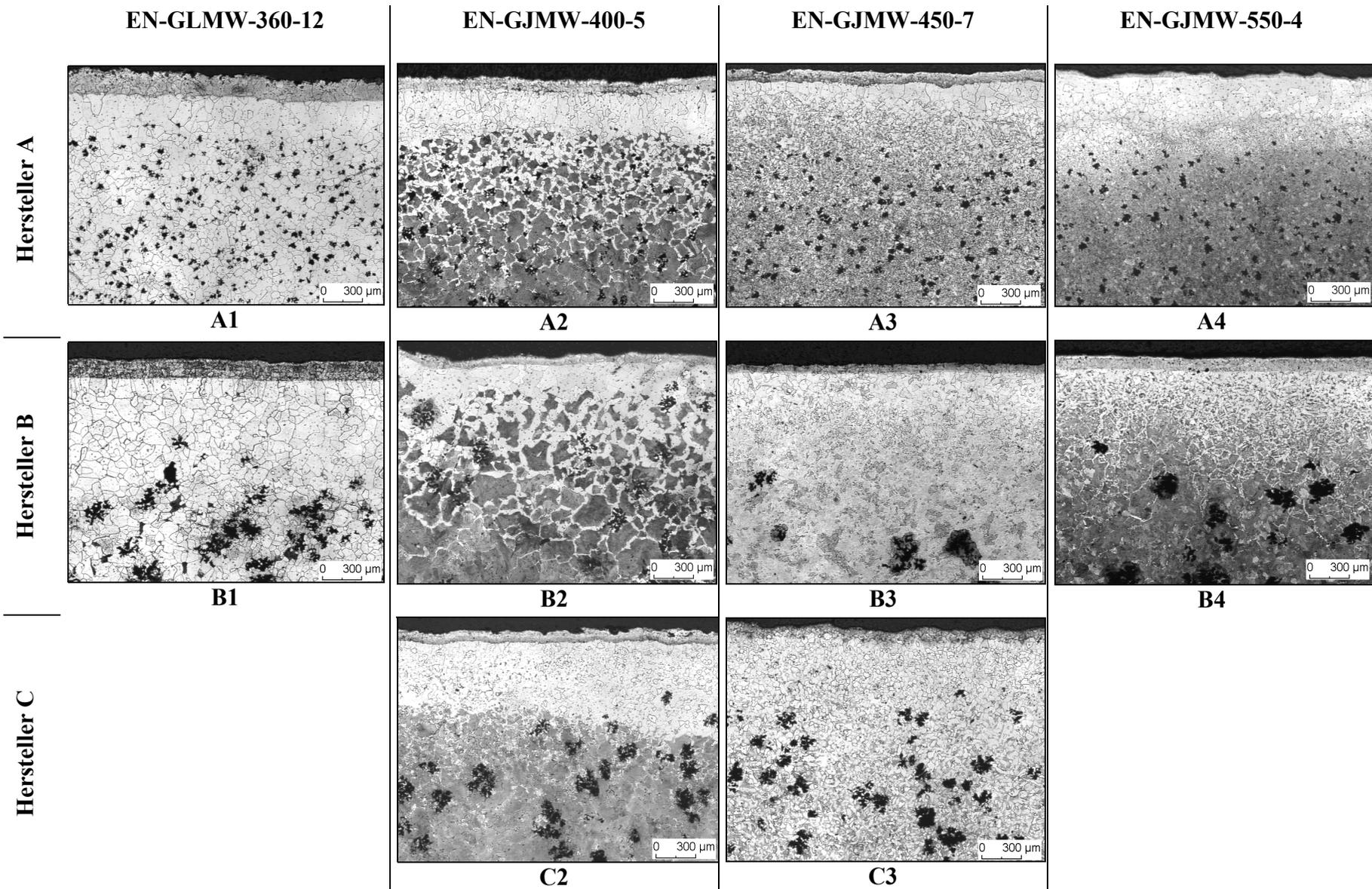


Bild A6: Übersichtsaufnahmen der Randbereiche der Schlagbiegeproben von den Herstellern A, B und C (geätzt)

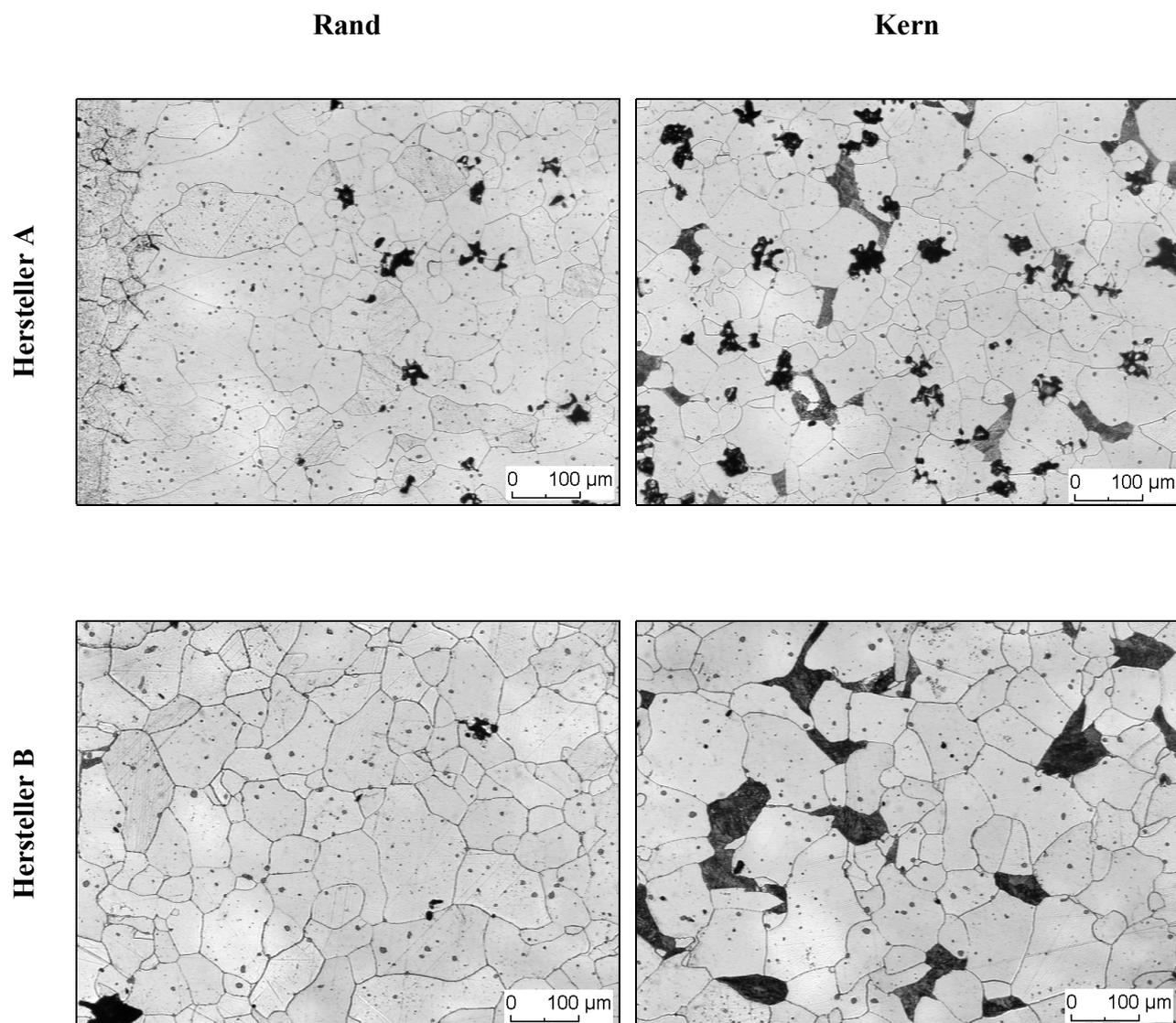


Bild A7: Schlagbiegeproben
Gefüge im Rand und im Kern des **EN-GJMW-360-12** der Hersteller A und B

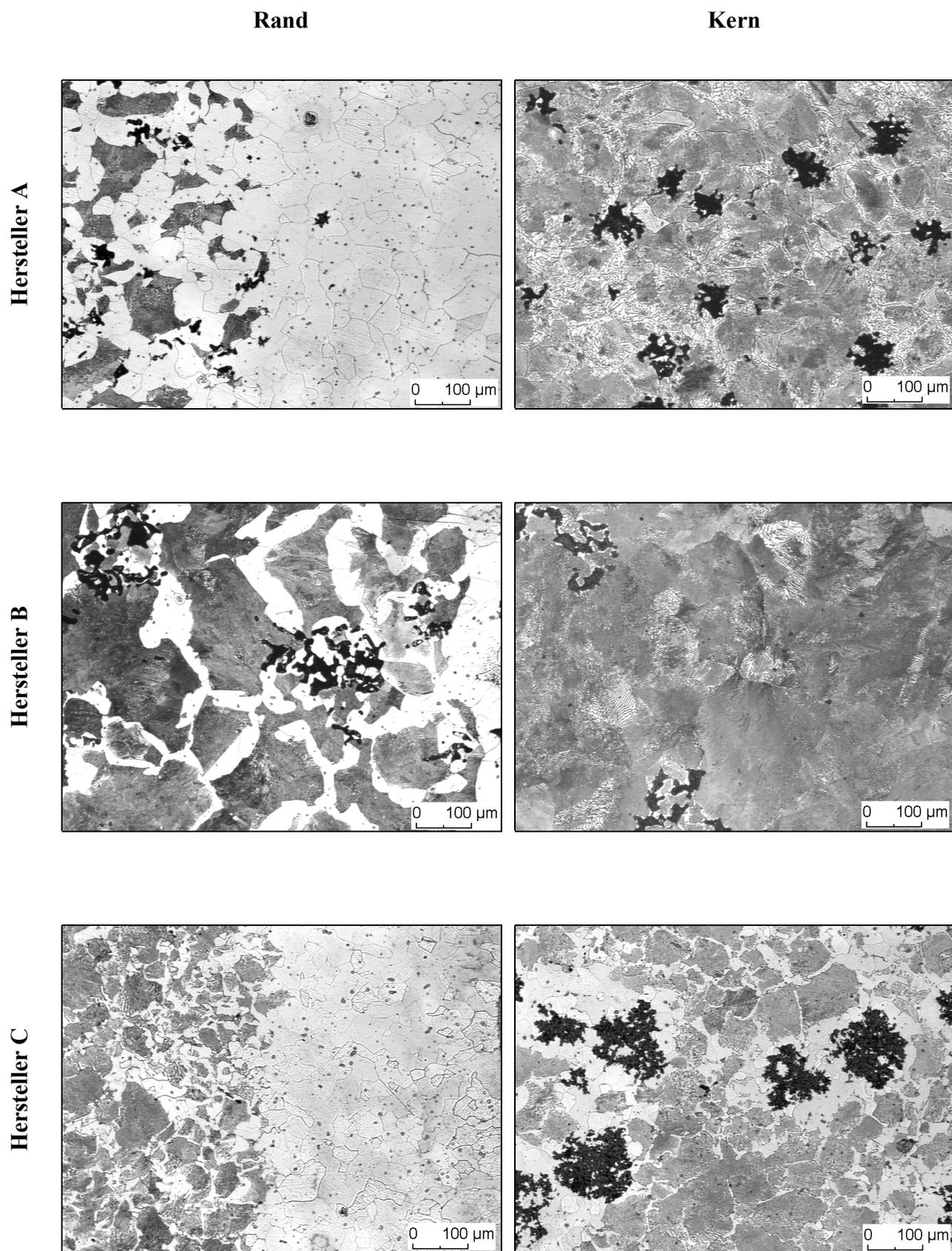


Bild A8: Schlagbiegeproben
Gefüge im Rand und im Kern des EN-GJMW-400-5 der Hersteller A, B und C

