

# Sicherer und wirtschaftlicher Betrieb von Eisenbahnfahrwerken



Abschlussbericht

## **Band I - Hauptteil**

Das diesem Bericht zugrundeliegende Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Technologie unter den Förderkennzeichen 19 P 4021 A bis F gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei den Autoren.

# **Sicherer und wirtschaftlicher Betrieb von Eisenbahnfahrwerken**

Abschlussbericht

## **Band I - Hauptteil**

TU Clausthal

Institut für Maschinelle Anlagentechnik und Betriebsfestigkeit (IMAB)

Abteilung Systemverhalten und Betriebsfestigkeit

Leibnizstraße 32

38678 Clausthal-Zellerfeld

und

Fraunhofer-Institut für Werkstoffmechanik IWM

Wöhlerstr. 11

79108 Freiburg

Autoren:

Dipl.-Ing. K. Lütkepohl (IMAB, Koordinator)

Prof. Dr.-Ing. A. Esderts (IMAB)

Dr.-Ing. M. Luke (IWM)

Dr.-Ing. I. Varfolomeev (IWM)

September 2009

Lütkepohl, K.; Esderts, A.; Luke, M.; Varfolomeev, I.

Sicherer und wirtschaftlicher Betrieb von Eisenbahnfahrwerken,

Abschlussbericht Band I

BMWi-Projekt

Clausthal, September 2009

Titelbild: Bruchfläche einer bauteilähnlichen Probe

---

Dies ist der gemeinsame Abschlussbericht folgender am Vorhaben beteiligter Stellen (genannt sind die fachlichen Stellen der jeweiligen Partner):

Stelle (mit Ansprechpartner)	Förderkennzeichen
Deutsche Bahn AG Herr Dr. Sven Jenne Weserglaxis 2 32423 Minden	19 P 4021 A
TU Clausthal Institut für Maschinelle Anlagentechnik und Betriebsfestigkeit (IMAB), federführend Herr Prof. Dr.-Ing. Alfons Esderts Leibnizstraße 32 38678 Clausthal-Zellerfeld	19 P 4021 B
Fraunhofer-Institut für Werkstoffmechanik IWM Herr Dr. Michael Luke Wöhlerstr. 11 79108 Freiburg	19 P 4021 C
Bochumer Verein Verkehrstechnik GmbH Herr Franz Murawa Alleestraße 70 44793 Bochum	19 P 4021 D
Gutehoffnungshütte Radsatz GmbH Herr Thomas Gerlach Gartenstraße 40 46145 Oberhausen	19 P 4021 E
Radsatzfabrik Ilsenburg GmbH Herr Matthias Schwartze Schmiedestraße 16/17 38871 Ilsenburg	19 P 4021 F

Das Vorhaben wurde durch die Siemens Transportation Systems GmbH & Co KG und die Bombardier Transportation GmbH finanziell unterstützt.



# Inhaltsverzeichnis

## Band I - Hauptteil

<b>Vorwort</b> .....	<b>VIII</b>
<b>Formelzeichen</b> .....	<b>IX</b>
<b>Abkürzungen</b> .....	<b>XI</b>
<b>1 Einleitung und Aufgabenstellung</b> .....	<b>1</b>
<b>2 Zusammenfassung</b> .....	<b>5</b>
<b>3 Stand von Wissenschaft und Technik</b> .....	<b>11</b>
3.1 Bruchmechanische Bewertung von Radsatzwellen.....	11
3.2 Übersicht zu aktuellen Arbeiten.....	12
<b>4 Betriebsmessung zur Lastannahme</b> .....	<b>17</b>
4.1 Durchführung der Betriebsmessung.....	18
4.2 Dokumentation der Beanspruchungskollektive.....	18
4.3 Ableitung charakteristischer Beanspruchungen für die bruchmechanischen Versuche .....	20
<b>5 Zulässige Spannungen in Presssitzen</b> .....	<b>27</b>
5.1 Zulässige Spannung nach EN-Norm .....	27
5.2 Experimentelle Ermittlung der Schwingfestigkeit .....	28
5.2.1 Versuchsdurchführung.....	28
5.2.2 Versuchsergebnisse für Vollwellen .....	29
5.2.3 Versuchsergebnisse für Hohlwellen.....	31
5.3 Bewertung der Ergebnisse.....	31
<b>6 Werkstoffzustand</b> .....	<b>35</b>
6.1 Mechanisch-technologische Kennwerte.....	35
6.1.1 Zugversuche.....	35
6.2 Gefüge- und Mikrostrukturuntersuchungen .....	40
6.3 Bruchmechanische Kennwerte .....	41
6.3.1 Rissfortschrittsverhalten unter einstufiger Belastung an M(T)-Proben .....	41
6.4 Untersuchung von Einflussgrößen auf das Rissfortschrittsverhalten in Standardproben .....	48
6.4.1 Prüffrequenz.....	48
6.4.2 Chargeneinfluss .....	49
6.4.3 Einfluss der Probengeometrie .....	51
6.5 Einfluss mehrstufiger Belastungen auf das Rissfortschrittsverhalten.....	53
6.5.1 Einfluss einzelner Überlasten.....	53
6.5.2 Rissfortschrittsverhalten bei zweistufiger Blockbelastung .....	55
6.5.3 Rissfortschrittsverhalten bei mehrstufiger Blockbelastung .....	58
<b>7 Bruchmechanische Beanspruchung</b> .....	<b>65</b>
7.1 Bruchmechanische Beanspruchungsparameter .....	65
7.2 Bruchmechanische Bewertungskonzepte .....	66
7.3 Bauteil- und Rissmodell.....	70
7.4 Berechnungsmethoden und Lösungen für Spannungsintensitätsfaktoren .....	72
7.4.1 Lösungsansätze aus der Literatur .....	72
7.5 Neue Spannungsintensitätsfaktorlösung für Risse in Radsatzwellen .....	79
7.5.1 Methode der polynomischen Einflussfunktionen.....	79

7.5.2	Finite-Elemente-Modelle .....	80
7.5.3	Ergebnisse und Vergleich mit Literaturdaten .....	81
<b>8</b>	<b>Rissfortschrittsverhalten in bauteilähnlichen Proben .....</b>	<b>87</b>
8.1	Rissfortschrittsmessung im Versuch .....	87
8.1.1	Bestimmung der Risstiefe mit Ultraschall .....	87
8.1.2	Bestimmung der Rissform mittels Lastmarken .....	90
8.1.3	Möglichkeiten und Grenzen des SAFT-Verfahren .....	91
8.2	Prüfeinrichtungen und Probengeometrie .....	93
8.3	Ermittlung des Rissfortschrittsverhaltens von bauteilähnlichen Proben .....	95
8.4	Versuche an bauteilähnlichen Proben .....	97
8.5	Bewertung des Rissfortschrittverhaltens von bauteilähnlichen Proben .....	105
<b>9</b>	<b>Validierung des Berechnungsmodells .....</b>	<b>107</b>
9.1	Versuche an bauteilähnlichen Proben .....	107
9.2	Zusammenfassung der Berechnungsergebnisse .....	114
<b>10</b>	<b>Zerstörungsfreie Prüfmethode von Radsatzwellen .....</b>	<b>117</b>
10.1	Realisierte Prüfmethode allgemein .....	117
10.2	Entdeckungswahrscheinlichkeit von Rissen .....	118
10.3	Praxisbeispiele zur Zerstörungsfreien Prüfung bei der DB AG .....	121
10.3.1	Magnetpulverprüfung .....	121
10.3.2	Ultraschallprüfung .....	123
10.4	Zusammenfassung .....	127
<b>11</b>	<b>Bewertung von Rissfortschrittsberechnungen .....</b>	<b>129</b>
11.1	Analyse und Bewertung der Einflussgrößen für die Berechnung von Inspektionsintervallen .....	130
11.1.1	Form und Lage des rechnerischen Ausgangsdefektes .....	130
11.1.2	Beladungszustand .....	137
11.1.3	Art der Biegung .....	140
11.2	Ableitung des Inspektionsintervalls .....	142
<b>12</b>	<b>Berechnungsprogramm und –beispiele .....</b>	<b>147</b>
12.1	Berechnungsprogramm ERWIN .....	147
12.1.1	Allgemeines .....	147
12.1.2	Anwendungsbereiche von ERWIN, Einschränkungen .....	148
12.1.3	Programmbeschreibung .....	149
12.1.4	Dateiformate .....	154
12.2	Berechnungsbeispiele .....	159
12.2.1	Allgemeines .....	159
12.2.2	Beispiel: Rissfortschrittsberechnung sowie FAD-Bewertung für den zylindrischen Schaft der Referenzradsatzwelle .....	160
12.2.3	Berechnung von Inspektionsintervallen für Risse im Korbbogen der Referenzradsatzwelle .....	162
12.2.4	Tabellen von polynomischen Einflussfunktionen .....	165
<b>13</b>	<b>Ausblick .....</b>	<b>175</b>
	<b>Literatur .....</b>	<b>177</b>
	<b>Anhang A .....</b>	<b>185</b>
	<b>Anhang B .....</b>	<b>197</b>

## Vorwort

Eisenbahnverkehrsunternehmen sind gesetzlich verpflichtet, einen sicheren Betrieb zu gewährleisten. Um dies zu realisieren, werden insbesondere sicherheitsrelevante Komponenten wie z.B. Radsatzwellen regelmäßig inspiziert. Hierbei erfolgt die Festlegung der Inspektionsintervalle nach einem bewährten Konzept unter Berücksichtigung von Betriebserfahrungen. Eine rechnerische Abschätzung solcher Inspektionsintervalle auf der Grundlage bruchmechanischer Methoden ist bisher in der Praxis nicht eingeführt, da für Radsatzwellen weder ein standardisiertes Verfahren zur rechnerischen Abschätzung existiert, noch gesicherte Erkenntnisse über das Werkstoff- und Bauteilverhalten unter eisenbahnspezifischen Randbedingungen vorliegen. Das vorliegende Forschungsvorhaben soll diese Wissenslücke schließen bzw. verringern und somit eine Grundlage für die rechnerische Bestimmung von Inspektionsintervallen an sicherheitsrelevanten Bauteilen darstellen.

Die Initiative zu diesem Forschungsvorhaben ging von dem Arbeitskreis zum Forschungsvorhaben „Sichere und wirtschaftliche Auslegung von Eisenbahnfahrwerken“ aus. Hierfür sei stellvertretend Herrn Dr. Köhler, Herrn Dr. Fuser, Herrn Dr. Traupe und Herrn Prof. Zenner herzlich gedankt.

Der begleitende Arbeitskreis dieses Forschungsvorhabens setzte sich aus Mitarbeitern der Unternehmen Deutsche Bahn AG, Siemens AG, Bombardier Transportation GmbH, Gutehoffnungshütte Radsatz GmbH, Bochumer Verein Verkehrstechnik GmbH und Radsatzfabrik Ilsenburg GmbH zusammen. Weiterhin leistete das Unternehmen Voith neben einem finanziellen Zuschuss für zusätzliche Versuche auch einen personellen Beitrag. Neben dem Institut für Maschinelle Anlagentechnik und Betriebsfestigkeit IMAB der TU Clausthal, leistete das Fraunhofer Institut für Werkstoffmechanik IWM einen erheblichen Anteil an der wissenschaftlichen Arbeit. Die Zwischenergebnisse wurden in diversen Arbeitskreis- und Arbeitsgruppenbesprechungen regelmäßig präsentiert und diskutiert. Zusätzlich fand eine Diskussion sowohl mit Wissenschaftlern als auch mit Anwendern aus der Industrie auf Tagungen oder über Veröffentlichungen statt.

An dieser Stelle sei besonders dem Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie für die Förderung des Forschungsvorhabens gedankt. Ein weiterer Dank geht an den TÜV Rheinland Consulting GmbH, der als Projektträger sowohl mit fachlichem als auch mit administrativem Rat zum Gelingen des Vorhabens beigetragen hat.

Die Autoren des Abschlussberichts bedanken sich bei allen beteiligten Kollegen für die fachliche Unterstützung und die wertvollen Diskussionen, ohne die ein Erreichen der Ziele nicht möglich gewesen wäre.

## Formelzeichen

Symbol	Einheit	Erläuterung
$a$	mm	Risstiefe bei Oberflächenrissen in Wellen bzw. in bauteilähnlichen Proben halbe Risslänge bei Durchrissen in Standardproben vom Typ M(T)
$c$	mm	halbe Länge einer Ellipse aus der Approximation der Rissfront
$c_R$	mm	Schallgeschwindigkeit der Rayleigh-Welle
$d$	mm	Durchmesser der Längsbohrung bei Hohlwellen
$da/dN$	mm/LZ; mm/LW	Rissfortschrittsrate
$f_{mn}$	-	polynomische Einflussfunktionen
$m$	-	Exponent in Rissfortschrittsgleichung nach Paris-Erdogan
$r$	mm	Kerbradius, Radius (verallgemeinert)
$r_p$	mm	Ausdehnung der plastischen Zone
$s$	mm	halbe Risslänge an der Wellenoberfläche
$t$	mm	Probendicke für Standardproben vom Typ M(T) bzw. Wanddicke einer Hohlwelle
$t$	s	Zeit
$x, y, z$		auf die Rissebene bezogene kartesische Koordinaten
$A_5$	%	Bruchdehnung
$C$	mm/LZ(MPa $\sqrt{m}$ ) <sup>-m</sup>	Konstante in Rissfortschrittsgleichung nach Paris-Erdogan
$D$	mm	Außendurchmesser im Bewertungsquerschnitt
$D_{mn}$	MPa	Koeffizienten der polynomischen Funktion bei der Spannungsanpassung in der Rissebene
$E$	MPa	Elastizitätsmodul
$E'$	MPa	Elastizitätsmodul (verallgemeinert) = $E$ für ESZ = $E / (1 - \nu^2)$ für EDZ
$F$	-	Geometriefunktion für SIF
$F$	N	Kraft
$F_b, F_{b1}, F_m$	-	Geometriefunktionen für SIF bei speziellen Lastfällen
$G$	kJ/m <sup>2</sup> , N/mm	Energiefreisetzungsrate
$J$	kJ/m <sup>2</sup> , N/mm	$J$ -Integral

Symbol	Einheit	Erläuterung
$K$	MPa $\sqrt{m}$	Spannungsintensitätsfaktor (Mode I)
$K_I, K_{II}, K_{III}$	MPa $\sqrt{m}$	Spannungsintensitätsfaktoren bei Mixed-Mode-Beanspruchung
$K_c$	MPa $\sqrt{m}$	charakteristischer Wert von SIF bei zyklischer Beanspruchung
$K_t$	-	Formzahl
$K_{mat}$	MPa $\sqrt{m}$	charakteristischer Wert der Risszähigkeit
$K_r$	-	FAD-Parameter – auf die Risszähigkeit $K_{mat}$ bezogener SIF
$KV$	J	Kerbschlagarbeit
$L_r$	-	FAD-Parameter – auf die plastische Grenzlast bezogene Belastung
$N$	-	Schwingspiele (Zyklenzahl)
$R, R_\sigma$	-	Spannungsverhältnis, $R_\sigma = \sigma_{min}/\sigma_{max}$
$R$	mm	Wellenradius
$R_e$	MPa	Fließgrenze als Verallgemeinerung von $R_{eL}, R_{p0,2}$
$R_{eL}$	MPa	untere Streckgrenze
$R_K$	-	Spannungsintensitätsverhältnis, $R_K = K_{min}/K_{max}$
$R_m$	MPa	Zugfestigkeit
$R_{p0,2}$	MPa	0,2%-Dehngrenze
$S$	MPa	Nennspannung
$W$	mm	Probenbreite für Standardproben vom Typ M(T)
$Z$	%	Brucheinschnürung
$\theta$	° oder rad	Rotationswinkel der Welle
$\nu$	-	Querkontraktionszahl
$\rho$	Ns <sup>2</sup> mm <sup>-4</sup>	spezifisches Gewicht
$\sigma$	MPa	Spannung
$\sigma_b$	MPa	Biegespannung
$\sigma_m$	MPa	Membranspannung (konstant über die Wand)
$\phi$	° oder rad	Winkel zur Beschreibung der Lage an der Rissfront
$\Delta K$	MPa $\sqrt{m}$	Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors bei zyklischer Beanspruchung
$\Delta K_{eff}$	MPa $\sqrt{m}$	effektive Schwingbreite von $K$ bei zyklischer Beanspruchung
$\Delta K_{th}$	MPa $\sqrt{m}$	Schwellenwert von $\Delta K$ bei Ermüdungsrissausbreitung

Symbol	Einheit	Erläuterung
$\Delta\sigma$	MPa	Schwingbreite der Spannung bei zyklischer Beanspruchung

## Abkürzungen

Abkürzung	Erläuterung
EPBM	elastisch-plastische <b>B</b> ruch <b>m</b> echanik
ERWIN	PC-Programm zum Nachweis der Gebrauchseignung von <b>R</b> adsatz <b>w</b> ellen und zur Ermittlung von <b>I</b> nspektionsintervallen auf der Basis bruchmechanischer Konzepte
FAD	<b>F</b> ailure <b>A</b> ssessment <b>D</b> iagramm (Versagensbewertungs-Diagramm)
FE, FEM	<b>f</b> inite <b>E</b> lemente, <b>F</b> inite- <b>E</b> lemente- <b>M</b> ethode
LEBM	<b>L</b> inear- <b>e</b> lastische <b>B</b> ruch <b>m</b> echanik
LZ	<b>L</b> ast <b>z</b> yklus
LW	<b>L</b> ast <b>w</b> echsel
M(T)	<b>M</b> iddle- <b>C</b> rack <b>T</b> ension Specimen (Zugprobe mit Mittenriss)
POD	<b>P</b> robability of <b>D</b> etection
PSF	<b>p</b> artieller <b>S</b> icherheitsfaktor
RRSW	<b>R</b> eferenz <b>r</b> adsatz <b>w</b> elle
SAEFw I	BMBF-Projekt <b>S</b> ichere und wirtschaftliche <b>A</b> uslegung von <b>E</b> isenbahn <b>f</b> ahr <b>w</b> erken
SBEFw II	BMBF-Projekt <b>S</b> icherer und wirtschaftlicher <b>B</b> etrieb von <b>E</b> isenbahn <b>f</b> ahr <b>w</b> erken
SF	<b>S</b> icherheitsfaktor
SIF	<b>S</b> pannungs <b>i</b> ntensitätsfaktor
ZfP	<b>z</b> erstörung <b>f</b> reie <b>P</b> rüf <b>v</b> erfahren



---

# 1 Einleitung und Aufgabenstellung

Bisher werden Eisenbahnfahrwerke, wie z.B. Radsatzwellen anhand von historisch gewachsenen, auf Betriebserfahrung basierenden Regelwerken, /DIN EN 13103/, /DIN EN 13104/, /DIN EN 13261/ etc. erfolgreich ausgelegt.

Die Randbedingungen ändern sich zzt. jedoch sehr rasch. Dies betrifft u.a. die folgenden Aspekte:

- Entwicklung neuer Fahrzeugkonzepte,
- Änderungen der Betriebsbedingungen,
- Forderung nach Leichtbau und der
- Einsatz moderner Werkstoffe.

Das Regelwerk entspricht daher nicht mehr allen Anforderungen. Es ist nicht ausreichend transparent. In den letzten Jahren wird zunehmend eine Aussage über die Zuverlässigkeit von sicherheitsrelevanten Komponenten verlangt.

Wie neu entwickelte Regelwerke zur Bauteilbemessung (z.B. FKM-Richtlinie oder Eurocode III) ausweisen, finden auch in anderen Branchen Entwicklungen im Hinblick auf modernere Bemessungs- und Sicherheitskonzepte statt. Diese neuen Regelwerke eignen sich nur partiell für die Anwendung auf Eisenbahnfahrwerke.

Für Eisenbahnfahrwerke tun sich zwei Forschungsfelder auf:

- die Auslegung und
- der Betrieb

Mit der Auslegung von Eisenbahnfahrwerken beschäftigte sich das vom BMBF geförderte Forschungsvorhaben *Sichere und wirtschaftliche Auslegung von Eisenbahnfahrwerken* (im Folgenden als SAEFw I abgekürzt), /Trau 04a/ und /Trau 04b/. Das Vorhaben wurde von der deutschen Bahnindustrie und von der Deutschen Bahn AG initiiert und vom Institut für Maschinelle Anlagentechnik und Betriebsfestigkeit (IMAB) der TU Clausthal wissenschaftlich betreut. Das Ziel des Vorhabens war die umfassende Ermittlung der Bauteilfestigkeiten von mit aktuell verwendeten Werkstoffen ausgeführten Radsatzwellen und die Erstellung eines Berechnungs- und Sicherheitskonzeptes, welches die Annahmen und Kennwerte transparent bleiben lässt. Das Auslegungskonzept ist exemplarisch für das Bauelement Radsatzwelle entwickelt worden und soll übertragbar sein auf andere nicht geschweißte Bauteile wie Radscheiben, Radsatzführungen, Radsatzlagergehäuse usw.

Ein Teil des Auslegungskonzeptes von SAEFw I beinhaltet auch die Bestimmung von Lastannahmen. Dazu ist eine Methodik ermittelt worden, wie die Lastannahmen aus Ergebnissen von Messfahrten abzuleiten sind, so dass sie als Eingangsgröße für das Berechnungskonzept geeignet sind.

Trotz dauerfester Bemessung von Eisenbahnfahrwerken verbleibt ein Restrisiko im Betrieb. Es kann nicht mit 100%-iger Sicherheit ausgeschlossen werden, dass rissähnliche Fehler umgebungsbedingt entstehen (z.B. durch Steinschlag oder Korrosion). Auch bei der Herstellung von Eisenbahnfahrwerken können Fehler entstehen, die trotz eines hohen Qualitätsüberwachungsstandards erst ab einer bestimmten Größe detektierbar sind. Unter Betriebsbelastung können diese Fehler wachsen. Diese wachsenden Risse müssen durch die Inspektion gefunden werden,



bevor sie eine kritische Größe erreichen. Derartige Problemstellungen werden mit den Methoden der Bruchmechanik behandelt. In Abhängigkeit von Betriebsbelastung, Bauteilgeometrie und Werkstoff müssen die Überwachungsintervalle so gewählt werden, dass ein Riss oder Fehler bis zum nächsten Überwachungszeitpunkt mit ausreichender Sicherheit nicht zu einem Versagen der Welle führen kann. Bauteile mit detektierten Rissen werden ersetzt.

Daher muss neben dem Bemessungskonzept ein Konzept für die Betriebssicherheit etabliert werden. In diesem Konzept müssen die Schwerpunkte Betriebsbelastung und Inspektionsintervalle beschrieben werden.

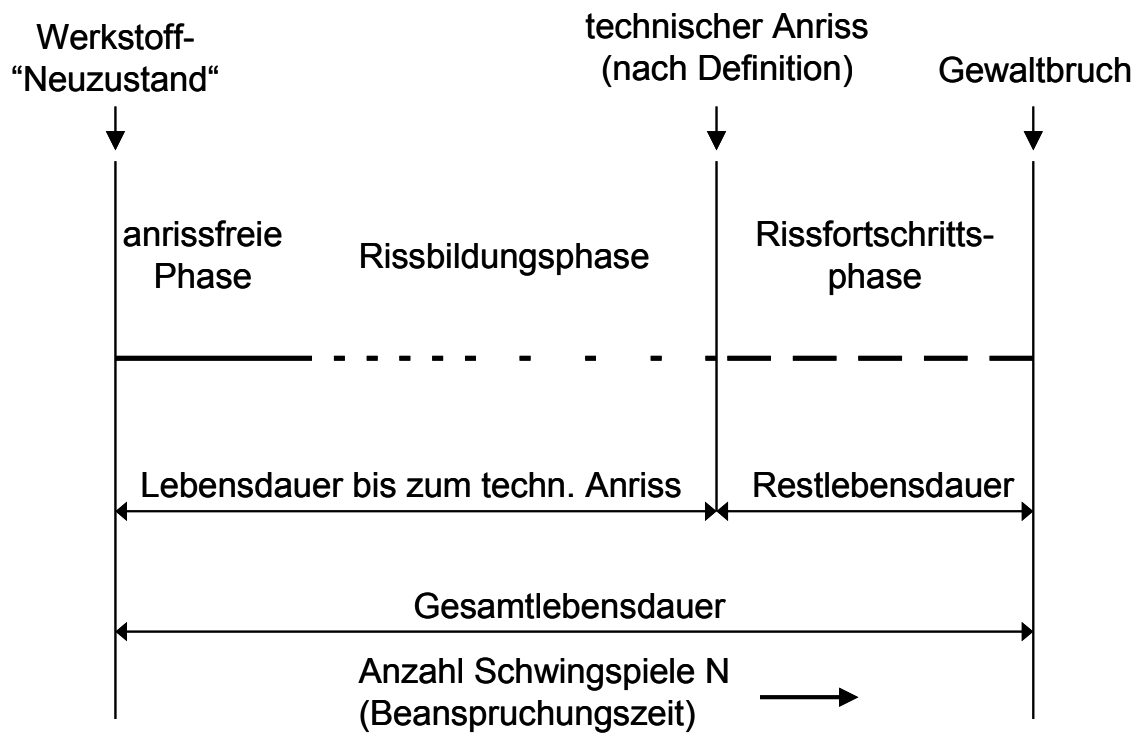
Die genaue Kenntnis der Betriebsbelastung, welche durch Messfahrten zu erreichen ist, bildet eine Grundvoraussetzung für die rechnerische Ableitung von Inspektionsintervallen.

Zur Festlegung der Inspektionsintervalle ist die Kenntnis folgender Größen Voraussetzung:

- Genauigkeit der zerstörungsfreien Prüfverfahren,
- bruchmechanische Werkstoffkennwerte,
- Methoden zur Berechnung des Rissfortschritts und deren Verifizierung.

Die Genauigkeit der zerstörungsfreien Prüfverfahren kann z.B. anhand von Literaturstellen beschrieben werden. Hierbei ist jedoch zu beachten, dass die spezifischen Einflüsse sowohl der verwendeten Messtechnik als auch die Anforderungen auf der Grundlage der üblichen Instandhaltung für die Festlegung von Eingangsgrößen für die Berechnung berücksichtigt werden müssen. Aus diesem Grund werden die Anforderungen und Möglichkeiten der zerstörungsfreien Prüfung in Zusammenarbeit mit den entsprechenden Abteilungen der Betreiber durchgeführt. Die bruchmechanischen Kennwerte für häufig verwendete Radsatzwellenwerkstoffe wie z.B. EA4T oder 34CrNiMo6+QT werden anhand von experimentellen Untersuchungen an Standardproben ermittelt. Hierbei werden auch schienenfahrzeugspezifische Einflüsse auf das Rissfortschrittsverhalten berücksichtigt. Zur Berechnung und Verifizierung der bruchmechanischen Methoden werden Versuche an bauteilähnlichen Proben im Maßstab 1:3 und 1:1 sowohl unter konstanter als auch unter variabler Belastung durchgeführt. Da im Rahmen dieser Arbeit ausschließlich das Rissfortschrittsverhalten von Radsatzwellen untersucht werden soll, wird die Ermittlung der Lebensdauer bis zum *technischen Anriss* nicht berücksichtigt. Die Bauteilgesamtlebensdauer setzt sich nach /Gude 99/ aus einer Phase vor und nach dem *technischen Anriss* zusammen, vgl. **Abbildung 1-1**. Die Mechanismen welche zur Entstehung von detektierbaren Rissen führen, sollen im Folgenden nicht näher erläutert werden, sondern es wird der Zeitraum vom Vorhandensein des Risses bis zum Gewaltbruch betrachtet. Der *technische Anriss* kann zudem nicht allgemeingültig, sondern nur für die spezielle Anwendung festgelegt werden, da dieser nicht in absoluten Werten, sondern an die Möglichkeiten der Detektion gekoppelt ist.

Im Anschluss an die Ermittlung und Verifizierung einer Vorgehensweise zur bruchmechanischen Bewertung von Radsatzwellen sollen Hinweise für die Anwendung der Erkenntnisse im Betrieb gegeben werden.



**Abbildung 1-1:** Phasen der Werkstoffermüdung, Lebensdauerphasen /Gude 99/



## 2 Zusammenfassung

Im Rahmen des vorliegenden Forschungsvorhabens wurden grundlegende Ergebnisse zur Ermittlung der Restlebensdauer von Radsatzwellen mit Hilfe bruchmechanischer Methoden erarbeitet. Diese umfassen sowohl die Analyse des Fehlerzustands, des Werkstoffzustands (hier EA4T und 34CrNiMo6+QT) und des Belastungszustands, als auch Rissfortschrittsversuche an Bauteilproben im Maßstab 1:3 und 1:1 zur Konzeptvalidierung. Für den Presssitzbereich wurde zudem der Einfluss einer Längsbohrung auf das Schwingfestigkeitsverhalten untersucht.

Die durchgeführten Betriebsmessfahrten dienen zum einen der Erweiterung öffentlich zugänglicher Belastungs- und Beanspruchungsdaten und zum anderen zur detaillierten Analyse einer Beanspruchungszeitfunktion für die bruchmechanische Bewertung. Die grundsätzliche Vorgehensweise zur Ermittlung und Bewertung von Lastkollektiven für die Bemessung von Radsatzwellen ist bereits im Forschungsvorhaben „Sichere und wirtschaftliche Auslegung von Eisenbahnfahrwerken“ (SAEFw I) /Trau 04a/ ausführlich untersucht worden und daher nicht Gegenstand der vorliegenden Untersuchung. In dem vorliegenden Projekt „Sicherer und wirtschaftliche Betrieb von Eisenbahnfahrwerken“ (SBEFw II) sind ausschließlich Kollektive für weitere Verkehrsarten nach der bekannten Vorgehensweise ermittelt worden. Vor dem Hintergrund der bruchmechanischen Untersuchungen als Grundlage für die Ermittlung von Inspektionsintervallen für Radsatzwellen sind die Beanspruchungszeitfunktionen der gemessenen Verkehre analysiert worden. Hierbei spielten neben der Häufigkeit der einzelnen Laststufen auch die für Schienenfahrzeuge typischen Lastreihenfolge eine Rolle. Anhand solcher Informationen kann das Rissfortschrittsverhalten von Radsatzwellenwerkstoffen unter den spezifischen Randbedingungen des Eisenbahnbetriebes ermittelt werden. Weiterhin ergibt die Analyse einen sinusförmigen Verlauf der Biegespannung, bei der Ein- und Ausfahrt in Bögen, aber auch bei der Weichenüberfahrt. Für die Fahrt durch Bögen lassen sich, idealisiert dargestellt, Blocklastfolgen ableiten, wobei die Höhe der Amplituden vom Bogenradius und die Häufigkeit der Amplituden von der Bogenlänge abhängig sind. Auch bei Weichenüberfahrten steigt die Beanspruchungsamplitude kontinuierlich über mehrere Schwingenspiele an und nimmt wieder ab. Die Untersuchung des Risswachstumsverhaltens der verschiedenen bauteilähnlichen Proben unter variabler Beanspruchung erfolgte daher mit einer aus den Messdaten abgeleiteten Blocklastfolge. Darüberhinaus wurden mit verschiedenen Blocklastfolgen Reihenfolgeeffekte an M(T)-Standardproben unter realistischen Bedingungen für Radsatzwellenwerkstoffe untersucht.

Im Bereich der Presssitze von Radsatzwellen sind die Beanspruchbarkeit und somit auch die zulässigen Nennspannungen für Voll- und Hohlwellen verschieden. Für die Hohlwelle ist eine Abminderung der zulässigen Nennspannung nach /DIN EN 13103/ bzw. /DIN EN 13104/ vorgesehen. In SAEFw I, /Trau 04a/, sind umfangreiche experimentelle Untersuchungen sowohl im Bereich der freien Oberfläche als auch des Presssitzes für die Werkstoffe EA1N, EA4T, A5T und 34CrNiMo6+QT durchgeführt worden. In SBEFw I wurde im Rahmen ergänzender Untersuchungen für den Werkstoff EA4T exemplarisch der Einfluss einer Längsbohrung auf die ertragbare Spannungsamplitude bestimmt. Hierzu sind zunächst fünf, als Vollwelle ausge-

fürte Prüfkörper untersucht worden, da die aktuellen Proben aus einer, zu den bekannten Ergebnissen verschiedenen Charge gehören. Durch diesen Chargenabgleich konnte sichergestellt werden, dass alle identifizierten Unterschiede der Versuchsreihe „Hohlwelle“ auf den Einfluss der Längsbohrung zurückgeführt werden können. Die fünf untersuchten Vollwellen ergeben ähnliche ertragbare Spannungen wie in /Trau 04a/ ermittelt. Die geprüften Hohlwellen erreichten, im Vergleich zur Vollwelle, eine geringere Beanspruchbarkeit, so dass hier festgestellt werden kann, dass diese Längsbohrung eine Verminderung der ertragbaren Spannungsamplitude verursacht, wobei die Anforderungen der Norm eingehalten worden sind. Auf Grund des geringen Probenumfangs werden weiterführende Untersuchungen auch mit weiteren Durchmesserhältnissen empfohlen.

Die in SAEFw I durchgeführte Werkstoffcharakterisierung wurde durch einzelne mechanisch-technologische Untersuchungen sowie Gefügeuntersuchungen ergänzt. Die untersuchten Radsatzwerkstoffe EA4T und 34CrNiMo6+QT wiesen dabei keine Auffälligkeiten auf.

Anhand von M(T)-Proben, Zug-/Druckproben mit Mittenanriss, wurden für die Radsatzwellenwerkstoffe EA4T und 34CrNiMo6+QT Rissfortschrittskurven für die Spannungsverhältnisse  $R = -1$  und  $R = 0.1$ , unter Berücksichtigung der in /ASTM E647/ definierten Versuchsanforderungen, experimentell bestimmt. Die Plausibilität der ermittelten Rissfortschrittsdaten wurde durch vergleichende Analysen unter Einbeziehung der Einflussgrößen Prüffrequenz, Werkstoffcharge und Probengeometrie punktuell überprüft.

Da eine analytische Kurvenanpassung der Versuchspunkte, insbesondere im schwellenwertnahen Bereich, mit gewissen Fehlern verbunden ist, wird in anschließenden Berechnungsbeispielen des Rissfortschritts von Radsatzwellen sowie Versuchsauswertungen eine multilineare Approximation der Rissfortschrittskurven verwendet, die die experimentell ermittelten Daten konservativ beschreibt.

Rissfortschrittsuntersuchungen an M(T)-Proben mit einzelnen Überlasten sowie unter zwei- bzw. mehrstufigen Belastungen zeigen, dass das Risswachstum von den gewählten Belastungshöhen und -folgen beeinflusst wird. In für die Berechnung des Rissfortschritts für Radsatzwellen relevanten Beanspruchungsbereichen wurden keine rissbeschleunigenden Effekte festgestellt. Es wird empfohlen den Einfluss von Lastreihenfolgeeffekten weiter zu analysieren und bei der Festlegung und Interpretation von Validierungsversuchen zu berücksichtigen.

Zur rechnerischen Beschreibung der Ermüdungsrissausbreitung in Radsatzwellen liegen in der Literatur zahlreiche Ansätze sowie Beispiele vor. Dennoch erweisen sich diese hinsichtlich ihres Anwendungspotenzials als unzureichend bzw. erweiterungsbedürftig. So beschränken sich die meisten vorhandenen Lösungen auf Risse im zylindrischen Bereich mit einem linearen Spannungsverlauf über dem Bewertungsquerschnitt. Für Risslagen mit einem Spannungsgradient, z.B. einen Korbbogen oder eine Mulde, stehen nur Ersatzmodelle auf der Basis von Platten- bzw. Hohlzylinderlösungen zur Verfügung. Allerdings können mit deren Hilfe spezifische, für Radsatzwellen vorliegende Effekte, wie z.B. ein zwei-dimensionaler Spannungs-

gradient in dem Bewertungsquerschnitt oder die umlaufende Biegebeanspruchung, nicht erfasst werden.

Aus den genannten Gründen wurde im Rahmen des Forschungsvorhabens SBEFw II eine neue, allgemein gültige Lösung für die Spannungsintensitätsfaktoren für halb elliptische Risse in Vollwellen entwickelt, die in einem breiten, aus praktischer Sicht umfassenden Bereich der geometrischen Parameter  $a/R$  und  $a/c$  gilt. Die Lösung basiert auf der Methode der polynomischen Einflussfunktionen und erfordert eine Anpassung der Spannungen im Bewertungsquerschnitt mit 2D polynomischen Funktionen bis zum 4. Grad. Die polynomischen Einflussfunktionen wurden mit der Finite-Elemente-Methode insgesamt für 50 Basislastfälle ermittelt und in parametrisierter Form für den Risssscheitel sowie den Oberflächenpunkt der Rissfront dokumentiert. Durch die Einbeziehung von, im Bezug auf die Rissymmetrielinie, sowohl geraden als auch ungeraden Basisfunktionen lassen sich mit der entwickelten Lösung verschiedene Lastfälle, einschließlich der Umlaufbiegung betrachten.

Das Rissfortschrittsverhalten von bauteilähnlichen Proben ist auf der Basis von bruchmechanischen Kennwerten aus Versuchen an Standardproben analysiert worden. Die Bauteilversuchsergebnisse weisen eine deutlich größere Streuung als die Standardproben auf. Ein wesentliches Problem bei der Durchführung von Bauteilversuchen ist die zeitintensive Prüfung, um das Rissfortschrittsverhalten in der Nähe der bruchmechanischen Dauerfestigkeit quantitativ zu charakterisieren. Neben der versuchsbedingten Streuung ist die eindeutige Bestimmung der Rissgrößenparameter  $a$  und  $c$  nicht immer bzw. nur eingeschränkt möglich, wodurch Unsicherheiten bei der Beschreibung der Rissspitzenbeanspruchung entstehen. Neben der Streuung spielen weitere Randbedingungen wie z.B. der Einfluss von Spannungen aus dem Presssitz eine Rolle, die zu Unsicherheiten in der Ermittlung des Spannungszustandes führen können. Aus diesen Gründen wurden die Ergebnisse von M(T)-Proben für die rechnerische Ermittlung der Restlebensdauer der bauteilähnlichen Proben verwendet.

Die Nachrechnung der experimentellen Ergebnisse des Rissfortschrittverhaltens bei der Beanspruchung mit veränderlichen Amplituden zeigt in allen hier untersuchten Varianten eine deutliche Unterschätzung der Restlebensdauer durch die Berechnung. Zur Berechnung sind die Lastdaten in Form eines Kollektivs eingegeben worden, d.h. eine Nachrechnung der tatsächlichen Reihenfolge der einzelnen Amplituden im Versuch ist nicht erfolgt, da ein solches Vorgehen in keiner Weise praxisgerecht ist.

Einflussgrößen wie z.B. die Größe der hier untersuchten Bauteilproben (1:3 oder 1:1) oder die Beanspruchungsart (ebene Biegung gegenüber Umlaufbiegung) sind in den vorliegenden Untersuchungen als weniger relevant für die Durchführung weiterer Untersuchungen eingestuft worden. Allerdings konnte für diese Einschätzung der Einfluss von Pressspannungen nicht berücksichtigt werden, da diese für die geprüften Proben im Maßstab 1:3 nicht vorlagen. Hier stellt sich grundsätzlich die Frage, in wie weit die Abbildung der realen Bedingungen im Pressverband und deren Auswirkungen auf den Spannungszustand im Korbbogen bei einer skalierten Probe möglich ist. Vor diesem Hintergrund ist auch die bruchmechanische Dauerfes-

tigkeit, die einen erheblichen Einfluss auf die berechnete Restlebensdauer hat, zu betrachten. Dieser Kennwert sowie die gesamte Rissfortschrittskurve sind unter anderem abhängig vom Spannungsverhältnis, welches sich bei der Berücksichtigung der Pressspannungen im Korbbo-gen ändert. Zudem sind die Fertigungstoleranzen als eine mögliche Ursache für unterschiedliche Versuchsergebnisse erkannt worden und sollten daher in künftigen Untersuchungen berücksichtigt werden.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass die Nachrechnung der Restlebensdauer von bauteilähnlichen Geometrien bei bekannter Anfangsrissgeometrie und bekanntem Lastkollektiv zu einer deutlichen Unterschätzung führt, sofern als bruchmechanische Eingangsparameter die Rissfortschrittskurven oder Kennwerte aus den Versuchen an M(T)-Proben verwendet werden. Die hier ermittelte *Paris*-Gerade kann als obere Grenze für die durchgeführten Bauteilversuche angesehen werden, wobei derzeit keine ausreichend abgesicherte Aussage über das Maß der rechnerischen Unterschätzung der experimentell ermittelten Restlebensdauer getroffen und das bestehende Potential an Restlebensdauer daher auch nicht genutzt werden kann.

Die Bewertung der einzelnen zerstörungsfreien Prüfverfahren zeigt, dass keine Prüfmethode existiert, die allen Anforderungen gleichzeitig gerecht wird. Für die speziellen Prüfaufgaben werden meist verschiedene Verfahren angewendet. Die Magnetpulverprüfung bietet hinsichtlich der Nachweisgrenze für Oberflächenfehler, im Bezug auf zu berechnende Inspektionsintervalle, ein großes Potential, ist jedoch im Betrieb auf Grund der aufwändigen Vor- und Nachbereitung der Wellen, unter praktischen Gesichtspunkten nicht in kurzen Intervallen anwendbar. Die Ultraschallprüfung an einer Welle mit Längsbohrung ermöglicht die exakte Anpassung der Prüfparameter an jeden Bereich der Welle, d.h. die geometrischen Verhältnisse können gut berücksichtigt werden. Ein weiterer Vorteil dieser Prüfmethode ist die Tatsache, dass die Welle nicht aufwändig von Lack und Anbauteilen befreit werden muss und so eine Prüfung auch im eingebauten Zustand möglich ist. Die Prüfung mit Gruppenstrahltechnik ermöglicht für Radsatzwellen, die als Vollwelle ausgeführt sind, eine Erfassung aller Bereiche der Welle. Hierzu ist allerdings in Teilbereichen der Farbanstrich zu entfernen um die erforderlichen Ankoppelbedingungen zu realisieren. Grundsätzlich wird derzeit beim Einsatz automatisierter US-Prüfanlagen von einer sicheren Detektierbarkeit von Rissen mit einer Tiefe  $a$  ab 2 mm ausgegangen. Einheitliche Angaben zur Detektierbarkeit der Mindestrisslänge  $2c$  sind derzeit nicht verfügbar. Beide Größen beeinflussen die mit bruchmechanischen Methoden ermittelte Restlebensdauer in signifikanter Weise.

Die im Forschungsvorhaben SBEFw II beschriebenen Bewertungsmethoden sowie die ermittelten Kennwerte ermöglichen prinzipiell eine rechnerische Vorhersage des Ermüdungsrissfortschritts in Radsatzwellen. Das Ergebnis einer solchen Berechnungsaufgabe ist eine Rissfortschrittskurve, die die Entwicklung einer charakteristischen Rissgröße, z.B. der Risstiefe  $a$  in mm, in Abhängigkeit von der Lastwechselzahl oder der Fahrstrecke in km darstellt und eine Aussage über die Bauteilrestlebensdauer ermöglicht. Dabei hängt die berechnete Restlebensdauer von mehreren Einflussfaktoren, wie z.B. der Anfangsrissgeometrie, dem Beladungszustand und der Form des Lastkollektivs ab. Des Weiteren werden die Berechnungsergebnisse

durch die Interpretation der aus genormten Versuchen ermittelten Werkstoffkennwerte sowie eine eventuell vorliegende Presspassung in der Nähe des Bewertungsquerschnitts beeinflusst. Die meisten für eine bruchmechanische Bewertung von Radsatzwellen erforderlichen Eingangsgrößen unterliegen einer Streuung bzw. deren Ermittlung ist mit Unsicherheiten verbunden. Dies ist bei der Überführung von Ergebnissen der Rissfortschrittsberechnungen in bruchmechanisch begründete Inspektionsintervalle zu berücksichtigen. Als geeignete und in mehreren Regelwerken anerkannte Vorgehensweisen sind die Anwendungen von pauschalen Sicherheitsfaktoren, Sensitivitätsanalysen, partiellen Sicherheitsfaktoren sowie probabilistischen bruchmechanischen Konzepten zu nennen. Insbesondere im Rahmen einer probabilistischen bruchmechanischen Bewertung können alle vorhandenen Unsicherheiten bzw. Streuungen von Eingabedaten in einem geschlossenen Konzept erfasst und bewertet werden. In einem solchen Konzept wird unterstellt, dass eine 100%-ige Sicherheit des Bauteils gegen Versagen aus technischer Sicht nicht realisierbar ist, so dass das Inspektionsintervall durch den Vergleich der Verteilungsfunktion für die berechnete Restlebensdauer mit einem akzeptablen Ausfallrisiko festgelegt werden kann. Da allerdings nach dem aktuellen Kenntnisstand keine ausreichende Basis für eine umfassende statistische Beschreibung der meisten Eingabegrößen vorliegt, ist die Einführung des probabilistischen Konzeptes für im Betrieb befindliche Radsatzwellen nicht ohne Weiteres möglich und sollte als Gegenstand künftiger Forschungsaktivitäten angesehen werden.

Im Rahmen des Forschungsvorhabens SBEFw II und basierend auf der in Kapitel 7 beschriebenen neuen Lösung für die Spannungsintensitätsfaktoren wurde das Programm ERWIN zur Berechnung des Ermüdungsrissfortschritts in Radsatzwellen entwickelt. Mit diesem Programm können verschiedene, für Radsatzwellen spezifische Effekte (Umlaufbiegung, 2D Spannungsverläufe im Bewertungsquerschnitt, Einfluss von Pressspannungen) berücksichtigt werden. Die sorgfältige Vorbereitung aller Eingabedaten seitens des Anwenders, einschließlich der Werkstoffkennwerte, der Ermittlung des Spannungszustandes im Bewertungsquerschnitt und der sinnvollen Festlegung des Anfangsrisspostulats, ist eine wichtige Voraussetzung für die Anwendung des Programms sowie eine sachgerechte Interpretation der Berechnungsergebnisse.

An zwei Beispielen wird die Anwendung der bruchmechanischen Bewertungsmethoden auf das Bauteil Radsatzwelle dargestellt. Dabei handelt es sich zum einen um die Bewertung des Schaftbereiches. Das Beispiel demonstriert den Einfluss der Anfangsrissgeometrie auf die Restlebensdauer der Welle sowie die Anwendung des FAD-Konzeptes zum bruchmechanischen Festigkeitsnachweis unter statischer, einmalig wirkender maximaler Beanspruchung. Darüber hinaus wird für die Risslage im Korbbogen u.a. der Einfluss von Eigenspannungen aus einer Pressverbindung auf das Rissfortschrittsverhalten und damit verbundene, noch offene Schwerpunkte aufgezeigt. Damit wird die Bedeutung einer umfassenden Werkstoffcharakterisierung im schwellenwertnahen Bereich bei variablen Spannungsintensitätsverhältnissen untermauert.

Bei deterministischer Betrachtungsweise müssen die Eingabewerte so gewählt werden, dass sie in ihrer Kombination die Betriebssituation realistisch beschreiben. Die Verknüpfung von stets absolut konservativ gewählten Eingabewerten kann zu kurzen, mit der Praxiserfahrung und



wirtschaftlichen Randbedingungen nicht zu vereinbarenden Inspektionsintervallen führen. Andererseits ist eine Berechnung des Rissfortschrittverhaltens z.B. auf Basis von Mittelwerten nur dann akzeptabel, wenn sie mit einer Risikoabschätzung verbunden wird. Dies stellt im Grunde genommen bereits eine Annäherung an eine probabilistische Betrachtungsweise dar, bei der u.a. die Datenstreuung erfasst sowie die entsprechenden Verteilungsfunktionen der Eingabewerte berücksichtigt werden. Liegen diese Informationen, wie im Fall der Radsatzwelle nicht vor, bleibt nur der deterministische Weg. Um bei der Komplexität der experimentellen und rechnerischen Analysen insbesondere die Einflussgrößen bzw. Effekte

- Übertragbarkeit des an Standardproben ermittelten Rissfortschrittverhaltens auf reale Bauteile,
- Spannungen infolge von Pressverbindungen,
- Art der Biegebeanspruchung,
- Rissfortschrittverhalten in bauteilähnlichen Proben im schwellenwertnahen Bereich

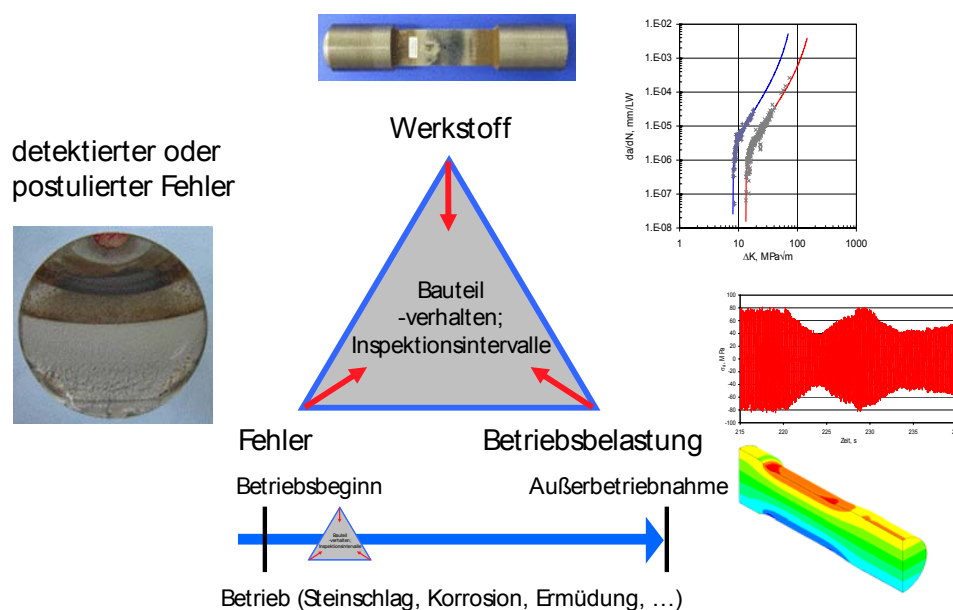
erkennen bzw. Unschärfen vermeiden zu können, wird die Validierung des angewandten Bewertungskonzeptes durch die Nachrechnung geeigneter Full-Scale-Versuche bzw. bauteilähnlicher Probenversuche derzeit noch als unverzichtbar angesehen.

### 3 Stand von Wissenschaft und Technik

#### 3.1 Bruchmechanische Bewertung von Radsatzwellen

Die Konzepte der Bruchmechanik erlauben grundsätzlich Sicherheits- und Instandhaltungsfragen infolge des möglichen Auftretens und Wachstums von Rissen in Bauteilen schon bei der Auslegung und Fertigung, aber auch bei der Bewertung von Betriebssituationen zu beantworten. Durch den Vergleich von einem für das möglicherweise nicht fehlerfreie Bauteil berechenbaren Rissantrieb mit dem experimentell für den eingesetzten Werkstoff ermittelten Risswiderstand können Aussagen zur Risserweiterung und ggf. Restlebensdauer unter den Betriebsbedingungen gemacht werden. Quantitative Aussagen sind möglich, wenn die drei Einflussgrößen Beanspruchung, Fehlerzustand und Werkstoffzustand bei quasistatischer, stoßartiger bis schwingender Belastung bekannt sind /FKM 09/, /API 579/, /ASME 04/, /BS 7910/, /Dill 04/, /DVS 2401/, /FITNET 08/, /Hobb 04/, /IIW 90/, /R6 98/, /Schw 98/, /SINTAP 99/, /WES 2805/.

Im deutschen Sprachraum bietet das System der FKM-Richtlinien einen zur Standardauslegung (statischer und Ermüdungs-Festigkeitsnachweis für fehlerfreie Bauteile /FKM 03/) zusätzlichen Sicherheitsnachweis bei vorliegenden oder in einem Inspektionsintervall schlimmstenfalls zu unterstellenden Fehlern an. Die FKM-Richtlinie „Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile“ /FKM 09/ ermöglicht eine Sicherheitsbewertung von Maschinenbauteilen hinsichtlich Rissinitiierung und Bruch, sowie Ermüdungsrissenerweiterung und bruchmechanischer Dauerfestigkeit (Nichtausbreitung vorhandener Fehler) und liefert eine Zulässigkeitsbewertung hinsichtlich Fehlergröße, Beanspruchungshöhe, Betriebslastenkollektiv und Risszähigkeit. Grundsätzlich ist diese Methodik auf die Bewertung von Radsatzwellen und die Ermittlung von fahrzeug- und einsatzspezifischen Inspektionsintervallen übertragbar, siehe **Abbildung 3-1**.



**Abbildung 3-1:** Bestandteile der bruchmechanischen Fehlerbewertung für Radsatzwellen

Es müssen jedoch spezifische, im Betrieb von Radsatzwellen auftretende Merkmale berücksichtigt werden. Darüber hinaus müssen die Ermittlung der spezifischen Eingabeparameter sowie die Entwicklung und Validierung der spezifischen Berechnungsalgorithmen so erfolgen, dass übermäßige Konservativitäten vermieden werden und eine sichere und wirtschaftlich vertretbare Verfügbarkeit der Fahrzeuge nachgewiesen werden kann. Wesentliche Schritte für eine realitätsnahe Beschreibung der Rissausbreitung in Radsatzwellen sind:

- **Erfassen des Fehlerzustands (Anfangsriss-Postulat)**  
Form, Größe, Lage und Orientierung der zu bewertenden Fehler werden aus Befunden des Betriebs abgeleitet bzw. aus ZfP-Daten und -Bedingungen abgeschätzt.
- **Bruchmechanische Werkstoffcharakterisierung**  
Das Rissfortschrittsverhalten (vom bruchmechanischen Schwellenwert/Threshold bis zum Bruch) wird unter Berücksichtigung der für die Radsatzwelle relevanten Fertigungs- und Einsatzbedingungen (Werkstoffe mit entsprechenden Gefüge- und Wärmebehandlungszuständen, variable Spannungsverhältnisse, Umgebungstemperaturen, etc.) ermittelt.
- **Berechnung des Spannungszustands**  
Wesentliche Merkmale der Beanspruchung im Bewertungsquerschnitt der Radsatzwelle (Orientierung, Höhe, Verteilung, Reihenfolge sowie statisch bzw. dynamisch wirksame Anteile) aus Fertigung, Montage und Betrieb werden berücksichtigt.
- **Berechnung der bruchmechanischen Beanspruchungsparameter**  
Ableitung und Validierung von bruchmechanischen Berechnungsmodellen und -algorithmen.
- **Durchführung der Rissfortschrittsberechnungen**  
Integration der Rissfortschrittsgleichungen.
- **Ermittlung von Inspektionsintervallen**  
Bewertung der Rissfortschrittsberechnungen unter Berücksichtigung von Detektionswahrscheinlichkeiten und betrieblichen Bedingungen
- **Konzeptvalidierung**  
Durchführung und Nachrechnung geeigneter Full-Scale-Prüfstandsversuche und Bewertung der Prognosequalität; Parameterstudien zum Einfluss von Eingabedaten.

## 3.2 Übersicht zu aktuellen Arbeiten

Die im Folgenden zusammengefassten und diskutierten Arbeiten befassen sich mit der Berechnung des Rissfortschrittverhaltens von Radsatzwellen unter Berücksichtigung der oben aufgeführten Aspekte.

### Arbeiten von Beretta et al.

Die Arbeiten am Politecnico di Milano und bei Lucchini Sidermeccanica zur Festlegung von Inspektionsintervallen für Radsatzwellen von Schienenfahrzeugen liefern Beiträge zu allen wesentlichen Schritten einer bruchmechanischen Bewertung: Werkstoff-, Beanspruchungs- und Fehleranalyse (siehe insbesondere /WIDEM 09/).

In /Bere 04/ und /Bere 09/ werden Risswachstumskurven  $da/dN$  als Funktion der effektiven Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors  $\Delta K_{\text{eff}}$  für die Radsatzwellenwerkstoffe EA1N, EA4T und 30NiCrMoV12 beschrieben und Belastungsspektren aus Betriebsmessungen am Pendolino Czechia und einem Güterzug auf tschechischen und italienischen Strecken abgeleitet. Aus den Spannungen in den presssitznahen Bereichen der Hohlwellen – sog. T-Notch- und S-Transition-Positionen (Korbbögen) - werden für unterstellte Oberflächenrisse unter ebener und Umlaufbiegung Spannungsintensitätsfaktoren mit der Finite-Elemente-Methode (FEM) und analytisch berechnet. Die Lebensdauerberechnung erfolgt durch Integration der NASGRO-Gleichung /NASGRO 00/ für Lastblöcke mit konstanten Spannungsamplituden unter Berücksichtigung des Risschließens und experimentell ermittelten bruchmechanischen Kennwerten /Bere 09/. Der Einfluss von variablen Spannungsamplituden wird an C(T)- und SE(T)-Proben aus EA1N und EA4T stichprobenartig in Bauteilversuchen ermittelt. Die beobachteten Reihenfolgeeffekte sind werkstoffabhängig und erlauben noch keine sichere Interpretation.

Zur Ermittlung einer sicher auffindbaren Anfangsfehlergröße wurden umfangreiche Ultraschalluntersuchungen an Originalwellen mit Reibermüdungsanrissen in Presssitzen durchgeführt, die für das Lucchini BAT (Bore Axle Testing)-System /Gila 07/ POD-Kurven für unterschiedliche Risslagen und -größen lieferten. In Kombination mit den werkstoff- und belastungsspezifischen Risswachstumskurven ergeben sich „cumulative probabilities of detection“ (PCdet) von Fehlern/Rissen als Funktion der Länge der Inspektionsintervalle /Canti 07/ (z.B. nach 210.000 km PCdet = 0,99 bei automatisierter US-Prüfung). In /WIDEM 09/ wird gezeigt, wie solche Ergebnisse in einem probabilistischen Bruchmechanikkonzept benutzt werden können, um bei gegebener Streuung der Eingabedaten von Werkstoff und Belastung die Periodizität der Inspektionen so zu wählen, dass eine Versagenswahrscheinlichkeit der einzelnen Radsatzwelle geringer als ein Zielwert nachgewiesen werden kann.

Bei Kenntnis des Rissöffnungsverhaltens ist die Bewertung des Rissfortschritts auch unter Nutzung der effektiven Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors,  $\Delta K_{\text{eff}} = K_{\text{max}} - K_{\text{op}}$ , möglich. Diese Vorgehensweise erfordert eine quantitative Beschreibung des Rissschließ- bzw. Rissöffnungsverhaltens in Proben und Bauteilen durch elastisch-plastische FE-Berechnungen als Basis für eine konsistente Übertragung der Werkstoffkennwerte. Dies kann insbesondere bei variabler Amplitudenbelastung in schwellenwertnahen Bereichen zu Unsicherheiten bei der Bewertung führen.

### **Arbeiten von Zerbst et al.**

In /Zerb 05a/ und /Zerb 05b/ werden experimentelle, analytische und numerische Schadenstoleranzanalysen zum Einfluss von Werkstoffeigenschaften, Umlaufbiegung, Anfangsrissgeometrie, Presspassungen und Mixed Mode Lastanteilen auf das Wachstum von Ermüdungsrisse in Radsatzwellen vorgestellt. Dabei werden Lösungsansätze für Spannungsintensitätsfaktoren für halbelliptische Oberflächenanrisse verwendet und Rissfortschritts-/Restlebensdauerberechnungen für ein- und mehrstufige Blocklastkollektive mit /NASGRO 00/ (unter Anwendung von  $\Delta K_{\text{eff}}$  mit R-abhängigem  $K_{\text{op}}$  nach /Form 92/) durchgeführt, /Madi 08b/. Der signifikante Einfluss der Werkstoffeigenschaften Schwellenwert  $\Delta K_{\text{th}}$  und Paris-Parameter C und m, sowie

deren Streuung auf die Restlebensdauer wird beispielhaft demonstriert. Der bruchmechanische Festigkeitsnachweis von Radsatzwellen unter statischer Beanspruchung erweist sich i.d.R. als unkritisch. Wesentlich für die Rissformentwicklung und die ertragene Lastzyklenzahl sind Details der Spannungsverteilung als Folge von lokaler Wellengeometrie (Schaft, äußerer Radius, Korbbogen) und induzierten Pressspannungen (als Folge von angenommenem Übermaß, Reibkoeffizient). Nach /Zerb 09/ können sich um einen Faktor bis zu 3 kürzere Lebenszeiten bei Korbbogenanrissen, sowie verlangsamte Ausbreitung von Rissen unter dem Presssitz ergeben. Diese Ergebnisse sind von der Anfangsrissgeometrie und noch nicht hinreichend geklärten Lastfolgeeffekten abhängig. Die Fehler bei der Berechnung der Restlebensdauer unter Vernachlässigung der Umlaufbiegebelastung liegen im zweistelligen Prozentbereich, werden aber im Vergleich zu den anderen Einflussparametern als moderat eingeschätzt.

### **Arbeiten von Richard und Sander**

Im Rahmen der bruchmechanischen Ermittlung von Inspektionsintervallen für Radsatzwellen wird insbesondere über Ergebnisse zum Einfluss von Lastprogrammen mit variablen Amplituden und variierender Reihenfolge im Vergleich zu Blocklastprogrammen mit konstanter Amplitude berichtet /Sand 09/. Es wurden Ermüdungsrissfortschrittsversuche an C(T)-Proben aus Radsatzwellenwerkstoff durchgeführt und mit Finiten Elementen bzw. mit /NASGRO 00/ und dem zugrunde liegenden analytischen Ansatz nach /Form 92/ nachgerechnet. Für aus Betriebsmessungen nach Rainflow-Klassierung in verschiedener Weise zusammengesetzten Modell-Lastprogrammen mit  $R > 0$  ergeben sich unterschiedliche Risswachstumskurven und damit, ausgehend von den benutzten Anfangsrissgeometrien, deutlich unterschiedliche Restlebensdauern. Die beobachteten Wechselwirkungseffekte von hohen und niedrigen Amplituden – Verzögerungen oder Beschleunigungen – lassen sich mit /Form 92/ oder der NASGRO-Gleichung und der Rissschließfunktion von Newman /Newm 81/ abbilden. Diese Ergebnisse an Standard-Bruchmechanikproben sollten sich grundsätzlich auf die Situation bei Radsatzwellen übertragen lassen, jedoch sind die Einflüsse negativer Spannungsverhältnisse sowohl auf Proben- als auch auf Bauteilebene noch weitgehend unerforscht.

### **Fazit**

Voraussetzungen für die Ermittlung praxisrelevanter, belastbarer und robuster Rissfortschritts-ergebnisse sind eine einheitliche und hinreichend genaue Beschreibung der wirkenden Belastungen über die gesamte Einsatzdauer, eine sich daraus ableitende hinreichend genaue Berechnung des Beanspruchungszustands im Bewertungsquerschnitt, die Verwendung repräsentativer Rissfortschrittskurven für den zu bewertenden Werkstoffzustand und eine einheitliche Festlegung der Anfangsrissgeometrie. Die Qualität des Berechnungsergebnisses hängt dann noch von der Genauigkeit ab, mit der die Rissspitzenbeanspruchung (Spannungsintensitätsfaktor) ermittelt wird.

Allein auf Basis der veröffentlichten Daten lässt sich ein Vergleich der Prognosefähigkeit der hier aufgeführten Berechnungsansätze mit dem im Rahmen des vorliegenden Forschungsprojektes erzielten Ergebnissen nicht durchführen. Um bei der Komplexität der Berechnungen Fehler erkennen und Ungenauigkeiten vermeiden zu können, ist die Validierung des jeweils

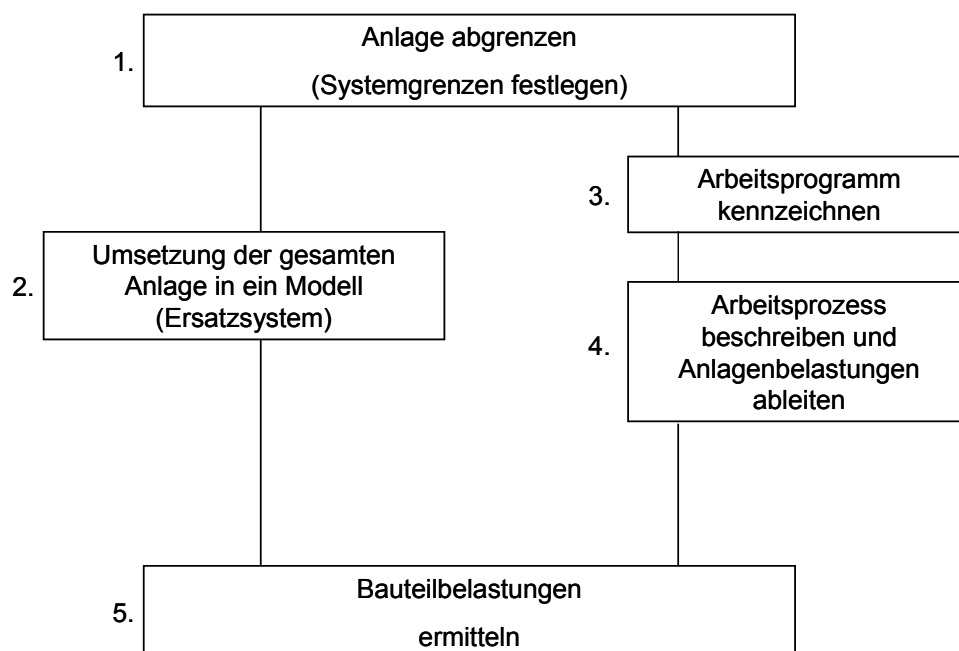
---

angewandten Berechnungskonzepts durch die Nachrechnung geeigneter Full-Scale-Bauteilversuche bzw. geeigneter Versuche an baulteilähnlichen Proben derzeit unverzichtbar. Auf die an solche Bauteilversuche zu stellenden Anforderungen wird in Kapitel 8 näher eingegangen. Nur auf Basis der bruchmechanischen Bewertung gleicher Validierungsversuche ließe sich eine vergleichende Analyse der Prognosefähigkeit verfügbarer Berechnungsmethoden durchführen. Grundsätzliche Überprüfungen, ob einzelne Aspekte des Bauteil-Rissfortschrittverhaltens durch die jeweils angewandte Berechnungsprozedur richtig abgebildet werden, sind auch mit kostengünstigeren skalierten Bauteilproben- oder Werkstoffprobenversuchen sinnvoll.



## 4 Betriebsmessung zur Lastannahme

Die Festigkeitsbewertung eines Bauteils erfordert möglichst genaue Kenntnisse der Geometrie, des Werkstoffs- sowie des Beanspruchungszustands. Ohne die Beurteilung der Beanspruchung im realen Betrieb ist ein Vergleich mit der Beanspruchbarkeit des Bauteils nur eingeschränkt möglich bzw. sinnvoll. Um die tatsächliche Beanspruchung in einem Bauteil im Betrieb zu ermitteln ist es häufig nicht ausreichend die aus der Konstruktion der Gesamtanlage bekannten Geometrie-, Werkstoff- und Lastdaten für eine Simulation zu verwenden und hieraus die am Bauteil auftretende Beanspruchung zu bestimmen. Eine Messung, idealer Weise im Regelbetrieb einer Anlage, bietet eine gute Möglichkeit die Beanspruchungen zu ermitteln. Für Anlagen bzw. Fahrzeuge die über einen sehr langen Zeitraum, im Bereich von Eisenbahnen sind 30 Jahre anzusetzen, im Betrieb sind, ist eine Messung über den gesamten Einsatzzeitraum i.d.R. weder möglich noch notwendig. Die in einer repräsentativen Messung gewonnenen Erkenntnisse können mit mathematischen Methoden wie der Extrapolation auf die Gesamtlebensdauer skaliert werden und sind somit ausreichend genau für die nachfolgenden Untersuchungen, vgl. /Jenn 04/. Für den Fall, dass die Einsatzbedingungen eines Fahrzeugs bzw. einer Anlage regelmäßig deutlichen Veränderungen, mit voraussichtlichen Auswirkungen auf die Beanspruchung der relevanten Komponenten, unterworfen sind, ist die Messung jeweils auf die Gültigkeit zu überprüfen. Neben der Festlegung der Systemgrenzen des Bauteils in der Gesamtanlage, im vorliegenden Fall ist dies die Radsatzwelle, ist ein wesentlicher Punkt die Ermittlung eines typischen bzw. repräsentativen Messprogramms inkl. einer detaillierten Dokumentation der Rahmenbedingungen. Für den Fall, dass Änderungen am Einsatzspektrum vorgenommen werden, ist so eine Beurteilung der weiteren Anwendbarkeit der Messergebnisse möglich. Die generelle Vorgehensweise ist zusammenfassend in **Abbildung 4-1** nach /Gude 99/ dargestellt.



**Abbildung 4-1:** Arbeitsschritte zur Ermittlung der Bauteilbelastungen, /Gude 99/



In den folgenden Kapiteln wird das Ergebnis von zwei Messungen an einem Nahverkehrsfahrzeug und einer Lokomotive vorgestellt. Diese Messungen dienen zur Erweiterung der Datenbasis von Messungen der Radsatzwellebeanspruchung im Betrieb. In /Trau 04a/ ist als Grundlage eine Betriebsmessung an einem ICE3 vorgestellt, so dass mit den beiden aktuellen Messungen zwei weitere, von dem bereits vorliegenden und vom Einsatzbereich deutlich verschiedenen Verkehrsarten hinzugefügt werden.

#### **4.1 Durchführung der Betriebsmessung**

Zur Durchführung der Betriebsmessung sind in /Trau 04a/ umfangreiche Überlegungen angestellt worden. Hier werden neben den theoretischen Überlegungen Empfehlungen zur Durchführung hinsichtlich der folgenden Einflussgrößen gegeben:

- Messfrequenz,
- Messumfang und Extrapolation,
- Position der Messstellen,
- Bremsmanöver bzw. besondere Betriebszustände,
- Einsatzspiegel und Beladung.

Die aktuellen Messungen sind unter Berücksichtigung der Erkenntnisse aus dem Forschungsvorhaben „Sichere und wirtschaftliche Auslegung von Eisenbahnfahrwerken“ durchgeführt worden. Im folgenden Abschnitt werden die Ergebnisse der Messung dargestellt, hinsichtlich der theoretischen Hintergründe wird auf /Trau 04a/, /Trau 04b/, /Jenn 04/ und /Trau 06/ verwiesen. Für den Bereich der Nahverkehrsfahrzeuge ist die Vorgehensweise ausführlich in /Otte 05/ erläutert.

Die Messungen fanden für das Nahverkehrsfahrzeug mit zwei unterschiedlichen Beladungszuständen statt. Zum einen ist der Leerzustand gemessen worden, zum anderen eine Zustand mit einer Zuladung von 3/5 der zulässigen Gesamtzuladung. Insgesamt sind ca. 5.300 km Strecke gemessen worden, wobei die Trassierungsarten Bahnhof, Altnetz (enge Bögen; <600m), Altnetz (weite Bögen; >600m), Ausbaustrecke und Schnellfahrstrecke erfasst worden sind.

Die Messungen an der Lokomotive sind in Band II dieses Berichts dokumentiert.

#### **4.2 Dokumentation der Beanspruchungskollektive**

In der Dokumentation zur Betriebsmessung sind sowohl die Messkollektive, als auch die Teil- und Gesamtkollektive in grafischer und tabellarischer Form hinterlegt, so dass die Zusammensetzung der einzelnen Kollektive nachvollzogen werden kann. Zudem ist eine Übersicht zu jeder Messstelle mit den Gesamtkollektive für die Beladungszustände, den Kollektivparametern und den Kennwerten zum Zählverfahren abgelegt, vgl. **Abbildung 4-2**. Zur besseren Bewertung der aus der Messung ermittelten Spannungen ist die zulässige Spannung nach /DIN EN 13103/ bzw. /DIN EN 13104/ eingetragen. Bei der Bewertung der in **Tabelle 4-1** aufgeführten gemessenen Kollektivhöchstwerten ist zu beachten, dass dieser in einigen Fällen nur

einmal bzw. sehr selten aufgetreten ist. Aus diesem Grund ist der Vergleich von Messstellen an zwei verschiedenen Wellenpositionen mit Nennspannung auf der Basis der Kollektivhöchstwerte nicht sinnvoll. Ein Vergleich ist z.B. anhand der Schadenssummen einer linearen Schadenakkumulation möglich, da hier neben dem Kollektivumfang auch die Kollektivform berücksichtigt wird und Einzelergebnisse wie z.B. der Kollektivhöchstwert nicht so relevant sind.

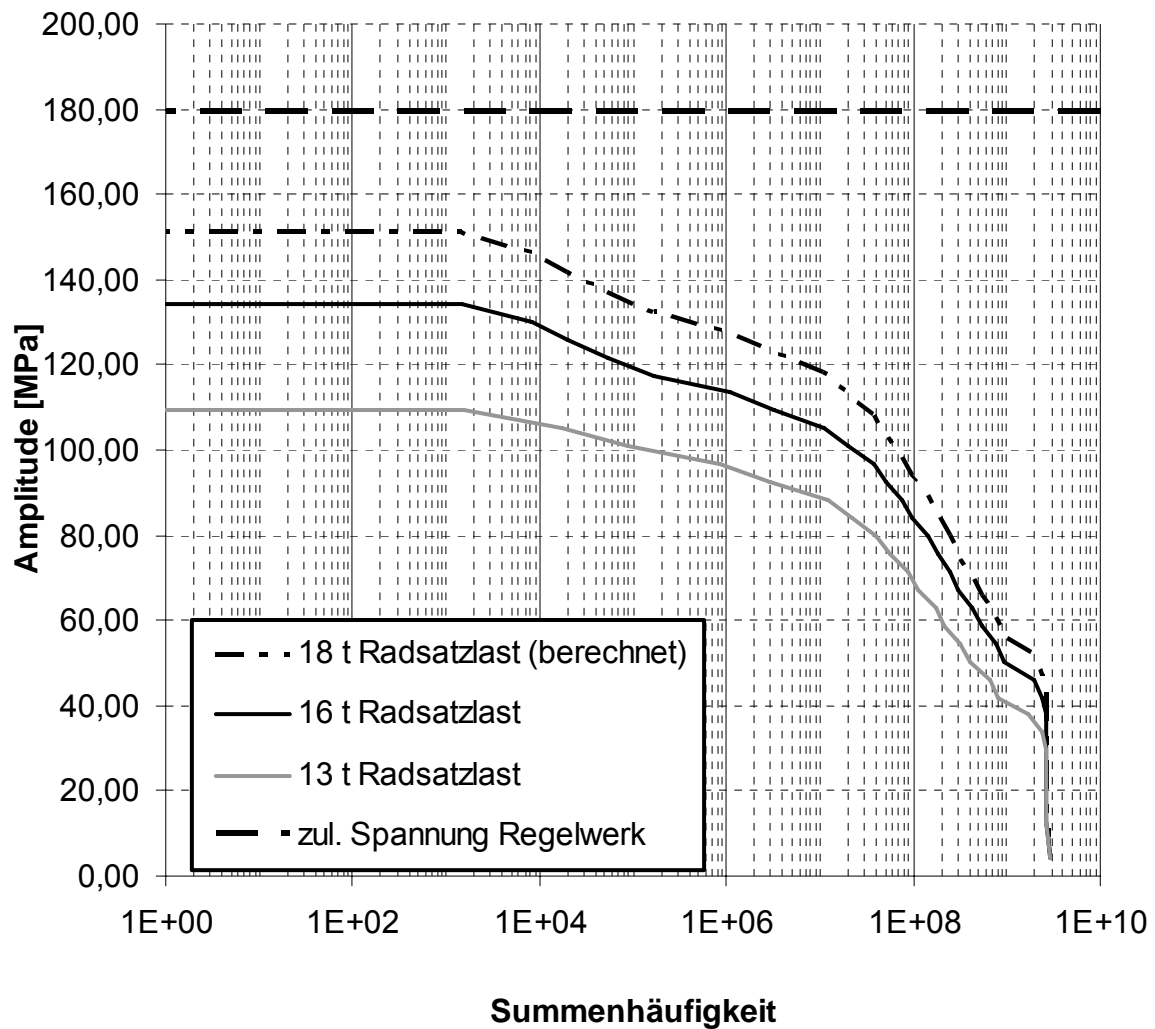


Abbildung 4-2: Gesamtkollektiv der Messstelle DBf\_RS4\_Cx

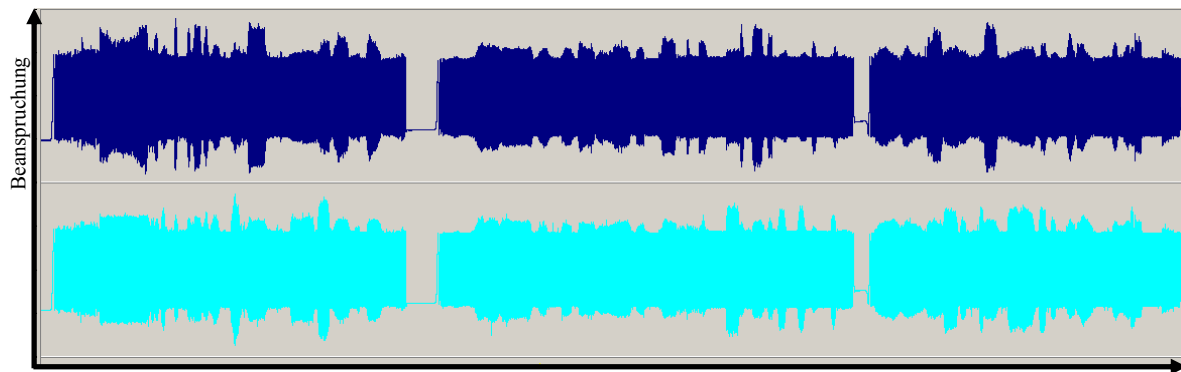
<i>Beschreibung der Überlagerung:</i>			
<b>Gesamtkollektiv</b> für 30 Jahre, Überlagerung nach Einsatzspiegel			
Hochgerechneter Gesamtfahrweg	7,50E+06 km		
Gefahrene Strecke 13 t Radsatzlast	2,73E+03 km		
Gefahrene Strecke 16 t Radsatzlast	2,58E+03 km		
Skaliert auf 18t Radsatzlast (Basis 16t Messung)	2,58E+03 km		
<i>Kennwerte der Bereichspaarzählung:</i>			
Klassenanzahl	64		
Klassierungsbereich	+/- 268,8 MPa		
Kollektivhöchstwert 13t, 16t bzw. 18t Radsatzlast	109,2 MPa	134,4 MPa	151,2 MPa
Kollektivumfang 13t, 16t bzw. 18t Radsatzlast	2,94E+09	2,98E+09	2,98E+09
Völligk.maß (k = 7) 13t 16t bzw. 18t Radsatzlast	0,469	0,463	0,463
zulässige Spannung nach Regelwerk DIN EN 13103 für Werkstoff EA4T	180 MPa		

**Tabelle 4-1:** Beschreibung zum Gesamtkollektiv der Messstelle DBf\_RS4\_Cx

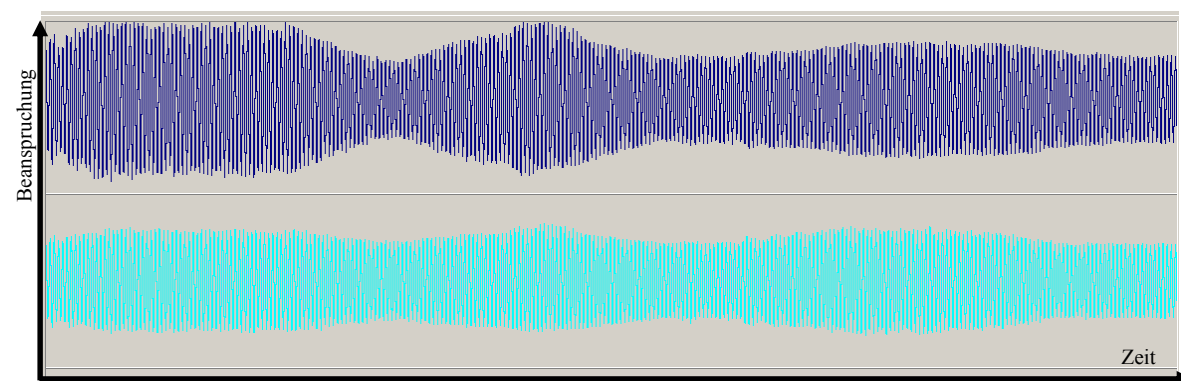
### 4.3 Ableitung charakteristischer Beanspruchungen für die bruchmechanischen Versuche

Für die bruchmechanische Kennwertermittlung an Radsatzwellenwerkstoffen werden in einem ersten Schritt Versuche mit konstanter Spannungsamplitude durchgeführt. Die auf diese Weise ermittelten Kennwerte sind für das Bruchmechanikkonzept als Eingangsparameter relevante Größen und werden benötigt um eine rechnerische Bewertung der Restlebensdauer von Radsatzwellen durchführen zu können. Im realen Betrieb ist eine Radsatzwelle jedoch keiner konstanten Beanspruchung ausgesetzt, sondern die Beanspruchungshöhe ändert sich, vgl. Kapitel 4.2. Der Einfluss von aufeinander folgenden Beanspruchungen mit unterschiedlicher Amplitudenhöhe ist daher auch experimentell, sowohl an M(T)-Proben als auch an bauteilähnlichen Proben, zu untersuchen.

Für die Ermittlung eines geeigneten Beanspruchungs-Zeitverlaufes mit variablen Amplituden sind die durchgeführten Betriebsmessungen im analysiert worden. Im Wesentlichen sind Art der Beanspruchung, deren zeitliche Abfolge, deren Länge und deren Höhe zu betrachten. Die Biegebeanspruchung einer Radsatzwelle ist, ausserhalb der vom Presssitz beeinflussten Bereiche, eine rein wechselnde Beanspruchung (d.h. ohne Mittellast,  $R=-1$ ). Zur Veranschaulichung der Zeitverläufe sind in **Abbildung 4-3** und **Abbildung 4-4** charakteristische Zeitverläufe von Umlaufbiegemessstellen an unterschiedlichen Stellen der Welle dargestellt. Der Beanspruchungsverlauf ist ein umlaufender Sinus, dessen Höhe bei Bogenfahrten und Weichenüberfahrten variiert. Eine Bogeneinfahrt bewirkt ein Ansteigen der Amplitude, eine Bogenausfahrt ein Abklingen der Amplitude. Je nach Bogenradius, gefahrene Geschwindigkeit und weiterer Faktoren ergibt sich ein Faktor zwischen Amplitude bei Geradeausfahrt und Amplitude in der Bogenfahrt.



**Abbildung 4-3:** Typische BZF einer Radsatzwelle (Messstellen Cx und Ex)



**Abbildung 4-4:** Typische BZF einer Radsatzwelle (vergrößert, Messstellen Cx und Ex)

Die Messdaten sind mit dem Rainflow-Algorithmus ausgewertet worden. Die Ergebnisse werden anhand von Amplituden-Kollektiven dargestellt. Für die Entwicklung der variablen Amplituden wird eine charakteristische Wellen-Messstelle im Schaft der Welle herangezogen. Üblicherweise werden Kollektive mit logarithmierten Achsen dargestellt, **Abbildung 4-5**. Für die anstehenden Untersuchungen ist es sinnvoll, die Kollektive mit linearen Achsenskalierungen darzustellen, **Abbildung 4-6**.

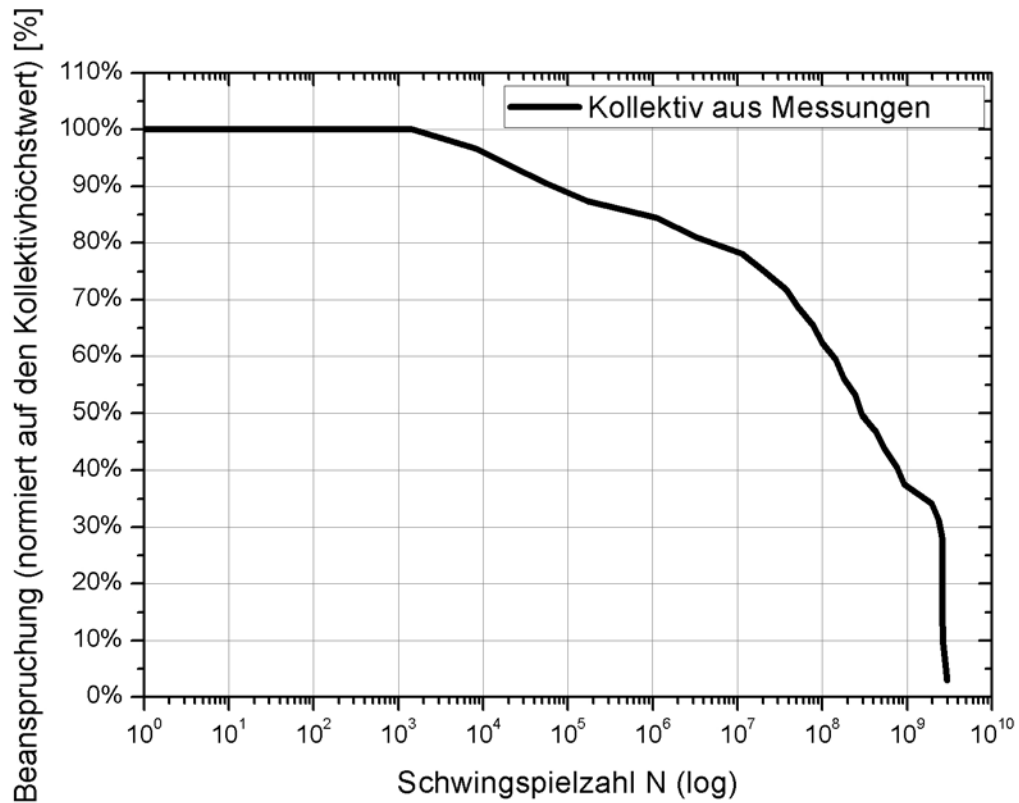


Abbildung 4-5: Typisches Amplitudenkollektiv einer Radsatzwelle

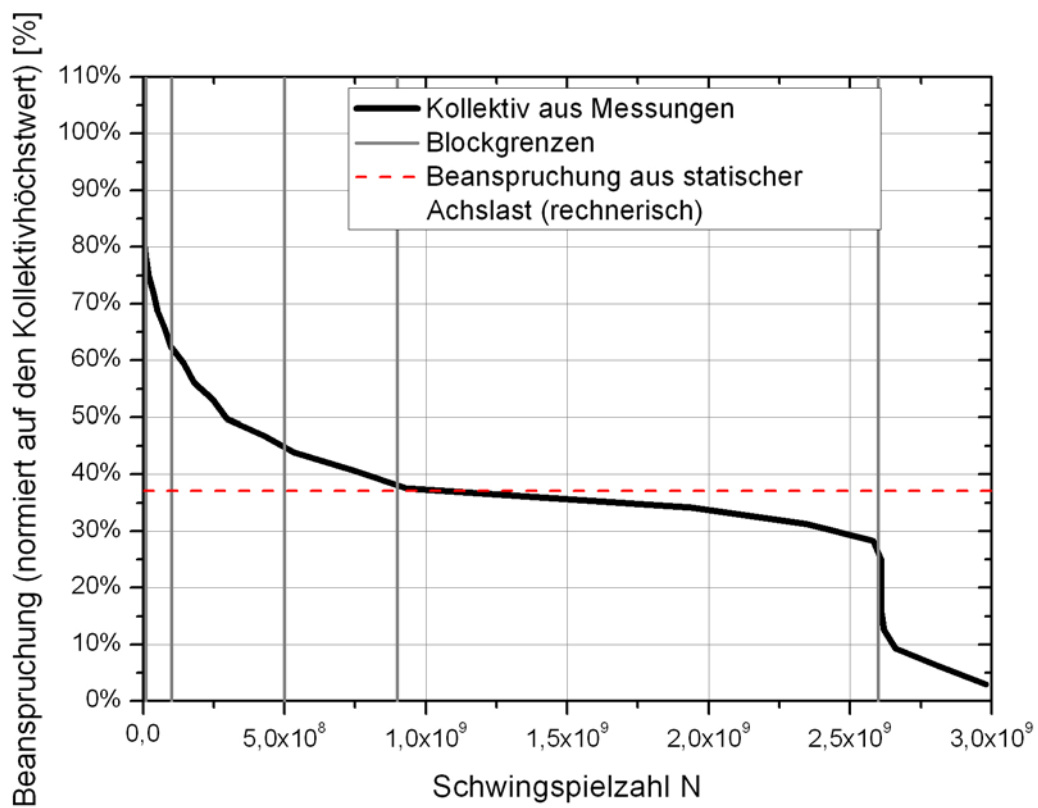


Abbildung 4-6: Typisches Amplitudenkollektiv einer Radsatzwelle in linearer Darstellung

Die Beanspruchungshöhe variiert je nach Trassierung, die Einteilung nach Trassierung wird als Teil- bzw. Messkollektive bezeichnet. Aus den Teilkollektiven entsteht mit dem Einsatzspiegel das Gesamtkollektiv (Bemessungskollektiv). Im ersten Schritt wird das Gesamtkollektiv betrachtet, welches nach dem zu betrachtenden Einsatzspiegel der DB ermittelt wurde. In einem zweiten Schritt wird die folgende Vorgehensweise streckenartabhängig angewendet, um variable Amplituden für unterschiedliche Einsatzspiegel ermitteln zu können.

Die charakteristischen Überhöhungsfaktoren lassen sich aus dem Gesamt-Kollektiv (Bemessungskollektiv) entnehmen. Die Grundlast, aufgrund der Achslast im geraden Gleis, wird mit ca. 50 MPa ermittelt. Diese Grundlast ist im Kollektiv deutlich zu erkennen, **Abbildung 4-6**. Von dieser Grundlast aus, werden Überhöhungsfaktoren (anders auch Dynamikfaktoren) für Bögen und Weichen ermittelt. Das Verhältnis von Überhöhungslast und Grundlast wird als Blocklastverhältnis  $R_{\text{Block}}$  bezeichnet.

Die Anteile von Bogen- bzw. Weichenfahrten gegenüber Geradeausfahrten lassen sich am linear dargestellten Kollektiv ablesen. Die charakteristische Länge eines Bogens und deren Auftretenshäufigkeit kann anhand der Messschriebe nicht systematisch beschrieben werden. Daher wird als Bogenlänge ein typisches Beispiel ausgewählt, welches dem Mittelwert ähnelt. Hiermit wird sichergestellt, dass evtl. auftretende Rissverzögerungseffekte auf Grund von einzelnen Überlasten, /Luke 08b/, nicht zu deutlich verlängerten experimentellen Restlebensdauern führen. Aus dem Kollektiv in **Abbildung 4-6** lassen sich die in **Tabelle 4-2** hinterlegten Parameter ablesen.

Schwingspiele	Häufigkeit			Lastniveau
Gesamt	2,6·10 <sup>9</sup>			
Block_1		bis	0,01·10 <sup>9</sup>	1
Block_2	0,01·10 <sup>9</sup>	bis	0,1·10 <sup>9</sup>	2
Block_3	0,1·10 <sup>9</sup>	bis	0,5·10 <sup>9</sup>	3
Block_4	0,5·10 <sup>9</sup>	bis	0,9·10 <sup>9</sup>	4
Grundlast	0,9·10 <sup>9</sup>	bis	2,6·10 <sup>9</sup>	0

**Tabelle 4-2:** Häufigkeitsverteilung der einzelnen Lastniveaus

Die Geradeausfahrt hat damit einen Anteil von 2/3 an der gesamten Fahrstrecke. Dies entspricht den Angaben im Einsatzspiegel für Regionalbetrieb. 1/3 der gesamten Fahrstrecke entfällt demnach auf erhöhte Ereignisse wie Weichen und Bögen.

Aus dem Gesamtkollektiv wird ein Blockkollektiv mit 4 Blöcken erstellt. Die Parameter des Blockkollektivs werden im Folgenden dargestellt, **Tabelle 4-3**.

Ereignis	Häufigkeit	Blocklastverhältnis
Grundlast	$1,70 \cdot 10^9$	1
Block_1	$0,01 \cdot 10^9$	2,8
Block_2	$0,10 \cdot 10^9$	2,2
Block_3	$0,40 \cdot 10^9$	1,7
Block_4	$0,40 \cdot 10^9$	1,2

**Tabelle 4-3:** Blocklastverhältnis der einzelnen Lastniveaus

Die Verteilung der Blocklasten in die Grundlast wird im ersten Ansatz deterministisch bestimmt. Die Blocklasten werden in äquidistanten Abständen in die Grundlast eingestreut. Eine durchschnittliche Bogenlänge wird mit 300 m angenommen. Daher wird die Grund-Blocklänge mit 300 m angenommen, umgerechnet auf die betrachtete Welle ergibt dies einen Umfang von 100 Schwingspielen. (Die Bogenlängen während der Messung variieren zwischen 50m und 600m.) Diese Blöcke werden mit den Häufigkeitsverhältnissen äquidistant in die Grundlast eingestreut.

Der berechnete Blocklast-Verlauf mit dem zuvor benannten Parametern für das Gesamtkollektiv der betrachteten Messstelle ist in **Abbildung 4-7** dargestellt. Der dargestellte Ausschnitt hat einen Umfang von 26.000 Schwingspielen, der Gesamtumfang beträgt 52.000 Schwingspiele. Dementsprechend müsste diese Teilfolge 50.000mal wiederholt werden, um das zugrunde liegende Gesamtkollektiv wiederzuspiegeln. Der Vergleich zwischen der Blocklastfolge und dem ursprünglichen Kollektiv zeigt eine leichte Überschätzung der Lasten bei hohen Schwingspielzahlen und bei geringen Lastwechseln, **Abbildung 4-8**. Im Bereich mittlerer Lasten gleichen sich Über- und Unterschätzung aus, so dass insgesamt eine konservative Lastfolge generiert worden ist.

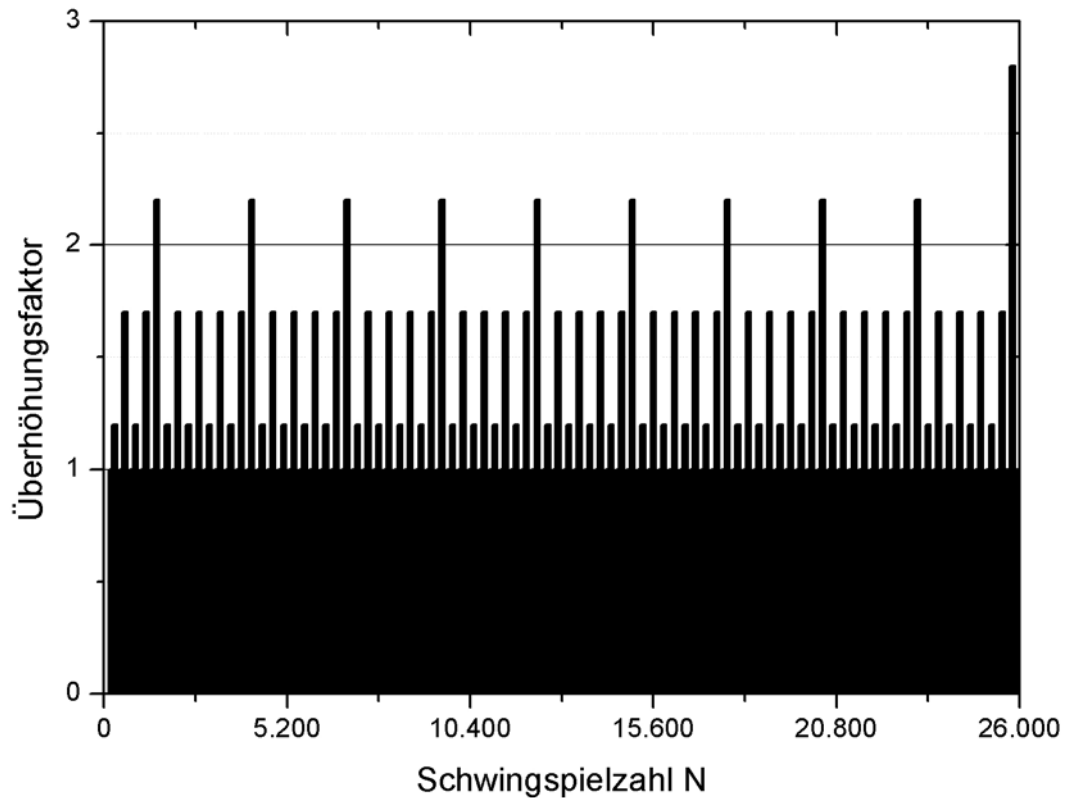


Abbildung 4-7: Synthetische Blocklastfolge für experimentelle Analysen (Ausschnitt)

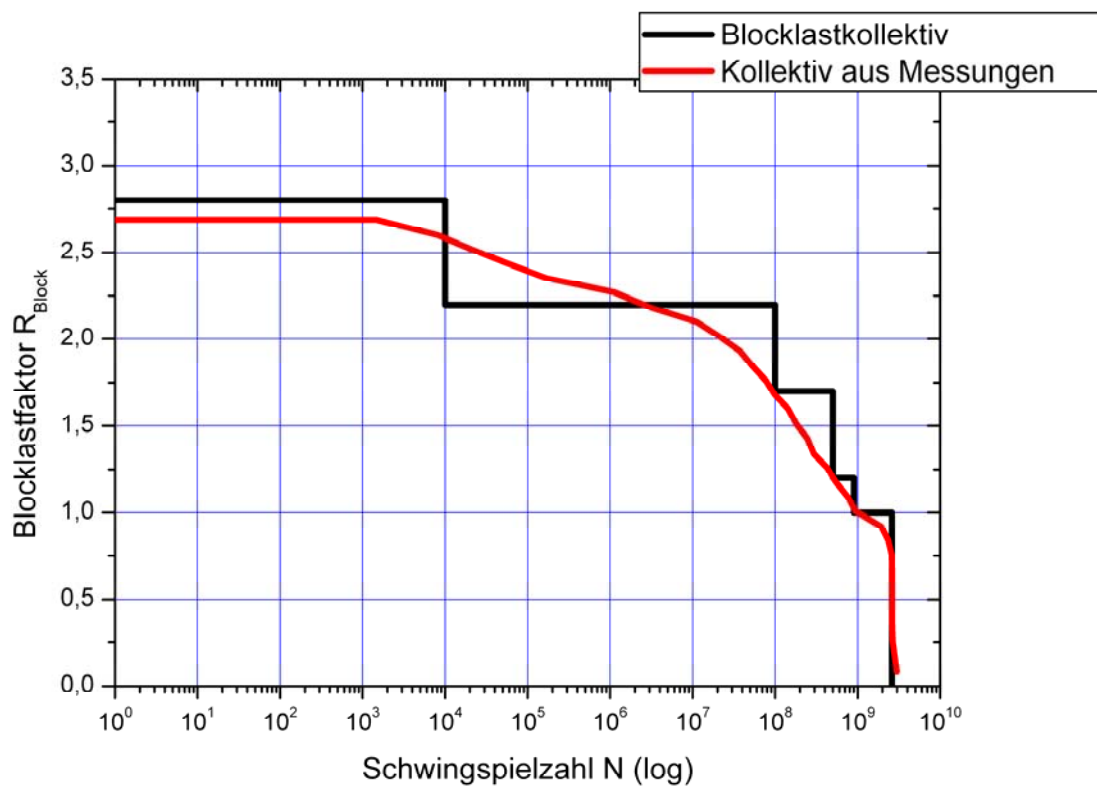


Abbildung 4-8: Vergleich von Kollektiv und Blocklastfolge





## 5 Zulässige Spannungen in Presssitzen

Im Bereich der Presssitze von Radsatzwellen sind die Dauerfestigkeitsgrenzen und somit auch die zulässigen Spannungen für Voll- und Hohlwellen verschieden. Für die Hohlwelle ist eine Abminderung der zulässigen Spannung nach /DIN EN 13103/ bzw. /DIN EN 13104/ vorgesehen. Im Forschungsvorhaben „Sichere und wirtschaftliche Auslegung von Eisenbahnfahrwerken“, /Trau 04a/, sind umfangreiche experimentelle Untersuchungen sowohl im Bereich der freien Oberfläche als auch des Presssitzes für die Werkstoffe A1N, EA4T, A5T und 34CrNiMo6+QT durchgeführt worden. Der Einfluss einer Längsbohrung ist jedoch nicht untersucht worden und wird hier ergänzend und exemplarisch aufgeführt. Diese Untersuchungen sind im nachfolgenden Forschungsvorhaben für Radsatzwellen aus dem Werkstoff EA4T ergänzt worden und die Ergebnisse werden nachfolgend beschrieben. Die technischen Zeichnungen zu den Prüfkörpern sind in **Abbildung A-1** bis **Abbildung A-5** dargestellt und basieren auf den Prüfkörpern aus /Trau 04a/. Die experimentellen Untersuchungen sind durch die Radsatzfabrik Ilsenburg durchgeführt und in /Doeb 08/ dokumentiert worden. Als Ziel der Untersuchung soll geklärt werden, ob die Abminderung in der vorgeschriebenen Größenordnung notwendig ist.

