

**TECHNISCHE UNIVERSITÄT MÜNCHEN**  
**Lehrstuhl für Metallbau**

**Beitrag zur wirklichkeitsnahen Beschreibung von Rissen in  
Eisenbahnschienenfüßen**

**Senta Pessel**

Vollständiger Abdruck der von der Ingenieur fakultät Bau Geo Umwelt der  
Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktor-Ingenieurs

genehmigten Dissertation.

Vorsitzender:

Prof. Dr.-Ing. Oliver Fischer

Prüfer der Dissertation:

1. Prof. Dr.-Ing. Martin Mensinger
2. Prof. Dr.-Ing. Stephan Freudenstein
3. Prof. Dr.-Ing. Frank Krafft

Die Dissertation wurde am 05.02.2020 bei der Technischen Universität München eingereicht und  
durch die Ingenieur fakultät Bau Geo Umwelt am 07.10.2020 angenommen.

---

# Danksagung

An dieser Stelle möchte ich mich bei allen bedanken, die mich bei der Erstellung dieser Dissertation unterstützt haben.

Mein Dank gilt an erster Stelle meinem Doktorvater Herrn Prof. Dr.-Ing. Martin Mensinger für die wissenschaftliche Betreuung und Unterstützung beim Erstellen dieser Arbeit. Bei Prof. Dr.-Ing. Stephan Freudenstein möchte ich mich für die Übernahme des Zweitgutachtens bedanken. Bei Prof. Dr.-Ing. Frank Krafft bedanke ich mich für die Übernahme des Drittgutachtens und die vielen fachlichen Diskussionen und wertvollen Anregungen. Herrn Prof. Dr.-Ing. Oliver Fischer gilt mein Dank für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes.

Meinen Kollegen Mathias Rengstl und Andreas Strecker danke ich für die zahlreichen und unermüdlichen fachlichen Gespräche, Ratschläge und Anmerkungen. Auch den anderen Kolleginnen und Kollegen am Lehrstuhl für Metallbau möchte ich für die gute Zusammenarbeit und ihre stete Diskussionsbereitschaft danken.

Schließlich möchte ich mich beim tu film für die zuverlässigen Ablenkungen am Dienstagabend und bei meiner Familie für den Rückhalt beim Erstellen dieser Arbeit bedanken.

---

# Zusammenfassung

Infolge eines gesteigerten Verkehrsaufkommens und steigender Achslasten im Schienenverkehr kommt es zu einer immer höheren Auslastung der Eisenbahnschienen. Der bisherige Fokus der Forschung lag auf der Abnutzung des Schienenkopfes und dem daraus resultierenden Versagen der Schienen. Die neuen Belastungsszenarien führen aber auch zu einer höheren Auslastung des Schienenfußes.

Da der Schienenfuß in bisherigen Veröffentlichungen nur am Rand behandelt wurde, bestimmt die vorliegende Arbeit zunächst grundlegende Materialparameter. Neben Zugversuchen werden Versuche zur Bestimmung der Bruchzähigkeit und der Rissfortschrittsgeschwindigkeit durchgeführt. Aus diesen Parametern lassen sich Materialmodelle ableiten, die eine möglichst genaue Modellierung des Schienenfußes erlauben.

Auf der Basis dieser Materialmodelle werden durch den Vergleich mit Großversuchen bruchmechanische Modelle des Schienenfußes erstellt. Insbesondere stehen dabei die Schienenfußmitte und der Schienenfußrand im Mittelpunkt. Anhand von Modellrechnungen können mit Hilfe dieser Modelle Parameter identifiziert werden, die für eine Rissausbreitung im Schienenfuß besonders förderlich sind.

---

# Abstract

As a result of an increased volume of traffic and increasing axle loads in rail transport, the degree of utilization of the railway rails increases. The previous focus of research was on the wear of the rail head and the resulting failure of the rails. However, the new load scenarios also lead to a higher load on the rail foot.