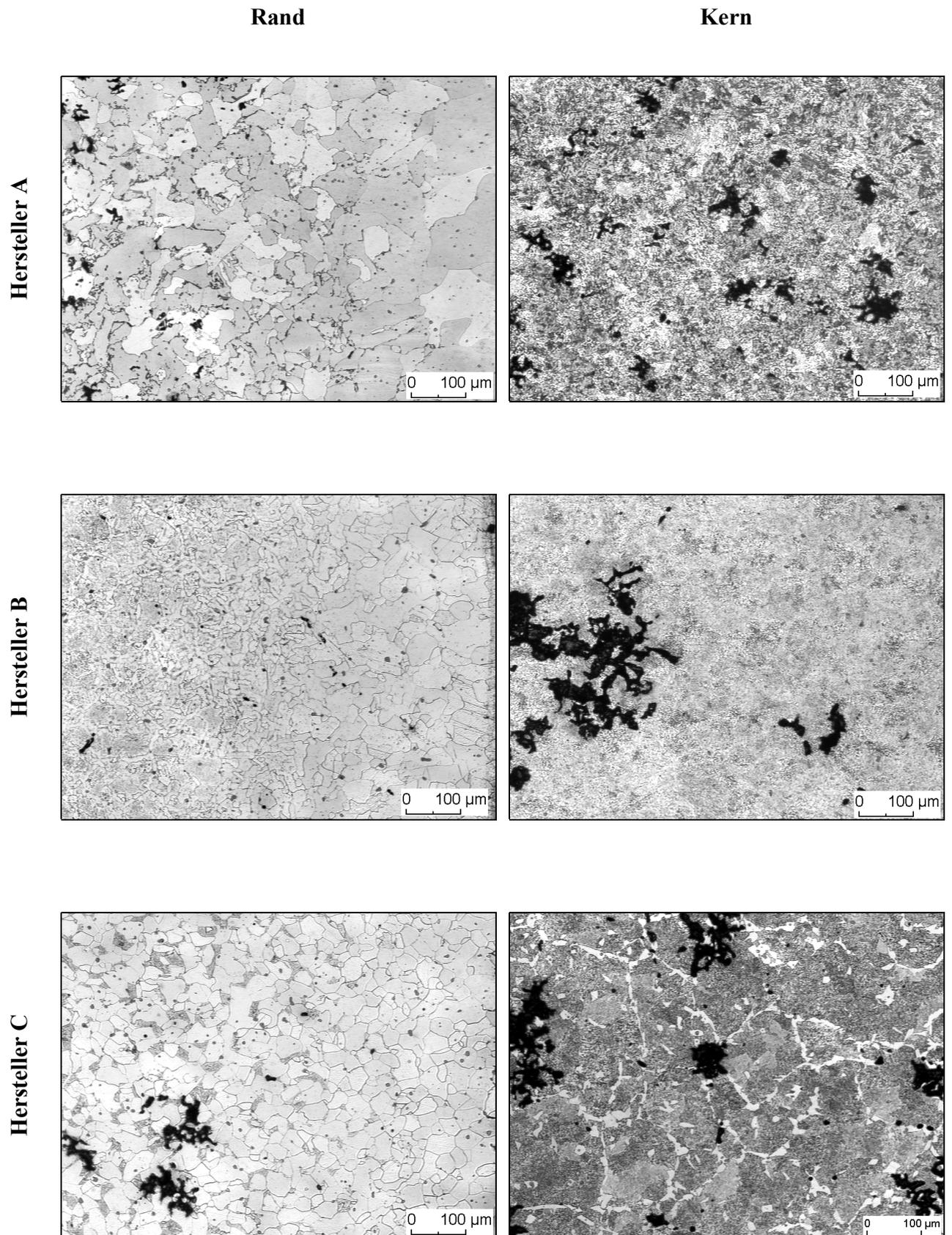


Bild A9: Schlagbiegeproben
Gefüge im Rand und im Kern des **EN-GJMW-450-7** der Hersteller A, B und C

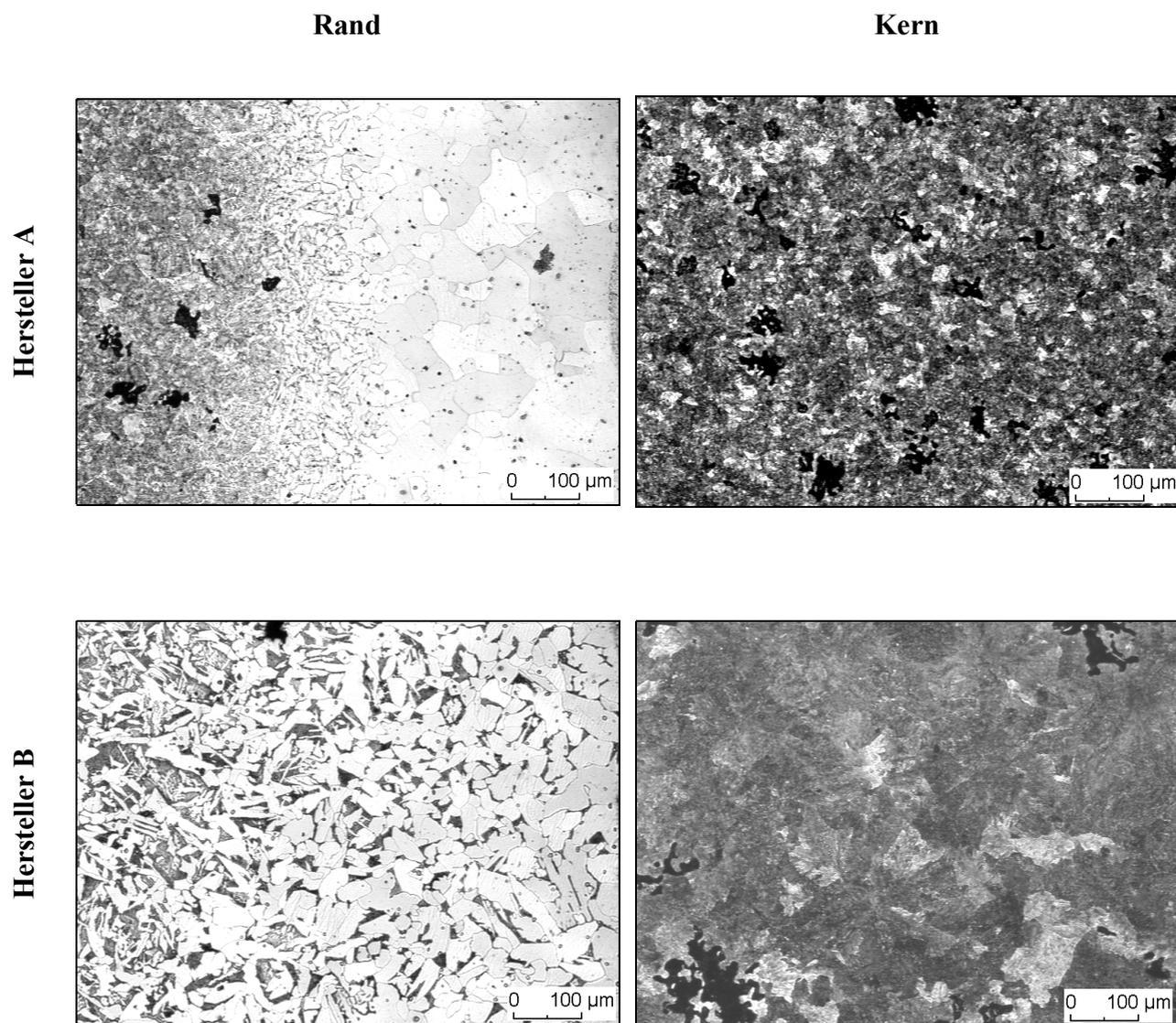
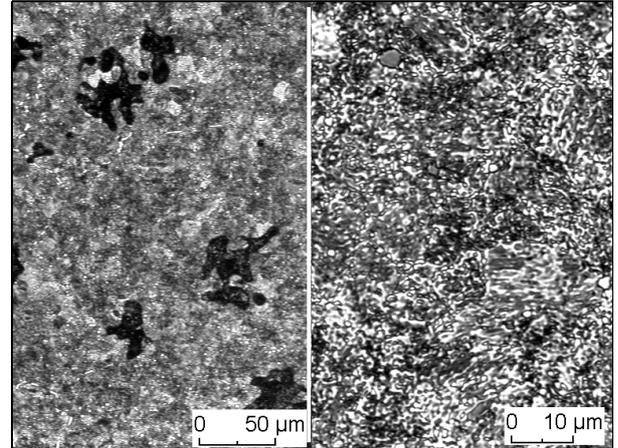
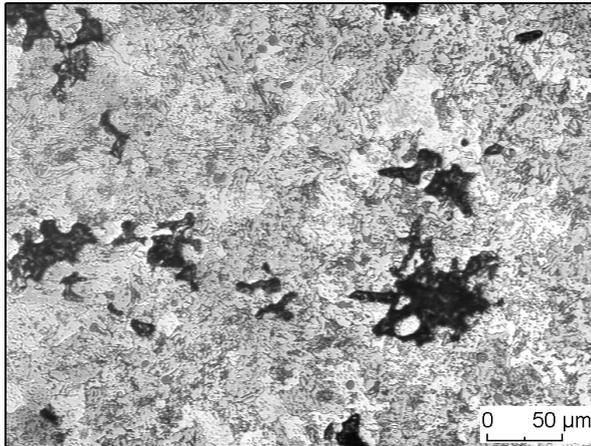


Bild A10: Schlagbiegeproben
Gefüge im Rand und im Kern des **EN-GJMW-550-4** der Hersteller A und B

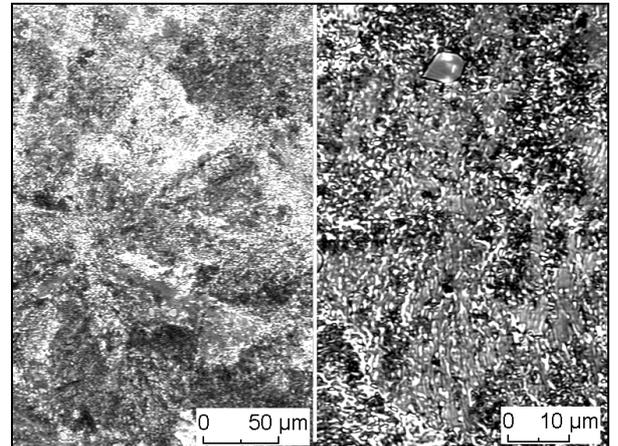
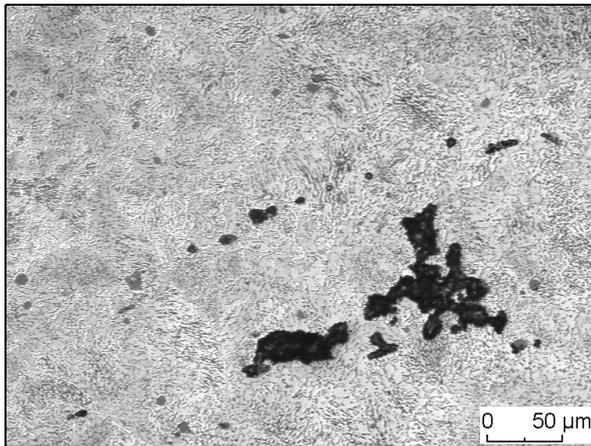
EN-GJMW-450-7

EN-GJMW-550-4

Hersteller A



Hersteller B



Hersteller C

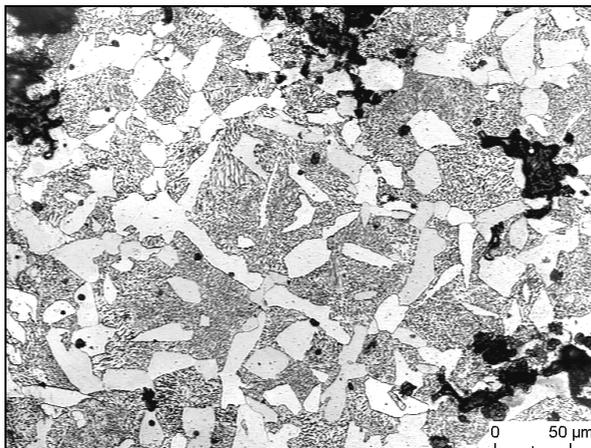


Bild A11: Schlagbiegeproben
Gefüge im Kern des **EN-GJMW-450-7** und **EN-GJMW-550-4** der Hersteller
A und B bei höherer Vergrößerung