### 5.1 Zulässige Spannung nach EN-Norm

Die Berechnung der Spannungen innerhalb eines Presssitzes wird analog zur freien Oberfläche, d.h. im Schaftbereich, mittels **Gleichung 5-1** für Vollwellen und **Gleichung 5-2** für Hohlwellen durchgeführt. Die berechnete Spannung ist dann den zulässigen Spannungen aus den Vorschriften gegenüberzustellen. In den Normen /DIN EN 13103/ und /DIN EN 13104/ ist hinsichtlich der zulässigen Spannungen für den Bereich des Presssitzes eine Abminderung für Wellen mit Längsbohrung vorgesehen. Die Dauerfestigkeitsgrenzen sind im Bereich des Radsitzes um 10% vermindert, vgl. **Tabelle 5-1**. Hiermit ergeben sich für die zulässigen Spannungen für Radsatzwellen aus EA4T die in **Tabelle 5-2** aufgeführten Werte.

$$\text{Vollwelle:} \quad \sigma = \frac{32 \cdot F \cdot l}{\pi \cdot D^3} \quad (5-1)$$

$$\text{Hohlwelle:} \quad \sigma = \frac{32 \cdot D \cdot F \cdot l}{\pi \cdot (D^4 - d^4)} \quad (5-2)$$

	Vollwelle	Hohlwelle
	[MPa]	[MPa]
Schaft	240	
Radsitz	145	132

**Tabelle 5-1:** Dauerfestigkeitsgrenzen für Wellen aus EA4T nach DIN EN 13103/4

		Schaft		Radsitz	
		[MPa]		[MPa]	
		Vollwelle	Hohlwelle	Vollwelle	Hohlwelle
Laufradsatzwelle		180		110	99
Treibradsatzwelle	Antriebs- o. Zahnrad-sitz	145		87	80
	Andere Fälle	167		101	92

**Tabelle 5-2:** Zulässige Spannungen für Wellen aus EA4T nach DIN EN 13103/4

Die Unterscheidung zwischen einer Vollwelle und einer Hohlwelle ist nach /DIN EN 13103/ und /DIN EN 13104/ vom Verhältnis vom Radsitz- und Lageschenkeldurchmesser zum Bohrungsdurchmesser abhängig. Nachfolgend wird ausschließlich der Radsitzdurchmesser betrachtet. Die Kennwerte für eine Hohlwelle sind anzuwenden wenn das Verhältnis von Radsitzdurchmesser zu Bohrungsdurchmesser kleiner als vier ist. Im Umkehrschluss bedeutet dies allerdings auch, dass eine Welle mit Längsbohrung rechnerisch als Vollwelle betrachtet werden kann, wenn die Bohrung klein genug ist. Für die hier vorliegende Welle mit einem Radsitzdurchmesser von 165 mm sind Wellen mit einem Längsbohrungsdurchmesser kleiner als 41.25 mm rechnerisch als Vollwelle zu betrachten. Dagegen erfüllt die Welle mit einer Längsbohrung mit 70 mm Durchmesser ganz eindeutig die Bedingungen für die Betrachtung als Hohlwelle.

## 5.2 Experimentelle Ermittlung der Schwingfestigkeit

Die experimentelle Ermittlung der Schwingfestigkeit im Bereich des Presssitzes von Radsatzwellen mit Längsbohrung ist erforderlich, da in den gültigen Vorschriften /DIN EN 13103/ und /DIN EN 13104/ für diese Bereiche eine abgeminderte zulässige Spannung angegeben ist. Die Versuche sollen den Einfluss der Längsbohrung tendenziell für eine bestimmte Wellengeometrie aufzeigen. Hier sollen keine, auf alle Geometrien übertragbaren Festigkeitskennwerte bestimmt werden. Aus diesem Grund ist ein geringer Probenumfang zulässig und sinnvoll. Zum Abgleich mit Ergebnissen aus der Literatur, /Trau 04a/, werden zunächst auch Versuche an Vollwellen durchgeführt um eine Einordnung in bekannte Kennwerte zu ermöglichen.

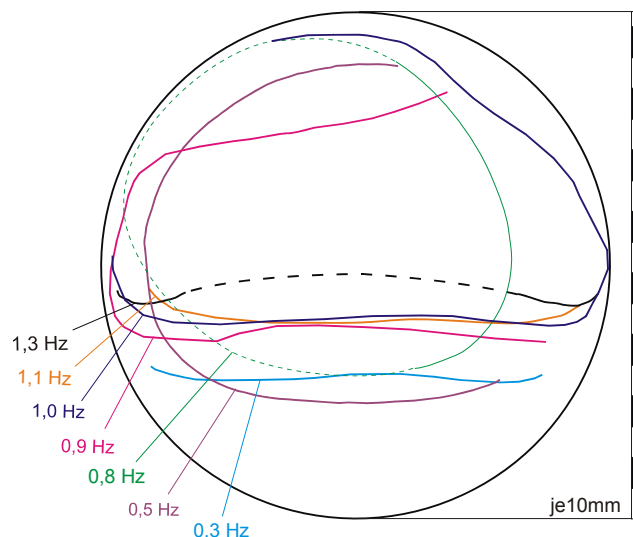
### 5.2.1 Versuchsdurchführung

Die Versuche sind im Laststeigerungsverfahren durchgeführt worden, da nur 10 Halbradsätze zur Verfügung standen. Die aus der Kombination von Spannscheiben und Wellen entstandenen Übermaße sind **Tabelle 5-3** zu entnehmen. Die Welle-Nabe-Verbindung ist als Längspressverband unter üblichen Fügebedingungen ausgeführt worden. Während des Fügevorgangs sind im Korbbogen nahe der Presssitzkante die Dehnungen mittels DMS-Kette mitgemessen worden. Die Messstellenanordnung für die Versuche ist in **Abbildung A-6** dargestellt. Zur Prüfung stand ein Resonanzprüfstand, wie auch in /Trau 04a/ verwendet, zur Verfügung. Die Detektion eines Anrisses kann bei diesem Prüfstand über die Veränderung der Anregungsfrequenz realisiert werden. Als Abschaltfrequenz ist eine Differenz von  $\pm 0.5$  Hz festgelegt worden, wobei die Frequenzänderung auf eine Steifigkeitsänderung des Gesamtschwingsystems zurück zu führen

ist. Ein direkter Rückschluss von der erreichten Frequenzdifferenz auf die zu erwartende Riss-tiefe ist nicht möglich, da ausschließlich erkannt wird, dass sich die Steifigkeit verändert hat, vgl. **Abbildung 5-1**. Zur Ermittlung des Zusammenhangs zwischen den gemessenen Dehnungen in der Regelebene und der berechneten Nennspannung im Presssitz ist für jeden Prüfkörper vor dem Versuch ein Vorversuch durchgeführt worden. Hier sind definierte Beanspruchungen stufenweise angefahren worden um so den Übertragungsfaktor zu ermitteln. Die theoretischen Spannungen im Presssitz sind nach dem Prinzip des einseitig fest eingespannten Biegebalkens berechnet worden. Nach dem Erreichen des Abschaltkriteriums werden die Prüfkörper demon-tiert und mittels Magnetpulverprüfung auf Risse untersucht. In **Abbildung A-7** bis **Abbildung A-18** sind die Ergebnisse dieser Prüfung dokumentiert.

Prüfhalb-radsatz-nummer	Radsatzwelle Fremdcharge mit lfd. Nummer	Vollwelle Charge	Spannrunde Schmelze	Spannrunde Lfd. Nr.	Welle (Istmaß) [mm]	Ronde (Istmaß) [mm]	Preßübermaß [mm]
1	606080 6 07 BV 11	121910	269779	313	165,23	164,99	0,24
2	606080 6 07 BV 8	121907	269779	317	165,21	164,99	0,22
3	606080 6 07 BV 9	121908	269779	311	165,20	165,01	0,19
4	606080 6 07 BV 10	121909	269779	316	165,20	165,00	0,20
5	606080 6 07 BV 7	121906	269779	308	165,21	165,01	0,20
6	606080 6 07 BV 16	121910	038583	213	165,22	165,00	0,22
7	606080 6 07 BV 12	121907	038583	223	165,23	165,00	0,23
8	606080 6 07 BV 13	121908	269799	307	165,22	165,00	0,22
9	606080 6 07 BV 15	121909	269799	318	165,22	165,01	0,21
10	606080 6 07 BV 14	121906	006549	11	165,22	165,00	0,22

**Tabelle 5-3:** Übermaße zu den Prüfkörpern der Versuchsreihe Presssitz, /Doeb 08/

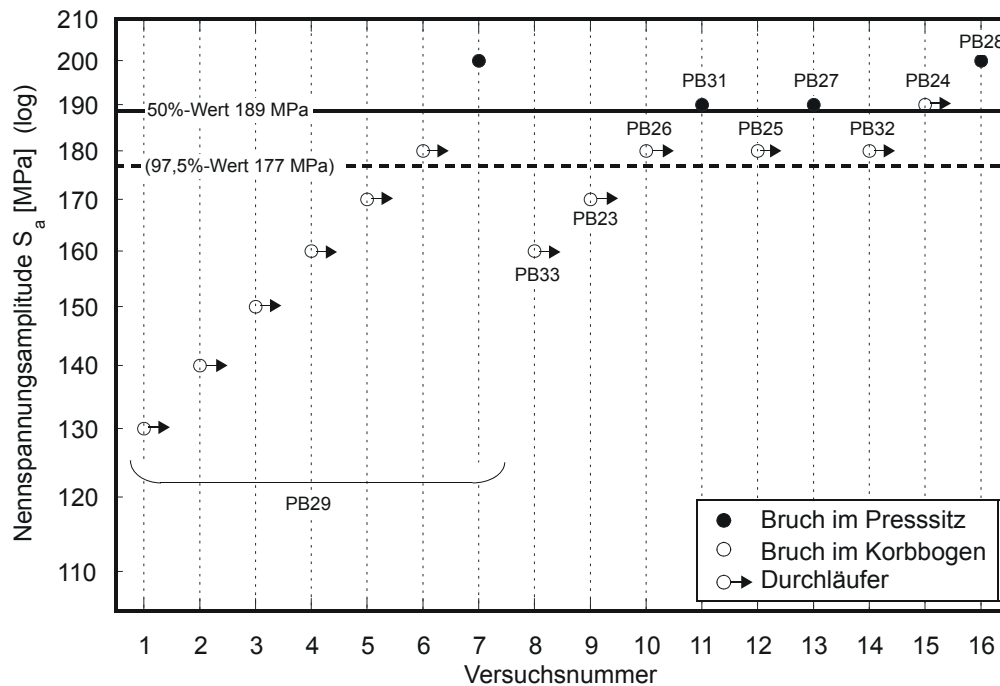


**Abbildung 5-1:** Restbruchfläche bei unterschiedlichen Abschaltfrequenzen aus Presssitzversuchen mit dem Werkstoff AlN, /Trau 04a/

### 5.2.2 Versuchsergebnisse für Vollwellen

Im Forschungsvorhaben „Sichere und wirtschaftliche Auslegung von Eisenbahnfahrwerken“ sind bereits Versuche an Radsatzwellen aus EA4T mit einem konstruktionsbedingten Versagensort im Presssitz durchgeführt worden. Die Ergebnisse sind in **Abbildung 5-2** dargestellt und bestätigen die Festigkeitskennwerte aus der Norm, vgl. **Tabelle 5-1** und **Tabelle 5-2**. Da

die aktuellen Versuchskörper denen aus /Trau 04a/ geometrisch entsprechen, aber aus einer anderen Charge stammen und um die Ergebnisse aus dem ersten Vorhaben zu erweitern, sind zunächst fünf Versuche an Vollwellen durchgeführt worden. In **Tabelle 5-4** ist eine Übersicht zu den Versuchsergebnissen dargestellt.



**Abbildung 5-2:** Ergebnisse der Versuchsreihe EA4T - Presssitz, /Trau 04b/

Prüfhalbradsatz	Presssitzspannung [MPa]													
	120		135		145		160		170		175		195	
1	1e7	D			1e7	D			1e7	D			1,08e6	B
2					1e7	D			1e7	D			3,03e6	B
3					1e7	D			6,43e6	B				
4					1e7	D			1e7	D			3,81e6	B
5					1e7	D			1e7	D				

**Tabelle 5-4:** Ergebnisse der Versuchsreihe Vollwelle, /Doeb 08/

Die Prüfkörper haben die Laststufe mit 145 MPa an der Presssitzkante alle ohne detektierbaren Anriss überstanden und somit den nach Norm geforderten Wert für eine Vollwelle erreicht. Auf der Laststufe 170 MPa ist der Prüfkörper 3 durch Erreichen des Abschaltkriteriums ausgefallen. Nach der Demontage ist sowohl im Bereich des Presssitzes (ca. 60 mm lang) als auch im Bereich der freien Oberfläche (ca. 30 mm lang) ein Querriss mittels Magnetpulverprüfung erkannt worden, vgl. **Abbildung A-9**. Drei weitere Prüfkörper sind auf dem Lasthorizont 195 MPa ausgefallen wobei bei Halbradsatz 4 kein Anriss mittels Magnetpulverprüfung festgestellt werden konnte, obwohl die Frequenzdifferenz erreicht worden ist, vgl. **Abbildung A-10**. Für den Prüfkörper 5 ist der Versuch nach überstandener Laststufe 170 MPa abgebrochen worden, der Pressverband ist demontiert worden und die Wellenoberfläche ist mit der

Magnetpulverprüfung auf Rissfreiheit überprüft worden. Durch die Prüfung konnten keine Risse erkannt werden, vgl. **Abbildung A-11**.

### 5.2.3 Versuchsergebnisse für Hohlwellen

Die Prüfkörper zur Ermittlung der Schwingfestigkeit von Hohlwellen entstammen der gleichen Charge wie die Vollwellen. Da eine Festigkeitsminderung in der Norm angenommen und somit erwartet wird, ist als erste Laststufe 120 MPa gewählt worden. Eine Übersicht zu den Ergebnissen ist in **Tabelle 5-5** dargestellt. Auffallend sind die beiden Prüfkörper 6 und 7, da diese auf einem Lasthorizont von 145 MPa versagen. Nach der Demontage ist mittels Magnetpulverprüfung an beiden Wellen ein Anriss im Bereich des Presssitzes festgestellt worden, vgl. **Abbildung A-12**, **Abbildung A-13** und **Abbildung A-14**. Eine Ursache für das Versagen auf einem niedrigen Lasthorizont kann nicht eindeutig identifiziert werden. Bei der Montage der beiden Halbradsätze lagen die Aufpresskräfte außerhalb der nach Zeichnung geforderten Werte, jedoch lag der Halbradsatz 6 oberhalb und der Halbradsatz 7 unterhalb der zulässigen Grenze, /Doeb 08/. Aus /Doeb 08/ geht weiter hervor, dass die mittels DMS-Kette gemessenen Dehnungen im Bereich der Sitzkante ein, von denen der anderen Halbradsätze abweichendes Verhalten zeigen. Die Dehnungen sinken im Bereich der Sitzkante deutlicher ab als dies bei den anderen Prüfkörpern festgestellt worden ist. Ein deutlicheres Absinken der Dehnungen könnte zu einem größeren Schlupf und somit zu einer größeren Schädigung im Bereich des Presssitzes führen. Die erhöhte Aufpresskraft beim Prüfkörper 6 lässt eher auf ein größeres Übermaß oder einen höheren Reibwiderstand und somit weniger Schlupf schließen. Eine einheitliche Erklärung für das Versagen auf niedriger Laststufe kann anhand der vorliegenden Informationen nicht abgeleitet werden. Da die Berücksichtigung der Versuchsergebnisse zu konservativen Ergebnissen führt, können diese verwendet werden.

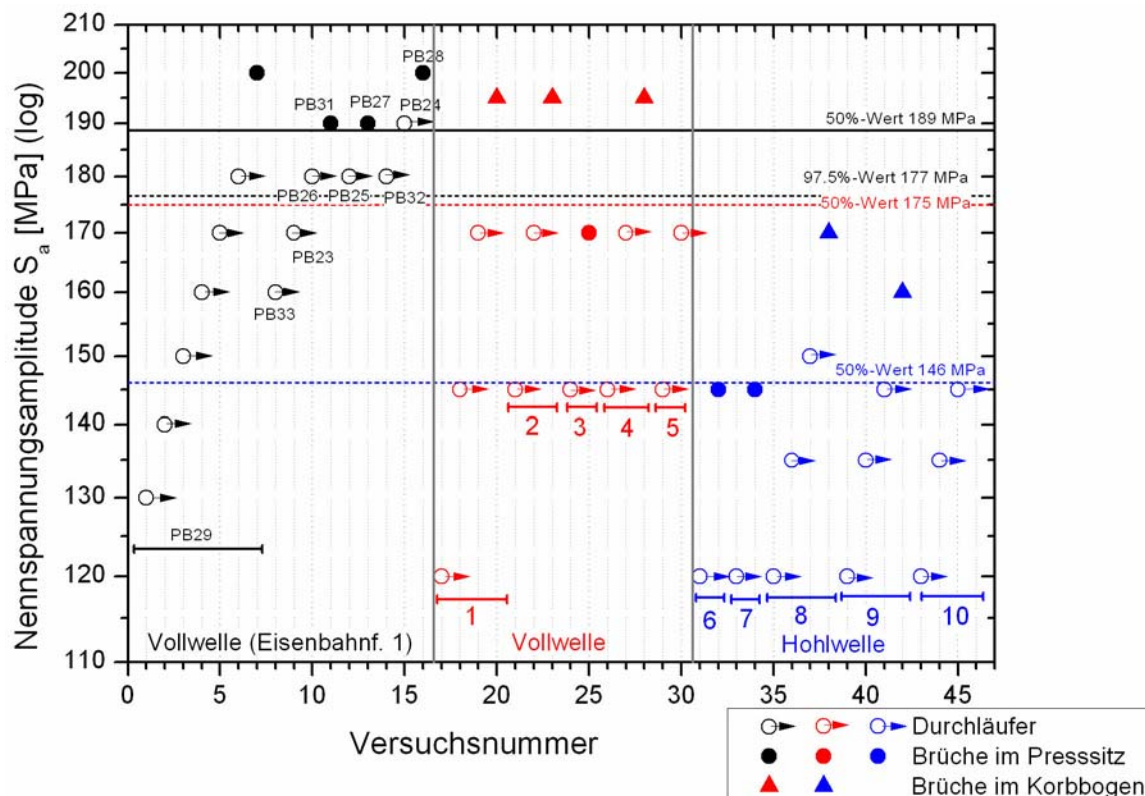
Prüfhalbradsatz	Presssitzspannung [MPa]													
	120		135		145		160		170		175		195	
6	1e7	D			2,57e6	B								
7	1e7	D			6,46e6	B								
8	1e7	D	1e7	D	1e7	D			4,69e6	B				
9	1e7	D	1e7	D	1e7	D	1e7	D			2,86e6	B		
10	1e7	D	1e7	D	1e7	D								

**Tabelle 5-5:** Ergebnisse der Versuchsreihe Hohlwelle, /Doeb 08/

## 5.3 Bewertung der Ergebnisse

Bei der Bewertung der Versuchsergebnisse aus den 10 Versuchen muss zunächst der geringe Probenumfang beachtet werden. Aus dem Umfang ergibt sich, dass keine statistisch abgesicherten Kennwerte für die vorliegende Probengeometrie bestimmt, sondern Tendenzen hinsichtlich des Einflusses einer Längsbohrung auf die Schwingfestigkeit aufgezeigt werden

können. Der Vergleich der Ergebnisse für Vollwellen aus /Trau 04a/ mit den aktuellen Ergebnissen zeigt, dass die Schwingfestigkeit in diesen Versuchen geringer ermittelt wird, als in den Ergebnissen aus der Literatur, vgl. **Abbildung 5-3**. In /Trau 04a/ ist jedoch ein erheblich größerer Probenumfang geprüft worden als dies im aktuellen Vorhaben der Fall ist. Zudem ist bei den Versuchen aus der Literatur kein Laststeigerungsverfahren eingesetzt worden. Hier ist ausschließlich die erste Probe zur Ermittlung des relevanten Prüfbereichs im Laststeigerungsverfahren geprüft worden, die weiteren Versuche sind mit einem Prüfkörper je Laststufe durchgeführt worden. Aus dem großen Probenumfang ergibt sich auch, dass neben der Bestimmung eines 50%-Wertes für die Ausfallwahrscheinlichkeit auch ein 97,5%-Wert rechnerisch angegeben wird. Bei dem aktuellen Prüfumfang von fünf Proben ist bereits die Angabe des 50%-Wertes schwierig. Die Auswertung hinsichtlich der Ausfallwahrscheinlichkeit wird nach der Maximum-Likelihood-Methode durchgeführt. Unter der Verwendung einer Verteilungsfunktion kann die Auftretenswahrscheinlichkeit einer Treppenstufenfolge bestimmt werden. Die Methode bestimmt Verteilungsparameter in der Art, dass die Auftretenswahrscheinlichkeit maximal wird, vgl. /Liu 01/. Die Methode bietet gegenüber anderen Verfahren den Vorteil, dass der Stufensprung innerhalb einer Prüfsreihe nicht konstant sein muss und somit für die vorliegenden Versuchsreihen geeignet erscheint.



**Abbildung 5-3:** Einordnung der Ergebnisse der Versuchsreihe EA4T - Presssitz

Ziel der experimentellen Untersuchung ist es, einen möglichen Einfluss der Hohlbohrung auf die Schwingfestigkeit der Radsatzwelle im Bereich des Radsitzes zu ermitteln. Hierfür kann zunächst der Unterschied zwischen den beiden Versuchsreihen der Vollwellen vernachlässigt werden. Die Mittelwerte, die absolut betrachtet hier nur eine geringe Aussagefähigkeit besitzen, unterscheiden sich zwischen der Serie der Vollwellen und der Serie der Hohlwellen deutlich. In der Versuchsreihe Hohlwellen wird jedoch von allen Proben die geforderte Span-

nung von 132 MPa ohne detektierte Schäden überschritten. Allgemein ist festzustellen, dass die ermittelten Spannungen für den Presssitz sowohl bei der Vollwelle als auch bei der Hohlwelle über den geforderten Spannungen nach Norm liegen. Auch die Dauerfestigkeitsgrenzen für den Presssitz werden erreicht, vgl. **Tabelle 5-1**. Neben den erreichten Spannungen ist der Versagensort für eine weitere Bewertung der Versuchsergebnisse interessant. In **Tabelle 5-6** sind die Ergebnisse der Magnetpulverprüfung nach der Demontage der Halbradsätze aufgeführt. Die Halbradsätze 5 und 10 sind fehlerfrei, da sie nach einer überstandenen Laststufe demontiert worden sind um sicherzustellen, dass kein Riss entstanden ist, der durch das Abschaltkriterium nicht erfasst wird. Auffällig ist, dass die beiden Prüfhalsbradsätze der Versuchsreihe mit Längsbohrung, die auf einem sehr niedrigen Lasthorizont ausgefallen sind, beide einen Anriss im Presssitz aufweisen. Dagegen weisen die anderen Prüfkörper aus der Versuchsreihe mit Längsbohrung einen rissfreien Presssitz auf.

Prüfhalsbradsatz	Presssitz	freie Oberfläche
1	rissfrei	Riss
2	rissfrei	Riss
3	Riss	Riss
4	rissfrei	rissfrei
5	rissfrei	rissfrei
6	Riss	rissfrei
7	Riss	rissfrei
8	rissfrei	Riss
9	rissfrei	Riss
10	rissfrei	rissfrei
Befund nach MT-Prüfung		

**Tabelle 5-6:** Ergebnis der Magnetpulverprüfung nach der Demontage, /Doeb 08/

Zusammenfassend kann auf der Grundlage der hier durchgeführten Versuche festgestellt werden, dass eine Längsbohrung die ertragbare Spannung im Bereich von Radsitzen reduzierend beeinflusst. Untersucht wurde hier ein geometrischer Extremfall hinsichtlich Bohrungsdurchmesser und Durchmesser Verhältnis. Weiterhin ist festzustellen, dass der erreichte 50%-Wert für die Versuchsreihe Vollwelle unterhalb des erwarteten Wertes aus /Trau 04a/ liegt. Trotz des niedrigeren Festigkeitsniveaus werden alle in den Vorschriften /DIN EN 13103/ und /DIN EN 13104/ geforderten Werte erreicht bzw. übertroffen. Als zukünftige Fragestellung ist zu klären, ob der Grenzdurchmesser der Bohrung zur Unterscheidung zwischen Vollwelle und Hohlwelle, d.h. das Verhältnis von Radsitzdurchmesser zu Bohrungsdurchmesser kleiner vier, richtig ist. Hierzu sind experimentelle Untersuchungen mit kleinen Längsbohrungen zu empfehlen.





## 6 Werkstoffzustand

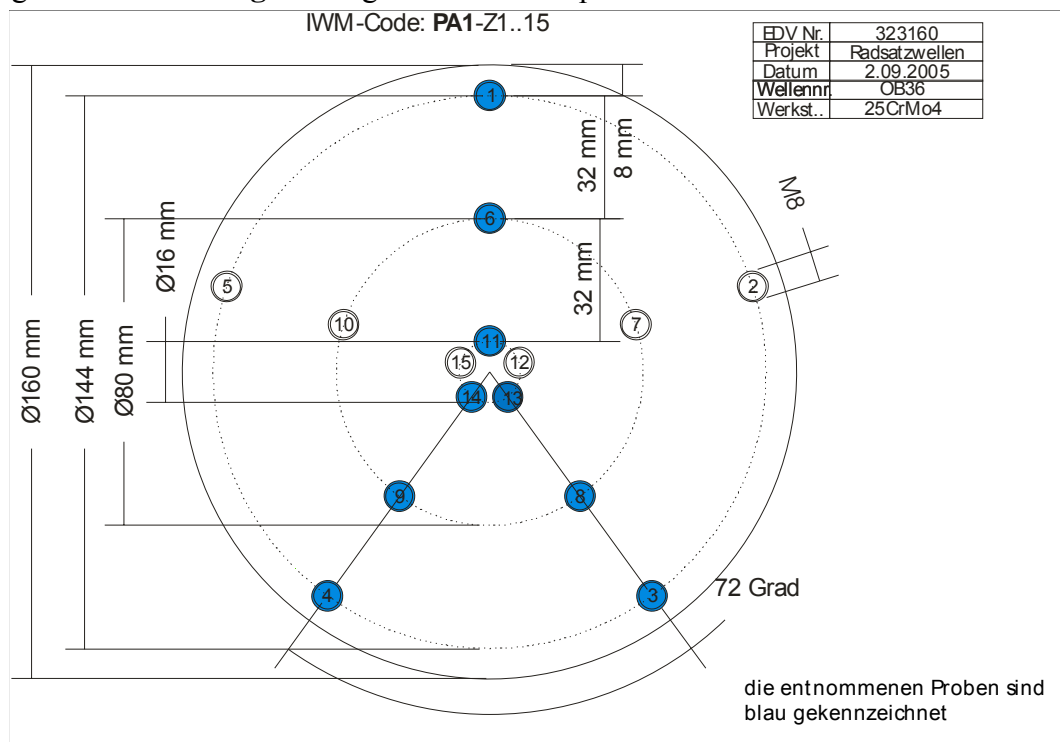
In Kapitel 6 wird der Zustand der für die Rissfortschrittsuntersuchungen verwendeten Werkstoffe charakterisiert. Zum Untersuchungsumfang gehören die ergänzende Bestimmung mechanisch-technologischer Kennwerte, die Bewertung von Gefügebildern (jeweils stichprobenartig), sowie die Ermittlung des Rissfortschrittverhaltens an Kleinproben unter ein- und mehrstufiger Belastung.

### 6.1 Mechanisch-technologische Kennwerte

Für die Werkstoffe EA4T und 34CrNiMo6+QT wurden, ergänzend zu den bereits in /Trau 04a/ und /Trau 04b/ durchgeführten Untersuchungen einzelne mechanisch-technologische Kennwerte bestimmt. Dazu wurden aus den Radsatzwellen OB 36 (EA4T) und OD 78 (34CrNiMo6+QT) /Trau 04a/, /Trau 04b/ Rundzug- sowie Kerbschlagbiegeproben entnommen und geprüft.

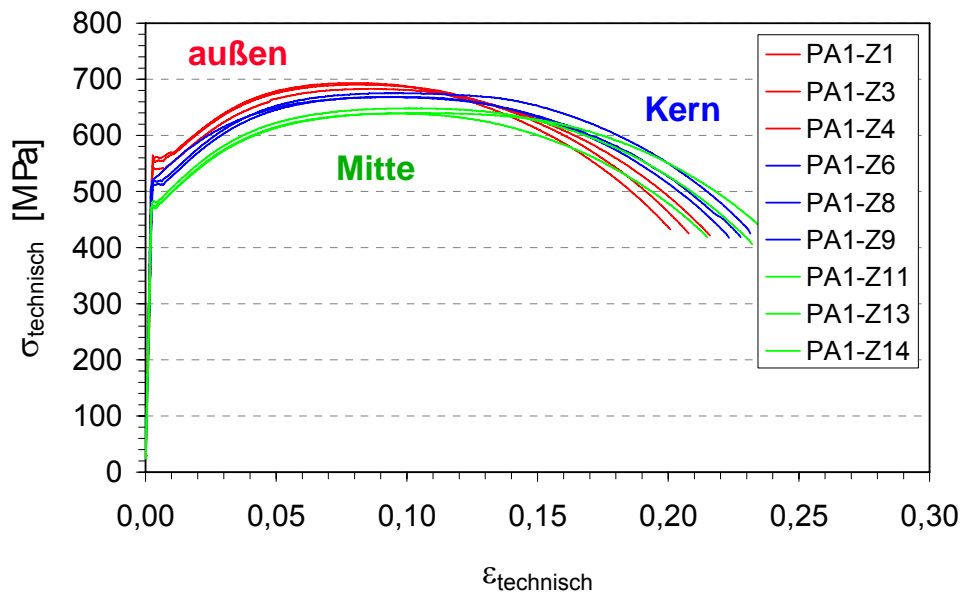
#### 6.1.1 Zugversuche

Die Zugversuche wurden gemäß DIN EN 10002 mit der Probenform B5x25 nach DIN 50125 durchgeführt. **Abbildung 6-1** zeigt den Entnahmeplan.



**Abbildung 6-1:** Entnahmeplan der Zugproben

**Abbildung 6-2** und **Tabelle 6-1** enthalten die entsprechenden Ergebnisdarstellungen für den Werkstoff EA4T (bauteilähnliche Probe OB 36).

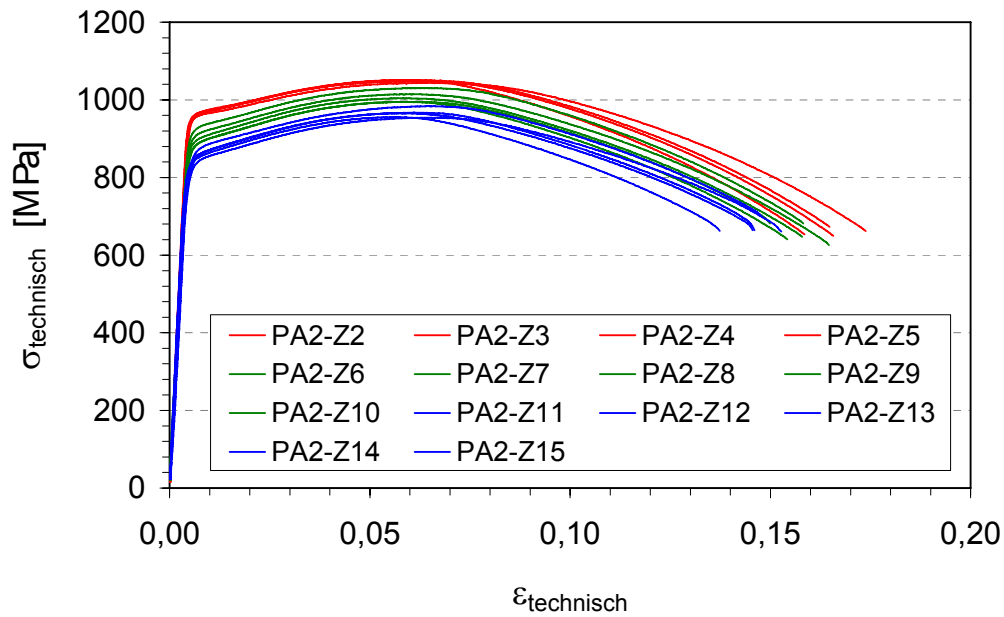


**Abbildung 6-2:** Technische Spannungs-Dehnungskurven für EA4T (bauteilähnliche Probe OB 36)

Proben-Nr.:	Probenlage	$R_{p0,2}$ [MPa]	$R_m$ [MPa]	$A_5$ [%]	Z [%]	Temperatur
PA1-Z1	außen	540	683	21,4	70,2	RT
PA1-Z3	außen	555	690	20,6	71,8	RT
PA1-Z4	außen	561	693	19,9	69,2	RT
Mittelwert	außen	552	689	20,6	70,4	RT
Standardabw.	außen	10,8	5,1	0,8	1,3	RT
PA1-Z6	Mitte	515	668	22,6	70,0	RT
PA1-Z8	Mitte	518	676	22,9	69,3	RT
PA1-Z9	Mitte	513	669	22,1	69,6	RT
Mittelwert	Mitte	515	671	22,5	69,6	RT
Standardabw.	Mitte	2,5	4,4	0,4	0,4	RT
PA1-Z11	Kern	471	639	21,4	69,3	RT
PA1-Z13	Kern	482	648	23,0	70,8	RT
PA1-Z14	Kern	476	640	23,8	70,5	RT
Mittelwert	Kern	476	642	22,7	70,2	RT
Standardabw.	Kern	5,5	4,9	1,2	0,8	RT

**Tabelle 6-1:** Festigkeitskennwerte für EA4T (bauteilähnliche Probe OB 36)

In **Abbildung 6-3** und **Tabelle 6-2** sind die Zugversuchergebnisse für den Werkstoff 34CrNiMo6+QT aufgelistet.



**Abbildung 6-3:** Technische Spannungs-Dehnungskurven für 34CrNiMo6+QT (bauteilähnliche Probe OD 78)

Proben-Nr.:	Probenlage	$R_{p0,2}$ [MPa]	$R_m$ [MPa]	$A_5$ [%]	Z [%]	Temperatur
PA2-Z2	außen	962	1051	15,5	65,8	RT
PA2-Z3	außen	954	1044	17,1	64,7	RT
PA2-Z4	außen	960	1048	16,3	65,8	RT
PA1-Z5	außen	962	1051	16,2	64,8	RT
Mittelwert	außen	960	1049	16,3	65,3	RT
Standardabw.	außen	3,8	3,3	0,7	0,6	RT
PA2-Z6	Mitte	882	995	15,1	62,4	RT
PA2-Z7	Mitte	923	1031	15,5	62,2	RT
PA2-Z8	Mitte	879	995	14,7	62,9	RT
PA2-Z9	Mitte	891	1004	15,5	59,7	RT
Pa2-Z10	Mitte	907	1015	16,1	65,5	RT
Mittelwert	Mitte	896	1008	15,4	62,5	RT
Standardabw.	Mitte	18,4	15,3	0,5	2,1	RT
PA2-Z11	Kern	841	957	13,4	58,1	RT
PA2-Z12	Kern	863	984	14,4	57,1	RT
PA2-Z13	Kern	846	967	14,3	55,3	RT
PA2-Z14	Kern	835	954	14,9	56,2	RT
PA2-Z15	Kern	847	965	14,3	58,0	RT
Mittelwert	Kern	846	965	14,3	56,9	RT
Standardabw.	Kern	10,4	11,7	0,5	1,2	RT

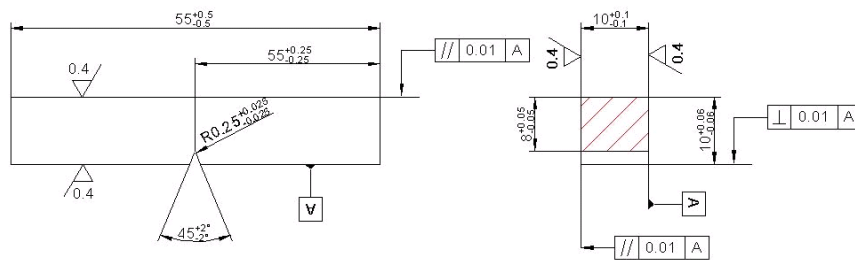
**Tabelle 6-2:** Festigkeitskennwerte für 34CrNiMo6+QT (bauteilähnliche Probe OD 78)

In **Tabelle 6-3** sind den hier (SBEFw II), für die Werkstoffe EA4T und 34CrNiMo6 ermittelten Ergebnissen (Mittelwerte), jeweils für die Außenposition Zugversuchergebnisse (Mittelwerte) aus SAEFw I /Trau 04a/ zum Vergleich gegenübergestellt. Die Zugversuche wurden jeweils an Rundproben mit einem Prüfdurchmesser von  $d = 5$  mm durchgeführt und zeigen eine gute Übereinstimmung.

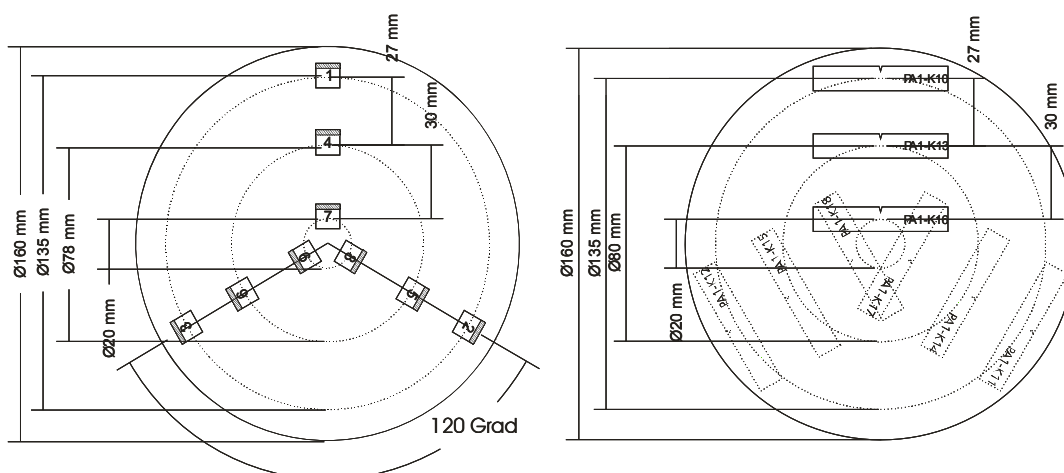
Werkstoffe	Projekt	Probenlage	$R_{p0,2}$ [MPa]	$R_m$ [MPa]	$A_5$ [%]	Z [%]	Temperatur
EA4T	SBEFw II	außen	552	689	20,6	70,4	RT
	SAEFw I	außen	561	691	21,5	65,0	RT
34CrNiMo6+QT	SBEFw II	außen	960	1049	16,3	65,3	RT
	SAEFw I	außen	939	1030	17,3	62,0	RT

**Tabelle 6-3:** Vergleich von Festigkeitskennwerten aus SAEFw I und SBEFw II für EA4T und 34CrNiMo6+QT, Entnahmeposition außen,

Weiterhin wurden, in Anlehnung an DIN 10045 - Teil 1, Kerbschlagbiegeversuche an Charpy-Proben mit V-Kerb durchgeführt. Die Probengeometrie ist in **Abbildung 6-4** gezeigt. **Abbildung 6-5** enthält die Entnahmepläne.



**Abbildung 6-4:** Verwendete Kerbschlagbiegeprobe mit V-Kerb



**Abbildung 6-5:** Entnahmepläne der Kerbschlagbiegeproben (längs, quer)

In **Tabelle 6-4** und **Tabelle 6-5** sind die ermittelten Werte der Kerbschlagarbeit KV aufgelistet. Für die Versuchsdurchführung wurde ein 300 J Pendelschlagwerk mit einer Schlaggeschwindigkeit von  $v_0 = 5$  m/s verwendet.

Proben-Nr.:	Probenlage	KV [J]	Proben-Nr.:	Probenlage	KV [J]	Temperatur
PA1-K 1_L	außen	120,8	PA1-K 10_Q	außen	77,6	RT
PA1-K 2_L	außen	142,8	PA1-K 11_Q	außen	75,5	RT
PA1-K 3_L	außen	132,8	PA1-K 12_Q	außen	91,0	RT
Mittelwert	außen	132,1	Mittelwert	außen	81,4	RT
Standardabw.	außen	11,0	Standardabw.	außen	8,4	RT
PA1-K 4_L	Mitte	128,4	PA1-K 13_Q	Mitte	77,4	RT
PA1-K 5_L	Mitte	130,0	PA1-K 14_Q	Mitte	61,3	RT
PA1-K 6_L	Mitte	136,1	PA1-K 15_Q	Mitte	73,2	RT
Mittelwert	Mitte	131,5	Mittelwert	Mitte	70,6	RT
Standardabw.	Mitte	4,1	Standardabw.	Mitte	8,4	RT
PA1-K 7_L	Kern	143,1	PA1-K 16_Q	Kern	88,9	RT
PA1-K 8_L	Kern	147,1	PA1-K 17_Q	Kern	36,7	RT
PA1-K 9_L	Kern	140,0	PA1-K 18_Q	Kern	50,7	RT
Mittelwert	Kern	143,4	Mittelwert	Kern	58,8	RT
Standardabw.	Kern	3,6	Standardabw.	Kern	27,0	RT

**Tabelle 6-4:** Kerbschlagarbeit KV aus Versuchen an Kerbschlagbiegeproben (längs / quer) mit V-Kerb für EA4T (bauteilähnliche Probe OB 36)

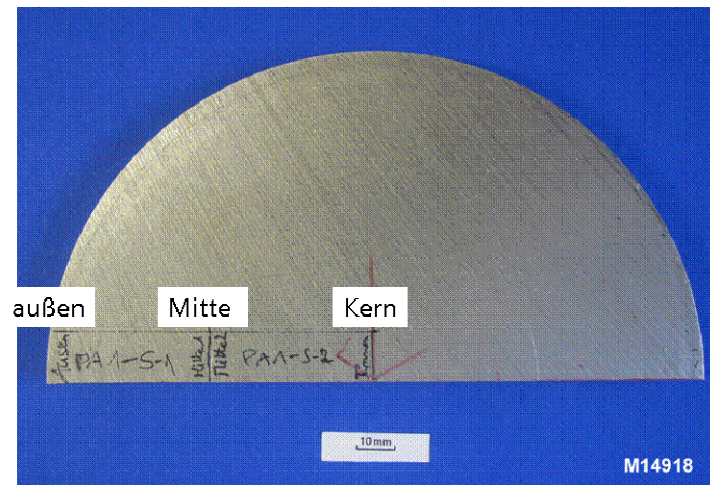
Proben-Nr.:	Probenlage	KV [J]	Proben-Nr.:	Probenlage	KV [J]	Temperatur
PA2-K 1_L	außen	97,9	PA2-K 10_Q	außen	49,9	RT
PA2-K 2_L	außen	100,6	PA2-K 11_Q	außen	51,7	RT
PA2-K 3_L	außen	95,5	PA2-K 12_Q	außen	62,9	RT
Mittelwert	außen	98,0	Mittelwert	außen	54,8	RT
Standardabw.	außen	2,6	Standardabw.	außen	7,0	RT
PA2-K 4_L	Mitte	61,3	PA2-K 13_Q	Mitte	28,4	RT
PA2-K 5_L	Mitte	77,9	PA2-K 14_Q	Mitte	32,6	RT
PA2-K 6_L	Mitte	70,1	PA2-K 15_Q	Mitte	40,6	RT
Mittelwert	Mitte	69,8	Mittelwert	Mitte	33,9	RT
Standardabw.	Mitte	8,3	Standardabw.	Mitte	6,2	RT
PA2-K 7_L	Kern	41,5	PA2-K 16_Q	Kern	26,1	RT
PA2-K 8_L	Kern	55,7	PA2-K 17_Q	Kern	19,0	RT
PA2-K 9_L	Kern	51,2	PA2-K 18_Q	Kern	20,1	RT
Mittelwert	Kern	49,5	Mittelwert	Kern	21,7	RT
Standardabw.	Kern	7,3	Standardabw.	Kern	3,8	RT

**Tabelle 6-5:** Kerbschlagarbeit KV aus Versuchen an Kerbschlagbiegeproben (längs / quer) mit V-Kerb für 34CrNiMo6+QT (bauteilähnliche Probe OD 78)

Weder die Ergebnisse der an den beiden Radsatzwellenwerkstoffen durchgeführten Zug- noch die der Kerbschlagbiegeversuche weisen Auffälligkeiten auf.

## 6.2 Gefüge- und Mikrostrukturuntersuchungen

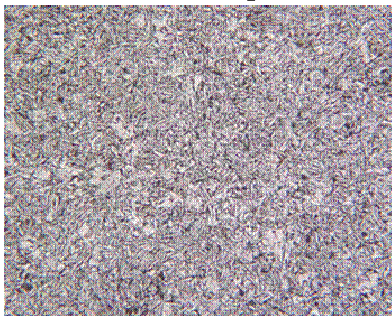
In **Abbildung 6-6** ist die Schliﬀprobenahme für die Gefügeuntersuchungen verdeutlicht.



**Abbildung 6-6:** Schliﬀprobenlage EA4T aus OB 36

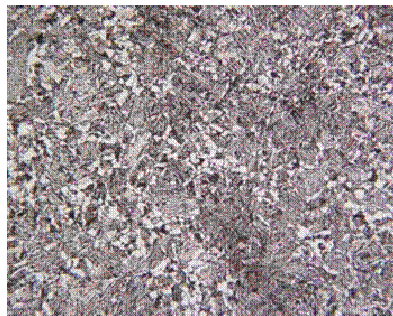
Die Gefügebilder in **Abbildung 6-7** zeigen ein nach /DIN EN 13261/ bedingungsgemäßes bainitisch-martensitisches Gefüge mit der ISO 643 Korngröße > 5 nach ISO 643.

außen, ISO 643 Korngröße: 8.5



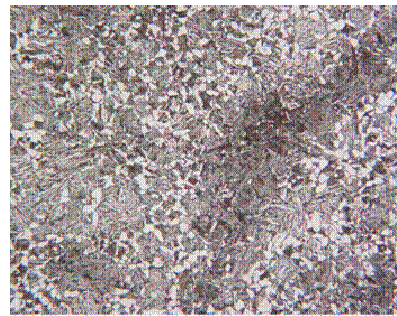
60328 A4T OB36 Außen (100 x)

Mitte, ISO 643 Korngröße: 8.5



60332 A4T OB36 Mitte (100 x)

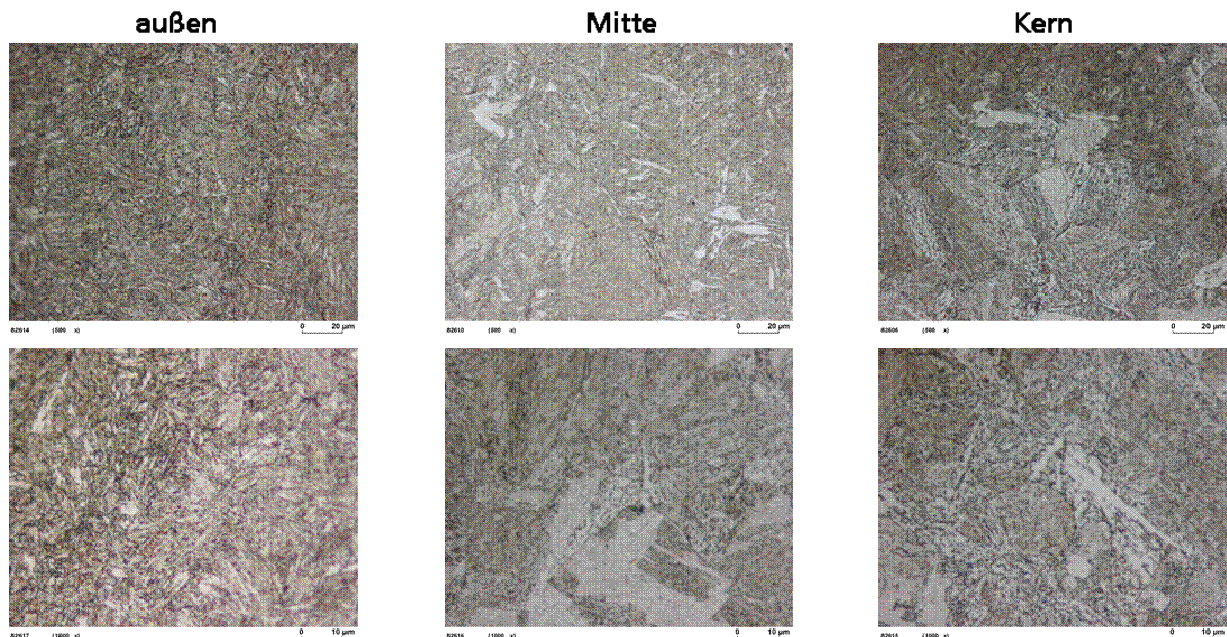
Kern, ISO 643 Korngröße: 8



60336 A4T OB36 Kern (100 x)

(jeweils x100; Ätzmittel: 3% alkoholische Salpetersäure)

**Abbildung 6-7:** Gefügebilder für EA4T aus OB 36



**Abbildung 6-8:** Gefügebilder für 34CrNiMo6+QT aus OD 78; oben  $\times 500$ ; unten  $\times 1000$

Die in **Abbildung 6-8** für den Werkstoff 34CrNiMo6+QT zusammengestellten Gefügebilder zeigen ein unauffälliges Vergütungsgefüge, bainitisch/martensitisch im Randbereich und Übergang zu ferritisch/bainitisch im Kernbereich.

### 6.3 Bruchmechanische Kennwerte

Für die bruchmechanische Werkstoffcharakterisierung wurden Rissfortschrittsversuche an den Radsatzwellenwerkstoffen 25CrMo4 (EA4T) und 34CrNiMo6+QT unter einstufiger und mehrstufiger Belastung durchgeführt. Alle EA4T Rissfortschrittsproben wurden aus der Welle OB 36 entnommen, während die 34CrNiMo6+QT Proben aus der Welle OD 78 stammen. Weitere Angaben zu diesen Wellen sind in /Trau 04a/ und /Trau 04b/ dokumentiert.

#### 6.3.1 Rissfortschrittverhalten unter einstufiger Belastung an M(T)-Proben

Die Versuchsdurchführung (unter einstufiger Belastung) zur Bestimmung der für die Berechnung des Rissfortschrittverhaltens von Radsatzwellen notwendigen Rissfortschrittskurven und der bruchmechanischen Kennwerte  $\Delta K_{th}$ , sowie  $C$  und  $m$  erfolgten in Anlehnung an die ASTM 647-05 /ASTM E647/. Repräsentativ für die Belastung von presssitzfernen Bewertungsquerschnitten der Radsatzwelle im Fahrbetrieb wurden die Rissfortschrittsversuche unter zunächst reiner Zug-/Druck-Wechselbeanspruchung, also bei einem Spannungsverhältnis von  $R = -1$  durchgeführt. Als Stützpunkte zur Bewertung von durch den Presssitz beeinflussten Radsatzwellenquerschnitten wurden auch Versuchsdaten für den Zugschwellbereich bei  $R = 0,1$  ermittelt. In **Abbildung 6-9** sind die verwendete Probenform sowie die Probenlage der aus einem Originalbauteil entnommenen Proben gezeigt.



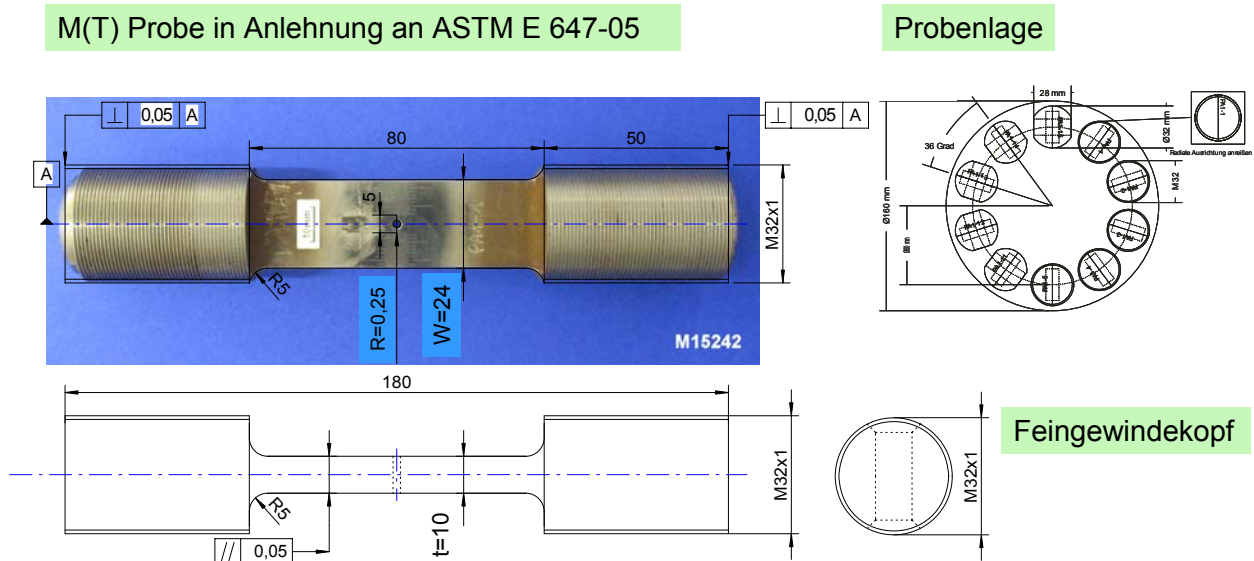
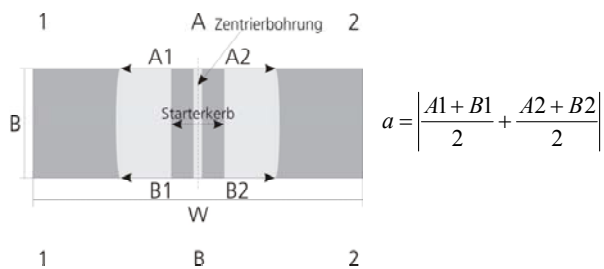
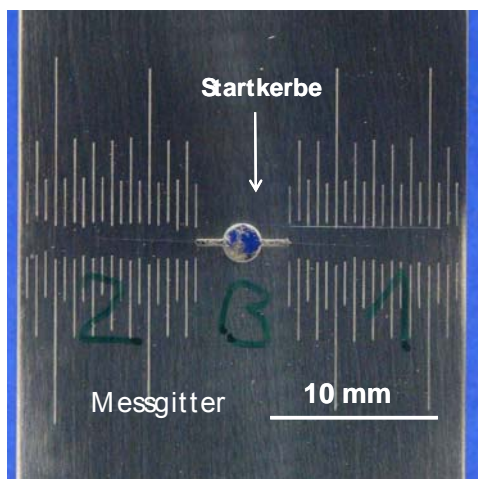


Abbildung 6-9: Probenform und Probenlage

Für die Versuche wurden M(T)-Proben, Proben mit Mittenanriss, gewählt und bei der Dimensionierung auf eine hohe Probensteifigkeit geachtet, um Biegeeffekte bei der Prüfung ausschließen zu können. Die biegemomentfreie Versuchsdurchführung konnte durch mit Dehnungsmessstreifen instrumentierten Probekörpern nachgewiesen werden. Die Rissstartkerben wurden funkenerosiv eingebracht. Bei allen Versuchen wurde der Rissfortschritt unter Berücksichtigung der in /ASTM E647/ definierten Symmetriebedingungen, wie in **Abbildung 6-10** gezeigt, optisch ermittelt.

optische Risslängenmessung



Symmetriebedingungen nach ASTM E647-05

$$\left| \frac{A1 + B1}{2} - \frac{A2 + B2}{2} \right| < 0,025 \cdot W$$

$$|A1 - B1| < 0,25 \cdot B \quad \text{und} \quad |A2 - B2| < 0,25 \cdot B$$

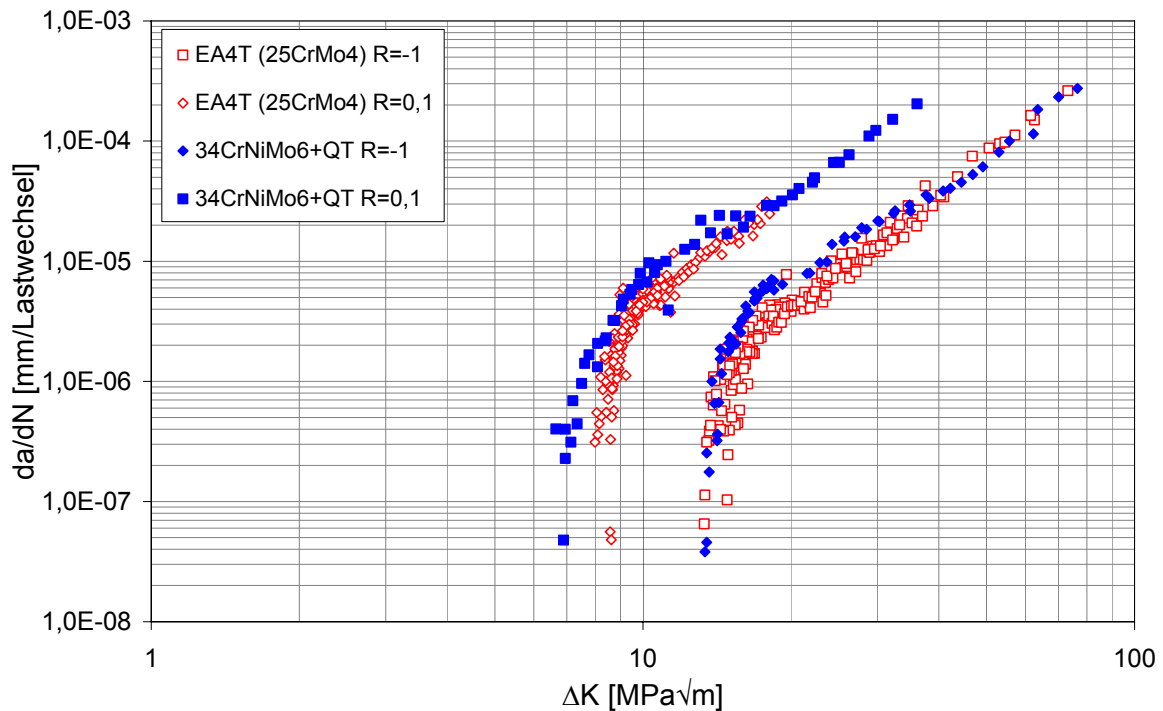
$$\text{Restligament } (W - 2a) \geq 1,25 F_{\max} / (BR_{p0,2})$$

Abbildung 6-10: Angaben zur optischen Rissfortschrittsermittlung

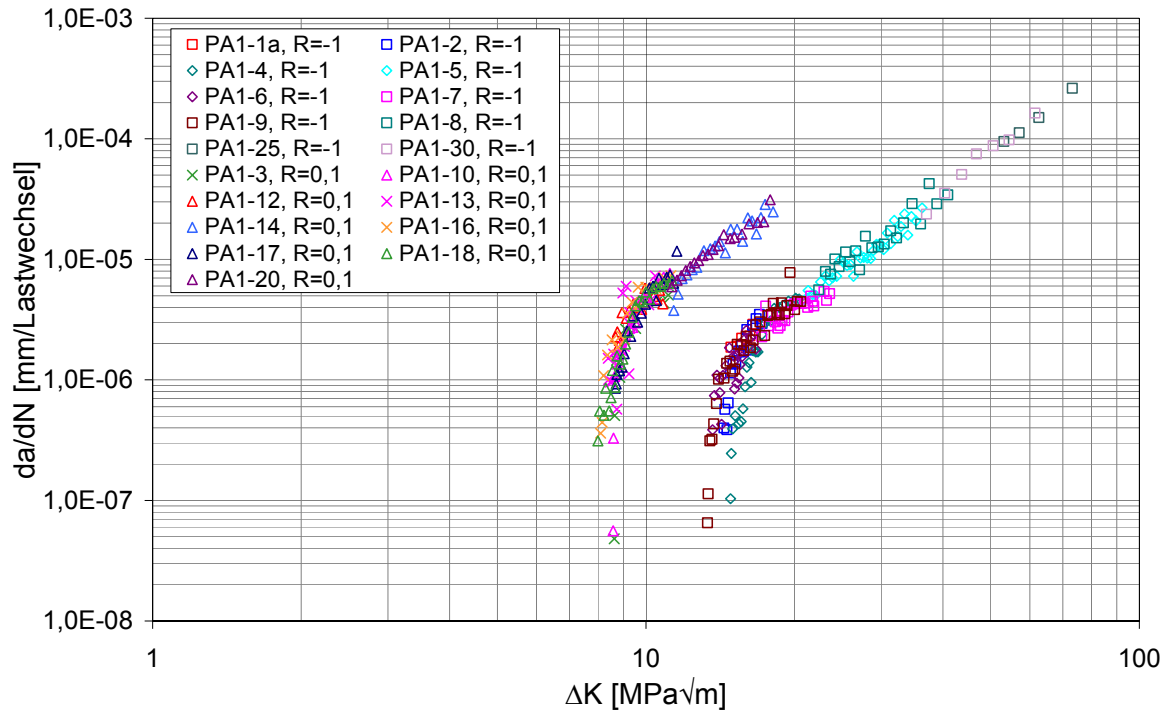
In **Abbildung 6-11** sind die ermittelten Rissfortschrittsraten  $da/dN$  einschließlich des schwellenwertnahen Bereichs für  $R = -1$  und  $R = 0,1$  als Funktion der Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors

$$\Delta K = \Delta \sigma \sqrt{\pi a} \sqrt{\sec\left(\frac{\pi a}{W}\right)} \quad (6-1)$$

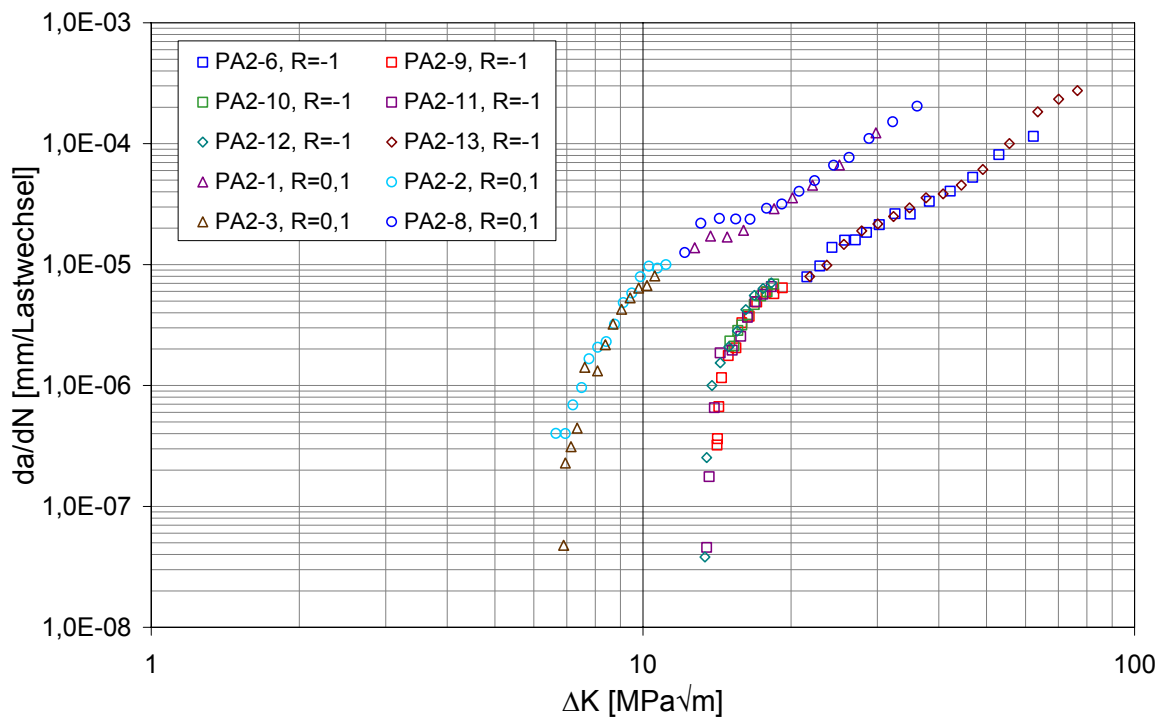
dargestellt. Dabei ist zu beachten, dass die volle Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors  $\Delta K = K_{\max} - K_{\min}$  aufgetragen ist. Von einer Auftragung von  $\Delta K_{\text{eff}} = K_{\max} - K_{\text{op}}$  wurde abgesehen. Beide Kurven repräsentieren jeweils Ergebnisse aus mehreren Probenversuchen. In **Abbildung 6-12** und **Abbildung 6-13** sind die Ergebnisse aus **Abbildung 6-11** in anderer Darstellung gezeigt. Die verschiedenen Farben kennzeichnen hier jeweils die einzelnen M(T)-Proben.



**Abbildung 6-11:** Rissfortschrittskurven für EA4T und 34CrNiMo6+QT bei R = 0,1 und R = -1, M(T)-Proben



**Abbildung 6-12:** Rissfortschrittskurven für EA4T mit Kennzeichnung einzelner M(T)-Proben



**Abbildung 6-13:** Rissfortschrittskurven für 34CrNiMo6+QT mit Kennzeichnung einzelner M(T)-Proben

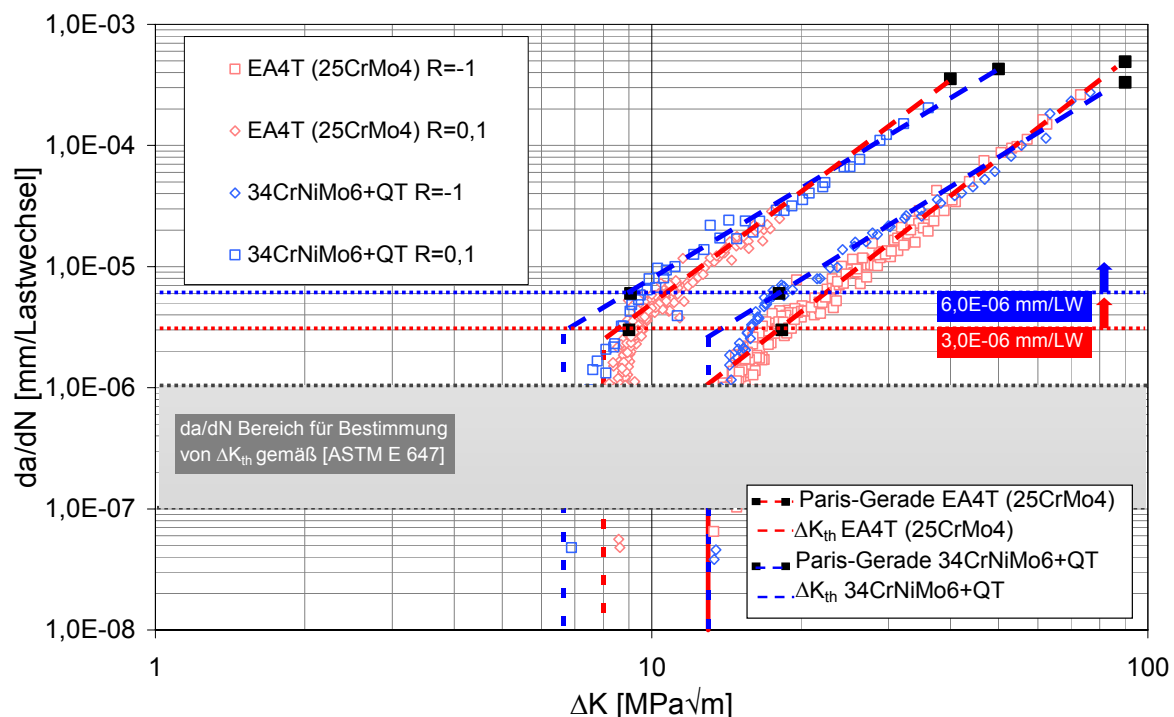
Die Auswertung (Aufbereitung der Daten als Eingangsgrößen für Rissfortschrittsberechnungen) der ermittelten Rissfortschrittskurven kann auf verschiedene Art und Weise durchge-

führt werden. Hierbei ist zu beachten, dass die Art der Auswertung einen erheblichen Einfluss auf das Ergebnis der Rissfortschrittsberechnung für Radsatzwellen haben kann.

Für die Verwendung in überschlägigen Berechnungen kann eine bilineare Auswertung, wie z.B. in **Abbildung 6-14** gezeigt, gewählt werden. Dazu wurden im vorliegenden Fall die Parameter  $C$  (Achsenabschnitt) und  $m$  (Steigung) im linearen Bereich der Risswachstumskurve nach Paris-Erdogan /Paris 63/

$$\frac{da}{dN} = C\Delta K^m \quad (6-2)$$

statistisch ausgewertet, d.h. zur Bestimmung der eingezeichneten Geraden in erster Näherung der 50%-Verteilungswert angesetzt. Als linearer Bereich wurden für den Werkstoff EA4T alle Versuchsdaten mit Rissfortschrittsraten  $da/dN \geq 3 \cdot 10^{-6}$  mm/LW und für den Werkstoff 34CrNiMo6+QT alle Versuchsdaten mit Rissgeschwindigkeiten  $da/dN \geq 6 \cdot 10^{-6}$  definiert.



**Abbildung 6-14:** Bilineare Approximation der Rissfortschrittskurven für EA4T und 34CrNiMo6+QT zur Ableitung der Werkstoffkenngrößen  $C$ ,  $m$  und  $\Delta K_{th}$

Zur rechnerischen Bestimmung des Schwellenwertes  $\Delta K_{th}$  wurden Versuchsdaten mit Rissfortschrittsraten  $da/dN \leq 10^{-6}$  mm/LW ausgewertet (gemäß /ASTM E647/ sind für eine Auswertung mindestens fünf Messpunkte mit  $10^{-7} \leq da/dN \leq 10^{-6}$  mm/LW zu verwenden). Die eingezeichnete Gerade repräsentiert hier den linearen Fit durch die einhüllenden Versuchspunkte (in doppelt logarithmischer Skalierung). Auch durch eine Auswertung im linearen Achsensystem (Schnittpunkt der Geraden bei  $da/dN = 0$ ), wie sie in /Doek°97/ vorgeschlagen wird, ergaben sich im vorliegenden Fall nur unwesentlich veränderte Schwellenwerte. Alle ermittelten Kennwerte sind in **Tabelle 6-6** zusammengestellt. Sie sind jedoch nur für die Verwendung in

überschlägigen Berechnungen geeignet, da insbesondere der Verlauf der Rissfortschrittskurve zwischen dem schwellenwertnahen und dem mittleren (Paris-) Bereich sehr konservativ beschrieben wird.

Werkstoff	Spannungs- verhältnis R	C	m	$\Delta K_{th}$ [MP $\sqrt{m}$ ]
25CrMo4 (A4T)	-1	2,74E-10	3,2	13
34CrNiMo6	-1	4,32E-09	2,5	13
25CrMo4 (A4T)	0.1	2,65E-09	3,2	7,5
34CrNiMo6	0.1	2,42E-08	2,5	6,6

$\Delta K$  in MPa $\sqrt{m}$ , da/dN in mm/Lastwechsel

**Tabelle 6-6:** Paris-Konstanten und Schwellenwerte für EA4T und 34CrNiMo6+QT

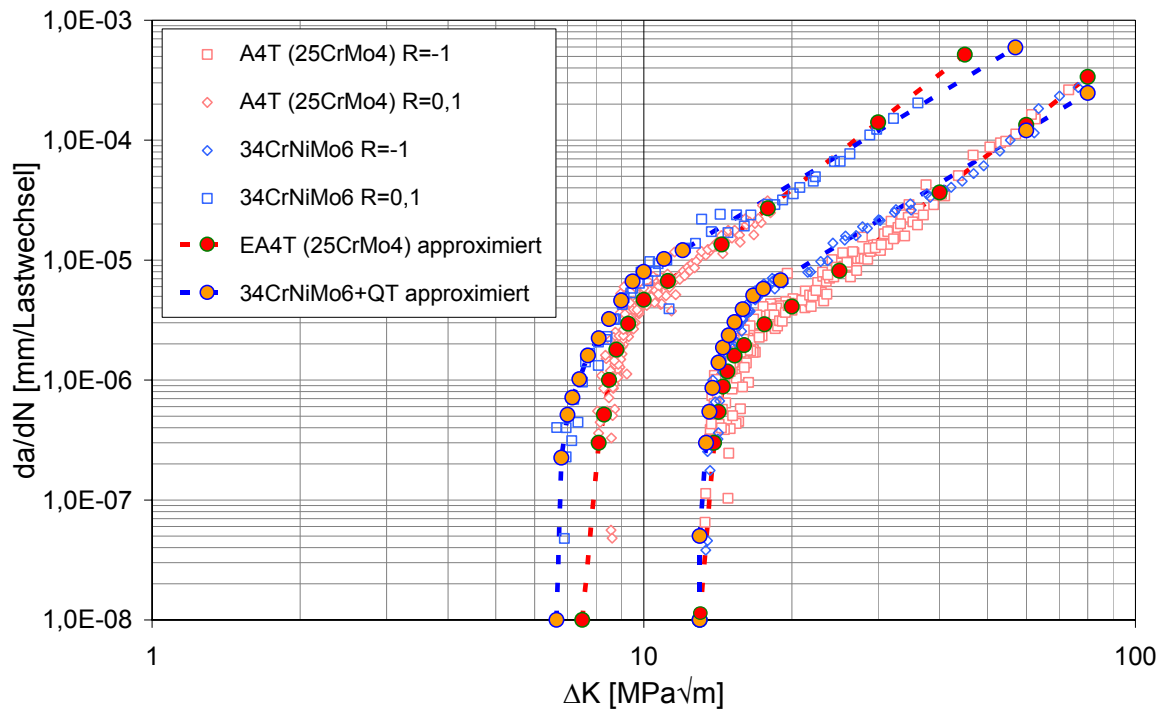
Für eine Berechnung des Rissfortschrittverhaltens in Radsatzwellen ist eine analytische Approximation der gesamten gemessenen Rissfortschrittskurven erforderlich. Diese kann ebenfalls auf verschiedene Art und Weise durchgeführt werden. Eine häufig angewendete Möglichkeit der Approximation bietet die sogenannte NASGRO-Gleichung /Form 92/, /NASGRO 00/:

$$\frac{da}{dN} = C \left[ \left( \frac{1-\gamma}{1-R} \right) \Delta K \right]^m \frac{\left( 1 - \frac{\Delta K_{th}}{\Delta K} \right)^p}{\left( 1 - \frac{K_{max}}{K_c} \right)^q} \quad (6-3)$$

Theoretisch können durch eine Anpassung der Parameter  $C$ ,  $m$ ,  $p$ ,  $q$ ,  $K_c$  sowie der Rissöffnungsfunktion  $\gamma(R)$ , siehe z.B. /Newm 81/, und des Schwellenwertes  $\Delta K_{th}(R)$  /NASGRO 00/ die experimentell ermittelten Rissfortschrittskurven analytisch beschrieben werden. Dabei werden mehrere weitere Konstanten für die Funktionen  $\gamma(R)$  und  $\Delta K_{th}(R)$  eingeführt, deren physikalische Bedeutung bzw. Übertragbarkeit auf verschiedene Werkstoffe sowie Proben- und Rissgeometrien nicht eindeutig nachvollziehbar bzw. nachweisbar ist. Insbesondere der sog. Constraint-Faktor in der Rissöffnungsfunktion /Newm 81/ suggeriert die Abhängigkeit der Rissfortschrittskurven von der Probengeometrie. Hinsichtlich einer möglichen Anwendung auf Rissfortschrittsberechnungen für Radsatzwellen, sollen die Rissfortschrittsdaten im schwellenwertnahen Bereich und bei variablen  $R$ -Verhältnissen möglichst genau beschrieben werden. Dies ist unter Anwendung von analytischen Funktionen nur eingeschränkt möglich.

U.a. wurde aus diesen Gründen für die Berechnung des Rissfortschrittverhaltens bauteilähnlicher Proben (siehe Kapitel 8) die in **Abbildung 6-15** dargestellte multi-lineare Approximation gewählt. Im mittleren Bereich der Rissfortschrittskurve, die durch Gl. (6-2) beschrieben wird, fällt diese Approximation mit der in **Abbildung 6-14** dargestellten, auf Mittelwerten basierenden Geraden zusammen. Im Übergangsbereich nimmt die Approximation allmählich den im schwellenwertnahen Bereich zugrunde gelegten „abdeckenden“ Verlauf an. Die Rissfort-

schrittskurven werden in diesem Bereich konservativ beschrieben. Mit zunehmender Anzahl von Messpunkte könnte auch für den schwellenwertnahen Bereich eine auf statistischen Überlegungen basierende Approximation vorgenommen werden. Aufgrund der derzeit geringen Anzahl von Messwerten wurde eine solche Auswertung jedoch bislang nicht durchgeführt. Die Zahlenwerte der hier verwendeten multi-linearen Approximation sind in **Tabelle 6-7** aufgelistet.



**Abbildung 6-15:** Multi-lineare Approximation der Rissfortschrittskurven für EA4T und 34CrNiMo6+QT

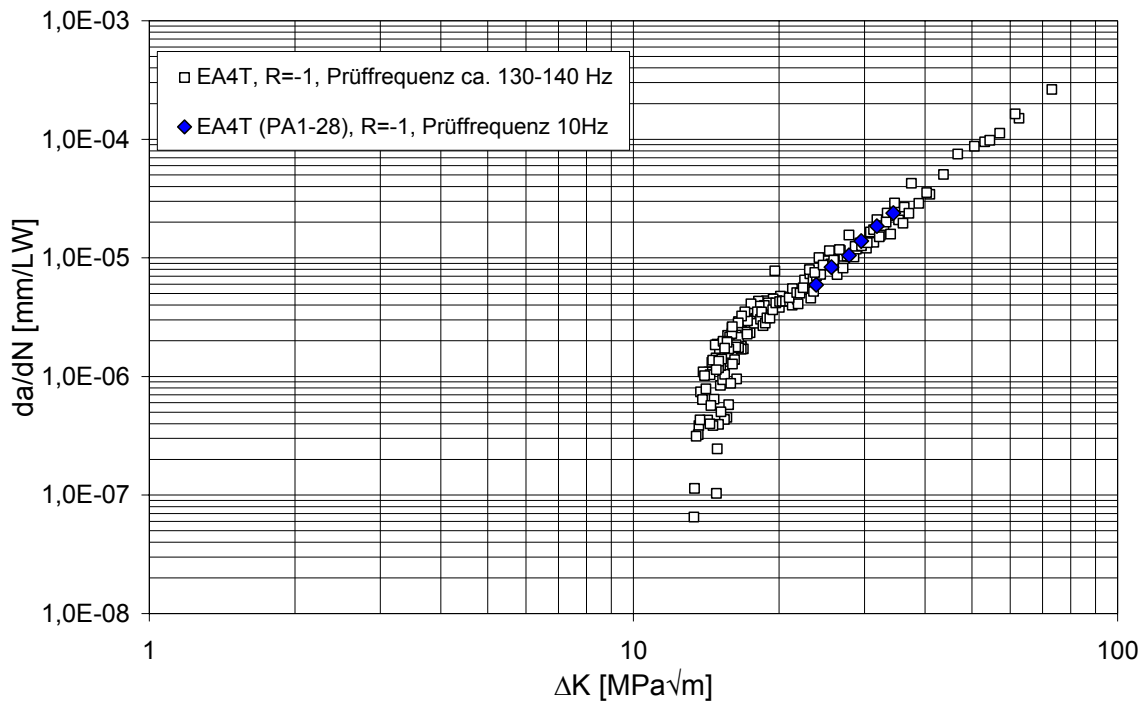
EA4T (25CrMo4)				34CrNiMo6+QT			
R=0,1		R=-1		R=0,1		R=-1	
$\Delta K$	da/dN	$\Delta K$	da/dN	$\Delta K$	da/dN	$\Delta K$	da/dN
MPa $\sqrt{m}$	mm/LW	MPa $\sqrt{m}$	mm/LW	MPa $\sqrt{m}$	mm/LW	MPa $\sqrt{m}$	mm/LW
7,5	1,00E-08	13	1,00E-08	6,65	1,00E-08	13	1,00E-08
8,1	2,99E-07	13,9	3,00E-07	6,8	2,25E-07	13	5,00E-08
8,3	5,14E-07	14,2	5,43E-07	7	5,14E-07	13,4	3,00E-07
8,5	1,00E-06	14,5	8,83E-07	7,16	7,13E-07	13,6	5,45E-07
8,8	1,79E-06	14,8	1,18E-06	7,4	1,02E-06	13,8	8,61E-07
9,3	2,95E-06	15,3	1,60E-06	7,7	1,60E-06	14,2	1,40E-06
10	4,68E-06	16	1,95E-06	8,1	2,23E-06	14,5	1,87E-06
11,2	6,68E-06	17,6	2,92E-06	8,5	3,22E-06	14,9	2,36E-06
14,4	1,35E-05	20	4,10E-06	9	4,60E-06	15,3	3,05E-06
17,9	2,70E-05	25	8,15E-06	9,5	6,64E-06	15,9	3,89E-06
30	1,41E-04	40	3,67E-05	10	8,00E-06	16,7	5,07E-06
45	5,17E-04	60	1,34E-04	11	1,02E-05	17,5	5,77E-06
65	1,60E-03	80	3,37E-04	12	1,21E-05	19	6,80E-06
85	7,50E-03	120	2,00E-03	57	5,94E-04	60	1,20E-04
108	1,00E+00	240	1,00E+00	85	7,50E-03	80	2,47E-04
				108	1,00E+00	120	1,00E-03
						240	1,00E+00

**Tabelle 6-7:** Multi-lineare Approximation der Rissfortschrittskurven für EA4T und 34CrNiMo6+QT (Zahlenwerte)

## 6.4 Untersuchung von Einflussgrößen auf das Rissfortschrittsverhalten in Standardproben

### 6.4.1 Prüffrequenz

Die Durchführung der Rissfortschrittsuntersuchungen an Bruchmechanikproben unter einstufiger Belastung erfolgte an einer Resonanzprüfmaschine vom Typ Testronic der Firma Russenberger AG. Die sich bei den M(T)-Proben bei der vorgegebenen Lastamplitude einstellende Prüffrequenz betrug ca. 130-140 Hz. Um ausschließen zu können, dass die Prüffrequenz in dem genutzten Frequenzbereich einen Einfluss auf das Rissfortschrittsverhalten hat, wurde ein Versuch (M(T)-Probe PA1-28) an einer servohydraulischen Prüfmaschine, Typ 1275, der Firma Instron, unter sonst gleichen Bedingungen durchgeführt. Hierbei betrug die Prüffrequenz 10 Hz. In **Abbildung 6-16** sind die bei den beiden Prüffrequenzen ermittelten Rissfortschrittsraten vergleichend dargestellt. Ein Einfluss der Prüffrequenz konnte in dem untersuchten linearen Bereich der Rissfortschrittskurve nicht festgestellt werden.



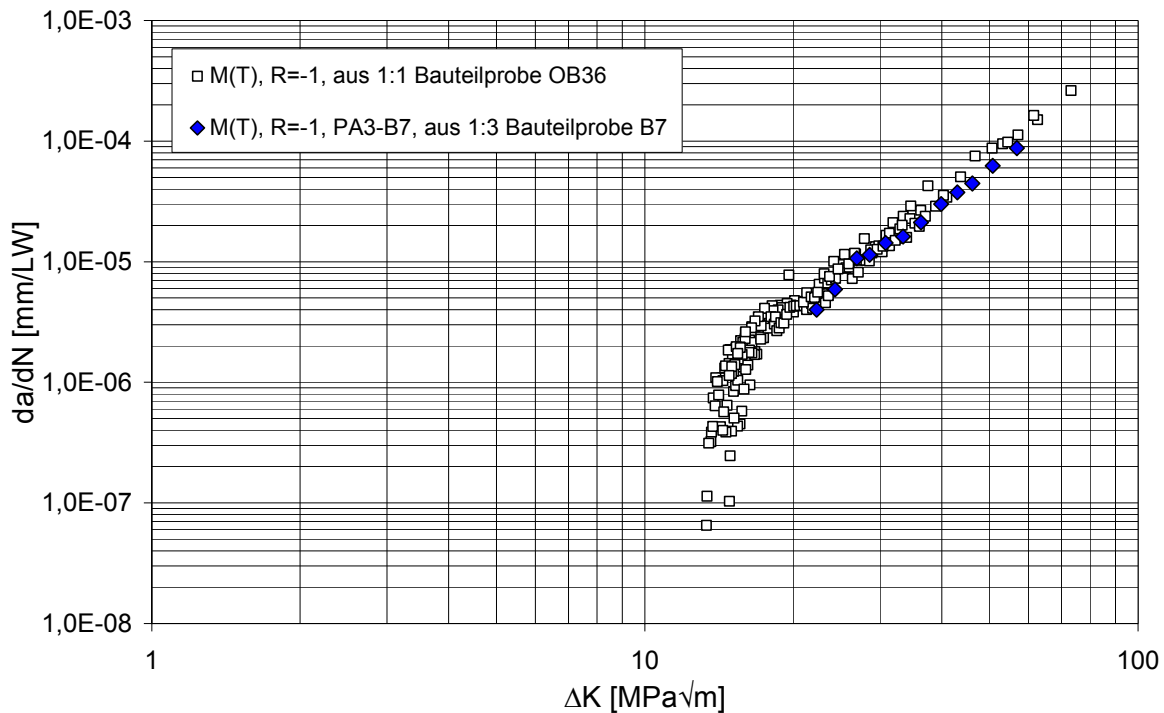
**Abbildung 6-16:** Rissfortschrittskurven für EA4T bei  $R = -1$  und bei Prüffrequenzen von 10 Hz und ca. 130-140 Hz

#### 6.4.2 Chargeneinfluss

Wie bereits erwähnt, wurden die für die Ermittlung der EA4T Rissfortschrittskurven verwendeten Bruchmechanik-Proben aus der Welle OB 36 entnommen. In die Datenstreuung gehen damit vorwiegend Effekte aus der Probenfertigung, der Versuchs- und Messtechnik, sowie der unterschiedlichen Entnahmeposition der Welle ein. Chargeneinflüsse konnten im Rahmen des vorliegenden Forschungsprojektes aus Zeitgründen nicht eingehend untersucht werden. Zur statistischen Absicherung der ermittelten Rissfortschrittskurven wäre dies jedoch durchaus sinnvoll. Um die ermittelten Rissfortschrittsdaten einordnen zu können, wurden verschiedene Plausibilitätsprüfungen durchgeführt. Insbesondere wurde überprüft, ob sich Fertigungseinflüsse auf das Rissfortschrittsverhalten von aus den 1:1 und den 1:3 Bauteilproben entnommenen M(T)-Proben auswirken.

In **Abbildung 6-17** ist der Vergleich der EA4T Rissfortschrittsdaten (entnommen aus der 1:1 Bauteilprobe OB 36) mit den Rissfortschrittsdaten der M(T)-Probe PA3-B7 (entnommen aus der 1:3 Bauteilprobe B7) gezeigt. In dem hier untersuchten Bereich des linearen Risswachstums konnten keine signifikanten Unterschiede ermittelt werden. Alle ermittelten Rissfortschrittsdaten liegen in einem verhältnismäßig engen Streuband.

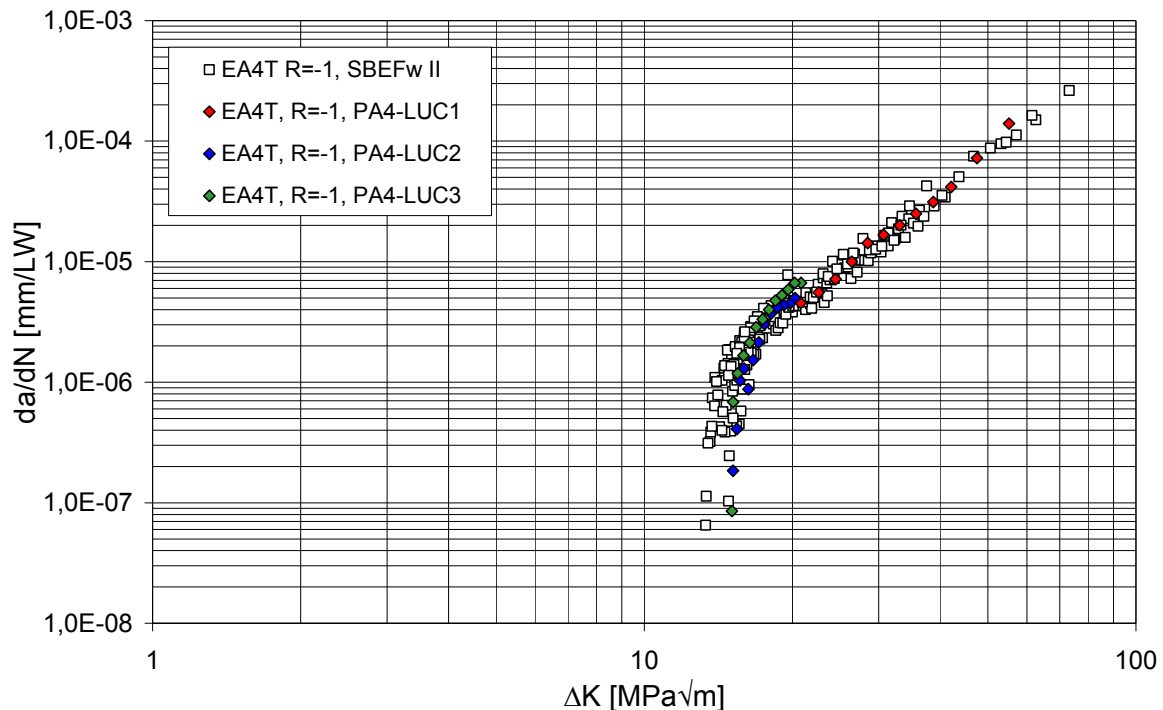




**Abbildung 6-17:** Rissfortschrittskurven bei  $R = -1$  für aus 1:3 und 1:1 Bauteilproben entnommene EA4T M(T)-Proben

Zur weiteren Plausibilitätsprüfung der Rissfortschrittsdaten für den Werkstoff EA4T wurden aus einem Segment einer Radsatzwelle des italienischen Herstellers Lucchini die drei M(T)-Proben, PA4-LUC1 - PA4-LUC3, entnommen und in analoger Weise Rissfortschrittsdaten ermittelt. Die Wellensegmente wurden aus dem Radsatzwellenbestand des EU-Projektes /WIDEM 09/ zur Verfügung gestellt. Der Werkstoffzustand ist dort als bedingungsgemäß bezeichnet, weitere Informationen zum Werkstoffzustand liegen nicht vor.

In **Abbildung 6-18** sind die ermittelten Rissfortschrittsdaten für die Bauteilprobe OB 36 (SBEFw II) und das angelieferte italienische Wellensegment verglichen. Auch bei diesem Vergleich wurden keine signifikanten Unterschiede festgestellt. Alle ermittelten Rissfortschrittsdaten liegen wieder in einem verhältnismäßig engen Streuband. Aufgrund des zu geringen Stichprobenumfangs lassen die ermittelten Ergebnisse keine statistisch abgesicherte Bewertung des Chargeneinflusses zu. Aus den vorliegenden Vergleichen der EA4T Rissfortschrittsdaten für unterschiedliche Ausgangsgeometrien (1:1 und 1:3 Bauteilproben eines Herstellers) und unterschiedliche Hersteller (1:1 Bauteilprobe und 1:1 Wellensegment) lassen sich keine Hinweise hinsichtlich einer Empfindlichkeit der Rissfortschrittsdaten gegenüber den genannten Einflussfaktoren ableiten.



**Abbildung 6-18:** Rissfortschrittskurven bei  $R = -1$  für EA4T, M(T)-Proben aus zwei Chargen

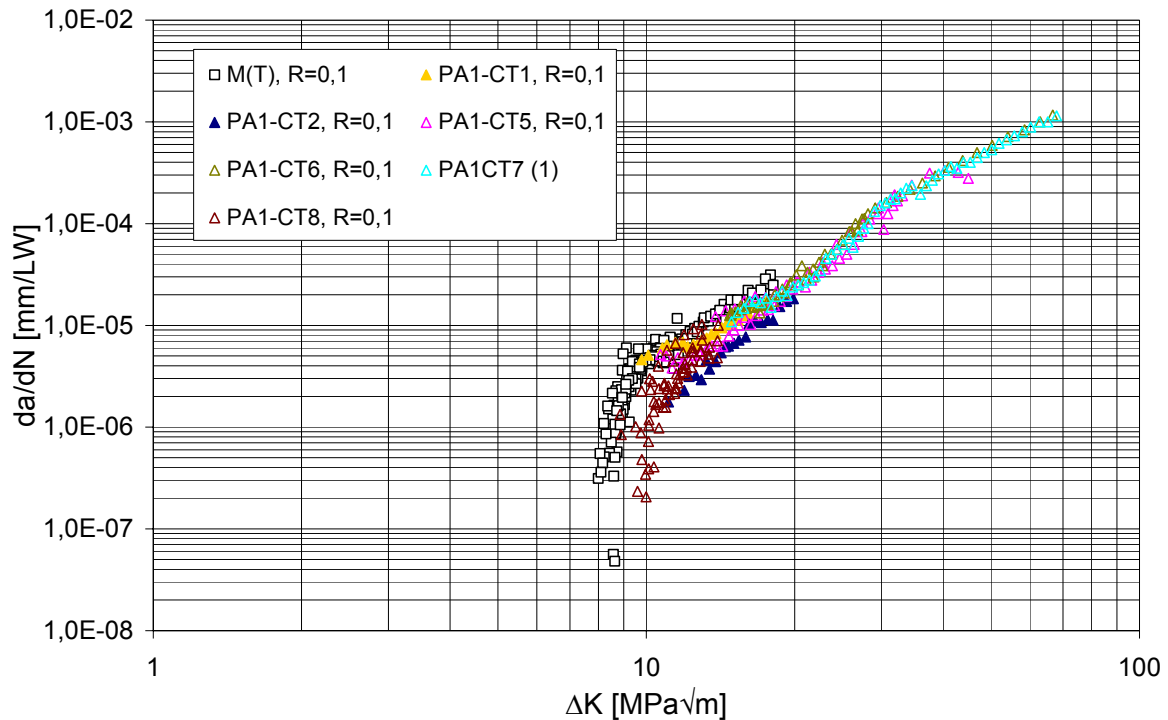
### 6.4.3 Einfluss der Probengeometrie

Unterschiedliche lokale Spannungszustände vor der Rissspitze in einer Probe und im Bauteil können zu Abweichungen zwischen berechneten und experimentell ermittelten Rissfortschrittsraten führen. Dies erfordert grundsätzlich einen Nachweis der Übertragbarkeit von an Standardproben ermittelten zyklischen Werkstoffkennwerten auf das Rissverhalten in Bauteilen (siehe Kapitel 8.5). Auch das an verschiedenen Standardproben ermittelte Rissfortschrittsverhalten ist prinzipiell nicht von der Probengeometrie unabhängig und kann zu unterschiedlichen Ergebnissen führen. Während der Geometrie- bzw. Constraint-Einfluss auf die statische Risszähigkeit weitgehend bekannt und sogar in verschiedenen analytischen Modellen erfasst ist /Gao 00/, /Wall 01/, /Sieg 04/ liegen entsprechende experimentelle und rechnerische Untersuchungen zum Ermüdungsrissverhalten relativ selten vor /Liu 97/, /Roya 04/, /Sola 03/.

Im vorliegenden Projekt wurden die Rissfortschrittskurven an M(T)-Proben ermittelt. Ein wesentlicher Vorteil dieser Probengeometrie besteht darin, dass sie unter variablen  $R_K$ -Verhältnissen, vor allem bei  $R_K < 0$ , flexibel anwendbar und somit für die Lastbedingungen in einer Radsatzwelle repräsentativ ist. Bezogen auf den Spannungszustand vor der Rissspitze zeigt die M(T)-Probe jedoch den geringsten Mehrachsigkeitsgrad (Constraint) von allen bruchmechanischen Standardproben /Sher 95/. Eine niedrige Spannungsmehrachsigkeit kann möglicherweise die Werkstoffplastizierung an der Rissspitze begünstigen und bei zyklischer Belastung zu vergleichsweise höheren Rissfortschrittsraten führen. Das mit M(T)-Proben ermittelte Rissfortschrittsverhalten stellt im zyklischen Fall möglicherweise eine konservative Abschätzung für den untersuchten Werkstoff dar. Hingegen stellt eine mit M(T)-Proben ermittelte

statische Risszähigkeit die obere Grenze für den jeweiligen Werkstoff dar. Hier kann eine konservative Abschätzung auf der Basis von C(T)-Proben erfolgen /Wall 01/, /Sieg 04/.