Since the rail foot has only been treated marginally in previous publications, the present work first determines basic material parameters. In addition to tensile tests, tests to determine the fracture toughness and the rate of crack propagation are carried out. From these parameters material models can be derived that allow an accurate modeling of the rail foot.

On the basis of these material models, fracture-mechanical models of the rail foot are created by comparison with large-scale tests. In particular, the center of the rail foot and the edge of the rail foot are in the center of attention. By means of model calculations, these models can be used to identify parameters which are particularly important to crack propagation in the rail foot.



---

# Inhaltsverzeichnis

Danksagung	II
Zusammenfassung	III
Abstract	IV
<b>I Einleitung</b>	<b>1</b>
1 Fragestellung und Vorgehen	2
2 Übersicht über die untersuchten Stähle	4
3 Lastspannungen im Schienenfuß	8
3.1 Spannungen aus Zugüberfahrt . . . . .	8
3.2 Spannungen aus Bauwerksverformung . . . . .	9
3.3 Spannungen aus Temperaturänderungen des Gleises . . . . .	10
4 Eigenspannungen im Schienenfuß	12
5 Auslegung von Eisenbahnschienen auf wechselnde Lasten	16
6 Bruchmechanismen	18
6.1 Grundsätzliches . . . . .	18
6.2 Unterscheidung der Bruchvorgänge nach Energiezufuhr . . . . .	19
6.3 Unterscheidung der Bruchvorgänge nach Bruchform . . . . .	20
7 Grundlagen der Bruchmechanik	26
8 Rissmodelle	31
9 Ergebnisse bruchmechanischer Simulationen	33
<b>II Materialkennwerte gebrochener Proben</b>	<b>35</b>
10 Grundsätzliches	36

<b>11 Statisch belastete Proben ohne Anriss: Zugversuch</b>	<b>37</b>
<b>12 Statisch belastete Proben mit Anriss: Bruchzähigkeit</b>	<b>41</b>
12.1 Versuchsdurchführung und Versuchsprogramm . . . . .	41
12.2 Versuchsauswertung, allgemeines Vorgehen . . . . .	43
12.3 Beispiele der Versuchsauswertung . . . . .	47
12.3.1 Temperaturabhängigkeit von K . . . . .	49
12.3.2 Einfluss von Pop-ins . . . . .	51
12.3.3 Einfluss der Probengröße . . . . .	52
12.3.4 Einfluss der Versuchsdurchführung . . . . .	53
12.3.5 Fazit . . . . .	55
<b>13 Dynamisch belastete Proben mit gefrästem Kerb: Rissfortschrittsgeschwindigkeit</b>	<b>57</b>
13.1 Versuchsprogramm und -durchführung . . . . .	57
13.2 Versuchsauswertung allgemein: Bestimmung der Rissfortschrittsgeschwindigkeit	58
13.3 Beispiele der Versuchsauswertung . . . . .	60
13.3.1 Spannungsverhältnis während des Risswachstums, höherwertige Riss-	
fortschrittsgesetze und das Plastizieren von Proben . . . . .	61
13.3.2 Einfluss der Probengröße . . . . .	64
13.3.3 Einfluss der Stahlsorte und des Entnahmeortes . . . . .	64
13.3.4 Unterer Grenzwert des Spannungsintensitätsfaktors . . . . .	66
13.3.5 Fazit . . . . .	67
 <b>III Erstellen des Rissmodells für Mitten- und Randrisse im Schienen-</b>	
<b>    fuß und Nachrechnen von Großversuchen</b>	<b>69</b>
<b>14 Grundsätzliches</b>	<b>70</b>
<b>15 Ableiten eines Plattenmodells für den Mittenriss</b>	<b>72</b>
<b>16 Ableiten eines Plattenmodells für den Randriss</b>	<b>76</b>
<b>17 Nachrechnungen der Großversuche</b>	<b>80</b>
17.1 Nachrechnung der Großversuche zur Stahlsorte R260 . . . . .	80
17.2 Nachrechnung der Großversuche zur Stahlsorte R350 . . . . .	85
<b>18 Übertragung der Konzepte auf den Schienenfußrand</b>	<b>87</b>