EN-GJMW-360-12

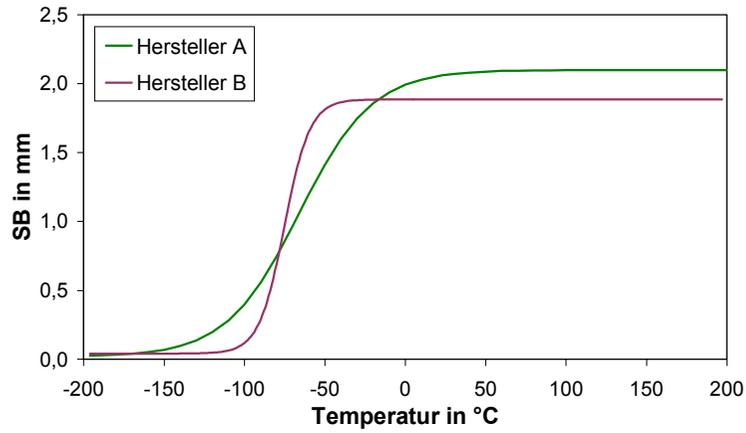


Bild A12:

EN-GJMW-400-5

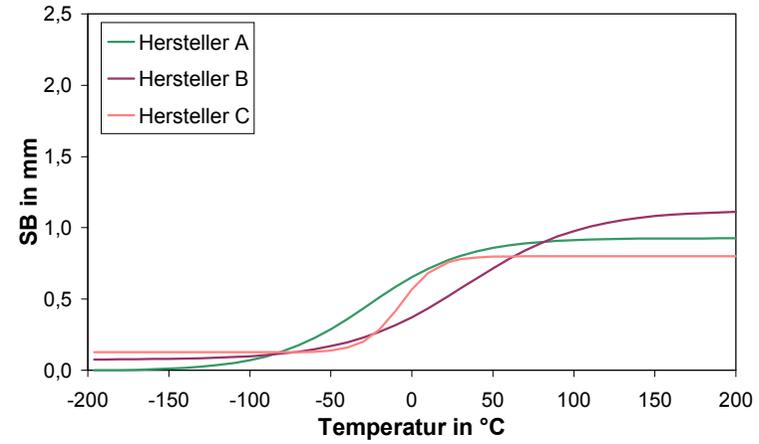


Bild A13:

EN-GJMW-450-7

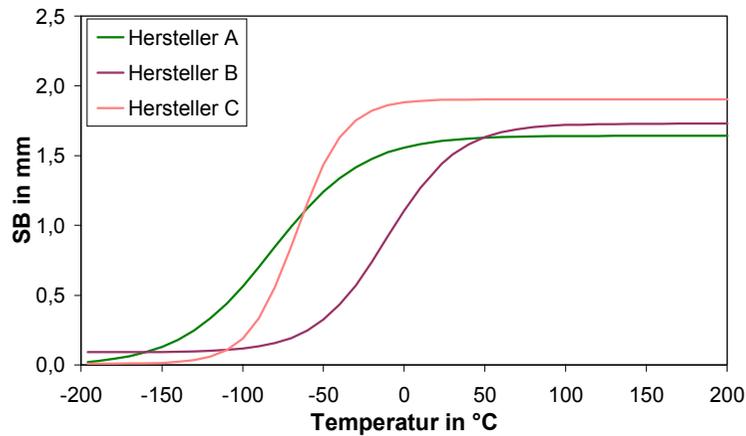


Bild 14:

EN-GJMW-550-4

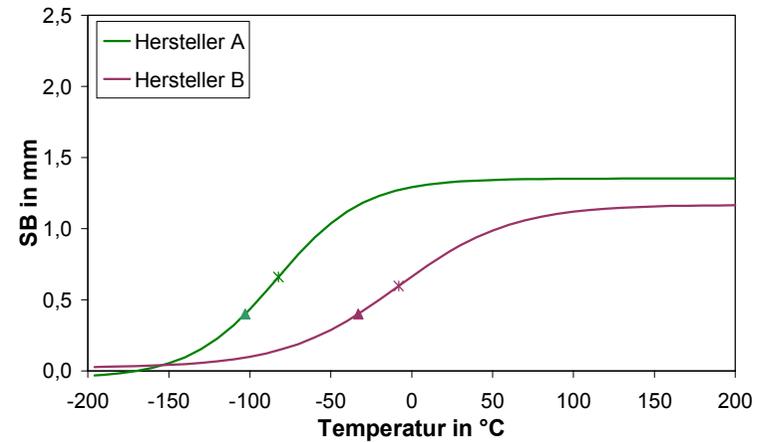


Bild 15:

Bild A12 bis A15: SB-T-Kurven der Schlagbiegeproben der Versuchswerkstoffe

EN-GJMW-360-12

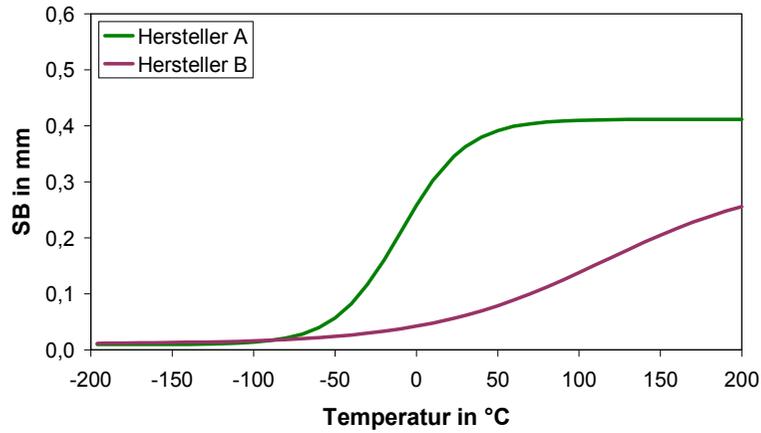


Bild A16:

EN-GJMW-400-5

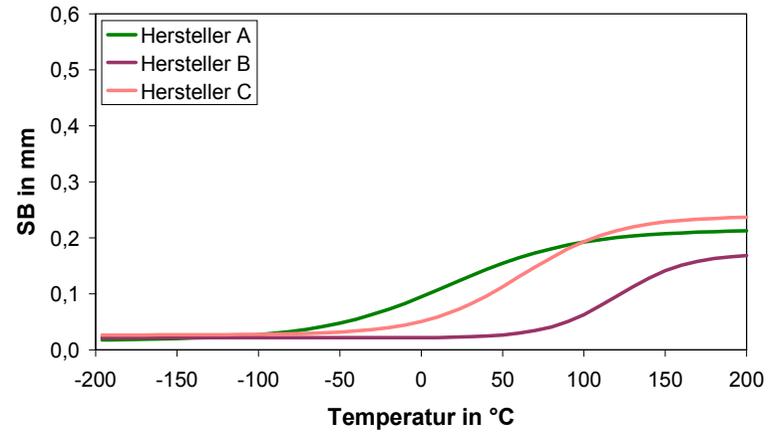


Bild A17:

EN-GJMW-450-7

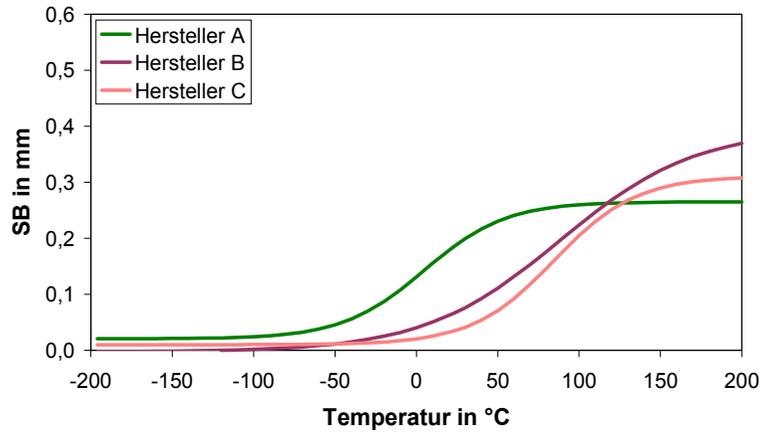


Bild A18:

EN-GJMW-550-4

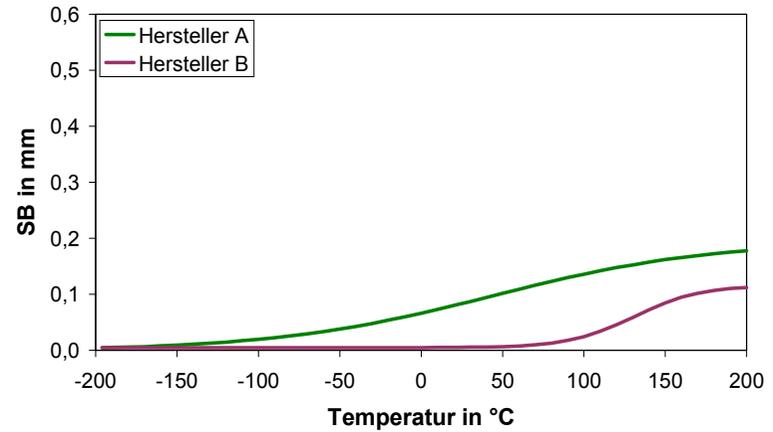


Bild A19:

Bild A16 bis A19: SB-T-Kurven der ISO-V-Proben 10x10x55mm

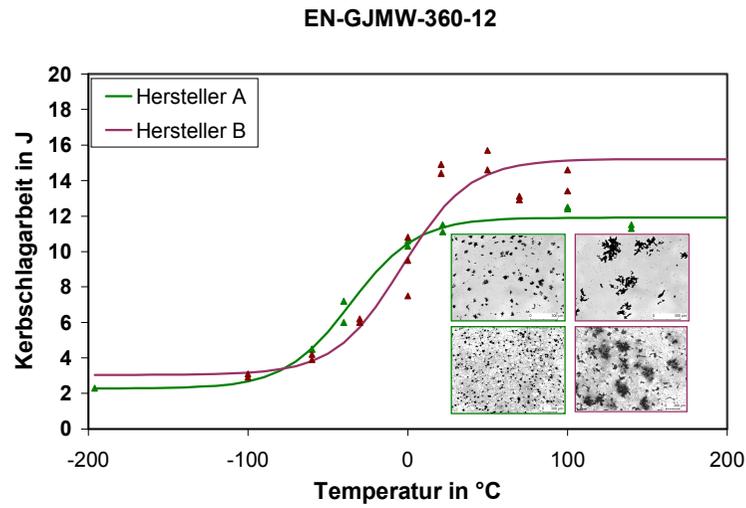


Bild A20:

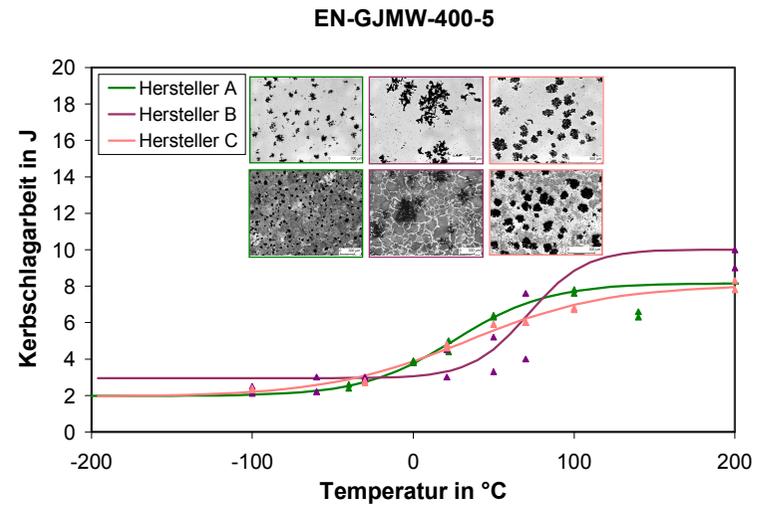


Bild A21:

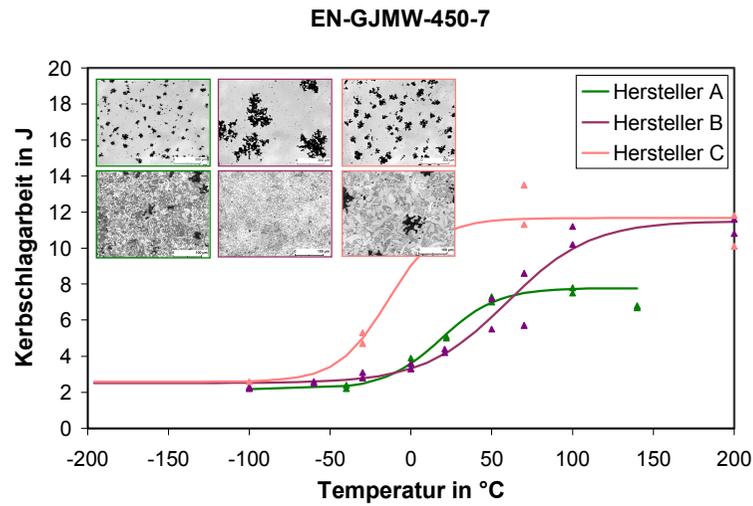


Bild A22:

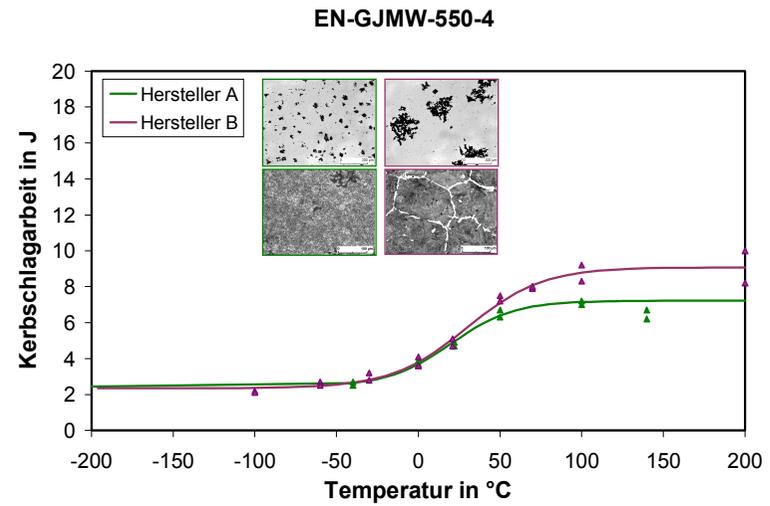


Bild A23:

Bild A20 bis A23: KV-T-Kurven der ISO-V-Proben 5x10x55mm mit den Gefügebildern im polierten und geätzten Zustand

EN-GJMW-360-12

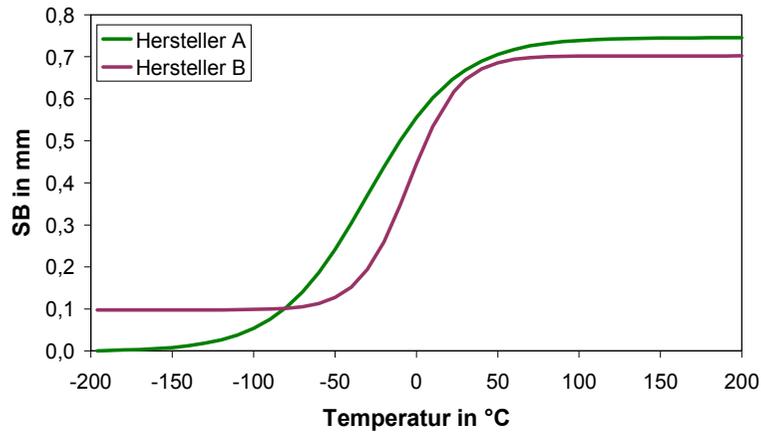


Bild A24:

EN-GJMW-400-5

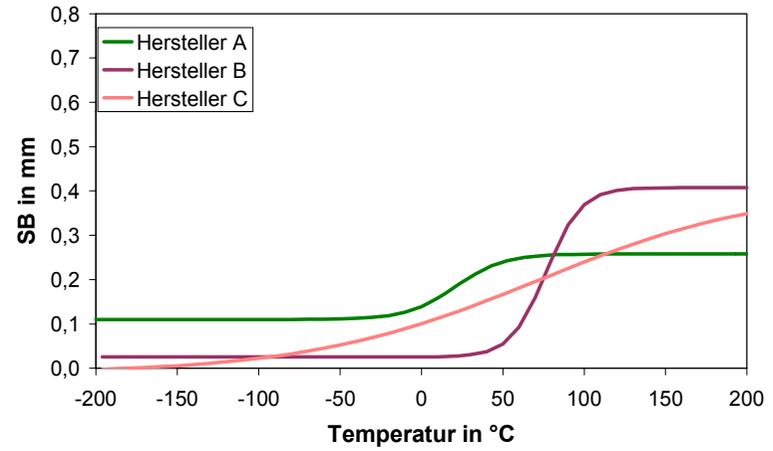


Bild A25:

EN-GJMW-450-7

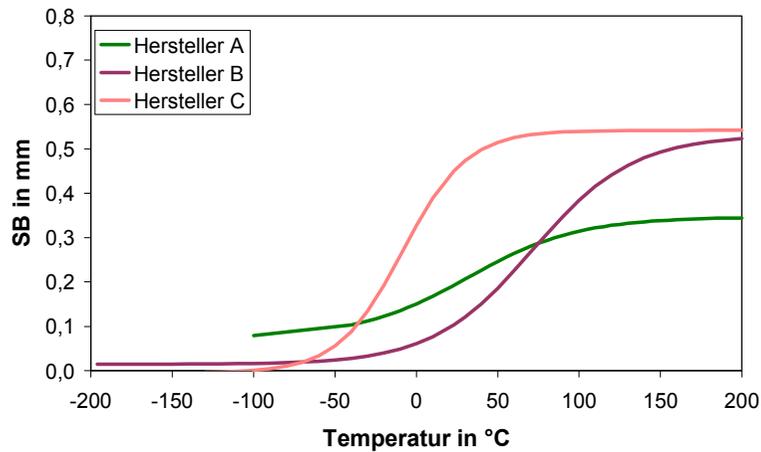


Bild A26:

EN-GJMW-550-4

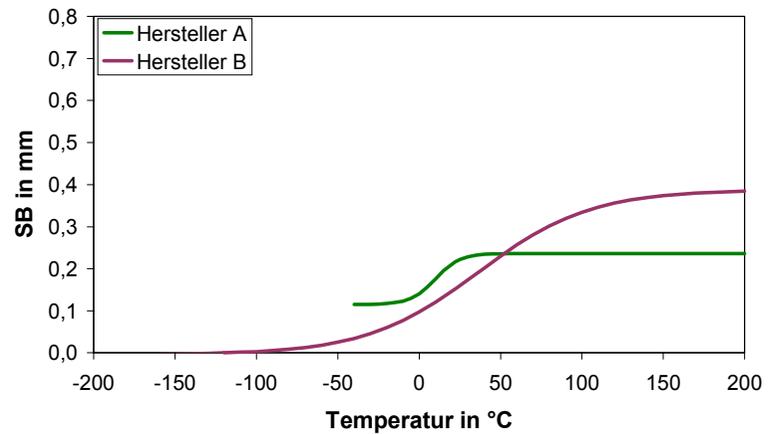


Bild A27:

Bild A24 bis A27: SB-T-Kurven der ISO-V-Proben 5x10x55mm

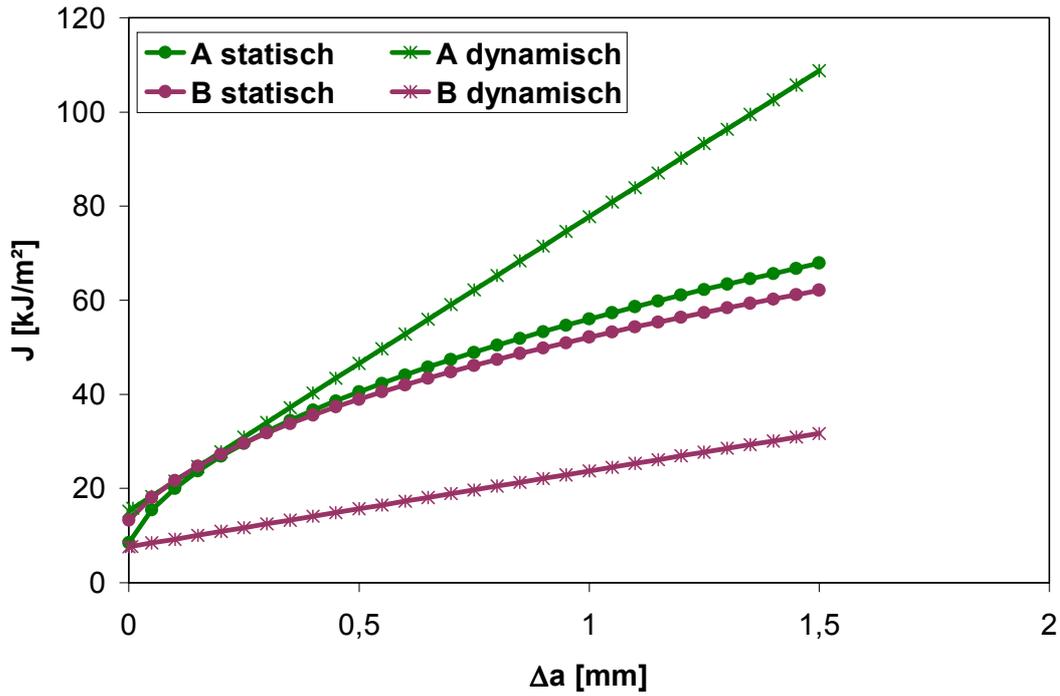


Bild A28: statische und dynamische Rißwiderstandskurve für EN-GJMW-360-12

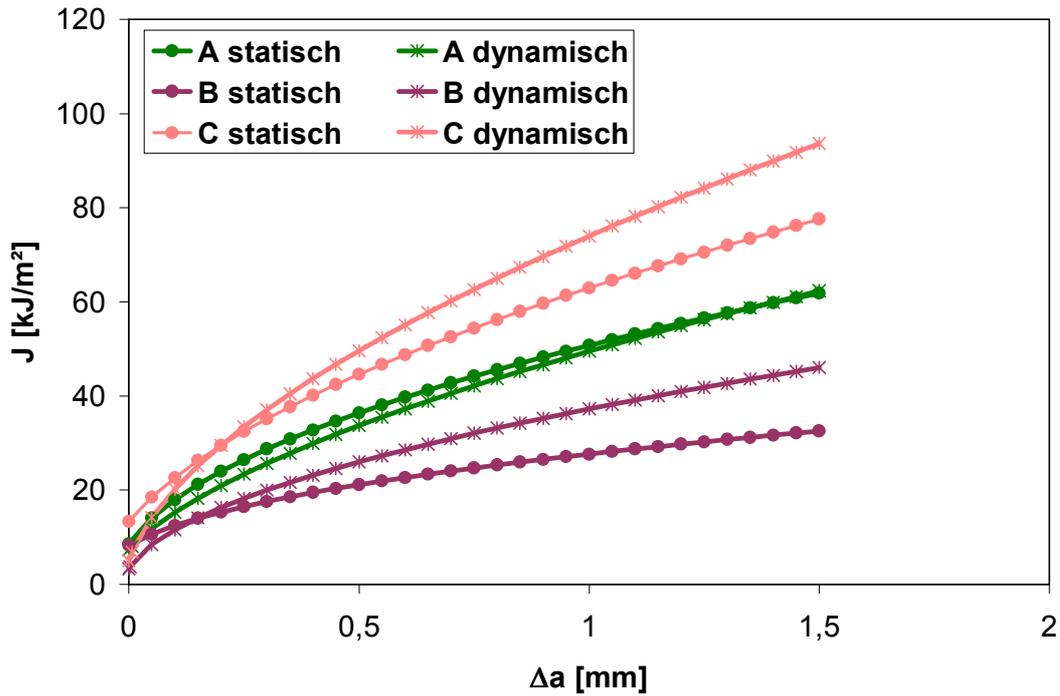


Bild A29: statische und dynamische Rißwiderstandskurve für EN-GJMW-400-5

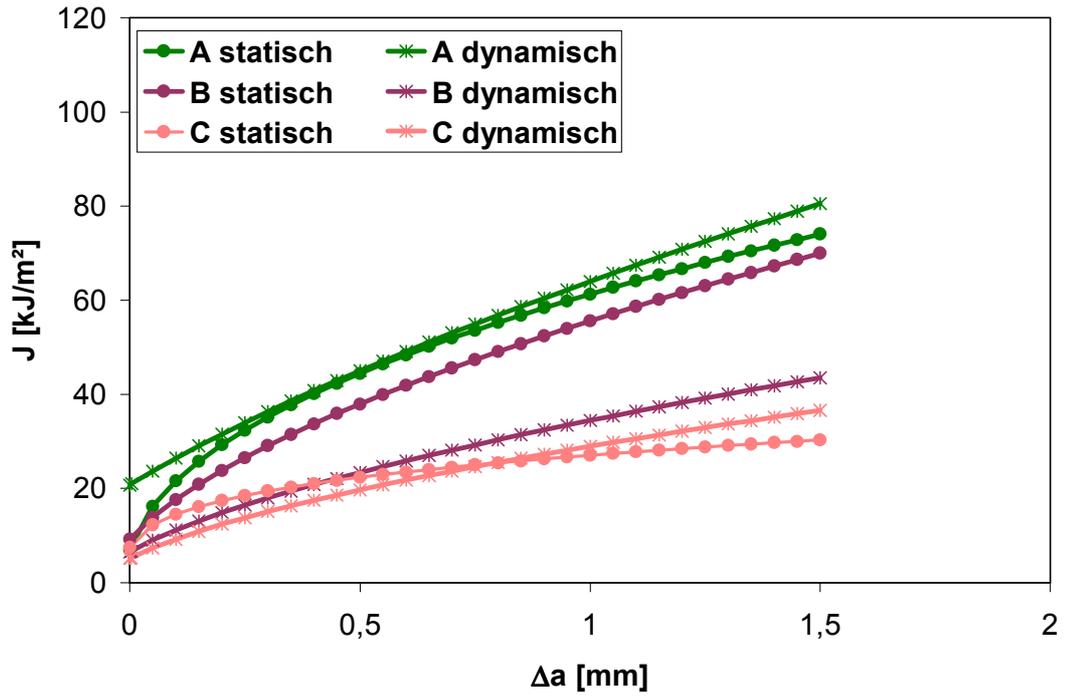


Bild A30: statische und dynamische Rißwiderstandskurve für EN-GJMW-450-7

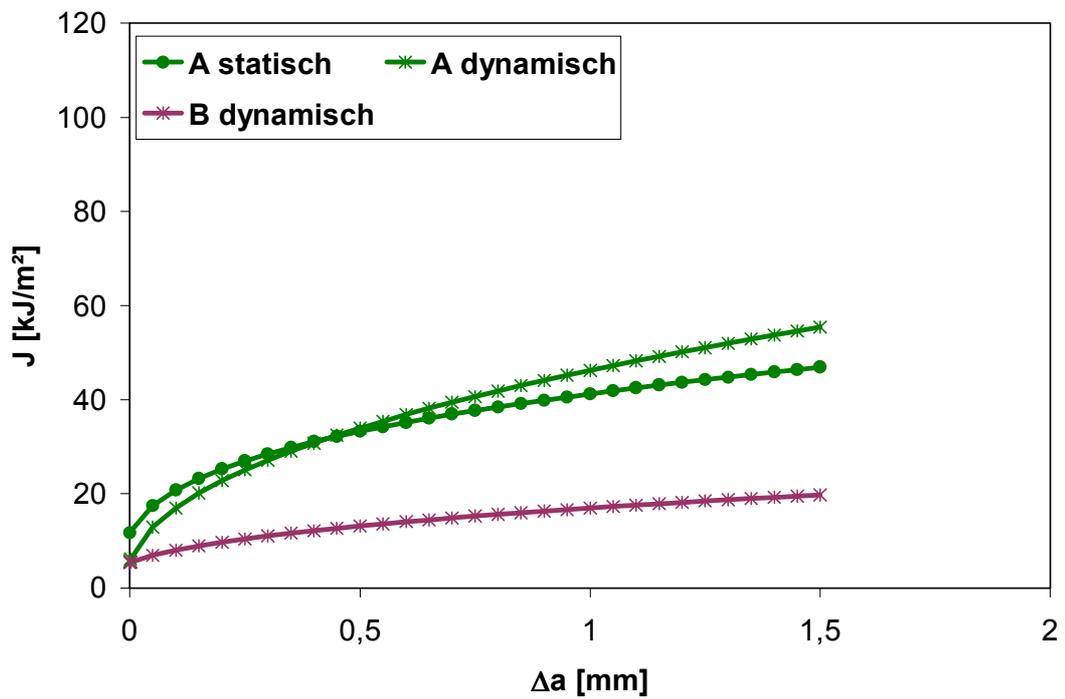


Bild A31: statische und dynamische Rißwiderstandskurve für EN-GJMW-550-4

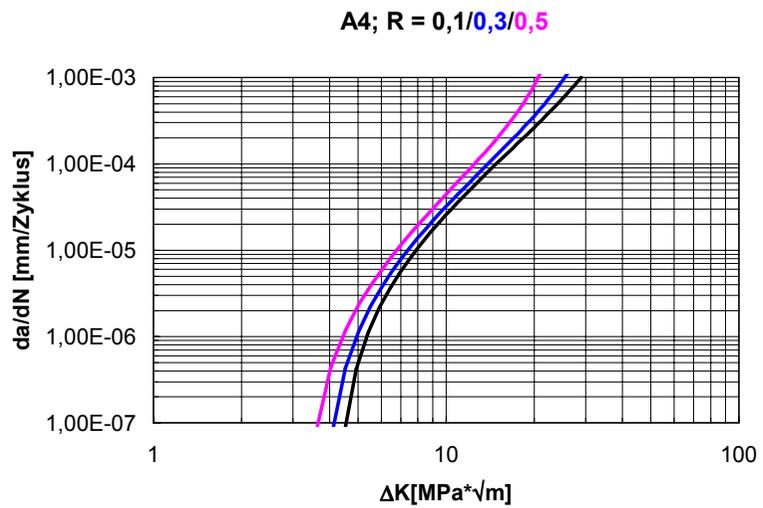
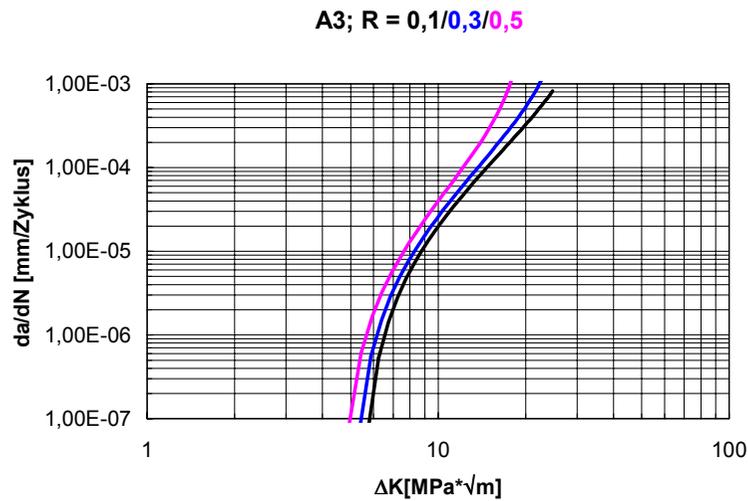
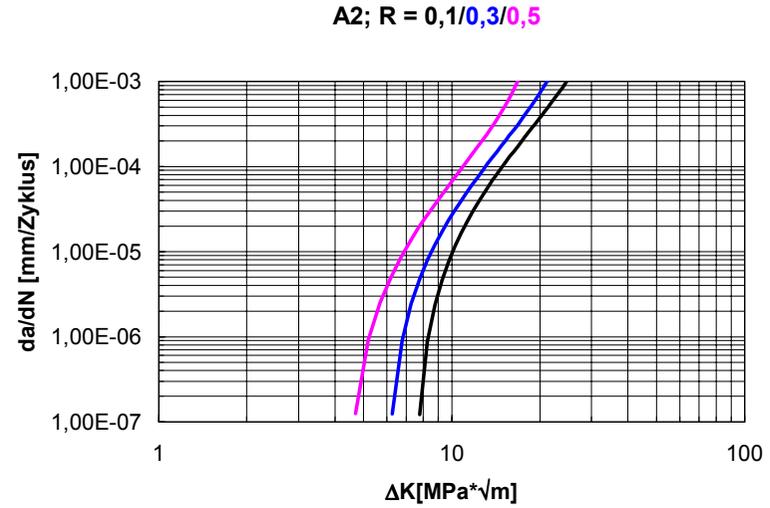
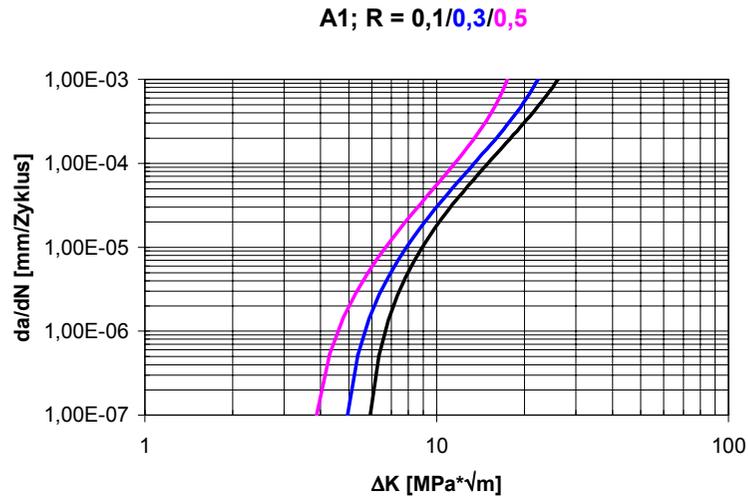


Bild A32: Rißwachstumskurven der Werkstoffe EN-GJMW-360-12, -400-5, -450-7 und 550-4, Hersteller A