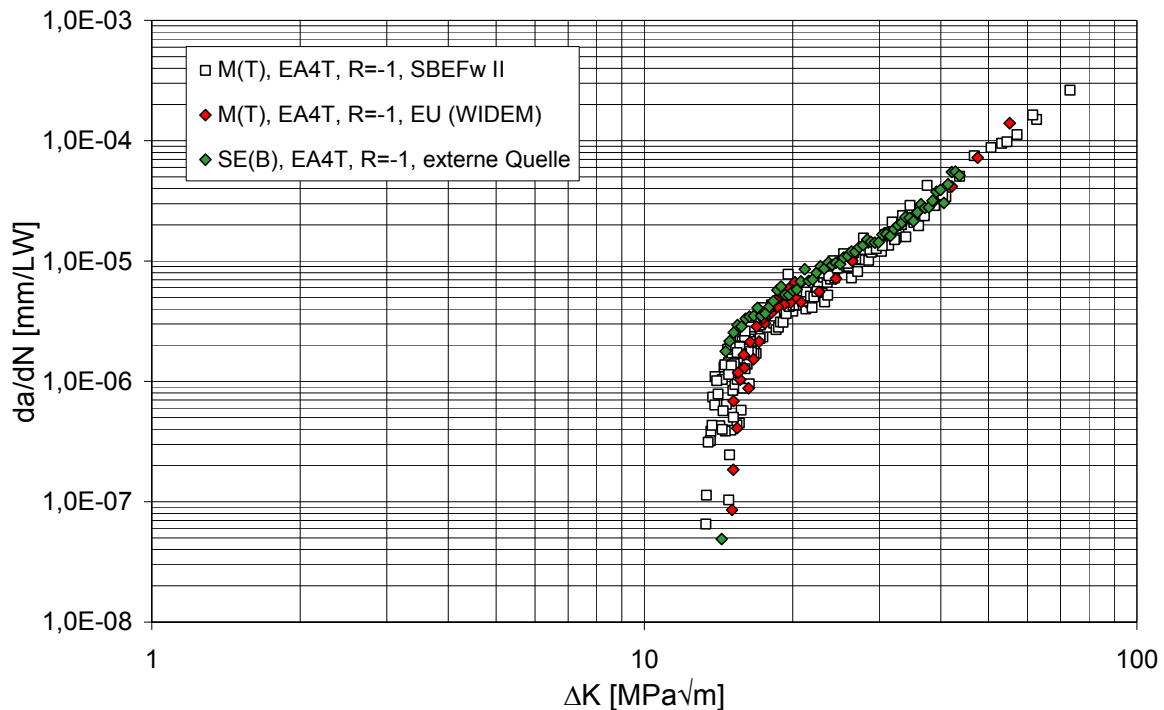
Zum experimentellen Nachweis der prinzipiellen Überlegungen sind in **Abbildung 6-19** die an M(T)-Proben für den Werkstoff EA4T ermittelten Rissfortschrittsdaten mit an C(T)-Proben ermittelten Versuchsdaten verglichen. Da eine Versuchsführung mit  $R = -1$  bei C(T)-Proben nicht ohne weiteres möglich ist, wurde dieser Vergleich bei  $R = 0,1$  durchgeführt.



**Abbildung 6-19:** Rissfortschrittskurven für M(T)- und C(T)-Proben aus EA4T bei  $R = 0,1$

Insbesondere im schwellenwertnahen Bereich sind signifikante Unterschiede in den ermittelten Rissfortschrittsraten zu erkennen, wobei die M(T)-Proben in vergleichbaren Bereichen bei gleichen  $\Delta K$ -Werten höhere  $da/dN$ -Werte aufweisen.

In **Abbildung 6-20** sind den M(T)-Probenergebnissen bei  $R = -1$  SE(B)-Rissfortschrittsdaten gegenübergestellt, die ebenfalls bei  $R = -1$  für den Radsatzwellen EA4T ermittelt wurden. Die Ergebnisse stammen aus einer extern durchgeführten Untersuchung /Hübner 05/. Es wurden SE(B)-Proben mit den für Standard-Kerbschlagbiegeproben üblichen Abmessungen (Probenquerschnitt  $10 \times 10 \text{ mm}^2$ ) verwendet. Die Versuche wurden in einer Cracktronic-Prüfmaschine der Firma Russenberger AG durchgeführt. Weitere Angaben zur Versuchsdurchführung bzw. zum Werkstoffzustand liegen nicht vor.



**Abbildung 6-20:** Rissfortschrittskurven für M(T)- und SE(B)-Proben aus EA4T bei  $R = -1$

Die SE(B)-Rissfortschrittsdaten liegen am oberen Rand des Streubands der M(T)-Probenversuche mit dem Werkstoff aus /WIDEM 09/ und dem vorliegenden Projekt SBEFw II.

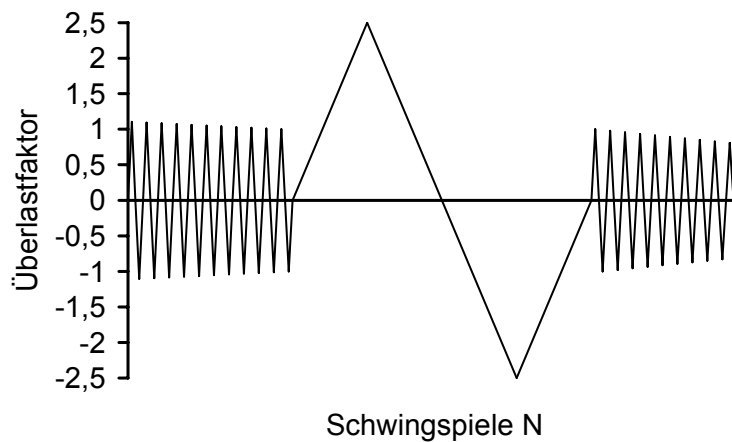
## 6.5 Einfluss mehrstufiger Belastungen auf das Rissfortschrittsverhalten

Abweichungen zwischen berechneten und experimentell ermittelten Rissfortschrittsraten in Bauteilen bzw. bauteilähnlichen Proben unter betriebsrelevanten Lastbedingungen können verschiedenste Ursachen haben. Neben der Streuung der experimentell an Standardproben ermittelten Rissfortschrittsdaten und ihrer für die Rissfortschrittsberechnung von Bauteilen verwendeten Approximation, Messungenauigkeiten bei der Risstiefenbestimmung, der Unkenntnis der äußeren Lasten, sowie des Spannungszustands im Bauteil, sind Lastreihenfolgeeffekte infolge zyklischer Beanspruchungen mit variablen Lastamplituden zu nennen. Diese können mit vorhandenen rechnerischen Modellen derzeit nur näherungsweise erfasst werden. Aus diesem Grunde wurden im Rahmen des vorliegenden Projektes Untersuchungen zum Einfluss von Überlasten auf das Rissfortschrittsverhalten durchgeführt.

### 6.5.1 Einfluss einzelner Überlasten

Zunächst wurde der Einfluss einzelner Überlasten auf das Rissfortschrittsverhalten des Radsatzwellenwerkstoffs EA4T untersucht. Dazu wurden an M(T)-Proben bei  $R = -1$  Versuche mit konstanter Amplitudenbelastung durchgeführt und dabei jede Probe, beginnend mit einer Anfangsrisslänge von  $a_0 = 3$  mm und einer Nennspannung von  $\Delta\sigma = 200$  MPa ( $\Delta F = 48$  kN oder  $F = \pm 24$  kN), entsprechend einer Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors von  $\Delta K = 20$  MPa $\sqrt{\text{m}}$  im Ausgangszustand, bis zu einer Risstiefe von ca 4 bis 5 mm schwingend

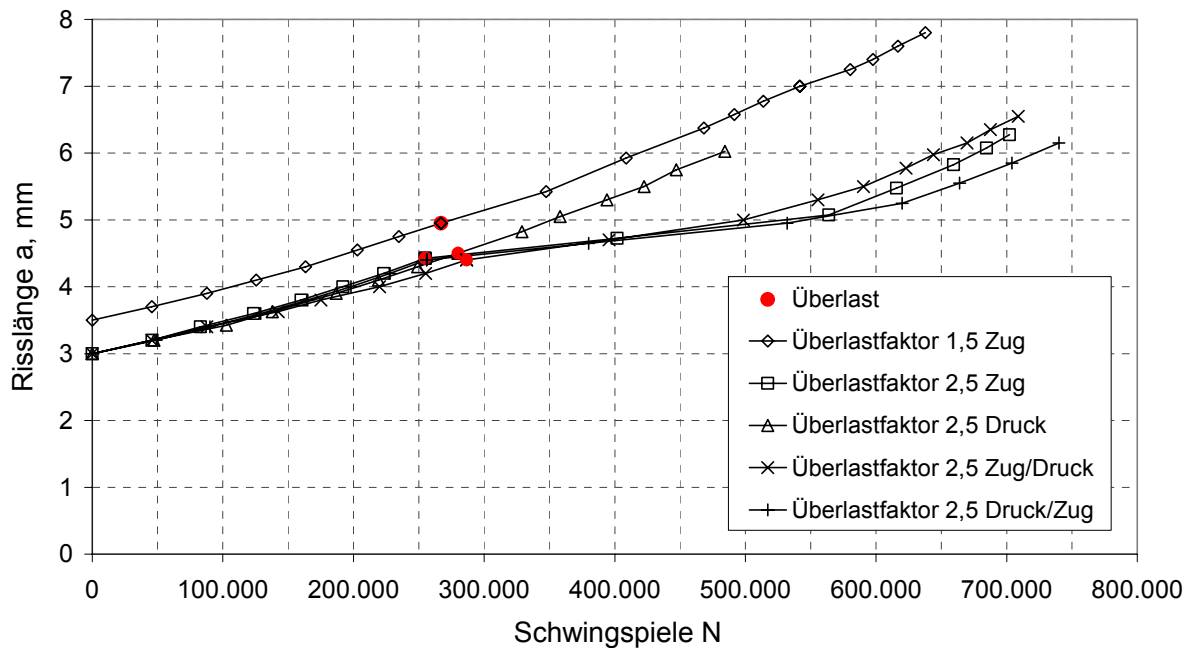
belastet. Danach wurden jeweils einzelne Überlasten aufgebracht und die Proben schließlich wieder mit der Nennspannung entsprechend  $\Delta K = 20 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  bis zur Endrissgröße geschwungen. In **Abbildung 6-21** ist die Versuchsführung gezeigt.



**Abbildung 6-21:** Versuchsführung von Rissfortschrittsversuchen mit einzelnen Überlasten bei  $\Delta K = \text{konst.}$  und  $R = -1$

Die Ergebnisse der Überlastversuche sind in **Abbildung 6-22** dargestellt. Nach Aufbringen einer Zug-Überlast, die die Grundbelastung um einen Faktor von 1,5 übersteigt wurde keine Beeinflussung des Rissfortschrittsverhaltens festgestellt. Hierbei ist zu beachten, dass der erste Messpunkt nach Aufbringung der Überlast nach ca. 0,5 mm Risswachstum ermittelt wurde und die angewandte optische Risslängenmessung eine Auflösung von ca. 0,25 mm Rissverlängerung mit einer Genauigkeit von ca. 0,1 mm zulässt.

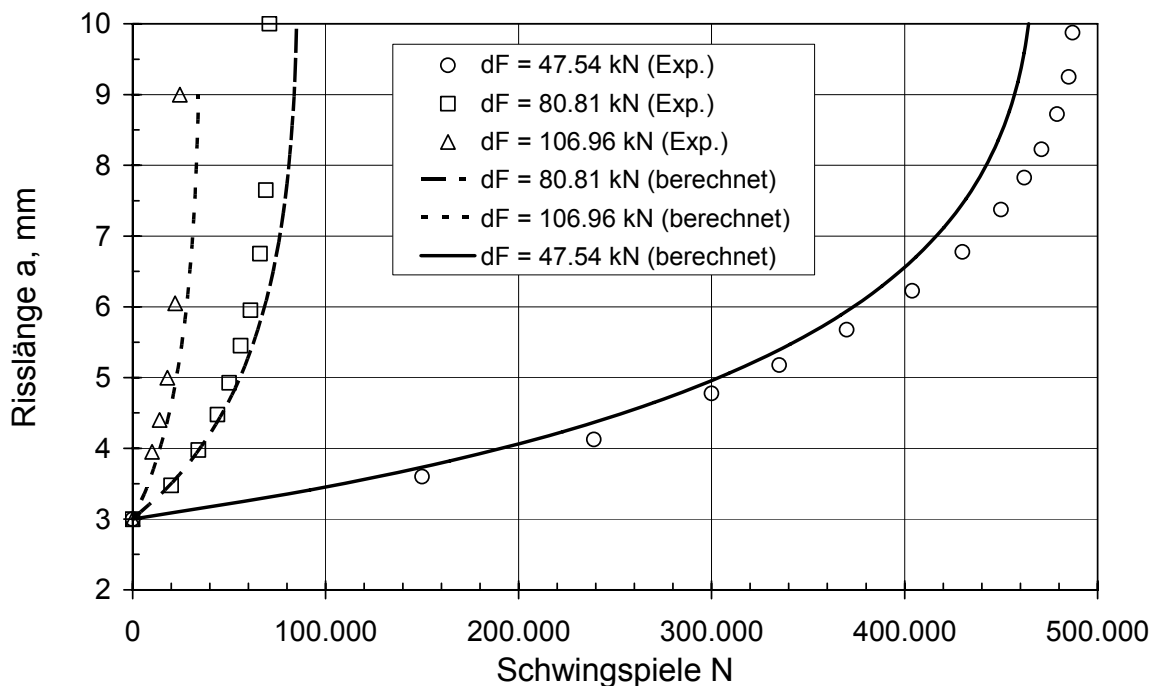
Nach 2,5-fachen Zug-Überlasten wird das nachfolgende Risswachstum, unabhängig davon, ob durch ein Zug-Druck- oder ein Druck-Zug-Schwingspiel aufgebracht, deutlich verzögert. Das verzögerte Risswachstum ist darauf zurückzuführen, dass die plastische Zone vor der Risspitze durch die Zug-Überlast vergrößert und die effektive Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors  $\Delta K$  durch das Riss schließen und die Risspitzenaufweitung (crack tip blunting) reduziert wird. Nach Aufbringung einer 2,5-fachen reinen Druck-Überlast wurden weder rissverzögernde noch rissbeschleunigende Effekte beobachtet.



**Abbildung 6-22:** Rissfortschrittskurven mit einzelnen Überlasten,  $R = -1$

### 6.5.2 Rissfortschrittsverhalten bei zweistufiger Blockbelastung

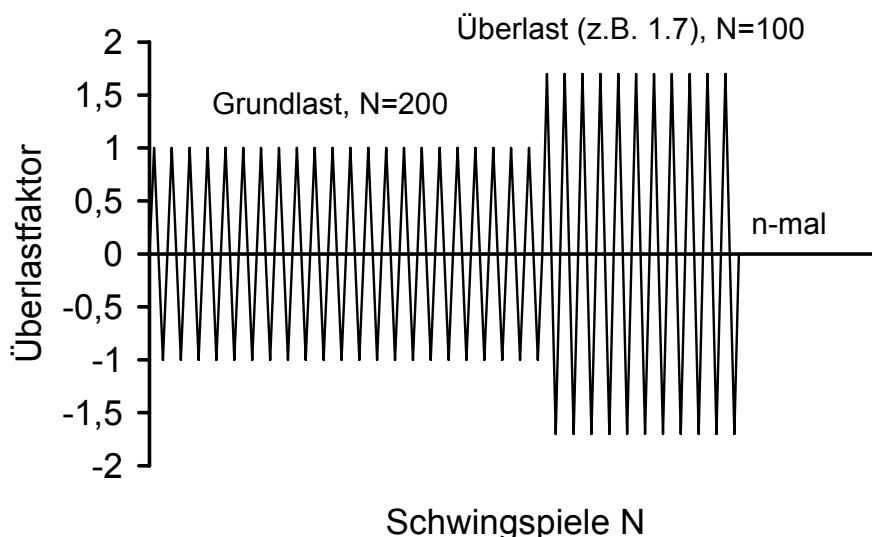
In weiteren Versuchen wurde der Einfluss von wiederholten Überlasten auf das Rissfortschrittsverhalten von EA4T untersucht. In **Abbildung 6-23** ist zunächst ein Vergleich berechneter und experimentell ermittelter Rissfortschrittskurven  $R = -1$  unter einstufiger Schwingbelastung gezeigt.



**Abbildung 6-23:** Vergleich berechneter und experimentell ermittelter Rissfortschrittskurven unter einstufiger Schwingbelastung für EA4T,  $R = -1$

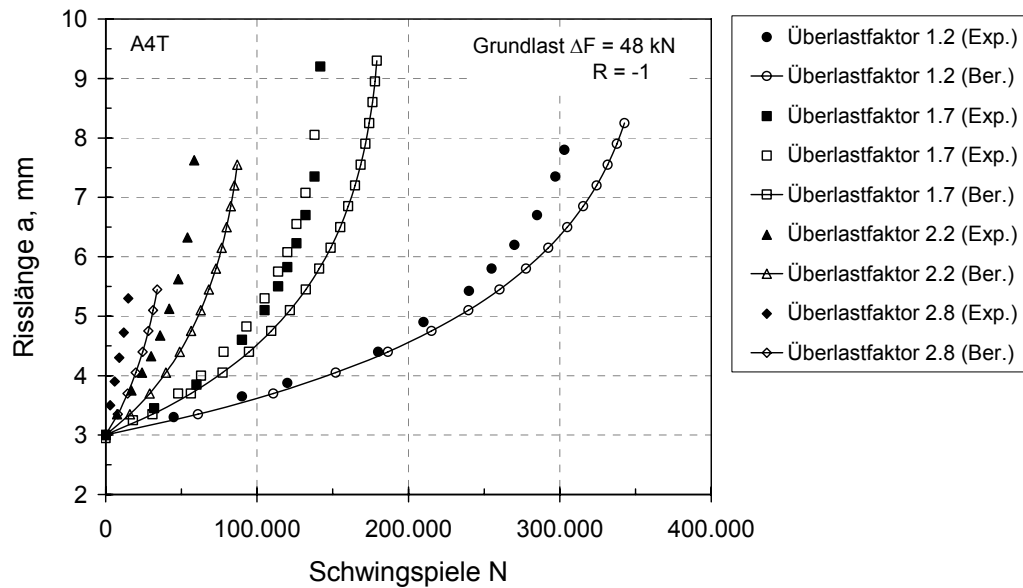
Den berechneten Kurven liegen die in **Tabelle 6-6** aufgeführten bruchmechanischen Kennwerte  $C$  und  $m$  zugrunde. Die Belastungen wurden so gewählt, dass die entsprechenden  $\Delta K$ -Werte ausschließlich im Bereich des linearen Risswachstums lagen. Die Abweichungen zwischen Experimenten und Berechnungen sind gering und spiegeln die Streuung der experimentellen Rissfortschrittsdaten wieder.

Um den Einfluss wiederholter Überlasten zu ermitteln wurden M(T)-Proben mit einer Anfangsrisslänge von  $a_0 = 3\text{ mm}$  zunächst mit 200 Schwingspielen bei einer Grundlast von  $\Delta F = 48\text{ kN}$  ( $F = \pm 24\text{ kN}$ ), entsprechend einer Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors von  $\Delta K = 20\text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  im Ausgangszustand und einer Nennspannung von  $\Delta\sigma = 200\text{ MPa}$  belastet. Daran anschließend erfolgte eine Belastung mit 100 Überlast-Schwingspielen und jeweils verschiedenen hohen Überlastfaktoren, je nach Probe, zwischen 1,2 und 2,8. Diese zweistufige Blockbelastung wurde bis zum Erreichen der Endrisslänge wiederholt. Die entsprechende Versuchsführung ist in **Abbildung 6-24** für einen Versuch mit 1,7-facher Überlast verdeutlicht.



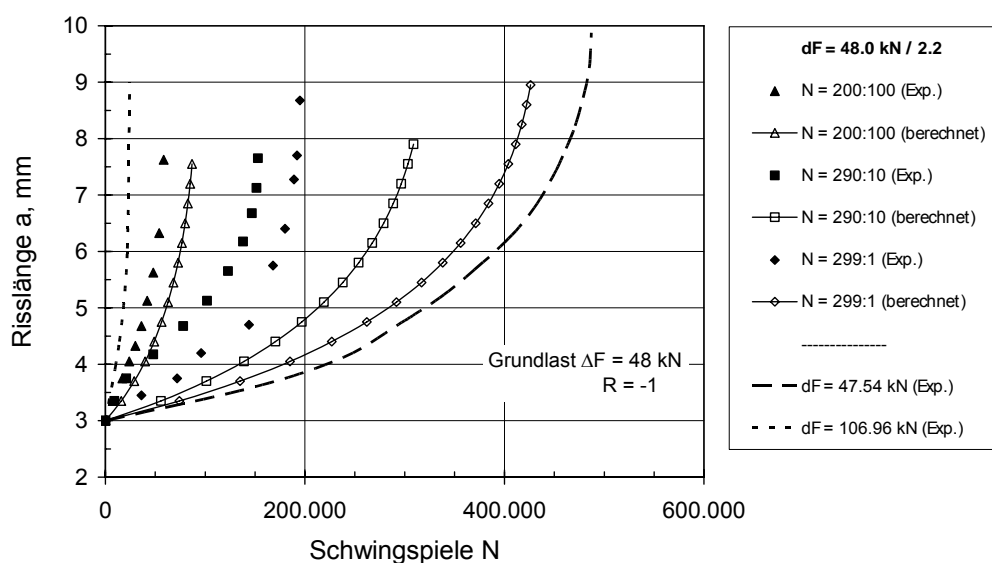
**Abbildung 6-24:** Versuchsführung von Rissfortschrittsversuchen bei  $R = -1$  mit zweistufiger Blockbelastung und 1,7-facher Überlast

**Abbildung 6-25** zeigt den Vergleich der experimentell ermittelten und ohne Berücksichtigung von Reihenfolgeeffekten berechneten Rissfortschrittskurven. Unabhängig vom Überlastfaktor waren die Rissfortschrittsraten in den Experimenten jeweils höher als die analytisch berechneten. Bei der Bewertung dieser Ergebnisse ist zu beachten, dass die Versuche bei relativ hohen  $\Delta K$ -Werten ( $20\text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  bei Grundlast und Versuchsbeginn) durchgeführt wurden und die ermittelten rissbeschleunigenden Effekte für die Länge von berechneten Inspektionsintervallen von untergeordneter Bedeutung sind, da die Beanspruchung in Radsatzwellen deutlich unterhalb des hier untersuchten Niveaus liegt. Andererseits verdeutlichen die Versuchsergebnisse jedoch, dass es bei wiederholten Überlasten in Abhängigkeit der Höhe der wirksamen  $\Delta K$ -Werte, wie sie z.B. bei großen Risstiefen auftreten, auch zu rissbeschleunigenden Effekten kommen kann.



**Abbildung 6-25:** Vergleich berechneter und experimentell ermittelter Rissfortschrittskurven unter zweistufiger Blockbelastung mit verschiedenen Blocklastverhältnissen und konstantem Blocklängenverhältnis,  $R = -1$

In **Abbildung 6-26** sind Risswachstumskurven dargestellt, die ebenfalls rissbeschleunigende Effekte belegen. In diesem Fall wurde ein konstantes Blocklastverhältnis von Faktor 2,2 beibehalten und das Blocklängenverhältnis variiert. Interessanterweise nehmen die Abweichungen zwischen berechnetem und experimentellem Risswachstum, beginnend mit einem Blocklängenverhältnis von 200:100 Schwingspielen (Grundlast zu Überlast), bis hin zu einem Blocklängenverhältnis von 299:1 zu. Dies lässt sich als Hinweis interpretieren, dass neben der Belastungshöhe auch Anzahl und Anordnung der Überlasten zu unterschiedlichen rissbeschleunigenden Effekten führen können. Insbesondere bei der geplanten Festlegung von standardisierten Lastkollektiven sind diese Effekte zu berücksichtigen.



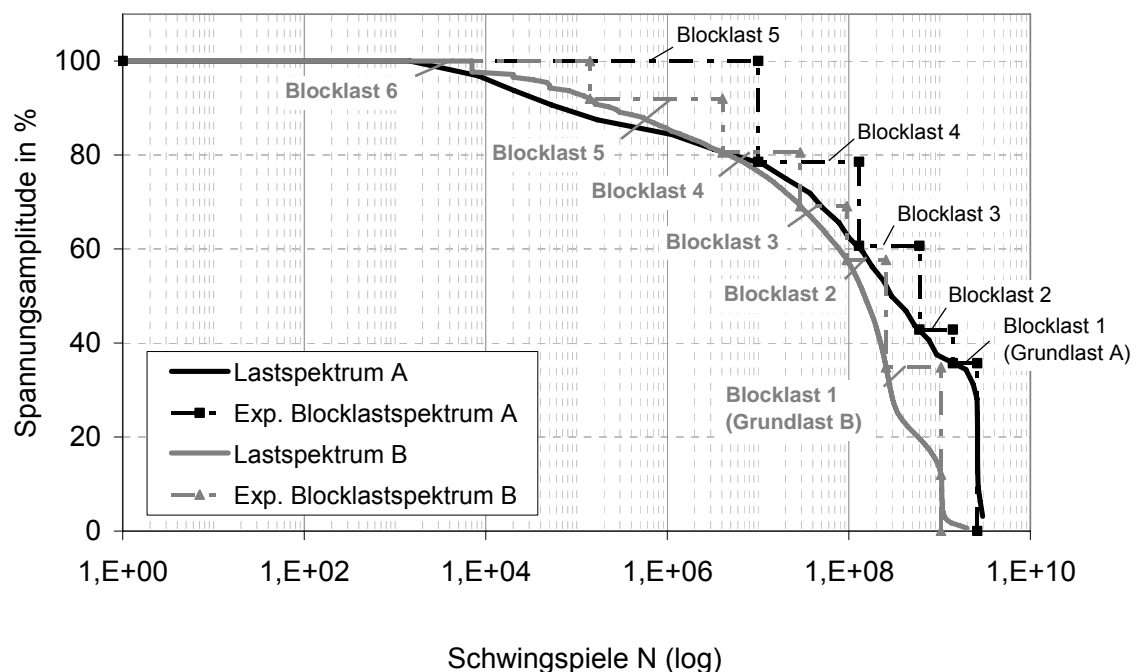
**Abbildung 6-26:** Vergleich berechneter und experimentell ermittelter Rissfortschrittskurven unter zweistufiger Blockbelastung mit konstantem Blocklastverhältnis und verschiedenen Blocklängenverhältnissen,  $R = -1$



### 6.5.3 Rissfortschrittverhalten bei mehrstufiger Blockbelastung

In weiteren Versuchen wurde der Einfluss von variablen Amplituden bei unterschiedlichen  $\Delta K$ -Werten sowie einzelne Aspekte des Lastreihenfolge-Einflusses auf das Risswachstumsverhalten von M(T)-Proben aus EA4T bei  $R = -1$  untersucht. Um Belastungstests in einer akzeptablen Zeit durchführen zu können, wurden aus gemessenen Lastspektren Blocklastspektren abgeleitet und in verkürzte Versuchs-Blocklastspektren überführt.

In **Abbildung 6-27** sind zwei Lastspektren in normierter Darstellung verglichen. Bei Lastspektrum A handelt es sich um das im Rahmen des Projektes SBEFw II ermittelte und in **Abbildung 4-2** gezeigte Lastspektrum der Laufradsatzwelle (Messstelle DBf\_RS4\_Cx) eines Nahverkehrsfahrzeuges. Lastspektrum B ist für ein U-Bahn-Fahrzeug typisch und wurde für den Schaftbereich einer angetriebenen Radsatzwellen ermittelt. Beide Lastspektren wurden in verschiedene Blocklasten unterteilt. Die Grundlast (Blocklast 1), die im wesentlichen einer Belastung durch das statische Gewicht des jeweiligen Fahrzeugs entspricht und verschieden hohen Überlasten, die auf die Einsatzbedingungen des Fahrzeugs zurückzuführen sind. In **Tabelle 6-8** und **Tabelle 6-9** sind die entsprechenden Zahlenwerte aufgelistet. Die Unterteilung in 5 bzw. 6 Blocklastniveaus ist frei gewählt und dadurch begründet, dass die Versuchsdurchführung vereinfacht werden sollte. Die gewählten Blocklaststufen liegen jeweils auf der Kurve für das Lastspektrum. Dies stellt eine weitere Vereinfachung für die Versuchsdurchführung dar. Die Stufung der Blocklasten für praxisrelevante bruchmechanische Berechnungen des Rissfortschrittverhaltens von Radsatzwellen, muss jedoch mit einer wesentlich feineren Abstufung (Approximation) des gemessenen Lastkollektivs erfolgen.



**Abbildung 6-27:** Lastspektrum A und B in normierter Darstellung und gewählte Blocklastspektren

	Blocklast- verhältnis	Blocklastspektrum A	
		Schwing- spiele N	Schwing- spiele in %
Grundlast	1.0	1.7E+09	65.38
Blocklast 2	1.2	4.0E+08	15.38
Blocklast 3	1.7	4.0E+08	15.38
Blocklast 4	2.2	9.0E+07	3.46
Blocklast 5	2.8	1.0E+07	0.38
		2.6E+09	100

**Tabelle 6-8:** Blocklastspektrum A

	Blocklast- verhältnis	Blocklastspektrum B	
		Schwing- spiele N	Schwing- spiele in %
Grundlast	1.0	1.0E+09	72.90
Blocklast 2	1.7	2.6E+08	18.07
Blocklast 3	2.0	9.5E+07	6.69
Blocklast 4	2.3	2.9E+07	2.05
Blocklast 5	2.6	4.1E+06	0.28
Blocklast 6	2.9	1.4E+05	0.01
		1.4E+09	100

**Tabelle 6-9:** Blocklastspektrum B

Ausgehend von den Blocklastspektren A und B wurden die in **Tabelle 6-10** und **Tabelle 6-11** aufgelisteten Versuchs-Blocklastspektren A und B jeweils anteilig auf  $N=26.000$  bzw.  $N = 50.000$  Schwingspiele verkürzt.

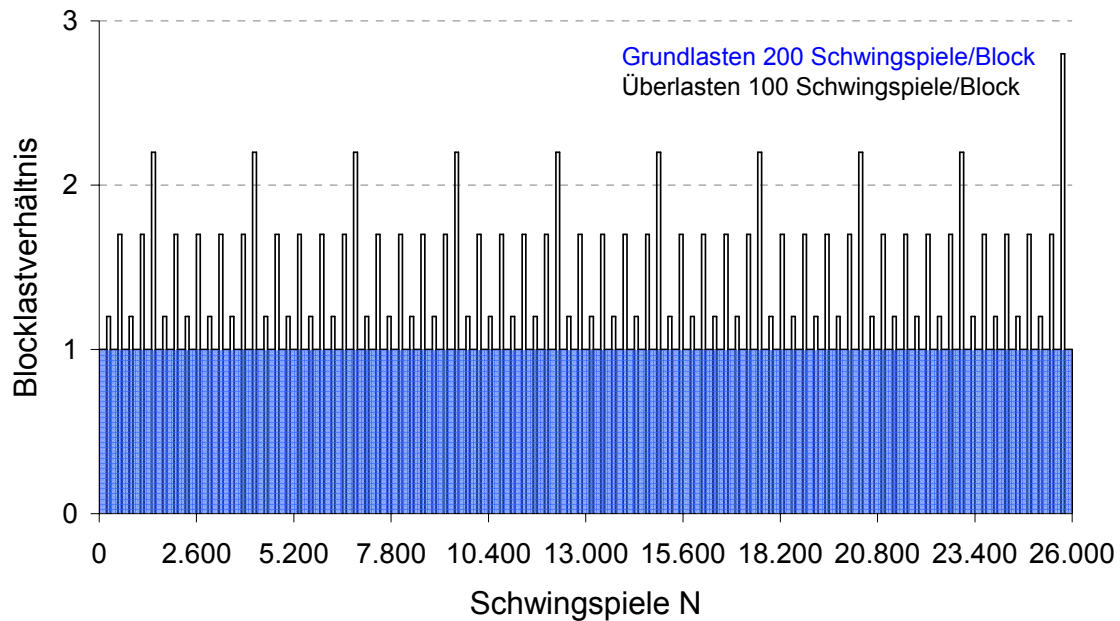
	Blocklast- verhältnis	Versuchs-Blocklastspektrum A		
		Schwing- spiele N	Schwing- spiele in %	Schwingspiele N pro Block
Grundlast	1.0	17.400	66.92	200
Blocklast 2	1.2	3.800	14.62	100
Blocklast 3	1.7	3.800	14.62	100
Blocklast 4	2.2	900	3.46	100
Blocklast 5	2.8	100	0.38	100
		26.000	100	

**Tabelle 6-10:** Versuchs-Blocklastspektrum A

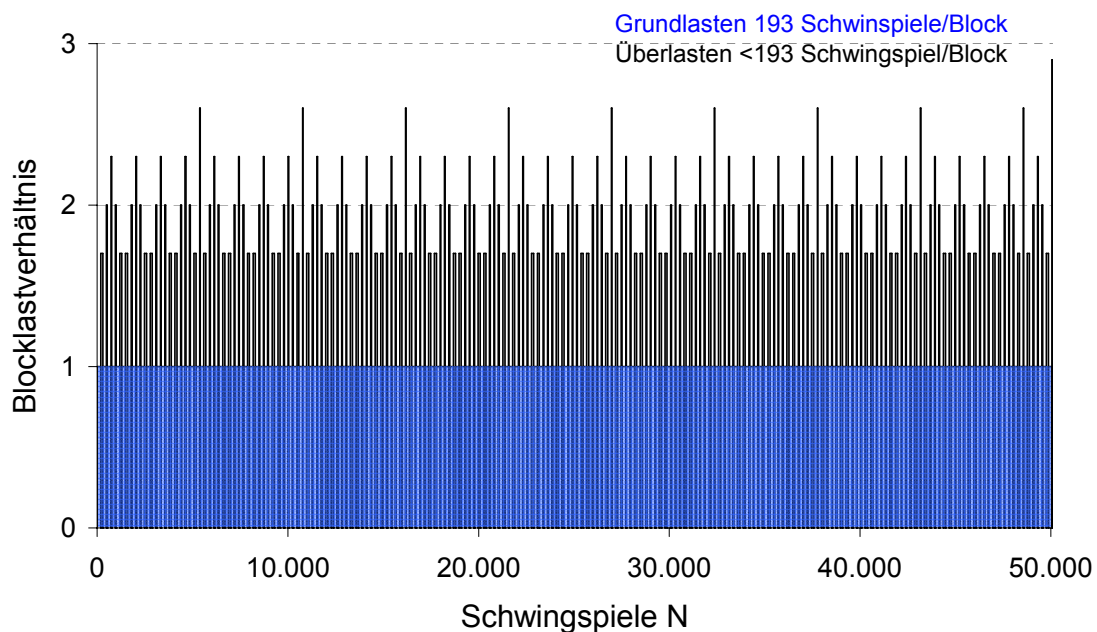
	Blocklast- verhältnis	Versuchs-Blocklastspektrum B		
		Schwing- spiele N	Schwing- spiele in %	Schwingspiele N pro Block
Grundlast	1.0	37.610	75.22	193
Blocklast 2	1.7	7.805	15.61	106
Blocklast 3	2.0	3.180	6.36	43
Blocklast 4	2.3	1.210	2.42	33
Blocklast 5	2.6	190	0.38	21
Blocklast 6	2.9	5	0.01	5
		50.000	100	

**Tabelle 6-11:** Versuchs-Blocklastspektrum B

In **Abbildung 6-28** und **Abbildung 6-29** sind die zeitlichen Abfolgen der Grund- und Überlasten der jeweils abgeleiteten Versuch-Blocklastspektren dargestellt. Diese sind in Anlehnung an die betriebliche Situation so gewählt, dass Grundlasten und Überlasten systematisch abwechseln und den Wechsel von Geradeausfahrt (Grundlast) und Kurvenfahrt bzw. Einzelereignis (Überlast) annähern. Während das Versuchs-Blocklastspektrum A aus abwechselnd 200 Schwingspielen Grundlast und 100 Schwingspielen Überlast besteht, ist das Versuchs-Blocklastspektrum B aus jeweils 193 Schwingspielen Grundlast und verschieden langen Blöcke (Schwingspielzahl  $N < 193$ ) zusammengesetzt.



**Abbildung 6-28:** Abgeleitetes Versuchs-Blocklastspektrum A

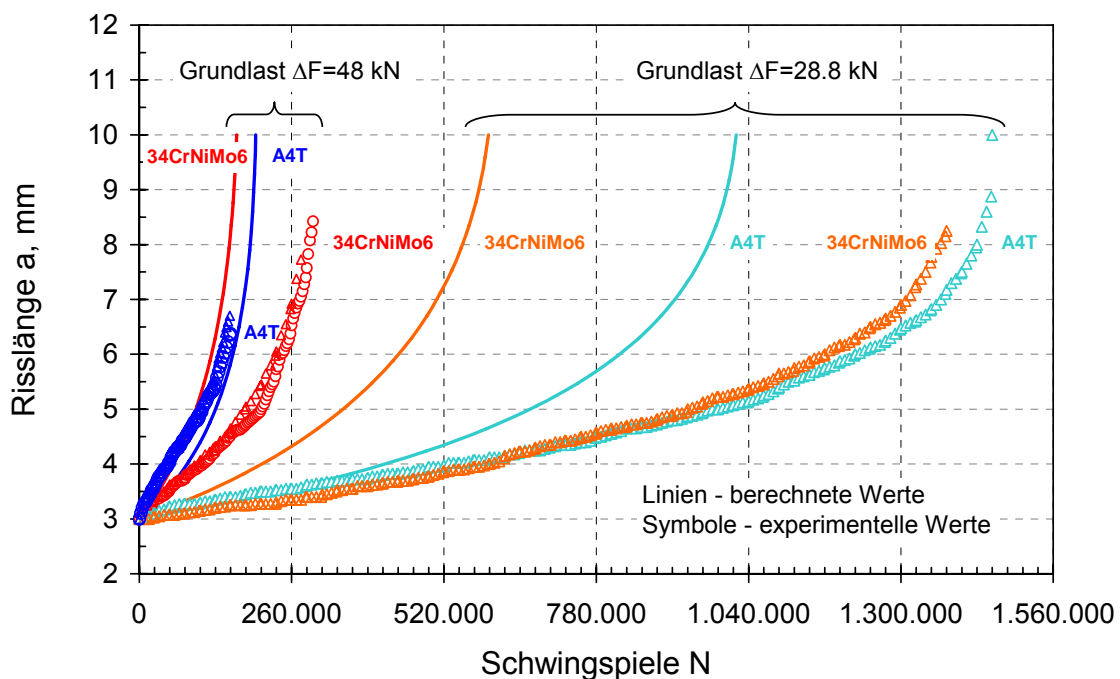


**Abbildung 6-29:** Abgeleitetes Test-Blocklastspektrum B

### Rissfortschrittsverhalten infolge Versuchs-Blocklastspektrum A

In **Abbildung 6-30** sind die experimentell ermittelten und die ohne Berücksichtigung von Reihenfolgeeffekten berechneten Rissfortschrittskurven für die Radsatzwellenwerkstoffe EA4T und 34CrNiMo6+QT verglichen. Alle M(T)-Probenversuche wurden bei zwei Grundlastniveaus und bei dem Spannungsverhältnis von  $R = -1$ , beginnend mit einer Anfangsriszlänge von  $a_0 = 3$  mm durchgeführt. Die erste Versuchsserie ist durch ein Grundlastniveau von  $\Delta F = 28.8$  kN ( $F = \pm 14.4$  kN), entsprechend einer Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors von  $\Delta K = 12$  MP $\sqrt{\text{m}}$  und einer Nennspannung von  $\Delta\sigma = 120$  MPa gekennzeichnet. Das Grundlastniveau der zweiten Versuchsserie ist höher und beträgt  $\Delta F = 48$  kN ( $F = \pm 24$  kN), entsprechend einer Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors von  $\Delta K = 20$  MP $\sqrt{\text{m}}$  und einer Nennspannung von  $\Delta\sigma = 200$  MPa. In beiden Fällen wurden die Belastungen so gewählt, dass die ermittelten Rissfortschrittsdaten in den mittleren Bereich der Rissfortschrittskurve fallen.

Ein Vergleich der gemessenen und berechneten Rissfortschrittskurven zeigt, dass die Berechnungen bei dem Grundlastniveau von  $\Delta F = 28.8$  kN ( $F = \pm 14.4$  kN) ein deutlich schnelleres Risswachstum vorhersagen. Für den Werkstoff 34CrNiMo6+QT ist dieser Effekt stärker ausgeprägt (Faktor von ca. 2,5) als für den Werkstoff EA4T (Faktor von ca. 1,5). Dies kann darauf zurückgeführt werden, dass ein linear-elastischer Ansatz für die Berechnung des Rissfortschritts verwendet wurde, mit dem Rissschließ- und Lastreihenfolgeeffekte nicht berücksichtigt werden. Die berechneten Ergebnisse können als konservative Abschätzung des Rissfortschrittsverhaltens interpretiert werden.



**Abbildung 6-30:** An M(T)-Proben bei  $R = -1$  infolge Versuchs-Blocklastspektrum A ermitteltes Rissfortschrittsverhalten für EA4T und 34CrNiMo6+QT

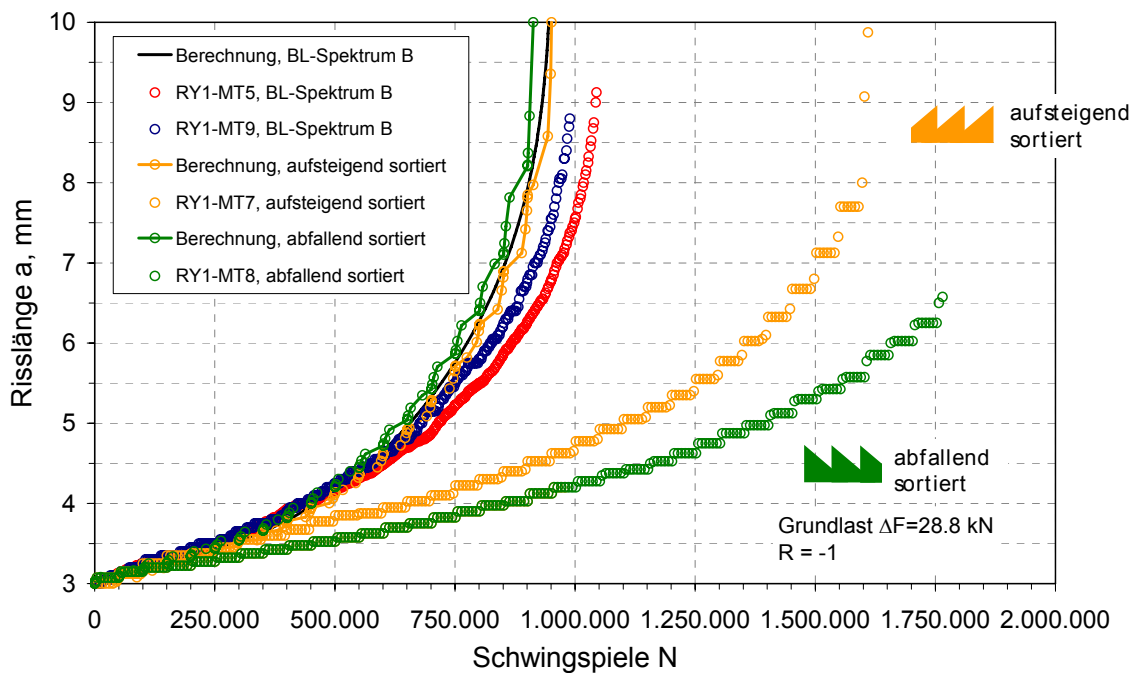
Bei den Versuchen mit der höheren Grundlast von  $\Delta F = 48 \text{ kN}$  zeigt der Werkstoff 34CrNiMo6+QT ein analoges Verhalten. Allerdings verringert sich das Verhältnis, um das das experimentelle Rissfortschrittsverhalten durch die berechneten Ergebnisse unterschätzt wird auf den Faktor 1,8. Bei dem Werkstoff EA4T wird sogar eine qualitative Veränderung des Verhaltens beobachtet. Hier wird das Versuchsergebnis durch das Berechnungsergebnis leicht überschätzt, vgl. **Abbildung 6-25** und **Abbildung 6-26**. Berücksichtigt man, dass die Dehngrenze für den Werkstoff EA4T ( $R_{p0,2} \approx 550 \text{ MPa}$ ) deutlich geringer ist als die für 34CrNiMo6+QT ( $R_{p0,2} \approx 950 \text{ MPa}$ ), liegt der Schluss nahe, dass die bei variabler Amplitudenbelastung beobachteten Lastreihenfolgeeffekte von dem Verhältnis der anliegenden Nennspannung zur 0,2%-Dehngrenze des belasteten Werkstoffs abhängig sind. Bezogen auf die untersuchte Versuchskonfiguration wirken sich Überlasten bei verhältnismäßig niedrigen und moderaten Schwingbreiten des Spannungsintensitätsfaktors rissverzögernd aus. Dies wird i.a. auf durch Plastifizierung im Bereich der Risssspitze hervorgerufene Effekte, wie Druckeigenstressungen, Rissspitzenaufweitung und Risssschließen zurückgeführt. Im Unterschied dazu führen Überlasten und die damit verbundene Wechselplastifizierung bei hohen Schwingbreiten des Spannungsintensitätsfaktors zu einer ausgeprägten Werkstoffschädigung und damit zu beschleunigtem Risswachstum. Durch die in **Abbildung 6-25** gezeigten Ergebnisse wird diese Interpretation gestützt.

### Rissfortschrittsverhalten infolge Versuchs-Blocklastspektrum B

Die Experimente und Berechnungen zur Analyse des Risswachstumverhaltens infolge des Versuchs-Blocklastspektrums B wurden in analoger Weise durchgeführt. Die Untersuchungen waren hier auf den Einfluss verschiedener angeordneter Belastungsblöcke auf den Werkstoff EA4T ausgerichtet. In **Abbildung 6-31** sind Risswachstumskurven gezeigt, die bei einem Grundlastniveau  $\Delta F = 28.8 \text{ kN}$  ( $F = \pm 14.4 \text{ kN}$ ) durchgeführt wurden.

Ein Vergleich der Risswachstumskurven zeigt, dass die gemessenen Kurven nur leicht durch die analytisch berechneten Kurven unterschätzt werden. Dieses Ergebnis unterscheidet sich von dem in **Abbildung 6-30** dargestellten, bei dem für ein Grundlastniveau von  $\Delta F = 28.8 \text{ kN}$  ( $F = \pm 14.4 \text{ kN}$ ) ein Faktor von 1,5 ermittelt wurde. Dies weist darauf hin, dass der Übergang zwischen Rissverzögerung und Rissbeschleunigung nicht nur vom Niveau der Spannungsintensität, sondern auch von der Form des Lastspektrums (Völligkeit) und der Länge der einzelnen Blocklasten abhängig ist. Ein Vergleich mit **Abbildung 6-27** indem beide Lastspektren jeweils auf ihre maximale Spannungsamplitude normiert dargestellt sind zeigt, dass das Lastspektrum B eine größere Anzahl an hohen Spannungsamplituden aufweist.

Abgesehen von den Risswachstumskurven infolge des Versuchs-Blocklastspektrums B sind in **Abbildung 6-31** zusätzlich Risswachstumskurven dargestellt, bei denen die Blocklasten entweder in aufsteigender oder in abfallender Weise sortiert aufgebracht wurden. Diese zeitliche Anordnung der Blocklasten ist zwar nicht repräsentativ für reale Einsatzbedingungen, zeigt aber ein weiteres Mal, dass das Risswachstum der gemessenen Kurven deutlich durch die Berechnung ohne Berücksichtigung von Reihenfolgeeffekten unterschätzt wird.



**Abbildung 6-31:** An M(T)-Proben bei  $R = -1$  infolge Versuchs-Blocklastspektrum B ermitteltes Rissfortschrittsverhalten für EA4T und 34CrNiMo6+QT

Aus den unter mehrstufiger Belastung ermittelten Untersuchungsergebnissen lässt sich ableiten, dass das Risswachstum in M(T)-Proben hinsichtlich veränderter Lastreihenfolgen sensitiv ist. In für die Berechnung des Rissfortschritts für Radsatzwellen relevanten Beanspruchungsbereichen wurden keine rissbeschleunigenden Effekte beobachtet. Es wird empfohlen Lastreihenfolgeeffekte für eine begrenzte Anzahl von Belastungsszenarien zu untersuchen bzw. diese bei der Auslegung und Interpretation von Validierungsversuchen zu berücksichtigen.



## 7 Bruchmechanische Beanspruchung

### 7.1 Bruchmechanische Beanspruchungsparameter

Der Begriff „bruchmechanische Beanspruchung“ bezeichnet im breiten Sinne einen charakteristischen Parameter des Spannungs-Dehnungszustands vor der Risspitze, der für die Beschreibung des jeweiligen Grenzzustands eines Bauteils mit Riss repräsentativ ist. Das Spannungsfeld in der Nähe der Risspitze im linear-elastischen isotropen Werkstoff ist singular entsprechend der Gleichung, siehe z.B. /Ande 05/,

$$\sigma_{ij}(r, \theta) = \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} \left[ K_I \varphi_{ij}^I(\vartheta) + K_{II} \varphi_{ij}^{II}(\vartheta) + K_{III} \varphi_{ij}^{III}(\vartheta) \right] + O(r^0). \quad (7-1)$$

Hierbei ist  $K$  der Spannungsintensitätsfaktor,  $\sigma_{ij}$  ist der Spannungstensor und  $(r, \vartheta)$  sind Polarkoordinaten mit dem Ursprung an der Risspitze. Die Indizes I, II und III bezeichnen die Rissverschiebungsmodi (Rissöffnungsmodus, ebener Schub und nicht ebener Schub). Der Spannungsintensitätsfaktor hängt von der Geometrie und der Beanspruchung des Bauteils sowie von der Lage und der Geometrie des Risses ab.

Die Spannungsintensitätsfaktoren sind mit der bei einem inkrementellen Rissfortschritt freigesetzten Energie verbunden

$$G = -\frac{d\Pi}{dA} = \frac{1}{E'} (K_I^2 + K_{II}^2) + \frac{1+\nu}{E} K_{III}^2, \quad (7-2)$$

wobei  $G$  die Energiefreisetzungsrate,  $\Pi$  die potenzielle Energie,  $dA$  das Rissflächeninkrement,  $E$  der Elastizitätsmodul und  $\nu$  die Querkontraktionszahl sind. Der Parameter  $E'$  ist wie folgt definiert:

$$\begin{aligned} E' = E & \quad \text{bei ebenem Spannungszustand (ESZ),} \\ E' = \frac{E}{1-\nu^2} & \quad \text{bei ebenem Dehnungszustand (EDZ).} \end{aligned} \quad (7-3)$$

Für den wichtigsten praktischen Fall der Mode I Beanspruchung reduzieren sich Gl. (7-1) und Gl. (7-2) auf jeweils die ersten Glieder, so dass das Rissverhalten in einem isotropen elastischen Werkstoff im Wesentlichen durch den Parameter  $K_I$  beschrieben werden kann. Im Folgenden werden nur Risse bei Mode I Beanspruchung betrachtet, wobei der Index „I“ weggelassen wird ( $K = K_I$ ).

Grenzen für die Anwendung des entsprechenden sog.  $K$ -Konzepts sind beim Vorliegen einer großen plastischen Zone vor der Risspitze, aber auch beim ausgeprägten Einfluss der nicht-singulären Anteile des Spannungsfelds, Gl. (7-1), gegeben. Aspekte der Bauteilbewertung unter Mixed-Mode-Beanspruchung sind z.B. in /Rich 03/, /FKM 09/ erläutert.



Das Spannungs-Dehnungsfeld vor der Rissspitze im elastisch-plastischen Werkstoff bei kleinen Verformungen ist im Rahmen der Deformationsplastizitätstheorie, d.h. für nicht-linear elastische Werkstoffe, mit der Beschreibung von Spannungs-Dehnungskurven nach Ramberg-Osgood, durch die HRR-Lösung /Hutc 68/, /Rice 68b/ definiert. Das entsprechende HRR-Feld ist analog zu Gl. (7-1) singular, wobei die Potenz bei  $r^{\lambda}$  vom Verfestigungsexponent der Ramberg-Osgood-Gleichung abhängig und die Amplitude des singulären Reihenglieds durch das  $J$ -Integral /Cher 67/, /Rice 68a/

$$J = \oint_{\Gamma} w dy - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x} ds \quad (7-4)$$

beschrieben sind. Hierbei ist  $w$  die spezifische Formänderungsarbeit,  $u_i$  der Verschiebungsvektor,  $T_i$  der Spannungsvektor,  $ds$  das Weginkrement auf einem geschlossenen Integrationsweg  $\Gamma$  um die Rissspitze. Die  $x$ -Achse liegt in der Rissebene normal zur Rissfront, die  $y$ -Achse ist normal zur Rissebene. Im Gültigkeitsbereich der linear-elastischen Bruchmechanik (LEBM) lassen sich  $J$ ,  $G$  und  $K$  bei Mode I Beanspruchung wie folgt ineinander umrechnen:

$$J = G = \frac{1}{E'} K^2. \quad (7-5)$$

Analog zu Gl. (7-5) kann ein Spannungsintensitätsfaktor  $K_J$  aus dem elastisch-plastischen  $J$ -Integral umgerechnet werden

$$K_J = \sqrt{J E'}. \quad (7-6)$$

Die Anwendung des  $J$ -Integrals bzw. von  $K_J$  als Beanspruchungsparameter ist i.d.R. auf die statische Belastung beschränkt.

## 7.2 Bruchmechanische Bewertungskonzepte

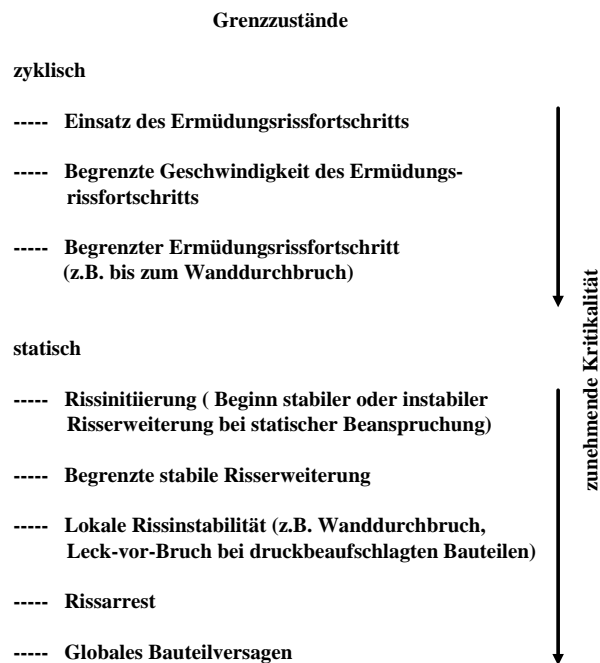
Je nach Zielsetzung erfolgt die bruchmechanische Bewertung für ein statisch und/oder zyklisch beanspruchtes Bauteil unter Berücksichtigung verschiedener Grenzzustände, **Abbildung 7-1** /FKM 09/. Bei der Bewertung von Radsatzwellen sind der Einsatz des Ermüdungsrissfortschritts sowie die Einhaltung der Bedingungen für eine begrenzte Rissfortschrittsgeschwindigkeit bzw. eine begrenzte Rissausbreitung während eines vorgegebenen Zeitraums von grundsätzlicher Bedeutung. Die entsprechenden Berechnungen basieren auf den Konzepten der LEBM unter Anwendung des Spannungsintensitätsfaktors als Beanspruchungsparameter. Die Voraussetzungen dafür sind die Betrachtung makroskopischer Risse (Risstiefe größer als ca. 0,5 mm) sowie ein begrenztes Werkstofffließen vor der Rissspitze. In erster Näherung kann der Radius der plastische Zone an der Rissspitze nach Irwin (siehe z.B. /Ande 05/) abgeschätzt werden

$$r_p = \frac{1}{2\pi\beta} \left( \frac{K}{R_e} \right)^2 \quad (7-7)$$

mit  $\beta = 1$  für ESZ bzw.  $\beta = 3$  für EDZ sowie  $R_e$  als Fließgrenze (untere Streckgrenze  $R_{eL}$  bzw. 0,2%-Dehngrenze  $R_{p0,2}$ , je nach Fließverhalten des Werkstoffs). Das Konzept sowie die Methoden der LEBM sind dann anwendbar, wenn die plastische Zone deutlich kleiner als die charakteristische Rissgröße sowie die Größe des verbleibenden Querschnitts (Ligaments) ist, d.h.

$$r_p \ll a, \quad r_p \ll 2R - a. \quad (7-8)$$

Alternativ kann die Gültigkeit der LEBM-Betrachtung durch die Darstellung im Versagensbewertungs-Diagramm (siehe unten sowie **Kapitel 12.2.2**) überprüft werden.



**Abbildung 7-1:** Grenzzustände für die Bewertung eines Bauteils mit Riss nach /FKM 09/

Im Rahmen der LEBM tritt der Rissfortschritt unter zyklischer Beanspruchung ein, wenn die Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors in einem Lastzyklus einen werkstoffspezifischen Kennwert überschreitet

$$\Delta K = K_{\max} - K_{\min} > \Delta K_{th}. \quad (7-9)$$

Hierbei sind  $K_{\max}$  und  $K_{\min}$  der Maximal- bzw. Minimalwert von  $K$  im Lastzyklus, während  $\Delta K_{th}$  der Schwellenwert (sog. Threshold) ist. Der Schwellenwert hängt u.a. vom Spannungsintensitätsverhältnis

$$R_K = \frac{K_{\min}}{K_{\max}} \quad (7-10)$$

ab, dessen Wert nicht mit dem Spannungsverhältnis

$$R_\sigma = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} \quad (7-11)$$

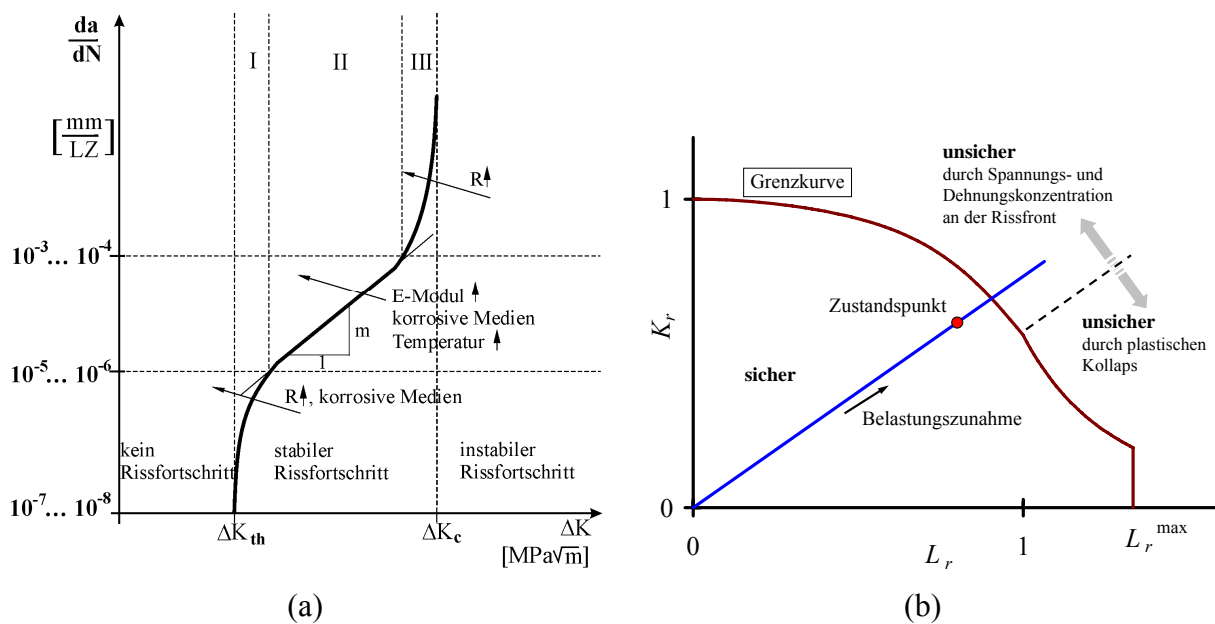
zu verwechseln ist. Nur in aus praktischer Sicht seltenen Fällen, wie z.B. bei einer proportionalen Zug-Druck- bzw. Biegebeanspruchung, gilt  $R_K = R_\sigma$ . Beim Vorliegen eines Spannungsgradienten im Querschnitt mit Riss oder bei der Überlagerung von Spannungen aus äußeren Kräften mit Eigenspannungen (z.B. infolge Presspassungen) ist der Parameter  $R_K$  und nicht  $R_\sigma$  für eine bruchmechanische Betrachtung maßgebend. Daher muss bei einer zyklischen Belastung mit variablen Spannungsamplituden die Bedingung nach Gl. (7-9) für alle Beanspruchungsstufen im Lastkollektiv überprüft werden.

Ist diese erfüllt, so muss mit einem Ermüdungsrissfortschritt gerechnet werden. Die Rissausbreitung kann im Rahmen der LEBM durch die Gleichung

$$\frac{da}{dN} = g(\Delta K, R_K, C_i \dots) \quad (7-12)$$

beschrieben werden, wobei die Funktion  $g$  sowie die Parameter  $C_i$  ( $i = 1, 2, \dots$ ) aus einer Anpassung an vorliegende bruchmechanische Standardversuchsergebnisse zu ermitteln sind. Eine schematische Darstellung der Rissfortschrittskurve ist in **Abbildung 7-2(a)** gegeben /FKM 09/. Bei komplexeren Rissmodellen, deren Geometrie mit mehr als einem Geometrieparameter (z.B. Risstiefe  $a$ , Risslänge  $2c$ ) beschrieben wird, ist Gl. (7-12) gleichzeitig für alle charakteristischen Rissgrößenparameter anzuwenden, so dass sich aus Gl. (7-12) ein Gleichungssystem ergibt.

Im Rahmen einer bruchmechanischen Bauteilbewertung wird zusätzlich zur Untersuchung des Ermüdungsrissfortschrittverhaltens die Absicherung gegen globales Bauteilversagen durch Bruch oder plastischen Kollaps bei einer maximalen statischen Last gefordert. Die entsprechenden Berechnungen basieren im Allgemeinen auf den Methoden der elastisch-plastischen Bruchmechanik (EPBM) und berücksichtigen damit das Werkstofffließen an der Risspitze sowie im Ligament. Da die Radsatzwellen auf eine geringe Beanspruchung ausgelegt sind und die verwendeten Werkstoffe eine hohe Risszähigkeit aufweisen, ist der statische Festigkeitsnachweis für eine Radsatzwelle mit Riss i.d.R. problemlos zu führen; ohne diesen ist jedoch eine bruchmechanische Betrachtung nicht vollständig. Dabei können neben der Ermittlung der kritischen Rissgröße, die zum Globalversagen des Bauteils führt, die Gültigkeitsbereiche der LEBM, analog zu Gl. (7-7) und Gl. (7-8), überprüft und somit die Anwendbarkeit des Berechnungskonzepts zur Ermittlung des zyklischen Rissfortschritts auf der Basis des Spannungsfaktors untermauert werden.



**Abbildung 7-2:** Bewertungsdiagramme für ein Bauteils mit Riss, schematisch nach /FKM 09/: a) Rissfortschritt unter zyklischer Beanspruchung; b) FAD für die Bewertung der Rissinitiierung unter statischer Beanspruchung

In verschiedenen bruchmechanischen Richtlinien wird der bruchmechanische Festigkeitsnachweis bei statischer Beanspruchung mittels des Versagensbewertungs-Diagramms (Failure Assessment Diagram, FAD) geführt /SINTAP 99/, /FKM 09/, /FITNET 08/. In einem Versagensbewertungs-Diagramm, **Abbildung 7-2(b)**, wird der Zustandspunkt des zu bewertenden Bauteils mit Riss, dessen Lage durch die dimensionslose Beanspruchungsparameter

$$L_r = \frac{\sigma}{\sigma_e} = \frac{F}{F_e}, \quad K_r = \frac{K}{K_{mat}} \quad (7-13)$$

definiert ist, mit einer Grenzkurve

$$f(L_r) = \frac{K}{K_J} \quad (7-14)$$

verglichen. Der Parameter  $K_{mat}$  repräsentiert die Risszähigkeit unter relevanten Bedingungen,  $F$  bzw.  $\sigma$  ist die äußere Last bzw. die daraus resultierende Spannung im rissfreien Bauteil,  $F_e$  bzw.  $\sigma_e$  ist die plastische Grenzlast bzw. die plastische Grenzspannung. Die Funktion  $f(L_r)$  wird als Inverse zum Plastizitätskorrekturfaktor ermittelt, mit dem sich der elastisch-plastische Beanspruchungsparameter  $K_J$  aus dem linear-elastischen Spannungsintensitätsfaktor  $K$  und dem Plastifizierungsgrad  $L_r$  berechnen lässt.

Die Grenzkurve  $f(L_r)$  und die vertikale Linie

$$L_r = L_r^{\max} = \frac{R_e + R_m}{2R_e} \quad (7-15)$$

ergeben einen sicheren Bereich, in dem kein Versagen auftritt. Liegt der Bewertungspunkt im FAD außerhalb der Grenzkurve bzw. bei  $L_r > L_r^{\max}$ , so ist mit einer Rissinitiierung zu rechnen. Dieser unsichere Zustand ist bei der Fehlerbewertung in Radsatzwellen zu vermeiden.

Für die Anwendung des linear-elastischen Spannungsintensitätsfaktors  $K$  bzw. der Schwingbreite  $\Delta K$  als Beanspruchungsparameter muss die plastische Zone vor der Risspitze klein genug sein, Gl. (7-7) und Gl. (7-8). Im Rahmen des FAD-Konzepts entspricht dies einer Begrenzung des Plastifizierungsgrad  $L_r$ . Dafür ist die Bedingung  $L_r < 0,5$  in der Regel ausreichend.

Die Grenzkurve  $f(L_r)$  wird in erster Näherung als unabhängig von der Riss- sowie Bauteilgeometrie betrachtet. Je nach vorhandenen Festigkeitsdaten wird zwischen Berechnungen auf der Basis-Ebene und Erweiterungs-Ebene unterschieden, wobei die Erweiterungs-Ebene genauere Ergebnisse liefert. Bei kleinen  $L_r$ -Werten unterscheiden sich jedoch die entsprechenden Grenzkurven nur unwesentlich. Daher kann für die Radsatzwellenwerkstoffe die Grenzkurve der Basis-Ebene für Werkstoffe mit ausgeprägter Streckgrenze (Lüders-Plateau) empfohlen werden. Diese ist wie folgt definiert /SINTAP 99/, /FKM 09/, /FITNET 08/:

$$\begin{aligned} f(L_r) &= \left(1 + \frac{L_r^2}{2}\right)^{-\frac{1}{2}}, & 0 \leq L_r < 1 \\ f(1) &= \left(\lambda + \frac{1}{2\lambda}\right)^{-\frac{1}{2}}, & L_r = 1 \\ f(L_r) &= f(1)L_r^{(N_v-1)/(2N_v)}, & 1 < L_r \leq L_r^{\max} \end{aligned} \quad (7-16)$$

$$\lambda = 1 + \frac{E\Delta\varepsilon}{R_e}, \quad \Delta\varepsilon = 0,0375\left(1 - \frac{R_e}{1000}\right), \quad N_v = 0,3\left(1 - \frac{R_e}{R_m}\right).$$

Weitere Informationen zu vorhandenen Berechnungsoptionen sowie dem Ablauf der bruchmechanischen Berechnungen können /FKM 09/ entnommen werden.

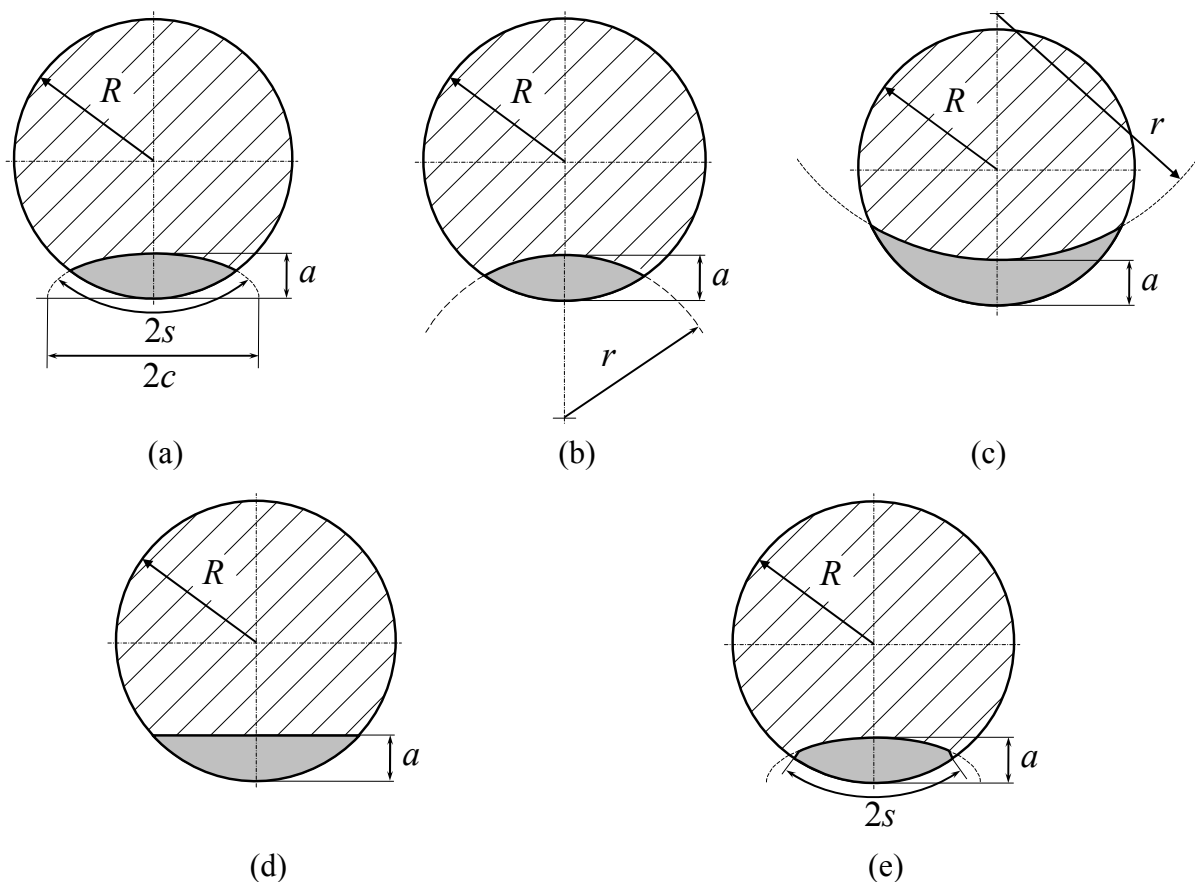
### 7.3 Bauteil- und Rissmodell

Die bruchmechanischen Beanspruchungsparameter sollen mit geeigneten idealisierten Modellen ermittelt werden, die einerseits die Geometrie der Welle mit einem Riss ausreichend genau beschreiben und andererseits möglichst universal – in Hinblick auf die Beanspruchungsbedingungen sowie die Rissformentwicklung – einsetzbar sind.

In der Literatur sind zahlreiche experimentelle und theoretische Untersuchungen zum Verhalten von Oberflächenrissen in glatten sowie gekerbten Rundstäben bzw. Wellen vorhanden. Im

Wesentlichen beschränken sich die dort betrachteten Modelle auf einen Rundstab (Vollzylinder) mit dem Radius  $R$  sowie eine der folgenden Rissfrontgeometrien:

- Halbelliptischer Riss mit einer Tiefe  $a$  und einer fiktiven Länge  $2c$ , **Abbildung 7-3(a)**, z.B. /Mura 87/, /Font 97/, /Carp 96/, /Dill 04/. Dabei repräsentieren die Parameter  $a$  und  $c$  eine vollständige Halbellipse, während sich die physikalische Risslänge  $2s$  aus den Schnittpunkten der Rissfront mit der zylindrischen Oberfläche ergibt.
- Kreisförmiges Segment, **Abbildung 7-3(b)**, z.B. /Form 86/, /Casp 87/, /Fett 97/. Dabei wird die Risstiefe als  $a$  und die Lage der Kreismitte als  $r$  bezeichnet.
- Sichelförmiges Segment, **Abbildung 7-3(c)**, z.B. /Casp 87/, /Fett 97/. Die Rissformbeschreibung ist analog zum kreisförmigen Segment mit dem umgekehrten Vorzeichen der Krümmung.
- Geradliniger Riss, **Abbildung 7-3(d)**, mit der Risstiefe  $a$ , z.B. /Casp 87/.
- Annähernd halbelliptischer Riss, **Abbildung 7-3(e)**, mit der Risstiefe  $a$  und Risslänge an der Oberfläche  $2c$ , /Raju 86/. Dabei ergibt sich die Rissform nach der Koordinatentransformation einer Platte mit einem vollständigen halbelliptischen Riss in einen Zylinder, so dass die Rissfront und die Oberfläche einen rechten Winkel bilden. Auf ähnliche Weise wird die Rissform in einem Hohlzylinder beschrieben /Chap 00/; die entsprechenden Ergebnisse werden als Ersatzlösung für Risse in Voll- sowie Hohlwellen in /Zerb 05a/ empfohlen.



**Abbildung 7-3:** Modellbeschreibung für einen Oberflächenriss im Vollzylinder

Die Rissformentwicklung beim Rissfortschritt hängt von vielen Faktoren ab. Die wichtigsten sind die Spannungsverteilung im Querschnitt mit Riss (einschließlich der eventuell vorliegenden Eigenspannungen), die Beanspruchungsart (ebene bzw. Umlaufbiegung) sowie der Verlauf von Rissfortschrittskurven für den jeweiligen Werkstoff (Steigung,  $R_K$ -Einfluss, eventuell  $\Delta K_{th}$ -Wert). Alle oben aufgeführten Modelle mit Ausnahme des geradlinigen Risses sind prinzipiell in der Lage, die Rissfrontentwicklung rechnerisch vorherzusagen. In Hinsicht auf einen flexiblen und universalen Einsatz sowie die Menge der bereits vorliegenden rechnerischen und experimentellen Ergebnisse ist jedoch das Modell eines halbelliptischen Risses, **Abbildung 7-3(a)**, vorteilhaft. Dieses Modell mit ausreichend breiten Gültigkeitsbereichen der Parameter  $a/R$  und  $a/c$  kann die meisten anderen Fälle, ausgenommen den sichelförmigen Riss, hinreichend gut abbilden. Bei der Interpretation der Berechnungsergebnisse ist zu beachten, dass neben der Risttiefe  $a$  die Risslänge  $2s$  an der Oberfläche und nicht der Parameter  $2c$  die tatsächliche Fehlergröße kennzeichnen. So können bei einer bevorzugten Rissausbreitung in die Tiefenrichtung der Rissformparameter  $a/c$  zu- und die daraus rechnerisch ermittelte Größe  $2c$  abnehmen, während die physikalische Risslänge  $2s$  stetig zunimmt.

In Proben- bzw. Bauteilversuchen werden gelegentlich unregelmäßige, etwa wellenförmige, Rissfrontverläufe beobachtet, deren Ursachen inhomogene Werkstoff- oder/und Beanspruchungszustände im Bauteil sein können. Dieses Verhalten lässt sich weder mit bestehenden analytischen Modellen noch numerischen Simulationsalgorithmen erklären bzw. beschreiben. Als Möglichkeit für die Modellbildung kann in diesem Fall die Anpassung der tatsächlichen Rissform an eines der analytischen Modelle empfohlen werden, und zwar entweder abdeckend oder unter Anwendung der Methode der kleinsten Quadrate.

Im Nachfolgenden werden analog zu den meisten Untersuchungen und Berechnungsmodellen aus der Literatur der halbelliptische Riss in einem Vollzylinder sowie die dazu geeigneten Lösungen für den Spannungsintensitätsfaktor betrachtet.

## 7.4 Berechnungsmethoden und Lösungen für Spannungsintensitätsfaktoren

### 7.4.1 Lösungsansätze aus der Literatur

Die verfügbaren Ergebnisse für Spannungsintensitätsfaktoren basieren in der Regel auf Berechnungen mit numerischen Methoden, u.a. der Finite-Elemente-Methode (FEM). Ferner existieren wenige empirisch abgeleitete Lösungen, z.B. /Form 86/, /Frei 95/, deren Übertragbarkeit auf verschiedene Werkstoffe, Probengeometrien sowie Beanspruchungsbedingungen kritisch hinterfragt werden soll.

Die meisten Ansätze aus der Literatur gelten für die Berechnung der Rissausbreitung in glatten zylindrischen Proben unter überlagerter Zug- und ebener Biegebeanspruchung /Carp 96/, /Cour 98/, /Dill 04/, /Font 97/, /Grav 99/, /Leva 93/, /Mura 87/, /Raju 86/, /Shih 97/. Im Handbuch /Mura 87/ werden Ergebnisse aus zwei japanische Arbeiten /Nisi 84/, /Shir 86/ zitiert, wobei die Zusammenfassung unvollständig erscheint: Laut Titel sollen in /Shir 86/ Spannungs-

intensitätsfaktoren für variable polynomische Spannungsverteilungen vorliegen, wodurch die entsprechende Lösung auch für Risse in Kerbbereichen potenziell anwendbar sein soll.

Die numerisch berechneten Spannungsintensitätsfaktoren werden im Allgemeinen in einer normierten Form dargestellt

$$K = F\left(\frac{a}{c}, \frac{a}{R}, \phi\right) \sigma \sqrt{\pi a}, \quad (7-17)$$

wobei  $\sigma$  eine charakteristische Spannung und  $F$  eine Geometriefunktion ist. Die Letztere berücksichtigt die Bauteil- und Rissgeometrie, die Variation von  $K$  entlang der Rissfront (Winkelposition  $\phi$ , **Abbildung 7-4**) sowie die Beanspruchungsart. So gilt bei kombinierter Zug und ebener Biegebeanspruchung

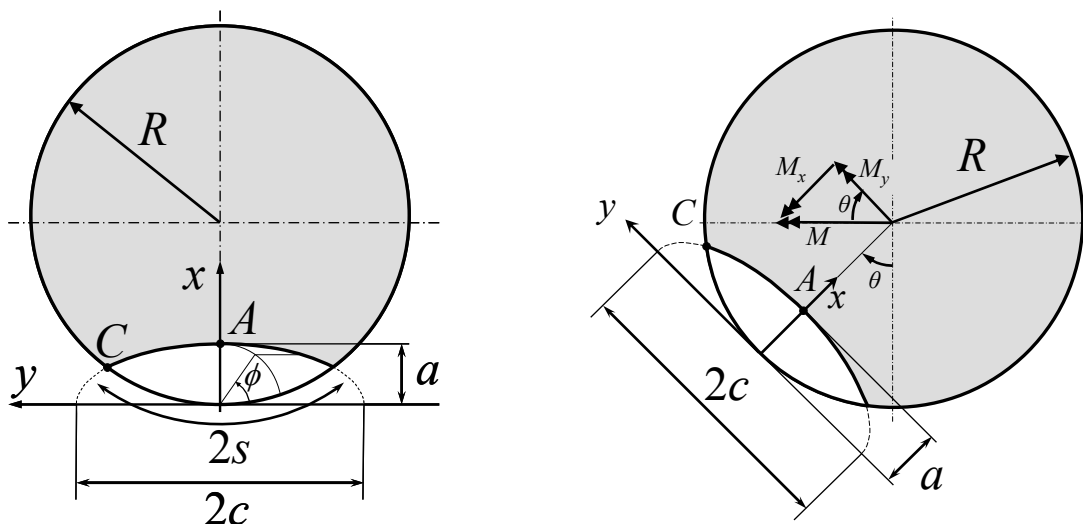
$$K = \left[ F_m\left(\frac{a}{c}, \frac{a}{R}, \phi\right) \sigma_m + F_b\left(\frac{a}{c}, \frac{a}{R}, \phi\right) \sigma_b \right] \sqrt{\pi a}. \quad (7-18)$$

Hierbei sind  $\sigma_m$  und  $\sigma_b$  die Membran- bzw. Biegebeanspruchung im fehlerfreien Querschnitt, und  $F_m$  und  $F_b$  die entsprechenden geometrischen Korrekturfunktionen.

Bei überlagerter Zug- und Umlaufbiegebeanspruchung hängt der Spannungsintensitätsfaktor zusätzlich von der Winkellage des Risses zur Biegeachse ab, so dass Gl. (7-18) ergibt /Carp 98/

$$K = \left[ F_m\left(\frac{a}{c}, \frac{a}{R}, \phi\right) \sigma_m + F_b\left(\frac{a}{c}, \frac{a}{R}, \phi\right) \sigma_b \cos \vartheta + F_{b1}\left(\frac{a}{c}, \frac{a}{R}, \phi\right) \sigma_b \sin \vartheta \right] \sqrt{\pi a}. \quad (7-19)$$

Die geometrischen Korrekturfunktionen  $F_b$  und  $F_{b1}$  beziehen sich auf die Biegemomente  $M_y = M$  bzw.  $M_x = M$ , **Abbildung 7-4**.



**Abbildung 7-4:** Parameter der Rissgeometrie sowie Prinzipskizze zur Ermittlung von Spannungsintensitätsfaktoren bei Umlaufbiegung

Damit sind drei Funktionen  $F_m$ ,  $F_b$  und  $F_{b1}$  für die Bewertung von Rissen im zylindrischen Bereich einer rotierenden Welle erforderlich.



Für Rissfortschrittsberechnungen in zylindrischen Wellenbereichen scheinen die Lösungen /Dill 04/, /Shir 86/, /Carp 98/ gut geeignet zu sein. Diese sind im Nachfolgenden zusammengefasst, wobei die Ergebnisse /Shir 86/ nach /Mura 87/ zitiert sind. Die Spannungsintensitätsfaktoren werden jeweils für den tiefsten Punkt  $A$  (Rissmitte) sowie den Oberflächenpunkt  $C$  definiert, **Abbildung 7-4**.

Die Lösung in /Dill 04/ gilt nur für die ebene Biegung und basiert auf der polynomischen Anpassung von Daten in /Cour 98/ sowie eigenen numerischen Ergebnissen. Die Funktionen  $F_m$  und  $F_b$  sind in **Tabelle 7-1** angegeben; die Gültigkeitsbereiche der Lösung sind  $0 \leq a/c \leq 1$ ,  $0 \leq a/R \leq 1$ .

	Zug, $F_m$											
	Oberflächenpunkt $C$						Rissmitte $A$					
	$a/R$						$a/R$					
$a/c$	0,1	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0	0,1	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0
0,0	0,3140	0,4090	0,5991	0,9318	1,2645	2,0131	1,0501	1,0698	1,1803	1,4217	1,8490	2,5990
0,2	0,4647	0,5454	0,7067	1,0541	1,4015	2,1863	0,9859	1,0123	1,1225	1,3542	1,7645	2,4871
0,4	0,5810	0,6530	0,7969	1,1480	1,4992	2,3037	0,9126	0,9423	1,0460	1,2575	1,6318	2,2918
0,6	0,6629	0,7318	0,8696	1,2136	1,5576	2,3652	0,8303	0,8599	0,9506	1,1314	1,4510	2,0133
0,8	0,7102	0,7818	0,9249	1,2508	1,5768	2,3709	0,7388	0,7651	0,8365	0,9761	1,2221	1,6514
1,0	0,7231	0,8030	0,9627	1,2597	1,5567	2,3207	0,6383	0,6578	0,7036	0,7915	0,9450	1,2062

	Biegung, $F_b$											
	Oberflächenpunkt $C$						Rissmitte $A$					
	$a/R$						$a/R$					
$a/c$	0,1	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0	0,1	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0
0,0	0,3095	0,3390	0,3981	0,5116	0,6252	0,8361	0,9811	0,9323	0,8821	0,9060	1,0026	1,2070
0,2	0,4616	0,4834	0,5269	0,6291	0,7313	0,9657	0,9214	0,8825	0,8401	0,8653	0,9610	1,1611
0,4	0,5809	0,5990	0,6351	0,7332	0,8312	1,0811	0,8527	0,8209	0,7822	0,8029	0,8886	1,0702
0,6	0,6674	0,6858	0,7226	0,8239	0,9251	1,1822	0,7748	0,7474	0,7082	0,7188	0,7855	0,9343
0,8	0,7209	0,7438	0,7895	0,9012	1,0128	1,2691	0,6879	0,6622	0,6182	0,6130	0,6516	0,7535
1,0	0,7416	0,7730	0,8357	0,9651	1,0945	1,3417	0,5918	0,5652	0,5123	0,4855	0,4869	0,5277

**Tabelle 7-1:** Geometrische Korrekturfunktionen für Risse in einer Vollwelle bei Zug- und ebener Biegebeanspruchung /Dill 04/

Die Lösung in /Shir 86/ nach /Mura 87/ gilt ebenfalls nur für die ebene Biegung und basiert auf FEM-Berechnungen. Die Funktionen  $F_m$  und  $F_b$  sind in **Tabelle 7-2** angegeben; die Gültigkeitsbereiche der Lösung sind  $0,2 \leq a/c \leq 1$ ,  $0,1 \leq a/R \leq 1$ .

Eine Lösung die sowohl für die ebene als auch für die Umlaufbiegung anwendbar ist, wurde in /Carp 96/, /Carp 98/ auf der Basis von FEM-Analysen entwickelt, **Tabelle 7-3**. Diese gilt bei  $0 \leq a/c \leq 1,2$ ,  $0,2 \leq a/R \leq 1,2$ .

Zug, $F_m$												
Oberflächenpunkt C							Rissmitte A					
$a/R$							$a/R$					
$a/c$	0,1	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0	0,1	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0
0,2	0,2200	0,3423	0,5333	0,8051	1,2265	1,8990	1,0036	1,0250	1,1321	1,3619	1,7594	2,4531
0,4	0,4896	0,5290	0,6933	0,9006	1,3099	2,0077	0,9232	0,9501	1,0510	1,2609	1,6223	2,2627
0,6	0,6761	0,7227	0,8124	1,0263	1,3338	1,9344	0,8203	0,8544	0,9401	1,1155	1,4234	1,9239
1,0	0,7363	0,8139	0,8767	1,0719	1,4094	2,0282	0,6634	0,6926	0,7203	0,8127	0,9674	1,2413

Biegung, $F_b$												
Oberflächenpunkt C							Rissmitte A					
$a/R$							$a/R$					
$a/c$	0,1	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0	0,1	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0
0,2	0,2065	0,2943	0,3784	0,4787	0,6184	0,8181	0,9438	0,8950	0,8446	0,8627	0,9478	1,1332
0,4	0,4740	0,4810	0,5346	0,5785	0,7054	0,9160	0,8673	0,8302	0,7852	0,7994	0,8754	1,0466
0,6	0,6581	0,6766	0,6722	0,7221	0,7852	0,9684	0,7714	0,7444	0,6985	0,7038	0,7625	0,8851
1,0	0,7209	0,7759	0,7761	0,8529	0,9765	1,2004	0,6203	0,5981	0,5240	0,4932	0,4898	0,5352

**Tabelle 7-2:** Geometrische Korrekturfunktionen für Risse in einer Vollwelle bei Zug- und ebener Biegebeanspruchung /Shir 86/

	Zug, $F_m$											
	Oberflächenpunkt C						Rissmitte A					
	$a/R$						$a/R$					
$a/c$	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0	1,2	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0	1,2
0,0	0,780	0,930	1,190	1,590	2,330	3,350	1,050	1,230	1,490	1,920	2,700	3,810
0,2	0,740	0,920	1,180	1,580	2,320	3,340	1,000	1,220	1,480	1,890	2,650	3,660
0,4	0,720	0,910	1,170	1,580	2,310	3,330	0,950	1,150	1,390	1,770	2,460	3,450
0,6	0,720	0,910	1,170	1,560	2,260	3,290	0,870	1,040	1,250	1,560	2,140	2,960
0,8	0,720	0,900	1,130	1,460	2,120	3,090	0,790	0,930	1,090	1,320	1,750	2,330
1,0	0,710	0,860	1,030	1,300	1,840	2,520	0,710	0,820	0,930	1,080	1,350	1,670
1,2	0,700	0,800	0,940	1,200	1,520	1,950	0,640	0,720	0,800	0,900	1,020	1,110

	Biegung, $F_b$ (Moment $M_y$ )											
	Oberflächenpunkt C						Rissmitte A					
	$a/R$						$a/R$					
$a/c$	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0	1,2	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0	1,2
0,0	0,630	0,610	0,650	0,760	0,970	1,200	0,860	0,870	0,890	0,960	1,190	1,470
0,2	0,620	0,610	0,650	0,760	0,970	1,200	0,840	0,850	0,870	0,940	1,160	1,410
0,4	0,610	0,660	0,710	0,820	1,030	1,280	0,780	0,800	0,820	0,910	1,080	1,320
0,6	0,650	0,710	0,770	0,860	1,060	1,300	0,710	0,720	0,730	0,780	0,920	1,110
0,8	0,640	0,710	0,770	0,860	1,060	1,310	0,640	0,630	0,620	0,620	0,730	0,840
1,0	0,630	0,690	0,740	0,820	0,980	1,140	0,580	0,540	0,520	0,500	0,520	0,550
1,2	0,610	0,650	0,700	0,770	0,850	0,940	0,530	0,470	0,430	0,390	0,360	0,330

	Biegung, $F_{b1}$ (Moment $M_x$ )											
	Oberflächenpunkt C						Rissmitte A					
	$a/R$						$a/R$					
$a/c$	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0	1,2	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0	1,2
0,0	0,270	0,503	0,554	0,727	0,940	1,049	0	0	0	0	0	0
0,2	0,251	0,491	0,545	0,717	0,929	1,035	0	0	0	0	0	0
0,4	0,205	0,443	0,510	0,681	0,887	0,987	0	0	0	0	0	0
0,6	0,151	0,360	0,442	0,610	0,807	0,902	0	0	0	0	0	0
0,8	0,111	0,273	0,352	0,506	0,685	0,755	0	0	0	0	0	0
1,0	0,086	0,210	0,272	0,398	0,545	0,620	0	0	0	0	0	0
1,2	0,070	0,167	0,215	0,313	0,425	0,475	0	0	0	0	0	0

**Tabelle 7-3:** Geometrische Korrekturfunktionen für Risse in einer Vollwelle bei Zug- und Umlaufbiegebeanspruchung /Carp 98/

Die Anwendung aller vorher beschriebenen Lösungsansätze ist auf den Fall einer linearen Spannungsverteilung im fehlerfreien Querschnitt beschränkt. Beim Vorliegen eines Spannungsgradienten, z.B. bei Risslagen in einem Korbbogen oder in einer Mulde sowie in der Nähe eines Presssitzes, müssen die Spannungen über dem Riss konservativ linearisiert werden. Dies kann zu einer deutlichen Überschätzung von Spannungsintensitätsfaktoren und somit einer zu geringen rechnerischen Restlebensdauer des Bauteils führen.

Das Problem kann in diesem Fall entweder mit direkten numerischen Analysen /Madi 08b/ oder durch die Anwendung geeigneter Ersatzmodelle gelöst werden. Mögliche Ersatzmodelle sind halbelliptische Oberflächenrisse in einer Platte oder in einem Hohlzylinder, für die  $K$ -Lösungen auf der Basis von Gewichtsfunktionen oder polynomischen Einflussfunktionen existieren.

Unter Verwendung einer Gewichtsfunktionen  $h$  wird der Spannungsintensitätsfaktor für ein Bauteil mit variabler Spannung  $\sigma(x)$  im Querschnitt durch eine gewichtete Integration der Spannungen über dem Riss berechnet. Für die charakteristischen Punkte der Rissfront ergibt sich damit

$$K_A = \int_0^a \sigma(x) h_A(x, a) dx, \quad K_C = \int_0^a \sigma(x) h_C(x, a) dx. \quad (7-20)$$

Es liegen mehrere zuverlässige Gewichtsfunktionslösungen für Risse in Platten unter ein-dimensionalen (1D) Spannungsgradienten vor, z.B. /Wang 95/. Bei deren Anwendung für die Bewertung von Radsatzwellen ist zu beachten, dass mit zunehmender Rissgröße die Abweichungen zwischen den Rissgeometrien in einer Welle und einer Platte und somit Berechnungsfehler zunehmen. Des Weiteren können bei der Überlagerung von Biegespannungen mit Pressspannungen ausgeprägte zwei-dimensionale (2D) Spannungsprofile im Querschnitt entstehen, die mit Gl. (7-20) nicht mehr behandelt werden können.

Alternativ zu Plattenlösungen existiert eine Gewichtsfunktion für die kreisförmige Rissgeometrie in einem Vollzylinder /Casp 87/, /Fett 97/, **Abbildung 7-3(b)**, mit der sich die sog. gemittelten Spannungsintensitätsfaktoren berechnen lassen. Für diese Lösung fehlt jedoch eine ausreichende Validierung, insbesondere bei den für Radsatzwellen spezifischen Beanspruchungsbedingungen. Außerdem können unter Verwendung von gemittelten Spannungsintensitätsfaktoren Ungenauigkeiten bei Rissfortschrittsberechnungen entstehen /Varf 91/.

In /Zerb 05a/ werden für Berechnungen von Spannungsintensitätsfaktoren die auf der Basis von in /Chap 00/ ermittelten polynomischen Einflussfunktionen für halbelliptische Umfangsrisse in Hohlzylindern empfohlen. Bei dieser Vorgehensweise wird zuerst die Spannungsverteilung im fehlerfreien Querschnitt durch eine polynomische Funktion angenähert

$$\sigma(x, y) = \sum_{m=0}^3 D_m \left[ \frac{R - \sqrt{(x-R)^2 + y^2}}{t} \right]^m + \sigma_b \frac{R-x}{R}, \quad (7-21)$$

wobei  $t$  die Wanddicke und  $R$  der Außenradius des Hohlzylinders sind. Das erste Summenglied der Reihe in Gl. (7-21) entspricht einer rotationssymmetrischen Spannungsverteilung im Querschnitt, wie z.B. infolge von Presspassungen. Dieser wird mit dem zweiten Glied eine lineare Spannungsverteilung infolge Biegung überlagert. Streng genommen können mit Gl. (7-21) Spannungsprofile in Übergangsbereichen (Korbbogen, Mulde) nicht beschrieben werden; allerdings kann die entsprechend Lösung für kleine Risse unter Voraussetzung abdeckender Spannungsapproximation nach Gl. (7-21) angewendet werden. Anschließend berechnet sich der Spannungsintensitätsfaktor aus

$$K_{A,C} = \left[ \sum_{m=0}^3 D_m f_m^{A,C} \left( \frac{a}{c}, \frac{a}{t}, \frac{t}{R_1} \right) \left( \frac{a}{t} \right)^m + \sigma_b F_b \right] \sqrt{\pi a} . \quad (7-22)$$

Die mit FEM ermittelten Einflussfunktionen  $f_m^A$  und  $f_m^C$  sind in /Chap 00/ für  $a/t \leq 0,8$  und  $0 \leq a/c \leq 1$  zusammengefasst. Das größte Verhältnis der Wanddicke zum Radius der Hohlbohrung beträgt  $t/R_1 = 1$ .

Zur Genauigkeit von numerischen bzw. analytischen Lösungen für Spannungsintensitätsfaktoren aus der Literatur gibt es keine Hinweise. Prinzipiell lassen sich numerische Fehler von  $K$ -Lösungen für Oberflächenrisse abschätzen /Varf 98/; jedoch benötigt die entsprechende Prozedur große Datenmengen, die in entsprechenden Quellen nicht vorliegen.

Als Zusammenfassung sind folgende Einschränkungen bzw. offene Punkte bei der Berechnung von Spannungsintensitätsfaktoren für Oberflächenrisse in Radsatzwellen zu erwähnen:

1. Die meisten vorhandenen Lösungen beschränken sich auf Risse im zylindrischen Bereich mit einem linearen Spannungsverlauf über dem Bewertungsquerschnitt.
2. Eine nicht-lineare Spannungsverteilung über dem Querschnitt (Korbbogen, Mulde) kann bisher nur mit Ersatzmodellen für Risse in Platten oder Hohlzylindern berücksichtigt werden. Da ein entsprechendes Spannungsprofil neben der radialen Richtung i.d.R. ein Gradient in der Umfangsrichtung aufweist, muss auf eine abdeckende Spannungsapproximation über dem Riss geachtet werden. Dabei ist eventuell mit einer Überschätzung der Rissfortschrittsraten zu rechnen. Darüber hinaus nehmen die Berechnungsfehler mit zunehmender Rissgröße zu.
3. Zur Berücksichtigung von rotationssymmetrischen Eigenspannungsverteilungen infolge von Presspassungen eignet sich vor allem die Ersatzlösung für einen Hohlzylinder /Chap 00/. Diese ist für die Berechnung von Spannungsintensitätsfaktoren in geometrischen Übergangsbereichen (Korbbogen, Mulde) einer Radsatzwelle bei der Biegebeanspruchung nur eingeschränkt geeignet.
4. Spannungsintensitätsfaktoren bei Umlaufbiegebeanspruchung können im strengen Sinne nur für Risse im zylindrischen Bereich ermittelt werden, siehe z.B. /Carp 98/. Eine allgemein gültige Lösung steht hier nicht zur Verfügung.

Die Bedeutung einzelner o.g. Faktoren für die Berechnung des Rissfortschritts und damit für die Festlegung von Inspektionsintervallen ist nicht eindeutig und hängt von den jeweiligen Randbedingungen, wie z.B. der Anfangsfehlergröße (Tiefe und Länge), der Form und Höhe des

Lastkollektivs, dem Verlauf von Rissfortschrittskurven für den verwendeten Werkstoff, insbesondere im schwellenwertnahen Bereich, ab. Es ist daher wichtig, dass die entsprechenden Untersuchungen unter Anwendung möglichst genauer und allgemein gültiger Lösungsansätze für den bruchmechanischen Beanspruchungsparameter erfolgen. Eine solche Lösung wird im nachfolgenden Abschnitt beschrieben.