<b>19 Weitere maßgebliche Einflussgrößen bei der Simulation der Lebensdauer</b>	<b>89</b>
19.1 Einfluss der Schwankungen bei Last- und Eigenspannungen . . . . .	89
19.2 Einfluss des R-Verhältnisses . . . . .	90
19.3 Einfluss der Temperatur . . . . .	93
<b>20 Fazit</b>	<b>96</b>
<b>IV Anhang</b>	<b>97</b>
<b>A Ergebnisse der Zugversuche</b>	<b>98</b>
A.1 R260A . . . . .	99
A.2 R260B . . . . .	100
A.3 R350 . . . . .	101
<b>B Versuche Bruchzähigkeit</b>	<b>102</b>
B.1 R260A . . . . .	102
B.1.1 R260AMitte . . . . .	102
B.1.2 R260ARand . . . . .	104
B.2 R260B . . . . .	106
B.2.1 R260BMitte . . . . .	106
B.2.2 R260BRand . . . . .	108
B.3 R350 . . . . .	110
B.3.1 R350Mitte . . . . .	110
B.3.2 R350Rand . . . . .	112
<b>C Versuche Rissfortschrittsgeschwindigkeit</b>	<b>114</b>
C.1 Versuchsergebnisse der Rissfortschrittsversuche: zusammenfassende Grafiken .	114
C.2 Versuchsergebnisse R260A . . . . .	118
C.3 Versuchsergebnisse R260B . . . . .	122
C.4 Versuchsergebnisse R350 . . . . .	126
<b>D Modellierung</b>	<b>130</b>
D.1 Ergebnisse der Großversuche aus [PESSEL, MENSINGER, SIMON et al., o.D.] . .	131
D.2 Bestimmung der Plattenmodelle . . . . .	132
<b>Abbildungsverzeichnis</b>	<b>IX</b>
<b>Tabellenverzeichnis</b>	<b>XIII</b>

**Literaturverzeichnis**

**XV**

---

# **Teil I**

## **Einleitung**

---

# 1 Fragestellung und Vorgehen

Eisenbahnschienen bilden den Fahrweg, auf dem Züge sich bewegen können. Sie waren in den vergangenen Jahrzehnten immer größeren Belastungen durch steigende Achslasten und Geschwindigkeiten der Züge ausgesetzt und wurden damit stärker ausgenutzt als noch zum Zeitpunkt der Einführung des heute gängigsten Schienenprofils UIC60. Hinzu kommt, dass nicht mehr nur Schienen auf Holz- oder Betonschwellen verwendet werden, sondern zunehmend Konstruktionen mit fester Fahrbahn zum Einsatz kommen (vgl. [FREUDENSTEIN et al., 2018]).

[FREUDENSTEIN et al., 2018] beschreiben, dass diese neuen Gleiskonstruktionen im Verkehrsprojekt VDE8, das die Erstellung von Hochgeschwindigkeitsbahnstrecken zwischen Berlin und München beinhaltet, auf ästhetisch ansprechenden, schlanken Brücken aufgelagert wurden. Aufgrund der Schlankheit der Brückenkonstruktionen kommt es z. B. infolge von Temperaturänderungen zu größeren Verformungen der Tragwerke. Diese Verformungen führen zu einer Steigerung der Spannungen in den Schienen. Hierbei ist nicht klar, ob die bisherigen Bemessungsverfahren für Schienen diese neue Situation vollständig abdecken. So kommt es beispielsweise durch die aus Temperaturunterschieden resultierende horizontale Querverschiebung von Brücke und Widerlager zu erhöhten Spannungen im Schienenfußrand.