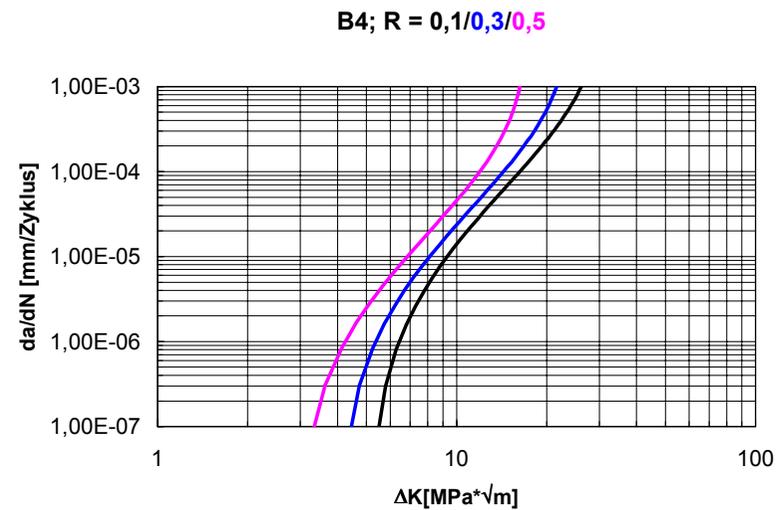
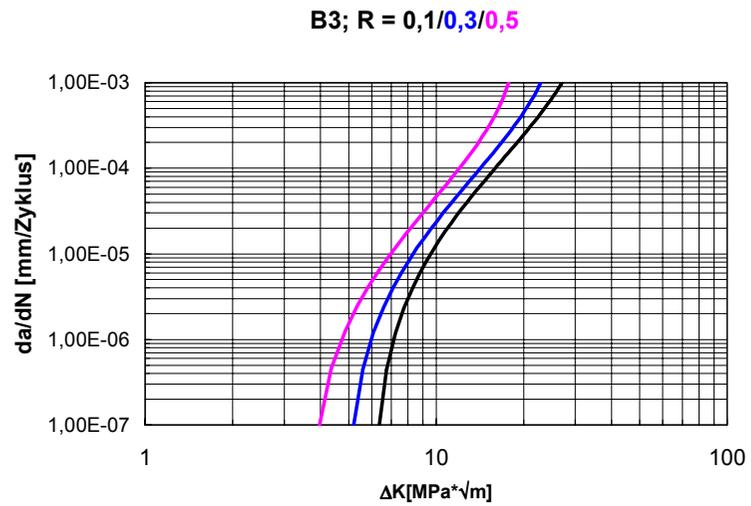
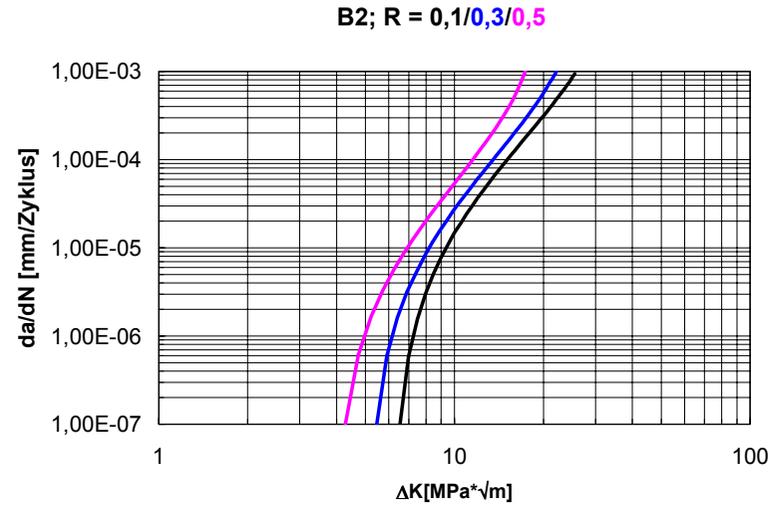
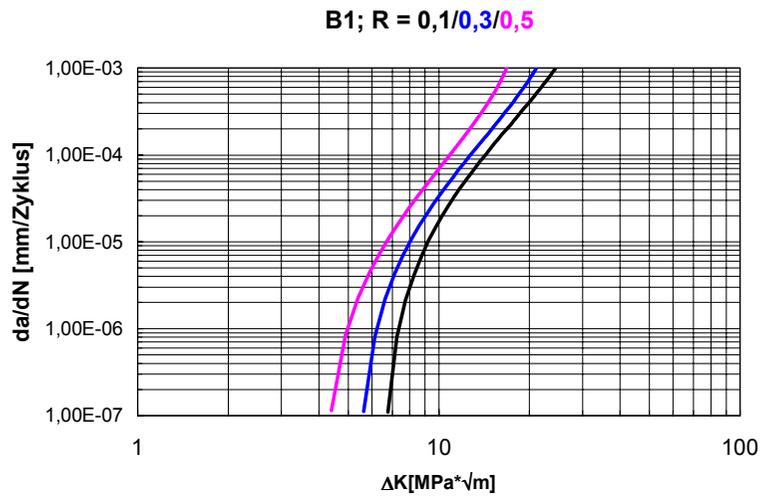


Bild A33: Rißwachstumskurven der Werkstoffe EN-GJMW-360-12, -400-5, -450-7 und 550-4, Hersteller B

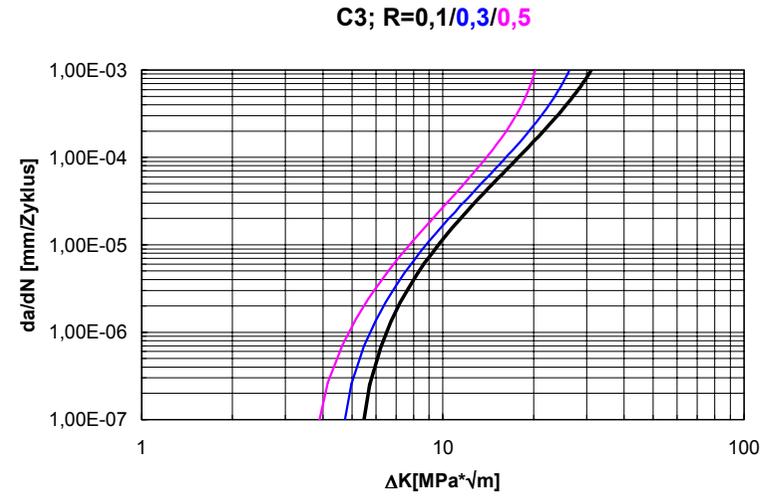
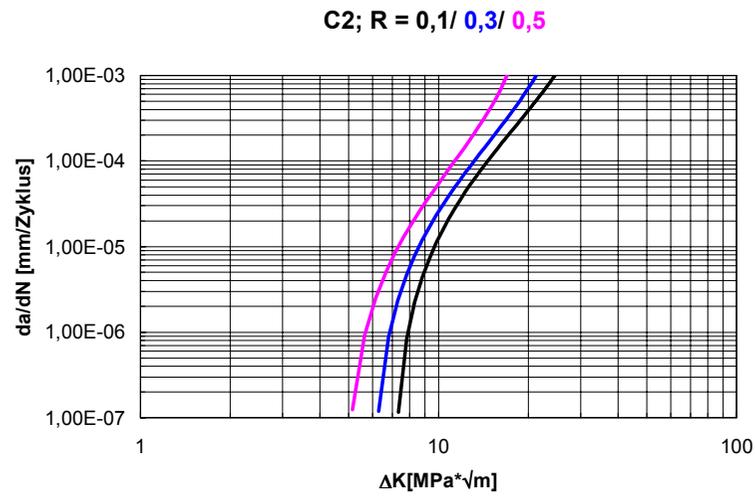


Bild A34: Rißwachstumskurven der Werkstoffe EN-GJMW-400-5 und -450-7, Hersteller C

Tabelle A1: Kennwerte des Zugversuchs (Hersteller A) bei RT

EN- GJMW-	360-12			400-5			450-7			550-4		
	Probendurchmesser in mm											
	9	12	15	9	12	15	9	12	15	9	12	15
R_m [MPa]	330	348	377	438	515	500	501	536	488	608	714	678
A₃ [%]	28	21	9	6	5	5	8	5	8	7	6	4
R_{p0,2} [MPa]	162	166	180	218	238	230	267	304	262	396	485	496
$\frac{R_{p0,2}}{R_m}$	0,49	0,48	0,48	0,5	0,46	0,46	0,53	0,57	0,54	0,65	0,68	0,73
Z [%]	28	20	11	8	5	3	9	5	9	8	5	2
n_{RO} ¹⁾	0,238 <i>0,225</i>	0,237	0,250	0,289 <i>0,308</i>	0,322	0,290	0,282 <i>0,261</i>	0,299	0,249	0,181	0,168	0,139
K ¹⁾	543 <i>568</i>	562	717	1053 <i>1125</i>	1375	1238	1089 <i>1022</i>	1365	991	1023	1199	1121
n_{SEP} ¹⁾	0,276 <i>0,231</i>	0,279	0,289	0,315 <i>0,327</i>	0,346	0,321	0,306 <i>0,276</i>	0,323	0,298	0,206	0,189	0,156
k ¹⁾	614 <i>572</i>	700	874	1174 <i>1172</i>	1578	1481	1217 <i>1052</i>	1614	1207	1139	1607	1338
E-Modul [GPa] ²⁾	179			173			175			171		

¹⁾ die kursiv gedruckten Werte wurden aus Zugversuchen mit Konturenmessung ermittelt

n_{RO}, K: Fließkurvenparameter nach Gleichung (8)

n_{SEP}, k: Fließkurvenparameter nach Gleichungen (4) bis (7)

²⁾ ermittelt mit Ultraschallmessung bzw. Resonanzmessung

Tabelle A2: Kennwerte des Zugversuchs (Hersteller A) bei 0°C

EN- GJMW-	360-12			400-5			450-7			550-4		
	Probendurchmesser in mm											
	9	12	15	9	12	15	9	12	15	9	12	15
R_m [MPa]	338	356	395	465	523	498	511	556	505	644	672	678
A₃ [%]	29	18	12	8	5	5	9	6	11	7	3	3
R_{p0,2} [MPa]	167	175	187	225	244	237	264	300	263	423	499	491
$\frac{R_{p0,2}}{R_m}$	0,49	0,49	0,47	0,48	0,47	0,48	0,52	0,54	0,52	0,66	0,74	0,72
Z [%]	30	19	13	12	5	4	10	7	9	8	4	4

Tabelle A3: Kennwerte des Zugversuchs (Hersteller A) bei -20°C

EN- GJMW-	360-12			400-5			450-7			550-4		
	Probendurchmesser in mm											
	9	12	15	9	12	15	9	12	15	9	12	15
R_m [MPa]	347	366	384	468	533	528	515	595	504	638	705	683
A_3 [%]	31	21	10	8	5	5	9	4	8	7	4	2
$R_{p0,2}$ [MPa]	173	180	189	233	247	251	273	335	265	416	497	507
$\frac{R_{p0,2}}{R_m}$	0,5	0,49	0,49	0,49	0,46	0,48	0,53	0,56	0,53	0,65	0,70	0,74
Z [%]	34	23	13	10	4	4	12	4	8	9	4	3

Tabelle A4: Kennwerte des Zugversuchs (Hersteller A) bei -40°C

EN- GJMW-	360-12			400-5			450-7			550-4		
	Probendurchmesser in mm											
	9	12	15	9	12	15	9	12	15	9	12	15
R_m [MPa]	367	370	n.b.	482	537	n.b.	532	559	n.b.	636	705	n.b.
A_3 [%]	31	20	n.b.	6	5	n.b.	7	7	n.b.	8	4	n.b.
$R_{p0,2}$ [MPa]	197	186	n.b.	249	256	n.b.	295	304	n.b.	410	495	n.b.
$\frac{R_{p0,2}}{R_m}$	0,54	0,50	n.b.	0,52	0,48	n.b.	0,55	0,54	n.b.	0,64	0,70	n.b.
Z [%]	29	19	n.b.	6	3	n.b.	7	7	n.b.	9	3	n.b.

Tabelle A5: Kennwerte des Zugversuchs (Hersteller A) bei -60°C

EN- GJMW-	360-12			400-5			450-7			550-4		
	Probendurchmesser in mm											
	9	12	15	9	12	15	9	12	15	9	12	15
R_m [MPa]	364	375	n.b.	471	550	n.b.	539	556	n.b.	682	727	n.b.
A_3 [%]	31	20	n.b.	6	5	n.b.	8	4	n.b.	8	4	n.b.
$R_{p0,2}$ [MPa]	192	191	n.b.	248	264	n.b.	293	332	n.b.	455	514	n.b.
$\frac{R_{p0,2}}{R_m}$	0,53	0,51	n.b.	0,53	0,48	n.b.	0,54	0,60	n.b.	0,67	0,71	n.b.
Z [%]	30	20	n.b.	7	6	n.b.	7	3	n.b.	7	4	n.b.