Der für eine FAD-Analyse zusätzlich erforderliche Plastifizierungsgrad  $L_r$  kann nach /API 579/ ermittelt werden:

$$L_r = \frac{\frac{2\pi}{\pi + \sin 2\beta + 2\beta} \sigma_{mL} + \frac{3\pi}{16\omega} \sigma_{bL}}{R_e} \quad (7-23)$$

$$\beta = \arcsin\left(1 - \frac{a_0}{R}\right)$$

$$\omega = 1,0002 - 3,9927\left(\frac{a_0}{2R}\right)^{1,5} + 5,8491\left(\frac{a_0}{2R}\right)^{2,5} - 2,855\left(\frac{a_0}{2R}\right)^3$$

Hier sind  $a_0$  eine äquivalente Risttiefe für einen geradlinigen Fehler mit gleicher Fläche wie der aktuelle halbelliptische Riss,  $\sigma_{mL}$  und  $\sigma_{bL}$  die statisch äquivalenten Membran- und Biege- spannungen, die aus den Gleichgewichtsbedingungen für die Axialkraft sowie das Biegemoment zu ermitteln sind. Für einen zylindrischen Wellenbereich gilt  $\sigma_{mL} = \sigma_m$  sowie  $\sigma_{bL} = \sigma_b$ .

## 7.5 Neue Spannungsintensitätsfaktorlösung für Risse in Radsatzwellen

### 7.5.1 Methode der polynomischen Einflussfunktionen

Beim Vorliegen einer 2D Spannungsverteilung im zu bewertenden Querschnitt sowie bei der Betrachtung von Rissen unter umlaufender Biegebeanspruchung ist eine polynomische Spannungsapproximation nach Gl. (7-21) nicht mehr möglich. Das Spannungsfeld kann mit der folgenden Funktion beschrieben werden

$$\sigma(x, y) = \sum_{m=0}^{m_{\max}} \sum_{n=0}^{n_{\max}} \left[ D_{mn}^{(1)} \left(\frac{x}{R}\right)^m \left|\frac{y}{R}\right|^n + D_{mn}^{(2)} \left(\frac{x}{R}\right)^m \operatorname{sgn}(y) \left|\frac{y}{R}\right|^n \right], \quad (7-24)$$

die sowohl gerade als auch ungerade Glieder der  $y$ -Koordinate enthält, siehe **Abbildung 7-4**. Eine ähnliche Vorgehensweise wurde in /Busc 95/ für die Bewertung von halbelliptischen Umfangsrissen in Hohlzylindern eingeführt. Die Erfahrung mit der Anwendung der entsprechenden Lösung zeigt, dass sie effizient und zuverlässig funktioniert, wobei die Anzahl von polynomischen Basisfunktionen von  $m_{\max} = n_{\max} = 4$  eine ausreichende Flexibilität bei der Spannungsanpassung ermöglicht.

Im Rahmen der numerischen Ableitung von polynomischen Einflussfunktionen für halbelliptische Risse in einem Vollzylinder werden folgende Basisfunktionen gewählt

$$\sigma_{mn}^{(1)} = \left(\frac{x}{a}\right)^m \left|\frac{y}{c}\right|^n, \quad \sigma_{mn}^{(2)} = \operatorname{sgn}(y) \left(\frac{x}{a}\right)^m \left|\frac{y}{c}\right|^n, \quad m = \overline{0,4}, \quad n = \overline{0,4}. \quad (7-25)$$

Für einzelne Rissgeometrien aus der Berechnungsmatrix, Kapitel 7.5.2, werden je 50 Berechnungen mit Spannungsverteilungen über den Rissufer nach Gl. (7-25) durchgeführt und die Spannungsintensitätsfaktoren (Mode I) in der normierten Form

$$f_{mn}^{(1)} = \frac{K_{mn}^{(1)}}{\sqrt{\pi a}}, \quad f_{mn}^{(2)} = \frac{K_{mn}^{(2)}}{\sqrt{\pi a}} \quad (7-26)$$

für verschiedene Positionen an der Rissfront ausgewertet. Beim Vorliegen solcher Ergebnisse und nach der Anpassung der Spannungsverteilung im Bewertungsquerschnitt mit Gl. (7-24) erfolgt die Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors mit

$$K\left(\frac{a}{c}, \frac{a}{R}, \phi\right) = \sqrt{\pi a} \sum_{m=0}^4 \sum_{n=0}^4 \left[ D_{mn}^{(1)} f_{mn}^{(1)}\left(\frac{a}{c}, \frac{a}{R}, \phi\right) + D_{mn}^{(2)} f_{mn}^{(2)}\left(\frac{a}{c}, \frac{a}{R}, \phi\right) \right] \left(\frac{a}{R}\right)^{m+n} \left(\frac{a}{c}\right)^{-n}. \quad (7-27)$$

### 7.5.2 Finite-Elemente-Modelle

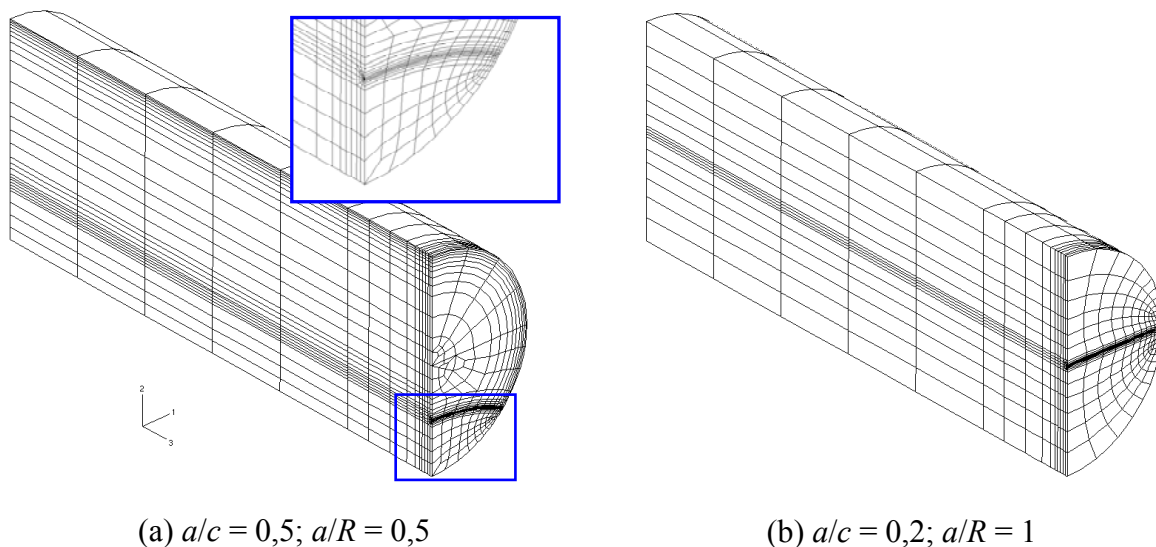
Die polynomischen Einflussfunktionen werden in dieser Studie mit der Finite-Elemente Methode unter Anwendung des Programms /ABAQUS 04/ ermittelt. Die Berechnungsmatrix ist **Tabelle 7-4** zu entnehmen.

$a/c$	0,05	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,8	1,0
0,0	•	•	•	•	•	•	•	•	•
0,2	•	•	•	•	•	•	•	•	•
0,4	•	•	•	•	•	•	•	•	•
0,6	•	•	•	•	•	•	•	•	•
0,8	•	•	•	•	•	•	•	•	•
1,0	•	•	•	•	•	•	•	•	•
1,2	•	•	•	•	•	•	•	•	•
•									
$\phi$	Variation zwischen $\phi_{\min}$ und $90^\circ$ mit $\phi_{\min}$ abhängig von der Rissgeometrie; 25 Positionen je Rissmodell								

**Tabelle 7-4:** Geometrische Parameter der FE-Modelle

Zwei FE-Modelle mit  $a/c = 0,5$  und  $a/R = 0,5$  bzw.  $a/c = 0,2$  und  $a/R = 1$  sind in **Abbildung 7-5** exemplarisch gezeigt. Alle Modelle bestehen aus isoparametrischen 20-knotigen Volumenelementen mit dem quadratischen Verschiebungsansatz. An der Risspitze werden singuläre Elemente mit um  $\frac{1}{4}$  der Elementkantenlänge zur Risspitze verschobenen Knoten verwendet. Jedes Modell repräsentiert  $\frac{1}{4}$  der Vollwelle, während der Rest durch kinematische Randbedingungen entsprechend Gl. (7-25) abgebildet wird. Die Spannungsverteilung nach Gl. (7-25) wird als verteilte Drucklast auf das Rissufer aufgebracht.

Eine detaillierte Analyse von Berechnungsfehlern wurde nicht durchgeführt. Erfahrungsgemäß kann der numerische Fehler unter Berücksichtigung der Netzfeinheit in den verwendeten Modellen als ca. 1% bis 2% abgeschätzt werden. Eine Ausnahme ist der Rissfrontbereich unmittelbar vor der freien Oberfläche, für den der numerische Fehler je nach der verwendeten Definition von  $K$  aus dem berechneten Spannungs-Dehnungsfeld bei ca. 3% bis 10% liegt /Varf 98/. Gründe dafür sind zum einen ein spitzer Winkel zwischen der Rissfront und der Oberfläche, so dass eine virtuelle Rissverschiebung /ABAQUS 04/ an dieser Stelle nicht mit Modellkonturen kompatibel ist. Zum anderen gilt die in linear-elastischen Berechnungen vorausgesetzte  $r^{-0,5}$  Singularität des Spannungsfelds, Gl. (7-1), nicht für die freie Oberfläche /Bent 77/. Die Bedeutung dieses Faktors, dessen Einfluss sich in numerischen Analysen generell nicht vermeiden lässt, wurde in /Varf 98/ diskutiert.



**Abbildung 7-5:** Beispiele verwendeter FE-Modelle

Für die weitere Anwendung der Berechnungsergebnisse werden daher die Spannungsintensitätsfaktoren für zwei charakteristische Punkte an der Rissfront (Knotenlage im FE-Modell) ausgewertet und dokumentiert. Diese sind der Rissmitte (Rissmitte, entspricht dem Knoten in der Symmetrieebene, **Abbildung 7-5**) sowie der 3. Knoten vor der freien Oberfläche (Übergang vom 1. zum 2. Element), wobei die entsprechenden Positionen mit  $A$  bzw.  $C$  bezeichnet werden, **Abbildung 7-4**. Der Abstand der Lage  $C$  vor der freien Oberfläche beträgt i.d.R. ca. 5% der Rissfrontlänge im FE-Modell. Damit ist diese Definition mit anderen aus der Literatur bekannten Vorgehensweisen vereinbar, siehe z.B. /Carp 96/, /Carp 98/.

### 7.5.3 Ergebnisse und Vergleich mit Literaturdaten

Einige Berechnungsergebnisse sind in **Tabelle 7-5** angegeben. Diese ausgewählten Daten können für Rissfortschrittsanalysen unter ebener Biegung bei einer polynomischen 1D Spannungsverteilung über dem Querschnitt ( $m = 0$  bis 4 und  $n = 0$ ) bzw. unter Umlaufbiegung im zylindrischen Querschnitt ( $m = 0, n = 1$ ) eingesetzt werden. Die vollständige Zusammenfassung der Berechnungsergebnisse ist im **Kapitel 12.2.4** enthalten.



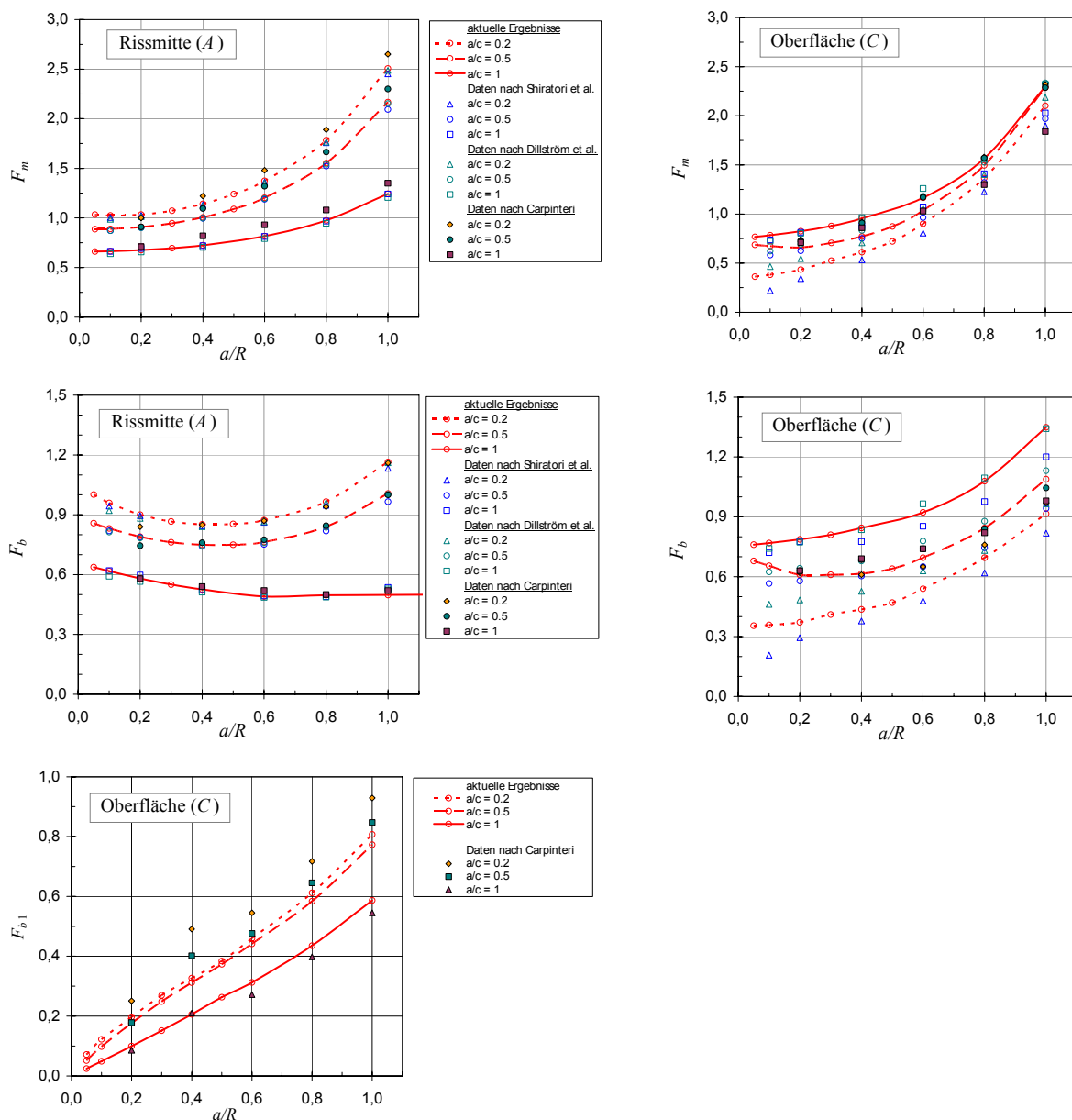
	Lage an Rissfront	$a/c$	$a/R$								
			0,05	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,8	1
$f_{00}^{(1)}$	Oberfläche (C)	0,2	0,612	0,646	0,681	0,764	0,839	0,940	1,109	1,558	2,279
		0,3	0,685	0,690	0,706	0,777	0,849	0,952	1,117	1,560	2,297
		0,5	0,705	0,720	0,738	0,802	0,874	0,976	1,123	1,551	2,284
		0,75	0,730	0,735	0,765	0,814	0,882	0,980	1,098	1,474	2,165
		1,0	0,733	0,739	0,769	0,807	0,863	0,941	1,019	1,322	1,873
	Rissmitte (A)	0,2	1,034	1,025	1,034	1,073	1,142	1,240	1,374	1,784	2,506
		0,3	0,992	0,987	1,000	1,040	1,107	1,202	1,331	1,726	2,424
		0,5	0,889	0,891	0,909	0,946	1,006	1,090	1,203	1,553	2,167
		0,75	0,766	0,769	0,784	0,813	0,857	0,919	1,002	1,258	1,712
		1,0	0,664	0,666	0,677	0,696	0,725	0,764	0,817	0,975	1,243
$f_{10}^{(1)}$	Oberfläche (C)	0,2	0,313	0,406	0,474	0,535	0,580	0,632	0,718	0,931	1,260
		0,3	0,272	0,339	0,418	0,490	0,544	0,606	0,694	0,911	1,250
		0,5	0,218	0,259	0,310	0,389	0,454	0,527	0,618	0,843	1,190
		0,75	0,192	0,213	0,253	0,300	0,352	0,416	0,497	0,705	1,037
		1,0	0,179	0,190	0,216	0,248	0,284	0,331	0,390	0,546	0,804
	Rissmitte (A)	0,2	0,651	0,654	0,665	0,688	0,723	0,771	0,834	1,022	1,342
		0,3	0,629	0,631	0,644	0,667	0,701	0,747	0,808	0,989	1,297
		0,5	0,578	0,580	0,592	0,611	0,641	0,680	0,733	0,891	1,160
		0,75	0,520	0,521	0,528	0,541	0,561	0,588	0,624	0,735	0,929
		1,0	0,471	0,472	0,476	0,484	0,496	0,511	0,533	0,597	0,705
$f_{20}^{(1)}$	Oberfläche (C)	0,2	0,168	0,269	0,353	0,410	0,448	0,486	0,543	0,675	0,872
		0,3	0,121	0,181	0,267	0,340	0,389	0,439	0,503	0,645	0,851
		0,5	0,085	0,110	0,146	0,211	0,265	0,324	0,394	0,552	0,770
		0,75	0,072	0,082	0,103	0,131	0,165	0,206	0,263	0,403	0,612
		1,0	0,067	0,070	0,082	0,099	0,118	0,144	0,181	0,274	0,425
	Rissmitte (A)	0,2	0,505	0,508	0,516	0,531	0,553	0,583	0,620	0,731	0,915
		0,3	0,491	0,492	0,501	0,515	0,537	0,565	0,601	0,707	0,884
		0,5	0,459	0,459	0,466	0,477	0,494	0,517	0,548	0,639	0,793
		0,75	0,423	0,422	0,426	0,432	0,443	0,458	0,478	0,539	0,645
		1,0	0,391	0,391	0,393	0,397	0,403	0,411	0,423	0,456	0,512
$f_{30}^{(1)}$	Oberfläche (C)	0,2	0,093	0,183	0,273	0,329	0,364	0,397	0,441	0,536	0,671
		0,3	0,059	0,101	0,178	0,246	0,294	0,338	0,390	0,498	0,643
		0,5	0,040	0,053	0,075	0,122	0,164	0,212	0,269	0,393	0,552
		0,75	0,035	0,039	0,050	0,066	0,086	0,113	0,152	0,252	0,399
		1,0	0,034	0,035	0,040	0,048	0,059	0,074	0,096	0,154	0,251
	Rissmitte (A)	0,2	0,426	0,428	0,434	0,444	0,460	0,480	0,506	0,579	0,701
		0,3	0,416	0,416	0,422	0,432	0,446	0,466	0,490	0,561	0,678
		0,5	0,393	0,393	0,397	0,403	0,415	0,430	0,450	0,510	0,610
		0,75	0,368	0,366	0,368	0,372	0,379	0,388	0,400	0,438	0,505
		1,0	0,345	0,344	0,344	0,346	0,351	0,355	0,363	0,382	0,416
$f_{40}^{(1)}$	Oberfläche (C)	0,2	0,053	0,128	0,215	0,271	0,305	0,335	0,372	0,447	0,549
		0,3	0,032	0,060	0,121	0,183	0,228	0,269	0,315	0,404	0,517
		0,5	0,023	0,030	0,042	0,074	0,106	0,144	0,191	0,294	0,419
		0,75	0,022	0,023	0,028	0,037	0,050	0,067	0,094	0,167	0,276
		1,0	0,021	0,021	0,023	0,028	0,034	0,043	0,057	0,094	0,160
	Rissmitte (A)	0,2	0,375	0,377	0,381	0,389	0,400	0,415	0,434	0,487	0,574
		0,3	0,368	0,368	0,371	0,378	0,389	0,403	0,421	0,472	0,555
		0,5	0,350	0,349	0,352	0,356	0,364	0,375	0,389	0,431	0,502
		0,75	0,331	0,329	0,330	0,332	0,337	0,343	0,352	0,377	0,423
		1,0	0,313	0,312	0,312	0,313	0,316	0,319	0,324	0,337	0,359
$f_{01}^{(2)}$	Oberfläche (C)	0,2	0,437	0,364	0,275	0,231	0,200	0,180	0,168	0,152	0,152
		0,3	0,507	0,456	0,373	0,323	0,286	0,261	0,244	0,222	0,220
		0,5	0,501	0,487	0,462	0,432	0,406	0,384	0,364	0,339	0,345
		0,75	0,480	0,472	0,466	0,461	0,456	0,453	0,438	0,423	0,435
		1,0	0,452	0,448	0,450	0,449	0,450	0,452	0,438	0,441	0,458

**Tabelle 7-5:** Polynomische Einflussfunktionen für halbelliptische Risse im Vollzylinder  
(Ausgewählte Ergebnisse bei  $m = 0$  bis 4 und  $n = 0$  sowie  $m = 0, n = 1$ )

Beim Vergleich der aktuellen Ergebnisse mit Daten aus der Literatur, Gl. (7-18) bzw. Gl (7-19), sind folgende Beziehungen zu beachten:

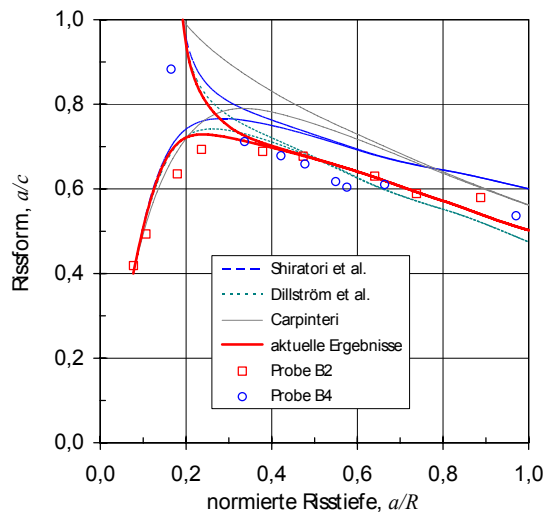
$$F_m = f_{00}^{(1)}, \quad F_b = f_{00}^{(1)} - \frac{a}{R} f_{10}^{(1)}, \quad F_{b1} = \frac{a}{R} \left( \frac{a}{c} \right)^{-1} f_{01}^{(2)} \quad (7-28)$$

In **Abbildung 7-6** sind die aktuellen Berechnungsergebnisse in Form von Funktionen  $F_m$ ,  $F_b$  und  $F_{b1}$  mit Daten aus /Dill 04/, /Shir 86/, /Carp 98/ verglichen. Es ist eine gute Übereinstimmung für die Rissmitte, insbesondere mit den Daten aus /Dill 04/, /Shir 86/ zu erkennen. Für den Punkt an der Oberfläche weichen die verschiedenen Ergebnisse z.T. deutlich von einander ab, wobei sich mit der aktuellen Lösung glattere Kurvenverläufe ergeben. Dies deutet indirekt auf eine höhere Genauigkeit der Ergebnisse dieser Studie hin.



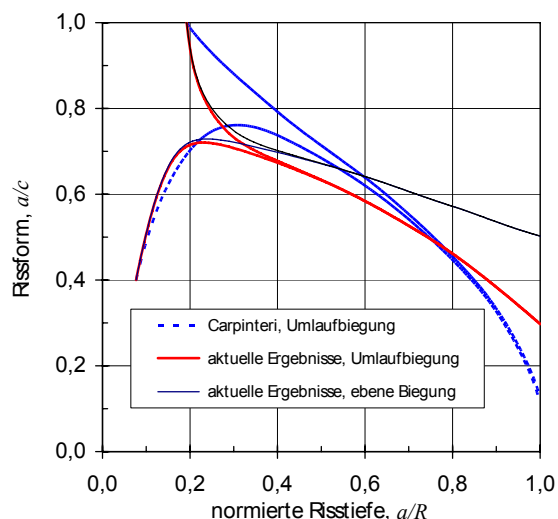
**Abbildung 7-6:** Vergleich der berechneten normierten Spannungsintensitätsfaktoren mit Literaturdaten

Einen weiteren qualitativen Ergebnisvergleich zeigt **Abbildung 7-7**. Demnach lässt sich die Rissformentwicklung in zylindrischen Proben (Kapitel 8) unter ebener Biegebeanspruchung am besten mit der aktuellen  $K$ -Lösung sowie Daten aus /Dill 04/ beschreiben. Dagegen wird unter Anwendung von Lösungen /Shir 86/, /Carp 98/ das Risswachstum an der Oberfläche unterschätzt.



**Abbildung 7-7:** Rissfrontentwicklung im zylindrischen Querschnitt bei ebener Biegung: verschiedene Lösungen im Vergleich zu Testergebnissen

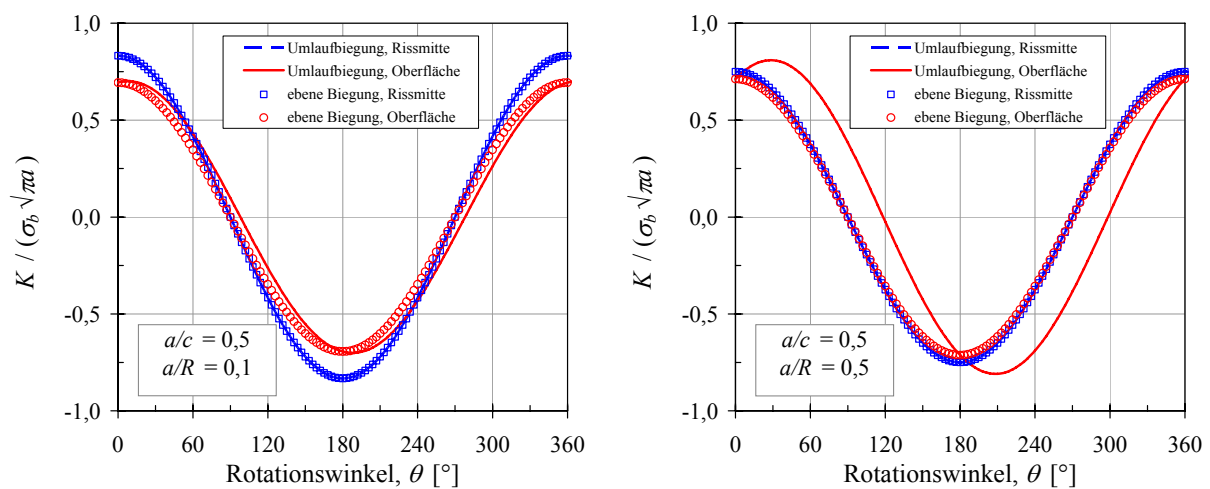
Berechnungen des Rissfortschritts im zylindrischen Querschnitt unter Umlaufbiegung können mit /Carp 98/ sowie der aktuellen Lösung durchgeführt werden, **Abbildung 7-8**. Hier ergibt sich eine deutliche Abweichung zwischen den beiden Lösungen, die auf die Unterschiede in den Spannungsintensitätsfaktoren zurück zu führen ist, **Abbildung 7-6**.



**Abbildung 7-8:** Berechnete Rissfrontentwicklung im zylindrischen Querschnitt bei Umlaufbiegebeanspruchung

Des Weiteren zeigt **Abbildung 7-8** Unterschiede in der berechneten Rissformentwicklung unter ebener und Umlaufbiegung, die durch die unterschiedliche Risspitzenbeanspruchung

bedingt sind. In **Abbildung 7-9** sind die Spannungsintensitätsfaktoren bei der ebenen und der Umlaufbiegung für zwei Rissgeometrien mit  $a/c = 0,5$  und  $a/R = 0,1$  bzw.  $0,5$ , jeweils in der Rissmitte sowie an der Oberfläche dargestellt. Während der Verlauf des Spannungsintensitätsfaktors in der Rissmitte von der Art der Biegebeanspruchung unabhängig ist, zeigen die Ergebnisse für den Oberflächenpunkt Abweichungen sowohl in der Höhe des Spannungsintensitätsfaktors als auch der Lage des Beanspruchungsmaximums. Die daraus resultierende Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors bei der Umlaufbiegung ist somit etwas höher als bei der ebenen Biegung, wobei dieser Effekt erst bei größeren Risstiefen das Rissfortschrittsverhalten spürbar beeinflusst: Im Vergleich zur ebenen Biegung breitet sich der Riss unter Umlaufbiegung zunächst schneller in der Längsrichtung aus; damit wird die Beanspruchung entlang der gesamten Rissfront erhöht und die Restlebensdauer verkürzt.



**Abbildung 7-9:** Spannungsintensitätsfaktoren während eines Lastzyklus bei der ebenen bzw. der Umlaufbiegung



## **8 Rissfortschrittsverhalten in bauteilähnlichen Proben**

### **8.1 Rissfortschrittmessung im Versuch**

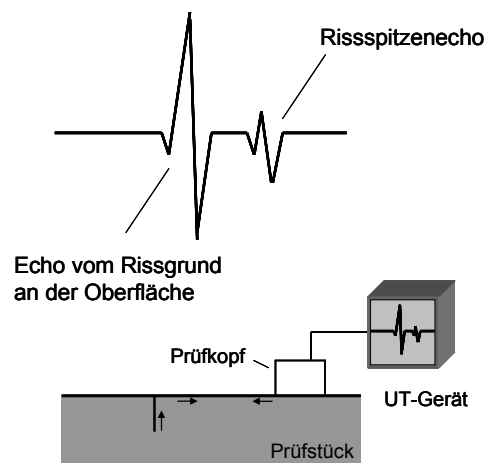
Die Dokumentation des Rissfortschritts während des Versuchs ist von entscheidender Bedeutung. Die Risstiefe spielt dabei eine wesentliche Rolle, da aber für das verwendete Berechnungskonzept zusätzlich die Risslänge berücksichtigt werden muss, ist die Dokumentation dieses Parameters ebenfalls wichtig. Um die Rissform in Abhängigkeit von der Schwingenzahl sicher zu erfassen, werden mehrere Verfahren parallel eingesetzt. Zum einen wird die Risstiefe mittels Ultraschallmessung überwacht. Die Risslänge wird in gewissen Abständen auf der Oberfläche mittels Magnetspulverprüfung bestimmt und dokumentiert. Um die Rissform über den gesamten Probendurchmesser analysieren zu können, werden zusätzlich Rastlinien durch Veränderung der äußeren Last erzeugt. Die Verfahren werden im Folgenden näher beschrieben.

#### **8.1.1 Bestimmung der Risstiefe mit Ultraschall**

Der Bestimmung der Risstiefe und der Rissform in Abhängigkeit von äußerer Last und der Schwingenzahl kommt eine besondere Bedeutung zu, da diese einen wesentlichen Einfluss auf die zu ermittelnden Rissfortschrittskurven aufweisen. Die Risstiefe kann grundsätzlich mit Ultraschall, Wirbelstromverfahren oder Potentialsondenverfahren bestimmt werden. Die beiden letztgenannten Verfahren weisen für die gestellte Aufgabe Nachteile hinsichtlich Eindringtiefe und Messgenauigkeit auf. Die Ultraschalltechnik bietet eine Vielzahl möglicher Verfahren aus denen nachfolgend eine Auswahl vorgestellt werden soll. Grundsätzlich besteht die Möglichkeit die Risstiefe anhand einer Amplitudenhöhe oder einer Laufzeitmessung zu bestimmen. Eine Bewertung der Risstiefe anhand einer gemessenen Amplitudenhöhe weist für die konkrete Aufgabenstellung den Nachteil auf, dass die Höhe des Echos neben der Risstiefe auch abhängig von den Ankoppelbedingungen des Prüfkopfes am Prüfkörper ist. Für eine qualitative Bewertung bzgl. des Vorhandenseins eines Defekts in der Radsatzwelle ist diese Einschränkung nicht vernachlässigbar, kann jedoch unter bestimmten Voraussetzungen hingenommen werden. Zur kontinuierlichen Bestimmung des Risswachstums an einem Prüfstand ist dieses Verfahren jedoch nicht geeignet, da die Gewährleistung von gleichen Ankoppelbedingungen über einen längeren Zeitraum nicht möglich ist. Diese Einschränkung gilt im Besonderen für die Prüfung der Radsatzwellen unter Umlaufbiegung, da hier der Prüfkopf zu jeder Messung neu aufgesetzt werden muss.

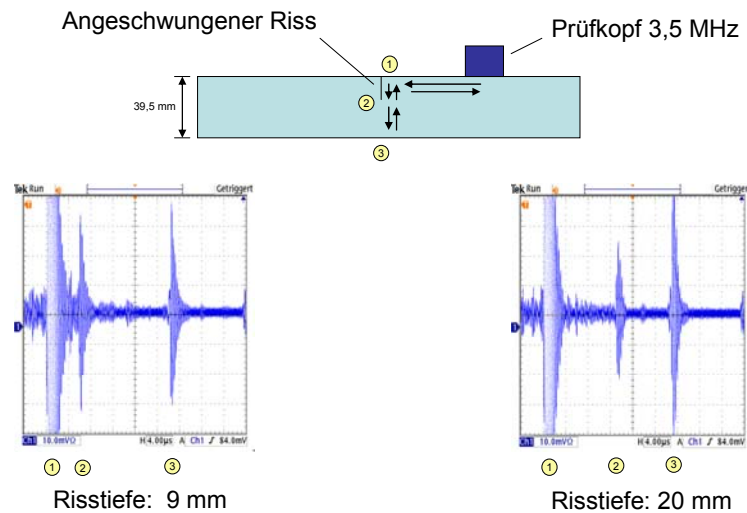
Aus den genannten Randbedingungen ergibt sich, dass generell die Verwendung eines Messverfahrens auf der Basis von Laufzeitdifferenzen sinnvoll ist. Bei diesen Verfahren spielen die Ankoppelbedingungen nur eine untergeordnete Rolle, da das Messergebnis nicht von der absoluten Amplitudenhöhe sondern von dem zeitlichen Abstand zweier Echos abhängig ist. Als mögliche Methoden stehen die Winkeleinschallung, die Senkrechteinschallung oder die Oberflächenwelle zur Verfügung. Die grundlegenden Untersuchungen zur Auswahl der Messmethode sind durch das Fraunhofer-Institut für Zerstörungsfreie Prüfverfahren (IZFP) in Saarbrücken durchgeführt und in /Hueb 08/ dokumentiert worden. Die Echos, zwischen denen die Laufzeit-

differenz zu messen ist, entstehen durch die Reflektion der Ultraschallwelle an der Risspitze und am Rissausgang an der Oberfläche. Bei der Winkelschallung wird der Prüfkopf auf der dem Riss gegenüberliegenden Seite so montiert, dass die Ultraschallwelle möglichst unter einem Winkel, z.B.  $45^\circ$  auf die Rissfläche trifft. Bei optimaler Prüfkopfposition, ausreichender Risstiefe und ohne Druckspannungen an der Risspitze kann ein gutes Messergebnis erzielt werden. Da die Ergebnisqualität aber von der Anordnung des Prüfkopfes zum Riss abhängig ist, muss die Position unter Umständen während des Versuchs verändert werden, da sonst die Risspitze aus dem Messbereich herauslaufen bzw. die Messqualität abnehmen könnte. Dieses Vorgehen ist für die Begleitung der Versuche unpraktisch. Bei Senkrechtschallung wird der Prüfkopf direkt gegenüber der Risspitze montiert. Da es sich bei der Rissfläche um eine gekrümmte Ebene handelt und die Oberfläche auf Grund des Korbogens auf der Rissseite ebenfalls gekrümmt ist, sind die Signale nicht ideal eindeutig interpretierbar. Die Oberflächenwelle (Rayleighwelle) bietet für die gestellten Anforderungen die beste Lösung. Die Prüfung wird in Puls-Echo-Technik ausgeführt, da eine Zugänglichkeit im Presssitz fehlt und somit die Durchschalltechnik ausscheidet. Die prinzipielle Prüfanordnung ist in **Abbildung 8-1** dargestellt.



**Abbildung 8-1:** Risstiefenbestimmung mit Ultraschalloberflächenwellen  
(Rayleigh-Wellen, Puls-Echo-Technik)

Zur Bestimmung der optimalen Prüfkopfkonfiguration sind Untersuchungen an zwei Testkörpern aus ferritischem Stahl durch das IZFP durchgeführt worden. In **Abbildung 8-2** ist der Prüfaufbau mit zwei zugehörigen Ergebnissen dargestellt. Bei Markierung 1 wird die Rayleigh-Welle an der Stelle reflektiert, an der der Riss in die Tiefe abknickt. Das mit 2 markierte Echo entspricht der Reflektion an der Risspitze und Markierung 3 stellt das Rückwandecho dar. Das Echo bei Markierung 3 resultiert von einer räumlichen Transversalwelle, die an der Risspitze aus der Rayleigh-Welle entstanden ist und bis zur Werkstückwand gelaufen ist.



**Abbildung 8-2:** Experimentelle Risstiefenbestimmung mit Rayleigh-Wellen, /Hueb 08/

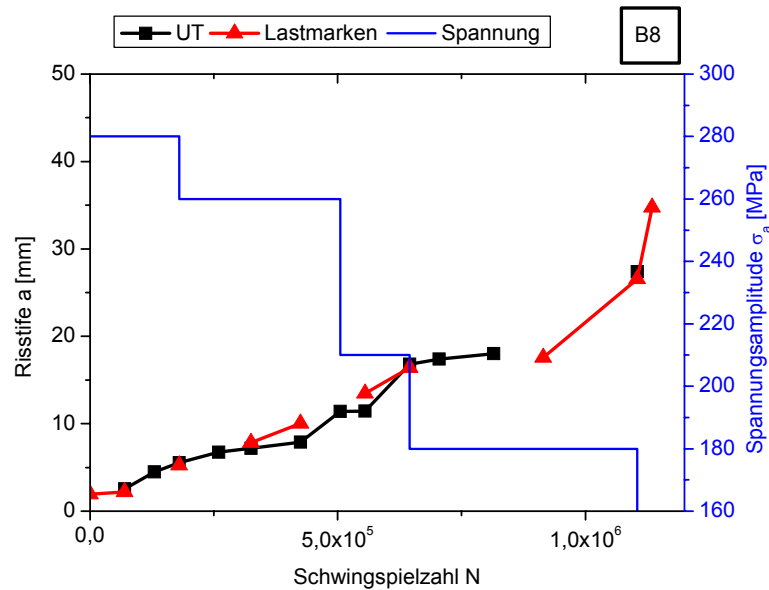
Um vom zeitlichen Abstand der beiden Echos des Risses auf die Risstiefe schließen zu können, ist die Bestimmung der Schallgeschwindigkeit der Rayleigh-Welle im jeweiligen Material erforderlich. Dies ist am einfachsten an bekannten geometrischen Absätzen, wie z.B. Wellenabsätze oder Werkstückkanten möglich. Die experimentell bestimmte Schallgeschwindigkeit der Oberflächenwelle beträgt ca. 3000 m/s. Die mittels **Gleichung (8-1)** nach /Krau 75/ bestimmte Schallgeschwindigkeit von 2963 m/s bestätigt das experimentelle Ergebnis. Für die Risse in den Testkörpern ergeben sich nach **Gleichung (8-2)** Tiefen von 9 mm und 20 mm. Diese Risstiefen stimmen mit den optisch an der Seite des Testkörpers bestimmten sehr gut überein. Aus den experimentellen Untersuchungen mit Prüfköpfen im Bereich von 2 MHz bis 10 MHz ergibt sich, dass ein 3,5 MHz Prüfkopf für diesen Anwendungsfall die besten Ergebnisse liefert.

$$c_R = \frac{0,87 + 1,12 \cdot \nu}{1 + \nu} \cdot \sqrt{\frac{E}{\rho} \cdot \frac{1}{2 \cdot (1 + \nu)}} \quad (8-1)$$

$$a = c_R \cdot \frac{\Delta t}{2} \quad (8-2)$$

Ein Vergleich der mittels Ultraschall bestimmten Risstiefen mit den Ergebnissen der Vermessung von im Versuch erzeugten Rastlinien auf der Bruchfläche zeigt eine sehr gute Übereinstimmung der beiden Messverfahren, so dass die Verwendung der Rayleigh-Welle während der Versuche sinnvoll und möglich ist, vgl. **Abbildung 8-3**





**Abbildung 8-3:** Vergleich der Messverfahren zur Bestimmung der Risstiefe

Zur Beurteilung der Grenzen dieses Messverfahrens muss zwischen zwei Anforderungen unterschieden werden. Zum einen kann man das Vorhandensein sehr kleiner Risse nachweisen, da auch bei geringen Risstiefen eine Materialtrennung vorhanden ist und diese, sofern der Riss nicht verschmutzt ist oder zugeedrückt wird, ein Echo liefert. Der zweite Fall ist die Bestimmung der Risstiefe, hier hängt es sowohl von den geometrischen Bedingungen im Bereich des Risses als auch von der Belastung ab. Grundsätzlich kann die Risstiefe deutlich einfacher bei leicht geöffnetem Riss bestimmt werden. Zudem kann bei einem Echo vom Rissgrund an der Oberfläche welches auf Grund der geometrischen Verhältnisse, d.h. z.B. Form der Kante, eine breite zeitliche Ausdehnung aufweist, die kleinste messbare Risstiefe variieren. Bei den vorliegenden Erodierkerben die als Rissstarter eingebracht worden sind, werden Risse im Bereich von 2 mm – 3 mm deutlich erkannt und die Entwicklung der Risstiefe ist ab dieser Größenordnung gut verfolgbar.

### 8.1.2 Bestimmung der Rissform mittels Lastmarken

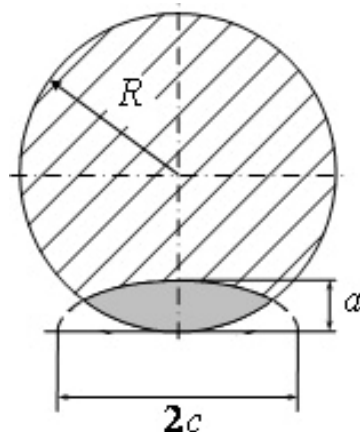
Die Rissform über der gesamten Rissfrontlänge kann mit den bisher zur Verfügung stehenden Ultraschallverfahren nicht hinreichend genau abgebildet werden. Aus diesem Grund ist die Erzeugung von Rastlinien mittels Lastabsenkung eine erforderliche Maßnahme, um die Eingangparameter für das Rissfortschritts-Berechnungsmodell zu liefern. Dazu wird in gewissen Abständen, hier wird die mittels Ultraschall bestimmte Risstiefe als Anhaltswert verwendet, die Schwingweite Last für 20.000 Lastwechsel auf ca. 40% der aktuellen Prüflast abgesenkt und Rastlinien erzeugt. Diese künstlich erzeugten Rastlinien werden im Folgenden als Lastmarken bezeichnet. Für die Versuche mit Blocklastfolge erfolgt eine Absenkung der Last zur Erzeugung der Lastmarken auf 40% der Grundlast. In **Abbildung 8-4** sind die Lastmarken exemplarisch an einer bauteilähnlichen Probe im Maßstab 1:3 dargestellt. Unabhängig von der Anfangsrissgeometrie entwickelt sich mit zunehmender Risstiefe eine stabile Rissform, die von der vorliegenden Beanspruchung sowie den Rissfortschrittsdaten abhängig ist, siehe z.B. rech-

nerische Ergebnisse in **Abbildung 7-7** und **Abbildung 7-8**. Dieser Effekt wurde auch mit Versuchen im Prüfstand bestätigt.



**Abbildung 8-4:** Durch Lastabsenken erzeugte Rastlinien

Für eine einfache Bestimmung der Rissform wird die Risstiefe im tiefsten Punkt, d.h. in der Regel senkrecht unter der Starkerbe, bestimmt und zusätzlich die Risslänge an der Wellenoberfläche. Diese Maß an der Wellenoberfläche wird anschließend mittels des geometrischen Zusammenhangs auf eine Risslänge  $2c$ , gemessen auf der Tangente im Scheitelpunkt der Welle, umgerechnet, vgl. **Abbildung 8-5**.

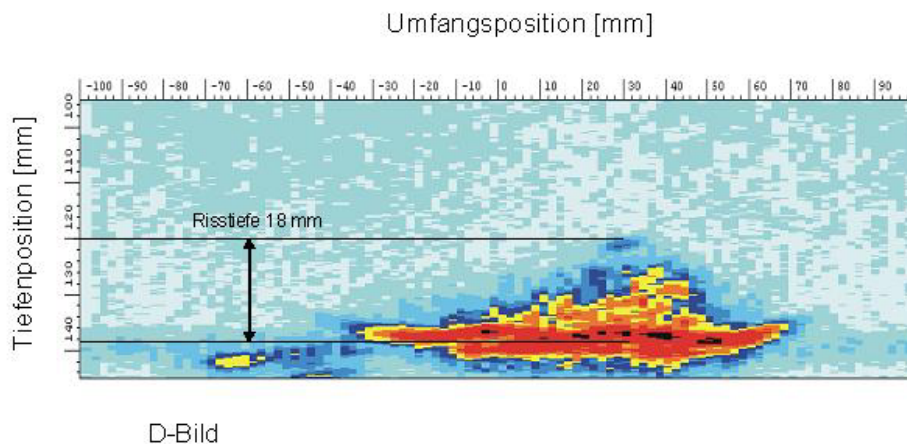


**Abbildung 8-5:** Bemaßung der Rissform

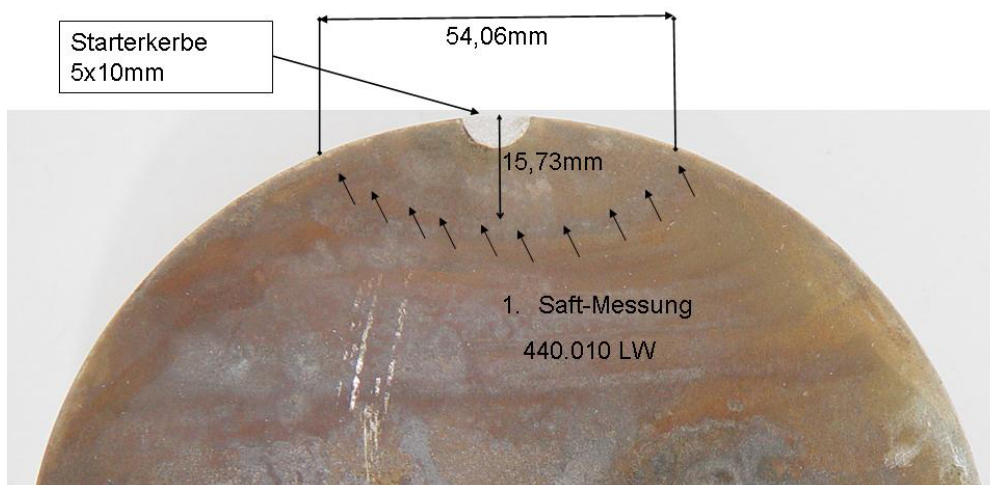
### 8.1.3 Möglichkeiten und Grenzen des SAFT-Verfahren

Da die Rissform während der Versuche ermittelt werden muss, ist ein Ultraschallverfahren zur Bestimmung der Rissform eingesetzt worden. Das verwendete Verfahren ist vom IZFP zur Verfügung gestellt worden und im Rahmen einer Messung während des Versuchs getestet worden. Das SAFT-Verfahren (Synthetische-Apertur-Fokussierungs-Technik) ist ein rekonstruierendes Messverfahren bei dem zunächst der relevante Prüfbereich vermessen wird und anschließend mittels Software ein Bild des Risses berechnet wird. Die Aufnahme der Messdaten erfolgt an äquidistanten Prüfkopforten aus denen anschließend das Bild berechnet wird. Eine detaillierte Beschreibung des Verfahrens ist in /Hueb 08/ aufgeführt. Die Messung ist an einer bauteilähnlichen Probe im Maßstab 1:1 durchgeführt worden. Auf Grund des umfangrei-

chen Aufbau der Messtechnik und der zeitintensiven Messung ist bei zwei Lastwechselzahlen gemessen worden. Dabei wurde neben der Variation schalltechnischer Parameter auch der Effekt der Rissbelastung während einer Messung untersucht. Hierzu ist der Riss unter Drucklast, Zuglast und ohne Last vermessen worden. Auf Grund der Teiltransparenz des Risses bei einer Druckbelastung, d.h. bei geschlossenem Riss, wird für diesen Fall sowohl die Risslänge als auch die Risttiefe zu gering eingeschätzt. Bei einem geöffneten Riss wird eine größere Risttiefe ermittelt. In **Abbildung 8-6** ist das Rissprofil unter Zuglast bei einer Lastwechselzahl von 440.000 dargestellt. Die Risttiefe wird aus der Darstellung mit 18 mm bestimmt. In **Abbildung 8-7** ist die Bruchfläche mit der deutlich erkennbaren Lastmarke bei 440.000 Lastwechseln dargestellt. Die mittels SAFT-Messung ermittelte Risttiefe weicht von der aus der Vermessung der Lastmarke unter dem Lichtmikroskop ermittelten Risttiefe ab.



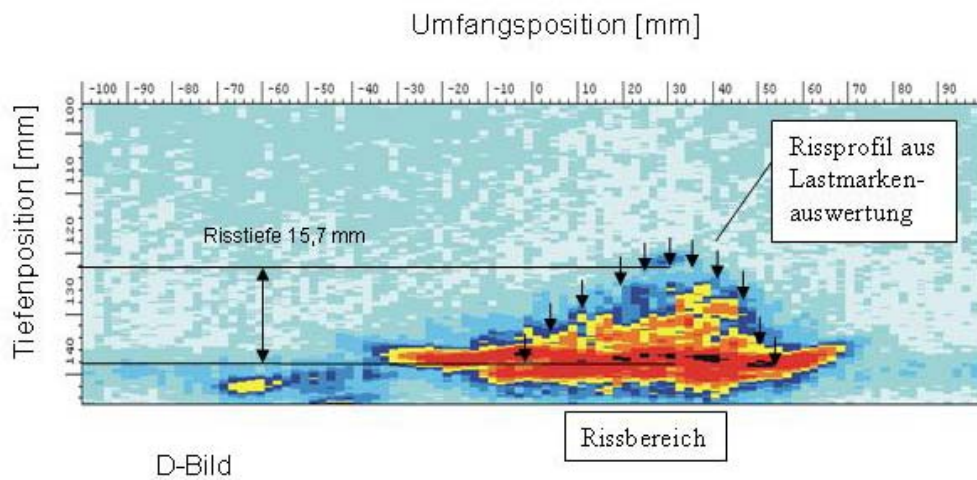
**Abbildung 8-6:** Rissprofil aus der SAFT-Messung bei 440.000 Schwingspielen



**Abbildung 8-7:** Rissprofil auf der Bruchfläche bei 440.000 Schwingspielen

Da neben der Risttiefe die Rissform, d.h. auch die Risslänge eine wesentliche Rolle für die bruchmechanische Bewertung spielt, ist in **Abbildung 8-8** dem tatsächlichen Rissfrontverlauf, ermittelt nach dem Aufbrechen der Probe, die Rissform aus der SAFT-Messung gegenüber gestellt. Auch hier zeigen sich Abweichungen in nicht vernachlässigbarer Größenordnung. Für die Versuchsbegleitende Messung der Rissform an bauteilähnlichen Proben im Maßstab 1:1 zur

Ermittlung des Rissfortschrittsverhaltens ist das Verfahren nicht gut geeignet. Zum Einen ist der zeitliche Aufwand der Datenerfassung im Vergleich zu der Messung der Risstiefe mit der Rayleigh-Welle und der Risslänge mittels Magnetpulverprüfung zu groß. Zusätzlich ist die in diesem Fall bestimmte Messgenauigkeit mit Abweichungen von mehr als 10% in Risstiefenrichtung, auch wenn diese konservativ ist, nicht akzeptabel.



**Abbildung 8-8:** Vergleich der Rissformen aus der SAFT-Messung und der Lastmarke bei 440.000 Schwingspielen

## 8.2 Prüfeinrichtungen und Probengeometrie

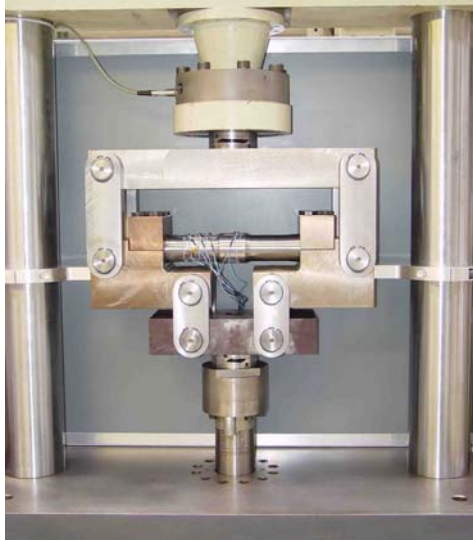
Die Versuche an den bauteilähnlichen Proben sind auf drei servohydraulischen Prüfeinrichtungen im IMAB durchgeführt worden. Die Anforderungen aus den Fragestellungen im Forschungsvorhaben erfordern den Einsatz dieser Prüftechnik, da sowohl große Kräfte benötigt werden als auch verschiedene Lastfolgeinflüsse zu untersuchen sind. Als mögliche Lastfolgen kommen neben einstufigen und geblockten Lasten auch Sequenzen mit einzelnen Überlasten oder zufällig durchmischte Lastfolgen in Frage.

Die Proben im Maßstab 1:3 sollen sowohl unter ebener Biegung als auch unter umlaufender Biegung untersucht werden. Als zusätzliche Randbedingung kommt hinzu, dass die Beanspruchung möglichst identisch zu der einer realen Welle aufgebracht werden soll und somit eine Vierpunktbiegung realisiert werden muss. Die Prüfeinrichtung für die ebene Biegung ist in **Abbildung 8-9** dargestellt. Die Krafteinleitung in die Probe über die mit drehbar gelagerten Laschen verbundene Einspannung ermöglicht die Erzeugung eines konstanten Biegemoments über einem großen Bereich der Probe (grau markierter Bereich). Das konstante Biegemoment ist durch Messungen am Prüfstand bestätigt worden und entspricht dem analytisch berechneten nach der Balkentheorie.

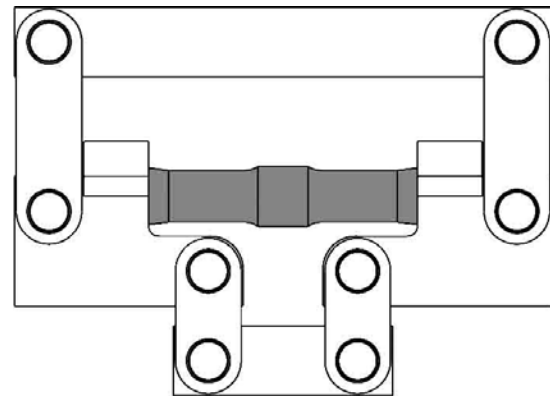
Da Radsatzwellen im Betrieb durch eine umlaufende Biegebeanspruchung belastet werden, sind Versuche mit einer rotierenden Welle erforderlich. Da die bei diesen Versuchen die Detektion des Risses und die anschließenden Protokollierung des Rissfortschritts um ein Vielfaches



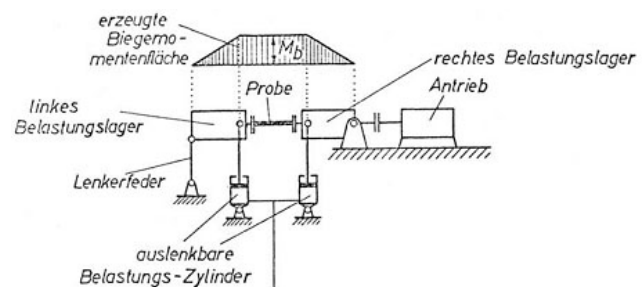
schwieriger ist, werden diese Versuche als ergänzende Versuche durchgeführt. Die Prüfeinrichtung ist in **Abbildung 8-10** dargestellt. Der Probenbereich mit konstantem Biegemoment ist nahezu identisch zu dem aus dem Prüfstand für ebene Biegung.



Prüfstand

Bereich mit konstantem Biegemoment  
(grau)**Abbildung 8-9:** Prüfstand für 1:3-Proben unter ebener Vierpunktbiegung

Prüfstand



Bereich mit konstantem Biegemoment

**Abbildung 8-10:** Prüfstand für 1:3-Proben unter Umlaufbiegung

Die bauteilähnlichen Proben im originalen Maßstab werden unter ebener Zweipunktbiegung geprüft, vgl. **Abbildung 8-11**. Die Lastaufbringung über eine Zweipunktbiegung erzeugt, im Gegensatz zu den Zuständen an der realen Radsatzwelle, einen Schubspannungsanteil im Bereich des Prüfquerschnitts. Um diesen möglichst gering zu halten, ist ein großer Hebelarm, d.h. eine lange Welle gewählt worden. Hiermit lassen sich die Schubspannungsanteile aus der eingeleiteten Querkraft im Prüfquerschnitt auf ein vernachlässigbares Maß reduzieren und es kann von einer *Mode I*-Beanspruchung ausgegangen werden.

Der 1:1-Prüfkörper entspricht sowohl von der Geometrie als auch von den Fertigungs- und Fügeverfahren einer realen Radsatzwelle, wobei statt eines realen Rades versuchsbedingt eine Spannscheibe montiert war, vgl. **Abbildung B-1** bis **Abbildung B-4**. Die Probengeometrie des 1:3-Prüfkörpers ist in **Abbildung B-5** dargestellt. Die 1:1-Wellen sind aus den Prüfkörpern aus /Trau 04a/ hergestellt worden, die 1:3-Proben entstammen einer anderen Charge und sind analog zu realen Radsatzwellen gefertigt und geprüft worden.



**Abbildung 8-11:** Prüfstand für 1:1-Proben unter ebener Zweipunktbiegung

### 8.3 Ermittlung des Rissfortschrittsverhaltens von bauteilähnlichen Proben

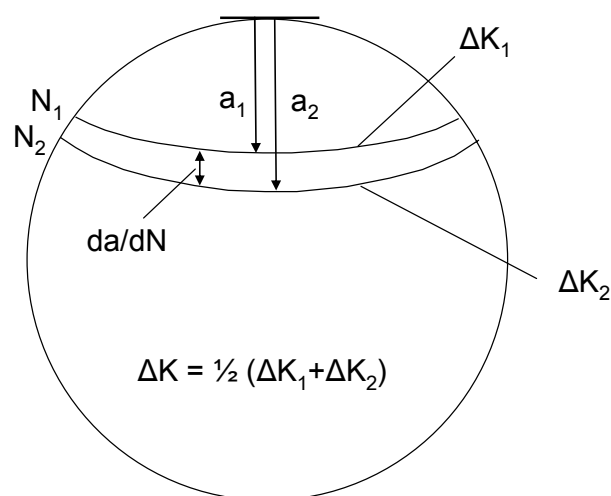
Um die Ergebnisse von Versuchen an bauteilähnlichen Proben unter bruchmechanischen Gesichtspunkten vergleichen zu können, ist die Darstellung in einem Rissfortschrittsdiagramm hilfreich, **Abbildung 7-2**. Hierzu sind zu den entsprechenden Risstiefen  $a$  die beiden Kennwerte Rissfortschrittsgeschwindigkeit  $da/dN$  und die Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors  $\Delta K$  zu bestimmen. In Kapitel 7 sind die Möglichkeiten zur Bestimmung der Spannungsintensität u.a. nach **Gleichung (8-3)** dargestellt. Zur Auswertung der Bauteilversuche wird die Software ERWIN, Kapitel 12, verwendet, da so die nichtlineare Spannungsverteilung in radialer Richtung berücksichtigt werden kann. Zur Bestimmung der Risspitzenbeanspruchung wird die Spannungsverteilung in der Rissebene zu Grunde gelegt. Bei den bauteilähnlichen Proben im Maßstab 1:1 werden die überlagerten Eigenspannungen im Korbbogen, resultierend aus dem Pressverband zwischen Spanscheibe und Welle, zunächst nicht berücksichtigt.

$$K = F\left(\frac{a}{c}, \frac{a}{R}, \phi\right) \sigma \sqrt{\pi a} \quad (8-3)$$

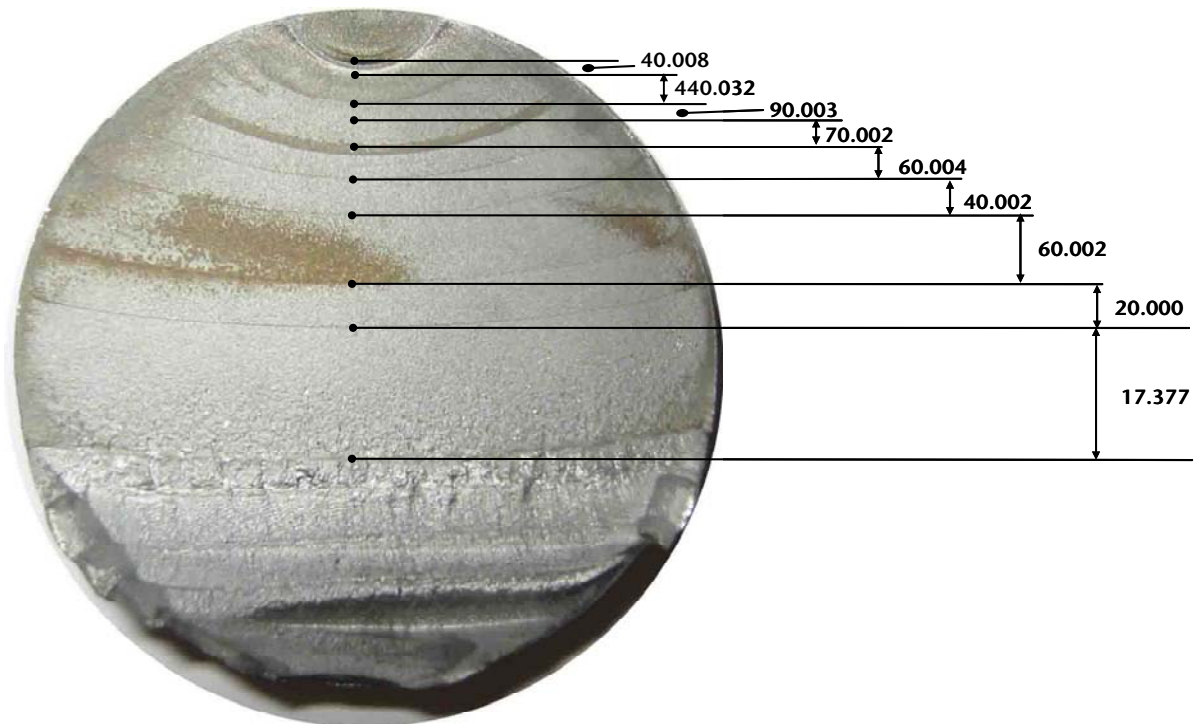
Zunächst werden für jede protokollierte Risstiefe die Werte für die Risslänge, die Schwingzahl und die äußere Last bestimmt um daraus die entsprechende Spannungsintensität im

tiefsten Punkt des Risses zu berechnen. Die Gesamtschwingspielzahlen werden um die Schwingspielzahlen zur Erzeugung der Lastmarken reduziert, da diese nur unwesentlich zu einem Rissfortschritt beigetragen haben. Um einer, zwischen zwei Lastmarken bestimmten Rissfortschrittsgeschwindigkeit  $da/dN$  die Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors  $\Delta K$  zuordnen zu können, wird der arithmetische Mittelwert aus den begrenzenden Spannungsintensitäten gebildet, **Abbildung 8-12**. Da die Rissfortschrittsgeschwindigkeit ebenfalls über diesen Bereich gemittelt wird, ist das Vorgehen sowohl sinnvoll als auch zulässig. Die Verwendung des unteren Grenzwerts  $\Delta K_1$  bei der Auswertung würde bei einer Bewertung der Ergebnisse zu einer Überschätzung der Rissfortschrittsgeschwindigkeit für eine angenommene Spannungsintensität führen. Dies würde bei einer rechnerischen Bewertung der Restlebensdauer zu einer, vom realen Verhalten abweichenden, Verkürzung führen. Die so bestimmten Rissfortschrittsraten können im Rissfortschrittsdiagramm mit den Kennwerten der genormten Proben dargestellt und bzgl. möglicher Abweichungen bewertet werden. Die dargestellten Spannungsintensitätsfaktoren gelten für die Risspitzenbeanspruchung im tiefsten Punkt des Risses, dabei ist die Rissformentwicklung berücksichtigt.

Um die Versuchszeit zu verkürzen sind die bauteilähnlichen Proben mit einer Startkerbe durch funkenerosives Abtragen versehen worden. Das verwendete Verfahren lässt sowohl die Herstellung von halbkreisförmigen als auch von halbelliptischen Startkerben zu. Diese besitzen in axialer Richtung eine Ausdehnung von ca. 0,1 mm bis 0,3 mm und können somit als rissähnlich angesehen werden. Dennoch ist bei der Auswertung der Proben zu beachten, dass es sich nicht um einen tatsächlichen Riss handelt und deshalb die Schwingspiele bis zur ersten Lastmarke nicht berücksichtigt werden dürfen. Die zur Bestimmung der Spannungsintensität verwendete Lösung ist bis zu einer Risstiefe des Halbdurchmessers gültig, /Varf 07/. Für den Anwendungsfall Radsatzwelle sind ohnehin nur die ersten Millimeter oberhalb der Detektionsgrenze, d.h. der Risstiefenbereich bis zu ca. 20 mm entscheidend, da dieser den Hauptanteil der Restlebensdauer ausmacht, **Abbildung 8-13**. Die Versuche wurden jedoch auch für größere Risstiefen durchgeführt und ausgewertet.



**Abbildung 8-12:** Schematische Darstellung der Auswertung von bauteilähnlichen Proben



**Abbildung 8-13:** Aufteilung der Schwingspiele über der Bruchfläche (1:3-Probe)

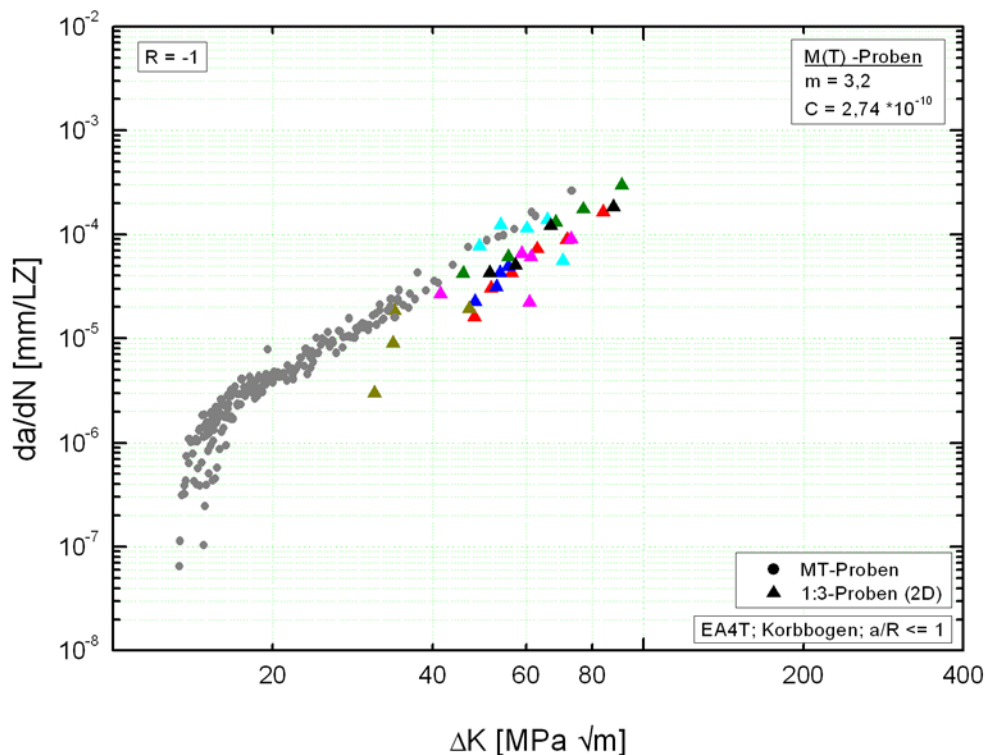
#### 8.4 Versuche an bauteilähnlichen Proben

Im realen Betrieb unterliegen Radsatzwellen Beanspruchungen mit variablen Amplituden, vgl. Kapitel 4. Um eine grundlegende Charakterisierung des Werkstoff- bzw. Bauteilverhaltens durchzuführen eignen sich Versuche mit konstanter Amplitude. Für die experimentellen Untersuchungen ist die äußere Last konstant gehalten worden, die Risspitzenbeanspruchung steigt während eines Versuches an, so dass mit einer Probe mehrere Versuchspunkte entlang der *Paris-Geraden* (Bereich des linearen Risswachstums) ermittelt werden können. Die Risspitzenbeanspruchung ist nach **Gleichung (8-3)** abhängig von der Risstiefe und der Geometriefunktion. Diesen beiden Parameter ändern sich während des Versuchs, so dass, trotz konstanter äußerer Last und somit Nennspannung, die Beanspruchung an der Rissfront steigt. Um die Versuchsergebnisse innerhalb eines akzeptablen zeitlichen Rahmens ermitteln zu können, sind die Wellen mit Rissstartkerben versehen worden. Diese Rissstartkerben sind mittels funkenerosivem Abtragen hergestellt worden. Die geometrische Form kann bei diesem Verfahren sehr variabel erzeugt werden. So kann neben einem halbkreisförmigen, auch ein halbelliptischer oder sägeschnittförmiger Rissstarter hergestellt werden. Die axiale Ausdehnung der Kerbe ist nur wenige hundertstel Millimeter und somit rissähnlich. Zwei Prüfkörper im Maßstab 1:1 sind jedoch im Prüfstand angeschwungen worden um einen Vergleich zwischen realen Rissen und Rissen, resultierend aus Erodierkerben zu ermöglichen. In den nachfolgenden Diagrammen sind die einzelnen Versuchspunkte einer Probe jeweils in der gleichen Farbe dargestellt. In der Legende ist zur besseren Übersicht nur die Symbolform für die jeweilige Probengeometrie dargestellt, auf eine Auflistung der einzelnen Proben ist verzichtet



worden. In Diagrammen in denen Ergebnisse verschiedener Proben gegenübergestellt werden, sind bekannte Informationen gleichfarbig mit identischem Symbol dargestellt, die neuen Versuchspunkte sind mit einheitlichem Symbol gekennzeichnet. Farblich identische Punkte resultieren aus der Auswertung einer Probe. Hieraus wird deutlich, dass ein Versuch an einer Probe zu mehreren Versuchspunkten, analog zu der Versuchsführung bei Standardproben, führt. Der Werkstoff für die bauteilähnlichen Proben im Maßstab 1:1 und 1:3 stammt aus zwei unterschiedlichen Chargen, wobei die 1:1-Proben identisch mit den Prüfkörpern aus /Trau 04a/ sind. Ein möglicher Chargeneinfluss ist in Kapitel 6 untersucht worden.

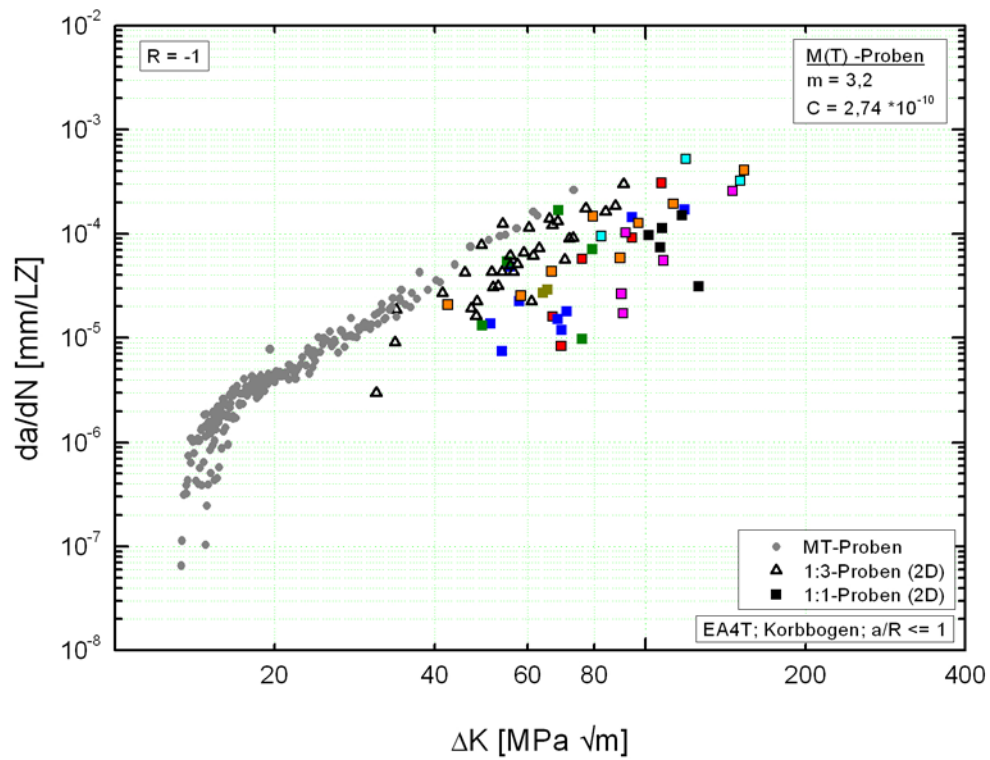
Die Versuchsergebnisse an bauteilähnlichen Proben im Maßstab 1:3 basieren auf der Auswertung von sieben Proben die auf unterschiedlichen Lastniveaus geprüft wurden. Beim Vergleich der Ergebnisse mit den Ergebnissen aus Versuchen an M(T)-Proben wird zunächst die wesentlich größere Streuung deutlich, **Abbildung 8-14**. Neben der Streuung wird festgestellt, dass die Rissfortschrittsraten im Bauteil bei gleicher, rechnerischer Spannungsintensität unterhalb denen der M(T)-Proben liegen. Die Rissspitzenbeanspruchungen sind im Versuch so eingestellt worden, dass akzeptable Prüfzeiten realisiert werden konnten. Versuche im Bereich des Schwellenwertes, der anhand von M(T)-Proben für ein Spannungsverhältnis von  $R = -1$  für EA4T und 34CrNiMo6+QT mit ca.  $13 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  bestimmt worden ist, sind aus diesem Grund nicht realisiert worden. Auf der Grundlage der hier durchgeführten Versuche können die im Kapitel 6.3 mit M(T)-Probenversuchen ermittelten Rissfortschrittsdaten als abdeckende Grenzkurve für bauteilähnliche Proben im Maßstab 1:3 im untersuchten Beanspruchungsbereich betrachtet werden.



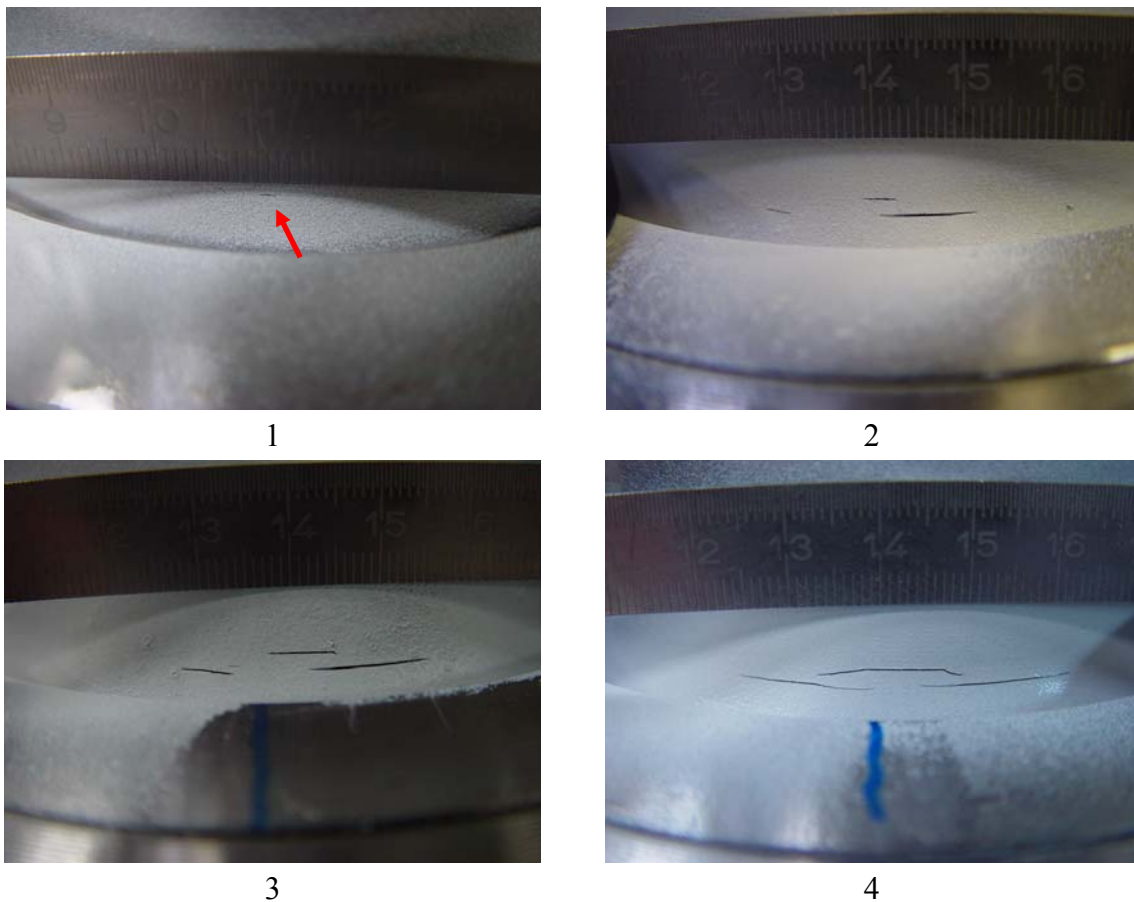
**Abbildung 8-14:** Einordnung der 1:3-Versuche an EA4T (Flachbiegung)

Das Rissfortschrittsverhalten von 1:1-Proben ist vergleichend in **Abbildung 8-15** dargestellt. Das angegebene  $R$ -Verhältnis bezieht sich auf die äußere Last, nicht auf die Rissspitzenbean-

spruchung. Die Versuchspunkte basieren auf der Auswertung von acht Proben die mit unterschiedlichen Rissstartkerben versehen waren bzw. bei denen Anrisse im Prüfstand ohne Rissstartkerben durch reine Schwingbelastung erzeugt worden sind. Die Lage der Versuchspunkte ist im Vergleich zu den M(T)- und 1:3-Proben weiter zu niedrigeren Rissfortschrittsraten verschoben, wobei die größer werdende Streuung berücksichtigt werden muss. Die Ergebnisse der einzelnen Proben zeigen, dass im Prüfumfang keine Probe durch besonders niedrige oder hohe Rissfortschrittsraten auffällig wurde. Für jede Probe liegen sowohl Ergebnisse bei niedrigen als auch hohen Rissfortschrittsraten vor. Die Proben sind sowohl mit verschiedenen erodierten Startkerben versehen als auch im Prüfstand angerissen worden. Hierzu ist die äußere Last entsprechend den aus /Trau 04a/ bekannten Schwingfestigkeitskennwerten erhöht angesetzt worden. Die Probe ist sowohl mittels Ultraschall als auch mittels Magnetspulverprüfung auf eine Rissentstehung hin überwacht worden. Der Anriss ist, wie bei einer Beanspruchung durch eben Biegung zu erwarten, bei beiden Proben sowohl auf der Vorder- als auch auf der Rückseite festgestellt worden. Um eine Berechnung des Rissfortschritts und den Vergleich mit den weiteren geprüften Proben zu ermöglichen ist jeweils einer der beiden Risse ausgeschliffen worden. Hierdurch konnte ein einseitiges Risswachstum realisiert werden. Die Anrissentstehung ist exemplarisch in **Abbildung 8-16** dargestellt. Bei der Bewertung ist zu berücksichtigen, dass die Versuche mit Spannungen deutlich oberhalb der angegebenen Dauerfestigkeit durchgeführt worden sind. Risse entstehen zunächst an mehreren benachbarten Orten und wachsen anschließend ineinander, so dass ein Riss vorliegt. Dieser kann rechnerisch anschließend als ein Riss mit entsprechenden Ersatzabmessungen betrachtet werden. Die Draufsicht auf die Bruchfläche ist in **Abbildung 8-17** dargestellt. In **Abbildung 8-18** sind die Versuchspunkte in Abhängigkeit von der Startrissgeometrie markiert. Hier wird deutlich, dass die absolute Lage nicht von der Startrissgeometrie abhängig ist. Die beiden im Prüfstand angerissenen Proben weisen keine Besonderheiten im Vergleich zu den Proben mit Erodierkerb auf, so dass das Verfahren des funkenerosiven Abtragens als zulässiges Mittel zur Versuchszeitverkürzung bestätigt wurde. Festzustellen ist jedoch, dass die Auswertung für die nicht erodierten Proben erst bei höheren Spannungsintensitäten möglich war, da im Bereich kleiner Risstiefen die erzeugten Lastmarken auf Grund der deutlichen Korrosion nicht auswertbar waren. Somit entsteht durch das Anschwingen im Prüfstand ein Nachteil gegenüber dem Erodieren. Die weiteren untersuchten Startrissgeometrien weisen keine Einflüsse auf die ermittelten Kennwerte aus und können somit alle verwendet werden. Schlussfolgernd kann festgestellt werden, dass die Art der hier verwendeten Kerbeinbringung keinen Einfluss auf das ermittelte Rissfortschrittsverhalten hat. Zu beachten ist jedoch, dass beim Erodieren keine Oberflächen- bzw. Gefügeänderungen zugelassen werden dürfen.



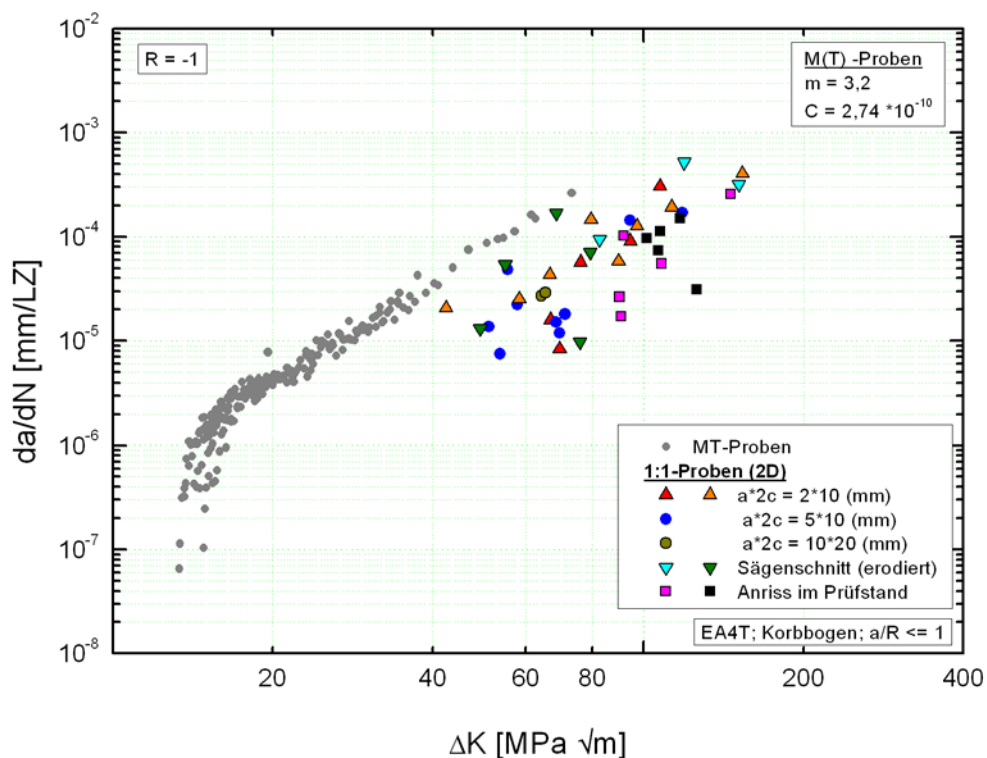
**Abbildung 8-15:** Einordnung der 1:3- und 1:1-Versuche an EA4T (Flachbiegung)



**Abbildung 8-16:** Rissentwicklung an einer 1:1-Probe aus EA4T (Flachbiegung)



**Abbildung 8-17:** Bruchfläche (Ausschnitt) einer im Prüfstand angerissenen 1:1-Probe aus EA4T (Flachbiegung)



**Abbildung 8-18:** Vergleich verschiedener Anfangsrisssgeometrien bei 1:1-Versuchen aus EA4T (Flachbiegung)

Neben den Versuchen an bauteilähnlichen Proben im Maßstab 1:3 aus dem Werkstoff EA4T sind auch experimentelle Untersuchungen an diesen Proben aus dem höherfesten Werkstoff 34CrNiMo6+QT durchgeführt worden. Die Einordnung der Versuchspunkte im Bezug auf die Ergebnisse der M(T)-Proben zeigt, dass die Rissfortschrittsraten bei gleicher Spannungsintensität niedriger liegen, vgl. **Abbildung 8-19**. Der Darstellung liegen die Ergebnisse von drei Versuchen im Spannungsintensitätsbereich von 27 MPa $\sqrt{m}$  – 80 MPa $\sqrt{m}$  zu Grunde. In den Ergebnissen kann keine Probe mit besonders günstigem oder ungünstigem Rissfortschrittsverhalten erkannt werden. Der Vergleich mit dem Verhalten der Proben aus EA4T zeigt keine wesentlichen Unterschiede. Auch die bauteilähnlichen Proben im Maßstab 1:1 aus 34CrNiMo6+QT verhalten sich identisch zu denen aus EA4T, vgl. **Abbildung 8-20**.

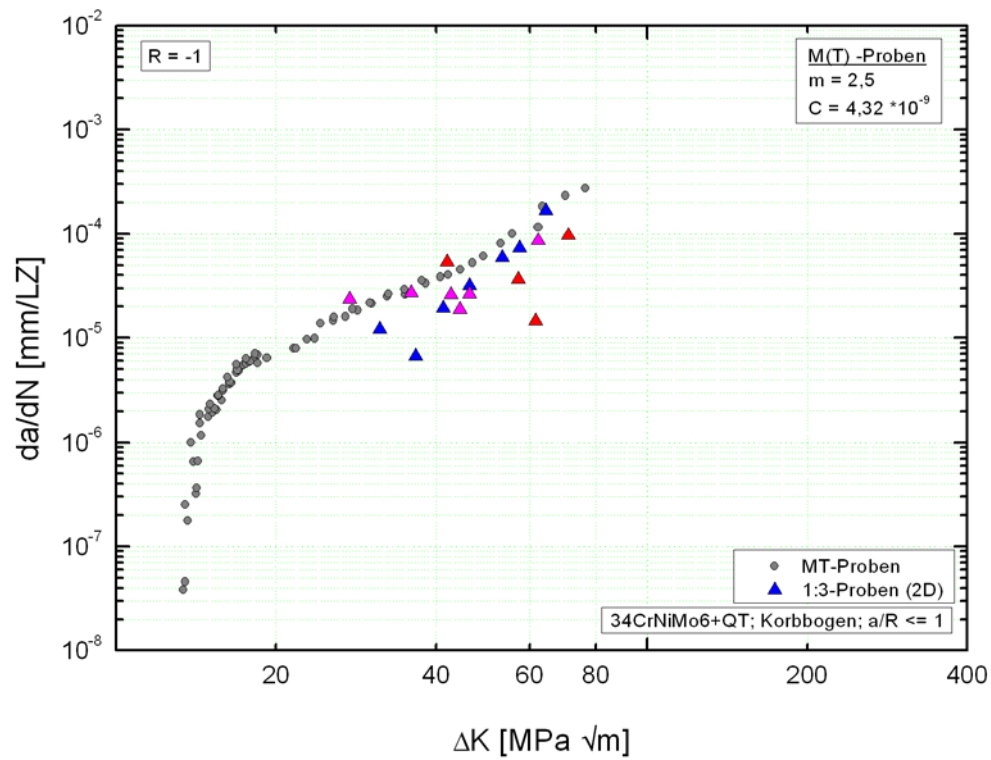


Abbildung 8-19: Einordnung der 1:3-Versuche an 34CrNiMo6+QT (Flachbiegung)

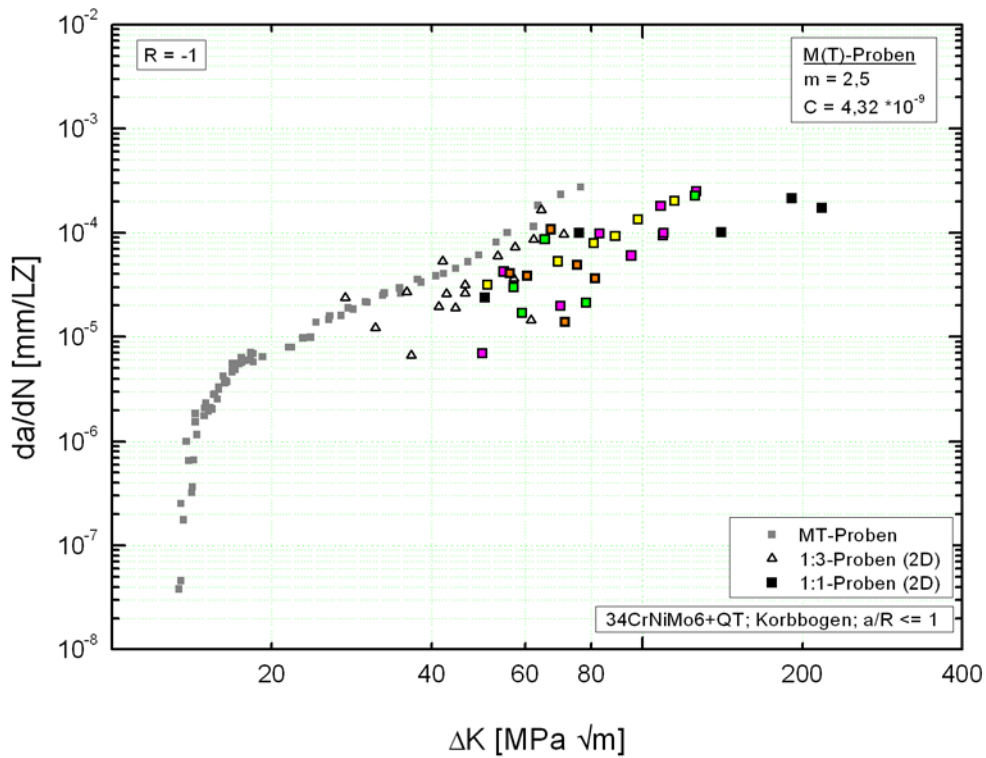
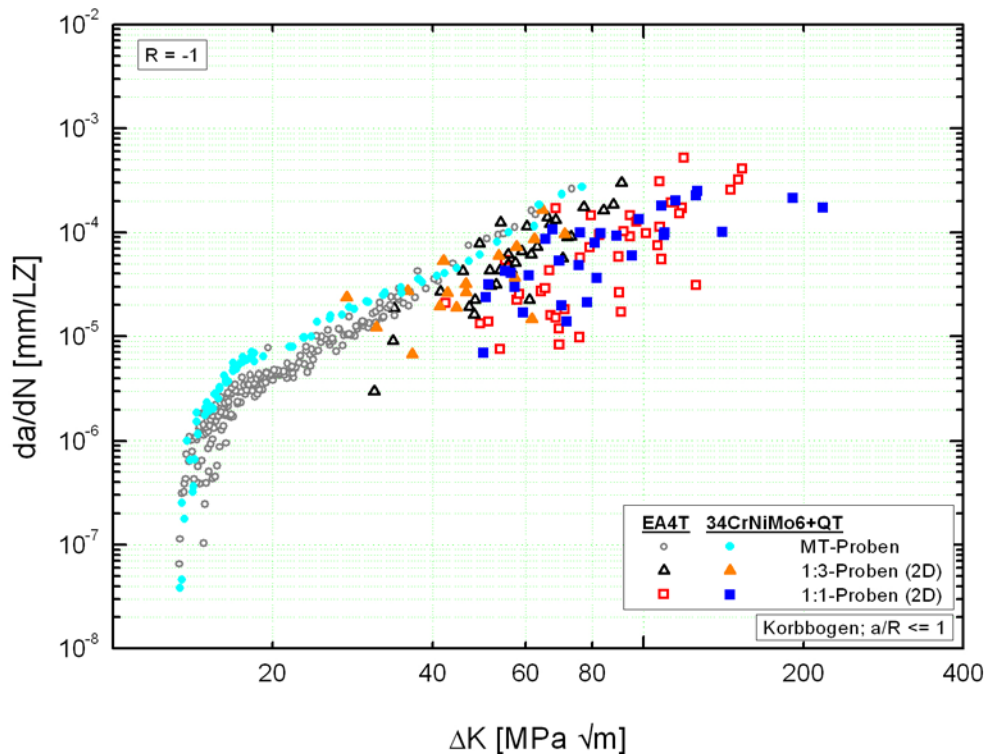


Abbildung 8-20: Einordnung der 1:3- und 1:1-Versuche an 34CrNiMo6+QT (Flachbiegung)

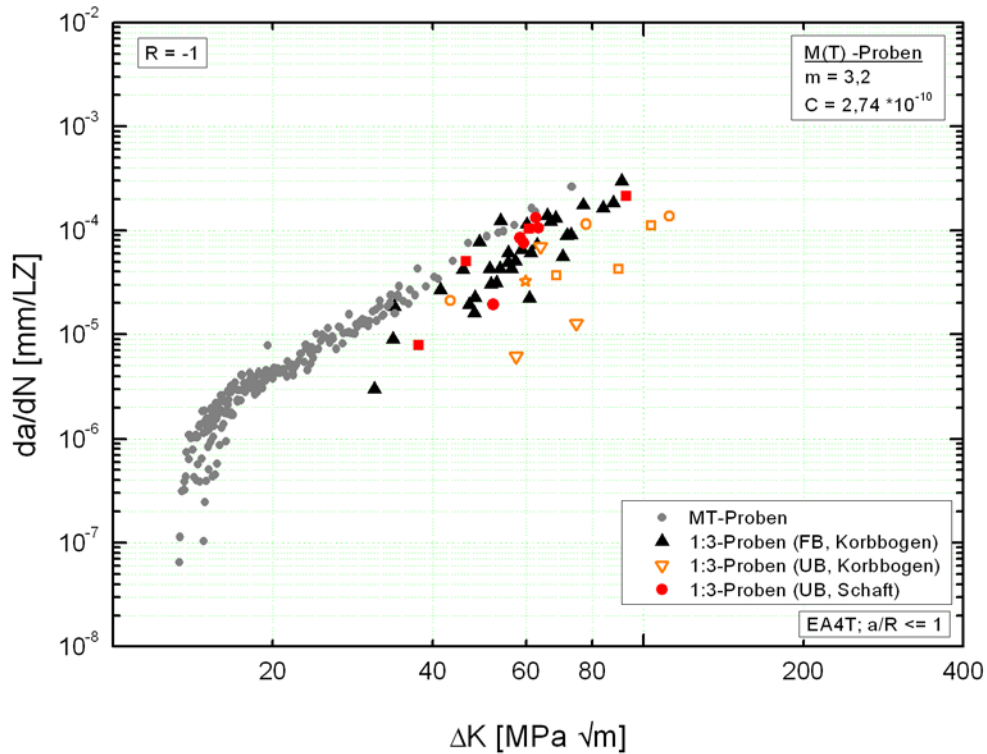


Trotz unterschiedlicher Parameter C und m sind die Rissfortschrittsraten im sog. Paris-Bereich für die beiden Werkstoffe ähnlich, siehe **Abbildung 6-14**. Dies wird mit Versuchsergebnissen an bauteilähnlichen Proben sowohl im Maßstab 1:1 als auch im Maßstab 1:3 bestätigt. Für den Bereich niedriger Rissspitzenbeanspruchungen, wo die M(T)-Kennwerte eine stärkere Streuung sowie Abweichungen aufzeigen, liegen keine Ergebnisse aus bauteilähnlichen Versuchen vor.

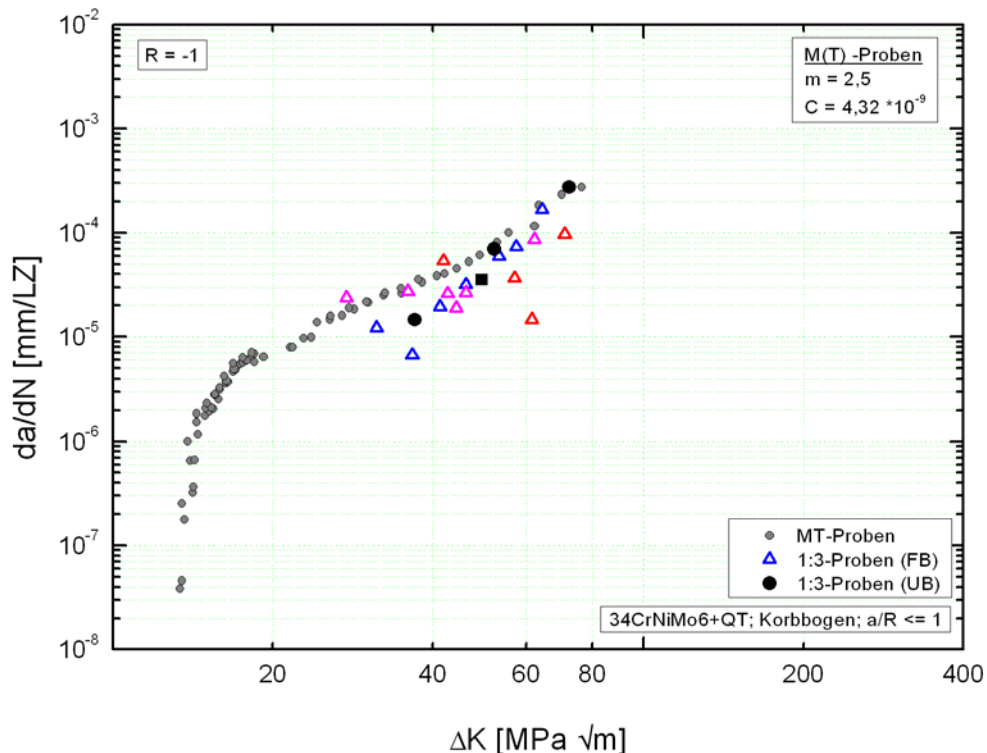


**Abbildung 8-21:** Vergleich der Ergebnisse für die Werkstoffe EA4T und 34CrNiMo6+QT an 1:3- und 1:1-Proben (Flachbiegung)

Da Radsatzwellen im realen Betrieb durch eine umlaufende und nicht durch eine ebene Biegung beansprucht werden sind an 1:3-Proben aus EA4T experimentelle Untersuchungen bei Umlaufbiegung durchgeführt worden. Die Ergebnisse unterliegen, im Vergleich zu den Versuchspunkten unter Flachbiegung, einer größeren Streuung, vgl. **Abbildung 8-22**. Hierbei ist jedoch zwischen den Schadensorten im zylindrischen Bereich und im Korbbogen ein Unterschied feststellbar. Tendenziell liegen die Ergebnisse aus den Versuchen im Schaftbereich gut im Streufeld der 1:3-Proben unter Flachbiegung. Dagegen ergeben die Versuche bei umlaufender Biegung im Bereich des Korb bogens eine niedrigere Rissfortschrittsrate als bei Flachbiegung. Da die Anzahl an Versuchen gering ist, sollten diese Ergebnisse nur als Tendenz bewertet werden. Festzustellen ist jedoch, dass keine deutlichen Abweichungen in Richtung höherer Rissfortschrittsraten erkennbar sind und somit die Versuche mit beiden Biegearten vergleichbare Ergebnisse liefern. Für den Werkstoff 34CrNiMo6+QT ist der Einfluss der Biegeart im Bereich des Korb bogens untersucht worden, vgl. **Abbildung 8-23**. Die vier Versuchspunkte resultieren aus den Versuchen an zwei Proben, weitere Lastmarken konnten nicht identifiziert werden. Auf Grund der geringen Anzahl von Versuchspunkten kann nur die tendenzielle Aussage der EA4T-Proben bestätigt werden, denn auch hier befinden sich die Ergebnisse im Streubereich der Ergebnisse aus den Versuchen unter Flachbiegung.