Da solche Spannungen bisher nicht vorkamen oder nur in geringem Maße auftraten, finden sich kaum Untersuchungen zum Tragverhalten von Schienen unter zusätzlichen Belastungen im Schienenfuß. Der Fokus der Forschung lag bisher im Bereich des Schienenkopfes. Risse, die von diesem ausgehen, kommen bisher im Gleisnetz wesentlich häufiger vor als solche, die ihren Ursprung im Schienenfuß haben. Dass Letztere dennoch existieren, zeigt Abbildung 1.1 am Beispiel von im Treppenstufenverfahren geprüften Schienen.



**Abbildung 1.1:** Risse in Schienenfüßen

Aufgrund der beschriebenen zusätzlichen Lasten auf Eisenbahnschienen ist es unerlässlich, die sich daraus ergebenden Auswirkungen besser zu verstehen. Dies ist besonders insofern relevant, als es im Bereich des Schienenfußes bisher keine kontinuierliche zerstörungsfreie Prüfung gibt. Verfahren zur zerstörungsfreien Prüfung von Eisenbahnschienen konzentrieren sich im Allgemeinen auf die sichere Detektion von Fehlern im Schienenkopf. Fehler im Schienenfuß können damit bei eingebauten Gleisen nicht erkannt werden, und es kommt erst nach einem Versagen der Schiene zu deren Austausch.

Die vorliegende Arbeit leistet einen Beitrag dazu, das Bruchverhalten von Eisenbahnschienenfüßen besser zu verstehen. Zunächst werden Grundlagen aus dem Schienenverkehr und der Bruchmechanik eingeführt, um danach zu beschreiben, wie Materialkennwerte für den Schienenfußrand und die Schienenfußmitte in Kleinversuchen bestimmt wurden. In einem weiteren Schritt wird gezeigt, wie sich aus Großversuchen mit gekerbten Schienen ein Modell des Schienenfußes für bruchmechanische Simulationen ableiten lässt. Ein Modell für die Schienenfußmitte wird präsentiert und anhand der Großversuche validiert. Auch die Entwicklung eines Rissmodells für den Schienenfußrand wird diskutiert. Zuletzt werden die Ergebnisse in den Kontext der Schienenwegeauslegung eingebettet.

---

## 2 Übersicht über die untersuchten Stähle

Für die hier vorgenommenen Untersuchungen wurden drei verschiedene Probenchargen des Eisenbahnschienenprofils UIC 60 nach DIN 13674-1 [DIN EN 13674-1:2011] verwendet. Bei den Schienen handelte es sich um sog. Vignolschienen mit einem Gewicht von 60 kg/m. Zwei der Probenchargen (R260A und R260B) entsprachen der Schienenstahlsorte R260 nach DIN 13674-1 und wurden von unterschiedlichen Herstellern zur Verfügung gestellt. Eine Probencharge (R350) war der Schienenstahlsorte R350HT nach DIN 13674-1 zuzuordnen. Bei der Probencharge R350 handelt es sich um kopfgehärtete Schienen. Die Stahlsorten R260 und R350 weisen eine unterschiedliche chemische Zusammensetzung auf, die sich neben den unterschiedlichen Herstellungsmechanismen auf das Verhalten der Stähle auswirkt. [DIN EN 13674-1:2011] gibt die Grenzwerte vor, innerhalb derer sich die Anteile der einzelnen chemischen Elemente bewegen müssen.