Tabelle A6: Kennwerte des Zugversuchs (Hersteller B) bei RT

EN- GJMW-	360-12			400-5			450-7			550-4		
	Probendurchmesser in mm											
	9	12	15	9	12	15	9	12	15	9	12	15
R_m [MPa]	348	381	433	440	525	521	442	494	478	505	584	608
A₃ [%]	24	14	6	12	4	4	10	9	9	8	2	3
R_{p0,2} [MPa]	210	215	246	244	294	288	268	282	274	302	410	418
$\frac{R_{p0,2}}{R_m}$	0,60	0,56	0,57	0,55	0,56	0,55	0,61	0,57	0,57	0,60	0,70	0,69
Z [%]	33	20	6	17	4	3	16	11	9	16	3	3
n₁ ¹⁾	0,150 <i>0,211</i>	0,194	0,272	0,204 <i>0,251</i>	0,248	0,289	0,216 <i>0,271</i>	0,228	0,258	0,198 <i>0,207</i>	0,193	0,139
K ¹⁾	465 <i>564</i>	593	1062	710 <i>854</i>	1222	1238	759 <i>912</i>	1058	1008	866 <i>1005</i>	1214	1327
n₂ ¹⁾	0,219 <i>0,218</i>	0,245	0,292	0,256 <i>0,246</i>	0,278	0,319	0,270 <i>0,283</i>	0,269	0,273	0,239 <i>0,225</i>	0,206	0,244
k ¹⁾	609 <i>570</i>	726	1094	892 <i>874</i>	1427	1551	969 <i>930</i>	1056	1037	1051 <i>1044</i>	1442	1476
E-Modul [GPa] ²⁾	155			173			174			175		

¹⁾ die kursiv gedruckten Werte wurden aus Zugversuchen mit Konturenmessung ermittelt

n_{RO}, K: Fließkurvenparameter nach Gleichung (8)

n_{SEP}, k: Fließkurvenparameter nach Gleichungen (4) bis (7)

²⁾ ermittelt mit Ultraschallmessung bzw. Resonanzmessung

Tabelle A7: Kennwerte des Zugversuchs (Hersteller B) bei 0°C

EN- GJMW-	360-12			400-5			450-7			550-4		
	Probendurchmesser in mm											
	9	12	15	9	12	15	9	12	15	9	12	15
R_m [MPa]	354	390	n.b.	438	540	n.b.	462	500	n.b.	535	552	n.b.
A₃ [%]	21	12	n.b.	11	4	n.b.	13	10	n.b.	9	2	n.b.
R_{p0,2} [MPa]	214	227	n.b.	247	303	n.b.	277	288	n.b.	324	411	n.b.
$\frac{R_{p0,2}}{R_m}$	0,60	0,58	n.b.	0,56	0,56	n.b.	0,60	0,58	n.b.	0,60	0,74	n.b.
Z [%]	22	14	n.b.	14	4	n.b.	12	9	n.b.	13	1	n.b.

Tabelle A8: Kennwerte des Zugversuchs (Hersteller B) bei -20°C

EN- GJMW-	360-12			400-5			450-7			550-4		
	Probendurchmesser in mm											
	9	12	15	9	12	15	9	12	15	9	12	15
R_m [MPa]	368	394	n.b.	459	546	n.b.	470	509	n.b.	538	612	n.b.
A_3 [%]	21	11	n.b.	11	4	n.b.	14	8	n.b.	7	2	n.b.
$R_{p0,2}$ [MPa]	230	231	n.b.	264	309	n.b.	279	295	n.b.	335	422	n.b.
$\frac{R_{p0,2}}{R_m}$	0,62	0,59	n.b.	0,58	0,57	n.b.	0,59	0,60	n.b.	0,62	0,70	n.b.
Z [%]	20	14	n.b.	13	7	n.b.	14	8	n.b.	9	2	n.b.

Tabelle A9: Kennwerte des Zugversuchs (Hersteller B) bei -40°C

EN- GJMW-	360-12			400-5			450-7			550-4		
	Probendurchmesser in mm											
	9	12	15	9	12	15	9	12	15	9	12	15
R_m [MPa]	366	412	n.b.	469	536	n.b.	472	511	n.b.	560	592	n.b.
A_3 [%]	22	12	n.b.	11	3	n.b.	12	10	n.b.	8	2	n.b.
$R_{p0,2}$ [MPa]	226	238	n.b.	272	325	n.b.	295	298	n.b.	338	427	n.b.
$\frac{R_{p0,2}}{R_m}$	0,62	0,58	n.b.	0,58	0,61	n.b.	0,62	0,58	n.b.	0,60	0,72	n.b.
Z [%]	24	10	n.b.	10	2	n.b.	11	9	n.b.	8	2	n.b.

Tabelle A10: Kennwerte des Zugversuchs (Hersteller B) bei -60°C

EN- GJMW-	360-12			400-5			450-7			550-4		
	Probendurchmesser in mm											
	9	12	15	9	12	15	9	12	15	9	12	15
R_m [MPa]	378	424	n.b.	474	528	n.b.	486	541	n.b.	583	616	n.b.
A_3 [%]	26	12	n.b.	10	3	n.b.	10	9	n.b.	6	3	n.b.
$R_{p0,2}$ [MPa]	236	250	n.b.	291	315	n.b.	314	314	n.b.	365	439	n.b.
$\frac{R_{p0,2}}{R_m}$	0,64	0,59	n.b.	0,61	0,60	n.b.	0,65	0,58	n.b.	0,63	0,71	n.b.
Z [%]	26	11	n.b.	10	3	n.b.	8	8	n.b.	5	2	n.b.

Tabelle A11: Kennwerte des Zugversuchs (Hersteller C) bei RT

EN- GJMW-	360-12			400-5			450-7			550-4		
	Probendurchmesser in mm											
	9	12	15	9	12	15	9	12	15	9	12	15
R_m [MPa]				440	525	418	426	480	496			
A₃ [%]				6	8	7	16	9	6			
R_{p0,2} [MPa]				241	222	220	246	269	264			
$\frac{R_{p0,2}}{R_m}$				0,55	0,42	0,53	0,58	0,56	0,53			
Z [%]				11	9	6	29	14	6			
n₁ ¹⁾				0,297 <i>0,327</i>	0,277	0,284	0,213 <i>0,246</i>	0,240	0,252			
K ¹⁾				1187 <i>1223</i>	1291	1106	686 <i>786</i>	935	1126			
n₂ ¹⁾				0,326 <i>0,336</i>	0,318	0,305	0,257 <i>0,256</i>	0,279	0,252			
k ¹⁾				1337 <i>1267</i>	1291	1155	820 <i>797</i>	1151	1186			
E-Modul [GPa] ²⁾				172			169					

¹⁾ die kursiv gedruckten Werte wurden aus Zugversuchen mit Konturenmessung ermittelt
n_{RO}, K: Fließkurvenparameter nach Gleichung (8)

n_{SEP}, k: Fließkurvenparameter nach Gleichungen (4) bis (7)

²⁾ ermittelt mit Ultraschallmessung bzw. Resonanzmessung

Tabelle A12: Kennwerte des Zugversuchs (Hersteller C) bei 0°C

EN- GJMW-	360-12			400-5			450-7			550-4		
	Probendurchmesser in mm											
	9	12	15	9	12	15	9	12	15	9	12	15
R_m [MPa]	-	-	-	503	471 ^{*)}	n.b.	443	489	n.b.	-	-	-
A₃ [%]	-	-	-	7	5 ^{*)}	n.b.	17	7	n.b.	-	-	-
R_{p0,2} [MPa]	-	-	-	243	235 ^{*)}	n.b.	260	278	n.b.	-	-	-
$\frac{R_{p0,2}}{R_m}$	-	-	-	0,48	0,5 ^{*)}	n.b.	0,59	0,57	n.b.	-	-	-
Z [%]	-	-	-	8	1 ^{*)}	n.b.	18	7	n.b.	-	-	-

^{*)} alle drei Proben im Kopf gerissen

Tabelle A13: Kennwerte des Zugversuchs (Hersteller C) bei -20°C

EN- GJMW-	360-12			400-5			450-7			550-4		
	Probendurchmesser in mm											
	9	12	15	9	12	15	9	12	15	9	12	15
R_m [MPa]	-	-	-	516	487	n.b.	456	501	n.b.	-	-	-
A_3 [%]	-	-	-	6	4	n.b.	19	8	n.b.	-	-	-
$R_{p0,2}$ [MPa]	-	-	-	257	250	n.b.	270	288	n.b.	-	-	-
$\frac{R_{p0,2}}{R_m}$	-	-	-	0,50	0,51	n.b.	0,60	0,57	n.b.	-	-	-
Z [%]	-	-	-	5	6	n.b.	20	7	n.b.	-	-	-

Tabelle A14: Kennwerte des Zugversuchs (Hersteller C) bei -40°C

EN- GJMW-	360-12			400-5			450-7			550-4		
	Probendurchmesser in mm											
	9	12	15	9	12	15	9	12	15	9	12	15
R_m [MPa]	-	-	-	486	488	n.b.	456	516	n.b.	-	-	-
A_3 [%]	-	-	-	7	5	n.b.	16	9	n.b.	-	-	-
$R_{p0,2}$ [MPa]	-	-	-	236	256	n.b.	267	299	n.b.	-	-	-
$\frac{R_{p0,2}}{R_m}$	-	-	-	0,48	0,52	n.b.	0,58	0,58	n.b.	-	-	-
Z [%]	-	-	-	6	3	n.b.	15	8	n.b.	-	-	-

Tabelle A15: Kennwerte des Zugversuchs (Hersteller C) bei -60°C

EN- GJMW-	360-12			400-5			450-7			550-4		
	Probendurchmesser in mm											
	9	12	15	9	12	15	9	12	15	9	12	15
R_m [MPa]	-	-	-	500	490	n.b.	485	523	n.b.	-	-	-
A_3 [%]	-	-	-	5	6	n.b.	15	6	n.b.	-	-	-
$R_{p0,2}$ [MPa]	-	-	-	263	266	n.b.	287	330	n.b.	-	-	-
$\frac{R_{p0,2}}{R_m}$	-	-	-	0,53	0,54	n.b.	0,59	0,63	n.b.	-	-	-
Z [%]	-	-	-	5	4	n.b.	14	5	n.b.	-	-	-

Tabelle A16: Kennwerte des Kerbschlagbiegeversuchs (ISO-V-Proben 5x10x55 mm)

Werkstoff Hersteller	KV (20°C) [J]	SB [20°C] [mm]	T _ü ^{1/2KV} [°C]	T _ü ^{1/2 SB} [C]	Gefüge			Bruchart bei RT
					Perlit- anteil ²⁾ [%]	Graphit		
						Größe ¹⁾ [mm]	Form ¹⁾	
EN-GJMW-360-12								
A1	11	0,65	-35	-30	0	≤20	kompakt	überwiegend Verformungsbruch
B1	12	0,60	-4	-5	7 lamellar	80-120	stark zerklüftet und fadenförmig	überwiegend Verformungsbruch
EN-GJMW-400-5								
A2	5	0,19	26	21	63 lamellar	≤20-40	kompakt	Mischbruch
B2	3	0,03	72	77	57 lamellar	120-200	stark zerklüftet bis stark zerklüftet und fadenförmig	Mischbruch
C2	5	0,13	32	55	65 lamellar	40-80	zerklüftet	überwiegend Spaltbruch
EN-GJMW-450-7								
A3	5	0,19	20	30	74 körnig	≤20-40	kompakt	Mischbruch
B3	4	0,10	59	71	92 körnig	80-120	stark zerklüftet	Mischbruch
C3	11	0,45	-14	-9	57 körnig	20-40	kompakt	überwiegend Verformungsbruch
EN-GJMW-550-4								
A4	5	0,22	22	10	94 körnig	20-40	zerklüftet	Mischbruch
B4	5	0,15	30	36	67 körnig	80-120	stark zerklüftet und fadenförmig	Mischbruch