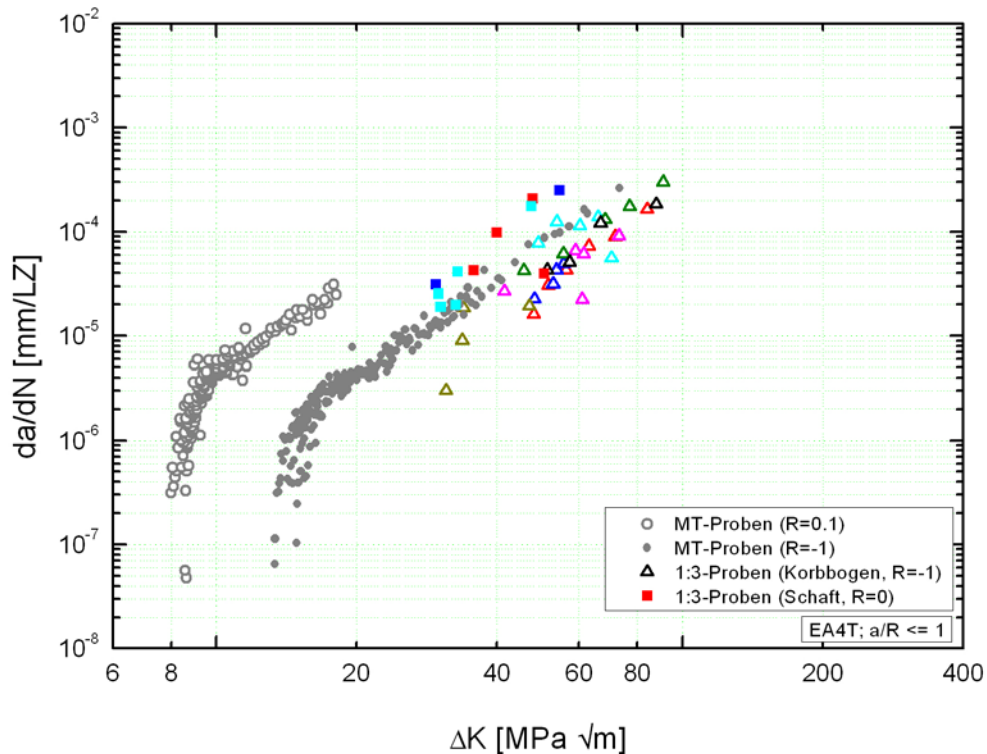
**Abbildung 8-22:** Vergleich der Biegeart an 1:3-Proben (EA4T)



**Abbildung 8-23:** Vergleich der Biegeart an 1:3-Proben (34CrNiMo6+QT)

Der Vergleich des Spannungsverhältnisses ( $R=0$  und  $R=-1$ ) zeigt bei den M(T)-Proben einen deutlichen Einfluss. Für die bauteilähnlichen Proben kann dieser Einfluss auch festgestellt werden, wobei in **Abbildung 8-24** neben dem Spannungsverhältnis auch der Versagensort unterschiedlich ist. Da davon ausgegangen werden kann, dass die Berechnung der Rissspitzen-

beanspruchung mittels ERWIN sowohl für eine lineare als auch eine nichtlineare Spannungsverteilung korrekte Ergebnisse liefert, kann der Unterschied allein dem geänderten Spannungsverhältnis zugeordnet werden. Bis auf eine Ausnahme liegen alle Versuchspunkte der bauteilähnlichen Proben oberhalb der Versuchspunkte aus M(T)-Proben mit einem Spannungsverhältnis von  $R=-1$ , aber unterhalb der verlängerten *Paris*-Geraden der M(T)-Versuche bei  $R=0.1$ .



**Abbildung 8-24:** Vergleich der Versagensort und Spannungsverhältnis an 1:3-Proben (EA4T)

### 8.5 Bewertung des Rissfortschrittverhaltens von bauteilähnlichen Proben

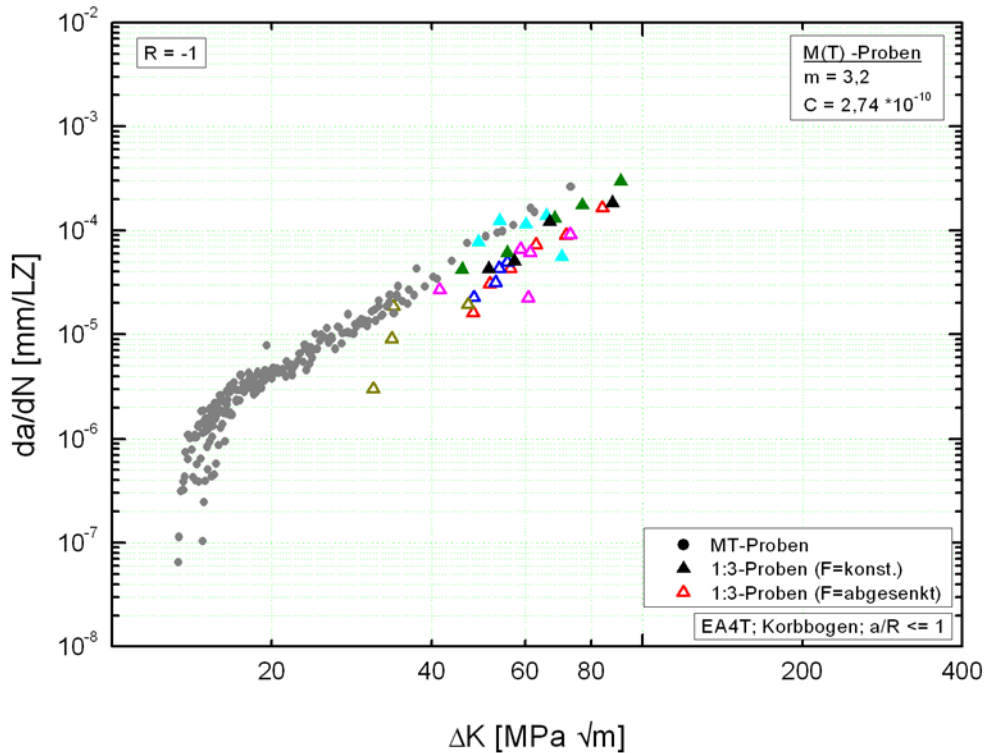
Das Rissfortschrittsverhalten von bauteilähnlichen Proben ist auf der Basis von bruchmechanischen Kennwerten aus Versuchen an Standardproben analysiert worden. Die Bauteilversuchsergebnisse weisen eine deutlich größere Streuung als die Standardproben auf. Ein wesentliches Problem bei der Durchführung von Bauteilversuchen ist die zeitintensive Prüfung, um das Rissfortschrittsverhalten in der Nähe der bruchmechanischen Dauerfestigkeit quantitativ zu charakterisieren. Neben der versuchsbedingten Streuung ist die eindeutige Bestimmung der Rissgrößenparameter  $a$  und  $c$  nicht immer bzw. nur eingeschränkt möglich, wodurch Unsicherheiten bei der Beschreibung der Risspitzenbeanspruchung entstehen. Die Versuchsführung mittels Lastmarken bedingt die Mittelung der Rissfortschrittsgeschwindigkeit und der Spannungsintensität über einen großen Bereich, vgl. **Abbildung 8-12**. Die Erzeugung von Lastmarken und die damit verbundenen Einflüsse auf den Spannungszustand vor der Risspitze sowie deren Geometrie, kann zusätzlich eine Streuung hervorrufen. Um mehr Versuchspunkte pro Prüfkörper zu erhalten sind einige Versuche mit Lastabsenkung nach dem Erreichen einer gewissen Risstiefe durchgeführt worden. Hieraus kann unter Umständen eine Beeinflus-



sung resultieren. In **Abbildung 8-25** ist dieser Effekt am Beispiel einiger Versuche an 1:3-Proben aus A4T untersucht worden, wobei hier keine eindeutige Tendenz hinsichtlich Versuchsführung mit und ohne Lastabsenkung und daraus resultierender Streuung erkennbar ist.

Als mögliche Ursachen für die erhebliche Streuung kommt auch die Vernachlässigung des Einflusses von Pressspannungen in Frage. Die aus dem Pressverband hervorgerufenen Spannungen, die eine überlagerte Mittelspannung darstellen, wurden rechnerisch nicht berücksichtigt. Neben der fehlenden Berücksichtigung werden diese Mittelspannungen selbst, auf Grund der vorhandenen Fertigungstoleranzen, einer Streuung unterliegen und somit auch zu einer Streuung der Versuchsergebnisse beitragen. Die Vereinfachung der Versuchsführung durch die Untersuchung bei ebener und nicht bei umlaufender Biegung ist auf der Basis der ermittelten Ergebnisse zulässig.

Da die Versuchsergebnisse der bauteilähnlichen Proben eine große Streuung zeigen, sind diese für eine Berechnung des Rissfortschritts von Radsatzwellen im vorliegenden Fall ungeeignet. Daher sollte die Berechnung mit Kennwerten aus M(T)-Proben durchgeführt werden. Die Versuche an bauteilähnlichen Proben zeigen hierfür, dass die M(T)-Kennwerte als oberer Grenzwert betrachtet werden können und somit eine Berechnung der Restlebensdauer einer ähnlichen Geometrie unter den genannten Randbedingungen zu konservativen Ergebnissen führen wird.



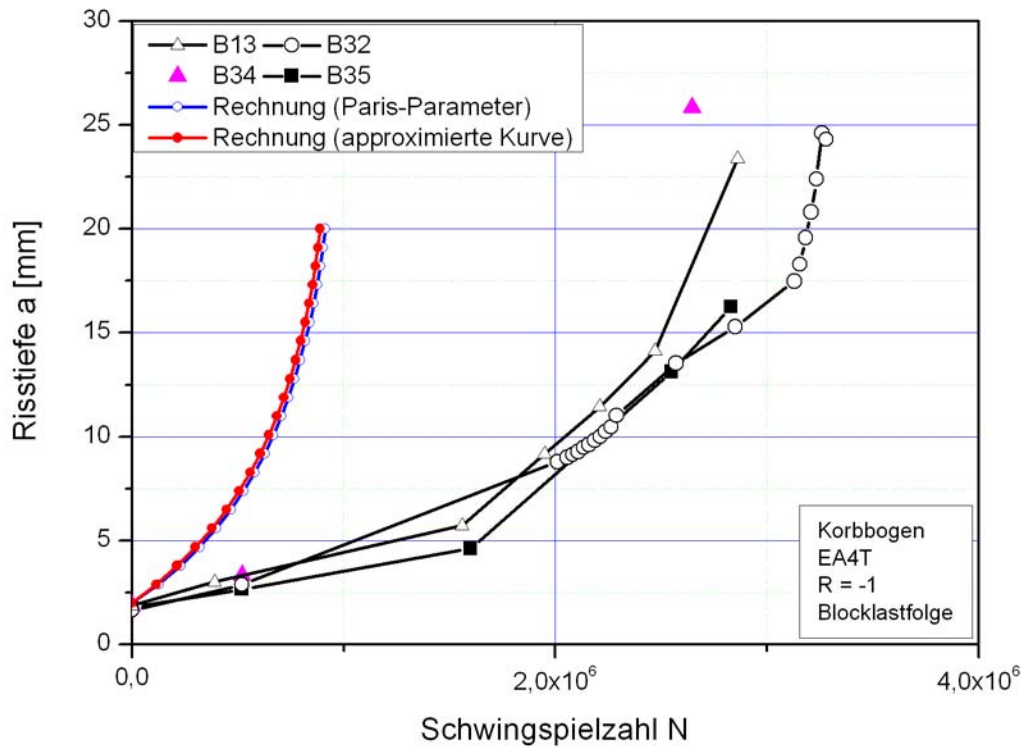
**Abbildung 8-25:** Bewertung der Versuchsführung an 1:3-Proben aus EA4T (Flachbiegung)

## 9 Validierung des Berechnungsmodells

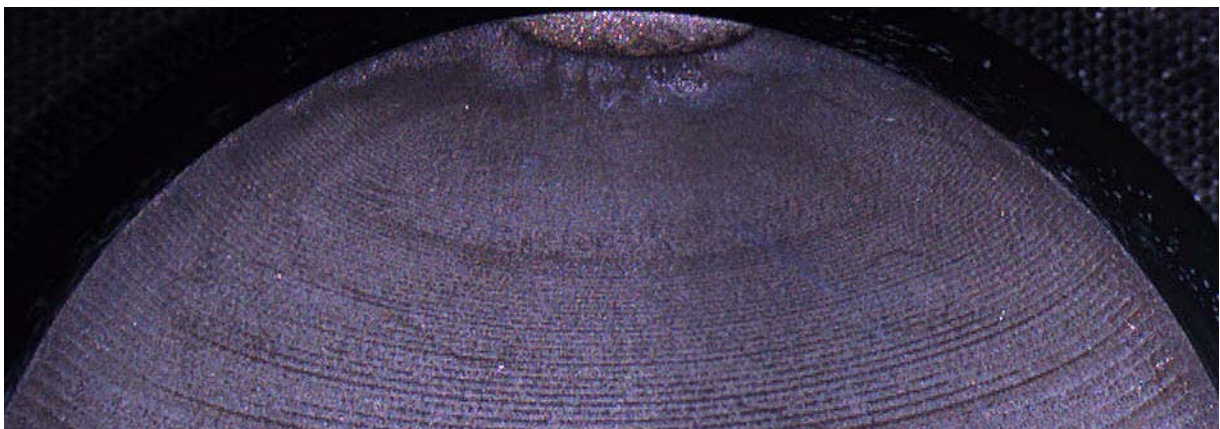
### 9.1 Versuche an bauteilähnlichen Proben

Da Radsatzwellen im Betrieb einer Beanspruchung mit veränderlicher Amplitude unterliegen, vgl. Kapitel 4, sind Versuche mit variablen Amplituden durchgeführt worden. Die Prüfeinrichtungen und Probengeometrie sind mit den einstufigen Versuchen identisch. Um die Versuchszeit um die Zeit zur Anrisserzeugung zu reduzieren, sind die Proben ebenfalls mit erodierten Rissstartern versehen worden. Die Last aus der Blocklastfolge, Kapitel 4.3 ist so skaliert worden, dass die Grundlast der Spannungsintensität bei einer Startkerbtiefe von zwei Millimetern, ca.  $20 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  (Schwingweite) bzw. einer rechnerischen Nennspannung von ca. 140 MPa entspricht und somit noch über der Spannung aus der statischen Achslast einer realen Welle liegt. Die insgesamt vier Versuche an bauteilähnlichen Proben im Maßstab 1:3 aus EA4T ergeben unter dieser Blocklastfolge bei ebener Vierpunktbiegung eine experimentelle Restlebensdauer von ca.  $2,9 \cdot 10^6$  Schwingspielen, vgl. **Abbildung 9-1**. Für die Probe B34 liegen versuchsbedingt nur die drei im Diagramm dargestellten Risstiefen mit dazugehöriger Information über die Schwingspielzahl vor, so dass auf die Verbindung der Versuchspunkte verzichtet worden ist. Insgesamt kann für diese Versuchsreihe festgestellt werden, dass die Streuung der Restlebensdauer sehr gering ist und somit die  $2,9 \cdot 10^6$  Schwingspiele als Vergleichswert für die Bewertung der bruchmechanischen Berechnung verwendet werden kann. Die weitere Bewertung der Streuung der Versuchsergebnisse mit statistischen Methoden ist auf Grund der geringen Anzahl von Versuchen nur eingeschränkt möglich. Die Berechnung von Mittelwert und Standardabweichung ist unter diesem Gesichtspunkt nicht sinnvoll.

Für die Probe B32 konnten auf der Bruchfläche während der Auswertung im Bereich einer Risstiefe von ca. 10 mm eine Anzahl von Rastlinien identifiziert werden, welche mit der Anzahl der Durchläufe der Blocklastfolge identisch ist. Somit ist das Risswachstum in diesem Bereich besonders detailliert nachvollziehbar. Rastlinien dieser Art treten bei einigen der mit Blocklastfolge geprüften Proben auf, jedoch stimmt die Anzahl der Rastlinien nicht in jedem Bereich mit der Anzahl der Durchläufe der Blocklastfolge überein. Für die Probe B32 konnte dieser Zusammenhang nur für den Bereich um eine Risstiefe von ca. 10 mm festgestellt werden, für die anderen Bereiche stimmte die Anzahl der Rastlinien nicht mit der Anzahl der Durchläufe überein, vgl. **Abbildung 9-2**. Somit kann nicht allgemein gültig von einer Anzahl von Rastlinien auf einer Bruchfläche auf die Anzahl von Sonderereignissen, wie hier z.B. der 2,8-fachen Lastüberhöhung gegenüber der Grundlast, geschlossen werden. Festzustellen ist, dass jeder Rastlinie ein Sonderereignis zuzuordnen ist, aber nicht jedes Sonderereignis eine Rastlinie hervorruft.



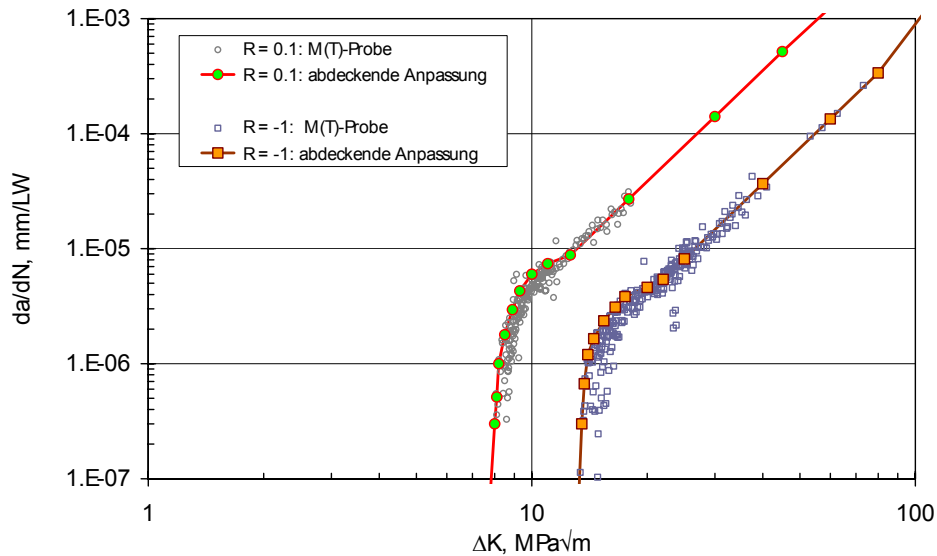
**Abbildung 9-1:** Vergleich zwischen rechnerischer und experimenteller Restlebensdauer unter Blockbelastung an 1:3-Proben aus EA4T



**Abbildung 9-2:** Bruchfläche mit Rastlinien (B32, Startkerbe:  $a_0 = 2$  mm)

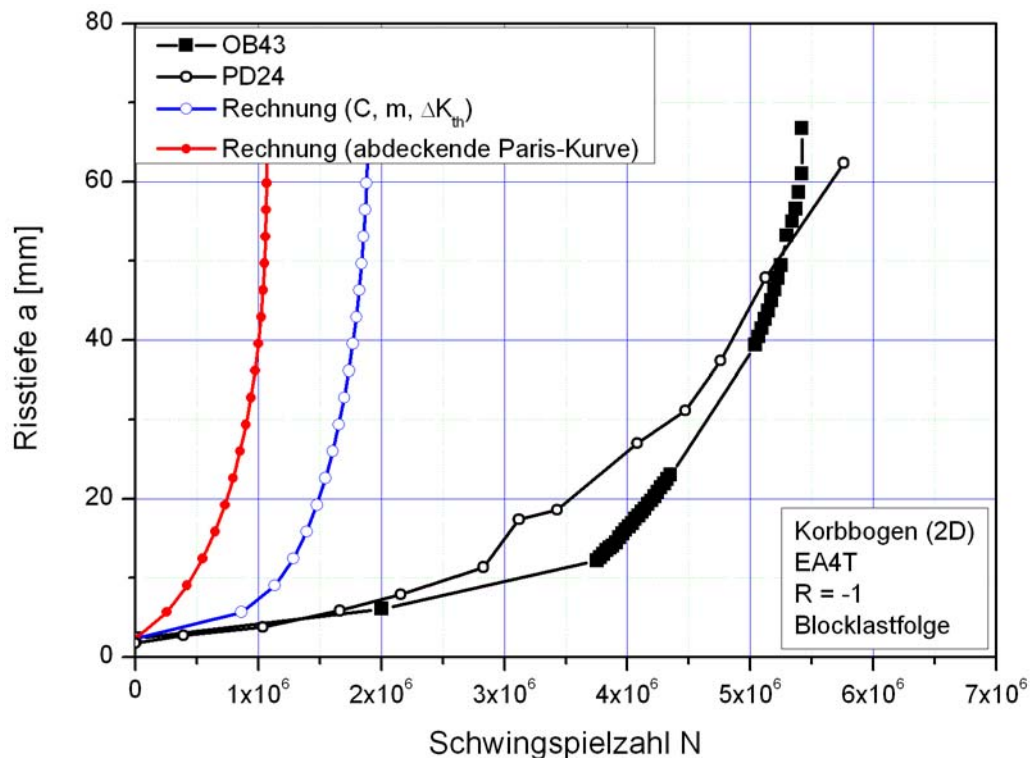
Der Vergleich zwischen der experimentellen Restlebensdauer bei der Belastung durch die Blocklastfolge und der rechnerischen Restlebensdauer zeigt, dass die Rechnung konservative Werte liefert, vgl. **Abbildung 9-1**. Die Berechnung ist mit ERWIN durchgeführt worden, wobei die bruchmechanischen Kennwerte, d.h. die Daten der Paris-Gleichung, mit zwei verschiedenen Ansätzen berücksichtigt wurden. Bei der Rechnung „Paris-Parameter“ erfolgt die Eingabe der Daten in Form von  $C$ ,  $m$ ,  $\Delta K_{th}$  und  $K_C$ . Für die zweite Variante sind die Versuchsergebnisse der M(T)-Proben in tabellierter Form eingegeben worden. Hierzu ist im Bereich der Paris-Geraden der Mittelwert und im Bereich der bruchmechanischen Dauerfestigkeit (ca.  $13 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ ) eine abdeckende Kurve verwendet worden, vgl. **Abbildung 9-3**. Für das geprüfte Lastniveau, die Spannungsintensität der Grundlast lag bei Versuchsbeginn bei ca.  $20 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  ( $a_0 = 2$  mm) und somit im Bereich der Paris-Geraden und nicht im Bereich der ab-

deckenden Kurve, spielt die Art der Dateneingabe keine Rolle und es kann mit den einfach zu handhabenden *Paris*-Parametern gerechnet werden. Für den jeweiligen Anwendungsfall kann somit geprüft werden, welche Daten verwendet werden sollten, indem zunächst das Lastniveau betrachtet wird. Da die Spannungsintensitäten einer realen Radsatzwelle mit einem unterstellten Anfangsriss bzgl. der Grundlast, d.h. dem Anteil der Last aus der statischen Achslast, zunächst im Bereich der bruchmechanischen Dauerfestigkeit liegen, sollte hier eine vollständige Rissfortschrittskurve herangezogen werden. Dabei ist ggf. die abdeckende Anpassung der Messdaten zu verwenden (siehe Kapitel 6.3), um mögliche Unsicherheiten im schwellenwertnahen Bereich zu berücksichtigen.



**Abbildung 9-3:** Approximation der M(T)-Probenergebnisse für die Rechnung (EA4T)

Die Nachrechnung des Versuchs einer bauteilähnlichen Probe im Maßstab 1:1 zeigt hinsichtlich der Berücksichtigung der Kennwerte ein anderes Verhalten als die 1:3-Proben, **Abbildung 9-4**. Es sind deutliche Unterschiede zwischen den beiden Rechenvarianten zu erkennen. Ursache für dieses Verhalten ist das Niveau der Grundlast ( $15 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ ) im Verhältnis zur bruchmechanischen Dauerfestigkeit (ca.  $13 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ ). In diesem Bereich liegt die abdeckende Kurve bei höheren Rissfortschrittsraten als sich dies aus der Rechnung mittels *Paris*-Parametern ergibt. Die rechnerische Restlebensdauer reduziert sich aus diesem Grund um den Faktor zwei. Insgesamt ergeben beide Rechenvarianten eine deutlich zu kurze Lebensdauer. Die Streuung der experimentellen Restlebensdauer ist bei den beiden Versuchen als gering zu bewerten, die Aussagen für die 1:3-Proben lassen sich mit der Einschränkung hinsichtlich des geringen Probenumfangs übernehmen.

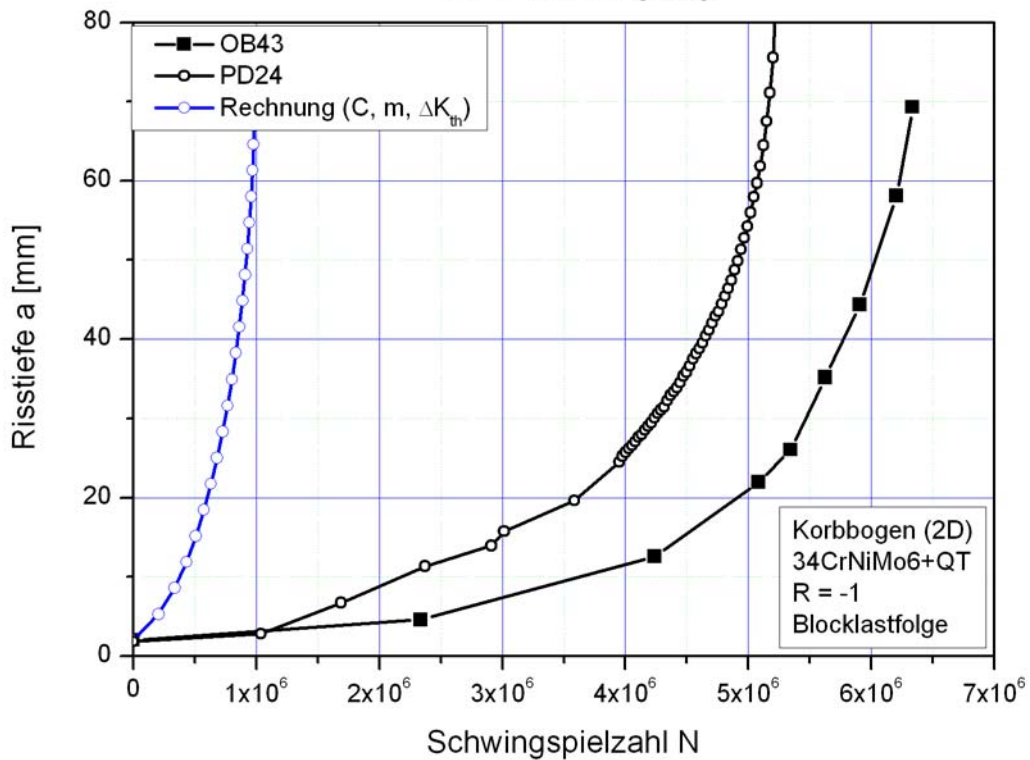


**Abbildung 9-4:** Vergleich zwischen rechnerischer und experimenteller Restlebensdauer unter Blockbelastung an 1:1-Proben aus EA4T

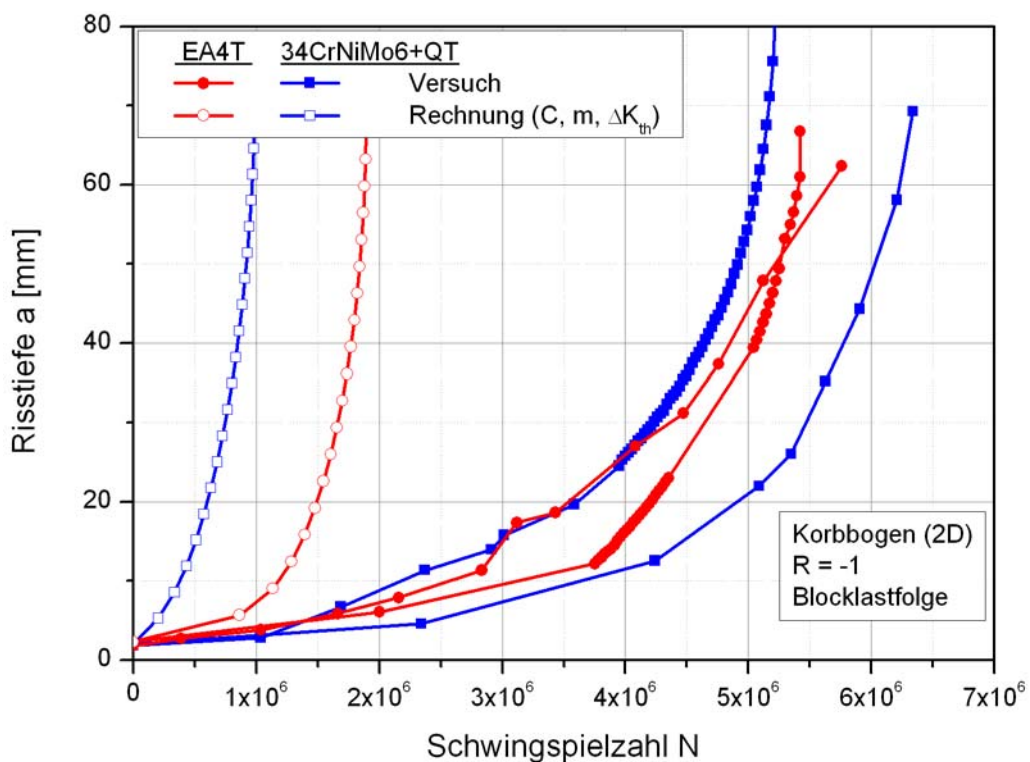
Hinsichtlich der geringen Streuung weichen die experimentellen Befunde an 1:1-Proben unter Blockbelastung aus 34CrNiMo6+QT von denen aus EA4T ab, vgl. **Abbildung 9-5**. Einschränkend ist jedoch festzustellen, dass der Umfang an experimentellen Ergebnissen für beide Werkstoffe gering ist. Somit kann das erkannte Verhalten nicht ohne Einschränkungen verallgemeinert werden kann. Vergleichbar bleibt auch bei diesem Werkstoff, dass die rechnerische Restlebensdauer deutlich geringer und somit konservativer ist. Die Nachrechnung der Experimente erfolgt für den 34CrNiMo6+QT mit den *Paris*-Parametern.

Auf Grund der unterschiedlichen *Paris*-Parameter für die beiden Werkstoffe EA4T und 34CrNiMo6+QT ergibt sich rechnerisch eine kürzere Restlebensdauer für die Proben aus 34CrNiMo6+QT. Der Vergleich in **Abbildung 9-6** der Versuche und Rechnungen unter Blockbelastung zeigt dies deutlich. Das rechnerische Ergebnis kann aber experimentell nicht bestätigt werden, wobei hierbei der geringe Probenumfang und somit die fehlende statistische Absicherung zu berücksichtigen ist. Hinzu kommt, dass für die Proben im Maßstab 1:3 die experimentellen Befunde mit denen aus den 1:1-Versuchen übereinstimmen, rechnerisch die Restlebensdauern der Proben aus EA4T allerdings höher sind als die der Proben aus 34CrNiMo6+QT, vgl. **Abbildung 9-7** und **Abbildung 9-1** Hieraus kann abgeleitet, dass besonders im Bereich der bruchmechanischen Dauerfestigkeit im Experiment Effekte auftreten, die in der Rechnung nicht abgedeckt werden. Alle durchgeführten Rechnungen führen zu deutlich konservativen Ergebnissen. Somit besteht die Möglichkeit eine rechnerische Bestimmung der Restlebensdauer durchzuführen, auf Grund der offenen Fragestellungen kann jedoch nicht das gesamte Potential an Lebensdauer ausgeschöpft werden.

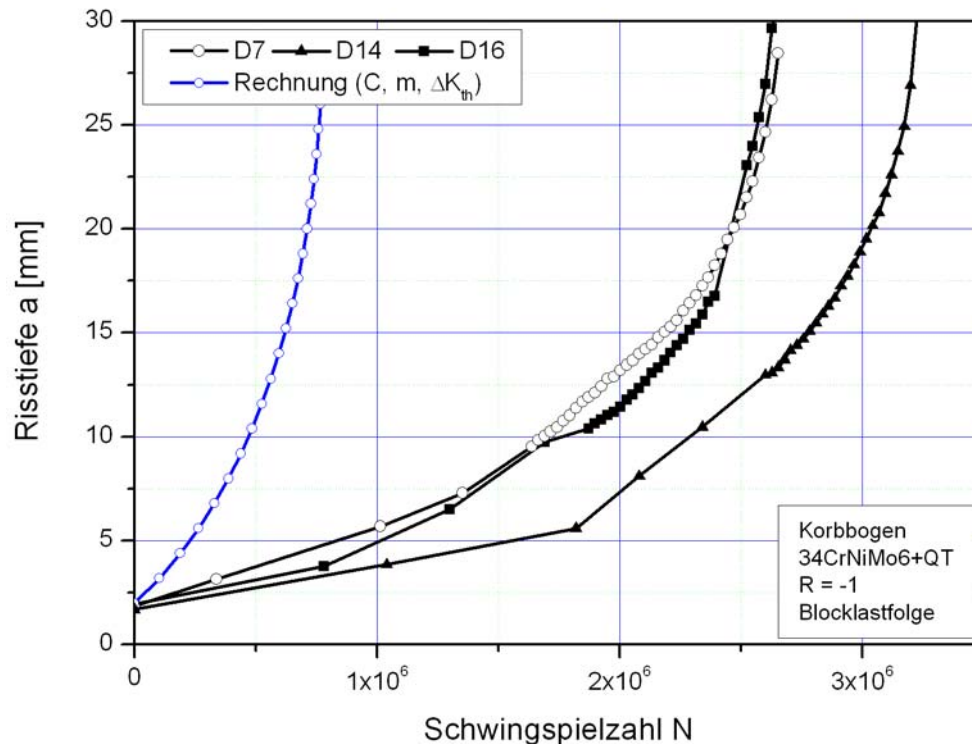




**Abbildung 9-5:** Vergleich zwischen rechnerischer und experimenteller Restlebensdauer unter Blockbelastung an 1:1-Proben aus 34CrNiMo6+QT

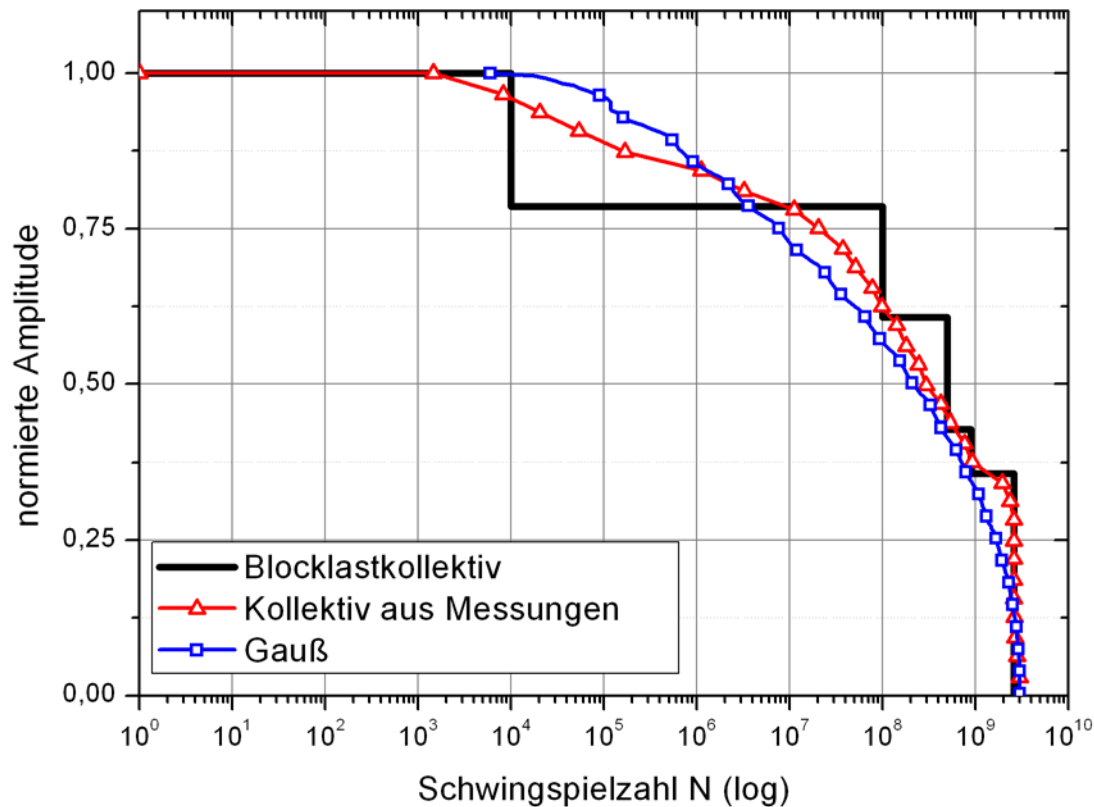


**Abbildung 9-6:** Vergleich zwischen rechnerischer und experimenteller Restlebensdauer unter Blockbelastung an 1:1-Proben aus EA4T und 34CrNiMo6+QT



**Abbildung 9-7:** Vergleich zwischen rechnerischer und experimenteller Restlebensdauer unter Blockbelastung an 1:3-Proben aus 34CrNiMo6+QT

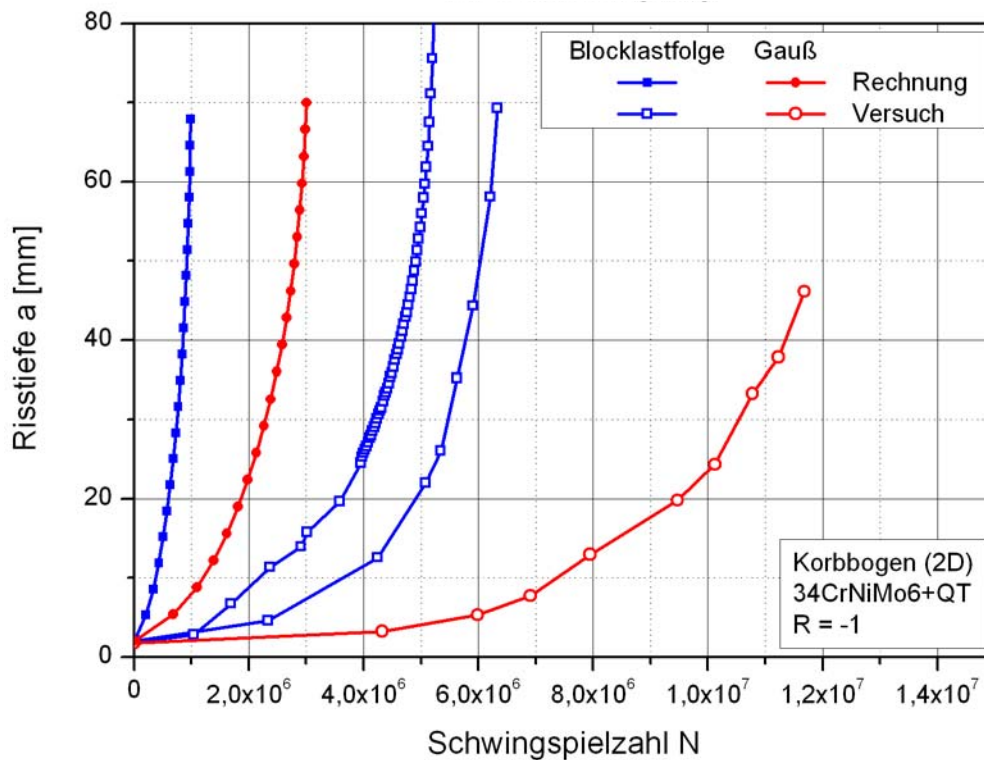
Da die Blocklastfolge aus **Abbildung 4-7** eine schienenfahrzeugspezifische Belastungsfolge ist, wurde an einer 1:1-Probe aus 34CrNiMo6+QT das Rissfortschrittsverhalten unter einer Lastfolge geprüft, die sonst häufig im Bereich der Betriebsfestigkeit als Standardlastfolge verwendet wird. Die *Gauß*-Lastfolge mit einem Umfang von  $5 \cdot 10^4$  Schwingspielen ist zufällig durchmischt aufgebracht worden. In **Abbildung 9-8** ist ein Vergleich zwischen den drei geprüften Lastfolgen dargestellt. Dabei ist die Lastamplitude des Kollektivs auf die Höchstwerte der beiden synthetischen Lastfolgen normiert worden. In Schwingspielzahlrichtung sind alle drei Lastfolgen auf den Gesamtkollektivumfang normiert worden. Der so mögliche Vergleich zeigt, dass das Messkollektiv durch die *Gauß-Verteilung* partiell über- bzw. unterschätzt wird. Die Blocklastfolge deckt im Bereich der hohen Schwingspielzahlen beide Lastfolgen gut ab. Für einen qualitativen Vergleich der Vorhersage des Risswachstumsverhaltens sind aber beide Lastfolgen geeignet. Zudem bietet die *Gauß-Verteilung* die Möglichkeit, diese Versuche mit anderen unter gleicher Last zu vergleichen, da das Kollektiv in Form und Umfang festgelegt ist.



**Abbildung 9-8:** Vergleich der Lastfolgen für variable Belastungen

Der Versuch mit *Gauß*-Belastung ist mit dem gleichen Kollektivhöchstwert durchgeführt worden, wie er als Maximalwert auch bei der Blocklastfolge auftritt. Der Vergleich zwischen rechnerischer und experimenteller Restlebensdauer ist in **Abbildung 9-9** dargestellt. Zum Vergleich sind zusätzlich die bekannten Ergebnisse unter Blockbelastung eingetragen. Hier wird deutlich, dass die Belastung durch das *Gauß*-Kollektiv sowohl rechnerisch als auch experimentell zu einer höheren Restlebensdauer führt. Die Ursache hierfür liegt unter anderem in der Tatsache begründet, dass die Blocklastfolge oberhalb von  $10^7$  Schwingspielen eine höhere Beanspruchung hervorruft als dies durch das *Gauß*-Kollektiv erreicht wird. Auch bei der Nachrechnung des Versuchs mit *Gauß*-Kollektiv ergibt sich ein deutlich konservatives Ergebnis, so dass sichergestellt ist, dass mit der entwickelten Methode auch reale Beanspruchungszeitfunktionen mit variierenden Blocklastlängen berechnet werden können. Diese Aussage ist allerdings nur unter der Voraussetzung gültig, dass alle wesentlichen Einflussgrößen wie z.B. Spannungsverteilung im Bauteil, Werkstoffzustand, Umgebungsbedingungen etc. nicht deutlich von den hier vorliegenden abweichen. Das Verhältnis von rechnerischer zu experimenteller Restlebensdauer nimmt für den Versuch mit *Gauß*-Kollektiv, im Vergleich zur Blocklastfolge, hin ab. Hieraus kann geschlossen werden, dass während der Versuche mit Blocklastfolge, Effekte auftreten, die rechnerisch nicht mit abgebildet werden. Zu diesen Effekten können z.B. Rissverzögerungen auf Grund der geblockten Lastfolge gezählt werden, da rechnerisch keine Reihenfolgeeffekte berücksichtigt werden.





**Abbildung 9-9:** Vergleich zwischen rechnerischer und experimenteller Restlebensdauer unter Belastung mit einem *Gauß*-Kollektiv einer 1:1-Probe aus 34CrNiMo6+QT

## 9.2 Zusammenfassung der Berechnungsergebnisse

Die Nachrechnung der experimentellen Ergebnisse zeigt in allen hier untersuchten Varianten eine deutliche Konservativität der Berechnung auf. Zur Berechnung sind die Lastdaten in Form eines Kollektivs eingegeben worden, d.h. eine Nachrechnung der tatsächlichen Reihenfolge der einzelnen Amplituden im Versuch ist nicht erfolgt, da ein solches Vorgehen in keiner Weise praxisgerecht ist. Relevant für die Bewertung realer Bauteile ist die Tatsache, dass die Rechnung konservativ ist, auch wenn die Differenz zwischen Rechnung und Experiment so groß ist, dass sich daraus Bedarf für weitere Untersuchungen ableitet. Einige Einflussgrößen wie z.B. Probengröße oder Beanspruchungsart sind in den vorliegenden Untersuchungen als nicht relevant für die weitere Untersuchung eingestuft worden. Diese Aussage ist allerdings zunächst einmal nur ohne die Berücksichtigung von Pressspannungen möglich, da dieser Einfluss an Proben im Maßstab 1:3 nicht untersucht worden ist. Hier stellt sich die Frage in wie weit die Abbildung der realen Bedingungen im Pressverband und die Auswirkungen auf den Korbbogen bei einer skalierten Probe möglich ist. Vor diesem Hintergrund spielt auch die nähere Betrachtung des Einflusses der bruchmechanischen Dauerfestigkeit im Experiment und in der Berechnung eine erhebliche Rolle, da dieser Kennwert einen deutlichen Einfluss in der rechnerischen Betrachtung aufweist. Dieser Kennwert ist unter anderem anhängig vom Spannungsverhältnis, welches sich bei der Berücksichtigung der Pressspannungen im Korbbogen ändern wird. Zudem sind die Fertigungstoleranzen als eine mögliche Ursache für unterschiedliche Versuchsergebnisse erkannt worden, so dass dies Gegenstand weiterer Untersuchungen sein sollten.

---

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass die Nachrechnung der Restlebensdauer von bauteilähnlichen Geometrien bei bekannter Anfangsrissgeometrie und bekanntem Lastkollektiv als konservativ angesehen werden kann, sofern als bruchmechanische Eingangparameter die Kennwerte aus den Versuchen an M(T)-Proben verwendet werden. Die hier ermittelte *Paris*-Gerade kann als obere Grenze für die Bauteilversuche angesehen werden, wobei keine quantitative Aussage über die potentielle rechnerische Unterschätzung der tatsächlichen Restlebensdauer getroffen werden kann.



## 10 Zerstörungsfreie Prüfmethoden von Radsatzwellen

Die Zerstörungsfreie Prüfung von Bauteilen ist für sicherheitsrelevante Komponenten eine Möglichkeit die Sicherheit weiter zu erhöhen bzw. den sicheren Betrieb zu ermöglichen. Dazu wird bereits während der Fertigung der Radsatzwellen die spätere Prüfung mittels Ultraschall berücksichtigt. Hierbei ist zu beachten, dass die zerstörungsfreie Prüfung den Festigkeitsnachweis nicht ersetzt. Die zusätzlichen Inspektionen sollen Schäden detektieren, die auf Umwelteinflüsse oder Beschädigungen im Betrieb zurück zu führen sind.

### 10.1 Realisierte Prüfmethoden allgemein

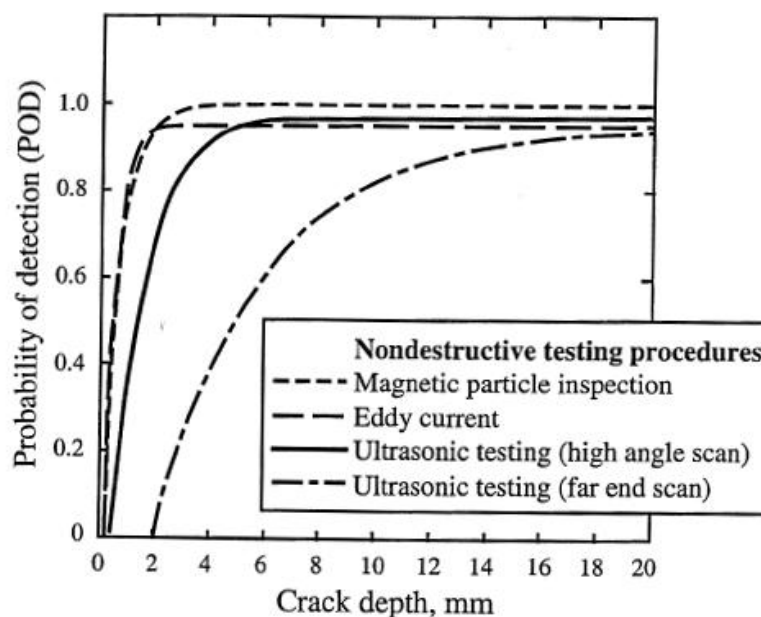
Die Auswahl eines geeigneten Prüfverfahrens erfordert die Kenntnis der Nachweisgrenzen einzelner Verfahren. Hierbei ist zu berücksichtigen, dass die Nachweisgrenzen eines Verfahrens unter verschiedenen Einsatzbedingungen oder bei unterschiedlichen Prüfbereichen variieren können. Trotz der Notwendigkeit zur Berücksichtigung der Prüfbedingungen sind zunächst die tendenziellen Nachweisgrenzen der Verfahren zu beurteilen. Eine Übersicht der gängigen Verfahren ist in **Tabelle 10-1** aus /Hueb 08/ dargestellt. Anhand der Gegenüberstellung der Nachweisgrenzen die unter Laborbedingungen möglich sind und den Erfahrungen aus der Prüfpraxis des IZFP wird deutlich, dass die Nachweisgrenze für jeden Anwendungsfall speziell ermittelt werden muss. Besonders vor dem Hintergrund, dass die Nachweisgrenze ein Eingangsparameter für die bruchmechanische Bewertung von Bauteilen ist, welche einen erheblichen Einfluss auf die rechnerische Restlebensdauer besitzt, kann hier nicht einfach mit konservativen Werten, d.h. großen Risstiefen gerechnet werden.

Verfahren	Nuttiefe [mm] Größenordnung		Bemerkung
	Labor- bedingungen	Erfahrung aus der Prüfpraxis	
Ultraschallprüfung	0,2 - 0,5	1 - 3	– Prüfung nicht direkt zugänglicher Bereiche möglich – Nachweis von Oberflächen- und Volumenfehlern
Magnetpulverprüfung	0,05 - 0,1	0,5 - 1	– Prüfung zugänglicher Bereiche, – Nachweis Oberflächenfehler
Wirbelstromprüfung	0,1	0,5 - 1	– Prüfung zugänglicher Bereiche, – Nachweis Oberflächenfehler
Farbeindringprüfung	$\leq 0,05 - 0,1$		– Prüfung zugänglicher Bereiche, – Nachweis Oberflächenfehler

**Tabelle 10-1:** Abschätzung der Nachweisgrenzen /Hueb 08/

## 10.2 Entdeckungswahrscheinlichkeit von Rissen

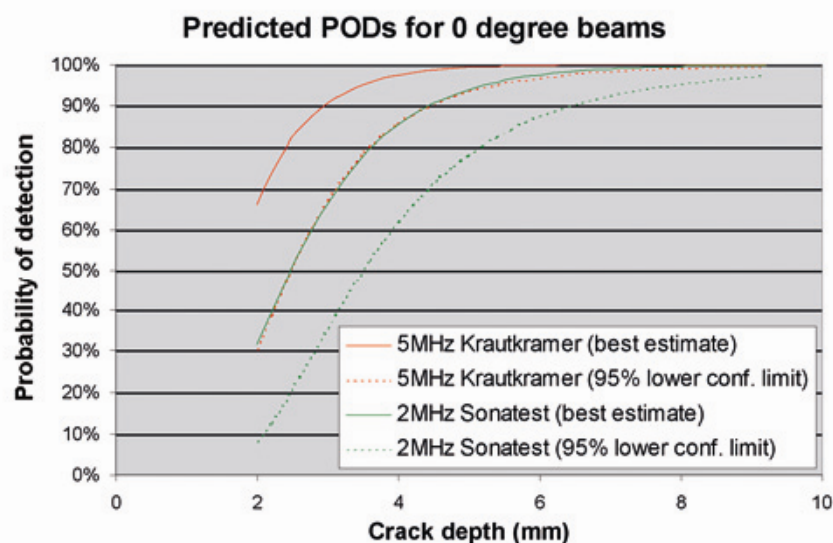
Neben der Nachweisgrenze eines Verfahrens ist, zur Festlegung von Inspektionsintervallen, die Wahrscheinlichkeit der Entdeckung eines Risses von bestimmter Größe ein entscheidender Faktor. Relevant für die Festlegung von Inspektionsintervallen ist nicht der kleinste Defekt der gefunden werden kann, sondern der größte Defekt der übersehen werden kann. Um die Entdeckungswahrscheinlichkeit in Abhängigkeit der Risstiefe experimentell bestimmen zu können, sind umfangreiche Untersuchungen erforderlich. Die Prüfung muss idealerweise an realen Bauteilen, in der realen Prüfumgebung, mit realen Prüfverfahren und in Unkenntnis des Prüfers stattfinden. Die Unkenntnis des Prüfers hinsichtlich der besonderen Prüfaufgabe ist wichtig, damit die Prüfung nicht mit erhöhter Aufmerksamkeit des Prüfers durchgeführt wird. Sobald der Prüfer erkennt, dass es sich bei dem zu prüfenden Bauteil um ein speziell präpariertes handelt, wird die Aufmerksamkeit steigen und das Prüfergebn beeinträchtigen. Die Präparation des Prüfkörpers ist ebenfalls von Bedeutung, da möglichst reale Risse eingebracht und gefunden werden sollten. In der Literatur liegen Ergebnisse von Untersuchungen dieser Art vor, vgl. **Abbildung 10-1** und **Abbildung 10-2**. Hierbei ist jedoch zu beachten, dass die o.g. Rahmenbedingungen für die vorliegenden Daten nicht hinreichend detailliert bekannt sind. Eine Verwendung der absoluten Kennwerte ist aus diesem Grund nicht sinnvoll. Allerdings ist ein qualitativer Vergleich zwischen verschiedenen Prüfmethoden möglich, sofern unterstellt werden kann, dass die Bedingungen zur Ermittlung der Ergebnisse für alle Verfahren identisch waren.



**Abbildung 10-1:** Wahrscheinlichkeit der Rissdetektion in Radsatzwellen als Funktion der Risstiefe und verschiedener ZfP-Verfahren, /Beny 01/

In **Abbildung 10-1** wird deutlich, dass die höchste Entdeckungswahrscheinlichkeit bei geringen Risstiefen mit Magnetpulver- oder Wirbelstromprüfung erreicht wird. Diese beiden Verfahren eignen sich jedoch nur zur Prüfung des Bauteils im ausgebauten und demontierten Zustand, wobei auch sämtliche Farbanstriche und aufgepresste Bauteile entfernt werden müssen. Bei einer Entdeckungswahrscheinlichkeit von 90% ist die detektierbare Rissgröße bei der

Ultraschallprüfung um den Faktor zwei größer als bei der Magnetpulver- oder Wirbelstromprüfung. In **Abbildung 10-2** ist der Einfluss unterschiedlicher Prüfköpfe und Vertrauensbereiche dargestellt. Zum Einen ist die Kurve für die bestmöglichen Versuchsergebnisse angegeben, zum Anderen die Kurve für 95% der gemessenen Ergebnisse. Hier zeigt sich, dass die Auswahl des Prüfkopfes einen erheblichen Einfluss auf die Auffindwahrscheinlichkeit hat und somit für jede Anwendung der Prüfkopf entsprechend ausgewählt werden muss. Die Untersuchungen sind im Rahmen des Forschungsvorhabens /WIDEM 09/ durchgeführt worden, wobei auch hier die Rahmenbedingungen für die Prüfung nicht detailliert bekannt sind und der Vergleich somit nur qualitativ zulässig ist.

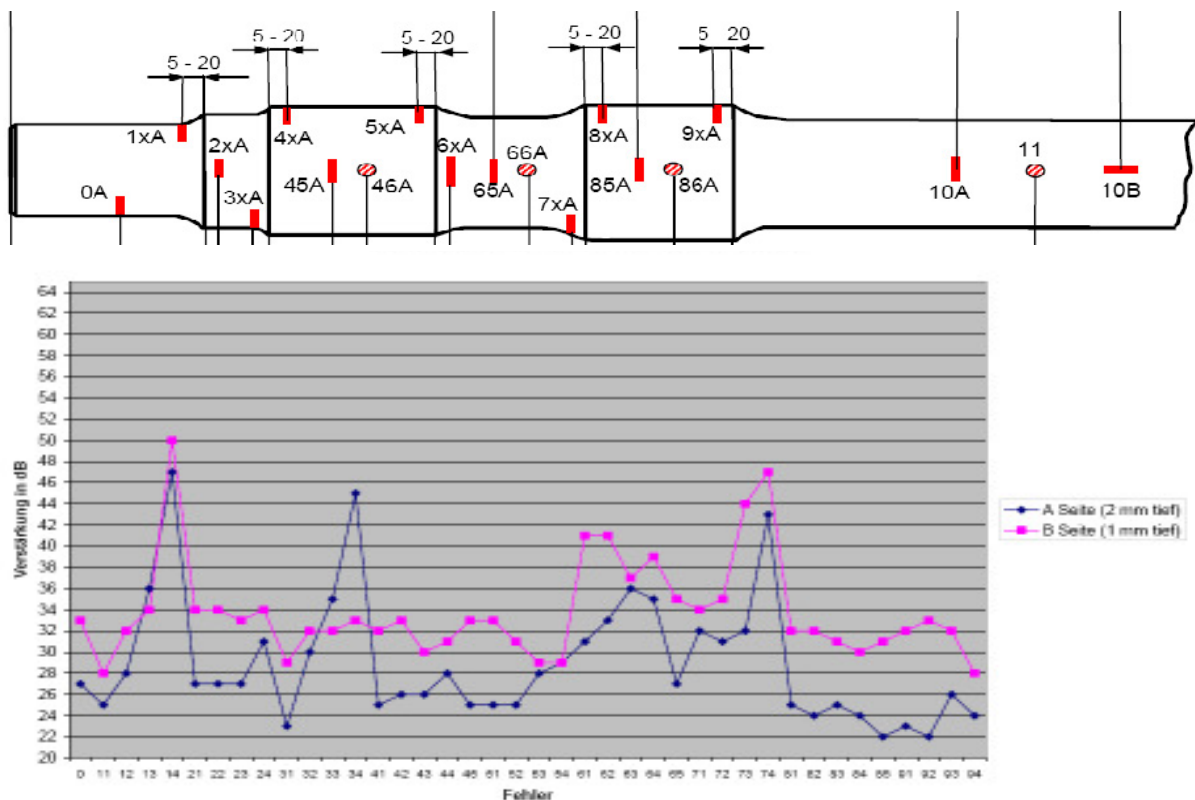


**Abbildung 10-2:** Wahrscheinlichkeit der Rissdetektion von der Stirnfläche für verschiedene Prüfköpfe, /Rudl 06/

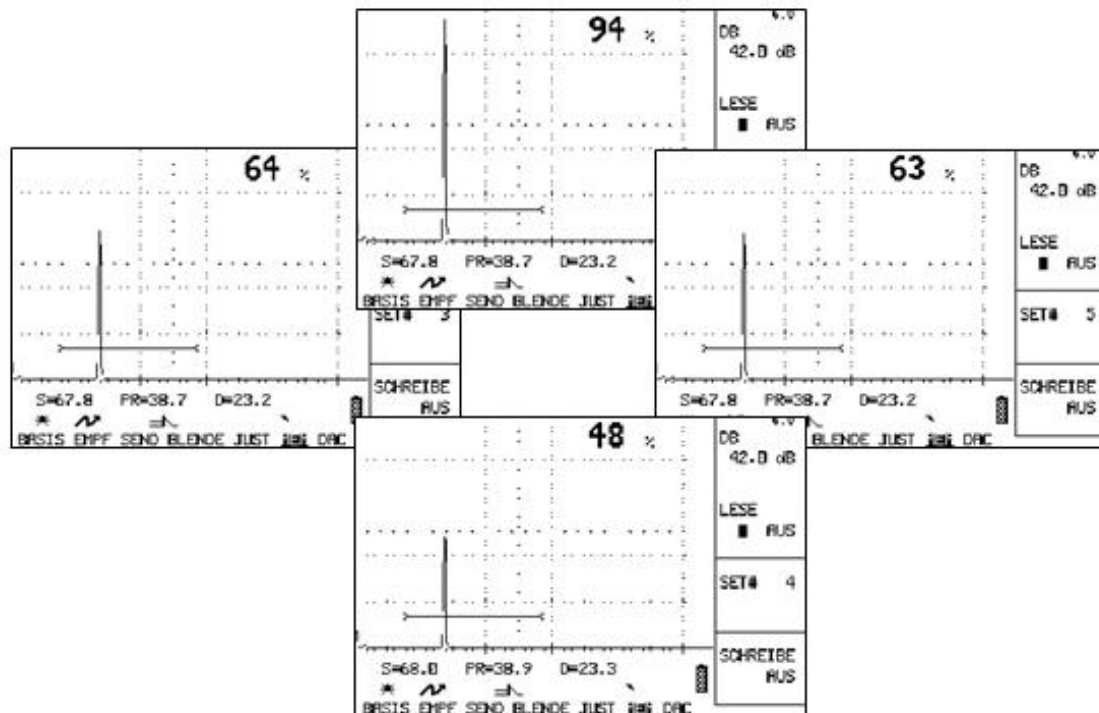
Abschließend muss festgestellt werden, dass verwendbare Daten zur Entdeckungswahrscheinlichkeit für die spezielle Anwendung nicht vorliegen bzw. dass die Einflüsse der Randbedingungen so erheblich sind, dass die Übertragbarkeit der Daten nicht sinnvoll ist. Nach /Oels 09/ ist die Angabe von konkreten Zahlen für das Auffinden von bestimmten Fehlergrößen nicht möglich. In der praktischen Anwendung wird die Auffindwahrscheinlichkeit von Defekten an der Möglichkeit der Detektion von Vergleichsfehlern abgeschätzt. Hierbei wird zwischen Querrissen, Längsfehlern und inneren Fehlern unterschieden. Die Vergleichsfehler sind in Justierkörpern eingebracht, die bei der mechanisierten Prüfung sowohl vor als auch nach der Prüfung jeweils zu 100% entdeckt werden müssen, um das eigentliche Prüfergebnis zu bestätigen. Um von Vergleichsfehlern auf reale Risse schließen zu können, muss die Voraussetzung erfüllt sein, dass diese bzgl. Form, Lage und Orientierung ähnlich sind und somit ein vergleichbares Reflektionsvermögen aufweisen. Mit diesem Vorgehen ist für die praktische Anwendung sichergestellt, dass Risse kritischer Größe sicher detektiert werden können.

In **Abbildung 10-3** ist der Einfluss der Tiefe eines Vergleichsreflektors auf die Verstärkung dargestellt. Hierzu sind in eine Welle auf der A-Seite 2 mm und auf der B-Seite 1 mm tiefe Vergleichsreflektoren eingebracht worden. Im Diagramm ist deutlich zu erkennen, dass die

zum Erreichen einer Anzeighöhe von 80%BSH erforderliche Verstärkung an einem 1 mm tiefen Vergleichsreflektor deutlich größer ist als die bei einem doppelt so tiefen Reflektor. Im Bereich von Wellenabsätzen, d.h. für den Ultraschallsensor hinter Kanten, können Abschattungseffekte auftreten, welche die Verstärkung ebenfalls beeinflussen. Die Veränderung der Verstärkung in Abhängigkeit von den genannten Parametern beeinflusst auch die Wahrscheinlichkeit mit der ein Defekt erkannt wird. Ein weiterer Faktor ist die Belastung der Rissfläche, d.h. die Position des Risses während der Messung. Befindet sich der Riss bei einem im Fahrzeug eingebauten Radsatz an der Wellenoberseite und wird somit durch die Gewichtskraft des Fahrzeugs auseinander gedrückt, entsteht ein deutlich stärkeres Signal als bei zugeprägtem Riss oder bei einem Riss in der neutralen Phase der Biegeebenen, vgl. **Abbildung 10-4**. Hieraus folgt, dass unter Umständen auch die Lage des Risses während der Prüfung in eine Betrachtung hinsichtlich der Entdeckungswahrscheinlichkeit einbezogen werden muss.



**Abbildung 10-3:** Abhängigkeit der Verstärkung von der Vergleichsreflektortiefe, /Oels 09/



**Abbildung 10-4:** Einfluss der Belastung auf die Anzeighöhe, /Oels 09/

### 10.3 Praxisbeispiele zur Zerstörungsfreien Prüfung bei der DB AG

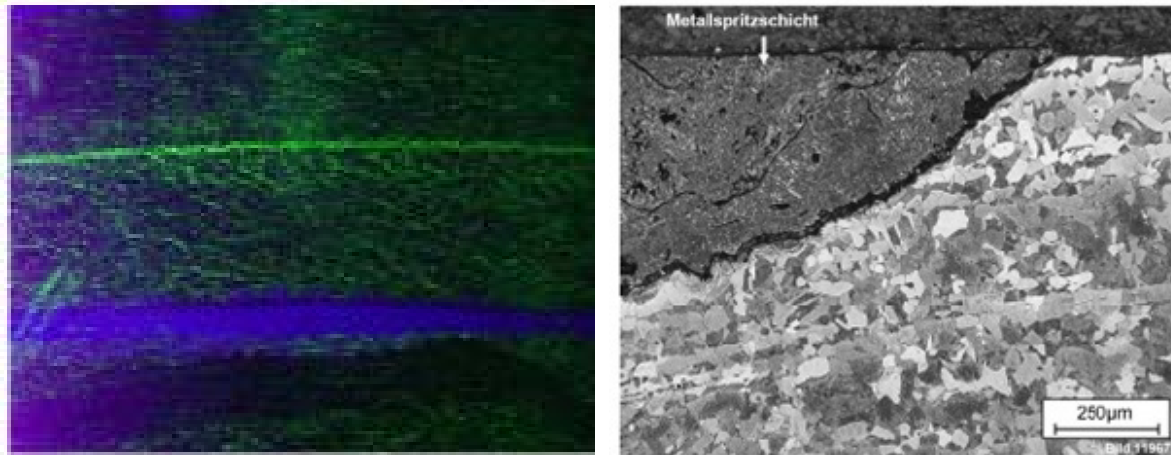
Als größter Betreiber in Deutschland und Forschungspartner im Projekt ist die DB AG für die Beschreibung der angewendeten zerstörungsfreien Prüfmethode besonders geeignet. Im Folgenden wird die Radsatzwelle, als sicherheitsrelevante Komponente, betrachtet. Die verwendeten Angaben sind /Oels 09/ entnommen. Für Radsatzwellen mit und ohne Längsbohrung werden hauptsächlich Ultraschall- und Magnetpulververfahren eingesetzt. Je nach Wellenbauart ist die Magnetpulverprüfung erstes oder ergänzendes Prüfmittel. Zurzeit werden sowohl Handprüfungen als auch automatisierte Prüfungen durchgeführt, wobei für die Zukunft die Umstellung auf automatisierte Prüfungen verstärkt durchgeführt wird.

#### 10.3.1 Magnetpulverprüfung

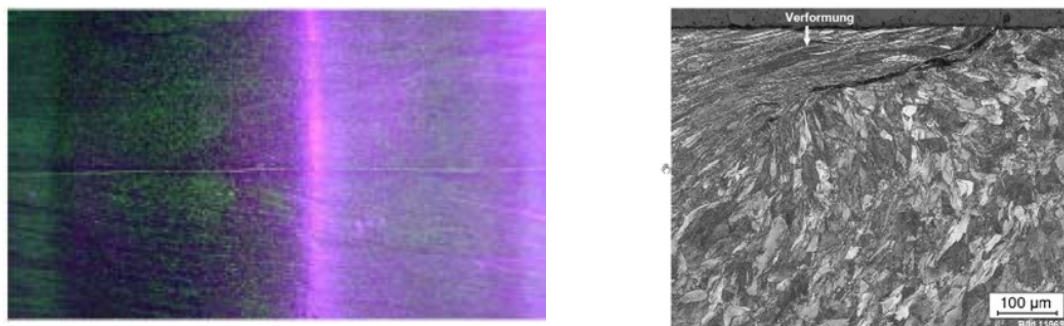
Die Prüfung von Radsatzwellen mittels Magnetpulververfahren findet nur im ausgebauten und demontierten Zustand statt. Häufig wird das Verfahren für Radsatzwellen ohne Längsbohrung eingesetzt bzw. als Verfahren zur weiteren Bewertung von Anzeigen aus einer Ultraschallprüfung. Die Welle muss hierfür vollständig von Lack, anderen Oberflächenverschmutzungen und Anbauteilen befreit werden. Aus diesem Grund eignet sich das Verfahren nicht zur generellen Prüfung, auch wenn die Entdeckungswahrscheinlichkeit nach **Abbildung 10-1** höher ist als bei anderen Verfahren. Wenn eine Welle im Rahmen einer Instandhaltung ohnehin im entlackten Zustand vorliegt, wird auch eine Magnetpulverprüfung durchgeführt. Ein weiterer Nachteil dieses Prüfverfahrens ist die fehlende Möglichkeit der Bestimmung der Tiefe von Defekten. Eine Anzeige von 2 mm in Längs- oder Querrichtung wird bei der Prüfung in einer Magnetpulver-Prüfbank als Riss bewertet. Ursachen für eine Anzeige können z.B. Materialtrennungen zwischen dem Grundmaterial und der Metallspritzschicht (**Abbildung 10-5**), Überschmiedung



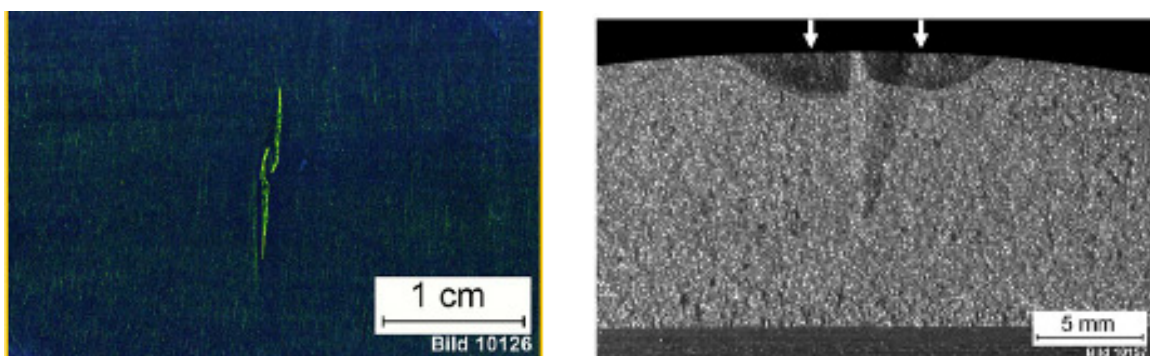
des Materials (**Abbildung 10-6**), oder Risse im Material sein, **Abbildung 10-7** und **Abbildung 10-8**. Die beiden erstgenannten Ursachen könnten, mit einer durch /DIN EN 13261/ vorgeschriebenen Prüfung jeder Radsatzwelle nach der Fertigung auf innere und äußere Fehlerfreiheit noch vor dem Einsatz der Radsatzwelle erkannt werden. Die dritte Ursache kann aus einer Beschädigung z.B. Steinschlag oder Korrosion im Betrieb resultieren und ist deshalb durch regelmäßige Prüfungen zu berücksichtigen.



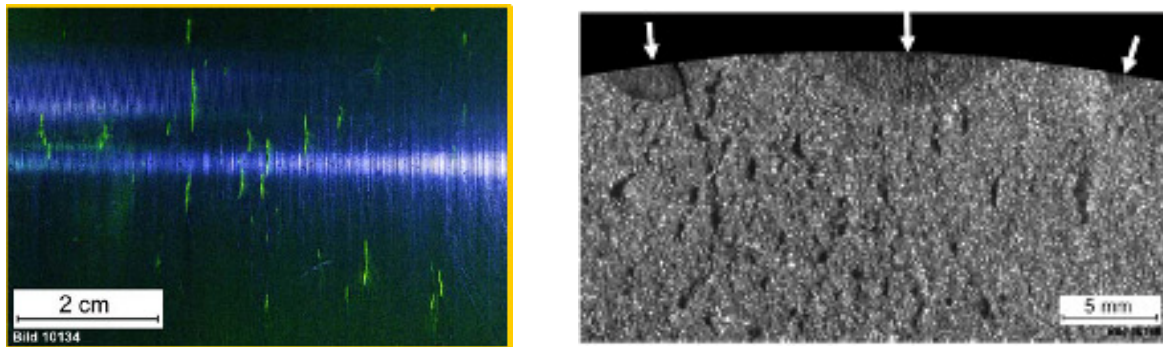
**Abbildung 10-5:** Umlaufende Anzeige und Mikroschliff am Wellenschenkel, /Oels 09/



**Abbildung 10-6:** Umlaufende Anzeige und Mikroschliff am Dichtringsitz, /Oels 09/



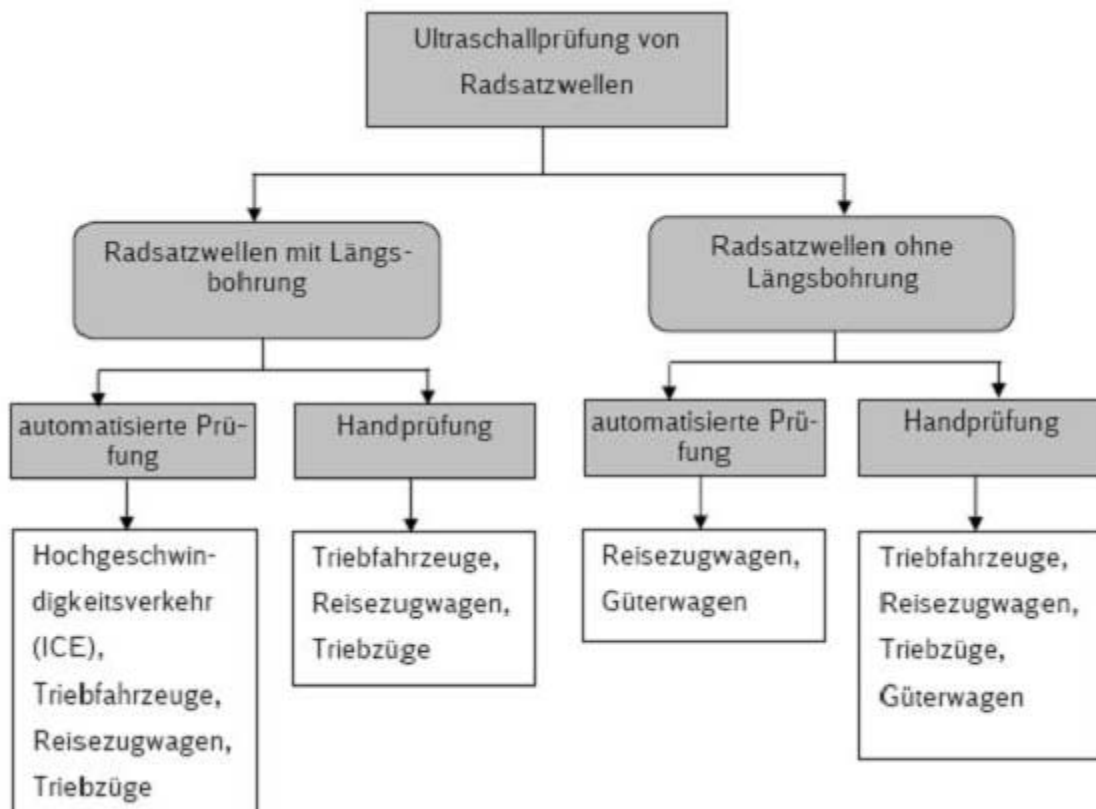
**Abbildung 10-7:** Anzeige im Wellenschaft und Bruchfläche, /Oels 09/



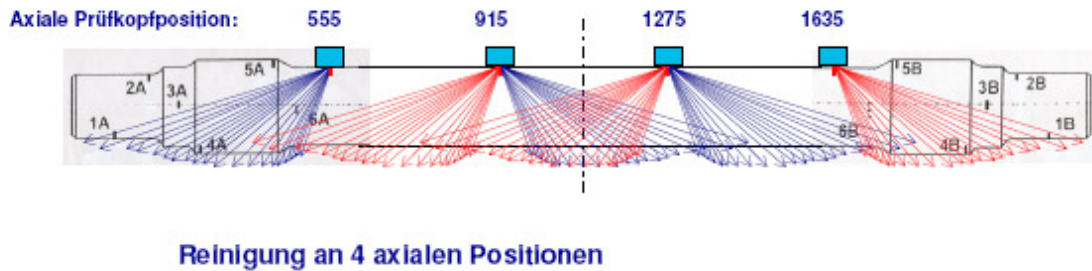
**Abbildung 10-8:** Anzeige im Wellenschaft und Bruchfläche, /Oels 09/

### 10.3.2 Ultraschallprüfung

Die Ultraschallprüfungen zur Detektierung von betriebsbedingten Schäden werden bei der DB AG hauptsächlich als automatisierte Prüfungen ausgeführt. Ausnahmen werden für Wellen mit Sonderkonstruktionen oder Wellen in kleiner Stückzahl gemacht. Die Einteilung der verschiedenen Prüfungen in Abhängigkeit von der Wellenbauart ist in **Abbildung 10-9** dargestellt. Die Prüfung von Radsatzwellen ohne Längsbohrung kann sowohl automatisiert als auch manuell erfolgen. Eine automatisierte Prüfung an Vollwellenprüfständen mit Gruppenstrahltechnik, vgl. **Abbildung 10-10**, sichert einen Fehlernachweis ab 2 mm Tiefe in allen Querschnittsübergängen ab. Die Ergebnisqualität ist z.B. von der Frequenz des Prüfkopfs, von der unterschiedlichen Schallschwächung verschiedener Wellen und von der Position der Einschallung abhängig, so dass diese Faktoren für eine unbekannte Welle zunächst zu bestimmen sind.

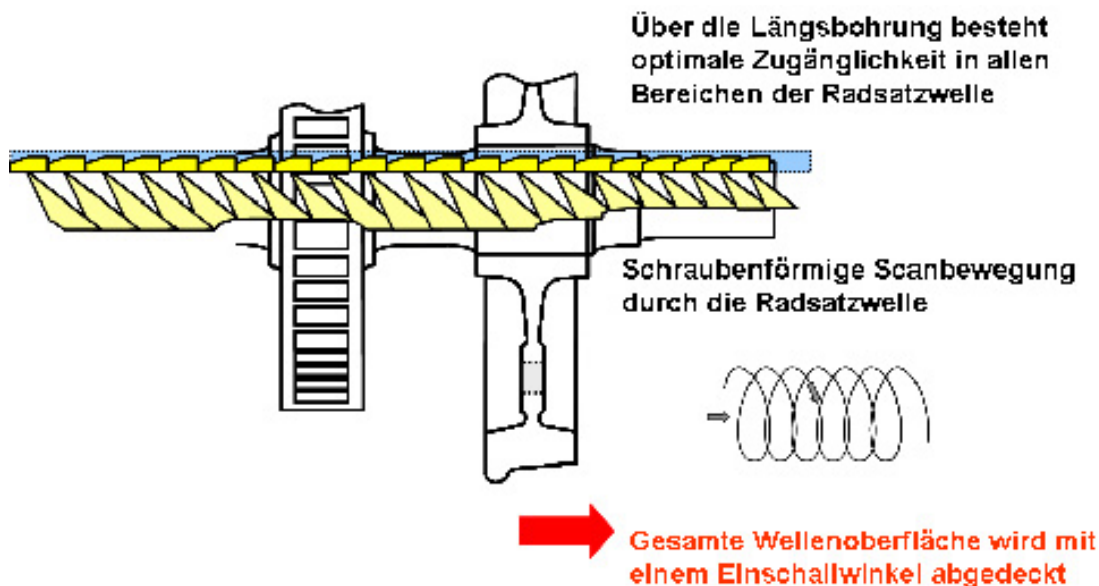


**Abbildung 10-9:** Struktur der Ultraschallprüfungen bei der DB AG, /Oels 09/



**Abbildung 10-10:** Schematische Darstellung der Gruppenstrahltechnik, /Oels 09/

Einen erheblichen Prüfumfang stellen Wellen mit, für die Ultraschallprüfung geeigneter Längsbohrung dar. Der Prüfkopf wird schraubenförmig durch die Bohrung geführt und so werden alle Bereiche bei einem Messvorgang erfasst, vgl. **Abbildung 10-11**. Der Prüfkopf kann dabei mit verschiedenen Sensoren mit unterschiedlichen Einschallwinkeln ausgestattet sein, so dass gewährleistet ist, dass jeder Wellenbereich mit dem optimalen Einschallwinkel erfasst wird. In Bereichen mit aufgedrehten Bauteilen wie z.B. Räder, Bremscheiben etc. entsteht ein verbreitertes Schallbündel welches die Bewertung der Ergebnisse erschwert. Die mechanisierte Prüfung bietet neben dem konstanten Vorschub die Vorteile der Reproduzierbarkeit der Ergebnisse und der Anpassung der Prüfempfindlichkeit an die Wellengeometrie. Zu beachten ist, dass im Anfangsbereich der Wellen eine eingeschränkte Prüfbarkeit besteht. Unter dem Aspekt der Wirtschaftlichkeit ist auch zu berücksichtigen, dass die Prüfzeit gegenüber der manuellen Prüfung um den Faktor zwei bis vier verringert werden kann.

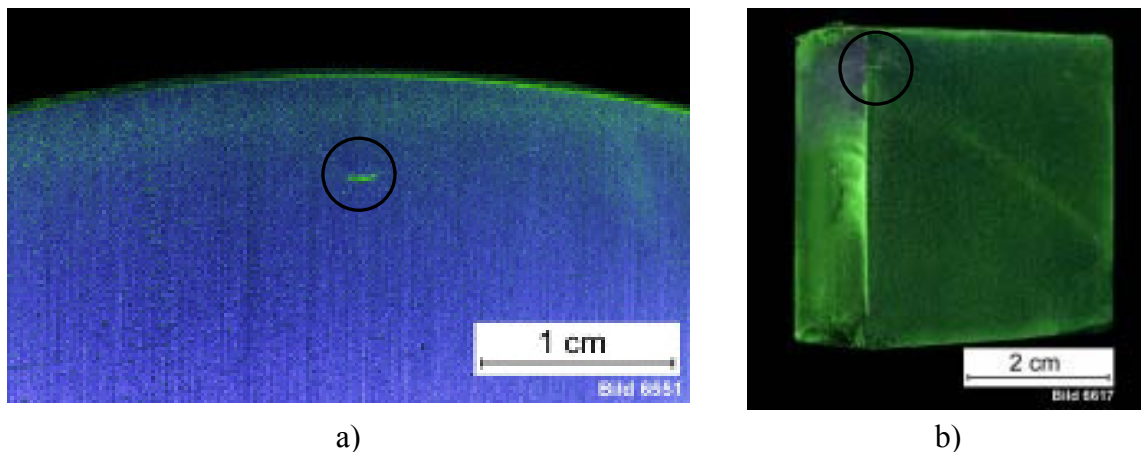


**Abbildung 10-11:** Darstellung der Prüfkopfführung mit Längsbohrung, /Oels 09/

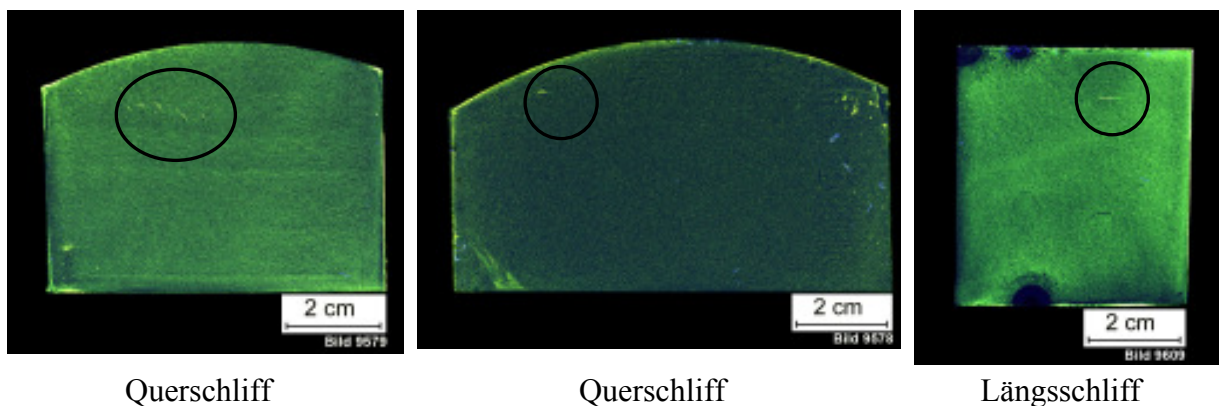
Im Folgenden sollen einige Beispiele für erkannte Defekte aufgeführt werden. Grundsätzlich ist dabei zwischen Längs- und Querfehlern an der Wellenoberfläche oder Fehlern im Welleninneren zu unterscheiden. Ein Beispiel für einen herstellungsbedingten inneren Fehler ist in **Abbildung 10-12** dargestellt. Die Ultraschallanzeige zeigt einen Defekt mit einer Ersatzreflektorgöße von mehr als 2 mm Kreisscheibenreflektor an. Dieser Wert wird durch die



anschließende Vermessung der Schliffe mit Defektanmessungen von 1,8 mm x 2,8 mm bestätigt und weist somit auf eine gute Übereinstimmung hin. Ein weiterer herstellungsbedingter innerer Fehler ist in **Abbildung 10-13** dargestellt. Hierbei ist in der Ultraschallanzeige besonders eine große axiale Ausdehnung aufgefallen. Aus diesem Grund sind an verschiedenen Axialpositionen Querschliffe entnommen worden. Hier bestätigt sich wiederum die Ultraschallanzeige, wobei die Anzahl der Einzeldefekte zwischen den beiden Schliffen unterschiedlich ist. Für innere Fehler kann nach /Oels 09/ festgestellt werden, dass eine gute Übereinstimmung zwischen der Anzeighöhe und der realen Fehlergröße besteht. Dabei ist der Nachweis eines Defekts ab 1 mm Kreisscheibenreflektors möglich und wird ab einer Größe von 2 mm als sicher angegeben.



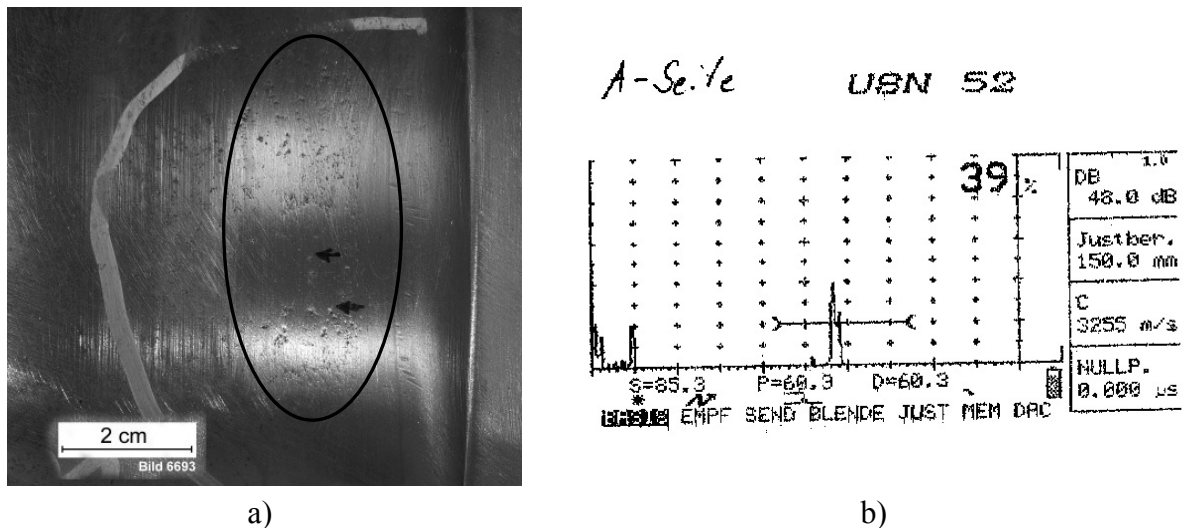
**Abbildung 10-12:** Quer- (a) und Längsschliff (b) eines inneren Fehlers, /Oels 09/



**Abbildung 10-13:** Quer- (a) und Längsschliff (b) eines inneren Fehlers, /Oels 09/

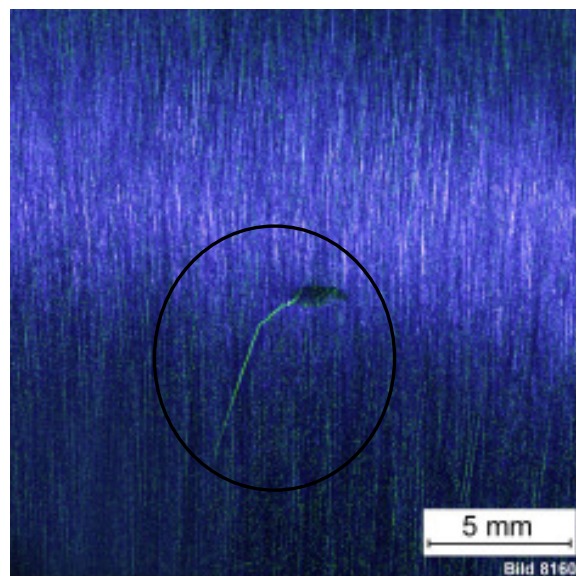
Innere Fehler sind für die bruchmechanische Bewertung von Radsatzwellen nur dann relevant, wenn sie in einem oberflächennahen Bereich auftreten oder aus einem anderen Grund wachstumsfähig werden. Eine zunächst bedeutendere Rolle spielen die Fehler an der Oberfläche die zudem noch eine Orientierung quer zur Wellenachse aufweisen. Neben den Fehlern sind auch die verursachenden Ereignisse relevant, da nur so eine Abschätzung über der Auftretenshäufigkeit vorgenommen werden kann. Querfehleranzeigen können z.B. aus einer abgelösten Spritzschicht, offenen Materialfehlern oder Korrosionsgrübchen an der Oberfläche resultieren,

vgl. **Abbildung 10-14**. Hier ist ein größerer Bereich der Wellenoberfläche mit Grübchen (a) versehen die mittels Ultraschallanzeige (b) detektiert werden konnten. Neben Korrosionsgrübchen können auch Mehrfachanrisse in einem größeren Bereich zur Anzeige als Querfehler führen. Die dargestellte Anzeige ist auf zwei unterschiedlichen Prüfanlagen in zwei verschiedenen Werken nachgewiesen worden. Somit ist eine Reproduzierbarkeit der Anzeigen für die hier vorliegenden Defekte gegeben.



**Abbildung 10-14:** Querfehleranzeige an der Oberfläche, /Oels 09/

Als Ursache für einen Anriss einer Radsatzwelle im Betrieb wird in der Literatur häufig, neben der Korrosion, auf den Steinschlag hingewiesen. Da der Steinschlag keinen direkten Riss sondern eine Kerbe in der Oberfläche hinterlässt, ist die Entwicklung von der Ausgangsbeschädigung bis zu einem Querriss besonders interessant. In **Abbildung 10-15** ist das Ergebnis einer nachgeschalteten Magnetpulverprüfung dargestellt. Anhand von drei Beispielen kann in /Oels 09/ aufgezeigt werden, dass sowohl Quer- als auch Längsfehler auf verschiedenen Prüfanlagen reproduzierbar detektiert werden können.



**Abbildung 10-15:** Steinschlag und ausgehender Riss, /Oels 09/

## 10.4 Zusammenfassung

In den voran stehenden Kapiteln ist deutlich geworden, dass keine Prüfmethode bzw. Prüfeinrichtung existiert, die allen Anforderungen gleichzeitig gerecht wird. Für jede spezielle Prüfaufgabe ist, unter Berücksichtigung der Sicherheit, Anwendbarkeit und der Wirtschaftlichkeit zu prüfen, welches Verfahren angewendet werden kann. Die Magnetpulverprüfung bietet hinsichtlich der Nachweisgrenze, vgl. **Abbildung 10-1**, im Bezug auf zu berechnende Inspektionsintervalle, ein großes Potential, ist jedoch auf Grund der aufwändigen Vor- und Nachbereitung der Wellen, unter praktischen Gesichtspunkten nicht in kurzen Intervallen anwendbar. Die Ultraschallprüfung an einer Welle mit Längsbohrung ermöglicht die exakte Anpassung der Prüfparameter an jeden Bereich der Welle, d.h. die geometrischen Verhältnisse können gut berücksichtigt werden. Ein weiterer Vorteil dieser Prüfmethode ist die Tatsache, dass die Welle nicht aufwändig von Lack und Anbauteilen befreit werden muss und so eine Prüfung auch im eingebauten Zustand möglich ist. Die in **Abbildung 10-10** dargestellte Prüfung mit Gruppenstrahltechnik ermöglicht für Radsatzwellen, die als Vollwelle ausgeführt sind eine Erfassung aller Bereiche der Welle. Hierzu ist allerdings in Teilbereichen der Farbanstrich zu entfernen um die erforderlichen Ankoppelbedingungen zu realisieren.

Die Festlegung des Prüfverfahrens, für die jeweilige Anwendung, ist somit unter den Gesichtspunkten Sicherheit und Wirtschaftlichkeit durchzuführen. Zur Unterstützung der Abwägung der Vor- und Nachteile der Verfahren sind praxisnahe Untersuchungen sinnvoll. Unter Umständen ist auch eine Kombination der genannten Verfahren mit unterschiedlichen zulässigen Laufleistungen sinnvoll. Eine allgemeingültige Aussage bezüglich der anzuwendenden Verfahren ist auf Grund der genannten Argumente nicht möglich.



## 11 Bewertung von Rissfortschrittsberechnungen

Da es sich bei der Radsatzwelle um ein sicherheitsrelevantes Bauteil handelt, welches nicht redundant eingesetzt werden kann, ist eine Einteilung in Ausfallkategorien wie in /DIN EN 50126/ nicht sinnvoll. Für die Radsatzwelle existieren ausschließlich zwei Betriebszustände: *Normalbetrieb* und *Betrieb nicht möglich*. Die Feststellung von Querrissen führt für das betroffene Bauteil umgehend zum Austausch. Allerdings können neben diesem Bauteil potentiell weitere baugleiche Wellen unter vergleichbaren Einsatzbedingungen mit ähnlichen Defekten im Betrieb sein, so dass eine Abschätzung hinsichtlich Restlaufzeiten bis zum Austausch erforderlich ist. Weitere potentiell betroffene Bauteile existieren allerdings nur, wenn die Ursache für den Anriss nicht eindeutig auf eine, speziell diese Welle betreffende, Ursache zurück geführt werden kann. Betrachtet man die Gesamtheit der eingesetzten Wellen eines Typs ist somit in verschiedene Betriebsarten: *Normalbetrieb* und *Notbetrieb* zu unterscheiden. Dabei kennzeichnet der *Notbetrieb* den Einsatz einer Welle wobei eine typgleiche auffällig geworden ist. Im *Notbetrieb* sind für die Radsatzwellen besondere Inspektionsfristen zu definieren und einzuhalten. Die Definition der Fristen, d.h. die Länge der Prüfabstände ist auf der Grundlage der Betriebserfahrung durchzuführen. Diese kann grundsätzlich durch die hier beschriebene bruchmechanische Methode ergänzt werden, wobei die einzelnen Eingangsgrößen für den jeweiligen Anwendungsfall festzulegen sind. Zu den Eingangsgrößen gehört neben der Wellengeometrie, dem Werkstoff, der Beanspruchung auch die Ausgangsdefektgeometrie.

Zu den einfach zu ermittelnden Daten gehört in der Regel die Wellengeometrie und somit die Spannungsverteilung im Bauteil, wobei auch hier die Ermittlung von realen Beanspruchungen unter Berücksichtigung des Presssitzes im Bereich des Korbbogens nicht ohne Einschränkungen möglich ist, vgl. Kapitel 8.5.

Um den Werkstoff hinsichtlich des Rissfortschrittverhaltens charakterisieren zu können, sind die statischen Kennwerte nicht ausreichend, diese müssen vielmehr um die zyklischen bruchmechanischen Kennwerte ergänzt werden. Die bruchmechanischen Kennwerte können in erster Näherung zum Teil aus Literaturstellen wie z.B. /FKM 09/ oder /BS 7910/ entnommen werden, hierzu sind aber auch die statischen Werkstoffkennwerte erforderlich. Bei einem Vergleich der Kennwerte aus der Literatur mit denen, die in Kapitel 6.3 ermittelt worden sind, wird deutlich, dass die Literaturdaten zum Teil für andere Vergütungszustände der Werkstoffe erfasst worden sind. Zudem sind die Literaturkennwerte hinsichtlich einiger Werte, wie z.B. der bruchmechanischen Dauerfestigkeit und der empfohlenen Rissfortschrittskurven, für abweichende Fragestellungen ermittelt worden und somit für die Berechnung von Inspektionsintervallen von Radsatzwellen nicht geeignet. Daraus folgt, dass Kennwerte an Radsatzwellenwerkstoffen speziell für den Bereich der bruchmechanischen Dauerfestigkeit ermittelt werden müssen.