Tabelle 2.1 gibt die chemische Zusammensetzung verschiedener Schienenproben mittels Funken-spektroskopie an. Es ist gut zu erkennen, dass drei Hauptlegierungselemente (C, Si und Mn) vorliegen. Als Nebenlegierungselemente werden Phosphor (P), Schwefel (S), Chrom (Cr), Aluminium (Al), Vanadium (V) und Stickstoff (N) von [DIN EN 13674-1:2011] geregelt. Hinsichtlich der durch [DIN EN 13674-1:2011] vorgegebenen Grenzwerte fällt auf, dass sie für Silizium (Si) und Mangan (Mn) bei den hier betrachteten Stahlsorten R260 und R350 gleich sind. Auch für S, Cr, Al, V und N ergeben sich keine Unterschiede. Nur für die Legierungselemente Kohlenstoff (C) und Phosphor (P) werden andere Grenzwerte festgelegt. Bei Phosphor ist laut [DIN EN 13674-1:2011] nur ein geringerer Anteil des Elements zur Herstellung eines Stahls der Stahlsorte R350HT zulässig. Bei Kohlenstoff gilt bei den Stahlsorten R260 und R350HT der gleiche maximale Anteil, die Stahlsorte R350HT weist aber einen höheren Mindestanteil an Kohlenstoff auf als die Sorte R260.

Bei der Betrachtung der Nebenlegierungselemente fällt auf, dass bei den Schienenproben viel weniger Chrom (Cr) und Vanadium (V) verwendet wurden, als nach [DIN EN 13674-1:2011] zulässig wäre. Gerade der geringe Vanadiumanteil ist auffällig, da in [FLÜGGE et al., 1979] ausführlich die Vorzüge eines Zusatzes von Vanadium zum Stahl dargelegt werden. Sie führen aus, dass die Erhöhung des Vanadiumanteils um 0,1 % zu einer Erhöhung der Streckgrenze des Stahls um 60 MPa und einer Erhöhung der Brucheinschnürung um 4,6 % führen kann. In den untersuchten Stählen sind zwischen 0,0012 und 0,0015 Masse-% Vanadium anzutreffen.



## 2 Übersicht über die untersuchten Stähle

**Tabelle 2.1:** Chemische Zusammensetzung der untersuchten Schienenstähle und zulässige Zusammensetzung der Stahlsorten nach [DIN EN 13674-1:2011] (Einzelwerte nach [DIN EN 13674-1:2011] sind Maximalwerte)

	C	Si	Mn	Anteil in M-%		S	Cr	Al	V	N
zulässig R260	0,60 bis 0,82	0,13 bis 0,6	0,65 bis 1,25	P	0,030	0,030	≤ 0,15	0,004	0,030	0,010
R260A Rand 36	0,7161	0,292	1,0016	0,0164	0,0131	0,025	0,0011	0,0013	0,0042	
R260A Rand 37	0,7156	0,291	1,0009	0,016	0,0127	0,024	0,0014	0,0013	0,0045	
R260A Mitte 35	0,713	0,292	0,9987	0,0173	0,0124	0,024	0,0011	0,0013	0,0041	
R260A Mitte 39	0,7114	0,293	1,0046	0,0154	0,0113	0,025	0,0011	0,0012	0,0046	
R260B Rand 65	0,6964	0,342	1,0107	0,0122	0,0123	0,051	0,0013	0,0014	0,001	
R260B Rand 72	0,697	0,345	1,0113	0,0119	0,0119	0,051	0,0015	0,0014	0,0037	
R260B Mitte 66	0,7055	0,346	1,0255	0,0122	0,0115	0,052	0,0017	0,0015	0,002	
R260B Mitte 71	0,7033	0,342	1,019	0,0133	0,0126	0,052	0,003	0,0014	0,0012	
zulässig R350	0,70 bis 0,82	0,13 bis 0,6	0,65 bis 1,25	P	0,025	0,030	≤ 0,15	0,004	0,030	0,010
R350 Rand 121	0,7891	0,378	1,1041	0,0135	0,0114	0,056	0,0018	0,0014	0,0041	
R350 Rand 124	0,7832	0,376	1,0914	0,0126	0,0112	0,056	0,0022	0,0013	0,0056	
R350 Mitte 43	0,7998	0,383	1,1068	0,0128	0,0104	0,056	0,0024	0,0014	0,0049	
R350 Mitte 122	0,7975	0,373	1,0971	0,0122	0,01	0,054	0,0016	0,0013	0,0043	