Tabelle A17: Bruchmechanische Kennwerte des J-Integral-Konzeptes-Einzelwerte

Probe	T	A	B	C	J _i /SZB [kJ/m ²]	J _i /BL [kJ/m ²]	J _{0,2} [kJ/m ²]	J _C [kJ/m ²]	T ^J _{0,2-1}
EN-GJMW-360-12									
A38BM21	RT	59	0,03	0,53	10	10,4	27		111
A38BM29	RT	52	0,01	0,43	9	8,9	27		87
A38BM23	-40°C							35	
A38BM24	-40°C							36	
A38BM25	-40°C							23	
EN-GJMW-400-5									
A40BM20	RT	44	0,01	0,51	6	4,5	20		37
A40BM21	RT	56	0,03	0,53	10	9,2	26		48
A40BM22	RT	50	0,05	0,47	14	12,8	26		38
A40BM23	-40°C	56	0,01	0,38		11,1	31		39
A40BM24	-40°C	54	0,13	0,52		19,2	30		41
A40BM25	-40°C	47	0,04	0,42		12,7	26		34
EN-GJMW-450-7									
B40BM23	RT	42	0,01	0,46	6	5,5	20		28
B40BM24	RT	25	0,01	0,31	7	6,4	15		12
B40BM28	RT							19	
B40BM20	-40°C							11	
B40BM22	-40°C							16	
EN-GJMW-450-7									
C40BM24	RT	64	0,04	0,59	11	10,1	28		58
C40BM25	RT	60	0,14	0,65	17	17,3	30		55
C40BM26	RT	59	0,01	0,38	13	11,9	33		41
C40BM20	-40°C	36	0,06	0,41	12	11,7	21		25
C40BM23	-40°C	42	0,42	0,97	18	18,4	26		50
EN-GJMW-450-7									
A45BM24	RT	61	0	0,47	6	7,9	29		40
A45BM25	RT	55	0,01	0,47	8	7,1	26		36
A45BM26	RT	67	0,01	0,47	10	8,8	32		44
A45BM27	-40°C	45	0,06	0,51		11,1	22		29
A45BM29	-40°C	49	0,01	0,46		6,5	24		31
EN-GJMW-450-7									
B45BM20	RT	62	0,03	0,6	8	8,2	26		54
B45BM21	RT	39	0,09	0,54	11	11,0	20		30
B45BM22	RT	60	0,04	0,64	8	20,0	24		54
B45BM23	-40°C								20
B45BM25	-40°C								24

Fortsetzung Tabelle A17:

Probe	T	A	B	C	J _i /SZB [kJ/m ²]	J _i /BL [kJ/m ²]	J _{0,2} [kJ/m ²]	J _C [kJ/m ²]	T ^J _{0,2-1}
C45BM20	RT	21	0,01	0,28	6	6,2	14		11
C45BM22	RT	33	0,01	0,28	10	10,2	21		18
C45BM23	-40°C							12	
C45BM24	-40°C							14	
C45BM25	-40°C							9	
EN-GJMW-550-4									
A55BM20	RT	43	0,05	0,36	15	15,1	26		10
A55BM21	RT	39	0,01	0,33	9	9,3	23		9
A55BM22	RT	44	0,01	0,33	10	10,6	26		11
A55BM23	RT	43	0,03	0,26	18	18,1	29		8
A55BM24	RT	35	0,01	0,34	8	7,9	21		9
A55BM25	-40°C	28	0,01	0,3		7,5	18		6
A55BM26	-40°C							20	
A55BM27	-40°C							21	
B55BM20	RT							32	
B55BM21	RT							23	
B55BM22	RT							24	
B55BM24	-40°C							10	
B55BM25	-40°C							11	
B55BM26	-40°C							11	

Tabelle A18: Bruchmechanische Kennwerte des CTOD-Konzeptes-Einzelwerte

Probe	T	A'	B'	C'	δ_{iSZB} [μm]	$\delta_{i/BL}$ [μm]	$\delta_{0,2}$ [μ]	δ_C [μ]	$T^{\delta}_{0,2-1}$
EN-GJMW-360-12									
A38BM21	RT	125	0,05	0,52	28	28	61		59
A38BM29	RT	128	0,01	0,48	19	17	61		59
A38BM23	-40°C							77	
A38BM24	-40°C							75	
A38BM25	-40°C							67	
EN-GJMW-400-5									
B38BM26	RT	105	0,1	0,46	37	38	60		36
B38BM27	RT	104	0,01	0,44	15	16	52		38
B38BM29	RT	70	0,11	0,72	15	15	30		33
B38BM23	-40°C	37	0,54	0,62		26	31		13
B38BM24	-40°C	47	0,01	0,27		15	31		12
B38BM25	-40°C							53	
EN-GJMW-450-7									
A40BM20	RT	101	0,04	0,6	17	15	43		35
A40BM21	RT	121	0,06	0,59	26	24	55		41
A40BM22	RT	107	0,11	0,59	31	30	54		35
A40BM23	-40°C	114	0,01	0,38		23	63		30
A40BM24	-40°C	95	0,21	0,6		38	56		29
A40BM25	-40°C	98	0,12	0,45		39	59		26
EN-GJMW-450-7									
B40BM23	RT	72	0,01	0,51	8	8	32		21
B40BM24	RT	58	0,01	0,35	13	13	34		13
B40BM28	RT							48	
B40BM20	-40°C	22	0,2	0,65		8	12		7
B40BM22	-40°C							32	
EN-GJMW-450-7									
C40BM24	RT	116	0,06	0,6	23	22	52		39
C40BM25	RT	145	0,16	0,64	46	46	75		48
C40BM26	RT	128	0,05	0,47	34	33	67		37
C40BM20	-40°C	89	0,06	0,44	27	27	49		24
C40BM23	-40°C	61	0,46	1,25	24	23	36		35
EN-GJMW-450-7									
A45BM24	RT	123	0,02	0,57	16	15	52		38
A45BM25	RT	108	0,01	0,53	12	11	47		32
A45BM26	RT	134	0,02	0,57	17	16	57		41
A45BM27	-40°C	51	0,01	0,71		2	17		18
A45BM29	-40°C	87	0,03	0,53		14	40		25
EN-GJMW-450-7									
B45BM20	RT	106	0,02	0,57	13	13	45		35
B45BM21	RT	70	0,08	0,52	20	20	36		21
B45BM22	RT	85	0,05	0,64	13	13	35		30
B45BM23	-40°C							36	
B45BM25	-40°C							49	

Fortsetzung Tabelle A18:

Probe	T	A'	B'	C'	$\delta_{i/SZB}$ [μm]	$\delta_{i/BL}$ [μm]	$\delta_{0,2}$ [μm]	δ_C [μm]	$T^{\delta}_{0,2-1}$
C45BM20	RT	36	0,01	0,26	12	12	24		7
C45BM22	RT	57	0,01	0,3	15	16	36		12
C45BM23	-40°C							24	
C45BM24	-40°C								
C45BM25	-40°C								
EN-GJMW-550-4									
A55BM20	RT	57	0,16	0,68	17	17	28		12
A55BM21	RT	50	0,18	0,65	17	17	27		10
A55BM22	RT	48	0,21	0,68	17	17	26		10
A55BM23	RT	47	0,35	0,68	23	23	31		9
A55BM24	RT	50	0,04	0,5	10	10	24		9
A55BM25	-40°C	34	0,07	0,47		10	18		6
A55BM26	-40°C							20	
A55BM27	-40°C								
B55BM20	RT							32	
B55BM21	RT							23	
B55BM22	RT							31	
B55BM24	-40°C							11	
B55BM25	-40°C							14	
B55BM26	-40°C							7	

Tabelle A 19: Physikalische und technische Rißinitiiierungswerte sowie Kerbschlagarbeit bei RT für nichtentkohlend und entkohlend geblühten Temperguß

Werkstoff	KV (20°C) [J]	SB (20°C) [mm]	J _{i/BL} [kJ/m ²]	J _{0,2} [kJ/m ²]	δ _{i/BL} [µm]	δ _{0,2} [µm]
EN-GJMW-360-12						
A1	11	0,35	10	27	24	61
B1	6	0,06	14	27	23	46
EN-GJMW-400-5						
A2	7	0,12	9	24	24	50
B2	4	0,02	9	15	20	35
C2	8	0,07	14	30	34	64
EN-GJMW-450-7						
A3	9	0,19	8	29	15	52
B3	5	0,06	10	24	16	39
C3	6	0,03	8	17	14	30
EN-GJMW-550-4						
A4	6	0,08	12	25	18	28
B4	4	0,01	-	-	-	-
EN-GJMB-						
350-10	13	0,36	22	39	47	78
450-6	12	0,26	28	42	40	57
650-2	5	0,15	11	28	9	27

Tabelle A20: Bruchmechanische Kennwerte und Parameter der zyklischen Rißwachstumskurven der Versuchs- und Vergleichswerkstoffe /13//15//53//58//70/

	R	$\Delta K_{th}(R)$ [MPa/m]	$\Delta K_{fc}(R)$ [MPa/m]	γ	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	E [GPa]	m	C [mm/LW/ MPa ^m]	d_G [µm]	f	λ [µm]
EN-GJMW-360-12												
A1	0,1	5,5	38	0,7	166	348	179	3,50	7,00E-09	28	0,66	48
	0,3	4,6	29					2,92	3,00E-08			
	0,5	3,5	21					2,44	1,00E-07			
B1	0,1	6,5	34	0,7	215	381	155	3,97	2,00E-09	66	0,71	68
	0,3	5,3	27					4,18	2,00E-09			
	0,5	4,1	19					4,08	6,00E-09			
EN-GJMW-400-5												
A2	0,1	7,5	36	0,83	238	515	173	3,59	5,00E-09	32	0,52	40
	0,3	6,0	28					4,28	1,50E-09			
	0,5	4,4	20					3,13	4,00E-08			
B2	0,1	6,2	32	0,7	294	525	173	3,56	4,00E-09	64	0,75	102
	0,3	5,1	24					3,65	6,00E-09			
	0,5	3,9	18					3,00	5,00E-08			
C2	0,1	7,0	37	0,58	222	525	172	4,47	3,00E-10	116	0,55	117
	0,3	6,2	29					3,31	1,00E-08			
	0,5	4,9	20					4,53	1,00E-09			
EN-GJMW-450-7												
A3	0,1	5,4	39	0,25	304	536	175	3,27	8,00E-09	33	0,46	38
	0,3	5,1	30					3,05	3,00E-08			
	0,5	4,6	22					3,68	8,00E-09			
B3	0,1	5,9	33	0,79	282	494	174	4,25	8,00E-10	92	0,62	90
	0,3	4,8	26					2,65	4,00E-08			
	0,5	3,6	19					3,07	3,00E-08			
C3	0,1	4,9	41	0,58	269	480	169	3,03	1,00E-08	97	0,63	114
	0,3	4,2	32					2,97	2,00E-08			
	0,5	3,4	23					3,00	3,00E-08			
EN-GJMW-550-4												
A4	0,1	4,1	45	0,36	485	714	171	2,15	1,50E-07	31	0,45	38
	0,3	3,7	35					2,62	7,00E-08			
	0,5	3,2	25					2,55	7,00E-08			
B4	0,1	5,0	32	0,85	410	584	175	3,78	2,00E-09	106	0,67	114
	0,3	3,9	25					3,00	3,00E-08			
	0,5	2,8	18					2,81	7,00E-08			
EN-GJS-400-15												
	0,1	7,5	40	0,87	264	413	176	4,50	2,20E-10	28	0,70	49
	0,3	6,2	31					4,60	3,80E-10			
	0,5	4,5	22					4,20	1,30E-09			
EN-GJS-600-3												
	0,1	6,9	34	0,71	400	677	168	4,10	1,20E-09	35	0,88	49
	0,3	6,6	27					3,90	1,30E-09			
	0,5	4,6	19					3,70	1,90E-09			
EN-GJV-300												
	0,1	7,0	25	1,3	240	295	126	6,70	1,10E-11	12	0,32	37
	0,3	4,6	24					7,20	2,00E-12			
	0,5	3,3	16					5,50	1,90E-10			
EN-GJMB-												
35-10	0,1	7,6	26	0,39	213	332	170	3,40	1,20E-08	9	0,54	21
	0,3	6,4	22					3,50	9,80E-09			
	0,5	6,0	15					4,00	4,00E-09			
45-6	0,1	6,6	27	0,34	312	453	170	3,40	6,80E-09	9	0,55	21
	0,3	4,9	25					3,20	1,50E-08			
	0,5	5,3	24					3,60	5,70E-09			
65-2	0,1	4,4	35	0,15	450	703	177	3,10	6,70E-09	11	0,64	24
	0,3	4,1	33					3,00	1,30E-08			
	0,5	4,1	27					3,10	1,30E-08			