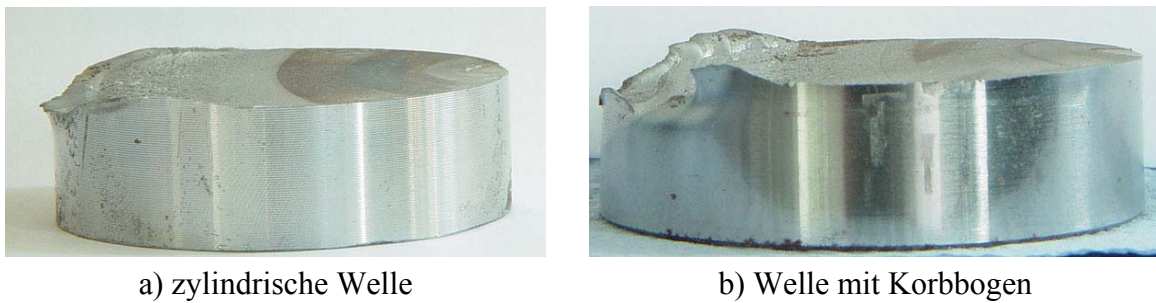
## 11.1 Analyse und Bewertung der Einflussgrößen für die Berechnung von Inspektionsintervallen

Die Berechnung des Rissfortschritts an der Radsatzwelle hängt wesentlich von einigen Einflussgrößen ab, die nachfolgend detaillierter Erläutert werden sollen. Die Parameter zeigen einen unterschiedlichen Einfluss auf die rechnerische Restlebensdauer, welcher anhand einer Parameterstudie genauer quantifiziert werden soll. Als Parameter mit besonders deutlichen Auswirkungen auf die Restlebensdauer haben sich dabei der Beladungszustand und die angenommene Anfangsrissgeometrie herausgestellt. Neben diesen beiden Einflussgrößen wirken sich selbstverständlich auch der Werkstoff, und z.B. die Geometrie der Welle aus. Die Geometrie, die Spannungsverteilung und der Werkstoff können und müssen jedoch für jede ausgeführte Konstruktion bestimmt werden, wohingegen die Last und die Anfangsrissgeometrie eher unter allgemeineren Gesichtspunkten untersucht werden sollen. Die Parameterstudie wird mit der in Kapitel 12 vorgestellten Softwarelösung durchgeführt. Die Geometrie wird einer realistischen Radsatzwelle entnommen und die Spannungsverteilung mittels FEM berechnet. Im Korbbogen (R75/R15;  $C = 30 \text{ mm}$ ) wird die Formzahl mit  $K_t = 1,34$  bestimmt. Dabei wird die Steifigkeitszunahme aus dem Pressverband berücksichtigt, die überlagerten Spannungen aus dem Pressverband werden zunächst nicht berücksichtigt. Als Versagensorte werden sowohl der Schaftbereich als auch der Korbbogen untersucht. Die Werkstoffkennwerte aus Kapitel 6.3 werden als tabellierte Daten (gemäß **Tabelle 6-7**) in der Berechnung verwendet. Die Lastdaten resultieren aus den in Kapitel 4 beschriebenen Messungen exemplarisch für die Messstelle  $F_z$ . Als Abbruchkriterium wird eine Risstiefe von 40 mm, bei einem Wellendurchmesser von ca. 165 mm, gewählt. Bei der Parameterstudie handelt es sich um eine vergleichende Untersuchung, der die Anfangsrissgeometrie von  $a/c = 2 \text{ mm} / 4 \text{ mm}$  als Referenzgeometrie zugrunde liegt. Die berechneten Restlebensdauern sind in allen Fällen auf die Restlebensdauer für diese Starttrisskonfiguration normiert worden. Die im nachfolgenden genannten Faktoren gelten für die hier untersuchte Kombination von Werkstoff, Geometrie und Last und können nicht auf andere Anwendungen ohne detaillierte Bewertung übertragen werden.

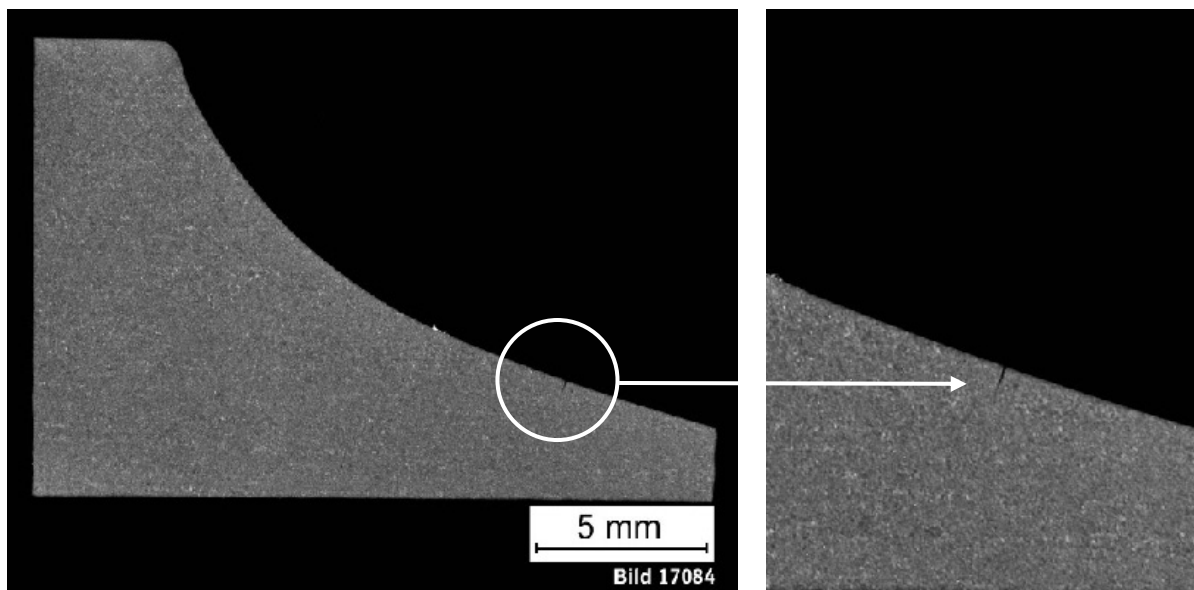
### 11.1.1 Form und Lage des rechnerischen Ausgangsdefektes

Die Definition der Form und der Lage eines allgemeingültigen, für die bruchmechanische Bewertung anzusetzenden Ausgangsdefektes bereitet zum Teil Schwierigkeiten, da die Radsatzwelle per Definition für die Betriebszeit dauerhaft ausgelegt wird, vgl. /Fues 07/ und Anfangsrissgeometrien nur aus Einzelfällen abgeleitet werden können. In Kapitel 10 ist anhand einiger Ultraschallbefunde bereits auf Ursachen wie z.B. metallurgische Fehler aus der Fertigung, Korrosion oder Steinschlag hingewiesen worden. Die inneren Fehler sind für die Bewertung der Restlebensdauer dann relevant, wenn sie nahe der Oberfläche liegen und eine wachstumsfähige Größe aufweisen. Die Anwendung der linear-elastischen Bruchmechanik ist auf Rissfortschrittsberechnungen für makroskopische Fehler mit ca.  $a > 0,5 \text{ mm}$  /FKM 09/ beschränkt, so dass nur vergleichsweise große innere Defekte bewertet werden können. Die Rissinitiierungsphase, vgl. **Abbildung 1-1** kann für die Festlegung von Inspektionsintervallen, die ein Versagen des Bauteils verhindern sollen, nicht verwendet werden. Die Frage der Rissinitiierung bzw. Wachstumsfähigkeit und somit Bewertbarkeit mittels linear-elastische-

Bruchmechanik ist eine eher wissenschaftliche, da die Detektierbarkeit von Querfehlern nach /Oels 09/ bei einer Risstiefe von 1 mm beginnt und Risse ab 2 mm Tiefe sicher nachgewiesen werden können. Zunächst soll hier somit von Rissen an der Oberfläche ausgegangen werden die unter reiner Biegebelastung wachsen. Die Orientierung von Ausgangsdefekten spielt für die bruchmechanische Bewertung hier zunächst keine Rolle, da von einem vorhandenen, wachstumsfähigen und querorientierten *technischem Anriss* ausgegangen wird. Dies wird durch **Abbildung 10-15** gestützt. Hier ist der Riss von einem Steinschlag ausgehend, in Querrichtung gewachsen. Neben der Ausrichtung an der Oberfläche ist die Wachstumsrichtung in radialer Richtung für die Berechnung relevant. Im Bereich von zylindrischen Querschnitten wächst der Riss über den gesamten Querschnitt, senkrecht zur Symmetrielinie, vgl. **Abbildung 11-1** (a). In Wellenbereichen mit Querschnittsänderungen wie z.B. Korbbögen, wächst der Riss in einer gekrümmten Fläche, vgl. **Abbildung 11-1** (b). Da der Riss primär senkrecht zur ersten Hauptspannung wächst und diese tangential auf der Wellenoberfläche steht, kann das in **Abbildung 11-2** dargestellte Verhalten festgestellt werden. Mit zunehmender Risstiefe dreht sich die Richtung der ersten Hauptspannung bis sie parallel zur Wellenachse steht. Die Spannungsverteilung für die bruchmechanische Bewertung wird allerdings vom Ort der maximalen Spannung bzw. vom Anrissort, senkrecht in radialer Richtung ermittelt.



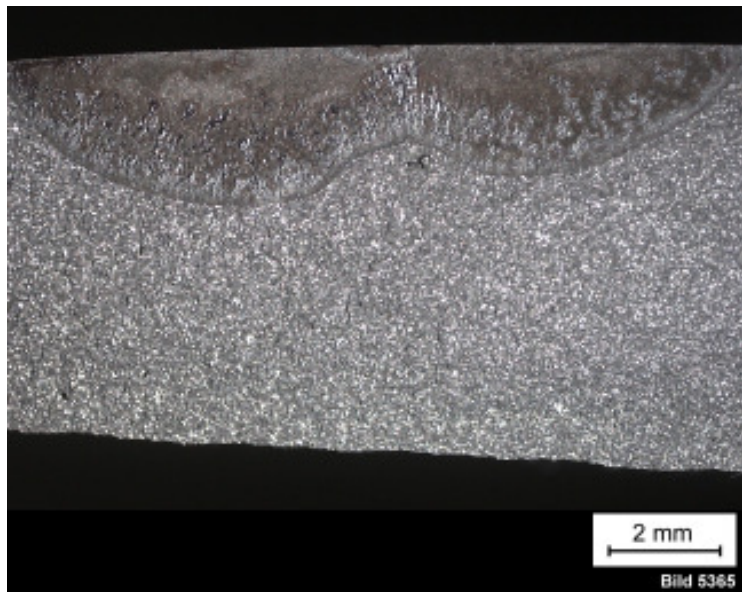
**Abbildung 11-1:** Verlauf der Bruchfläche in radialer Richtung



**Abbildung 11-2:** Verlauf der Bruchfläche in radialer Richtung /Oels 09/

Neben der Lage und der Orientierung des Anrisses ist die Anfangsform, vgl. **Abbildung 8-5**, des Risses ein wesentlicher Faktor, der ermittelt werden muss. Üblicherweise wird für die Be-

rechnung ein einzelner Anriss einer bestimmten Geometrie angenommen. Aus veröffentlichten Bruchflächen von im Betrieb entstandenen Rissen ist aber zum Teil zu erkennen, dass auch Mehrfachanrisse auftreten, vgl. **Abbildung 10-7** und **Abbildung 10-8**. Aus diesen Mehrfachanrissen resultiert ein Problem der Definition der Anfangsrissgeometrie für die bruchmechanische Bewertung. Exemplarisch kann dies an **Abbildung 11-3** verdeutlicht werden. Bei den dargestellten Rissen handelt es sich um Betriebsschäden die aus der Oberflächenbeschädigung durch Steinschlag hervorgerufen worden sind. Hier sind drei Anrisse zu erkennen, die mit zunehmender Risstiefe zu zwei Hauptrissen verwachsen. Jeder einzelne Riss wird mit einer Rissform von  $a/2c = 2\text{ mm} / 7\text{ mm}$  bestimmt. Für eine Berechnung muss aber die Gesamtlänge des Risses von  $a/2 = 2\text{ mm} / 12\text{ mm}$  berücksichtigt werden. Die Problematik des Auftretens von Mehrfachanrissen kann im laufenden Forschungsvorhaben nicht umfassend und abschließend behandelt werden. Zunächst soll ein Anriss in einer Berechnung berücksichtigt werden, wobei über eine entsprechend angenommene Länge  $2c$  Fälle, wie die dargestellten Mehrfachanrisse mit abgedeckt werden. Die Notwendigkeit der Untersuchung der Anfangsrissgeometrie von realen, im Betrieb entstandenen Rissen zeigt sich in der nachfolgenden Parameterstudie.

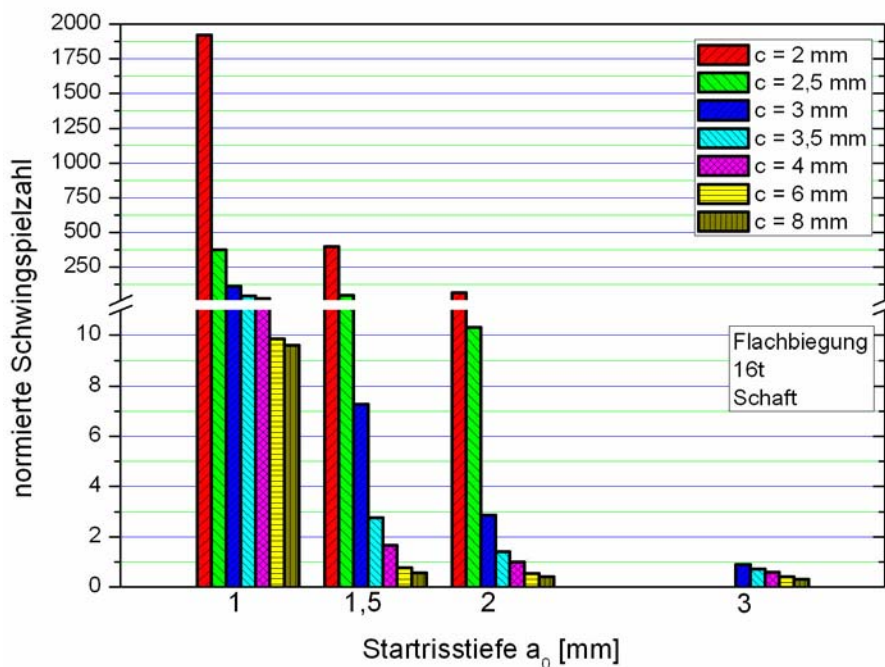


**Abbildung 11-3:** Mehrfachanriss resultierend aus Steinschlag (Querfehler), /Oels 09/

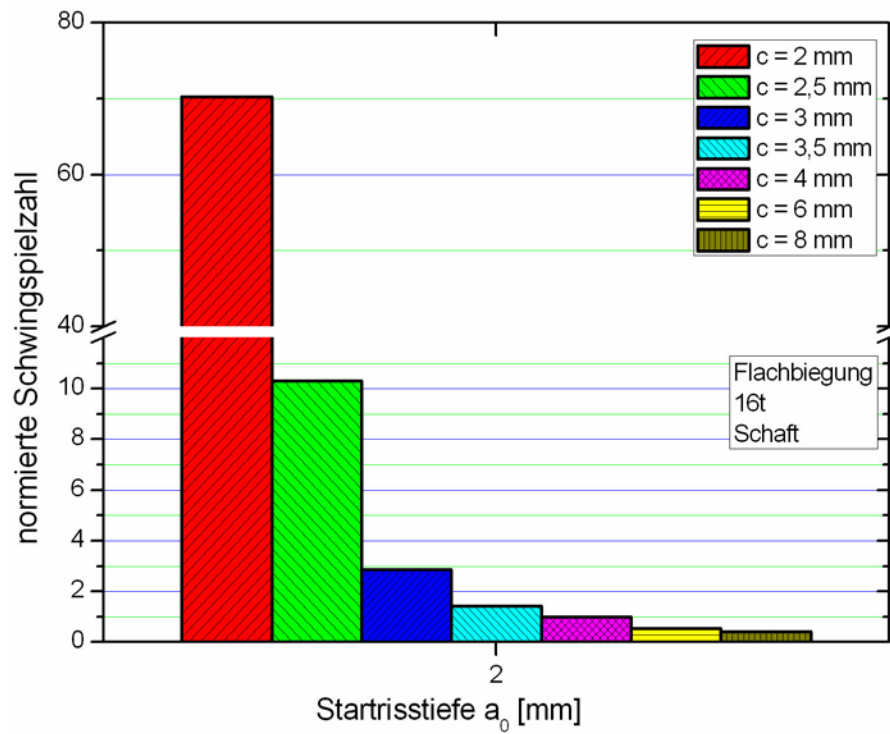
### Parameterstudie im Schaftbereich zum Einfluss der Rissform

Für den Schaftbereich von Radsatzwellen ist der Einfluss der gewählten Startrissgeometrie auf die rechnerische Restlebensdauer anhand einer Parameterstudie untersucht worden. Die Belastung, die Biegeart und die Werkstoffkennwerte sind für **Abbildung 11-4** konstant gehalten worden. Das Referenzergebnis ist für eine Rissform von  $a/c = 2\text{ mm} / 4\text{ mm}$  bestimmt worden. Im Diagramm wird deutlich, dass die Restlebensdauer wesentlich von der Startrisstiefe abhängig ist. Bei einer Steigerung der Detektierfähigkeit von kleineren Rissen z.B. von 2 mm auf 1.5 mm, bei konstanter Rissform  $a/c = 0.5$ , erhöht sich die rechnerische Restlebensdauer um den Faktor sieben. Hieraus wird deutlich, dass eine geringfügige Verbesserung der zerstörungs-

freien Prüfung einen erheblichen Gewinn an rechnerischer Lebensdauer zur Folge hat. Als zweiter wesentlicher Faktor wird die Rissform erkannt. Bei gleicher Startrisstiefe, aber unterschiedlicher Risslänge, kann die Lebensdauer um Faktoren deutlich oberhalb von 10 abweichen. Die Abweichung wird umso deutlicher, je niedriger die Rissspitzenbelastung ist. Bei geringen Risstiefen sind die Unterschiede deshalb ausgeprägter als bei größeren Startrisstiefen. Da nach /Oels 09/ Risse mit einer Tiefe ab  $a = 2 \text{ mm}$  sicher erkannt werden können, ist in **Abbildung 11-5** der Effekt des Einflusses der Startrissgeometrie detaillierter dargestellt worden. Hier wird der Unterschied in der berechneten Restlebensdauer zwischen einem angenommenen halbkreisförmigen und einem halbelliptischen Startriss deutlich, es ergibt sich ein um den Faktor 70 unterschiedliches Ergebnis. Tendenziell werden die Abweichungen mit zunehmend flacheren, d.h. elliptischen Rissen geringer. Die Restlebensdauer eines Mehrfachanrisses, wie er in **Abbildung 11-3** dargestellt ist, kann mit der kumulierten Anfangsrissgeometrie  $a / 2c = 2 \text{ mm} / 12 \text{ mm}$  berücksichtigt werden. Andererseits ist aus der Darstellung und den ausgeführten Anmerkungen ersichtlich, dass die berechnete Restlebensdauer deutlich länger wird, je kleiner die Risslänge  $2c$  der Einzelanrisse (bei einer detektierbaren Risstiefe, z.B. von  $a_0 = 2 \text{ mm}$ ) ist.



**Abbildung 11-4:** Abhängigkeit der rechnerischen Restlebensdauer von der Startrissgeometrie für den Schaft bei einer Beladung von 16t



**Abbildung 11-5:** Abhängigkeit der rechnerischen Restlebensdauer von der Startrissgeometrie für den Schaft bei einer Beladung von 16t bei einer Rissstiefe  $a_0=2\text{mm}$

### Parameterstudie im Bereich des Korbbogens zum Einfluss der Rissform

Die Vergleichsuntersuchung zum Einfluss der Startrissgeometrie auf die rechnerische Restlebensdauer hat ergeben, dass hier Parameter ( $a_0$ ,  $a/c$ -Verhältnis) zu definieren sind, die einen erheblichen Einfluss aufweisen. Zu beachten ist allerdings, dass die Betrachtungen im zylindrischen Teil der Welle, hinsichtlich dieser Fragestellung, nur von untergeordneter Bedeutung sind, da in der Regel der höchstbeanspruchte Querschnitt der Welle für die Berechnungen der Restlebensdauer verwendet wird. Dieser Querschnitt ist häufig im Bereich von Durchmesseränderungen, d.h. Korbbögen zu finden. Aus diesem Grund ist die Parameterstudie auch für eine gängige Radsatzwellengeometrie mit einem Schaftdurchmesser von  $160\text{ mm}$  und einem üblichen Korbbogen (R75/R15;  $C = 30\text{ mm}$ ) durchgeführt worden. Die Formzahl im Untersuchungsquerschnitt ist mittels FEM mit  $K_t = 1,34$  bestimmt worden. Grundsätzlich zeigt sich in **Abbildung 11-6** ein ähnliches Verhalten wie in **Abbildung 11-4** für den zylindrischen Wellenteil. Die Unterschiede zwischen den Startrisstiefen  $2\text{ mm}$  und  $1,5\text{ mm}$  bei einem  $a/c = 0,5$  beträgt weniger als Faktor zwei. Auch der Einfluss der Risslänge ist mit einem Faktor von zehn immer noch erheblich. Tendenziell kann aber auch für den Korbbogen festgestellt werden, dass bei Berechnungen mit unbekannter Startrissform eher flachere, d.h. längere Risse unterstellt werden sollten, da in diesem Bereich bei kleinen Unterschieden zwischen auftretenden und angenommenen Rissen die rechnerischen Abweichungen besser durch einen Sicherheitsfaktor in üblicher Größenordnung abgedeckt werden können als dies für halbkreisförmige Risse der Fall ist. Die rechnerischen Abweichungen unterschiedlicher Startrisslängen, bei konstanter Risstiefe, sind im Bereich des Korbbogens mit einem Faktor von drei bestimmbar, vgl. **Abbildung 11-7**.

### Vergleich der Ergebnisse für den Schaft und den Korbbogen

Grundsätzlich kann sowohl im zylindrischen Wellenteil als auch im Korbbogen ein erheblicher Einfluss der Startrissgeometrie festgestellt werden. Für rechnerische Ermittlungen der Restlebensdauer muss sowohl im Bereich des Schaftes als auch im Korbbogen die Frage der Anfangsrissgeometrie intensiv behandelt und mit Sicherheit konservativ beantwortet werden, damit Sicherheitsfaktoren in der üblichen Größenordnung die Rechenungenauigkeit abdecken können. Die Ergebnisse zeigen jedoch auch, dass nicht einfach ein sehr konservativer Wert für die Rissform angenommen werden kann, da so ein erhebliches, besonders vor dem Hintergrund eines wirtschaftlichen Betriebes, Potential ungenutzt würde. Bei dem Vergleich der beiden verschiedenen Schadensorte kann festgestellt werden, dass das Verhältnis von rechnerischen Restlebensdauern für eine Risstiefe von  $2\text{ mm}$  und  $1,5\text{ mm}$  bei einem  $a/c = 0,5$  von sieben im Schaft auf weniger als zwei im Korbbogen sinkt. Hieraus kann geschlossen werden, dass die Höhe der Rissspitzenbeanspruchung einen Einfluss auf den rechnerischen Unterschied zwischen verschiedenen Startrisskonfigurationen hat. Anders ausgedrückt muss bei einer Abschätzung des Einflusses der Startrissgeometrie auch die Rissfortschrittskurve und hier besonders der Bereich der bruchmechanischen Dauerfestigkeit beachtet werden. Dies wird auch bei einem Vergleich von **Abbildung 11-5** und **Abbildung 11-7** deutlich, da hier die Unter-



schiede bei höheren Risspitzenbeanspruchungen im Korbbogen niedriger ausfallen als im Schaft.

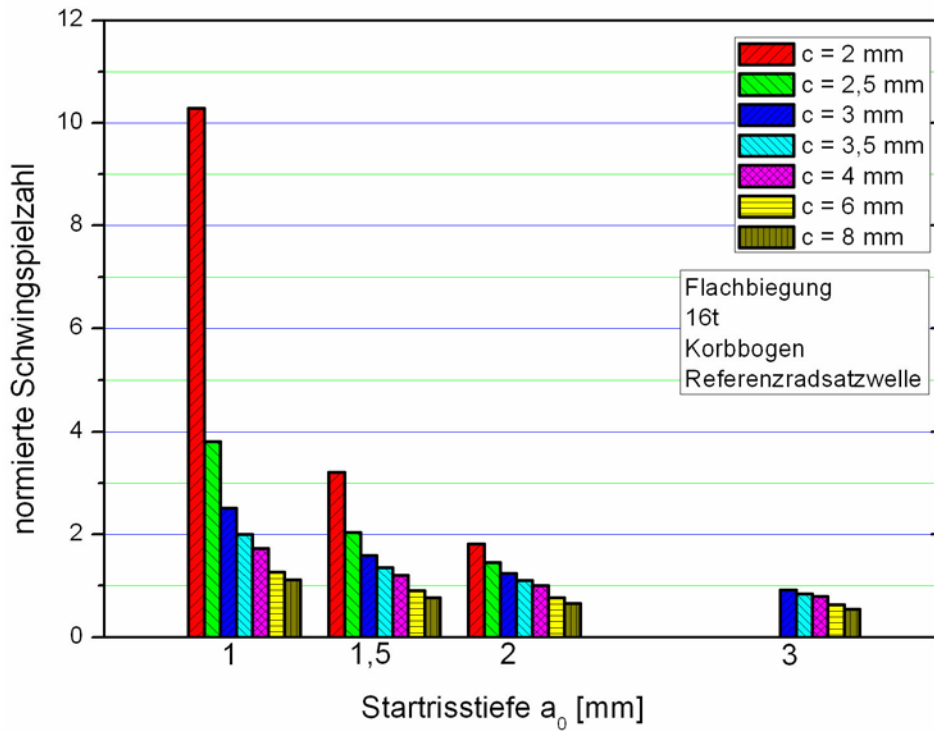


Abbildung 11-6: Abhängigkeit der rechnerischen Restlebensdauer von der Startrissgeometrie für den Korbbogen bei einer Beladung von 16t

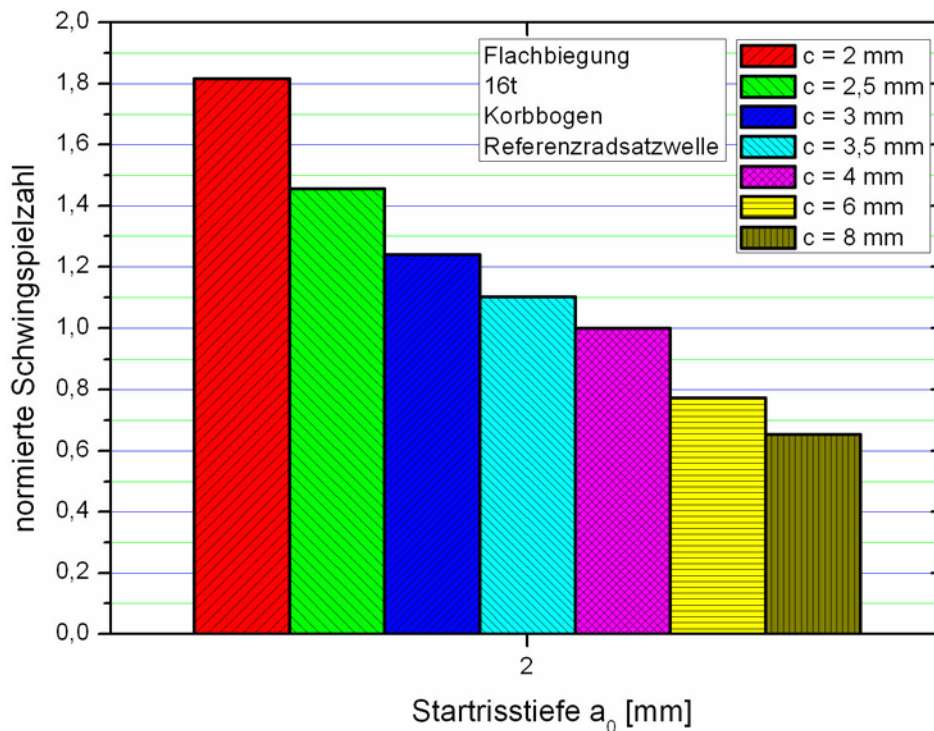
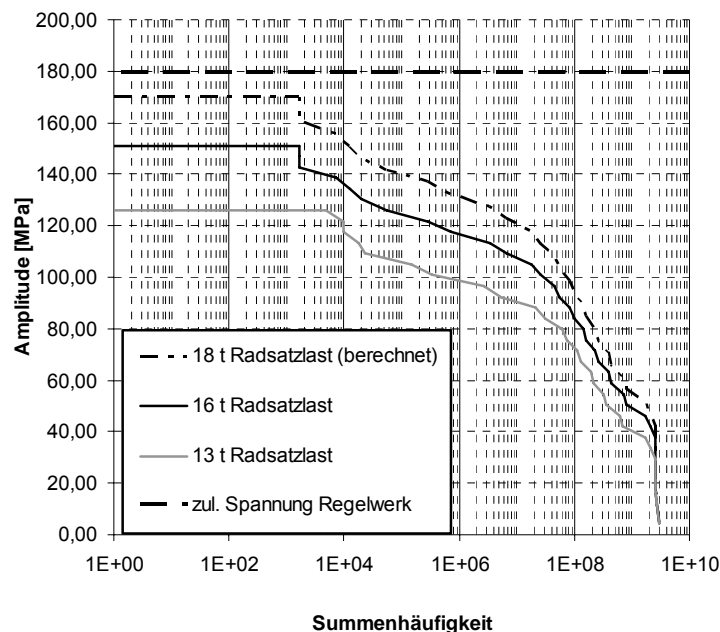


Abbildung 11-7: Abhängigkeit der rechnerischen Restlebensdauer von der Startrissgeometrie für den Korbbogen bei einer Beladung von 16t bei einer Risstiefe  $a_0=2$ mm

### 11.1.2 Beladungszustand

Der Beladungszustand ist für Personenfahrzeuge ein Parameter mit wesentlichem Einfluss auf die rechnerische Restlebensdauer und wird nachfolgend in einer allgemeineren Betrachtung für diese Fahrzeuge untersucht. Die Definition eines realen Beladungszustandes für ein Fahrzeug kann nur in Zusammenarbeit mit einem Betreiber erfolgen, da die Fahrzeugauslastung, d.h. der Besetzungsgrad hier eine wesentliche Rolle spielt. Grundsätzlich könnte eine bruchmechanische Bewertung ohne Berücksichtigung eines realen Beladungseinsatzspiegels erfolgen und die Rechnung mit ständig maximal beladenem Fahrzeug durchgeführt werden. Vor dem Hintergrund eines wirtschaftlichen Betriebes sind die so berechneten, sehr kurzen Inspektionsintervalle nicht anwendbar. In den nachfolgenden Berechnungen werden die unterschiedlichen Restlebensdauern für drei verschiedene Beladungszustände bestimmt. Die detaillierten Beschreibungen zu den Kollektiven, z.B. die Zusammensetzung unterschiedlicher Streckenanteile sind in Kapitel 4 enthalten, spielen jedoch für den untersuchten Aspekt keine Rolle. Als Beladungszustände sind der Zustand ohne zusätzliche Beladung (leer), der Zustand maximaler Zuladung und der Zustand mit 60% Zuladung betrachtet worden, vgl. **Abbildung 11-8**. Die Kollektive unterscheiden sich im Wesentlichen hinsichtlich des Höchstwertes, der Kollektivumfang ist für alle drei Fälle auf eine Nutzungsdauer von 30 Jahren extrapoliert worden.

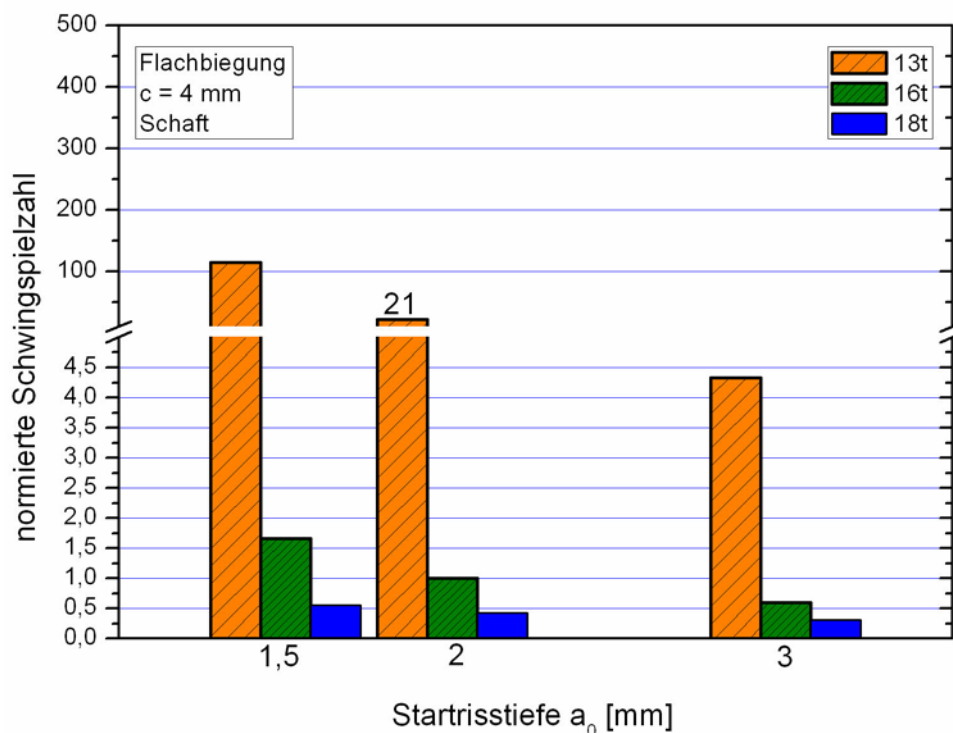


**Abbildung 11-8:** Kollektive zur Untersuchung des Beladungseinflusses auf die rechnerische Restlebensdauer

Die rechnerische Restlebensdauer als Funktion des Beladungszustandes ist zunächst im zylindrischen Teil einer Radsatzwelle untersucht worden, vgl. **Abbildung 11-9**. Als Bezugswert für die Normierung ist, wie auch in Kapitel 11.1.1 dargestellt, das Ergebnis für eine Startrissgeometrie von  $a/c = 2 \text{ mm} / 4 \text{ mm}$  gewählt worden. Die Startrisstiefe  $a_0 = 1 \text{ mm}$  ist für diese Untersuchung nicht berücksichtigt worden, da bei der geringsten Beladung kein Risswachstum entsteht. Der Beladungszustand *leer* (13 t) stellt eine Besonderheit dar, da unabhängig von der



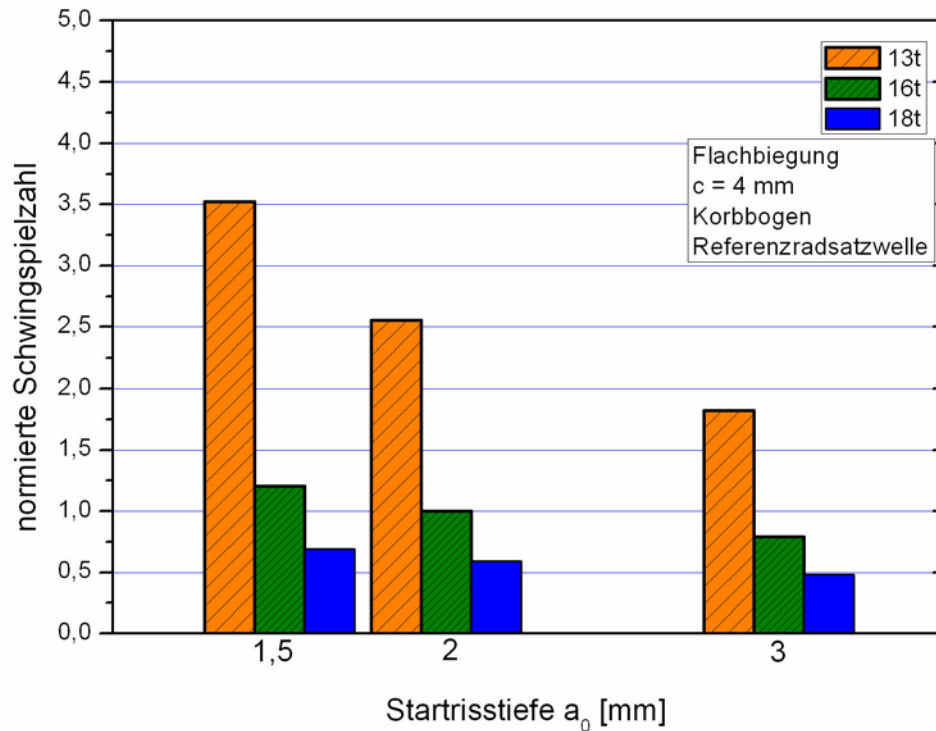
Startrisstiefe die Restlebensdauer um ein Vielfaches höher ist als bei den anderen Beladungszuständen. Aus dieser Tatsache wird das besondere Verhalten bei niedrigen Rissspitzenbeanspruchungen deutlich. Beim Referenzfall liegt die Rissspitzenbeanspruchung bei der Startrisstiefe von 2 mm am tiefsten Punkt bei ca.  $17 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ , d.h. in der Nähe der bruchmechanischen Dauerfestigkeit von  $13 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ . Die Restlebensdauer für die Achslast von 13 t für die Startrisstiefen von 1,5 mm und 2 mm liegt um den Faktor 21 bzw. mehr als 100 über dem Referenzfall. Dies zeigt, dass die Zuladung einen erheblichen Einfluss auf die Laufleistung hat. Diese Tatsache ist besonders vor dem Hintergrund von Interesse, dass die tatsächliche Auslastung von Schienenfahrzeugen häufig deutlich unterhalb der maximal zulässigen Auslastung liegt. Für Nahverkehrsfahrzeuge ist dies in /Otte 05/ anhand von Messungen aufgezeigt. Der rechnerische Unterschied zwischen den beiden anderen Beladungszuständen liegt mit einem Faktor von ca. drei in einer Größenordnung.



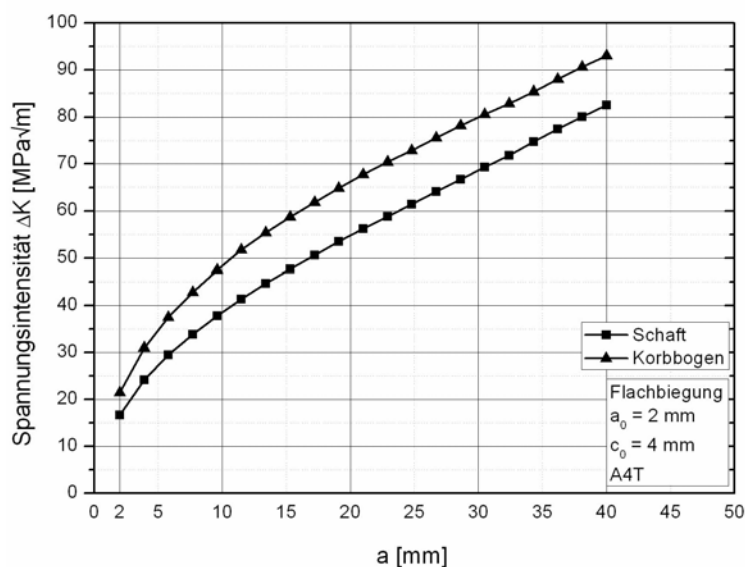
**Abbildung 11-9:** Abhängigkeit der rechnerischen Restlebensdauer von der Beladung und der Startrisstiefe für eine Startrisslänge von  $c = 4 \text{ mm}$  im Schaft

Die rechnerischen Restlebensdauern im Bereich des Korbbogens für die verschiedenen Beladungszustände und Startrisstiefen sind in **Abbildung 11-10** dargestellt. Der Beladungszustand *leer* führt, wie dies auch im Schaftbereich berechnet wurde, zu deutlich größeren Laufleistungen als die beiden anderen Beladungszustände. Die Unterschiede zwischen dem Leerzustand und den beiden anderen Beladungszuständen ist hier jedoch deutlich geringer als im Schaftbereich. Die Rissspitzenbeanspruchung für den Referenzfall liegt für die Risstiefe von 2 mm mit ca.  $21 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  deutlich oberhalb der Beanspruchung im Schaftbereich und der bruchmechanischen Dauerfestigkeit. Die Entwicklung der Spannungsintensität in Abhängigkeit von der Risstiefe ist in **Abbildung 11-11** exemplarisch anhand des Referenzfalls für den Korbbogen und den Schaft gegenübergestellt. Hier wird deutlich, dass die Spannungsintensität im Korbbogen in der Berechnung immer deutlich oberhalb der Intensität im Schaft liegt und somit Effekte

im Bereich der bruchmechanischen Dauerfestigkeit für den Korbboogen, bei der vorliegenden Belastung, keine Rolle spielen. Die Unterschiede zwischen den einzelnen Faktoren resultieren demnach nicht ausschließlich aus den geometrischen Verhältnissen, sondern auch aus dem Verhältnis zwischen Beanspruchungshöhe und dem Werkstoffverhalten, vgl. Kapitel 11.1.1. Sowohl im Bereich des Schaftes als auch im Bereich des Korbboogens ist eine deutliche Abhängigkeit der rechnerischen Restlebensdauer vom Beladungszustand feststellbar.



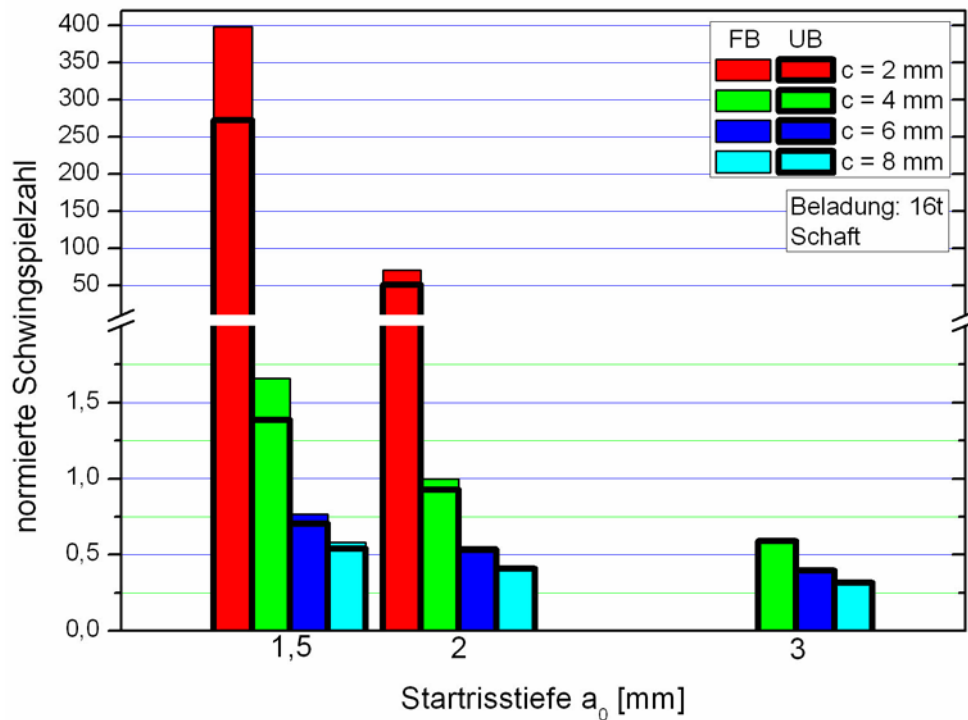
**Abbildung 11-10:** Abhängigkeit der rechnerischen Restlebensdauer von der Beladung und der Startrisstiefe für eine Startrisslänge von  $c = 4 \text{ mm}$  im Korbboogen



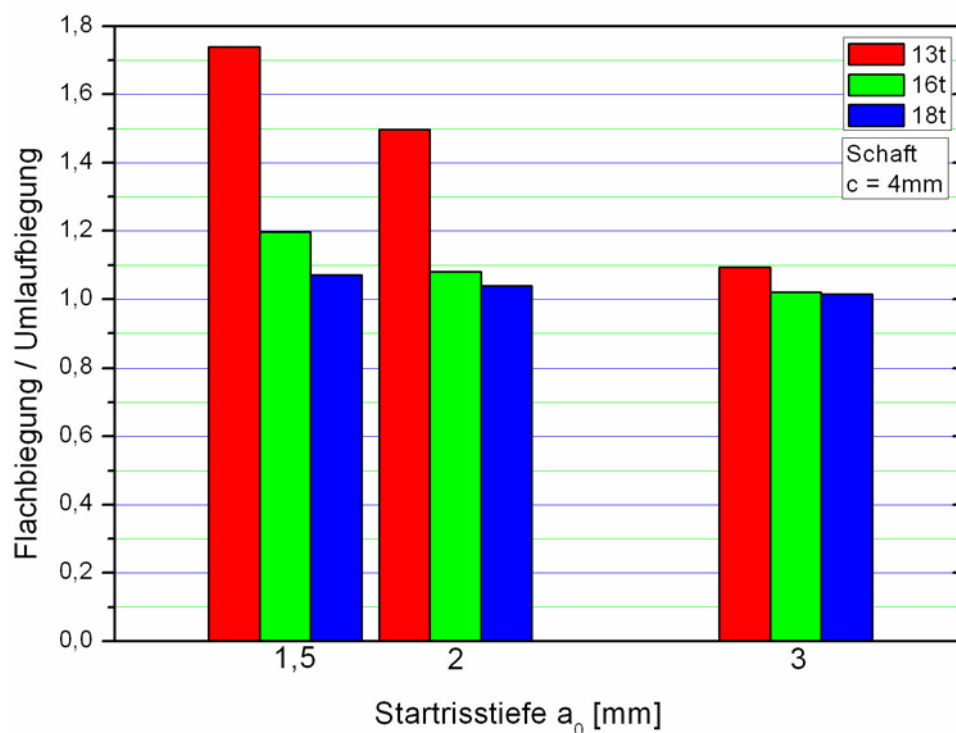
**Abbildung 11-11:** Abhängigkeit der Spannungsintensität von der Risstiefe und dem Versagensort für die Referenzrissgeometrie:  $a_0 = 2 \text{ mm}$ ;  $c_0 = 4 \text{ mm}$

### 11.1.3 Art der Biegung

Im realen Betrieb tritt an einer Radsatzwelle auf Grund der Rotation eine umlaufende Biegebeanspruchung auf, die für den Bereich des Schaftes zu einem Spannungsverhältnis  $R = -1$  führt. Bei einem identischen Biegemoment an der Radsatzwelle erfährt die Rissspitze an der Oberfläche bei der Umlaufbiegung eine höhere Beanspruchung als bei der Flachbiegung, vgl. **Abbildung 7-9**. Die qualitative Darstellung zeigt die Beanspruchung an der Rissspitze an der Oberfläche während eines Schwingspiels. Auf Grund dieses Effektes ist eine Reduzierung der Restlebensdauer bei einem durch Umlaufbiegung belasteten Bauteil zu erwarten. Da der Abstand zwischen den beiden Kurven mit zunehmender Risstiefe zunimmt, ist für kleine Ristiefen kein bedeutender Effekt zu erwarten. Die rechnerische Verkürzung der Restlebensdauer ist mit ERWIN untersucht worden und in **Abbildung 11-12** dargestellt. Der Unterschied in der rechnerisch erreichten Restlebensdauer hängt von der Geometrie des Ausgangsdefektes ab. Für einen halbkreisförmigen Riss geringer Tiefe kann ein Faktor von ca. zwei in der rechnerischen Lebensdauer bestimmt werden. Für andere Startrissgeometrien die flacher, d.h. z.B. halbelliptisch sind, wird der Unterschied geringer bzw. ist für viele Varianten vernachlässigbar. Anhand der Tatsache, dass bei einem Riss geringer Tiefe die Unterschiede am deutlichsten erkennbar sind kann vermutet werden, dass der Effekt der Restlebensdauerverkürzung besonders bei niedrigen Rissspitzenbeanspruchungen auftritt. Aus diesem Grund ist in **Abbildung 11-13** der Unterschied zwischen Flach- und Umlaufbiegung für verschiedene Belastungszustände und somit unterschiedliche Rissspitzenbeanspruchungen dargestellt. Hier wird deutlich, dass die Rissspitzenbeanspruchung ausschlaggebend für die Höhe des Unterschiedes zwischen den Biegearten ist. Somit kann keine verallgemeinerte Aussage über die Auswirkung der unterschiedlichen Biegearten getroffen werden. Eine allgemeingültige Empfehlung, ob die Biegeart zu berücksichtigen ist oder ob eine Vernachlässigung zulässig ist, kann hier nicht ausgesprochen werden. Für tiefe und gleichzeitig flache Risse kann festgestellt werden, dass die Umlaufbiegung nicht zwingend zu berücksichtigen ist. In /Madi 08a/ wird für eine Welle-Nabe-Verbindung unter Berücksichtigung der Pressspannungen festgestellt, dass eine Reduzierung der Restlebensdauer und der Rissfrontentwicklung durch die Umlaufbiegung vernachlässigt werden kann. Dies bestätigt die Vermutung, dass die Effekte aus der Umlaufbiegung zu den weniger relevanten gehören und somit zunächst für eine rechnerische Ermittlung der Restlebensdauer vernachlässigt werden können. Im Einzelfall empfiehlt sich jedoch eine Prüfung.



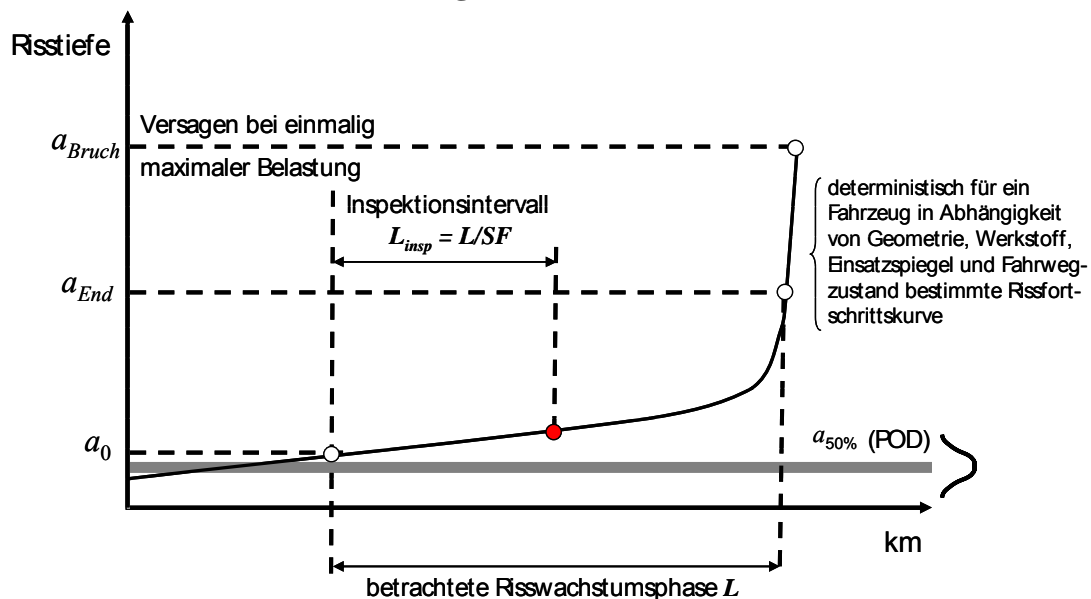
**Abbildung 11-12:** Vergleich der Restlebensdauer bei Flach- und Umlaufbiegung für verschiedene Rissformen



**Abbildung 11-13:** Vergleich der Restlebensdauer zwischen Flach- und Umlaufbiegung

## 11.2 Ableitung des Inspektionsintervalls

Die im Forschungsvorhaben SBEFw II beschriebenen Bewertungsmethoden sowie die an Standardproben ermittelten Kennwerte und Rissfortschrittskurven ermöglichen prinzipiell eine rechnerische Vorhersage des Ermüdungsrissfortschritts in Radsatzwellen. Das Ergebnis einer solchen Berechnungsaufgabe ist eine Rissfortschrittskurve, die die Entwicklung einer charakteristischen Rissgröße, z.B. der Risttiefe  $a$  in mm, in Abhängigkeit von der Lastwechselzahl  $N$  oder der Fahrstrecke in km darstellt, **Abbildung 11-14**. Die Festlegung der Anfangsrisstiefe  $a_0$  sowie der Anfangsrissform  $a_0/c_0$  stützt sich auf die Messgenauigkeit des eingesetzten zerstörungsfreien Prüfverfahrens sowie eine eventuell vorhandene Statistik der bisher im Betrieb gefundenen rissartigen Fehler. Unter Einsatz moderner ZfP-Methoden entspricht eine Annahme von  $a_0 = 2$  mm dem aktuellen Stand der Technik, Kapitel 10. Die Endrisstiefe  $a_{End}$  kann dagegen relativ frei im Bereich von wenigen zehn Millimeter gewählt werden: Zum einen führen auch Risse mit Tiefen von  $a = d/4$  und mehr bei maximaler Betriebslast nicht unmittelbar zum Wellenbruch, siehe Kapitel 12.2.3 und /Zerb 09/; zum anderen beträgt der Anteil der erforderlichen Lastwechsel für eine Rissausbreitung von z.B.  $a = 10$  mm bis zum endgültigen Bruch einer Welle nur einen Bruchteil der gesamten Restlebensdauer zwischen  $a_0$  und  $a_{End}$ , siehe Kapitel 11.1, 12.2.3, 12.2.4 und **Abbildung 8-13**.



**Abbildung 11-14:** Ableitung des Inspektionsintervall aus Ergebnissen der Rissfortschrittsberechnungen

Die Überführung von auf diese Weise ermittelten Berechnungsergebnissen in bruchmechanisch begründete Inspektionsintervalle entspricht den Nachweis- sowie Zulässigkeitsbewertungsaufgaben eines bruchmechanischen Festigkeitsnachweises /FKM 09/. Dabei sind die Qualität aller Eingabedaten kritisch zu prüfen und Unsicherheiten bei der Kenngrößenermittlung (Bauteilgeometrie, Fehler-, Beanspruchungs- und Werkstoffzustand) sowie deren Streuung zu berücksichtigen. Hierfür kann analog zur Vorgehensweise bei der Dimensionierung und Festigkeitsauslegung von fehlerfreien Bauteilen /FKM 03/ ein angemessener Sicherheitsfaktor einbezogen werden. Das Inspektionsintervall  $N_{insp}$  (in LW) bzw.  $L_{insp}$  (in km) für eine Radsatz-

welle ergibt sich dann aus der berechneten Restlebensdauer  $N$  bzw. der entsprechenden Fahrstrecke  $L$  und der Größe des Sicherheitsfaktors  $SF$ , **Abbildung 11-14**:

$$N_{insp} = \frac{N}{SF}, \quad L_{insp} = \frac{L}{SF}. \quad (11-1)$$

Die Ableitung von Sicherheitsfaktoren unterliegt keiner standardisierten Vorgehensweise; es existieren lediglich grundsätzliche Überlegungen und Empfehlungen. In erster Hinsicht ist es wichtig, dass der anzuwendende Sicherheitsfaktor nicht pauschal festgelegt wird, sondern die aus Herstellung, Montage und Betrieb einer Radsatzwelle hervorgegangenen Unsicherheiten bzw. streuenden Kenngrößen adäquat widerspiegelt. Verschiedene Ursachen für die Eingabedatenstreuungen und folglich für die Streuung von Berechnungsergebnissen sind in der Fachliteratur /Zerb 09/, /Madi 08b/, /Varf 09/ sowie in den Kapiteln 4, 6, 8, 9, 11, 12 des vorliegenden Forschungsvorhabens diskutiert worden. Unter den wichtigsten Aspekten sind zu erwähnen:

1. Unsicherheiten bei der Festlegung der Anfangsrissgeometrie, vor allem der Anfangsrissform.
2. Streuung der in Standardprobenversuchen ermittelten Rissfortschrittskurven, insbesondere in dem für die Radsatzwellenbewertung am meisten relevanten schwellenwertnahen Bereich, Kapitel 6.
3. Werkstoffmechanische Aspekte des Ermüdungsrissfortschritts unter zyklischer Beanspruchung mit variablen Spannungsamplituden. Diese treten in Form des Risssschließens auf, das von den jeweiligen Randbedingungen (Bauteil- und Rissgeometrie, Beanspruchungshöhe und -reihenfolge, Verfestigungsverhalten des Werkstoffs) abhängig ist. Mit experimentellen Ergebnissen aus Kapitel 6 wurde für den relevanten Teil der Rissfortschrittskurve, einschließlich des schwellenwertnahen Bereichs sowie des Übergangs zum mittleren Bereich, eine rissverzögernde Wirkung von Überlastzyklen festgestellt.
4. Unsicherheiten bei der Definition von Lastkollektiven. Zwar können anhand von Betriebsmessungen repräsentative Lastkollektive für bestimmte Strecken sowie Beladungszustände ermittelt werden. Die Übertragung dieser Ergebnisse auf andere Streckenabschnitte und den im Laufe des Betriebs ständig wechselnden Fahrzeugbeladungszustand bedarf jedoch weiterer Untersuchungen. Die Verwendung eines konservativ abgeleiteten Lastkollektivs, das einem hohen Beladungszustand entspricht, in bruchmechanischen Analysen, ist für einen Langzeitbetrieb i.d.R. nicht angemessen und führt letztendlich zu unbegründet kurzen rechnerischen Restlebensdauern von Radsatzwellen, siehe Kapitel 11.1.
5. Streuung des Spannungsniveaus sowie der Spannungsverteilung in Wellenquerschnitten in der Nähe von Presspassungen. Auf diesen Effekt, der auf das Vorliegen von Zugeigenstressungen in einem Korbbogen oder einer Mulde infolge von Presspassungen zurück zu führen ist, wird in der Fachliteratur /Zerb 09/, /Madi 08b/ sowie in Kapitel 12.2.3 hingewiesen. Da die Höhe von Eigenstressungen von entsprechenden Übermaßen (z.B. Welle und Rad) abhängig ist und die Übermaße einer fertigungsbe-

dingten Streuung unterliegen, sind Spannungszustände in sonst baugleichen Radsatzwellen unterschiedlich. Dies führt zu einer nicht vermeidbaren Streuung der Rissfortschrittsraten von Bauteilprobe zu Bauteilprobe bzw. von Welle zu Welle. So ist eine mögliche Ursache der starken Streuung der Versuchsergebnisse bauteilähnlicher Proben im Maßstab 1:1 mit der Risslage im Korbbogen in diesem Aspekt zu sehen. Somit muss der Einfluss der Pressspannungen ein Bestandteil zukünftiger Forschungsaktivitäten sein.

Ein pragmatisches und nahe liegendes Vorgehen zur Berücksichtigung von o.g. Einflussfaktoren bei der Festlegung von Inspektionsintervallen für Radsatzwellen, das z.T. in Berechnungsbeispielen in Kapitel 11.1 und Kapitel 12.2.3 umgesetzt wurde, besteht darin, dass alle Kenngrößen konservativ festgelegt bzw. einhüllende Werkstoffkurven zu Grunde gelegt werden. Auch die Nichtberücksichtigung der Rissverzögerung bei zyklischer Beanspruchung mit variablen Spannungsamplituden führt für die betrachteten Versuchsbedingungen zu einer rechnerischen Unterschätzung der Restlebensdauer. Ein auf dieser Basis ermitteltes Ergebnis soll per Definition konservativ sein, so dass kein Sicherheitsbeiwert in Gl. (11-1) erforderlich ist bzw. es gilt  $SF = 1$ . Dabei ist jedoch zu erwarten, dass wegen zahlreicher konservativer Annahmen das abgeleitete Inspektionsintervall die Restlebensdauer im Betrieb unterschätzt. Gegen diese deterministische Vorgehensweise spricht u.a. die Erkenntnis, dass ein zeitgleiches Vorkommen von ungünstigen Kennwerten, die in der Realität bestimmten Quantil-Werten bzw. Quantil-Kurven entsprechender Verteilungen zu zuordnen sind, nur mit einer sehr geringen Wahrscheinlichkeit möglich ist. Auf der anderen Seite ist eine vereinfachte deterministische Betrachtung von streuenden Kennwerten ohne umfassende statistische Analysen der zu Grunde liegenden Daten sowie entsprechender Verteilungsfunktionen mit dem Risiko verbunden, dass eventuell vorliegende Ereignisse bzw. Messdaten, die eine kleine Eintrittswahrscheinlichkeit haben, übersehen und nicht berücksichtigt werden.

Ein in der bruchmechanischen Praxis oft eingesetztes Vorgehen basiert auf Sensitivitätsanalysen. Damit kann die Empfindlichkeit der Berechnungsergebnisse auf die Variation einzelner Eingabedaten aufgezeigt werden. Einige Anwendungsbeispiele von Sensitivitätsanalysen sind in Kapitel 11.1 enthalten, aus denen verschiedene Einflussgrößen identifiziert und bewertet wurden. Durch die Gegenüberstellung von Ergebnissen einer Sensitivitätsanalyse und quantitativen Aussagen bzw. Abschätzungen von Eintrittswahrscheinlichkeiten verschiedener Kombinationen von Eingabegrößen kann ein Sicherheitsfaktor oder direkt das Inspektionsintervall abgeleitet werden, wobei die Betriebserfahrung sowie das Expertenwissen hier stark gefragt sind. Als Beispiel kann an dieser Stelle auf die vorhandene Erfahrung in der Luftfahrt hingewiesen werden. Dort erfolgt die Auslegung der Struktur (Rumpf, Tragwerk) nach dem Schadenstoleranzprinzip unter Anwendung von Joint Airworthiness Requirements /JAR/. Ein Schadenstoleranznachweis erfordert eine Rissfortschrittsberechnung und den Vergleich einer kritischen, zum Versagen führenden Risslänge mit einer Mindestrisslänge, die mit dem jeweiligen zerstörungsfreien Prüfverfahren detektiert werden kann. Das Inspektionsintervall wird üblicherweise als die Hälfte der ermittelten Lebensdauer zwischen diesen beiden Rissgrößen (detektierbare und kritische Rissgröße) festgelegt, entsprechend der Annahme, dass

1 Mal ein kritischer Riss übersehen wird. Der entsprechende Sicherheitsfaktor von  $SF = 2$  deckt Unsicherheiten bei der Bestimmung der detektierbaren Mindestrissgröße sowie der kritischen Rissgröße ab.

Ein im Vergleich zu den Sensitivitätsanalysen weiter gehender Ansatz besteht in der Ermittlung und Anwendung von partiellen Sicherheitsfaktoren (*PSF*), mit deren Hilfe Unsicherheiten einzelner Kenngrößen und deren Einfluss auf das Berechnungsergebnis gezielt berücksichtigt werden können. Anschließend erfolgen bruchmechanische Berechnungen mit den durch die *PSF* korrigierten und somit konservativ festgelegten Eingabedaten, wobei eine weitere Abminderung der Restlebensdauer nach Gl. (11-1) nicht mehr erforderlich ist. Prinzipiell wird bei der Ableitung von *PSF* das Vorliegen von statistisch ausreichenden, i.d.R. jedoch nicht vollständig abgesicherten Eingabedatensätzen unterstellt. Damit lassen sich in erster Näherung nur die entsprechenden Mittelwerte und Standardabweichungen als Maß für die Datenstreuung ableiten. Je nach Schadensklasse eines Bauteils bzw. der geforderten Überlebenswahrscheinlichkeit (ISO 2394) können auf der Basis von zunächst aufwändigen probabilistischen Berechnungen partielle Sicherheitsfaktoren für einzelne Kenngrößen (Fehler, Werkstoff sowie Beanspruchung) abgeleitet und für anschließende deterministische Analysen hinterlegt werden. In der Fehlerbewertungspraxis wurden partielle Sicherheitsfaktoren bisher nur für statisch beanspruchte Bauteile im Rahmen von Regelwerkentwicklungen für /BS 7910/ bzw. /API 579/ bestimmt, wobei die Vorgehensweise nach /BS 7910/ in anderen europäischen Prozeduren /SINTAP 99/, /FKM 09/, /FITNET 08/ übernommen wurde. Trotz unterschiedlicher Entwicklungsbasis und der dort verwendeten Definition von *PSF*, liefern /BS 7910/ und /API 579/ im Wesentlichen konsistente und konservative Ergebnisse /Muha 07/, so dass die Anwendung von *PSF* als sinnvolle Vereinfachung einer probabilistischen bruchmechanischen Bauteilbewertung angesehen und in verschiedenen Bereichen der Technik eingesetzt wird. Grundsätzlich lässt sich dieses Vorgehen auf zyklisch beanspruchte Bauteile übertragen, jedoch liegen dazu bisher keine Ergebnisse vor.

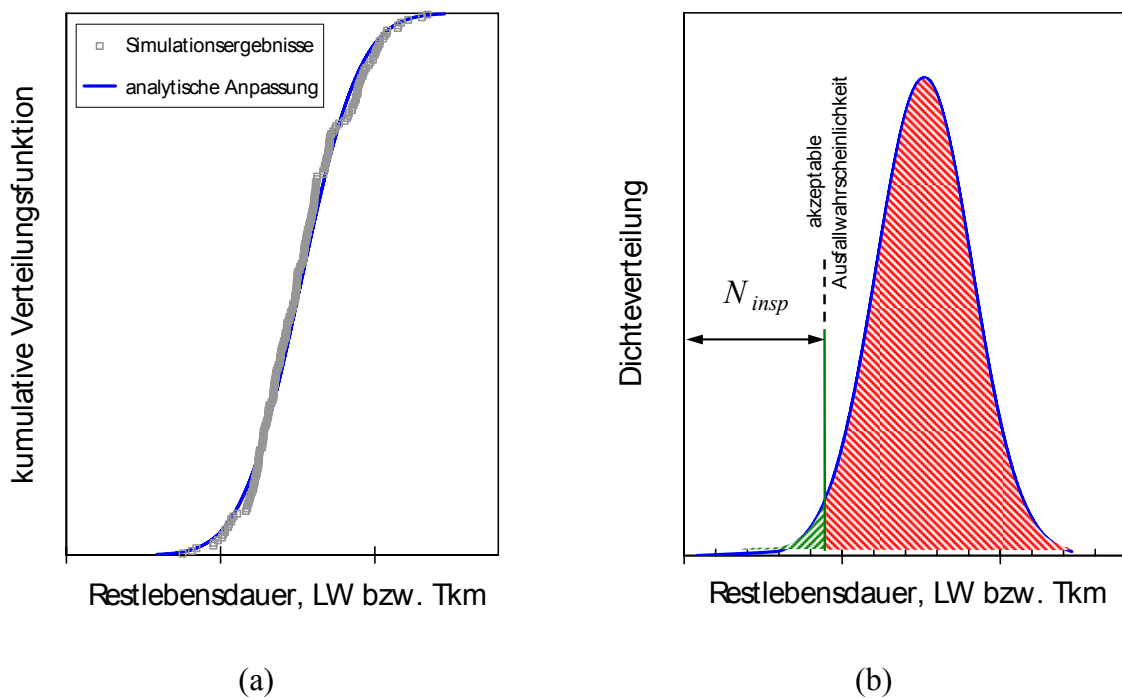
Im Vergleich zu Sensitivitätsanalysen bzw. der Anwendung von *PSF* lassen sich im Rahmen einer probabilistischen bruchmechanischen Bewertung alle vorhandenen Unsicherheiten bzw. Streuungen von Eingabedaten in einem geschlossenen Konzept erfassen und bewerten. Auf der Basis von statistischen Methoden können alle relevanten Informationen zur Datenstreuung, einschließlich der hier als wichtig angesehenen Fehlerauffindbarkeit (Probability of Detection, POD), in Form von entsprechenden Verteilungsfunktionen aufbereitet und in einer probabilistischen Rissfortschrittsberechnung verwendet werden. Das Ergebnis einer solchen Berechnung kann als Wahrscheinlichkeitsverteilung der Restlebensdauer dargestellt werden, **Abbildung 11-15**. Eine grundlegende Konstellation bei der Anwendung von probabilistischen Konzepten besteht darin, dass i.d.R. keine 100%-ge Überlebenswahrscheinlichkeit für ein technisches System gewährleistet werden kann. Auch aus der rechnerischen Sicht ist es praktisch unmöglich, Randbedingungen für einen *absolut* sicheren Betrieb zu ermitteln: Zum einen kann nicht für alle physikalischen Kenngrößen, wie z.B. POD oder Werkstoffdaten, ein Grenzwert für die entsprechende Verteilungsfunktion eindeutig bestimmt werden, wie dies z.B. für die Log-Normal- oder die dreiparametrische Weibull-Verteilung der Fall ist; zum anderen ist die



anschließende Anpassung der Berechnungsergebnisse, insbesondere im sog. Verteilungsschwanz nur mit einer begrenzten Genauigkeit möglich, **Abbildung 11-15a**.

Bei der Verwertung von Ergebnissen einer probabilistischen bruchmechanischen Bauteilbewertung ist somit die Entscheidung über die zulässige Restbetriebsdauer mit einem *akzeptablen* Ausfallrisiko zu vereinbaren. Das letztere kann z.B. so festgelegt werden, dass das angestrebte Sicherheitsniveau (Überlebenswahrscheinlichkeit pro Jahr und Welle) den bestehenden statistisch nachgewiesenen Technikstand überschreitet. Das Inspektionsintervall ergibt sich dann als berechnete Restlebensdauer entsprechend der *akzeptablen* Ausfallwahrscheinlichkeit, **Abbildung 11-15b**.

Die hier skizzierte probabilistische Vorgehensweise ist bei der Erarbeitung von Sicherheitskonzepten für Bauteile im Betrieb, insbesondere unter Einsatz der wiederkehrenden zerstörungsfreien Prüfung, von grundlegender Bedeutung und sollte in zukünftigen Forschungsaktivitäten berücksichtigt werden.



**Abbildung 11-15:** Ableitung des Inspektionsintervalls auf probabilistischer Basis (schematisch): a) Restlebensdauer aus probabilistischen Simulationen; b) Ermittlung des Inspektionsintervalls aus dem Vergleich mit akzeptabler Ausfallwahrscheinlichkeit

## 12 Berechnungsprogramm und –beispiele

### 12.1 Berechnungsprogramm ERWIN

#### 12.1.1 Allgemeines

Die Durchführung von bruchmechanischen Berechnungen kann durch Berechnungsprogramme unterstützt werden. Insbesondere bei Rissfortschrittsanalysen mit variablen Spannungsamplituden und für komplexe Risskonfigurationen ist die Verwendung einer geeigneten Software sehr hilfreich. Je nach Zielsetzung und Anwendungsbereichen kommen verschiedene bruchmechanische Programme zum Einsatz, z.B. /AFGROW 08/, /FracSafe 08/, /NASGRO 00/, /VERB 09/. Eine Übersicht über weitere kommerzielle sowie frei verfügbare Software kann /FKM 09/ entnommen werden.

Im Hinblick auf charakteristische Merkmale bei der Fehlerbewertung in Radsatzwellen – spezifische Rissgeometrie, ebene bzw. Umlaufbiegung, zyklische Beanspruchung mit variablen Spannungsamplituden sowie Mittelspannung, 2D Spannungsverteilung im Querschnitt, Einfluss von Pressspannungen, variable  $R_K$ -Werte für verschiedene Laststufen sowie Rissgrößen – erweisen sich die kommerziell verfügbaren Programme nur eingeschränkt geeignet. Daher ist die Erstellung eines an den genannten Besonderheiten orientierten Berechnungsprogramms ein Bestandteil des aktuellen FuE Vorhabens. Dabei wird auf die bereits vorliegende Erfahrung des Fraunhofer IWM zurückgegriffen und eine Kompatibilität mit anderen bruchmechanischen Programmen /FracSafe 08/ und /VERB 09/ bzw. den dort implementierten Berechnungsalgorithmen sowie Bewertungsprozeduren nach /SINTAP 99/, /FKM 09/, /FITNET 08/ gewährleistet.

Das im Nachfolgenden beschriebene Programm ERWIN (PC-Programm zum Nachweis der Gebrauchseignung von **R**adsatz**w**ellen und zur Ermittlung von **I**nspektionsintervallen auf der Basis bruchmechanischer Konzepte) kann für spezifische Einsatzbedingungen von Radsatzwellen angewendet werden. Der Programminhalt wurde im Laufe dieses FuE Vorhabens an die relevanten Berechnungsziele und –anforderungen, den sich weiter entwickelnden Kenntnisstand sowie neue Erkenntnisse, unter Berücksichtigung von Rückmeldungen aus dem Expertenkreis kontinuierlich angepasst. Aktuell liegt das Programm in der Version 1.1 vor. Bei Rückfragen bzw. Fehlermeldungen soll die volle Versionsbezeichnung angegeben werden, z.B.

Version 1.1.9156.0.

Die durch Punkte getrennten Ziffergruppen kennzeichnen die Haupt (1) und die Subversion (1), die Build-Version (9156 = Jahr 2009, 156. Tag) sowie die Revisions-Nummer (0).

### 12.1.2 Anwendungsbereiche von ERWIN, Einschränkungen

Das Programm ERWIN ermöglicht Rissfortschrittsberechnungen unter den nachfolgend aufgeführten Bedingungen:

1. Rissmodell: halbelliptischer Oberflächenriss in Vollwelle unter Mode I Beanspruchung, siehe **Abbildung 7-4**. Dieses Modell kann ersatzweise für Risse an der Außenoberfläche von Hohlwellen angewendet werden, sofern die Risstiefe  $a$  klein im Vergleich zur Wanddicke  $t$  ist, z.B. bei  $a < 0,5t$ .
2. Beanspruchung:
  - ebene oder Umlaufbiegung;
  - Lastkomponenten (Membran- sowie Biegespannung im zylindrischen Querschnitt ohne Kerbwirkung), 1D oder 2D Spannungsverteilung über dem Riss;
  - konstante oder variable Spannungsamplituden;
  - Überlagerung der Primärbeanspruchung mit Eigenspannungen, z.B. aus Presspassungen; für die Eigenspannungen wird eine rotationssymmetrische Verteilung vorausgesetzt.
3. Rissfortschrittskurven, **Abbildung 7-2(a)**, können in verschiedener Form – als Paris-Erdogan-Gleichung (Bereich II), bilineare Rissfortschrittsbeschreibung für die Bereiche I und II sowie als tabellierte Datenpaare ( $\Delta K$ ,  $da/dN$ ) – in Abhängigkeit vom Parameter  $R_K$ , eingegeben werden. Die  $R_K$ -Abhängigkeit ist in den Rissfortschrittsgleichungen nach Forman und Mettu /NASGRO 00/, Forman sowie Erdogan und Ratwani explizit eingebaut. Eine Beschreibung der entsprechenden Gleichungen kann /FKM 09/ entnommen werden.
4. Berechnungen, je nach Zielsetzung:
  - Endrissgröße, die bei vorgegebener Anfangsrissgröße und Beanspruchung nach einer vorgegebenen Anzahl von Lastzyklen erreicht wird;
  - Anzahl von Lastzyklen, die bei vorgegebener Anfangs- und Endrissgröße und Beanspruchung ertragen werden;
  - Einhalten der bruchmechanischen Dauerfestigkeit (kein Ermüdungsrissfortschritt).

In den Berechnungen mit ERWIN werden das plastisch induzierte Riss schließen und die daraus möglicherweise resultierenden Reihenfolgeeffekte nicht berücksichtigt. Das Beanspruchungskollektiv wird in Form einer kumulierten Häufigkeitsverteilung für die Spannungsamplituden angenommen, wodurch die Informationen über die tatsächliche Reihenfolge einzelner Beanspruchungsstufen und ggf. deren Einfluss auf die Rissausbreitung verloren gehen.

Bei der Verwendung der Rissfortschrittsgleichung nach Forman und Mettu sowie der dort implementierten Riss schließfunktion nach Newman /Newm 81/, /NASGRO 00/ muss der Anwender deren Gültigkeit für die jeweiligen Bedingungen (Geometrie, Beanspruchung, Werkstoff) überprüfen. Der Anwender muss ggf. gewährleisten, dass die Gleichungen nach Forman-Mettu, Forman oder Erdogan-Ratwani mit den entsprechenden angepassten Parametern die experi-

mentell ermittelten Rissfortschrittsdaten für verschiedene relevante  $R_K$ -Werte ausreichend genau beschreiben.

Eine weitere Voraussetzung für zuverlässige Rissfortschrittsberechnungen für Radsatzwellen ist eine möglichst genaue Kenntnis des Spannungszustands im zu bewertenden Querschnitt, einschließlich der Spannungen infolge der Presspassungen von z.B. Rädern, Antrieben oder Brems scheiben. Bei der Bewertung der von der freien Oberfläche ausgehenden Risse können Beanspruchungsanteile aus Mode II und III vernachlässigt werden. Daher sind die normal zur postulierten Rissausbreitungsebene wirkenden Spannungen für die Bewertung maßgebend. Vereinfachend wird die Rissausbreitungsebene normal zur Wellenachse angenommen und die Bewertung unter Berücksichtigung von Axialspannungen durchgeführt. Die Spannungen sollen generell mittels numerischer Methoden (z.B. FEM) ermittelt werden.

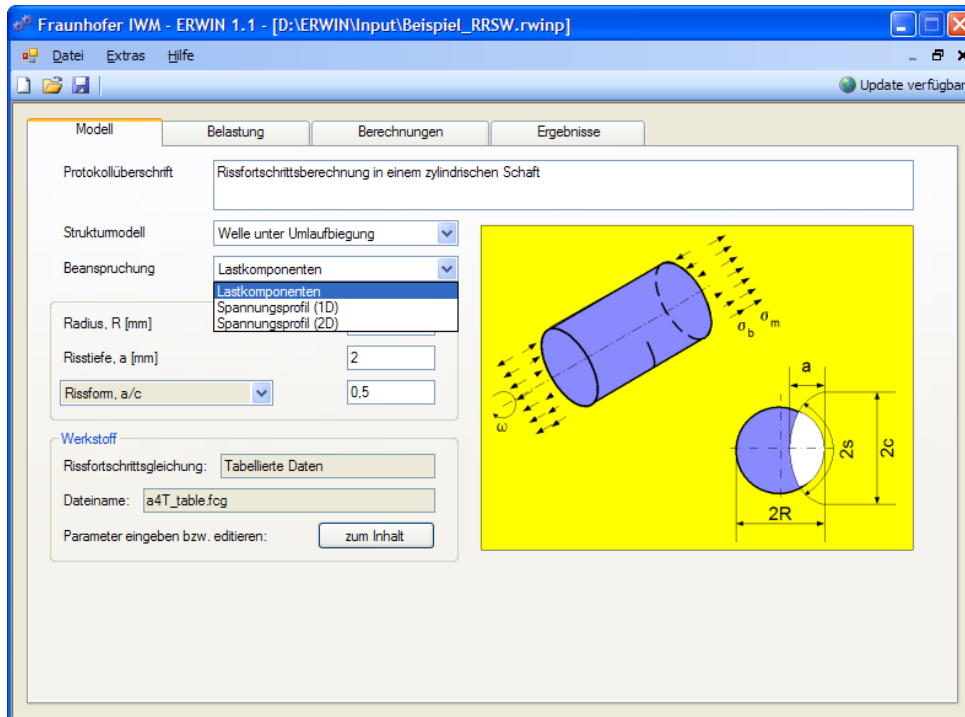
Das verwendete FE-Modell der Welle soll ausreichend fein sein, um die Beschreibung der Spannungsverteilung im Bereich des Anfangsrisses mit Hilfe von polynomischen Funktionen nach Gl. (7-24) sowohl in der Radial- als auch in der Umfangsrichtung sowie bei verschiedenen Rotationswinkeln  $\theta$ , **Abbildung 7-4**, mit hoher Genauigkeit zu ermöglichen. Bei der Durchführung der polynomischen Spannungsanpassung für Hohlwellen ist die Unstetigkeit der Spannungsverteilung über dem Querschnitt infolge Hohlbohrung zu berücksichtigen. Dazu wird die Spannungsanpassung in ERWIN nicht für alle angegebenen Berechnungspunkte (Knoten oder Integrationspunkte des FE-Modells), sondern für den Bereich  $x \leq R$  bezogen auf die aktuelle Umfangsposition des Risses durchgeführt. Die rotationssymmetrische Eigenspannungsverteilung wird im Bereich von  $0 \leq x \leq 1,2a$  angepasst.

Die in der Literatur sowie im Programm ERWIN beschriebenen Berechnungsalgorithmen sind für Rissfortschrittsberechnungen bei Risslagen in Pressverbindungen nicht generell geeignet. Zum einen sind die zur Verfügung stehenden Konzepte zur Berücksichtigung der Mixed-Mode-Beanspruchung, siehe z.B. /Rich 03/, /FKM 09/, noch nicht hinreichend verifiziert. Zum anderen liegen auf Grund der Kontaktwechselwirkung in einer Pressverbindung Einschränkungen bezüglich der Gültigkeit der LEBM-Konzepte vor, deren Bedeutung bisher nicht bzw. unvollständig untersucht wurde. Daher soll das Programm ERWIN ausschließlich für Risse mit Lagen an der freien Oberfläche angewendet werden.

### 12.1.3 Programmbeschreibung

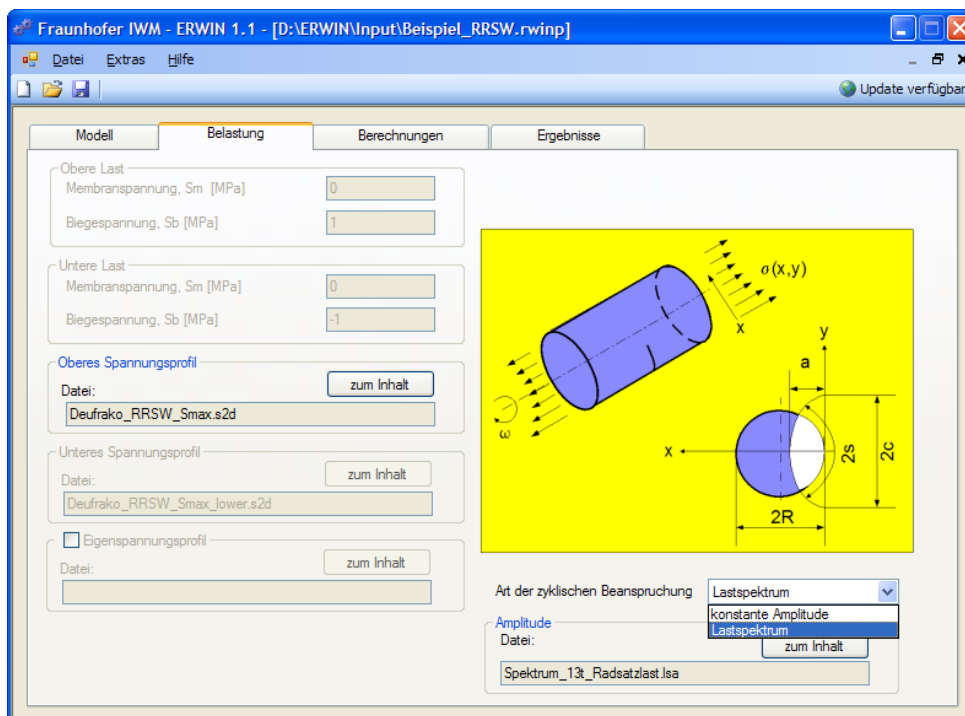
ERWIN ist organisiert als Single-Document-Interface, Multiple-Dialog Anwendung. Demnach sind Eingabedaten und Ergebnisse in verschiedene Fenster unterteilt mit der Möglichkeit, zwischen einzelnen Fenstern umzuschalten und die entsprechenden Eingaben weitgehend unabhängig voneinander zu behandeln.

Nach dem Programm Start erscheint zunächst ein leeres Fenster, in dem Eingabedaten für ein neues Projekt definiert oder bereits abgespeicherte Daten eingelesen werden können. Die Dateneingabe erfolgt über die Programmfenster „Modell“, **Abbildung 12-1**, und „Belastung“, **Abbildung 12-2**.



**Abbildung 12-1:** Programmfenster „Modell“: Strukturmodell mit Riss, Belastungsart, Werkstoff

Die Berechnungsaufgabe wird durch die Angabe des Strukturmodells (Welle unter ebener bzw. Umlaufbiegung), der Beanspruchungsart (Lastkomponenten, Spannungsprofil als 1D bzw. 2D Verteilung), der geometrischen Größen (Radius, Risstiefe  $a$  und halbe Risslänge  $c$  bzw. Rissform  $a/c$ ) sowie einer Beschreibung der Rissfortschrittskurven für den jeweiligen Werkstoff definiert.



**Abbildung 12-2:** Programmfenster „Belastung“

Die Beanspruchung infolge einer Primärbiegebelastung wird unter Berücksichtigung einer eventuell vorhandenen Kerbwirkung (Korbbogen, Mulde) durch eine der folgenden Optionen definiert:

- Membran- und Biegespannung  $\sigma_m$ ,  $\sigma_b$  für die Fehlerbewertung im zylindrischen Querschnitt außerhalb der Kerbwirkung;
- 1D Spannungsverteilung  $\sigma(x)$ ;
- 2D Spannungsverteilung  $\sigma(x, y)$ .

Bei der ebenen Biegung müssen die Beanspruchungsparameter repräsentativ für den Maximal- sowie Minimalwert des Spannungsintensitätsfaktors, d.h. für die Risslagen  $\theta = \pm 90^\circ$  im Bezug auf die Hauptbiegeachse, angegeben werden. Programmintern werden die Primärspannungen in 2D Spannungsverteilungen umgerechnet

$$\sigma_{\max} = \sigma_{\max}(x, y), \quad \sigma_{\min} = \sigma_{\min}(x, y), \quad (12-1)$$

wobei der Koordinatenursprung im Mittelpunkt der die Rissfront umschreibenden Halbellipse liegt. Für eine Radsatzwelle gilt unter reiner Biegebelastung  $R = -1$  und somit  $\sigma_{\max}(x, y) = -\sigma_{\min}(x, y)$ . Bei Versuchsproben werden auch andere  $R$ -Werte benutzt.

Anstelle von  $\sigma_{\max}$  und  $\sigma_{\min}$  ist bei der Umlaufbiegung die Eingabe eines einzigen Spannungsprofils erforderlich, wobei  $K_{\max}$  und  $K_{\min}$  durch die Variation der Risslage im Spannungsfeld mit  $2^\circ$ -Schritten ermittelt werden.

Des Weiteren ist die Eingabe eines Lastspektrums für Beanspruchungen mit variablen Spannungsamplituden in Form

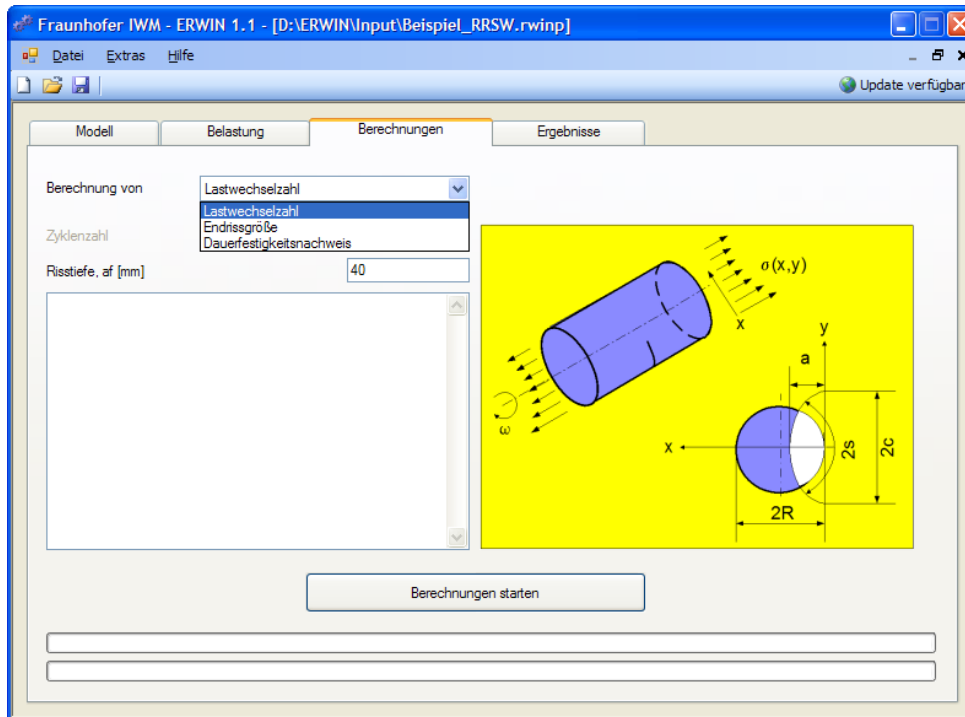
$$(N_i, S_i), \quad N_i < N_{i+1}, \quad i = \overline{1, i_{\max}} \quad (12-2)$$

erforderlich. Dabei sind  $i_{\max}$  die Gesamtzahl der Stufen im Lastkollektiv,  $N_i$  die Summenhäufigkeit der Lastwechselzahl für die Stufe  $i$ ,  $S_i$  die entsprechende Spannungsamplitude. Die Beanspruchung für eine beliebige Stufe  $i$  ergibt sich aus der Multiplikation der Spannungsverteilung  $\sigma_{\max}$  bzw.  $\sigma_{\min}$  mit dem Wert  $S_i$ :

$$\sigma_{\max,i} = \sigma_{\max}(x, y)S_i, \quad \sigma_{\min,i} = \sigma_{\min}(x, y)S_i. \quad (12-3)$$

Damit sollen entweder die Beanspruchungsparameter  $\sigma_m$ ,  $\sigma_b$ ,  $\sigma_{\max}$ ,  $\sigma_{\min}$  oder die Spannungsamplituden im Lastkollektiv in normierter Form angegeben werden.

Im Programmfenster „Berechnungen“ wird die zu ermittelnde Größe – Lastwechselzahl bzw. Endrissgröße – sowie ein entsprechender Parameter – Endrisstiefe  $a_f$  bzw. Zyklenzahl – definiert, **Abbildung 12-3**. Alternativ kann der Dauerfestigkeitsnachweis als Bewertungsziel gewählt werden. Das Bauteil mit Riss wird als bruchmechanisch dauerhaft eingestuft, wenn die Bedingung nach Gl. (7-9) für keine Laststufe im Lastkollektiv erfüllt wird.



**Abbildung 12-3:** Programmfenster „Berechnung“

Die Berechnungsergebnisse werden als Tabelle, Diagramme sowie Berichtsprotokolle im PDF-Format ausgegeben, **Abbildung 12-4**.

Verschiedene Programmoptionen ermöglichen die Einstellung von Arbeitsverzeichnissen, die Steuerung der Berechnungsabläufe, die Definition der Ausgabeformate sowie eine automatische Programmaktualisierung, **Abbildung 12-5**.

Die Berechnungsgeschwindigkeit sowie die Ergebnisse können in einigen Fällen durch die Berechnungsoptionen beeinflusst werden. Insbesondere eine zweckmäßige Parametereinstellung für die polynomische Spannungsanpassung, Gl. (7-24), kann die Berechnungen deutlich beschleunigen. Dies ist allerdings nur unter bestimmten Voraussetzungen zu empfehlen: Liegt z.B. eine ebene Biegebeanspruchung vor, so kann die Anzahl der polynomischen Basisfunktionen von 50 auf 25 mit der Option „gerade Funktion“ reduziert werden. Die Rechenzeit kann auch bei Verwendung kleinerer Polynomgrade ( $m, n < 4$ ) verringert werden; dabei kann jedoch die Anpassungsgenauigkeit negativ beeinflusst werden.

Die Auswahl der Integrationsmethode nach Runge-Kutta erhöht zwar den Berechnungsumfang, die dabei benötigte Anzahl der Integrationsschritte kann jedoch gegenüber der Euler-Methode um den Faktor ca. 10 reduziert werden. Eine große Anzahl von Integrationsschritten kann dann erforderlich sein, wenn das anfängliche Risswachstum sehr langsam verläuft. In diesen Fällen ist die Runge-Kutta-Methode im Vergleich zum Euler-Verfahren deutlich effizienter. In der Regel kann eine ausreichende Genauigkeit unter Verwendung der Euler-Methode mit 1.000 bis

10.000 Integrationsschritten bzw. der Runge-Kutta-Methode mit 100 bis 1.000 Integrationschritten erzielt werden.

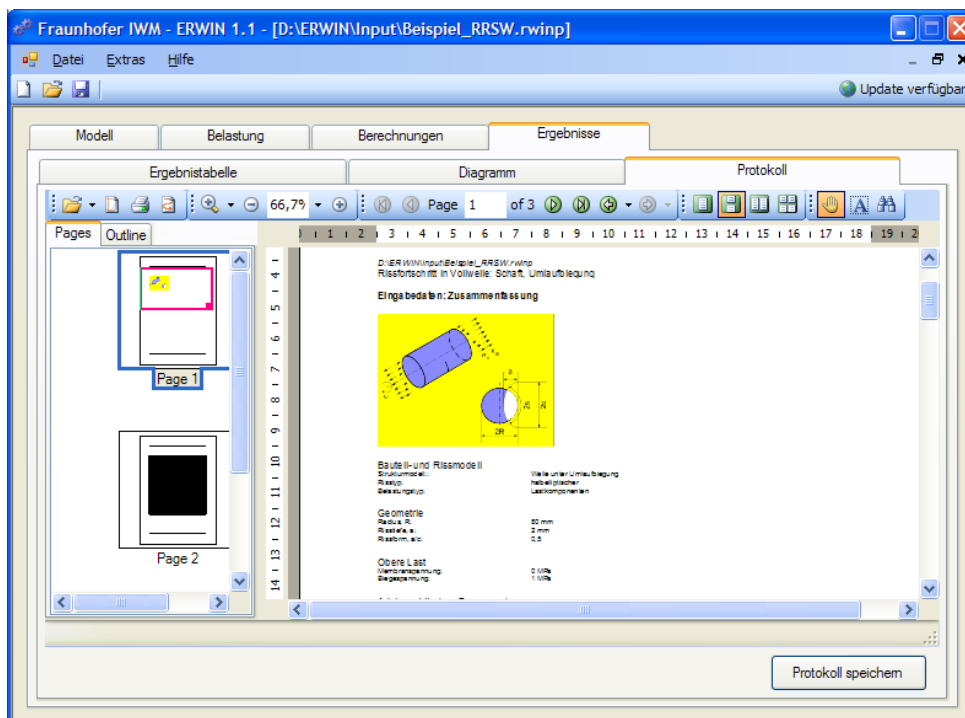
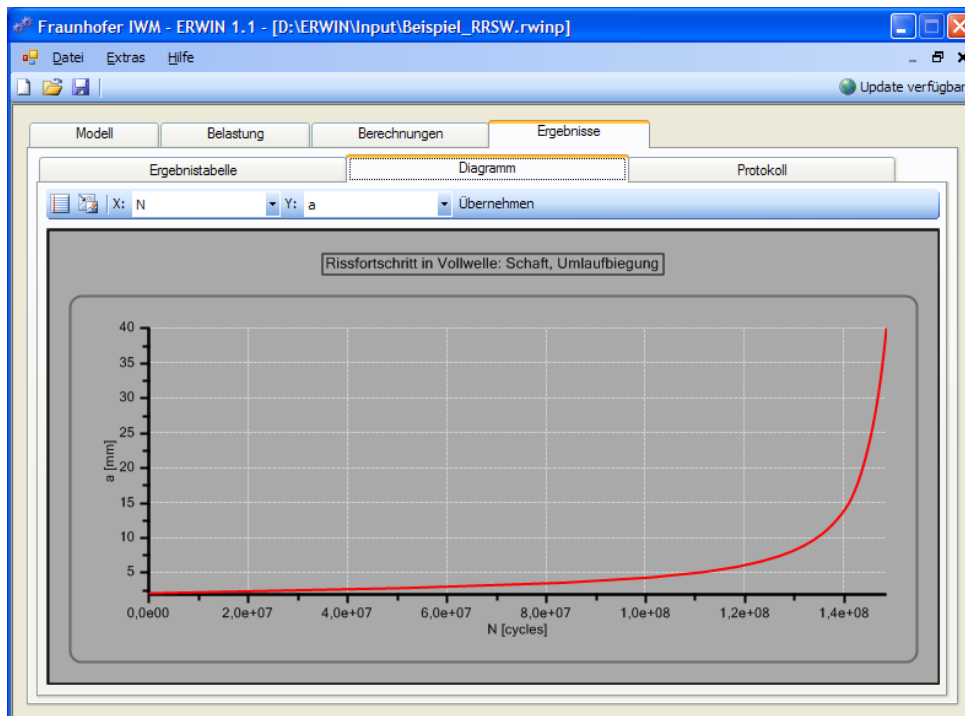


Abbildung 12-4: Programmfenster „Ergebnisse“



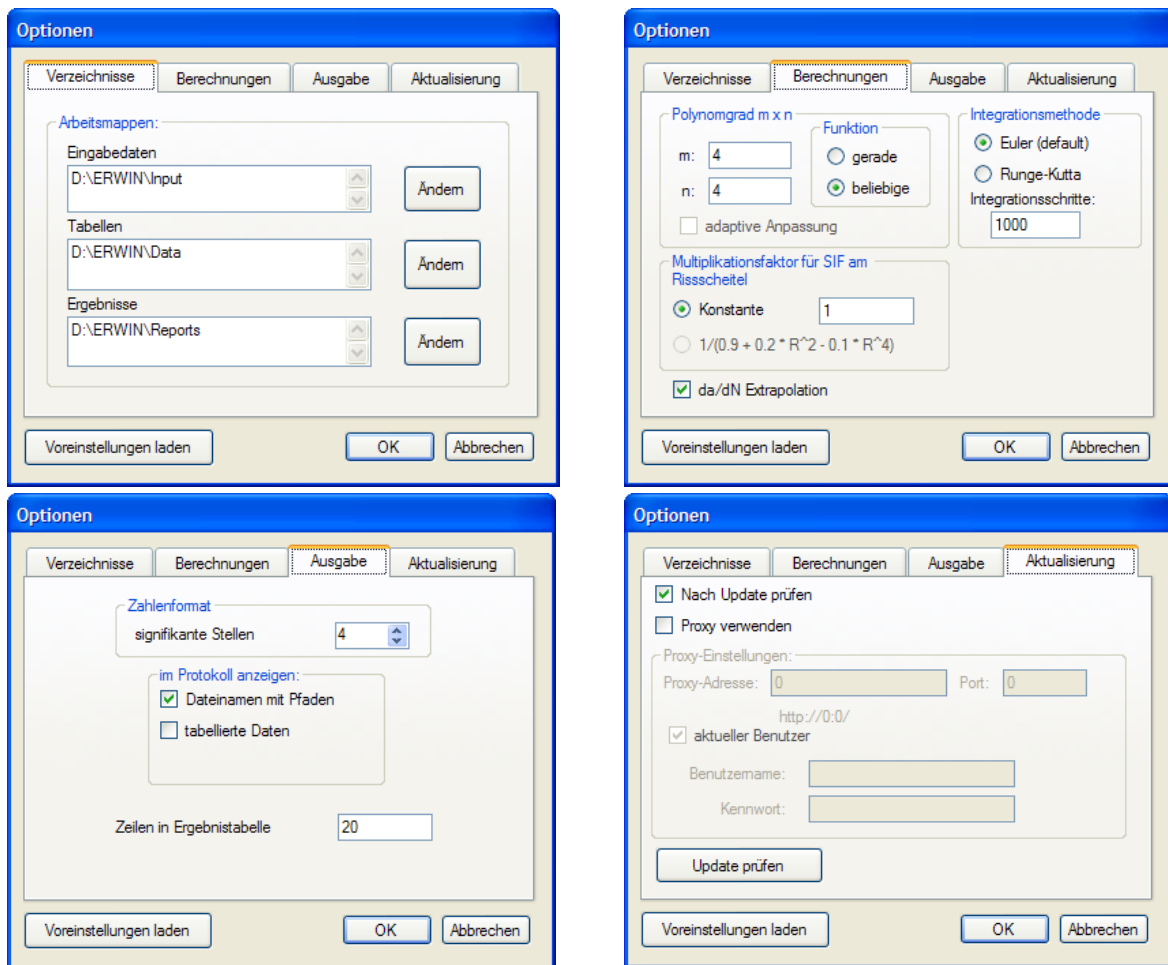


Abbildung 12-5: Programmoptionen

Bei der Beanspruchung mit variablen Spannungsamplituden und dem Vorliegen von Pressspannungen variiert der  $R_K$ -Faktor mit dem Risswachstum. Dabei werden mehrere Rissfortschrittskurven  $da/dN-\Delta K$  für verschiedene  $R_K$ -Werte benötigt. Liegen diese in tabellarischer Form oder als Paris-Erdogan- bzw. bilineare Gleichungen vor, so wird zwischen diesen in der doppelt-logarithmischen Skala linear interpoliert sowie optional über die vorliegenden Grenzen von  $R_K$  hinaus extrapoliert. Beim Ausschalten der Extrapolations-Option ist zu beachten, dass die entsprechenden Berechnungsergebnisse ggf. nicht konservativ sein können.