Zu den Unterschieden zwischen Schienenfußrand und Schienenfußmitte lässt sich feststellen, dass bei der Stahlsorte R260B kaum Unterschiede zwischen der chemischen Zusammensetzung der beiden Entnahmeorte bestehen. Bei den Sorten R260A und R350 ist dies jedoch der Fall: Beide enthalten in den Randproben einen niedrigeren Anteil an Legierungselementen als in den Mittenproben. Da die Schienenprofile in der Fertigung aus einer Schmelze hergestellt werden, spricht diese Zusammensetzung dafür, dass die Hersteller über Nachbehandlungen das Abkühlen der Schiene gezielt so steuern, dass sich mehr Legierungselemente im dickeren Schienenfußrand einlagern.

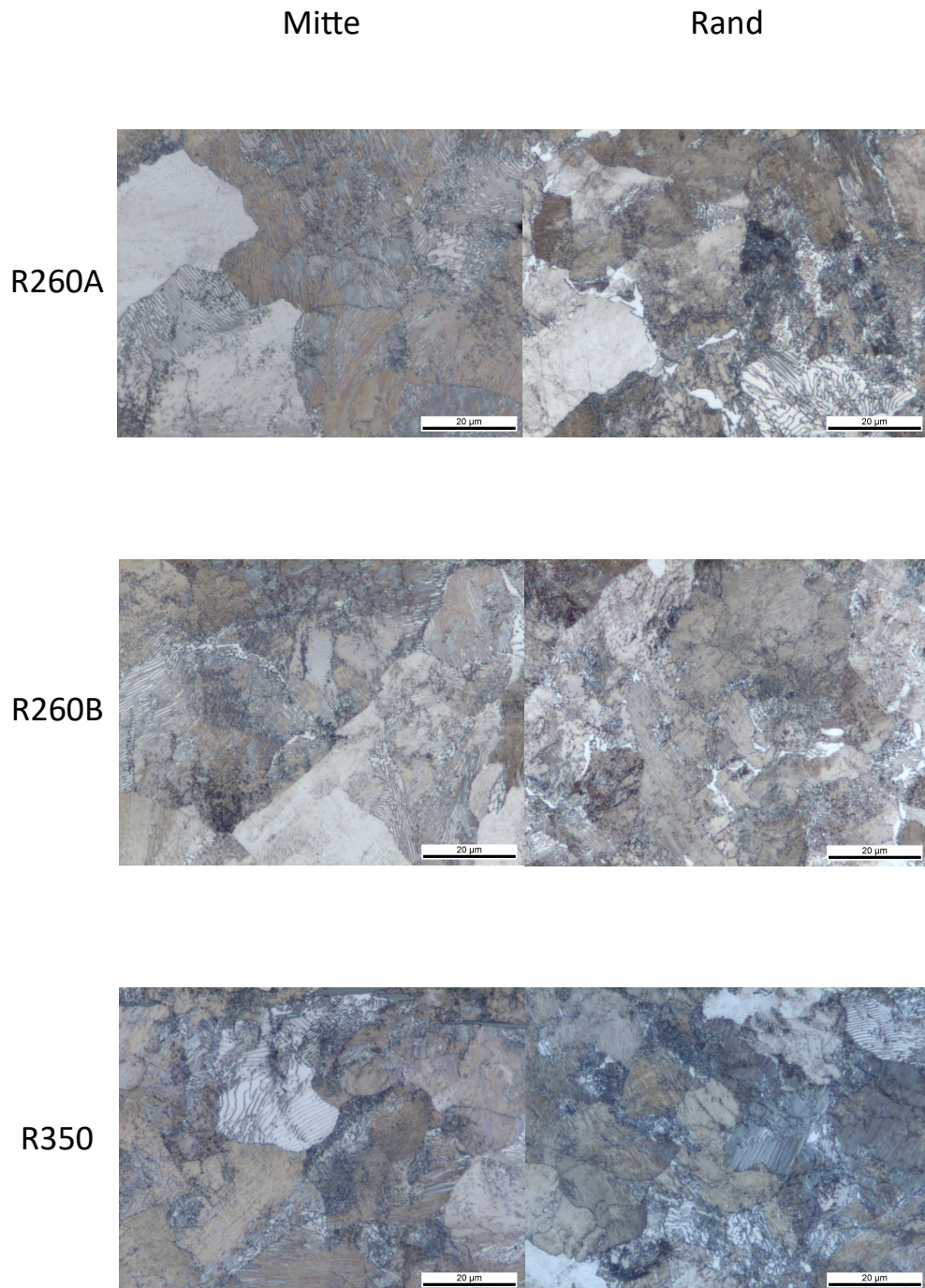
Die chemische Zusammensetzung hat neben der Wärmebehandlung des Stahls (insb. den Abkühlraten nach dem Walzen) einen großen Einfluss auf das spätere Gefüge der Stähle. Bei den Schienenstählen liegt ein perlitisches Gefüge vor. Hierbei liegen in einem Perlitkorn Lamellen aus Ferrit ( $\alpha$ -Fe) und Zementit ( $\text{Fe}_3\text{C}$ ) nebeneinander [BARGEL und SCHULZE, 2005]. [FLÜGGE et al., 1979] beschreiben, dass der Abstand dieser Lamellen die Werkstoffeigenschaften maßgeblich beeinflusst. So führt ein geringerer Lamellenabstand zu höheren 0,2%-Dehngrenzen und führt auch zum Ansteigen der Kerbschlagzähigkeit.