Nach einer Programmaktualisierung kann die Update-Version auf dem PC des Anwenders automatisch über das Internet installiert werden. Diese Möglichkeit ist mit den Systemeinstellungen sowie den Administrationsrechten auf dem jeweiligen PC zu vereinbaren.

#### 12.1.4 Dateiformate

Im Programm ERWIN werden folgende Dateien verwendet:

- Rissfortschrittskurven,
- Spannungsverteilungen,
- Lastkollektive.

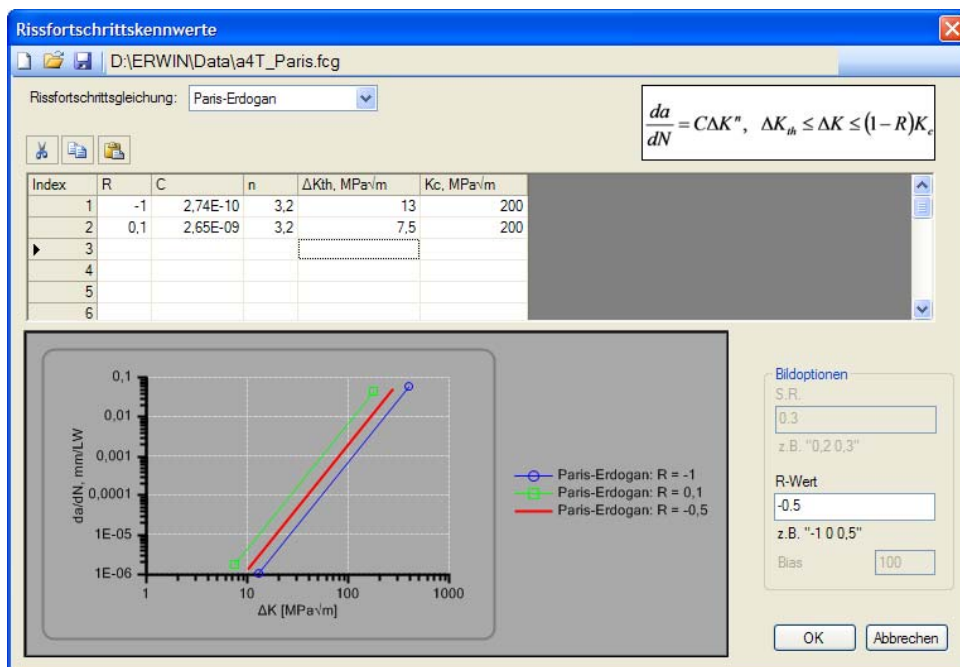
### Rissfortschrittskurven

**Abbildung 12-6** zeigt Beispiele für die Eingabe von Rissfortschrittskurven in ERWIN. Diese basieren auf den Versuchsergebnissen für den Werkstoff EA4T (Kapitel 6) und beschreiben die Daten mit der Paris-Erdogan- bzw. der bilinearen Gleichung sowie als  $da/dN$ - $\Delta K$ -Tabellen. Im letzteren Fall werden der Schwellenwert  $\Delta K_{th}$  und die kritische Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors

$$\Delta K_c = \frac{K_c}{1 - R_K} \quad (12-4)$$

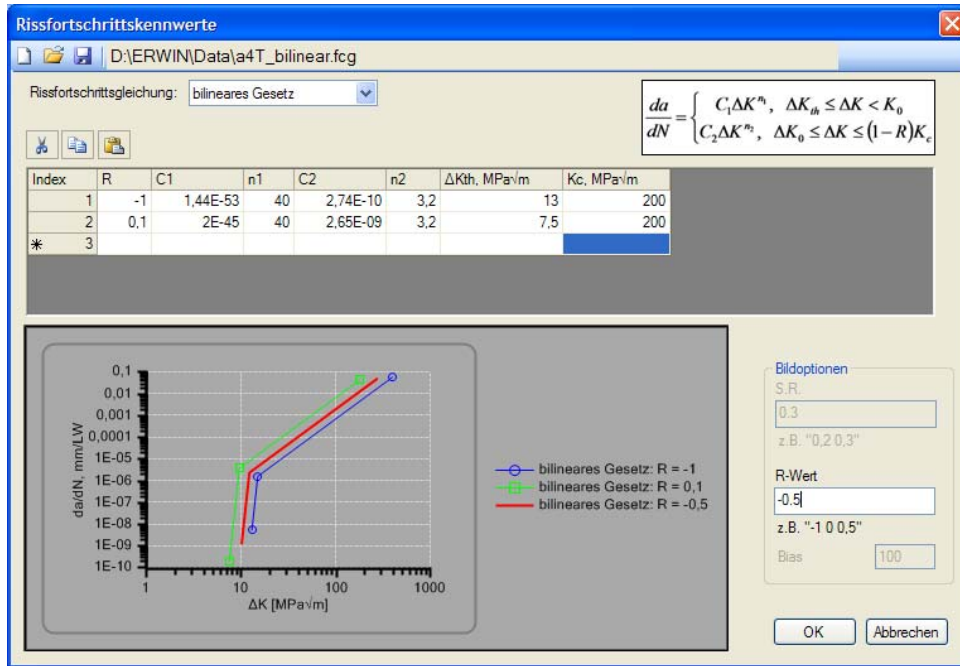
als erster bzw. letzter Wert in der entsprechenden Datenreihe definiert.

Die angegebenen  $da/dN$ - $\Delta K$ -Kurven werden in einem grafischen Fenster dargestellt. Darüber hinaus können interpolierte Kurven für andere  $R_K$ -Werte angezeigt werden.

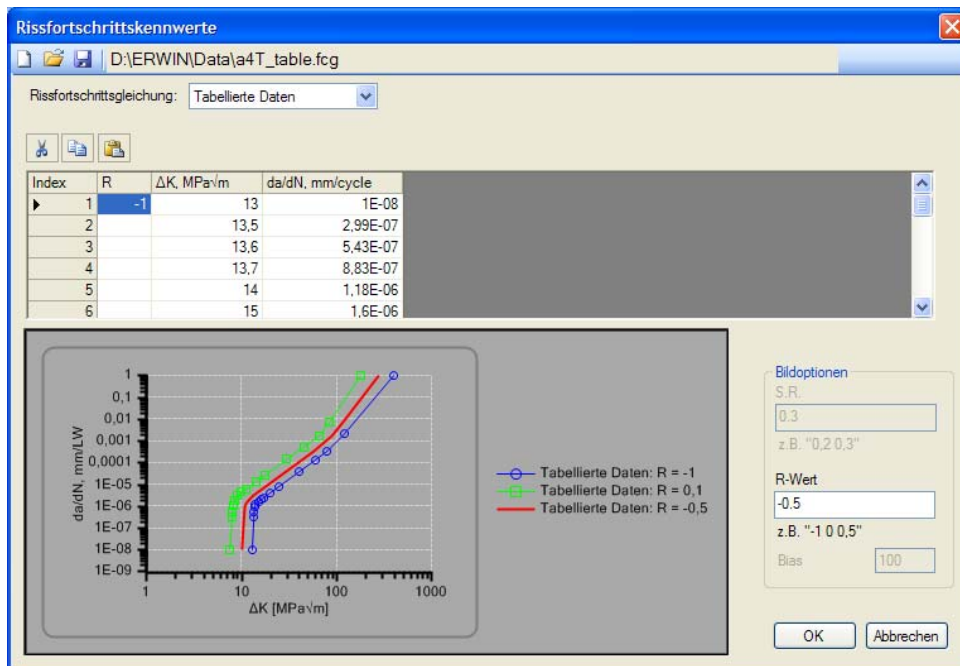


(a) Paris-Erdogan-Gleichung

**Abbildung 12-6:** Rissfortschrittskurven für den Werkstoff EA4T



(b) bilineare Gleichung



(c) tabellierte Daten

**Abbildung 12-6:** Rissfortschrittskurven für den Werkstoff EA4T (Fortsetzung)

## Spannungen

Die Spannungsverteilung im zu bewertenden Querschnitt kann als 1D bzw. 2D Feld angegeben werden, **Abbildung 12-7**, wobei die Axialspannung für das Verhalten von Umfangsfehlern maßgebend ist. Die Definition des Koordinatensystems ist **Abbildung 7-4** zu entnehmen.

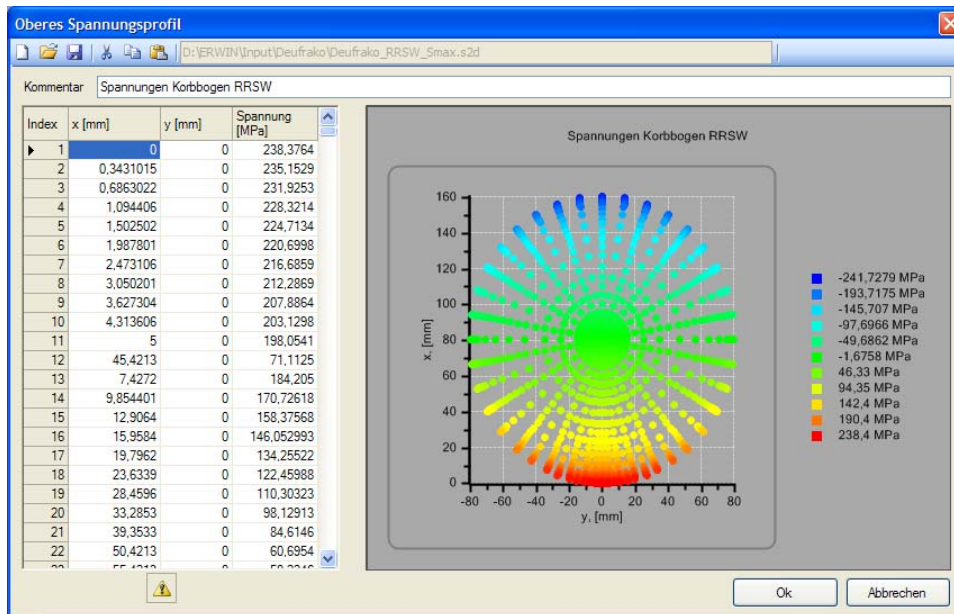


Abbildung 12-7: 2D Spannungsverteilung (Primärbiegebeanspruchung)

In Bereichen mit Kerbwirkung (Korbbogen, Mulde) zeigt die Axialspannung Gradientenverläufe sowohl in der Radial- als auch der Umfangsrichtung, so dass die Beschreibung von Spannungen mit 2D Profilen generell erforderlich ist. Bei der ebenen Biegebeanspruchung reicht die Spannungsangabe für eine Hälfte des Querschnitts, wobei in Gl. (7-24) automatisch nur gerade Funktionen der  $y$ -Koordinate verwendet werden. Bei der Umlaufbiegebeanspruchung muss die Spannungsverteilung für den gesamten Querschnitt vorliegen, worauf ein Symbol ⚠ im Eingabefenster hinweist. Nichteinhaltung dieser Regel führt zu Berechnungsfehlern, die durch auffällig hohe  $\Delta K$ -Werte erkannt werden können.

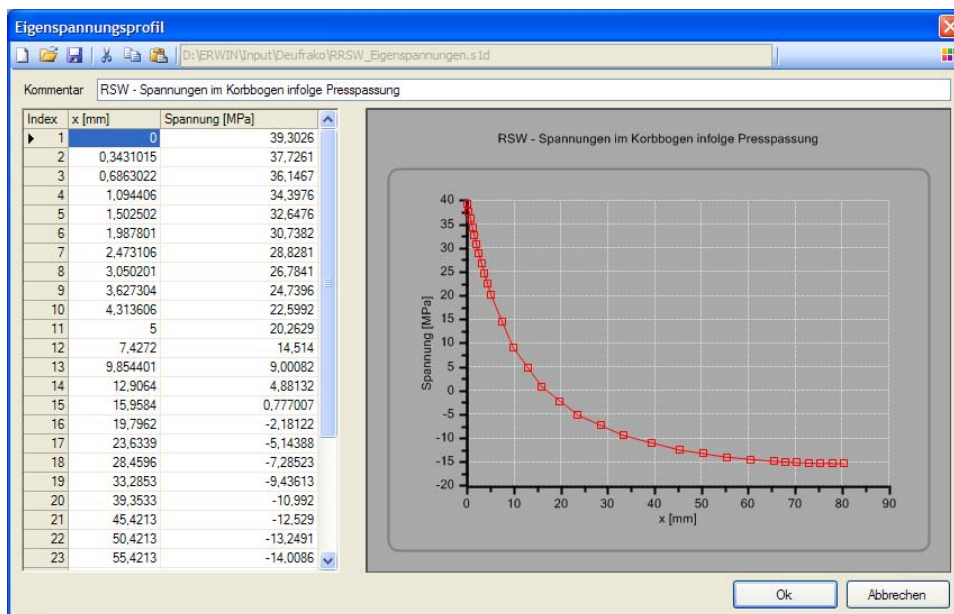


Abbildung 12-8: Beispiel rotationssymmetrischer Spannungsverteilung infolge Presspassung

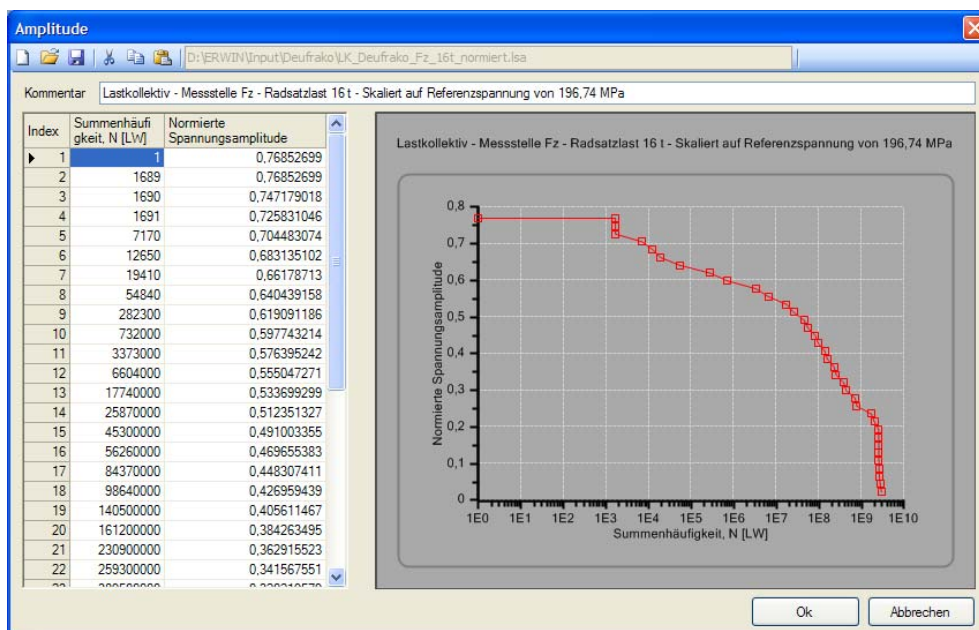
Die Berücksichtigung von Eigenspannungen infolge von Presspassungen erfolgt unter Annahme der Rotationssymmetrie. Daher werden die Eigenspannungen als 1D Verlauf über dem halben Wellendurchmesser (Vollwelle) bzw. über der Wanddicke (Hohlwelle) definiert. Ein Beispiel des Eigenspannungsprofils ist in **Abbildung 12-8** für einen Querschnitt der Vollwelle mit  $R = 80,4213$  mm dargestellt. Die  $x$ -Koordinate entspricht in diesem Fall  $x = R - r$  mit dem Koordinatenursprung an der Oberfläche und  $r$  als radiale Koordinate.

Die beschriebene Vorgehensweise ermöglicht eine getrennte Berechnung von Primärbiegespannungen und Eigenspannungen: Während die Biegespannungen im Allgemeinen mit einem 3D FE-Modell ermittelt werden müssen, kann für die Berechnung von Eigenspannungen ein 2D rotationssymmetrisches Modell eingesetzt werden. Dadurch kann der Modellierungsaufwand für die Berücksichtigung der Kontaktwechselwirkung erheblich reduziert werden.

An dieser Stelle muss darauf hingewiesen werden, dass die vorausgesetzte lineare Superposition der so ermittelten Spannungen nicht uneingeschränkt gültig ist. So können Berechnungsfehler entstehen, wenn der Abstand von der Presssitzkante (Kontaktbereich) zum Bewertungsquerschnitt mit Riss sehr klein ist, z.B. bei einer Risslage in einer schmalen Mulde zwischen zwei zylindrischen Bereichen. Hierfür liegen bisher nur noch nicht veröffentlichte Einzelergebnisse vor, so dass sich systematische Untersuchungen zu diesem Thema empfehlen.

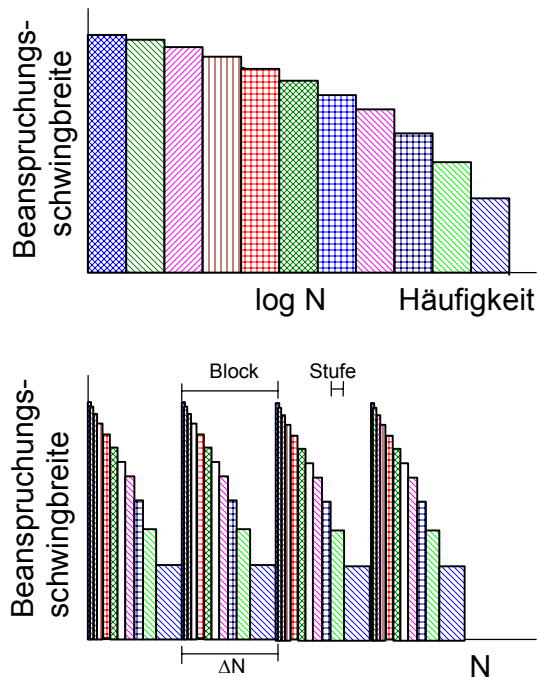
### Lastkollektiv

Ein Lastkollektiv wird als kumulierte Häufigkeitsverteilung von Spannungsamplituden angegeben. Dabei ist die Darstellung in einer normierten Form ( $N_i$ ,  $S_i$ ), Gl. (12-3), mit dem Bezug auf die oben definierten Spannungsprofile sinnvoll, **Abbildung 12-9**.



**Abbildung 12-9:** Beispiel eines normierten Lastkollektivs

Rissfortschrittsberechnungen erfolgen anschließend mit einer gleichmäßigen Aufteilung des Lastkollektivs in kleinere Blöcke, deren Anzahl gleich der Anzahl der Integrationschritte ist und deren Form der des ursprünglichen Lastkollektivs entspricht, siehe **Abbildung 12-10** /FKM 09/. Das berechnete Risswachstum ergibt sich aus einer Aufsummierung der Rissfortschrittsinkremente für alle Miniblöcke und deren Stufen.



**Abbildung 12-10:** Aufteilung einer gestuften variablen Beanspruchung (oben) in kleinere Blöcke (unten) /FKM 09/

## 12.2 Berechnungsbeispiele

### 12.2.1 Allgemeines

Im Nachfolgenden wird die Anwendung der bruchmechanischen Berechnungsmethoden sowie des Programms ERWIN für die Ermittlung des Rissfortschritts am Beispiel einer Referenzradsatzwelle (RRSW) verdeutlicht. Die Wellengeometrie ist in **Abbildung 12-11** gezeigt. Es werden zwei Risspositionen – im Schaft bzw. im Korbbogen – betrachtet. Der Wellendurchmesser beträgt  $D = 160$  mm im Schaft bzw.  $D = 160,8426$  mm im Korbbogen.

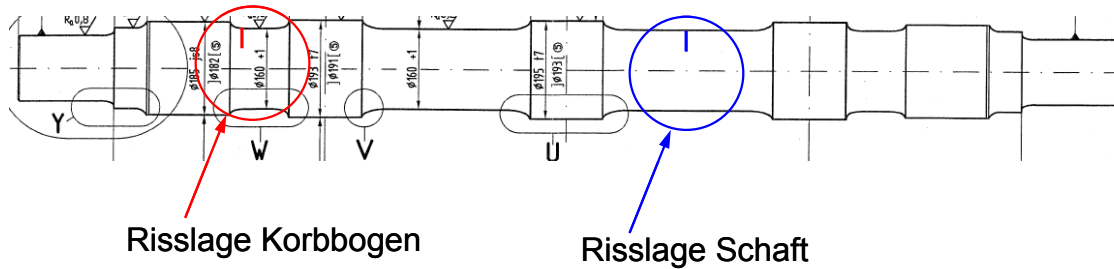
Den Berechnungen wird das Lastkollektiv nach **Abbildung 4-2** für die Radsatzlast von 16 t zu Grunde gelegt, das für den zylindrischen Schaftbereich gilt, siehe **Abbildung 12-12**. Für die Risslage im Korbbogen werden zusätzlich die Kerbwirkung sowie die Pressspannungen berücksichtigt.

Als Anfangsfehler wird ein Oberflächenriss mit der Tiefe  $a = 2$  mm und einer Länge von  $2c = 4$  bzw. 8 mm angenommen, die Endrisstiefe wird mit 40 mm, d.h.  $\frac{1}{4}$  des Wellendurchmessers,

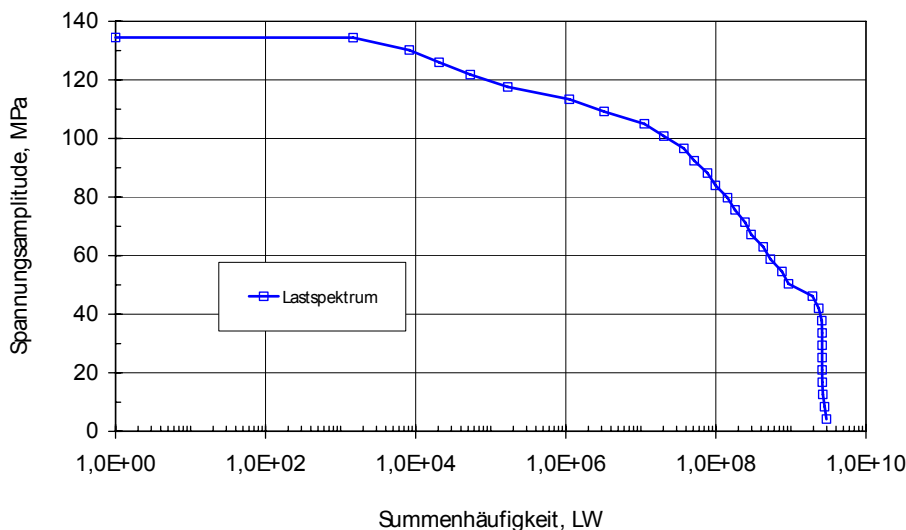


festgelegt. Bei der Umrechnung von Lastwechselzahlen in die entsprechende Fahrstrecke wird ein Raddurchmesser von 0,9 m zu Grunde gelegt.

Der Wellenwerkstoff ist der Stahl EA4T, für den die bruchmechanischen Kennwerte bei  $R_K = -1$  und  $R_K = 0,1$  vorliegen (Kapitel 6). Die Angabe der Rissfortschrittskurven in ERWIN erfolgt in tabellarischer Form mit abdeckenden Kurven, siehe **Abbildung 6-15, Tabelle 6-7**.



**Abbildung 12-11:** Referenzwelle



**Abbildung 12-12:** Lastkollektiv der Messstelle DBf\_RS4\_Cx, 16 t Radsatzlast  
(siehe **Abbildung 4-2**)

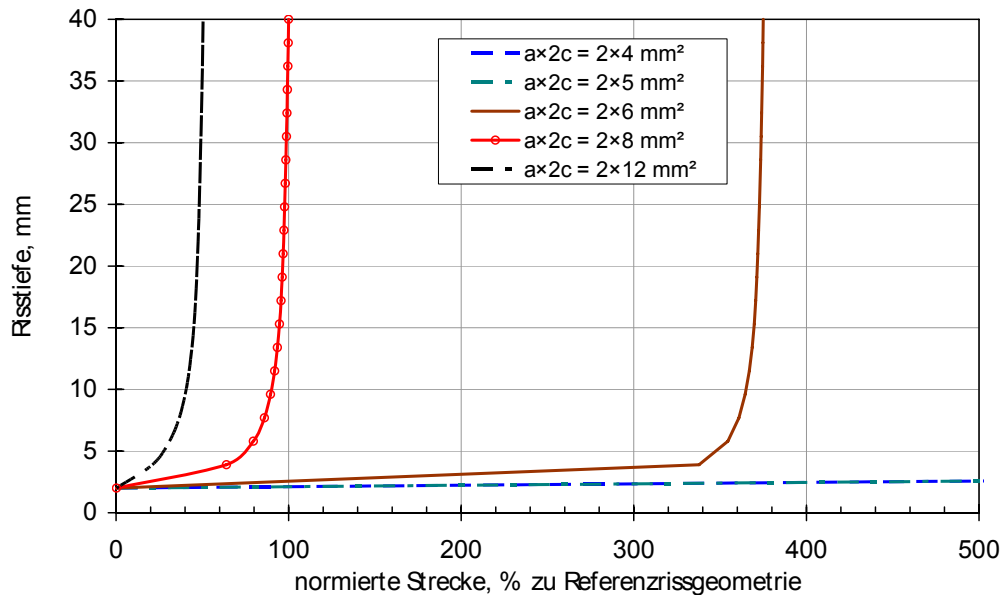
### 12.2.2 Beispiel: Rissfortschrittsberechnung sowie FAD-Bewertung für den zylindrischen Schaft der Referenzradsatzwelle

Im zylindrischen Schaft sind die Spannungen durch eine lineare 1D Verteilung mit dem Maximalspannungswert an der Oberfläche entsprechend **Abbildung 12-12** beschrieben. Die Beanspruchung wird mit Lastkomponenten

$$\sigma_{m,\max} = \sigma_{m,\min} = 0, \quad \sigma_{b,\max} = 1, \quad \sigma_{b,\min} = -1 \quad (12-5)$$

sowie dem Lastkollektiv nach **Abbildung 12-12** mit Absolutwerten für die Spannungsamplituden in MPa angegeben. Die höchste Biegespannung im Lastkollektiv beträgt 134,5 MPa.

**Abbildung 12-13** zeigt die Ergebnisse von Rissfortschrittsberechnungen für Risse mit einer Tiefe von 2 mm und variabler Risslänge. Alle Kurven sind auf die Restlebensdauer für die Referenzrissgeometrie mit  $a \times 2c = 2 \times 8 \text{ mm}^2$  normiert. Auf der Basis der berechneten Rissfortschrittskurven und ggf. unter Anwendung eines Sicherheitsfaktors können Inspektionsintervalle für die Referenzradsatzwelle festgelegt werden.



**Abbildung 12-13:** Rissfortschrittskurven für Oberflächenrisse mit einer Tiefe von 2 mm im Schaftbereich der RRSW (Referenzrissgeometrie  $a \times 2c = 2 \times 8 \text{ mm}^2$ )

Zusätzlich zur Berechnung des Ermüdungsrissfortschritts wird eine Versagensbewertung der Welle hinsichtlich der Rissinitiierung (siehe Kapitel 7.2) unter der höchsten Beanspruchung mit  $\sigma_b = 134,5 \text{ MPa}$  für mehrere Rissgeometrien durchgeführt. Die Risstiefe variiert dabei von 2 bis 40 mm mit je 2 mm Schritten, die entsprechende Rissform ergibt sich aus den Rissfortschrittsberechnungen. Die für die Bewertung unter statischer Beanspruchung erforderlichen Werkstoffkennwerte werden **Tabelle 6-1** und **Tabelle 6-4** als entsprechende Mittelwerte für die Lage „Mitte“ entnommen:

$$R_{p0,2} = 515 \text{ MPa}, R_m = 671 \text{ MPa}, KV = 131,5 \text{ J.}$$

Unter konservativer Annahme eines spröden Werkstoffzustands kann aus dem  $KV$ -Wert eine untere Grenze der statischen Risszähigkeit bezogen auf die 25 mm dicke C(T)-Probe abgeschätzt werden /FKM 09/:

$$K_{mat} = 12\sqrt{KV} = 137,6 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}.$$

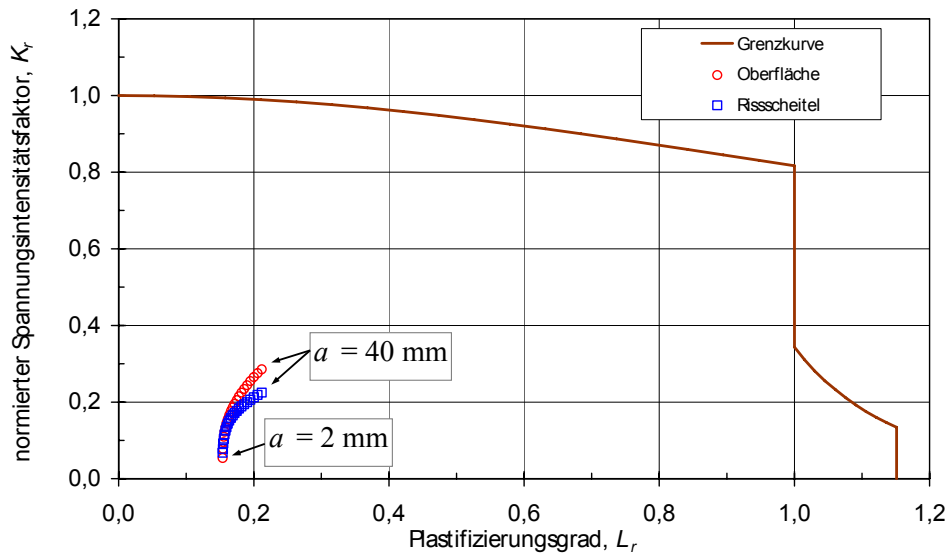
Weitere Werkstoffdaten sind der Elastizitätsmodul und die Querkontraktionszahl

$$E = 210 \text{ GPa}, \nu = 0,3.$$

**Abbildung 12-14** zeigt die Ergebnisse der FAD-Bewertung für den Oberflächenpunkt sowie die Rissmitte. Obwohl sich der Abstand vom Bewertungspunkt zur Grenzkurve mit zunehmender Rissgröße verringert, bleiben selbst für den maximalen betrachteten Fehler mit  $a = 40 \text{ mm}$  große Sicherheitsreserven gegen eine statische Rissinitiierung, so dass ein globales Bauteilver-



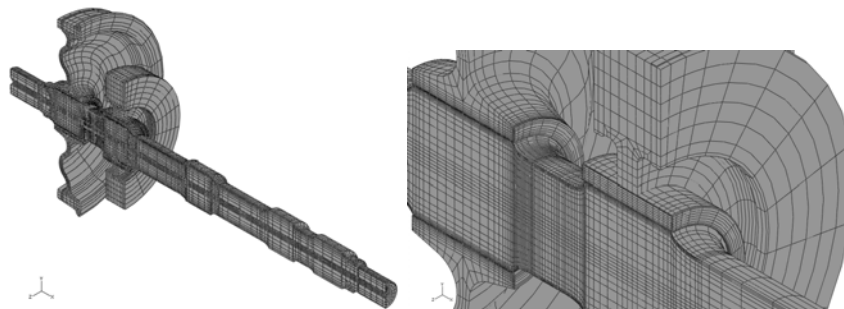
sagen unter einmaliger Belastung ausgeschlossen ist. Geringe Werte des Plastifizierungsgrades  $L_r$  bestätigen zudem die Gültigkeit der LEBM-Methoden im untersuchten Fall.



**Abbildung 12-14:** FAD für Oberflächenrisse mit einer Tiefe von 2 mm bis 40 mm im zylindrischen Schaftbereich der RRSW

### 12.2.3 Berechnung von Inspektionsintervallen für Risse im Korbbogen der Referenzradsatzwelle

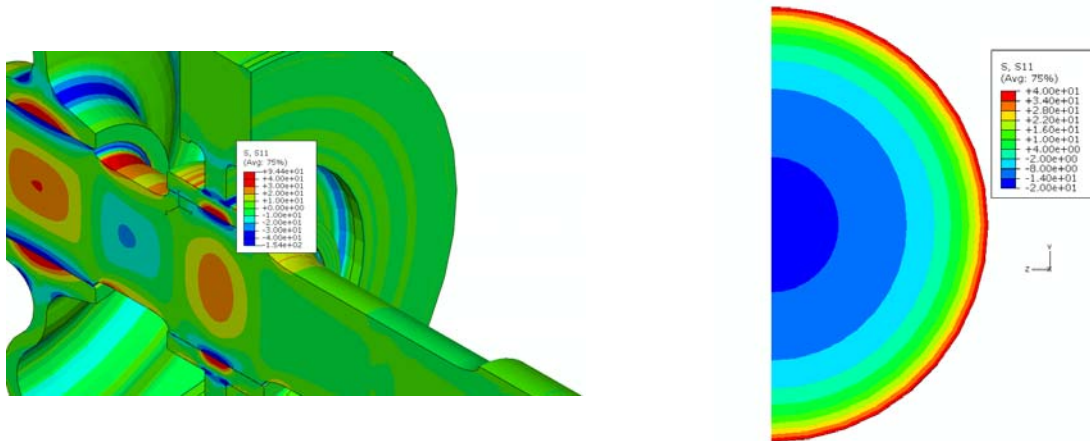
Für die Ermittlung des Spannungszustands im Korbbogenbereich der Referenzradsatzwelle ist eine FE-Analyse erforderlich. **Abbildung 12-15** zeigt das verwendete FE-Modell, das aus 20-knotigen Kontinuumselementen mit dem quadratischen Verschiebungsansatz besteht. Neben der Welle werden auch das Rad sowie die Bremscheibe (vereinfachte Geometrie) modelliert. Die Axialspannungen infolge von Presspassungen und Biegebelastungen werden getrennt ermittelt und in den anschließenden bruchmechanischen Analysen linear überlagert.



**Abbildung 12-15:** FE-Modell der RRSW mit Details im Korbbogenbereich

Entsprechend den Konstruktionszeichnungen betragen die höchsten Übermaße 0,386 mm für die Pressverbindung Welle-Rad bzw. 0,212 mm für die Pressverbindung Welle-Bremscheibe. Ein konstanter Reibungskoeffizient von 0,12 wird für die beiden Kontaktpaare angenommen. **Abbildung 12-16** zeigt den rotationssymmetrischen Spannungszustand infolge Presspassung. Die höchste Axialzugspannung von ca. 94 MPa, die in der Kontaktzone auftritt

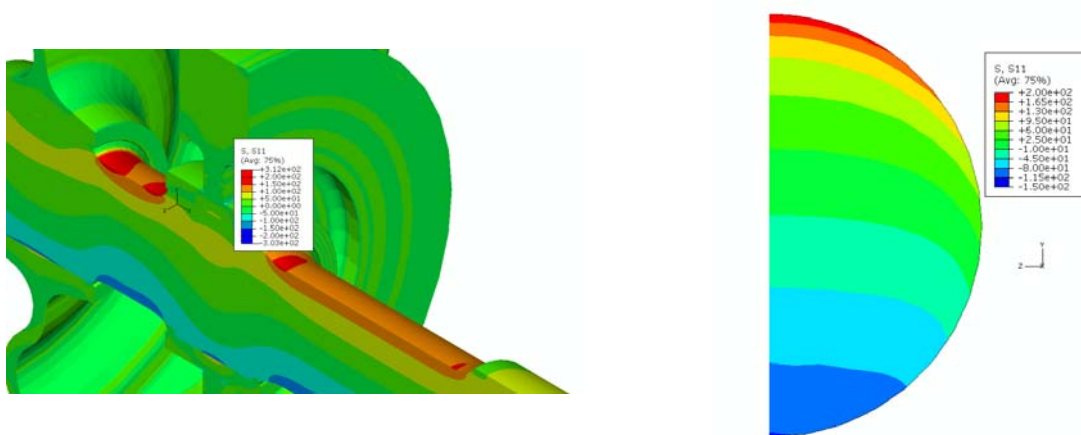
(**Abbildung 12-16** links), ist für die bruchmechanische Betrachtung im Korbbogenbereich ohne Bedeutung. Die axialen Pressspannungen im Bewertungsquerschnitt, der in einer Entfernung von ca. 11,5 mm von der Presssitzkante liegt, sind in **Abbildung 12-16** rechts bzw. in **Abbildung 12-8** als Verteilung über dem Radius dargestellt. Der Maximalwert der Pressspannung an der Wellenoberfläche im Bewertungsquerschnitt liegt bei ca. 40 MPa, eine Einzelmessung am Bauteil ergab eine Spannung von 25 MPa.



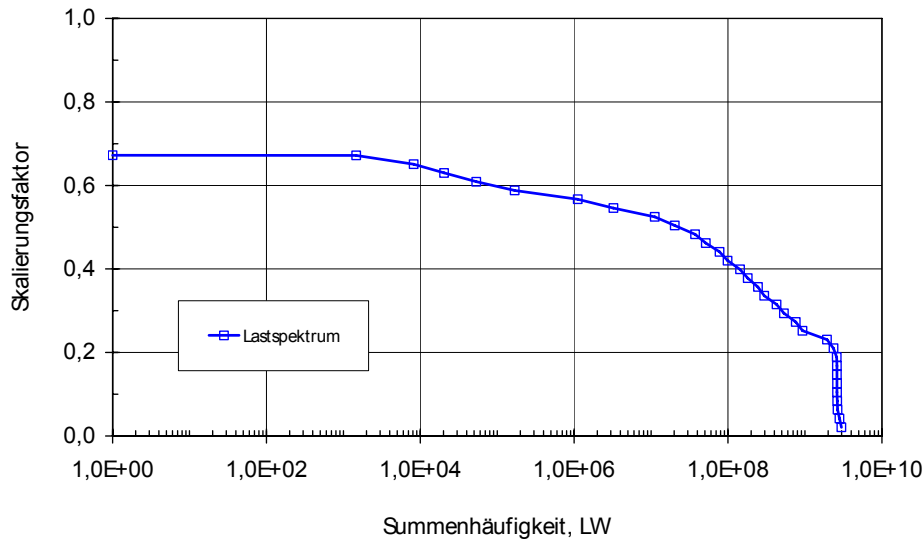
**Abbildung 12-16:** Axialspannungen infolge einer Presspassung (rechts: Bewertungsquerschnitt)

Die Biegespannungen werden als 2D Profil für eine Referenznennspannung von 200 MPa im zylindrischen Bereich ermittelt und in ERWIN angegeben. **Abbildung 12-17** zeigt den Spannungszustand bei der Überlagerung der Press- und Biegespannungen für eine Nennspannung im zylindrischen Querschnitt von 130 MPa.

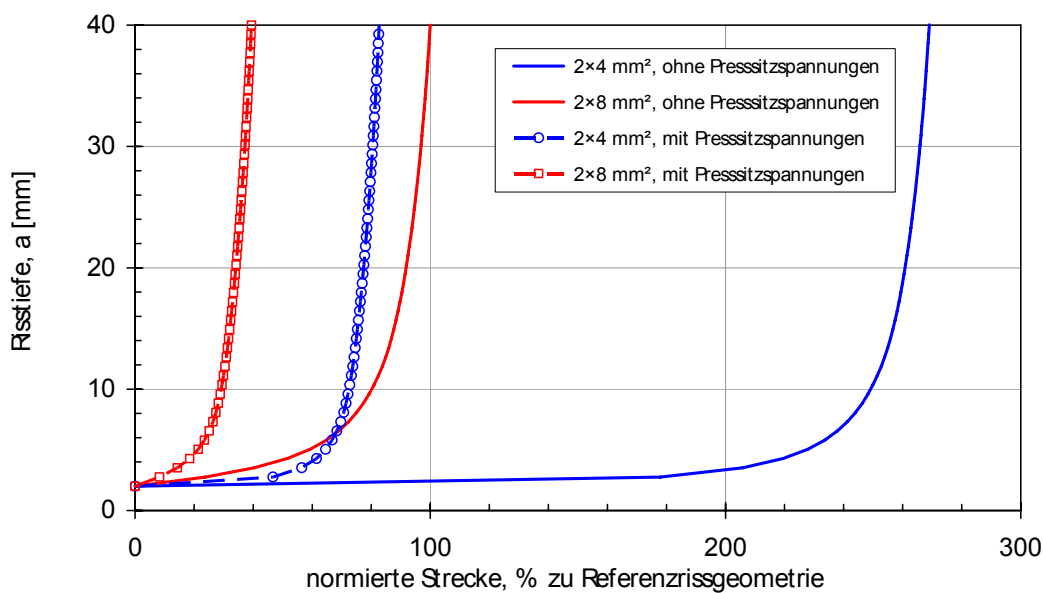
Die mit der verwendeten Definition des Biegespannungsprofils kompatible Darstellung des normierten Lastkollektivs ist in **Abbildung 12-18** gezeigt.



**Abbildung 12-17:** Axialspannungen bei überlagerten Pressspannungen und Beanspruchung mit einer Nennbiegespannung von 130 MPa (rechts: Bewertungsquerschnitt)



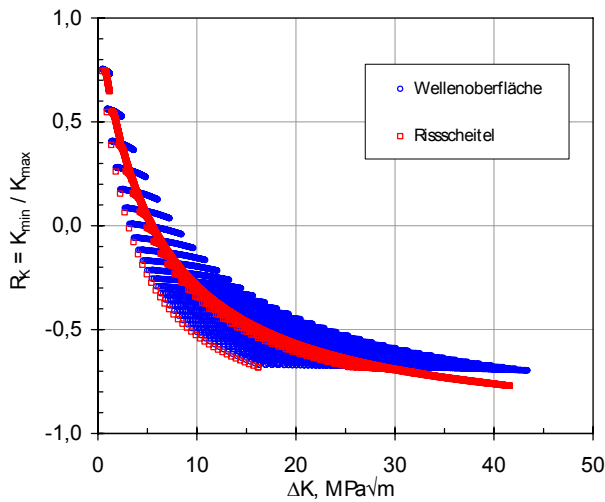
**Abbildung 12-18:** Normierte Darstellung des Lastkollektivs der Messstelle DBf\_RS4\_Cx, 16 t (Referenzspannung 200 MPa)



**Abbildung 12-19:** Rissfortschrittskurven für den Korbbogenbereich der RRSW (Referenzrissgeometrie  $a \times 2c = 2 \times 8 \text{ mm}^2$ , ohne Pressspannungen)

Rissfortschrittsberechnungen wurden bis zu einer Risstiefe von 40 mm mit und ohne Berücksichtigung von Pressspannungen durchgeführt. **Abbildung 12-19** zeigt die normierten Rissfortschrittskurven, wobei die Anfangsrissgeometrie  $a \times 2c = 2 \times 8 \text{ mm}^2$ , ohne Pressspannungen als Referenzfall dient. Unter Berücksichtigung von Pressspannungen ergibt sich eine um Faktor von ca. 2,5 bis 3,2 kürzere Restlebensdauer der RRSW. Dieser Effekt ist auf höhere Spannungsintensitätsverhältnisse durch die Wirkung einer Zugmittelspannung zurück zu führen. So treten im vorliegenden Beispiel je nach der Beanspruchungsstufe im Lastkollektiv sowie der Lage an der Rissfront  $R_K$ -Werte von ca. -0,8 bis 0,75 auf, **Abbildung 12-20**, was im Vergleich zum Lastfall ohne Pressspannungen ( $R = -1$ ) zu höheren Rissfortschrittsraten bei

gleichen  $\Delta K$ -Werten führt. Damit ist eine umfassende bruchmechanische Werkstoffcharakterisierung innerhalb eines breiten  $R_K$ -Bereichs eine wichtige Voraussetzung für eine zuverlässige Vorhersage des Rissfortschrittsverhaltens für Wellenbereiche mit Pressverbindungen.



**Abbildung 12-20:** Spannungsintensitätsverhältnis für einen wachsenden Riss im Korbbogen für verschiedene Stufen im Lastkollektiv

#### 12.2.4 Tabellen von polynomischen Einflussfunktionen

Die numerisch ermittelten polynomischen Einflussfunktionen (Kapitel 7-5) sind in den nachfolgenden Tabellen zusammengefasst. Für die geraden Funktionen der  $y$ -Koordinate, Gl. (7-25), sind in den Tabellen die Werte von  $f_{mn}^{(1)}$  sowohl für die Rissmitte (Punkt  $A$ ) als auch den oberflächennahen Punkt  $C$  enthalten. Für die ungeraden Funktionen werden nur Daten für den Punkt  $C$  ausgegeben, da für die Rissmitte  $f_{mn}^{(2)}(\phi = 90^\circ) = 0$  gilt.

Tabelle 12-1: Polynomische Einflussfunktionen  $f_{mn}^{(1)}$ 

m	n	Lage	a/c	a/R									
				0,05	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,8	1	
0	0	A	0,2	1,034E+00	1,025E+00	1,034E+00	1,073E+00	1,142E+00	1,240E+00	1,374E+00	1,784E+00	2,506E+00	
			0,3	9,924E-01	9,874E-01	1,000E+00	1,040E+00	1,107E+00	1,202E+00	1,331E+00	1,726E+00	2,424E+00	
			0,5	8,894E-01	8,905E-01	9,087E-01	9,460E-01	1,006E+00	1,090E+00	1,203E+00	1,553E+00	2,167E+00	
			0,8	7,665E-01	7,688E-01	7,842E-01	8,125E-01	8,569E-01	9,186E-01	1,002E+00	1,258E+00	1,712E+00	
			1	6,638E-01	6,659E-01	6,768E-01	6,957E-01	7,247E-01	7,639E-01	8,168E-01	9,752E-01	1,243E+00	
		C	0,2	6,121E-01	6,459E-01	6,812E-01	7,638E-01	8,395E-01	9,400E-01	1,109E+00	1,558E+00	2,279E+00	
			0,3	6,853E-01	6,896E-01	7,064E-01	7,773E-01	8,486E-01	9,518E-01	1,117E+00	1,560E+00	2,297E+00	
			0,5	7,054E-01	7,196E-01	7,383E-01	8,022E-01	8,736E-01	9,758E-01	1,123E+00	1,551E+00	2,284E+00	
			0,8	7,299E-01	7,350E-01	7,647E-01	8,136E-01	8,822E-01	9,799E-01	1,098E+00	1,474E+00	2,165E+00	
			1	7,329E-01	7,388E-01	7,686E-01	8,066E-01	8,628E-01	9,409E-01	1,019E+00	1,322E+00	1,873E+00	
1	0	A	0,2	6,509E-01	6,537E-01	6,651E-01	6,880E-01	7,235E-01	7,715E-01	8,344E-01	1,022E+00	1,342E+00	
			0,3	6,288E-01	6,310E-01	6,439E-01	6,666E-01	7,010E-01	7,474E-01	8,081E-01	9,889E-01	1,297E+00	
			0,5	5,777E-01	5,797E-01	5,917E-01	6,111E-01	6,406E-01	6,804E-01	7,328E-01	8,906E-01	1,160E+00	
			0,8	5,202E-01	5,209E-01	5,282E-01	5,412E-01	5,609E-01	5,880E-01	6,241E-01	7,348E-01	9,285E-01	
			1	4,713E-01	4,716E-01	4,759E-01	4,836E-01	4,957E-01	5,114E-01	5,330E-01	5,967E-01	7,051E-01	
		C	0,2	3,130E-01	4,056E-01	4,738E-01	5,346E-01	5,796E-01	6,323E-01	7,182E-01	9,309E-01	1,260E+00	
			0,3	2,716E-01	3,392E-01	4,184E-01	4,902E-01	5,437E-01	6,058E-01	6,942E-01	9,113E-01	1,250E+00	
			0,5	2,181E-01	2,594E-01	3,099E-01	3,894E-01	4,541E-01	5,270E-01	6,176E-01	8,435E-01	1,190E+00	
			0,8	1,915E-01	2,134E-01	2,530E-01	2,996E-01	3,521E-01	4,162E-01	4,970E-01	7,047E-01	1,037E+00	
			1	1,792E-01	1,898E-01	2,157E-01	2,478E-01	2,837E-01	3,312E-01	3,901E-01	5,463E-01	8,037E-01	
2	0	A	0,2	5,052E-01	5,080E-01	5,162E-01	5,310E-01	5,531E-01	5,825E-01	6,202E-01	7,306E-01	9,146E-01	
			0,3	4,910E-01	4,922E-01	5,007E-01	5,151E-01	5,365E-01	5,647E-01	6,009E-01	7,070E-01	8,841E-01	
			0,5	4,588E-01	4,590E-01	4,659E-01	4,768E-01	4,943E-01	5,175E-01	5,482E-01	6,393E-01	7,929E-01	
			0,8	4,229E-01	4,223E-01	4,256E-01	4,324E-01	4,433E-01	4,582E-01	4,780E-01	5,386E-01	6,453E-01	
			1	3,914E-01	3,910E-01	3,927E-01	3,965E-01	4,030E-01	4,111E-01	4,226E-01	4,555E-01	5,121E-01	
		C	0,2	1,678E-01	2,685E-01	3,532E-01	4,105E-01	4,479E-01	4,860E-01	5,431E-01	6,754E-01	8,720E-01	
			0,3	1,208E-01	1,806E-01	2,673E-01	3,395E-01	3,894E-01	4,394E-01	5,029E-01	6,447E-01	8,506E-01	
			0,5	8,488E-02	1,101E-01	1,463E-01	2,111E-01	2,651E-01	3,239E-01	3,936E-01	5,517E-01	7,699E-01	
			0,8	7,161E-02	8,176E-02	1,032E-01	1,313E-01	1,647E-01	2,061E-01	2,632E-01	4,032E-01	6,116E-01	
			1	6,654E-02	7,049E-02	8,216E-02	9,853E-02	1,176E-01	1,440E-01	1,813E-01	2,740E-01	4,249E-01	
3	0	A	0,2	4,262E-01	4,284E-01	4,340E-01	4,444E-01	4,599E-01	4,799E-01	5,055E-01	5,795E-01	7,008E-01	
			0,3	4,162E-01	4,165E-01	4,219E-01	4,318E-01	4,464E-01	4,656E-01	4,902E-01	5,611E-01	6,777E-01	
			0,5	3,932E-01	3,926E-01	3,967E-01	4,033E-01	4,147E-01	4,298E-01	4,501E-01	5,098E-01	6,097E-01	
			0,8	3,676E-01	3,664E-01	3,679E-01	3,720E-01	3,788E-01	3,880E-01	4,005E-01	4,382E-01	5,050E-01	
			1	3,446E-01	3,439E-01	3,444E-01	3,465E-01	3,505E-01	3,554E-01	3,627E-01	3,823E-01	4,161E-01	
		C	0,2	9,290E-02	1,832E-01	2,725E-01	3,291E-01	3,644E-01	3,965E-01	4,405E-01	5,358E-01	6,710E-01	
			0,3	5,924E-02	1,015E-01	1,777E-01	2,460E-01	2,935E-01	3,381E-01	3,903E-01	4,981E-01	6,432E-01	
			0,5	4,039E-02	5,342E-02	7,545E-02	1,220E-01	1,644E-01	2,118E-01	2,688E-01	3,931E-01	5,516E-01	
			0,8	3,545E-02	3,945E-02	5,005E-02	6,594E-02	8,618E-02	1,126E-01	1,523E-01	2,522E-01	3,989E-01	
			1	3,370E-02	3,479E-02	4,007E-02	4,835E-02	5,866E-02	7,359E-02	9,612E-02	1,541E-01	2,509E-01	
4	0	A	0,2	3,754E-01	3,771E-01	3,810E-01	3,886E-01	4,001E-01	4,150E-01	4,337E-01	4,873E-01	5,742E-01	
			0,3	3,681E-01	3,677E-01	3,712E-01	3,783E-01	3,890E-01	4,031E-01	4,209E-01	4,721E-01	5,555E-01	
			0,5	3,503E-01	3,492E-01	3,518E-01	3,560E-01	3,640E-01	3,747E-01	3,890E-01	4,311E-01	5,016E-01	
			0,8	3,307E-01	3,293E-01	3,297E-01	3,323E-01	3,370E-01	3,433E-01	3,519E-01	3,772E-01	4,226E-01	
			1	3,127E-01	3,117E-01	3,116E-01	3,128E-01	3,157E-01	3,189E-01	3,240E-01	3,368E-01	3,588E-01	
		C	0,2	5,281E-02	1,276E-01	2,148E-01	2,708E-01	3,054E-01	3,347E-01	3,717E-01	4,470E-01	5,485E-01	
			0,3	3,217E-02	5,985E-02	1,214E-01	1,832E-01	2,280E-01	2,690E-01	3,149E-01	4,045E-01	5,165E-01	
			0,5	2,305E-02	2,953E-02	4,243E-02	7,417E-02	1,062E-01	1,441E-01	1,912E-01	2,939E-01	4,187E-01	
			0,8	2,151E-02	2,292E-02	2,829E-02	3,741E-02	4,979E-02	6,679E-02	9,408E-02	1,669E-01	2,761E-01	
			1	2,094E-02	2,091E-02	2,350E-02	2,805E-02	3,408E-02	4,300E-02	5,683E-02	9,441E-02	1,597E-01	

Tabelle 12-1 (Fortsetzung)

<i>m</i>	<i>n</i>	Lage	<i>a/c</i>	<i>a/R</i>								
				0,05	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,8	1
0	1	A	0,2	9.336E-02	8.986E-02	8.258E-02	8.224E-02	8.492E-02	9.041E-02	9.813E-02	1.231E-01	1.644E-01
			0,3	1.229E-01	1.169E-01	1.109E-01	1.124E-01	1.175E-01	1.262E-01	1.380E-01	1.750E-01	2.356E-01
			0,5	1.393E-01	1.376E-01	1.362E-01	1.434E-01	1.537E-01	1.686E-01	1.873E-01	2.445E-01	3.356E-01
			0,8	1.302E-01	1.302E-01	1.332E-01	1.406E-01	1.522E-01	1.686E-01	1.895E-01	2.535E-01	3.564E-01
			1	1.139E-01	1.134E-01	1.161E-01	1.220E-01	1.308E-01	1.433E-01	1.590E-01	2.076E-01	2.855E-01
		C	0,2	4.401E-01	3.691E-01	2.829E-01	2.438E-01	2.185E-01	2.036E-01	1.993E-01	2.022E-01	2.270E-01
			0,3	5.150E-01	4.650E-01	3.868E-01	3.433E-01	3.134E-01	2.971E-01	2.920E-01	2.987E-01	3.377E-01
			0,5	5.205E-01	5.085E-01	4.878E-01	4.675E-01	4.535E-01	4.468E-01	4.463E-01	4.712E-01	5.482E-01
			0,8	5.153E-01	5.087E-01	5.081E-01	5.132E-01	5.230E-01	5.405E-01	5.504E-01	6.074E-01	7.331E-01
			1	4.986E-01	4.971E-01	5.042E-01	5.123E-01	5.274E-01	5.483E-01	5.575E-01	6.341E-01	7.762E-01
1	1	A	0,2	4.104E-02	4.399E-02	4.254E-02	4.384E-02	4.589E-02	4.916E-02	5.324E-02	6.617E-02	8.624E-02
			0,3	5.501E-02	5.498E-02	5.508E-02	5.811E-02	6.188E-02	6.715E-02	7.350E-02	9.288E-02	1.225E-01
			0,5	6.225E-02	6.297E-02	6.355E-02	6.986E-02	7.628E-02	8.488E-02	9.482E-02	1.248E-01	1.696E-01
			0,8	6.054E-02	6.087E-02	6.275E-02	6.666E-02	7.234E-02	8.027E-02	9.011E-02	1.217E-01	1.711E-01
			1	5.630E-02	5.563E-02	5.654E-02	5.923E-02	6.272E-02	6.802E-02	7.423E-02	9.578E-02	1.304E-01
		C	0,2	2.285E-01	2.389E-01	2.075E-01	1.842E-01	1.663E-01	1.540E-01	1.474E-01	1.410E-01	1.474E-01
			0,3	2.059E-01	2.349E-01	2.410E-01	2.329E-01	2.204E-01	2.116E-01	2.065E-01	2.028E-01	2.150E-01
			0,5	1.567E-01	1.829E-01	2.086E-01	2.381E-01	2.525E-01	2.636E-01	2.732E-01	2.929E-01	3.307E-01
			0,8	1.244E-01	1.395E-01	1.635E-01	1.883E-01	2.123E-01	2.379E-01	2.646E-01	3.196E-01	3.951E-01
			1	1.087E-01	1.154E-01	1.310E-01	1.492E-01	1.672E-01	1.897E-01	2.157E-01	2.743E-01	3.591E-01
2	1	A	0,2	2.249E-02	2.695E-02	2.659E-02	2.800E-02	2.950E-02	3.169E-02	3.421E-02	4.236E-02	5.430E-02
			0,3	3.213E-02	3.274E-02	3.334E-02	3.611E-02	3.883E-02	4.239E-02	4.639E-02	5.872E-02	7.649E-02
			0,5	3.728E-02	3.770E-02	3.701E-02	4.178E-02	4.580E-02	5.128E-02	5.725E-02	7.612E-02	1.030E-01
			0,8	3.751E-02	3.751E-02	3.807E-02	4.005E-02	4.292E-02	4.715E-02	5.231E-02	7.078E-02	9.935E-02
			1	3.639E-02	3.547E-02	3.544E-02	3.677E-02	3.823E-02	4.086E-02	4.351E-02	5.507E-02	7.364E-02
		C	0,2	1.228E-01	1.602E-01	1.585E-01	1.464E-01	1.345E-01	1.251E-01	1.189E-01	1.106E-01	1.110E-01
			0,3	9.042E-02	1.255E-01	1.569E-01	1.664E-01	1.646E-01	1.616E-01	1.590E-01	1.546E-01	1.587E-01
			0,5	5.701E-02	7.423E-02	9.618E-02	1.295E-01	1.501E-01	1.671E-01	1.818E-01	2.037E-01	2.298E-01
			0,8	4.083E-02	4.745E-02	6.088E-02	7.737E-02	9.490E-02	1.146E-01	1.394E-01	1.875E-01	2.436E-01
			1	3.437E-02	3.633E-02	4.296E-02	5.226E-02	6.204E-02	7.529E-02	9.427E-02	1.337E-01	1.897E-01
3	1	A	0,2	1.329E-02	1.857E-02	1.841E-02	1.974E-02	2.086E-02	2.244E-02	2.414E-02	2.990E-02	3.790E-02
			0,3	2.125E-02	2.205E-02	2.243E-02	2.483E-02	2.683E-02	2.943E-02	3.216E-02	4.093E-02	5.294E-02
			0,5	2.553E-02	2.580E-02	2.411E-02	2.801E-02	3.058E-02	3.431E-02	3.812E-02	5.132E-02	6.940E-02
			0,8	2.631E-02	2.621E-02	2.614E-02	2.720E-02	2.868E-02	3.110E-02	3.392E-02	4.603E-02	6.444E-02
			1	2.634E-02	2.532E-02	2.489E-02	2.564E-02	2.621E-02	2.770E-02	2.874E-02	3.589E-02	4.718E-02
		C	0,2	6.773E-02	1.100E-01	1.240E-01	1.198E-01	1.123E-01	1.054E-01	1.001E-01	9.196E-02	9.015E-02
			0,3	4.342E-02	7.004E-02	1.051E-01	1.225E-01	1.269E-01	1.281E-01	1.278E-01	1.250E-01	1.263E-01
			0,5	2.538E-02	3.380E-02	4.736E-02	7.355E-02	9.274E-02	1.101E-01	1.264E-01	1.499E-01	1.717E-01
			0,8	1.833E-02	2.020E-02	2.618E-02	3.524E-02	4.593E-02	5.896E-02	7.783E-02	1.167E-01	1.611E-01
			1	1.565E-02	1.550E-02	1.785E-02	2.201E-02	2.686E-02	3.392E-02	4.536E-02	7.054E-02	1.082E-01
4	1	A	0,2	7.523E-03	1.373E-02	1.356E-02	1.479E-02	1.564E-02	1.685E-02	1.805E-02	2.244E-02	2.825E-02
			0,3	1.486E-02	1.598E-02	1.605E-02	1.817E-02	1.969E-02	2.167E-02	2.362E-02	3.036E-02	3.913E-02
			0,5	1.876E-02	1.905E-02	1.664E-02	2.012E-02	2.180E-02	2.447E-02	2.696E-02	3.688E-02	4.997E-02
			0,8	1.972E-02	1.961E-02	1.919E-02	1.978E-02	2.053E-02	2.196E-02	2.349E-02	3.215E-02	4.495E-02
			1	2.026E-02	1.921E-02	1.856E-02	1.903E-02	1.914E-02	2.007E-02	2.028E-02	2.523E-02	3.278E-02
		C	0,2	3.813E-02	7.680E-02	9.856E-02	9.987E-02	9.573E-02	9.085E-02	8.664E-02	7.923E-02	7.653E-02
			0,3	2.312E-02	4.080E-02	7.191E-02	9.204E-02	9.994E-02	1.038E-01	1.055E-01	1.046E-01	1.051E-01
			0,5	1.409E-02	1.765E-02	2.515E-02	4.335E-02	5.896E-02	7.455E-02	9.035E-02	1.142E-01	1.339E-01
			0,8	1.087E-02	1.079E-02	1.316E-02	1.793E-02	2.410E-02	3.225E-02	4.549E-02	7.552E-02	1.113E-01
			1	9.598E-03	8.596E-03	9.253E-03	1.114E-02	1.359E-02	1.736E-02	2.393E-02	3.976E-02	6.526E-02

Tabelle 12-1 (Fortsetzung)

m	n	Lage	a/c	a/R								
				0,05	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,8	1
0	2	A	0,2	2.343E-02	2.250E-02	1.735E-02	1.534E-02	1.439E-02	1.409E-02	1.413E-02	1.529E-02	1.784E-02
			0,3	3.996E-02	3.526E-02	2.975E-02	2.764E-02	2.681E-02	2.691E-02	2.753E-02	3.092E-02	3.692E-02
			0,5	5.379E-02	5.153E-02	4.859E-02	4.939E-02	5.096E-02	5.379E-02	5.721E-02	6.840E-02	8.506E-02
			0,8	5.380E-02	5.283E-02	5.322E-02	5.572E-02	5.997E-02	6.589E-02	7.312E-02	9.480E-02	1.262E-01
			1	4.788E-02	4.683E-02	4.746E-02	4.999E-02	5.378E-02	5.943E-02	6.599E-02	8.694E-02	1.185E-01
		C	0,2	3.287E-01	2.233E-01	1.291E-01	8.916E-02	6.787E-02	5.477E-02	4.616E-02	3.584E-02	3.194E-02
			0,3	4.122E-01	3.372E-01	2.336E-01	1.726E-01	1.361E-01	1.127E-01	9.560E-02	7.510E-02	6.712E-02
			0,5	4.272E-01	4.023E-01	3.662E-01	3.167E-01	2.810E-01	2.510E-01	2.237E-01	1.888E-01	1.789E-01
			0,8	4.205E-01	4.088E-01	3.963E-01	3.858E-01	3.768E-01	3.703E-01	3.504E-01	3.312E-01	3.386E-01
			1	4.016E-01	3.974E-01	3.963E-01	3.942E-01	3.962E-01	3.995E-01	3.879E-01	4.018E-01	4.382E-01
1	2	A	0,2	9.919E-03	1.175E-02	9.461E-03	8.617E-03	8.217E-03	8.104E-03	8.137E-03	8.746E-03	1.001E-02
			0,3	1.689E-02	1.608E-02	1.470E-02	1.444E-02	1.444E-02	1.476E-02	1.521E-02	1.720E-02	2.025E-02
			0,5	2.159E-02	2.120E-02	2.099E-02	2.288E-02	2.462E-02	2.684E-02	2.910E-02	3.590E-02	4.486E-02
			0,8	2.203E-02	2.148E-02	2.199E-02	2.362E-02	2.598E-02	2.917E-02	3.293E-02	4.485E-02	6.144E-02
			1	2.073E-02	1.969E-02	1.975E-02	2.090E-02	2.243E-02	2.492E-02	2.746E-02	3.729E-02	5.231E-02
		C	0,2	1.721E-01	1.463E-01	9.636E-02	6.894E-02	5.322E-02	4.297E-02	3.573E-02	2.663E-02	2.254E-02
			0,3	1.660E-01	1.727E-01	1.489E-01	1.209E-01	9.969E-02	8.433E-02	7.174E-02	5.501E-02	4.660E-02
			0,5	1.277E-01	1.451E-01	1.583E-01	1.651E-01	1.616E-01	1.544E-01	1.441E-01	1.258E-01	1.172E-01
			0,8	9.809E-02	1.095E-01	1.263E-01	1.417E-01	1.545E-01	1.662E-01	1.739E-01	1.836E-01	1.954E-01
			1	8.310E-02	8.805E-02	9.940E-02	1.122E-01	1.236E-01	1.373E-01	1.513E-01	1.785E-01	2.123E-01
2	2	A	0,2	5.125E-03	7.641E-03	6.135E-03	5.638E-03	5.411E-03	5.347E-03	5.360E-03	5.733E-03	6.479E-03
			0,3	9.349E-03	9.238E-03	8.630E-03	8.784E-03	8.964E-03	9.292E-03	9.624E-03	1.099E-02	1.284E-02
			0,5	1.204E-02	1.154E-02	1.112E-02	1.265E-02	1.390E-02	1.549E-02	1.700E-02	2.165E-02	2.730E-02
			0,8	1.267E-02	1.189E-02	1.181E-02	1.258E-02	1.375E-02	1.544E-02	1.740E-02	2.465E-02	3.466E-02
			1	1.245E-02	1.124E-02	1.084E-02	1.130E-02	1.184E-02	1.303E-02	1.386E-02	1.915E-02	2.730E-02
		C	0,2	9.279E-02	9.880E-02	7.439E-02	5.557E-02	4.375E-02	3.558E-02	2.945E-02	2.149E-02	1.762E-02
			0,3	7.281E-02	9.271E-02	9.808E-02	8.784E-02	7.600E-02	6.607E-02	5.691E-02	4.359E-02	3.597E-02
			0,5	4.536E-02	5.798E-02	7.245E-02	9.024E-02	9.715E-02	9.960E-02	9.817E-02	9.044E-02	8.493E-02
			0,8	3.038E-02	3.528E-02	4.515E-02	5.667E-02	6.787E-02	7.932E-02	9.185E-02	1.097E-01	1.241E-01
			1	2.426E-02	2.538E-02	3.010E-02	3.680E-02	4.339E-02	5.212E-02	6.436E-02	8.618E-02	1.128E-01
3	2	A	0,2	2.899E-03	5.684E-03	4.420E-03	4.039E-03	3.881E-03	3.828E-03	3.829E-03	4.073E-03	4.574E-03
			0,3	5.988E-03	6.201E-03	5.656E-03	5.877E-03	6.073E-03	6.361E-03	6.610E-03	7.635E-03	8.900E-03
			0,5	8.002E-03	7.437E-03	6.672E-03	7.842E-03	8.669E-03	9.798E-03	1.080E-02	1.421E-02	1.815E-02
			0,8	8.652E-03	7.753E-03	7.341E-03	7.696E-03	8.246E-03	9.151E-03	1.013E-02	1.492E-02	2.146E-02
			1	8.765E-03	7.445E-03	6.823E-03	7.007E-03	7.102E-03	7.736E-03	7.727E-03	1.100E-02	1.589E-02
		C	0,2	5.116E-02	6.811E-02	5.860E-02	4.589E-02	3.695E-02	3.037E-02	2.517E-02	1.818E-02	1.460E-02
			0,3	3.486E-02	5.176E-02	6.609E-02	6.529E-02	5.935E-02	5.315E-02	4.658E-02	3.607E-02	2.943E-02
			0,5	1.989E-02	2.581E-02	3.503E-02	5.106E-02	6.016E-02	6.614E-02	6.906E-02	6.783E-02	6.502E-02
			0,8	1.335E-02	1.423E-02	1.831E-02	2.465E-02	3.171E-02	3.977E-02	5.062E-02	6.843E-02	8.312E-02
			1	1.077E-02	1.005E-02	1.139E-02	1.418E-02	1.731E-02	2.187E-02	2.945E-02	4.410E-02	6.348E-02
4	2	A	0,2	1.652E-03	4.619E-03	3.419E-03	3.068E-03	2.942E-03	2.887E-03	2.880E-03	3.042E-03	3.419E-03
			0,3	4.117E-03	4.668E-03	4.015E-03	4.201E-03	4.369E-03	4.609E-03	4.795E-03	5.614E-03	6.544E-03
			0,5	5.872E-03	5.369E-03	4.335E-03	5.270E-03	5.796E-03	6.601E-03	7.257E-03	9.882E-03	1.280E-02
			0,8	6.548E-03	5.597E-03	4.978E-03	5.131E-03	5.349E-03	5.818E-03	6.215E-03	9.647E-03	1.417E-02
			1	6.797E-03	5.393E-03	4.625E-03	4.677E-03	4.534E-03	4.904E-03	4.359E-03	6.739E-03	9.974E-03
		C	0,2	2.872E-02	4.771E-02	4.682E-02	3.851E-02	3.174E-02	2.643E-02	2.200E-02	1.584E-02	1.255E-02
			0,3	1.858E-02	3.011E-02	4.534E-02	4.934E-02	4.710E-02	4.351E-02	3.891E-02	3.065E-02	2.495E-02
			0,5	1.122E-02	1.330E-02	1.818E-02	2.979E-02	3.811E-02	4.482E-02	4.964E-02	5.224E-02	5.150E-02
			0,8	8.260E-03	7.509E-03	8.726E-03	1.191E-02	1.588E-02	2.095E-02	2.890E-02	4.400E-02	5.759E-02
			1	7.023E-03	5.541E-03	5.527E-03	6.605E-03	8.034E-03	1.030E-02	1.454E-02	2.375E-02	3.727E-02

Tabelle 12-1 (Fortsetzung)

m	n	Lage	a/c	a/R								
				0,05	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,8	1
0	3	A	0,2	8.651E-03	1.016E-02	6.869E-03	5.520E-03	4.823E-03	4.424E-03	4.195E-03	3.859E-03	3.924E-03
			0,3	1.835E-02	1.501E-02	1.097E-02	9.084E-03	8.011E-03	7.373E-03	6.963E-03	6.711E-03	6.954E-03
			0,5	2.823E-02	2.600E-02	2.332E-02	2.238E-02	2.193E-02	2.192E-02	2.207E-02	2.346E-02	2.589E-02
			0,8	2.996E-02	2.864E-02	2.822E-02	2.908E-02	3.081E-02	3.323E-02	3.608E-02	4.392E-02	5.409E-02
			1	2.727E-02	2.601E-02	2.597E-02	2.718E-02	2.919E-02	3.213E-02	3.560E-02	4.594E-02	6.049E-02
	3	C	0,2	2.492E-01	1.388E-01	6.255E-02	3.656E-02	2.529E-02	1.922E-02	1.544E-02	1.128E-02	9.340E-03
			0,3	3.380E-01	2.513E-01	1.461E-01	9.085E-02	6.254E-02	4.573E-02	3.393E-02	2.095E-02	1.507E-02
			0,5	3.650E-01	3.317E-01	2.880E-01	2.264E-01	1.853E-01	1.517E-01	1.219E-01	8.398E-02	6.595E-02
			0,8	3.619E-01	3.470E-01	3.277E-01	3.091E-01	2.913E-01	2.746E-01	2.436E-01	2.010E-01	1.771E-01
			1	3.441E-01	3.384E-01	3.329E-01	3.255E-01	3.212E-01	3.161E-01	2.952E-01	2.833E-01	2.800E-01
1	3	A	0,2	3.764E-03	6.050E-03	4.129E-03	3.349E-03	2.958E-03	2.734E-03	2.611E-03	2.405E-03	2.474E-03
			0,3	7.880E-03	7.270E-03	5.734E-03	5.014E-03	4.568E-03	4.287E-03	4.087E-03	3.954E-03	4.035E-03
			0,5	1.111E-02	1.037E-02	9.977E-03	1.036E-02	1.074E-02	1.120E-02	1.161E-02	1.281E-02	1.427E-02
			0,8	1.197E-02	1.102E-02	1.104E-02	1.180E-02	1.297E-02	1.451E-02	1.626E-02	2.112E-02	2.711E-02
			1	1.156E-02	1.032E-02	1.009E-02	1.063E-02	1.150E-02	1.285E-02	1.436E-02	1.942E-02	2.679E-02
	3	C	0,2	1.313E-01	9.118E-02	4.619E-02	2.735E-02	1.874E-02	1.393E-02	1.089E-02	7.707E-03	6.462E-03
			0,3	1.370E-01	1.299E-01	9.446E-02	6.484E-02	4.688E-02	3.521E-02	2.633E-02	1.604E-02	1.105E-02
			0,5	1.089E-01	1.201E-01	1.254E-01	1.197E-01	1.086E-01	9.558E-02	8.090E-02	5.829E-02	4.550E-02
			0,8	8.299E-02	9.198E-02	1.041E-01	1.138E-01	1.203E-01	1.247E-01	1.233E-01	1.151E-01	1.068E-01
			1	6.927E-02	7.314E-02	8.193E-02	9.150E-02	9.944E-02	1.084E-01	1.159E-01	1.281E-01	1.398E-01
2	3	A	0,2	1.966E-03	4.480E-03	2.953E-03	2.351E-03	2.068E-03	1.903E-03	1.814E-03	1.657E-03	1.712E-03
			0,3	4.454E-03	4.584E-03	3.551E-03	3.173E-03	2.947E-03	2.803E-03	2.690E-03	2.615E-03	2.645E-03
			0,5	6.337E-03	5.632E-03	5.218E-03	5.606E-03	6.003E-03	6.457E-03	6.841E-03	7.834E-03	8.843E-03
			0,8	7.119E-03	5.990E-03	5.657E-03	5.983E-03	6.582E-03	7.431E-03	8.429E-03	1.149E-02	1.531E-02
			1	7.249E-03	5.826E-03	5.313E-03	5.448E-03	5.768E-03	6.383E-03	6.990E-03	9.625E-03	1.364E-02
	3	C	0,2	7.096E-02	6.179E-02	3.566E-02	2.183E-02	1.504E-02	1.104E-02	8.406E-03	5.662E-03	4.713E-03
			0,3	6.020E-02	7.004E-02	6.270E-02	4.760E-02	3.620E-02	2.802E-02	2.127E-02	1.302E-02	8.780E-03
			0,5	3.833E-02	4.770E-02	5.723E-02	6.573E-02	6.584E-02	6.238E-02	5.594E-02	4.281E-02	3.387E-02
			0,8	2.501E-02	2.878E-02	3.641E-02	4.489E-02	5.244E-02	5.936E-02	6.537E-02	6.963E-02	6.921E-02
			1	1.941E-02	2.004E-02	2.368E-02	2.891E-02	3.381E-02	4.014E-02	4.864E-02	6.167E-02	7.482E-02
3	3	A	0,2	1.149E-03	3.776E-03	2.358E-03	1.809E-03	1.573E-03	1.432E-03	1.358E-03	1.221E-03	1.263E-03
			0,3	2.965E-03	3.527E-03	2.512E-03	2.219E-03	2.073E-03	1.984E-03	1.913E-03	1.866E-03	1.877E-03
			0,5	4.462E-03	3.861E-03	3.195E-03	3.411E-03	3.691E-03	4.046E-03	4.354E-03	5.158E-03	5.917E-03
			0,8	5.254E-03	4.051E-03	3.468E-03	3.552E-03	3.830E-03	4.286E-03	4.833E-03	6.819E-03	9.373E-03
			1	5.574E-03	4.025E-03	3.344E-03	3.305E-03	3.386E-03	3.678E-03	3.871E-03	5.359E-03	7.689E-03
	3	C	0,2	3.916E-02	4.275E-02	2.817E-02	1.801E-02	1.260E-02	9.245E-03	6.916E-03	4.437E-03	3.594E-03
			0,3	2.888E-02	3.918E-02	4.245E-02	3.562E-02	2.851E-02	2.276E-02	1.761E-02	1.093E-02	7.308E-03
			0,5	1.682E-02	2.104E-02	2.742E-02	3.717E-02	4.089E-02	4.167E-02	3.968E-02	3.251E-02	2.636E-02
			0,8	1.109E-02	1.135E-02	1.431E-02	1.905E-02	2.405E-02	2.939E-02	3.585E-02	4.362E-02	4.682E-02
			1	8.755E-03	7.699E-03	8.483E-03	1.056E-02	1.284E-02	1.616E-02	2.164E-02	3.107E-02	4.189E-02
4	3	A	0,2	7.231E-04	3.430E-03	2.039E-03	1.484E-03	1.268E-03	1.138E-03	1.070E-03	9.412E-04	9.757E-04
			0,3	2.170E-03	3.077E-03	1.986E-03	1.681E-03	1.559E-03	1.491E-03	1.438E-03	1.405E-03	1.409E-03
			0,5	3.531E-03	3.128E-03	2.241E-03	2.290E-03	2.451E-03	2.705E-03	2.933E-03	3.582E-03	4.177E-03
			0,8	4.372E-03	3.200E-03	2.419E-03	2.366E-03	2.472E-03	2.709E-03	2.993E-03	4.324E-03	6.089E-03
			1	4.801E-03	3.192E-03	2.373E-03	2.243E-03	2.210E-03	2.348E-03	2.331E-03	3.254E-03	4.689E-03
	3	C	0,2	2.197E-02	3.006E-02	2.259E-02	1.514E-02	1.081E-02	7.991E-03	5.936E-03	3.668E-03	2.856E-03
			0,3	1.549E-02	2.283E-02	2.922E-02	2.704E-02	2.276E-02	1.876E-02	1.483E-02	9.375E-03	6.267E-03
			0,5	9.698E-03	1.083E-02	1.405E-02	2.159E-02	2.589E-02	2.831E-02	2.865E-02	2.523E-02	2.110E-02
			0,8	7.207E-03	6.085E-03	6.675E-03	8.963E-03	1.175E-02	1.517E-02	2.024E-02	2.801E-02	3.258E-02
			1	6.134E-03	4.392E-03	4.026E-03	4.710E-03	5.667E-03	7.239E-03	1.029E-02	1.632E-02	2.426E-02



Tabelle 12-1 (Fortsetzung)

m	n	Lage	a/c	a/R								
				0,05	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,8	1
0	4	A	0,2	3.868E-03	6.919E-03	4.589E-03	3.664E-03	3.206E-03	2.948E-03	2.803E-03	2.540E-03	2.537E-03
			0,3	1.010E-02	8.008E-03	5.025E-03	3.702E-03	2.964E-03	2.502E-03	2.184E-03	1.800E-03	1.613E-03
			0,5	1.733E-02	1.534E-02	1.296E-02	1.168E-02	1.078E-02	1.012E-02	9.587E-03	8.961E-03	8.706E-03
			0,8	1.938E-02	1.797E-02	1.723E-02	1.739E-02	1.805E-02	1.900E-02	2.007E-02	2.274E-02	2.570E-02
			1	1.808E-02	1.670E-02	1.635E-02	1.694E-02	1.808E-02	1.974E-02	2.173E-02	2.722E-02	3.438E-02
		C	0,2	1.906E-01	8.850E-02	3.371E-02	1.959E-02	1.453E-02	1.202E-02	1.043E-02	8.377E-03	7.055E-03
			0,3	2.809E-01	1.901E-01	9.315E-02	4.897E-02	2.961E-02	1.927E-02	1.263E-02	6.306E-03	3.790E-03
			0,5	3.185E-01	2.797E-01	2.320E-01	1.663E-01	1.261E-01	9.505E-02	6.922E-02	3.938E-02	2.590E-02
			0,8	3.204E-01	3.031E-01	2.793E-01	2.559E-01	2.335E-01	2.120E-01	1.771E-01	1.289E-01	9.880E-02
			1	3.045E-01	2.979E-01	2.895E-01	2.787E-01	2.707E-01	2.610E-01	2.351E-01	2.110E-01	1.910E-01
1	4	A	0,2	1.715E-03	4.464E-03	2.850E-03	2.239E-03	1.965E-03	1.820E-03	1.748E-03	1.599E-03	1.645E-03
			0,3	4.476E-03	4.438E-03	2.929E-03	2.256E-03	1.864E-03	1.606E-03	1.421E-03	1.179E-03	1.051E-03
			0,5	6.944E-03	6.198E-03	5.579E-03	5.470E-03	5.384E-03	5.311E-03	5.205E-03	5.072E-03	4.982E-03
			0,8	7.908E-03	6.812E-03	6.549E-03	6.892E-03	7.493E-03	8.263E-03	9.107E-03	1.113E-02	1.322E-02
			1	7.906E-03	6.525E-03	6.120E-03	6.363E-03	6.884E-03	7.675E-03	8.617E-03	1.146E-02	1.535E-02
		C	0,2	1.009E-01	5.770E-02	2.328E-02	1.257E-02	8.869E-03	7.188E-03	6.309E-03	5.302E-03	4.782E-03
			0,3	1.145E-01	9.899E-02	6.078E-02	3.538E-02	2.252E-02	1.510E-02	1.001E-02	4.968E-03	2.904E-03
			0,5	9.519E-02	1.017E-01	1.016E-01	8.880E-02	7.483E-02	6.084E-02	4.684E-02	2.807E-02	1.850E-02
			0,8	7.282E-02	7.994E-02	8.865E-02	9.444E-02	9.693E-02	9.710E-02	9.079E-02	7.535E-02	6.139E-02
			1	6.037E-02	6.345E-02	7.045E-02	7.783E-02	8.349E-02	8.943E-02	9.283E-02	9.665E-02	9.739E-02
2	4	A	0,2	8.888E-04	3.616E-03	2.164E-03	1.610E-03	1.386E-03	1.268E-03	1.212E-03	1.103E-03	1.145E-03
			0,3	2.605E-03	3.294E-03	2.062E-03	1.583E-03	1.323E-03	1.151E-03	1.027E-03	8.557E-04	7.636E-04
			0,5	4.185E-03	3.670E-03	2.978E-03	2.966E-03	3.026E-03	3.091E-03	3.115E-03	3.158E-03	3.150E-03
			0,8	5.057E-03	3.877E-03	3.318E-03	3.410E-03	3.712E-03	4.155E-03	4.675E-03	6.044E-03	7.517E-03
			1	5.394E-03	3.841E-03	3.192E-03	3.175E-03	3.348E-03	3.689E-03	4.100E-03	5.560E-03	7.721E-03
		C	0,2	5.465E-02	3.907E-02	1.755E-02	9.243E-03	6.148E-03	4.725E-03	4.050E-03	3.468E-03	3.326E-03
			0,3	5.047E-02	5.355E-02	4.058E-02	2.616E-02	1.755E-02	1.214E-02	8.175E-03	4.088E-03	2.360E-03
			0,5	3.338E-02	4.027E-02	4.633E-02	4.896E-02	4.566E-02	4.005E-02	3.273E-02	2.092E-02	1.404E-02
			0,8	2.168E-02	2.460E-02	3.064E-02	3.698E-02	4.209E-02	4.619E-02	4.833E-02	4.604E-02	4.038E-02
			1	1.659E-02	1.687E-02	1.977E-02	2.402E-02	2.784E-02	3.264E-02	3.867E-02	4.649E-02	5.246E-02
3	4	A	0,2	5.122E-04	3.280E-03	1.873E-03	1.293E-03	1.078E-03	9.668E-04	9.114E-04	8.178E-04	8.456E-04
			0,3	1.778E-03	2.903E-03	1.686E-03	1.242E-03	1.030E-03	8.958E-04	8.009E-04	6.676E-04	5.964E-04
			0,5	3.129E-03	2.899E-03	1.966E-03	1.844E-03	1.878E-03	1.951E-03	2.004E-03	2.102E-03	2.133E-03
			0,8	4.041E-03	2.936E-03	2.106E-03	2.021E-03	2.132E-03	2.359E-03	2.654E-03	3.550E-03	4.587E-03
			1	4.529E-03	2.927E-03	2.079E-03	1.933E-03	1.952E-03	2.091E-03	2.257E-03	3.033E-03	4.267E-03
		C	0,2	3.018E-02	2.711E-02	1.380E-02	7.379E-03	4.745E-03	3.447E-03	2.798E-03	2.348E-03	2.363E-03
			0,3	2.431E-02	3.003E-02	2.758E-02	1.968E-02	1.390E-02	9.927E-03	6.816E-03	3.457E-03	1.987E-03
			0,5	1.474E-02	1.769E-02	2.207E-02	2.769E-02	2.844E-02	2.687E-02	2.336E-02	1.602E-02	1.105E-02
			0,8	9.800E-03	9.636E-03	1.184E-02	1.547E-02	1.911E-02	2.271E-02	2.646E-02	2.895E-02	2.753E-02
			1	7.723E-03	6.439E-03	6.871E-03	8.499E-03	1.026E-02	1.280E-02	1.693E-02	2.323E-02	2.932E-02
4	4	A	0,2	3.187E-04	3.125E-03	1.753E-03	1.127E-03	9.027E-04	7.891E-04	7.307E-04	6.429E-04	6.560E-04
			0,3	1.328E-03	2.753E-03	1.525E-03	1.062E-03	8.617E-04	7.428E-04	6.619E-04	5.495E-04	4.904E-04
			0,5	2.591E-03	2.644E-03	1.562E-03	1.314E-03	1.285E-03	1.326E-03	1.370E-03	1.473E-03	1.519E-03
			0,8	3.564E-03	2.614E-03	1.605E-03	1.394E-03	1.391E-03	1.491E-03	1.645E-03	2.226E-03	2.956E-03
			1	4.152E-03	2.594E-03	1.597E-03	1.364E-03	1.305E-03	1.347E-03	1.396E-03	1.827E-03	2.554E-03
		C	0,2	1.693E-02	1.917E-02	1.109E-02	6.144E-03	3.927E-03	2.752E-03	2.101E-03	1.659E-03	1.713E-03
			0,3	1.314E-02	1.755E-02	1.904E-02	1.500E-02	1.115E-02	8.223E-03	5.767E-03	2.980E-03	1.712E-03
			0,5	8.673E-03	9.128E-03	1.122E-02	1.605E-02	1.802E-02	1.830E-02	1.693E-02	1.251E-02	8.915E-03
			0,8	6.625E-03	5.278E-03	5.480E-03	7.176E-03	9.204E-03	1.159E-02	1.486E-02	1.860E-02	1.923E-02
			1	5.722E-03	3.840E-03	3.270E-03	3.717E-03	4.402E-03	5.568E-03	7.868E-03	1.203E-02	1.687E-02

Tabelle 12-2: Polynomische Einflussfunktionen  $f_{mn}^{(2)}$ 

m	n	Lage	a/c	a/R								
				0,05	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,8	1
0	0	C	0,2	5.974E-01	6.199E-01	6.249E-01	6.573E-01	6.737E-01	6.996E-01	7.556E-01	8.826E-01	1.094E+00
			0,3	6.537E-01	6.492E-01	6.387E-01	6.607E-01	6.730E-01	6.995E-01	7.497E-01	8.690E-01	1.065E+00
			0,5	6.349E-01	6.406E-01	6.389E-01	6.573E-01	6.702E-01	6.925E-01	7.275E-01	8.274E-01	1.012E+00
			0,8	6.123E-01	6.108E-01	6.194E-01	6.325E-01	6.479E-01	6.699E-01	6.864E-01	7.541E-01	8.934E-01
			1	5.804E-01	5.801E-01	5.907E-01	5.995E-01	6.119E-01	6.273E-01	6.284E-01	6.756E-01	7.673E-01
1	0	C	0,2	3.070E-01	3.945E-01	4.489E-01	4.868E-01	5.048E-01	5.244E-01	5.602E-01	6.356E-01	7.575E-01
			0,3	2.593E-01	3.229E-01	3.896E-01	4.393E-01	4.660E-01	4.939E-01	5.320E-01	6.103E-01	7.271E-01
			0,5	1.922E-01	2.296E-01	2.708E-01	3.303E-01	3.692E-01	4.070E-01	4.485E-01	5.342E-01	6.553E-01
			0,8	1.500E-01	1.688E-01	1.994E-01	2.311E-01	2.615E-01	2.941E-01	3.323E-01	4.115E-01	5.181E-01
			1	1.270E-01	1.351E-01	1.532E-01	1.736E-01	1.923E-01	2.151E-01	2.431E-01	2.987E-01	3.761E-01
2	0	C	0,2	1.645E-01	2.622E-01	3.388E-01	3.825E-01	4.042E-01	4.230E-01	4.512E-01	5.059E-01	5.897E-01
			0,3	1.142E-01	1.717E-01	2.512E-01	3.105E-01	3.447E-01	3.749E-01	4.094E-01	4.729E-01	5.570E-01
			0,5	7.153E-02	9.445E-02	1.254E-01	1.791E-01	2.186E-01	2.574E-01	2.994E-01	3.788E-01	4.734E-01
			0,8	5.060E-02	5.890E-02	7.544E-02	9.566E-02	1.172E-01	1.417E-01	1.758E-01	2.461E-01	3.329E-01
			1	4.059E-02	4.303E-02	5.065E-02	6.093E-02	7.108E-02	8.475E-02	1.058E-01	1.466E-01	2.045E-01
3	0	C	0,2	9.079E-02	1.791E-01	2.630E-01	3.106E-01	3.353E-01	3.545E-01	3.794E-01	4.241E-01	4.880E-01
			0,3	5.524E-02	9.592E-02	1.674E-01	2.271E-01	2.642E-01	2.956E-01	3.287E-01	3.855E-01	4.531E-01
			0,5	3.246E-02	4.390E-02	6.259E-02	1.020E-01	1.350E-01	1.696E-01	2.086E-01	2.820E-01	3.620E-01
			0,8	2.303E-02	2.573E-02	3.320E-02	4.420E-02	5.714E-02	7.314E-02	9.843E-02	1.550E-01	2.259E-01
			1	1.846E-02	1.848E-02	2.121E-02	2.576E-02	3.068E-02	3.788E-02	5.058E-02	7.730E-02	1.184E-01
4	0	C	0,2	5.133E-02	1.247E-01	2.080E-01	2.574E-01	2.843E-01	3.043E-01	3.275E-01	3.670E-01	4.190E-01
			0,3	2.954E-02	5.604E-02	1.142E-01	1.698E-01	2.072E-01	2.387E-01	2.709E-01	3.242E-01	3.822E-01
			0,5	1.799E-02	2.328E-02	3.383E-02	6.051E-02	8.599E-02	1.148E-01	1.493E-01	2.164E-01	2.866E-01
			0,8	1.351E-02	1.390E-02	1.706E-02	2.287E-02	3.030E-02	4.023E-02	5.775E-02	1.011E-01	1.588E-01
			1	1.115E-02	1.023E-02	1.103E-02	1.307E-02	1.549E-02	1.925E-02	2.651E-02	4.343E-02	7.203E-02
0	1	C	0,2	4.370E-01	3.645E-01	2.747E-01	2.305E-01	2.004E-01	1.803E-01	1.682E-01	1.524E-01	1.521E-01
			0,3	5.074E-01	4.561E-01	3.735E-01	3.228E-01	2.856E-01	2.611E-01	2.441E-01	2.222E-01	2.197E-01
			0,5	5.011E-01	4.873E-01	4.620E-01	4.315E-01	4.056E-01	3.840E-01	3.642E-01	3.394E-01	3.450E-01
			0,8	4.805E-01	4.722E-01	4.658E-01	4.609E-01	4.560E-01	4.532E-01	4.375E-01	4.235E-01	4.353E-01
			1	4.516E-01	4.483E-01	4.497E-01	4.487E-01	4.502E-01	4.517E-01	4.377E-01	4.405E-01	4.582E-01
1	1	C	0,2	2.273E-01	2.368E-01	2.035E-01	1.776E-01	1.573E-01	1.424E-01	1.321E-01	1.171E-01	1.130E-01
			0,3	2.030E-01	2.312E-01	2.349E-01	2.232E-01	2.070E-01	1.941E-01	1.833E-01	1.664E-01	1.605E-01
			0,5	1.499E-01	1.751E-01	1.984E-01	2.230E-01	2.315E-01	2.354E-01	2.356E-01	2.321E-01	2.381E-01
			0,8	1.130E-01	1.271E-01	1.485E-01	1.688E-01	1.863E-01	2.031E-01	2.182E-01	2.411E-01	2.659E-01
			1	9.376E-02	9.963E-02	1.128E-01	1.274E-01	1.399E-01	1.546E-01	1.711E-01	1.993E-01	2.325E-01
2	1	C	0,2	1.222E-01	1.590E-01	1.562E-01	1.425E-01	1.290E-01	1.180E-01	1.096E-01	9.641E-02	9.128E-02
			0,3	8.897E-02	1.235E-01	1.536E-01	1.608E-01	1.567E-01	1.513E-01	1.453E-01	1.333E-01	1.274E-01
			0,5	5.385E-02	7.046E-02	9.105E-02	1.216E-01	1.388E-01	1.516E-01	1.608E-01	1.693E-01	1.778E-01
			0,8	3.560E-02	4.164E-02	5.367E-02	6.791E-02	8.209E-02	9.709E-02	1.158E-01	1.464E-01	1.748E-01
			1	2.760E-02	2.905E-02	3.447E-02	4.198E-02	4.912E-02	5.859E-02	7.281E-02	9.712E-02	1.269E-01
3	1	C	0,2	6.732E-02	1.092E-01	1.224E-01	1.172E-01	1.086E-01	1.007E-01	9.393E-02	8.257E-02	7.734E-02
			0,3	4.259E-02	6.889E-02	1.030E-01	1.189E-01	1.218E-01	1.212E-01	1.187E-01	1.109E-01	1.060E-01
			0,5	2.371E-02	3.170E-02	4.440E-02	6.887E-02	8.591E-02	1.006E-01	1.133E-01	1.281E-01	1.387E-01
			0,8	1.564E-02	1.706E-02	2.214E-02	2.989E-02	3.863E-02	4.890E-02	6.409E-02	9.236E-02	1.198E-01
			1	1.216E-02	1.159E-02	1.319E-02	1.632E-02	1.967E-02	2.460E-02	3.334E-02	4.997E-02	7.274E-02
4	1	C	0,2	3.785E-02	7.627E-02	9.746E-02	9.796E-02	9.306E-02	8.742E-02	8.214E-02	7.249E-02	6.752E-02
			0,3	2.262E-02	4.006E-02	7.050E-02	8.956E-02	9.634E-02	9.895E-02	9.904E-02	9.463E-02	9.087E-02
			0,5	1.318E-02	1.641E-02	2.332E-02	4.035E-02	5.450E-02	6.822E-02	8.155E-02	9.927E-02	1.112E-01
			0,8	9.429E-03	8.986E-03	1.072E-02	1.465E-02	1.956E-02	2.596E-02	3.682E-02	5.994E-02	8.443E-02
			1	7.730E-03	6.339E-03	6.448E-03	7.671E-03	9.194E-03	1.163E-02	1.652E-02	2.707E-02	4.333E-02

Tabelle 12-2 (Fortsetzung)

m	n	Lage	a/c	a/R								
				0,05	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,8	1
0	2	C	0,2	3.276E-01	2.219E-01	1.272E-01	8.656E-02	6.479E-02	5.127E-02	4.198E-02	3.035E-02	2.491E-02
			0,3	4.092E-01	3.340E-01	2.295E-01	1.670E-01	1.293E-01	1.048E-01	8.615E-02	6.239E-02	5.028E-02
			0,5	4.188E-01	3.931E-01	3.557E-01	3.028E-01	2.637E-01	2.299E-01	1.979E-01	1.529E-01	1.306E-01
			0,8	4.043E-01	3.919E-01	3.771E-01	3.624E-01	3.474E-01	3.330E-01	3.038E-01	2.612E-01	2.354E-01
			1	3.791E-01	3.742E-01	3.705E-01	3.643E-01	3.600E-01	3.545E-01	3.327E-01	3.155E-01	3.033E-01
1	2	C	0,2	1.717E-01	1.456E-01	9.536E-02	6.754E-02	5.155E-02	4.109E-02	3.349E-02	2.377E-02	1.905E-02
			0,3	1.649E-01	1.714E-01	1.469E-01	1.181E-01	9.621E-02	8.025E-02	6.682E-02	4.852E-02	3.830E-02
			0,5	1.249E-01	1.419E-01	1.541E-01	1.591E-01	1.537E-01	1.444E-01	1.317E-01	1.082E-01	9.386E-02
			0,8	9.315E-02	1.042E-01	1.197E-01	1.332E-01	1.432E-01	1.511E-01	1.544E-01	1.527E-01	1.486E-01
			1	7.646E-02	8.102E-02	9.123E-02	1.023E-01	1.112E-01	1.213E-01	1.310E-01	1.450E-01	1.573E-01
2	2	C	0,2	9.256E-02	9.842E-02	7.378E-02	5.472E-02	4.271E-02	3.440E-02	2.806E-02	1.973E-02	1.555E-02
			0,3	7.228E-02	9.202E-02	9.698E-02	8.619E-02	7.391E-02	6.360E-02	5.393E-02	3.970E-02	3.112E-02
			0,5	4.415E-02	5.652E-02	7.044E-02	8.721E-02	9.297E-02	9.415E-02	9.122E-02	8.038E-02	7.160E-02
			0,8	2.832E-02	3.295E-02	4.221E-02	5.276E-02	6.255E-02	7.207E-02	8.218E-02	9.368E-02	9.920E-02
			1	2.152E-02	2.239E-02	2.657E-02	3.246E-02	3.789E-02	4.495E-02	5.511E-02	7.044E-02	8.629E-02
3	2	C	0,2	5.102E-02	6.788E-02	5.821E-02	4.531E-02	3.623E-02	2.956E-02	2.421E-02	1.699E-02	1.324E-02
			0,3	3.458E-02	5.137E-02	6.543E-02	6.424E-02	5.798E-02	5.152E-02	4.460E-02	3.348E-02	2.628E-02
			0,5	1.932E-02	2.506E-02	3.394E-02	4.935E-02	5.772E-02	6.286E-02	6.480E-02	6.149E-02	5.660E-02
			0,8	1.244E-02	1.309E-02	1.679E-02	2.260E-02	2.887E-02	3.584E-02	4.529E-02	5.930E-02	6.850E-02
			1	9.564E-03	8.621E-03	9.609E-03	1.196E-02	1.447E-02	1.815E-02	2.461E-02	3.577E-02	4.920E-02
4	2	C	0,2	2.864E-02	4.755E-02	4.654E-02	3.809E-02	3.122E-02	2.584E-02	2.130E-02	1.499E-02	1.160E-02
			0,3	1.842E-02	2.987E-02	4.491E-02	4.863E-02	4.616E-02	4.236E-02	3.751E-02	2.882E-02	2.274E-02
			0,5	1.095E-02	1.290E-02	1.755E-02	2.875E-02	3.659E-02	4.273E-02	4.685E-02	4.798E-02	4.579E-02
			0,8	7.864E-03	6.952E-03	7.899E-03	1.075E-02	1.425E-02	1.865E-02	2.573E-02	3.842E-02	4.842E-02
			1	6.512E-03	4.842E-03	4.575E-03	5.380E-03	6.443E-03	8.193E-03	1.177E-02	1.895E-02	2.896E-02
0	3	C	0,2	2.488E-01	1.382E-01	6.192E-02	3.586E-02	2.457E-02	1.849E-02	1.465E-02	1.046E-02	8.355E-03
			0,3	3.365E-01	2.498E-01	1.445E-01	8.896E-02	6.053E-02	4.365E-02	3.168E-02	1.842E-02	1.221E-02
			0,5	3.603E-01	3.268E-01	2.826E-01	2.198E-01	1.776E-01	1.430E-01	1.121E-01	7.225E-02	5.226E-02
			0,8	3.526E-01	3.375E-01	3.170E-01	2.963E-01	2.756E-01	2.553E-01	2.204E-01	1.690E-01	1.343E-01
			1	3.310E-01	3.250E-01	3.181E-01	3.083E-01	3.006E-01	2.909E-01	2.646E-01	2.372E-01	2.116E-01
1	3	C	0,2	1.311E-01	9.090E-02	4.586E-02	2.696E-02	1.833E-02	1.351E-02	1.043E-02	7.229E-03	5.907E-03
			0,3	1.364E-01	1.293E-01	9.367E-02	6.385E-02	4.580E-02	3.407E-02	2.510E-02	1.468E-02	9.569E-03
			0,5	1.075E-01	1.185E-01	1.233E-01	1.168E-01	1.050E-01	9.136E-02	7.600E-02	5.228E-02	3.857E-02
			0,8	8.034E-02	8.909E-02	1.005E-01	1.092E-01	1.143E-01	1.169E-01	1.134E-01	1.005E-01	8.664E-02
			1	6.564E-02	6.928E-02	7.743E-02	8.604E-02	9.257E-02	9.955E-02	1.048E-01	1.101E-01	1.114E-01
2	3	C	0,2	7.086E-02	6.163E-02	3.546E-02	2.159E-02	1.478E-02	1.077E-02	8.106E-03	5.348E-03	4.358E-03
			0,3	5.995E-02	6.973E-02	6.226E-02	4.701E-02	3.554E-02	2.732E-02	2.051E-02	1.218E-02	7.899E-03
			0,5	3.774E-02	4.698E-02	5.626E-02	6.430E-02	6.396E-02	6.006E-02	5.317E-02	3.932E-02	2.987E-02
			0,8	2.400E-02	2.760E-02	3.491E-02	4.288E-02	4.970E-02	5.568E-02	6.055E-02	6.212E-02	5.844E-02
			1	1.804E-02	1.851E-02	2.185E-02	2.665E-02	3.091E-02	3.636E-02	4.375E-02	5.341E-02	6.128E-02
3	3	C	0,2	3.910E-02	4.265E-02	2.804E-02	1.785E-02	1.242E-02	9.059E-03	6.710E-03	4.216E-03	3.347E-03
			0,3	2.876E-02	3.901E-02	4.218E-02	3.524E-02	2.807E-02	2.230E-02	1.710E-02	1.037E-02	6.733E-03
			0,5	1.657E-02	2.069E-02	2.691E-02	3.638E-02	3.981E-02	4.029E-02	3.799E-02	3.030E-02	2.382E-02
			0,8	1.070E-02	1.083E-02	1.359E-02	1.806E-02	2.266E-02	2.747E-02	3.327E-02	3.941E-02	4.055E-02
			1	8.235E-03	7.040E-03	7.629E-03	9.477E-03	1.144E-02	1.430E-02	1.921E-02	2.687E-02	3.479E-02
4	3	C	0,2	2.193E-02	3.000E-02	2.250E-02	1.503E-02	1.069E-02	7.858E-03	5.787E-03	3.507E-03	2.677E-03
			0,3	1.542E-02	2.273E-02	2.905E-02	2.679E-02	2.246E-02	1.844E-02	1.446E-02	8.979E-03	5.866E-03
			0,5	9.592E-03	1.066E-02	1.377E-02	2.113E-02	2.523E-02	2.744E-02	2.756E-02	2.376E-02	1.938E-02
			0,8	7.062E-03	5.859E-03	6.310E-03	8.433E-03	1.099E-02	1.409E-02	1.876E-02	2.549E-02	2.870E-02
			1	5.954E-03	4.118E-03	3.615E-03	4.156E-03	4.929E-03	6.241E-03	8.959E-03	1.400E-02	2.027E-02

Tabelle 12-2 (Fortsetzung)

<i>m</i>	<i>n</i>	Lage	<i>a/c</i>	<i>a/R</i>								
				0,05	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,8	1
0	4	C	0,2	1.904E-01	8.820E-02	3.342E-02	1.929E-02	1.424E-02	1.172E-02	1.010E-02	8.023E-03	6.574E-03
			0,3	2.801E-01	1.893E-01	9.242E-02	4.824E-02	2.894E-02	1.866E-02	1.203E-02	5.754E-03	3.269E-03
			0,5	3.155E-01	2.767E-01	2.289E-01	1.628E-01	1.223E-01	9.104E-02	6.503E-02	3.507E-02	2.157E-02
			0,8	3.144E-01	2.970E-01	2.726E-01	2.480E-01	2.240E-01	2.007E-01	1.641E-01	1.124E-01	7.899E-02
			1	2.959E-01	2.891E-01	2.798E-01	2.677E-01	2.577E-01	2.451E-01	2.161E-01	1.835E-01	1.523E-01
1	4	C	0,2	1.008E-01	5.755E-02	2.313E-02	1.240E-02	8.700E-03	7.010E-03	6.112E-03	5.097E-03	4.501E-03
			0,3	1.142E-01	9.865E-02	6.042E-02	3.498E-02	2.214E-02	1.475E-02	9.660E-03	4.657E-03	2.623E-03
			0,5	9.431E-02	1.007E-01	1.004E-01	8.721E-02	7.299E-02	5.882E-02	4.466E-02	2.577E-02	1.621E-02
			0,8	7.119E-02	7.817E-02	8.646E-02	9.165E-02	9.331E-02	9.250E-02	8.513E-02	6.763E-02	5.168E-02
			1	5.811E-02	6.104E-02	6.764E-02	7.441E-02	7.918E-02	8.392E-02	8.591E-02	8.572E-02	8.091E-02
2	4	C	0,2	5.460E-02	3.899E-02	1.746E-02	9.139E-03	6.038E-03	4.605E-03	3.915E-03	3.331E-03	3.143E-03
			0,3	5.033E-02	5.338E-02	4.037E-02	2.592E-02	1.731E-02	1.191E-02	7.952E-03	3.890E-03	2.186E-03
			0,5	3.304E-02	3.985E-02	4.576E-02	4.816E-02	4.467E-02	3.891E-02	3.146E-02	1.954E-02	1.267E-02
			0,8	2.109E-02	2.391E-02	2.974E-02	3.578E-02	4.047E-02	4.403E-02	4.556E-02	4.199E-02	3.507E-02
			1	1.578E-02	1.596E-02	1.867E-02	2.265E-02	2.607E-02	3.033E-02	3.569E-02	4.153E-02	4.454E-02
3	4	C	0,2	3.016E-02	2.706E-02	1.374E-02	7.310E-03	4.669E-03	3.362E-03	2.699E-03	2.246E-03	2.231E-03
			0,3	2.425E-02	2.994E-02	2.745E-02	1.952E-02	1.373E-02	9.770E-03	6.661E-03	3.319E-03	1.868E-03
			0,5	1.460E-02	1.749E-02	2.178E-02	2.726E-02	2.786E-02	2.618E-02	2.257E-02	1.512E-02	1.016E-02
			0,8	9.590E-03	9.343E-03	1.142E-02	1.489E-02	1.829E-02	2.158E-02	2.497E-02	2.664E-02	2.436E-02
			1	7.450E-03	6.072E-03	6.376E-03	7.857E-03	9.417E-03	1.168E-02	1.546E-02	2.070E-02	2.513E-02
4	4	C	0,2	1.692E-02	1.914E-02	1.105E-02	6.097E-03	3.874E-03	2.692E-03	2.026E-03	1.577E-03	1.609E-03
			0,3	1.311E-02	1.749E-02	1.896E-02	1.488E-02	1.103E-02	8.108E-03	5.651E-03	2.876E-03	1.625E-03
			0,5	8.617E-03	9.031E-03	1.105E-02	1.579E-02	1.765E-02	1.784E-02	1.640E-02	1.188E-02	8.287E-03
			0,8	6.553E-03	5.158E-03	5.271E-03	6.862E-03	8.746E-03	1.094E-02	1.398E-02	1.716E-02	1.718E-02
			1	5.638E-03	3.702E-03	3.042E-03	3.395E-03	3.962E-03	4.964E-03	7.054E-03	1.060E-02	1.443E-02



## 13 Ausblick

Der im Rahmen des vorliegenden Forschungsvorhabens erreichte Stand zur bruchmechanischen Ermittlung von Inspektionsintervallen lässt sich grundsätzlich auf die Bewertung von Radsatzwellen anwenden, führt jedoch derzeit noch zu einer deutlichen Unterschätzung der Restlebensdauer. Ergebnisse aus Validierungsversuchen an bauteilähnlichen Proben im Maßstab 1:3 und 1:1 weisen nach derzeitigem Stand eine mehrfache Restlebensdauer auf, als dies die Berechnungsergebnisse erwarten lassen. Damit besteht ein Entwicklungspotenzial in den verschiedenen Bereichen, insbesondere in der Fehlererkennung, der bruchmechanischen Werkstoffcharakterisierung, der Last- und Spannungsermittlung und der Umsetzung der bruchmechanischen Methoden in zuverlässige Berechnungsalgorithmen. Die vorhandenen Reserven sollten in weiteren systematischen Untersuchungen ermittelt werden und um so die Voraussetzungen zur Überführung des bruchmechanischen Bewertungskonzepts in den Stand der Technik zu schaffen. Wichtige Aufgabenstellungen im Hinblick auf eine Optimierung und Validierung von Rissfortschrittsberechnungen zur Festlegung von Inspektionsintervallen für Radsatzwellen sind:

- die Ermittlung einer statistisch abgesicherten Datenbasis für das Rissfortschrittsverhalten der Radsatzwellenwerkstoffe an Bauteilproben im Maßstab 1:1,
- die Ermittlung einer statistisch auswertbaren Datenbasis für das Rissfortschrittsverhalten der Radsatzwellenwerkstoffe im schwellenwertnahen Bereich für relevante Spannungsverhältnisse,
- der Chargeneinfluss auf das Rissfortschrittsverhalten,
- die Messung, Simulation und Bewertung des Risswachstums innerhalb von Presssitzen,
- die Verbesserung der zerstörungsfreien Prüftechnologien, um Rissverläufe bei Validierungsversuchen zu ermitteln und um die sicher auffindbaren Defektgrößen zu reduzieren,
- die Übertragung von Kleinprobenergebnissen über bauteilähnliche Probenversuche auf reale Radsatzwellen,
- die Berücksichtigung von Rissschließeffekten bei variabler Amplitudenbelastung,
- das Rissfortschrittsverhalten unter Einfluss korrosiver Medien.