In Abbildung 2.1 sind exemplarisch Schlifffbilder von Längsschliffen der sechs untersuchten Stähle dargestellt. In den größeren Ausschnitten ist zu erkennen, dass die Proben aus der Schienenfußmitte eine leicht zeilige Struktur aufweisen. Dies liegt daran, dass dieser Bereich weniger stark überwalzt wird als der des Schienenfußrandes. Es kommt hier also zu einer schwächeren Verformung des Materials, was eine Zeiligkeit begünstigt. Zudem weisen die Proben ausgewalzte Mangansulfideinschlüsse auf, wie sie in Abbildung 2.1 bei der Abbildung der Mittenprobe der Stahlsorte R350 oben rechts zu erkennen sind.

Insgesamt weisen die untersuchten Proben wie erwartet ein perlitisches Gefüge auf. Die Abbildungen zeigen gut den feinstreifigen Perlit. So ist in Abbildung 2.1 zu erkennen, dass sich in der Schienenfußmitte größere Perlitkörner finden als im Schienenfußrand. Hier zeigt sich wieder, dass die Schienenfußmitte länger warm war, weshalb sich größere Perlitkörner bilden konnten. Auffällig ist, dass am Schienenfußrand der Proben der Stahlsorte R260 neben den Perlitkörnern auch Ferrit zu erkennen ist, der aber auch in der Schienenfußmitte der Probe aus R260B zu sehen ist.

## 2 Übersicht über die untersuchten Stähle

---



**Abbildung 2.1:** Schliffbilder (Längsschliffe) der sechs untersuchten Entnahmeorte

---

## 3 Lastspannungen im Schienenfuß

Eisenbahnschienen werden durch verschiedene externe Einflüsse belastet. Diese Belastungen sind Einwirkungen auf Risse im Schienenfuß. Im Folgenden werden drei verschiedene Arten von Lastspannungen näher betrachtet: Spannungen aus Zugüberfahrt, Spannungen aus Bauwerksverformungen und Spannungen aus Temperaturänderungen im Gleis. Andere Einwirkungen, z. B. durch das Bremsen von Zügen, werden nicht näher betrachtet.