Mit der Anwendung deterministischer Bruchmechanikkonzepte wird vorausgesetzt, dass die Einflussgrößen Fehler, Werkstoff und Belastung in eindeutiger Weise bestimmt werden können. Die vorhandenen Unsicherheiten bei der Ermittlung von Eingabegrößen bzw. deren Streuung werden dabei durch konservative Annahmen berücksichtigt bzw. implizit durch Sicherheitsfaktoren abgedeckt. Deren Ableitung für eine praktische Anwendung ist jedoch nicht immer eindeutig und kann nur auf der Basis aufwändiger Sensitivitätsanalysen unter Berücksichtigung der Streuung aller Kenngrößen erfolgen. Durch den deterministischen Ansatz lässt sich das Restrisiko zwar meistens klein halten, jedoch nicht quantifizieren. Vor dem Hintergrund, dass eine vollständige Eliminierung des Restrisikos bzw. eine 100%-tige technische Sicherheit aus statistischen Gründen nicht erreichbar ist, ist es sinnvoll und vorteilhaft, die Streuung von Eingabeparametern und auch deren Einfluss auf das bruchmechanische Bewertungsergebnis zu analysieren. Dazu müssen

- Unsicherheiten von Messdaten (Fehlerlage, -größe und POD mittels ZiP),
- Unsicherheiten bei der Bestimmung der Beanspruchungen sowie
- Streuung von Werkstoffkennwerten

mit Hilfe von statistischen Verteilungsfunktionen quantifiziert und berücksichtigt werden. Auf dieser Basis können Rissfortschrittsberechnungen erfolgen und anschließend die Versagenswahrscheinlichkeiten für eine Radsatzwelle ermittelt werden. Ein Inspektionsintervall lässt sich dann aus dem Vergleich der berechneten Versagenswahrscheinlichkeit mit einem akzeptablen Ausfallrisiko ableiten. Langfristig ist der mit einem nicht unerheblichen Aufwand verbundene Datenaufbau für die Durchführung probabilistischer Berechnungen zu empfehlen, da nur so das verbleibende Restrisiko quantifiziert werden kann. Berechnete Versagenswahrscheinlichkeiten führen dann zu der Fragestellung, welches Restrisiko verbunden mit welchen finanziellen Aufwendungen beim Betrieb von Schienenfahrzeugen akzeptabel ist. Die Antwort darauf erfordert nicht nur die Berücksichtigung technischer Aspekte. In den Bereichen der Luftfahrt und der Kernenergietechnik ist das akzeptable Ausfallrisiko zentraler Punkt des Sicherheitskonzeptes.

Schließlich wird vorgeschlagen, eine eigenständige Richtlinie „Ermittlung von Inspektionsintervallen für Radsatzwellen mittels bruchmechanischer Methoden“ nach dem Vorbild der FKM-Richtlinie /FKM 09/, zu entwickeln. Diese soll dann eine systematische Vorgehensweise zur Bewertung von Radsatzwellen hinsichtlich Ermüdungsrissausbreitung und Bruch beschreiben, mit deren Hilfe Inspektionsintervalle auf Basis einer anerkannten Regel der Technik abgeleitet werden können.

## Literatur

- /ABAQUS 04/ ABAQUS Version 6.5, Analysis User's Manual, ABAQUS Inc., 2004
- /AFGROW 08/ AFGROW Users Guide and Technical Manual, July 2008
- /Ande 05/ Anderson, T.L., Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications, Third Edition, CRC Press, Taylor & Francis Group, Boca Raton, 2005
- /API 579/ API Recommended Practice 579, Fitness for Service, American Petroleum Institute, 2000
- /ASME 04/ ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section 11, Rules for Inservice Inspection of Nuclear Power Plant Components, American Society of Mechanical Engineers, 2004
- /ASTM E647/ ASTM E647-05; Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates, 2005
- /Bent 77/ Benthem, J.P., State of stress at the vertex of a quarter-infinite crack in a half-space, Int. J. Solids Struct. 13, 479-492, 1977
- /Beny 01/ Benyon, J. A.; Watson, A.S.; The use of Monte-Carlo analysis to increase axle inspection interval; 13th Int. Wheelset Congress; 2001, Rom, Italien
- /Bere 04/ Beretta, S.; Carboni, M.; Cantini, S.; Ghidini, A.; Application of fatigue crack growth algorithms to railway axles and comparison of two steel grades; Proc. Instn. Mech. Engrs, Vol. 218, Part F, 2004
- /Bere 09/ Beretta, S.; Carboni, M.; Martinelli, E.: Variable Amplitude Crack Growth in Railway Axles: Influence on Inspection Intervals, 2nd International Conference on Material and Component Performance under Variable Amplitude Loading, March 23-26, Darmstadt, Germany, 1125-1134, 2009
- /Blum 82/ Blumenauer, H.; Pusch, G.; Technische Bruchmechanik; VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1982
- /BS 7910/ British Standard, BS7910, Guide on methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures, 1999
- /Burd 02/ Burdekin, F.M., Hamour, W., Partial safety factors for the SINTAP procedure, Offshore Technology Report 2000/020, AEA Technology Publ., 2002
- /Busc 95/ Busch, M., Petersilge, M., Varfolomeyev, I., Polynomial influence functions for surface cracks in pressure vessel components, Report Z 11/95, Fraunhofer IWM, Halle, 1995
- /Buxb 92/ Buxbaum, O., Betriebsfestigkeit - Sichere und wirtschaftliche Bemessung schwingbruchgefährdeter Bauteile, 2., erw. Auflage, Düsseldorf, Verlag Stahleisen, 1992
- /Canti 07/ Cantini, S.; Beretta, S.; Carboni, M.: POD and Inspection Intervals of High Speed Railway Axles, Proc. of the 15th International Wheelset Congress, Prague September 23-27, 2007
- /Carp 96/ Carpinteri, A., Brighenti, R., Fatigue propagation of surface flaws in round bars: a three-parameter theoretical model, Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures 19, 1471-1480, 1996
- /Carp 98/ Carpinteri, A., Brighenti, R., Spagnoli, A., Surface flaws in cylindrical shafts



- under rotary bending, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures* 21, 1027-1035, 1998
- /Casp 87/ Caspers, M., Mattheck, C., Weighted averaged stress intensity factors of circular-fronted cracks in cylindrical bars, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures* 9, 329-341, 1987
- /Chap 00/ Chapuilot, S., KI formula for pipes with a semi-elliptical longitudinal or circumferential, internal or external cracks, CEA Report CEA-R-5900, 2000
- /Cher 67/ Cherepanov, G.P., On propagation of cracks in continuum, *Prikl. Math. Mech.* 31(3), 476-488, 1967
- /Clor 86/ Clormann, U. H.; Seeger, T.; RAINFLOW – HCM, Ein Zählverfahren für Betriebsfestigkeitsnachweise auf werkstoffmechanischer Grundlage; *Stahlbau*, Heft 3 / 1986, W. Ernst & Sohn Verlag für Architektur und techn. Wissenschaften, Berlin
- /Cour 98/ Couroneau, N., Royer, J., Simplified model for the fatigue growth analysis of surface cracks in round bars under mode I, *Int. J. Fatigue* 20, 711-718, 1998
- /Davi 08/ David, P.; Esderts, A.; Beanspruchungen von Radsatzwellen im Schienenbahnverkehr – Eine Bestandsaufnahme; 9. Internationale Schienenfahrzeugtagung Dresden, 2008
- /Dill 04/ Dillström, P.; Bergman, M., Brickstad, B., Zang, W., Sattari-Far, I., Sund, G., Andersson, P., Dahlberg, L., Nilsson, F., A combined deterministic and probabilistic procedure for safety assessment of components with cracks – Handbook, RSE R&D Report 2004/01, Det Norske Veritas, 2004
- /DIN EN 13103/ CEN/TC256, „Eisenbahnwesen“, Bahnanwendungen – Radsätze und Drehgestelle – Laufradsatzwellen – Konstruktionsverfahren, EN 13103:2001
- /DIN EN 13104/ CEN/TC256, „Eisenbahnwesen“, Bahnanwendungen – Radsätze und Drehgestelle – Treibradsatzwellen – Konstruktionsverfahren, prEN 13104:2006
- /DIN EN 13260/ CEN/TC256, „Eisenbahnwesen“, Bahnanwendungen – Radsätze und Drehgestelle - Radsätze – Produktanforderungen; Deutsche Fassung EN 13261:2003
- /DIN EN 13261/ CEN/TC256, „Eisenbahnwesen“, Bahnanwendungen – Radsätze und Drehgestelle - Radsatzwellen - Produktanforderungen; Deutsche Fassung EN 13260:2003
- /DIN EN 50126/ VDE; Bahnanwendungen „Spezifikation und Nachweis der Zuverlässigkeit, Verfügbarkeit, Instandhaltbarkeit und Sicherheit (RAMS)“; Deutsche Fassung EN 50126:1999
- /Doeb 08/ Döbelt, H.; Prüfbericht 10/2008, Versuchstechnische Ermittlung der Dauerfestigkeit an fünf Voll- und Hohlradatzwellen für das Projekt Eisenbahnfahrwerke II, 2008
- /Doek°97/ Döker, H.; Fatigue crack growth threshold: implications, determination and data evaluation, *International Journal of Fatigue* 19, 145-149, 1997
- /DVS 2401/ DVS-Merkblatt 2401, Bruchmechanische Bewertung von Fehlern in Schweißverbindungen, Deutscher Verband für Schweißtechnik e.V., 2004
- /EBA 07/ Bericht des Eisenbahn-Bundesamts gemäß Artikel 18 der Richtlinie über Eisenbahnsicherheit in der Gemeinschaft (Richtlinie 2004/49/EG,

- „Sicherheitsrichtlinie“) über die Tätigkeiten als Sicherheitsbehörde, Jahresbericht 2007
- /Fett 97/ Fett, T., Munz, D., Stress Intensity Factors and Weight Functions, Computational Mechanics Publications, Southampton UK, Boston USA, 1997
- /FITNET 08/ FITNET: Fitness-for-Service Procedure, M. Kocak *et al.*, Eds., GKSS Research Centre Geesthacht, 2008
- /FKM 03/ Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile, VDMA Verlag GmbH, 5. Ausgabe 2003
- /FKM 09/ Berger, C.; Blauel, J.; Hodulak, L.; Pyttel, B.; Varfolomeyev, I.; Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile; FKM-Richtlinie; 3. überarbeitete Ausgabe, VDMA-Verlag GmbH, Frankfurt/Main, 2009
- /Font 97/ Fonte, M.A., Freitas, M.M., Semi-elliptical fatigue crack growth under rotating or reversed bending combined with steady torsion, *Fatigue Fract. Eng. Mat. Struct.* 20, 895-906, 1997
- /Form 86/ Forman, R.G.; Shivakumar, V.; Growth behavior of surface cracks in the circumferential plane of solid and hollow cylinders; 17th Vol. on Fracture mechanics, ASTM STP905, 1986
- /Form 92/ Forman, R. G.; Mettu, S. R.: Behavior of surface and corner cracks submitted to tensile and bending loads in Ti-6Al-4V alloy. ASTM STP 1131, Philadelphia, pp. 519-546, 1992.
- /FracSafe 08/ FracSafe: Software für Berechnungen nach der FKM-Richtlinie “Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile“, Version 2.0, Fraunhofer IWM, Freiburg, August 2008
- /Frei 95/ de Freitas, M., Francois, D., Analysis of fatigue crack growth in rotary bend specimens and railway axles, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures* 18, 171-178, 1995
- /Fues 07/ Füsler, S.; Murawa, F.; Hochstrate, C.; Bieker, G.; Gerlach, T.; Schwartze, M.; Grab, M.; Zur Dimensionierung von Radsätzen – eine Stellungnahme, *ZEV-rail Glasers Annalen*, 131, 2007
- /FVA 88/ Westermann-Friedrich, A., Zenner, H., Zählverfahren zur Bildung von Kollektiven aus Zeitfunktionen – Vergleich der verschiedenen Verfahren und Beispiele, *FVA-Merkblatt* 0/14, Forschungsvereinigung Antriebstechnik, Frankfurt, 1988
- /Gao 00/ Gao, X.; Dodds, R.H. Jr.; Constraint effects on the ductile-to-brittle transition temperature of ferritic steels: a Weibull stress model, *International Journal of Fracture* 102, 43-69, 2000
- /Gila 07/ Gilardoni, C.; Rocchi, C.; Patelli, G.: A new generation UT inspection device for high performance hollow axles, 15th International Wheelset Congress, Prague, Czech Republic, September 23-27, 2007
- /Grav 99/ Gravier, N., Viet, J.-J., Leluan, A., Prédiction de la durée de vie des essieux-axes ferroviaires, *Revue Générale des Chemins de Fer* No. 3, 33-40, 1999
- /Gude 99/ Gudehus, H. und H. Zenner, Leitfaden für eine Betriebsfestigkeitsrechnung, 4.Auflage, Verlag Stahl-Eisen, 1999

- /Hahn 76/ Hahn, H.G.; Bruchmechanik, Einführung in die theoretischen Grundlagen; B.G. Teubner-Verlag, 1976
- /Heck 83/ Heckel, K.; Einführung in die technische Bruchmechanik; 2. Auflage, Carl Hanser Verlag; 1983
- /Hobb 04/ Hobbacher, A.: Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components, International Institute of Welding, IIW Document XIII-1965-03 / XV-1127-03, 2004
- /Hübner 05/ Hübner, P.: Auszug aus einem vertraulichen Untersuchungsbericht, 2005
- /Hueb 08/ Hübschen, G.; Paul, H.; Ergebnisbericht IZFP zu, Sicherer und wirtschaftlicher Betrieb von Eisenbahnfahrwerken; Projekt 160768; Bericht 080127-E
- /Hutc 68/ Hutchinson, J.W., Singular behaviour at the end of a tensile crack in a hardening material, J. Mech. Phys. Solids. 16, 13-31, 1968
- /IIW 90/ IIW Guidance on Assessment of the Fitness for Purpose of Welded Structures, International Institute of Welding, Document IIW/IIS-SST-1157-90, 1990
- /JAR/ Joint Airworthiness Regulation Section 25 (JAR 25); Large Aeroplanes
- /Jenn 04/ Jenne, S.: Ermittlung und Bewertung von Beanspruchungs- und Belastungskollektiven von Radsatzwellen eines ICE 3 der Deutschen Bahn AG; Dissertation, TU Clausthal, 2004
- /Krau 75/ Krautkrämer, J. u. H.: Werkstoffprüfung mit Ultraschall, Springer-Verlag, 3. Auflage, 1975
- /Leva 93/ Levan, A., Royer, J., Part-circular cracks in round bars under tension, bending and twisting, Int. J. Fract. 61, 71-99, 1993
- /Liu 01/ Liu, J.; Dauerfestigkeitsberechnung metallischer Bauteile, Habilitationsschrift, TU-Clausthal, 2001
- /Liu 97/ Liu, J.Z.; Wu, X.R.; Study on fatigue crack closure behaviour for various cracked geometries, Engineering Fracture Mechanics 57, 475-491, 1997
- /Lore 86/ Lorentzen, T., Kjaer, N.E., Henriksen, K., The application of fracture mechanics to surface cracks in shafts, Eng. Fract. Mech. 23, 1005-1014, 1986
- /Luet 07/ Lütkepohl, K.; Esderts, A.: Bruchmechanik als Werkzeug zur Festlegung von Inspektionsintervallen an Eisenbahnfahrwerken, Teil 1, DVM-Bericht 239, 2007
- /Luke 08a/ Luke, M.; Varfolomeyev, I.; Lütkepohl, K.; Esderts, A.; Fracture Mechanics Assessment of Railway Axles based on Experimental and Computational Investigations; 17th European Conference on Fracture; 2008
- /Luke 08b/ Luke, M.; Varfolomeyev, I.; Lütkepohl, K.; Esderts, A.; Einfluss mehrstufiger Zug/Druck-Wechselbelastungen auf das Risswachstum von Radsatzwellenwerkstoffen, DVM-Bericht 240, 2008
- /Madi 08a/ Madia, M.; Beretta, S.; Zerbst, U.; Der Effekt von Umlaufbiegung und Presspassung auf die Ermüdungsrissausbreitung einer Lokomotiv-Radsatzwelle; 9. Int. Schienenfahrzeugtagung, 2008
- /Madi 08b/ Madia, M., Beretta, S., Zerbst, U., An investigation on the influence of rotary bending and press fitting on stress intensity factors and fatigue crack growth

- in railway axles, Eng. Fract. Mech. 75, 1906–1920, 2008
- /Muha 07/ Muhammed, A., Background to the derivation of partial safety factors for BS 7910 and API 579, Eng. Fail. Anal. 14, 481-488, 2007
- /Mura 87/ Murakami, Y. (Ed.), Stress Intensity Factors Handbook, Vol. 2, Pergamon Press, pp. 654-667, 1987-1988
- /NASGRO 00/ NASGRO's Stress Intensity Factor Solution module; Version 3.1.0; 2000
- /Newm 81/ Newman, J.C., Jr., A crack opening stress equation for fatigue crack growth, Int. J. Fracture 24, R131-R135, 1984
- /Nisi 84/ Nisitani, H., Chen, D.H., Stress intensity factor for a semi-elliptic surface crack in a shaft under tension, Trans. Japan Soc. Mech. Engrs. 50, 1077-1082 (1984)
- /Oels 09/ Oelschlägel, T.; Hintze, H.; Zuarbeit zum Forschungsvorhaben DEUFRAKO „Sicherer und wirtschaftlicher Betrieb von Eisenbahnfahrwerken“; 09-P-6052-VTZ34-UN-0003; 2009
- /Otte 05/ Otten, T.; David, P.; Esderts, A.; Sichere und wirtschaftliche Auslegung von Eisenbahnfahrwerken - Beanspruchungen im Nahverkehr, Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben (BMBF-Projekt 19 P 0061 B), Band III; 2005
- /Paris 63/ Paris, P., Erdogan, F., A critical analysis of crack propagation laws, Trans. ASME, J. Basic Engineering 85, 528-534, 1963
- /Pete 53/ Peterson, R. E., Stress concentration factors, 1. Ausgabe, John Wiley & Sons Inc., New York, 1953
- /Pete 74/ Peterson, R. E., Stress concentration factors, 2. Ausgabe; JohnWiley & Sons Inc., New York, 1974
- /R6 98/ R6: Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects, R/H/R6-Revision 3, British Standards Energy, 1998
- /Raju 86/ Raju, I.S., Newman, J.C., Stress-intensity factors for circumferential surface cracks in pipes and rods under Tension and bending loads, in Fracture Mechanics, Seventeenth Volume, ASTM STP 905, J.H. Underwood, R. Chait, C.W. Smith, D.P. Wilhem, W.A. Andrews, and J.C. Newman, Eds., American Society for Testing and Materials, Philadelphia, pp. 789-805, 1986
- /Rice 68a/ Rice, J.R., A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks, J. Appl. Mech. 35, 379-386, 1968
- /Rice 68b/ Rice, J.R., Rosengren, G.F., Plane strain deformation near a crack tip in a power-law hardening material, J. Mech. Phys. Solids. 16, 1-12, 1968
- /Rich 03/ Richard, H.A., Festigkeitsnachweis unter Mixed-Mode-Beanspruchung, Materialprüfung 45, 513-518, 2003
- /Roya 04/ Roychowdhury, S.; Dodds, R.H., Jr.; A numerical investigation of 3-D small-scale yielding fatigue crack growth, Engineering Fracture Mechanics 71, 149-171, 2004
- /Rudl 06/ Rudlin, J.; Muhammed, A.; Schneider, C.; Investigation of Inspection Performance on Cracked Railway Axles, Proceedings ECNDT 2006, Berlin
- /Sand 08a/ Sander, M.; Sicherheit und Betriebsfestigkeit von Maschinen und Anlagen: Konzepte und Methoden zur Lebensdauervorhersage; Springer-Verlag, 2008

- /Sand 08b/ Sander, M.; Richard, H.A.; Menke, J.; Bewertung unterschiedlicher Methoden zur Bestimmung des Schwellenwertes gegen Ermüdungsrissoausbreitung, Materialprüfung 50 (2008), Carl Hanser Verlag, München
- /Sand 09/ Sander, M.; Richard, H.A.: Investigations of fatigue crack growth in wheelset axles, 2<sup>nd</sup> International Conference on Material and Component Performance under Variable Amplitude Loading, March 23-26, Darmstadt, Germany, 1125-1134, 2009
- /Sher 95/ Sherry, A.H.; France, C.C.; Goldthorpe, M.R.; Compendium of T-stress solutions for two and three dimensional cracked geometries, Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures 18, 141-155, 1995
- /Shih 97/ Shih, Y.-S., Chen, J.-J., Analysis of fatigue crack growth on a cracked shaft, Int. J. Fatigue 19, 477-485, 1997
- /Shir 86/ Shiratori, M., Miyoshi, T., Sakai, Y., Zhang, G.R., Analysis of stress intensity factors for surface cracks subjected to arbitrarily distributed surface stresses, Trans. Japan. Soc. Mech. Engrs., 1986
- /Sieg 04/ Siegele, D.; Varfolomeyev, I.; Wallin, K.; Nagel, G.; Investigation of constraint effects on fracture toughness for CC(T) specimens, Flaw Evaluation, Service Experience, and Materials for Hydrogen Service, Proc. ASME/JSME Pressure Vessels and Piping Conference, San Diego, July 25-29, 2004, Y.-Y. Wang (ed.), PVP-Vol. 475, pp. 85-89, 2004
- /SINTAP 99/ SINTAP: Structural Integrity Assessment Procedure for European Industry, EU-Project BE 95-1426, Brite Euram Programme, 1999
- /Sola 03/ Solanki, K.; Daniewicz, S.R.; Newman, J.C., Jr.; Finite element analysis of plasticity-induced fatigue crack closure: an overview, Engineering Fracture Mechanics 70, 2363-2383, 2003
- /Schw 98/ Schwalbe, K.-H.; Zerbst, U.; Kim, Y.-J.; Brocks, W.; Cornec, A.; Heerens, J. and Amstutz, H.: EFAM ETM 97: The ETM Method for Assessing Crack-Like Defects in Engineering Structures, GKSS 98/E/6
- /Trau 04a/ Traupe, M.; Meinen, H.; Zenner, H.; Sichere und wirtschaftliche Auslegung von Eisenbahnfahrwerken, Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben (BMBF-Projekt 19 P 0061 A bis F), Band I; 2004
- /Trau 04b/ Traupe, M.; Meinen, H.; Zenner, H.; Sichere und wirtschaftliche Auslegung von Eisenbahnfahrwerken, Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben (BMBF-Projekt 19 P 0061 A bis F), Band II; 2004
- /Trau 06/ Traupe, M.; Über die rechnerische Bemessung von Radsatzwellen gegen Ermüdungsbruch; Dissertation TU Clausthal; 2006
- /Trau 08/ Traupe, M.; Grab, M.; Schikora, J.; Phänomene und Mechanismen bei der Gestaltung und Prüfung von Radsatzwellen, 9. Internationale Schienenfahrzeugtagung Dresden, 2008
- /Varf 91/ Varfolomeyev, I.V., Vainshtok, V.A., Krasowsky, A.Ya., Prediction of part-through crack growth under cyclic loading, Eng. Fract. Mech. 40, 1007-1022, 1991
- /Varf 98/ Varfolomeyev, I., Busch, M., Petersilge, M., Characterization of the computa-

- tional accuracy in surface crack problems, *Int. J. Num. Meth. Eng.* 41, 721-738, 1998
- /Varf 07/ Varfolomeyev, I., Burdack, M., Luke, M., Bruchmechanik als Werkzeug zur Festlegung von Inspektionsintervallen an Eisenbahnfahrwerken (Teil 2), 39. Tagung des DVM-Arbeitskreises Bruchvorgänge, 13.+14. Februar 2007, Dresden, DVM-Bericht 239, S. 33-42, 2007
- /Varf 09/ Varfolomeyev, I., Luke, M., Burdack, M., Untersuchungen zum Einfluss der Probengeometrie auf das zyklische Rissfortschrittsverhalten, 41. Tagung des DVM-Arbeitskreises Bruchvorgänge, 17.+18. Februar 2009, Wuppertal, DVM-Bericht 241, S. 43-52, 2009
- /VERB 09/ VERB: Failure Assessment Software, Version 8.0, Fraunhofer IWM, Freiburg, March 2009
- /Wall 01/ Wallin, K.; Quantifying T-stress controlled constraint by the master curve transition temperature  $T_0$ , *Engineering Fracture Mechanics* 68, 303-328, 2001
- /Wang 95/ Wang, X., Lambert, S.B., Local weight functions for semi-elliptical surface cracks in finite thickness plates, *Theor. Appl. Fract. Mech.* 23, 199-208, 1995
- /WES 2805/ WES 2805-1997, Method of Assessment for Flaws in Fusion Welded Joints with Respect to Brittle Fracture and Fatigue Growth, Japan Welding Engineering Society, 1997
- /WIDEM 09/ WIDEM: Wheelset Integrated Design and Effective Maintenance, EU-Projekt, 6<sup>th</sup> Framework Programme, Sustainable Development, Global Change & Ecosystem, Project No. TST-CT-2005-516196
- /Wöhl 58/ Wöhler, A., Versuche über Biegung und Verdrehung von Eisenbahnachsen während der Fahrt, *Zeitschrift für Bauwesen*, Jahrg. 8, 1858
- /Wöhl 63/ Wöhler, A., Versuche zur Ermittlung der auf Eisenbahnachsen einwirkenden Kräfte, *Zeitschrift für Bauwesen*, Jahrg. 13, 1863
- /Wöhl 66/ Wöhler, A., Versuche über die relative Festigkeit von Eisen, Stahl und Kupfer, *Zeitschrift für Bauwesen*, Jahrg. 16, 1866
- /Wöhl 70/ Wöhler, A., Über die Festigkeits-Versuche mit Eisen und Stahl, *Zeitschrift für Bauwesen*, Jahrg. 20, 1870
- /Zerb 05a/ Zerbst, U., Vormwald, M., Andersch, C., Mädler, K., Pfuff, M., The development of a damage tolerance concept for railway components and its demonstration for a railway axle, *Eng. Fract. Mech.* 72, 209-239, 2005
- /Zerb 05b/ Zerbst, U.; Mädler, K.; Hintze, H.: Fracture mechanics in railway applications – an overview, *Engineering Fracture Mechanics* 72, pp.163-194, 2005
- /Zerb 09/ Zerbst, U.; Schödel, M.; Beier, H.Th.; Beretta, S.; Madia, M.: Einflussfaktoren auf das Schadenstoleranzverhalten von Radsatzwellen. 41. Tagung des DVM-Arbeitskreises Bruchvorgänge, 17.+18. Februar 2009, Wuppertal, DVM-Bericht 241, pp. 9-29, 2009







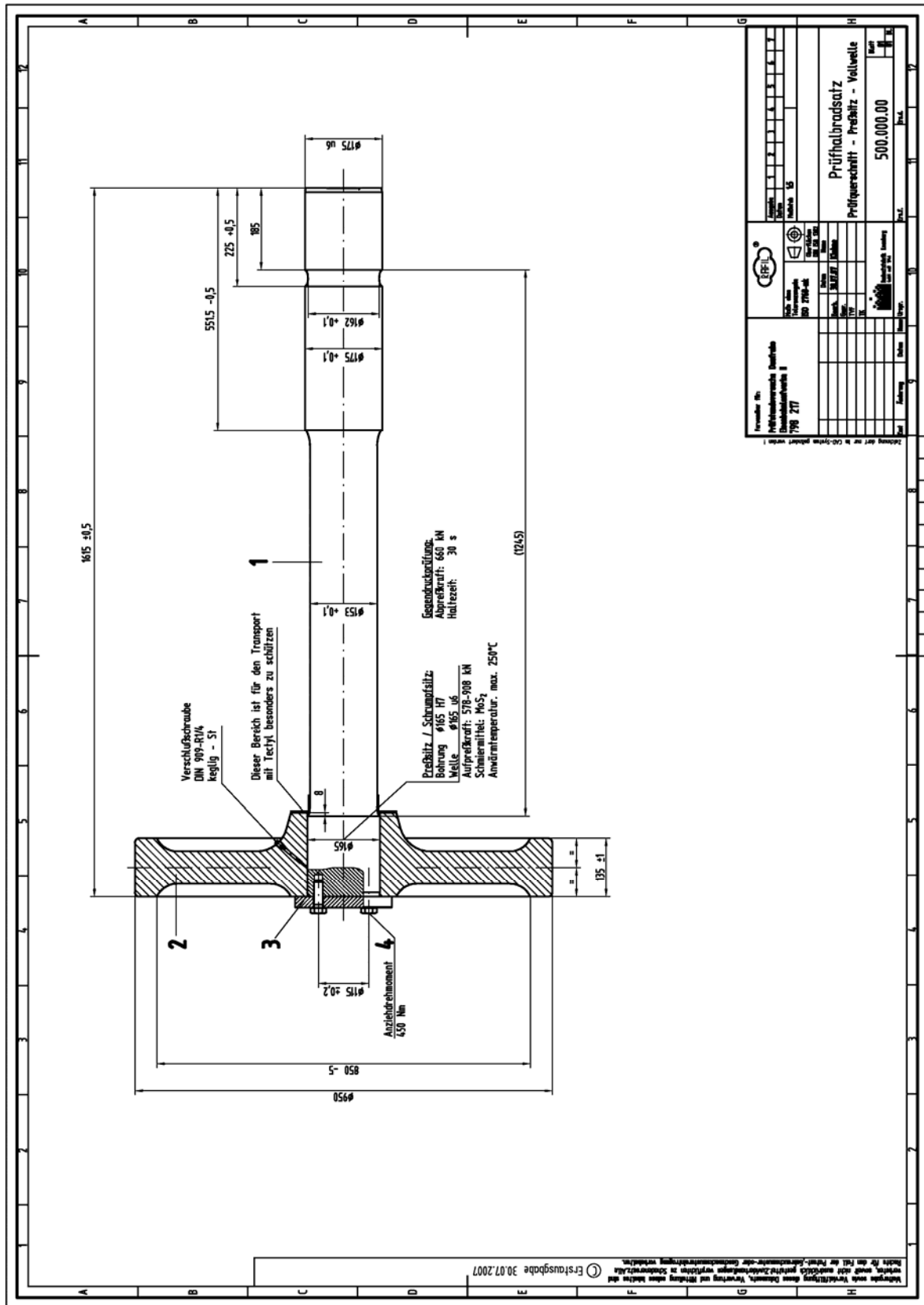


Abbildung A-2: Prüfkörper als Vollwelle für Presssitzversuche, /Doeb 08/





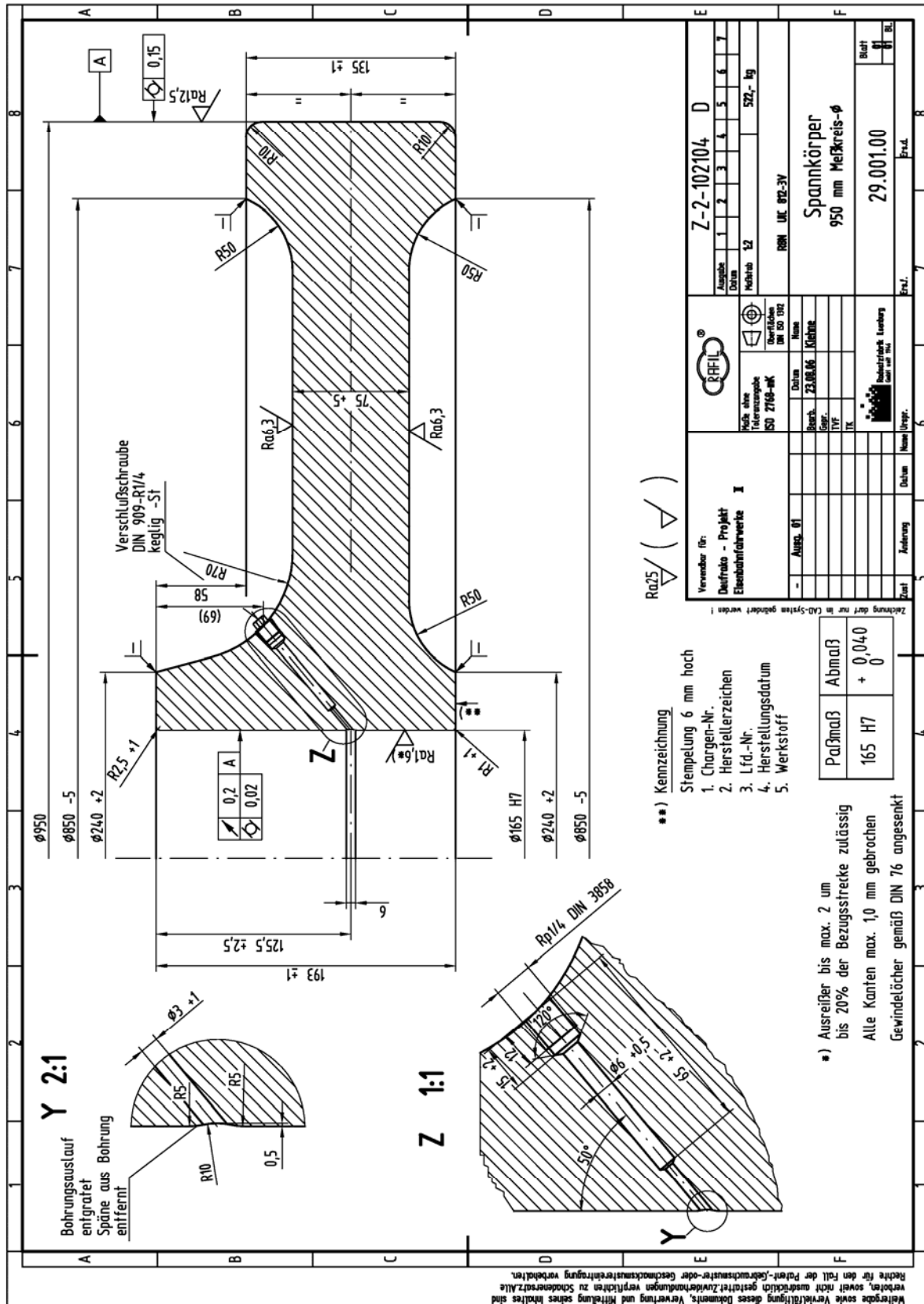


Abbildung A-5: Spannscheibe für Presssitzversuche, /Doeb 08/

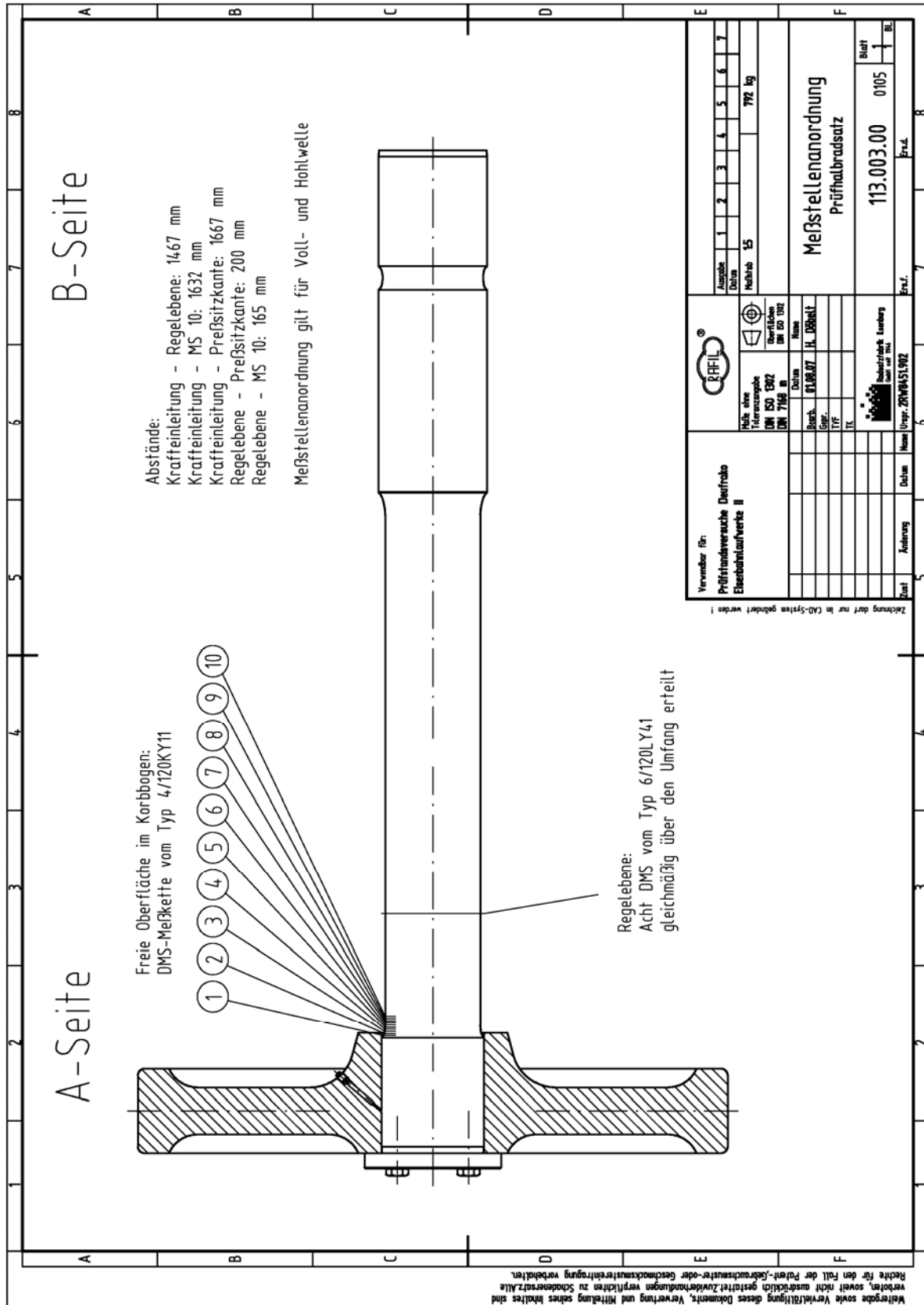


Abbildung A-6: Messstellenanordnung für Presssitzversuche, /Doeb 08/

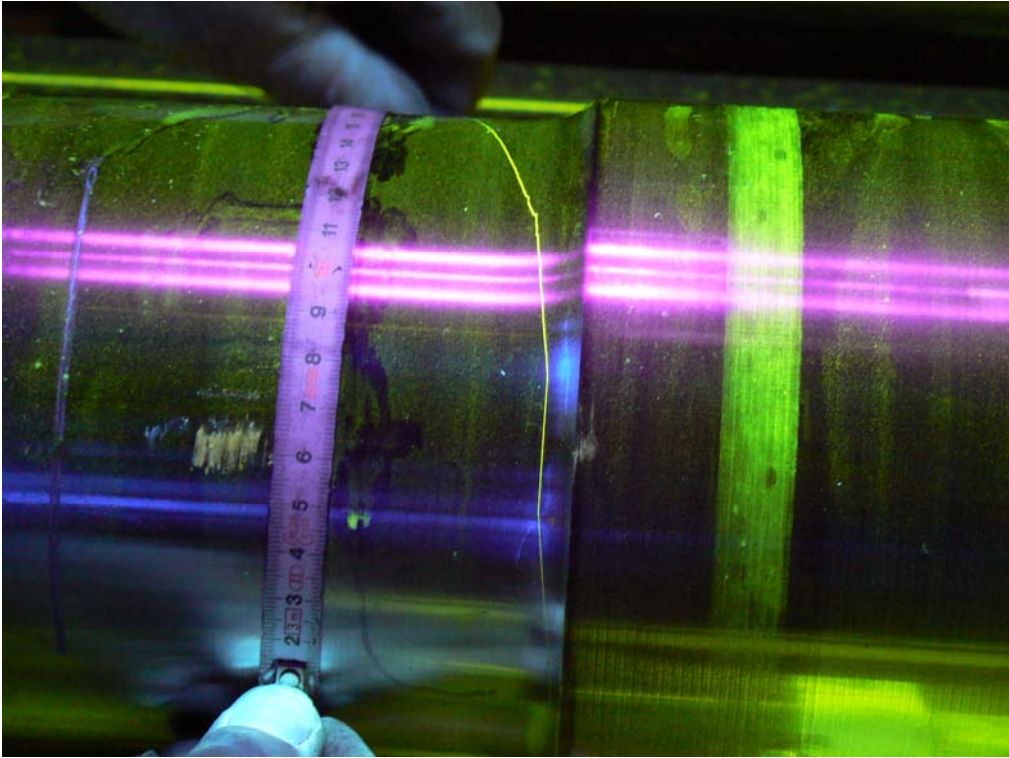


Abbildung A-7: Prüfhalsbradsatz 1 mit Riss an der freien Oberfläche, /Doeb 08/

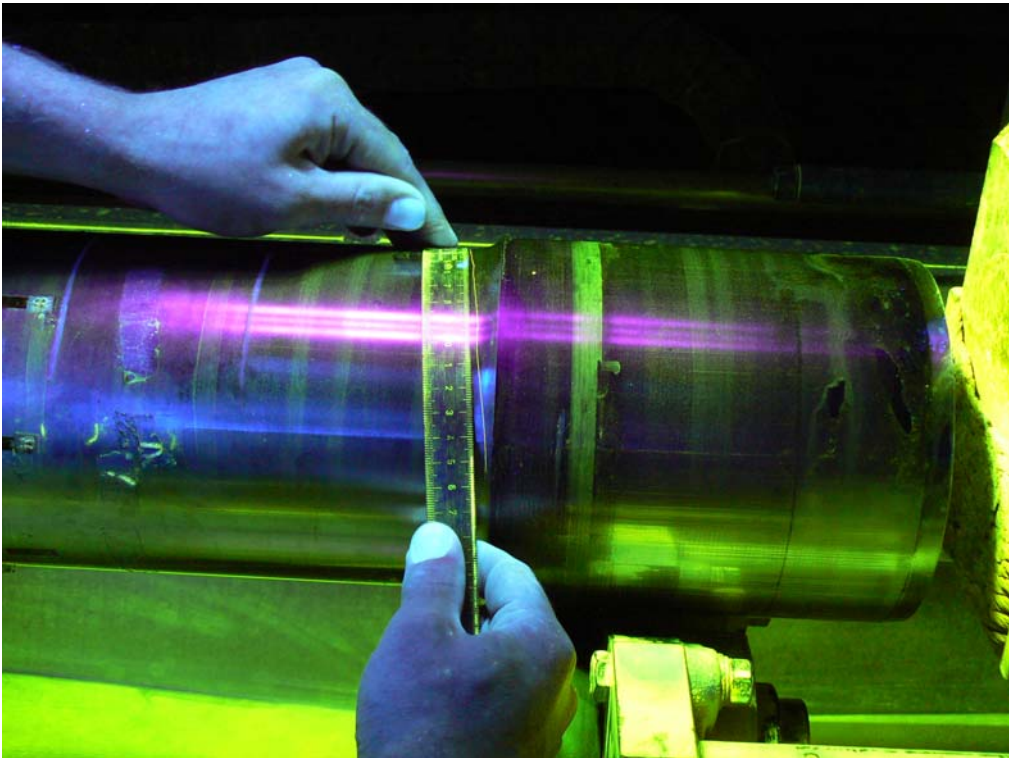
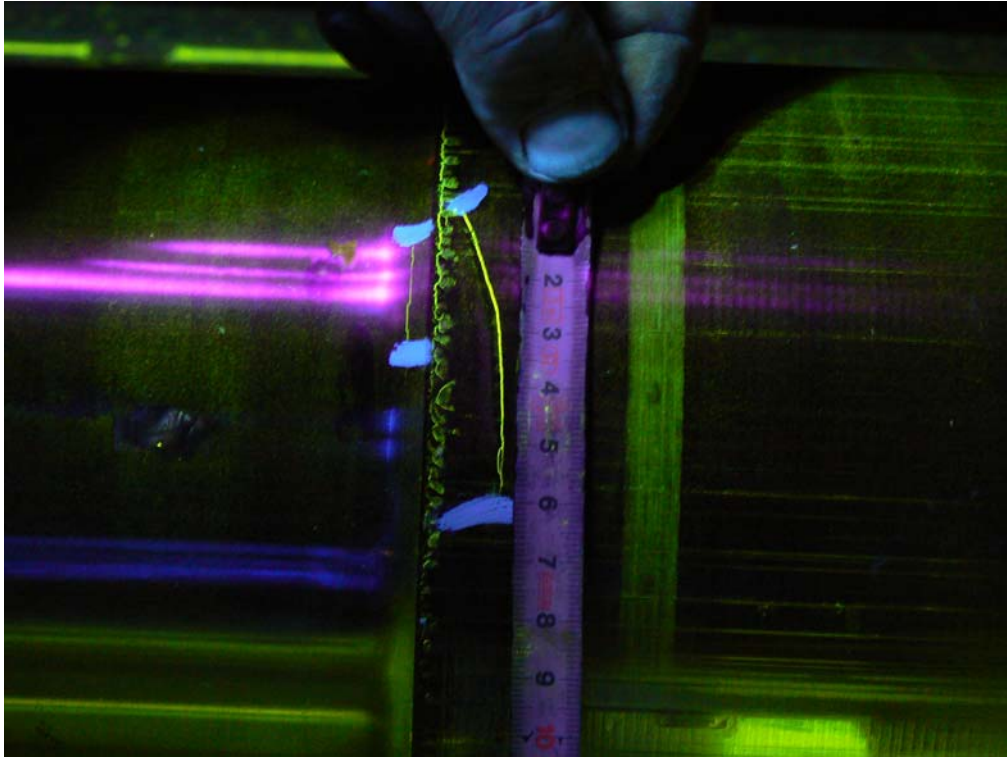
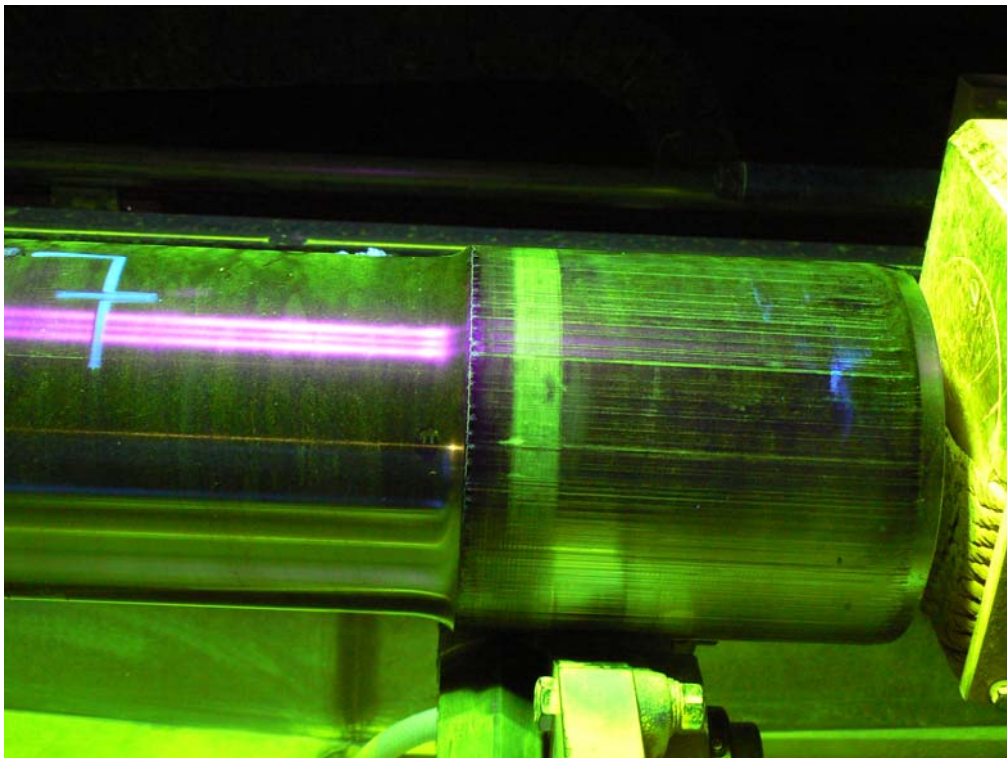


Abbildung A-8: Prüfhalsbradsatz 2 mit Riss an der freien Oberfläche, /Doeb 08/

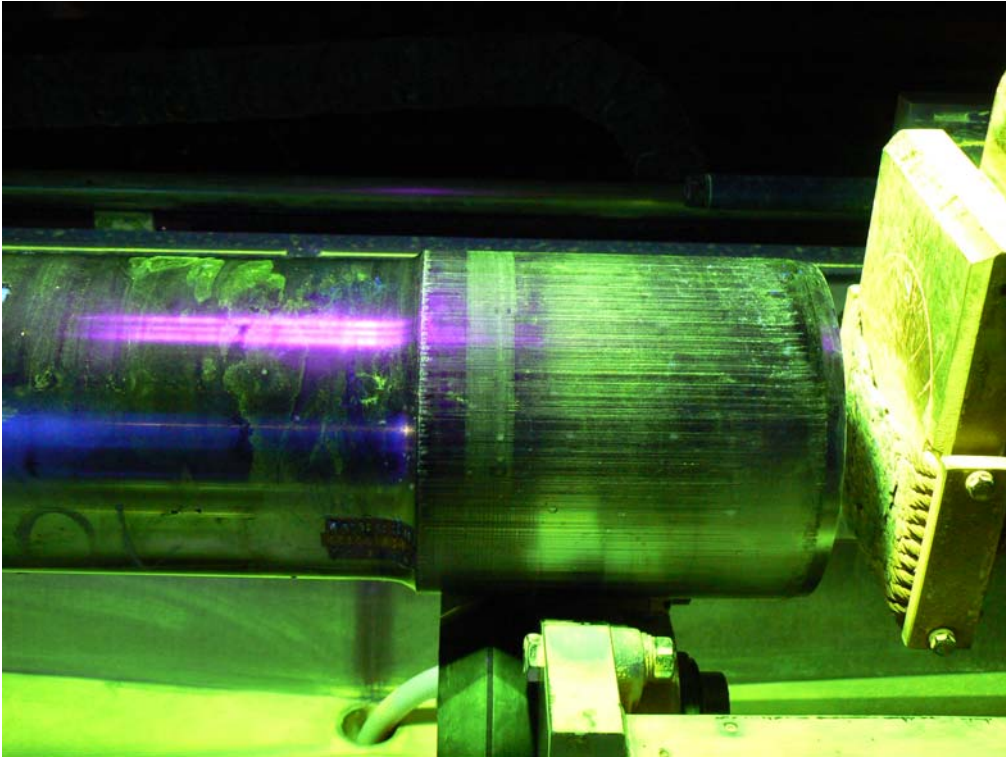




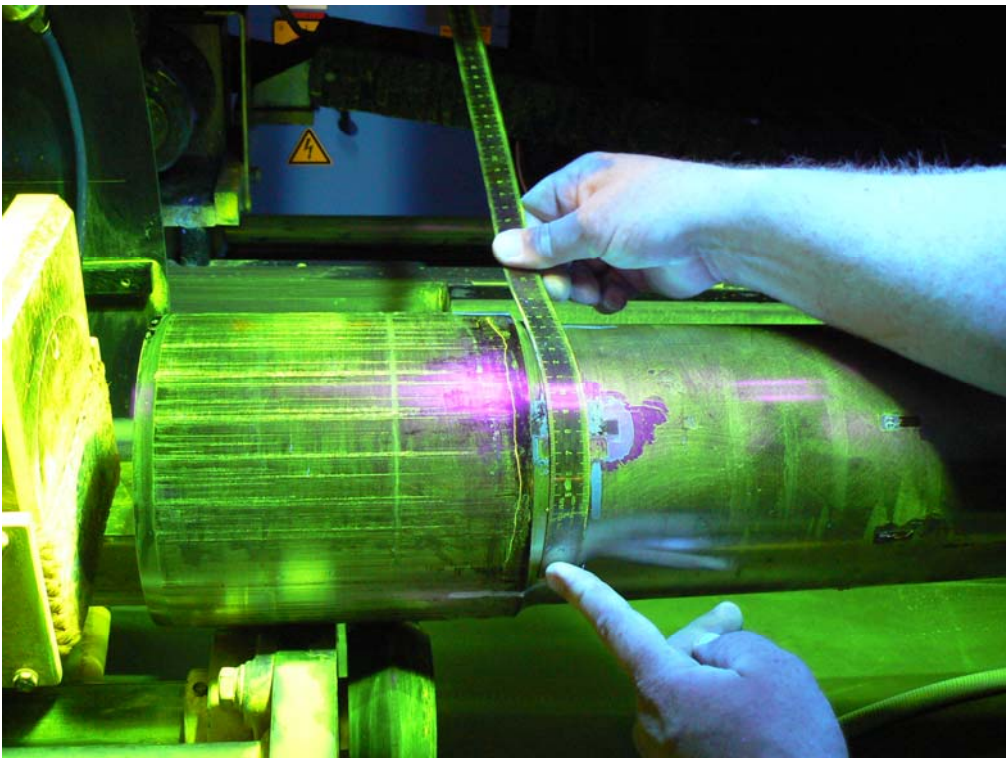
**Abbildung A-9:** Prüfhalsbradsatz 3 mit Riss im Presssitz, /Doeb 08/



**Abbildung A-10:** Prüfhalsbradsatz 4, kein Riss erkennbar, /Doeb 08/

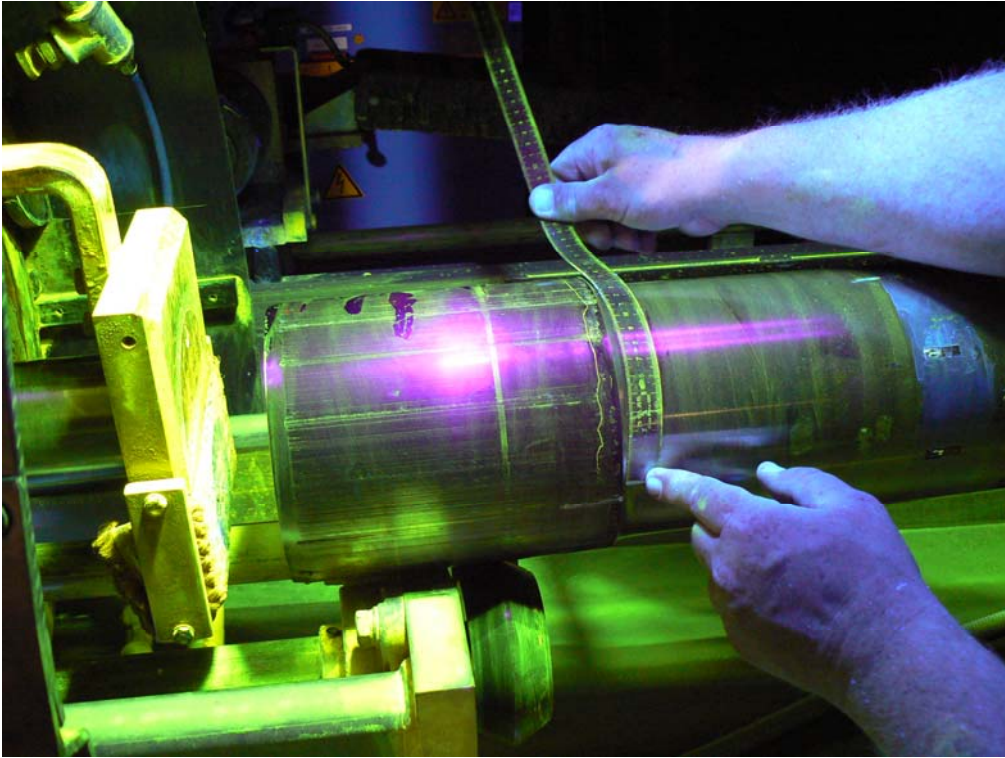


**Abbildung A-11:** Prüfhalsbradsatz 5 kein Riss vorhanden, /Doeb 08/

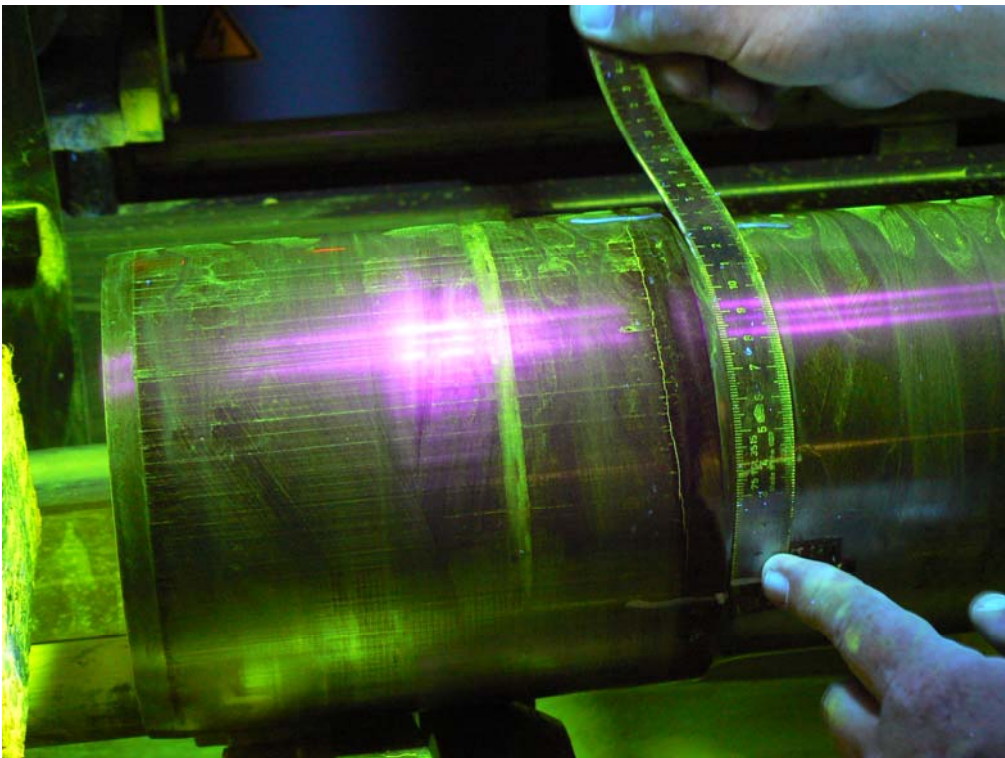


**Abbildung A-12:** Prüfhalsbradsatz 6 mit Riss im Presssitz, /Doeb 08/





**Abbildung A-13:** Prüfhalsbradsatz 7 mit 150 mm Riss im Presssitz, /Doeb 08/



**Abbildung A-14:** Prüfhalsbradsatz 7 mit 135 mm Riss im Presssitz (Gegenseite), /Doeb 08/

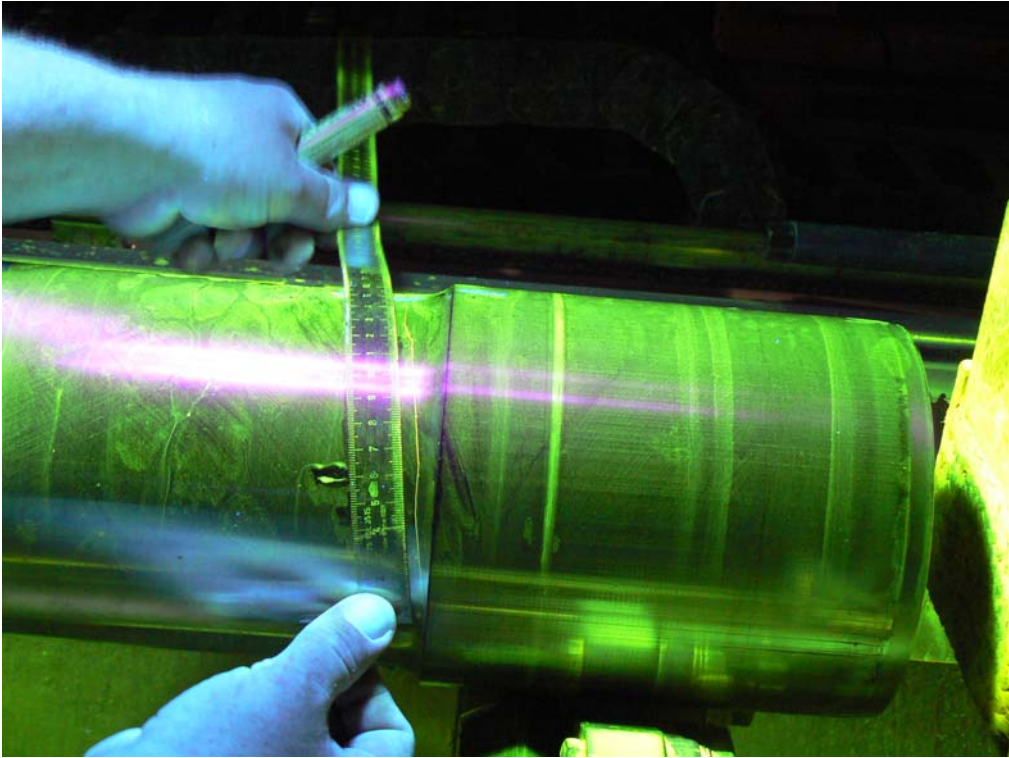


Abbildung A-15: Prüfhalsbradsatz 8 mit Riss an der freien Oberfläche, /Doeb 08/

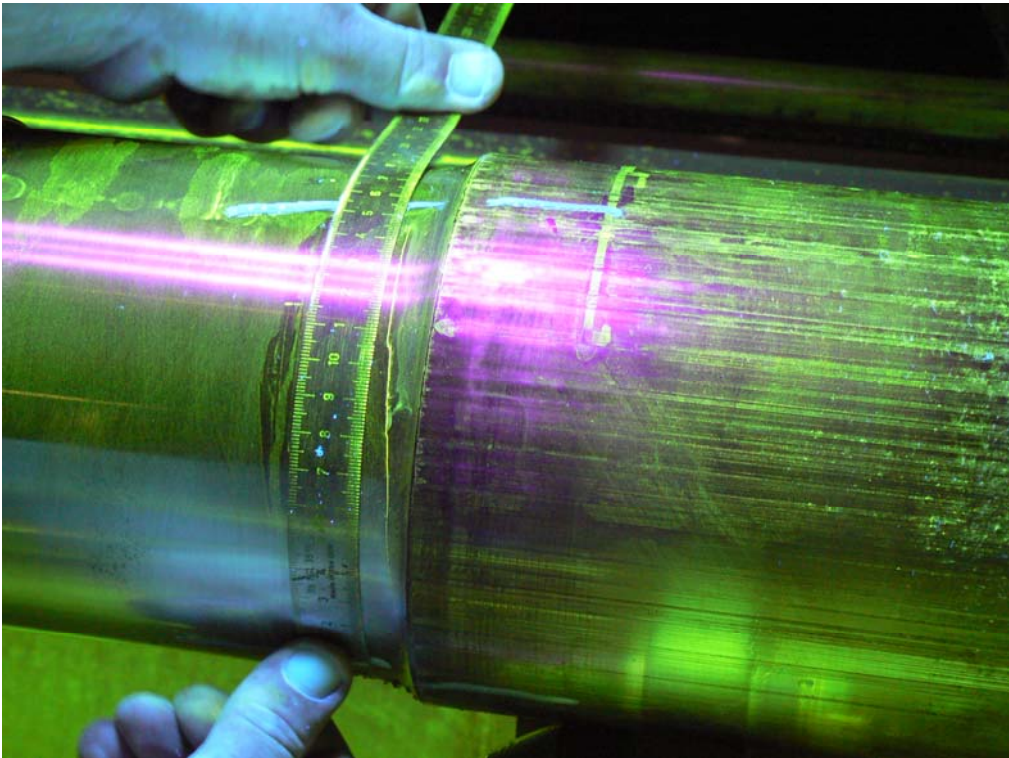
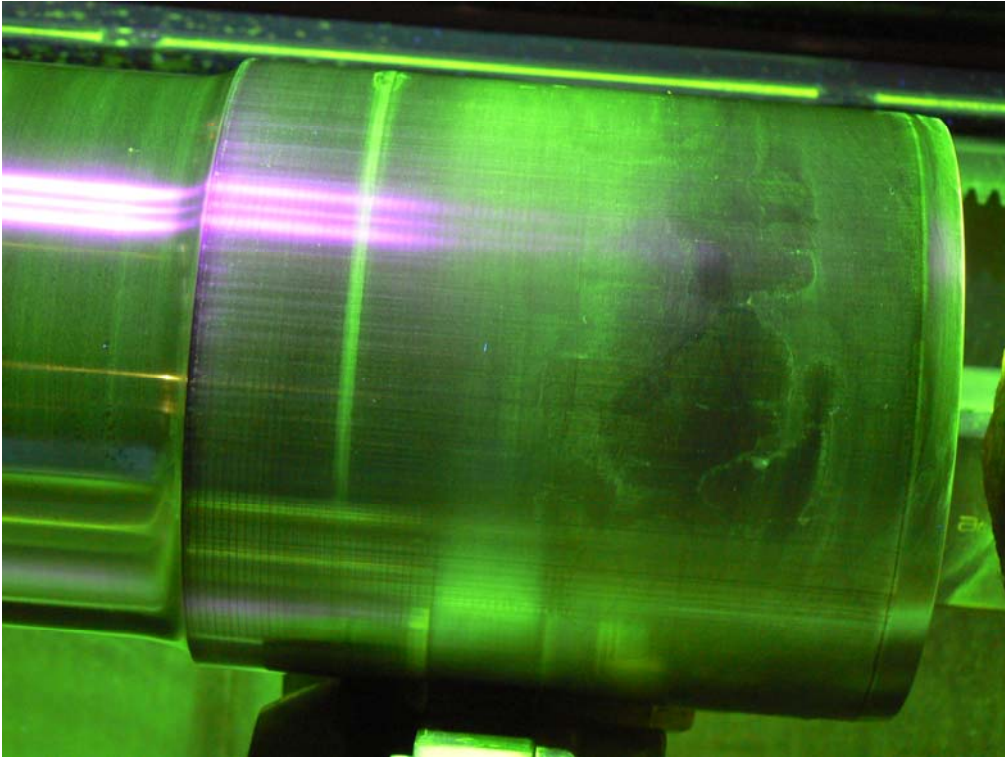
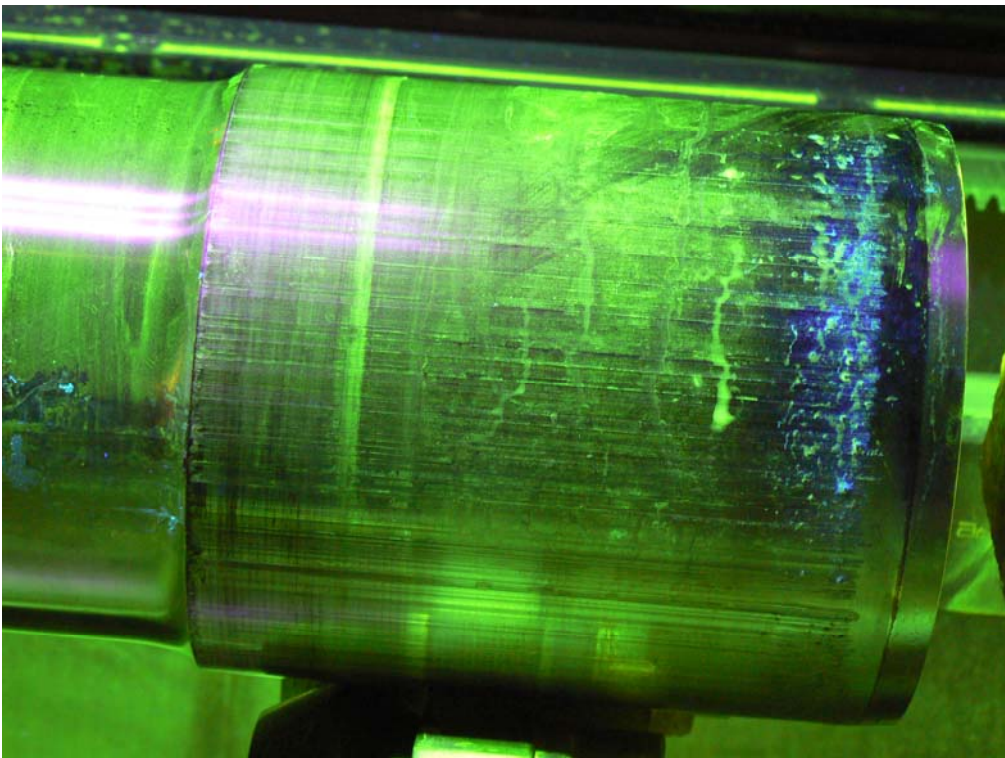


Abbildung A-16: Prüfhalsbradsatz 9 mit Riss an der freien Oberfläche, /Doeb 08/





**Abbildung A-17:** Prüfhalsbradsatz 10 kein Riss erkennbar, /Doeb 08/



**Abbildung A-18:** Prüfhalsbradsatz 10 kein Riss erkennbar (Gegenseite), /Doeb 08/

# Anhang B

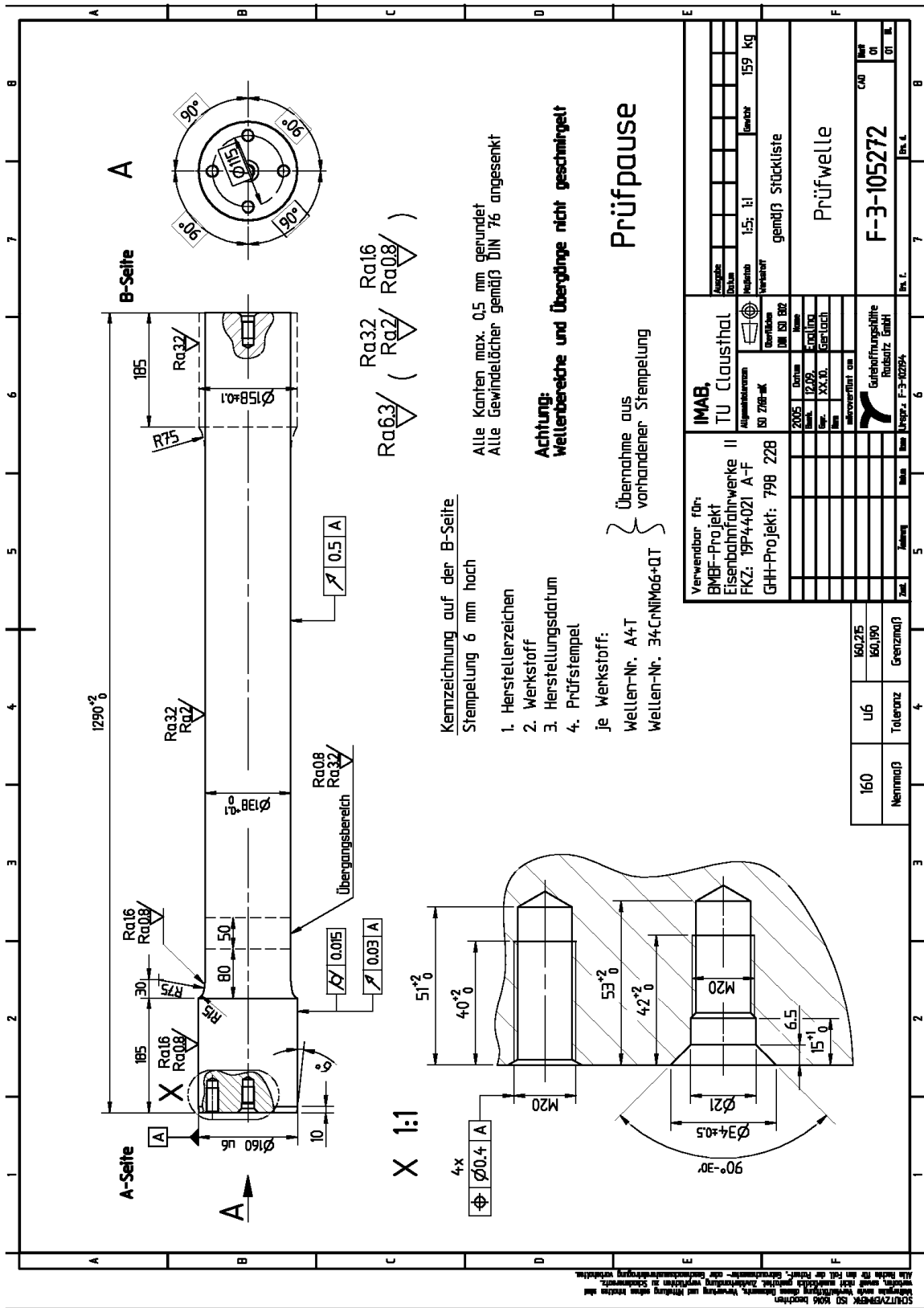


Abbildung B-1: 1:1-Prüfweile für Rissfortschrittsversuche

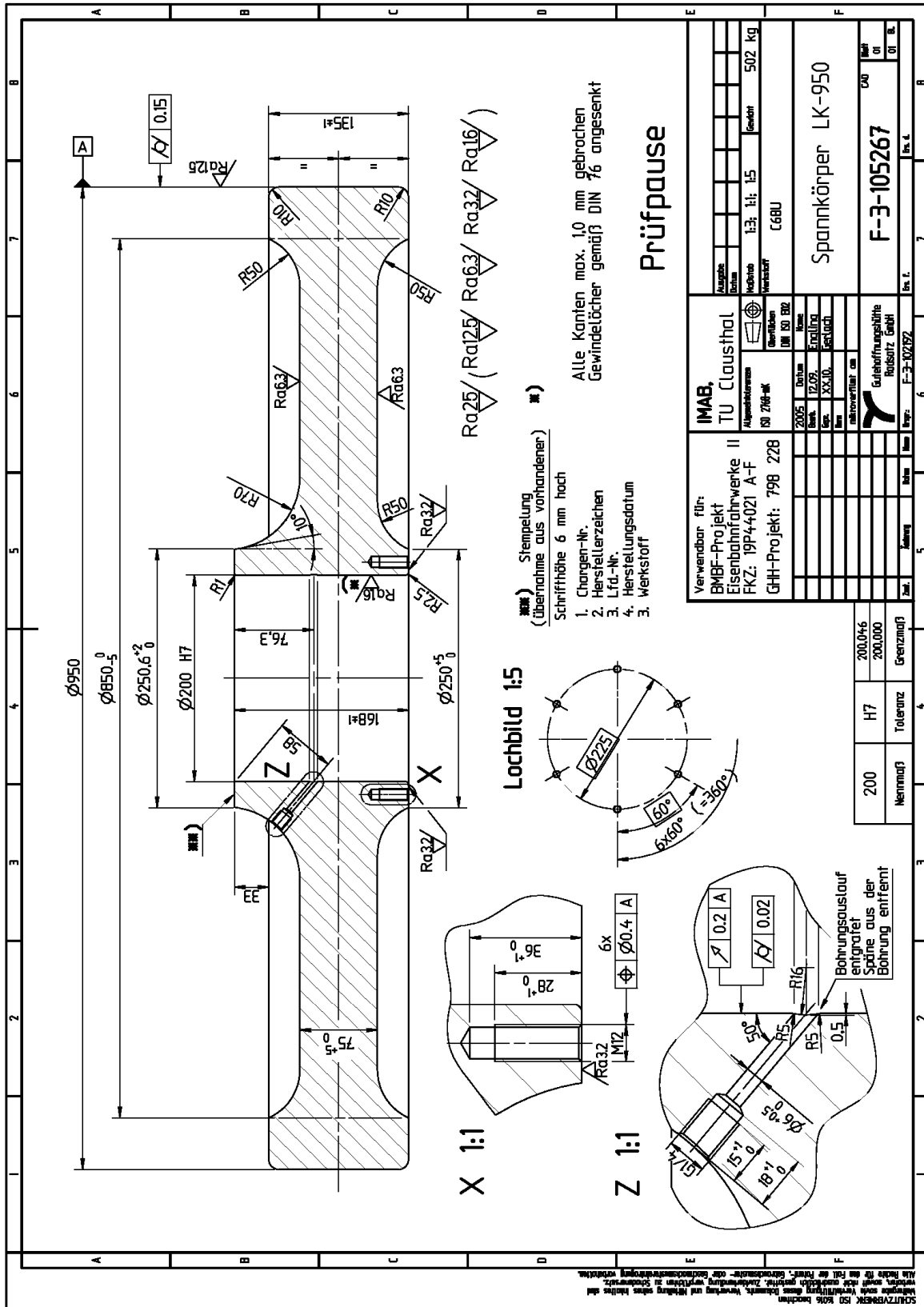


Abbildung B-2: Spannscheibe für 1:1-Prüfwelle für Rissfortschrittsversuche

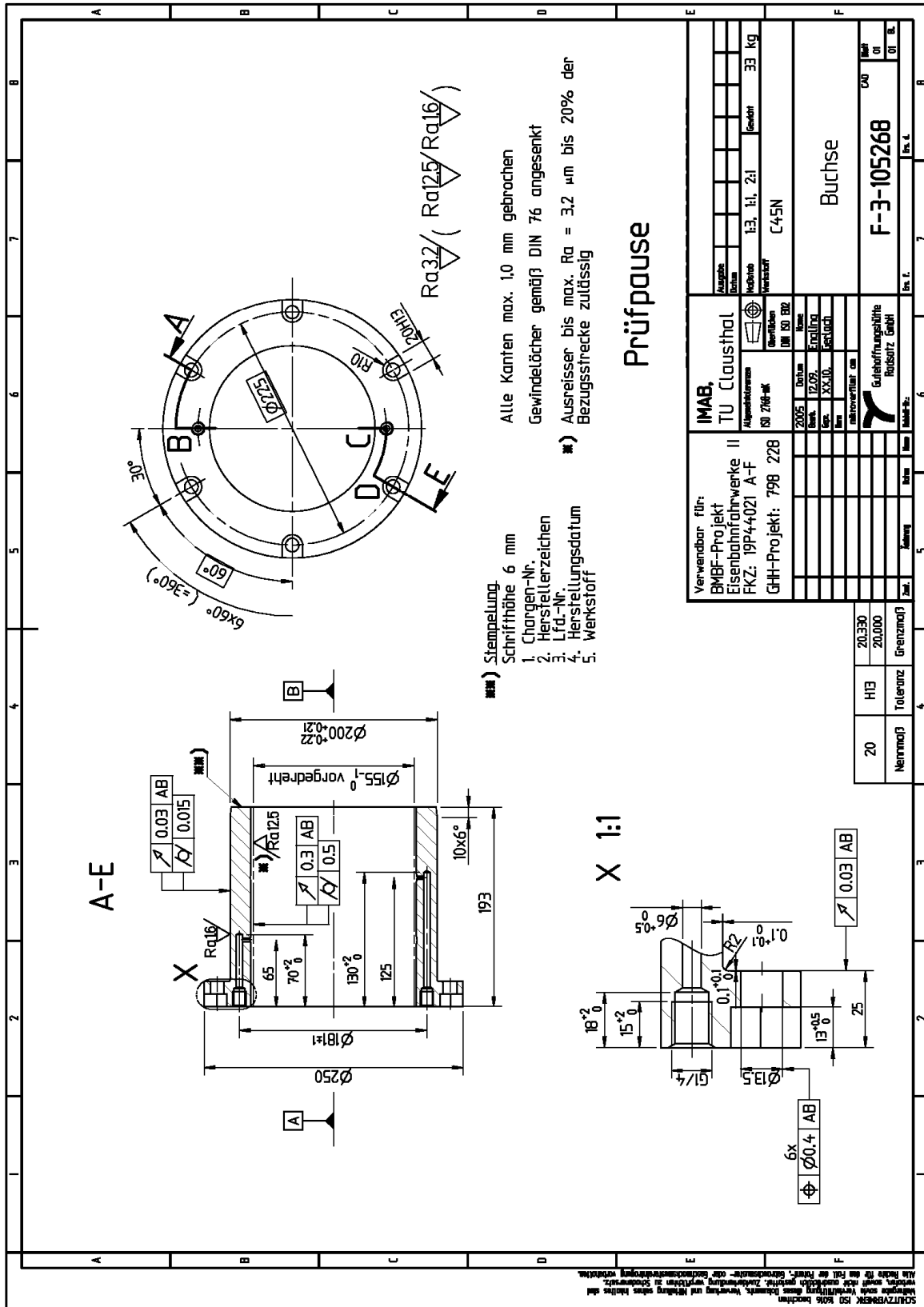


Abbildung B-3: Buchse für 1:1-Prüfwelle für Rissfortschrittsversuche

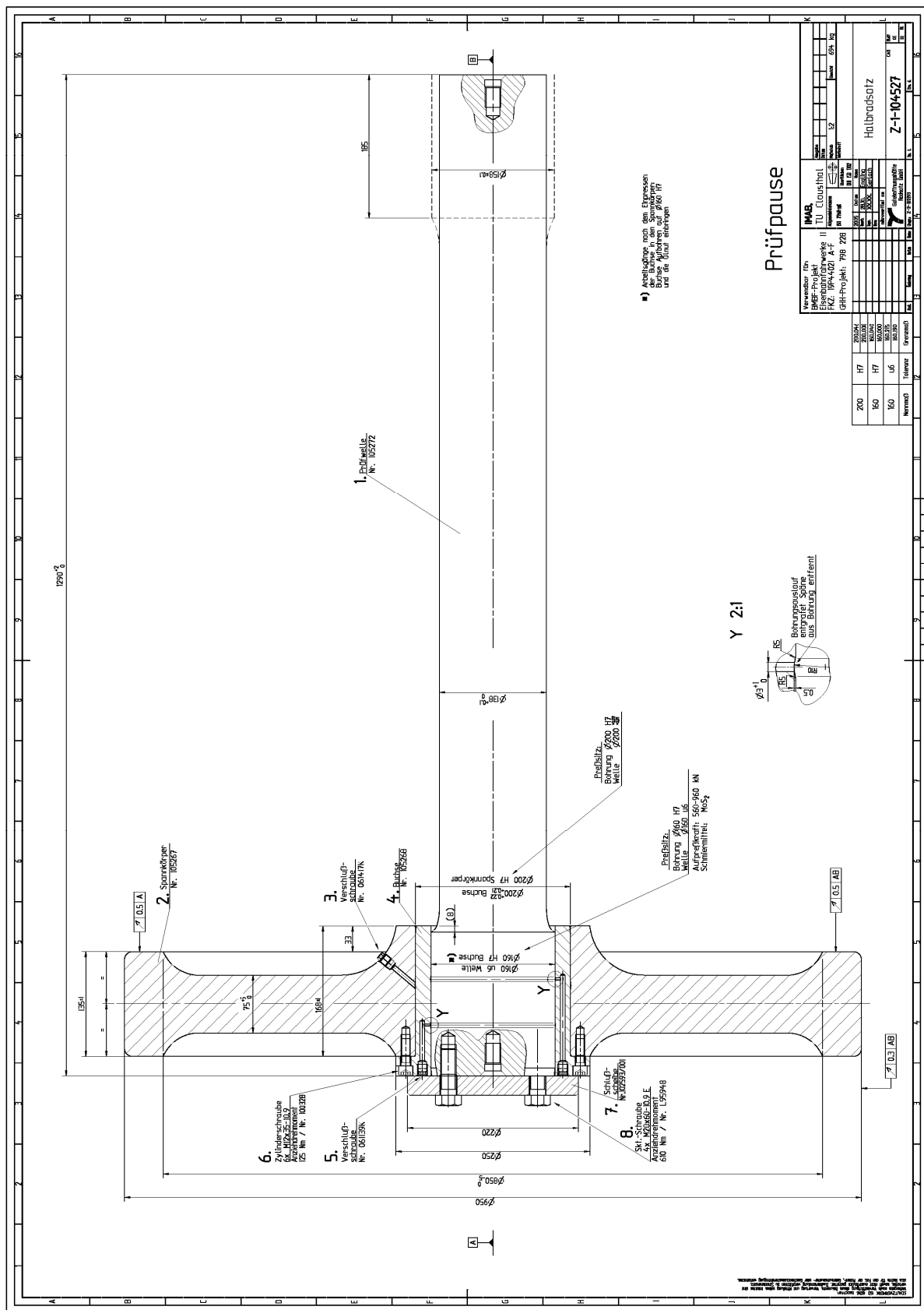


Abbildung B- 4: 1:1-Prüfkörper für Rissfortschrittsversuche

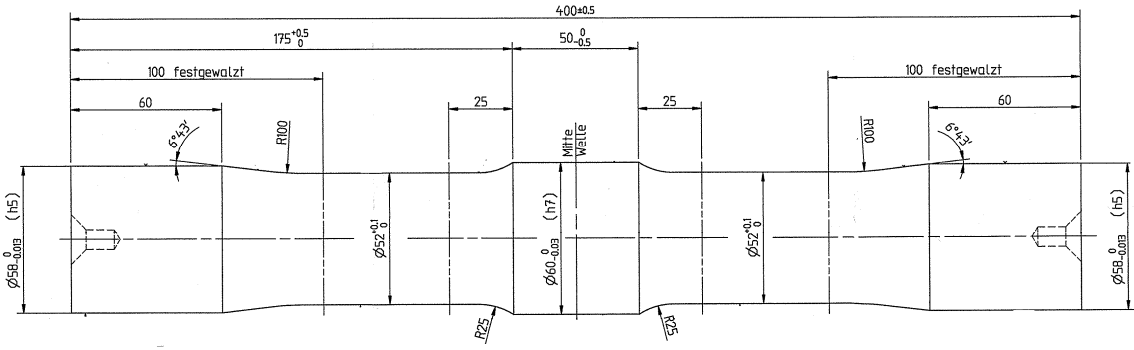


Abbildung B-5: 1:3-Prüfkörper für Rissfortschrittsversuche