Man muss grundsätzlich drei Spannungsverteilungen unterscheiden:

1. Zug im Schienenfuß und Druck im Schienenkopf. Diese Spannungsverteilung entsteht aus einer zentrischen Zugüberfahrt.
2. Zug auf der einen Seite des Schienenprofils und Druck auf der anderen Seite, mit einem Nulldurchgang in der Symmetrieachse des Schienenprofils. Diese Spannungsverteilung tritt infolge eines lateralen Versatzes (Bauwerksverformung) oder einer exzentrischen Zugüberfahrt auf.
3. Druck oder Zug im kompletten Schienenprofil. Diese Spannungsverteilung entsteht infolge einer Temperaturbeanspruchung des Gleises.

### 3.1 Spannungen aus Zugüberfahrt

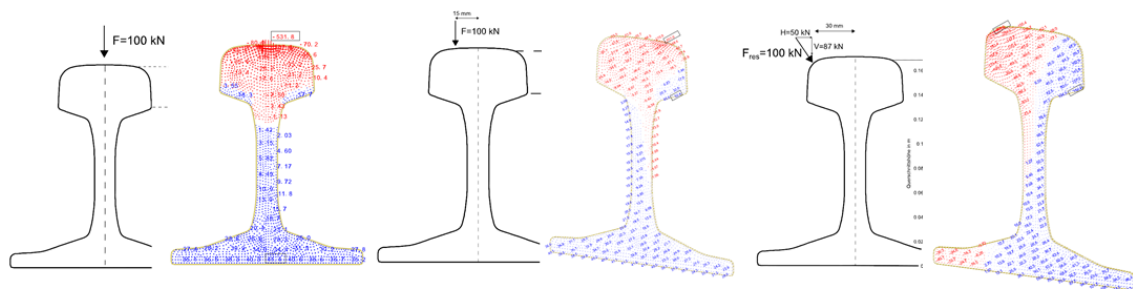
Die Schienenspannungen aus der Zugüberfahrt resultieren aus unterschiedlichen Gegebenheiten im Gleis:

Zum einen handelt es sich um die Biegespannungen in der Schiene, die über die Schienenfußbreite konstant sind. Sie lassen sich sowohl für Schienen auf Schwellen als auch für Schienen in einem System der festen Fahrbahn nach dem Modell von Zimmermann (vgl. [ZIMMERMANN, 1941]) berechnen. Dieses Modell betrachtet die Schiene als einen elastisch gebetteten Balken. Die Größe der Biegespannungen wird durch den Schwellenabstand, die Steifigkeit des Unterbaus (Bettungszahl) und die Steifigkeit des Schienenprofils gesteuert. Zudem existieren Anpassungen für die Lagequalität des Gleises.

Im Bereich von Kurven kommt es durch die Führungskräfte des Zuges und die exzentrische Radstellung zu einer seitlichen Belastung des Schienenkopfes. Diese lässt sich nach [SEYBOTH, 1986] in drei Lastanteile aufteilen. Die aus diesen Lastanteilen resultierenden Spannungen

im Schienenfuß können nach den von ihm entwickelten Lösungsansätzen bestimmt werden. Er beschreibt Rechenansätze für einen Spannungsanteil aus vertikaler Last (den er an die Berechnungsverfahren von Zimmermann anpasst), einen Ansatz für die Wölbkrafttorsion und einen Ansatz für die horizontale Biegung. Diese Ansätze werden später herangezogen, um die bruchmechanischen Modelle für die jeweiligen Spannungsverteilungen auszuwählen.

[EISENMANN, 1977] beschreibt, wie sich unterschiedliche Radstellungen auf die Spannungen im Schienenprofil auswirken. In Abbildung 3.1 sind Nachrechnungen dieser Simulationen aus [SCHRAMM, 2014] für das hier betrachtete Schienenprofil UIC 60 dargestellt. Zu erkennen ist, wie sich die Spannungsverteilung im Schienenfuß von einer reinen Zugbelastung bei zentrischer Zugüberfahrt zu einer halbseitigen Druck- und einer halbseitigen Zugspannung wandelt.



**Abbildung 3.1:** Spannungsverteilung in der Schiene infolge unterschiedlicher Belastungssituationen nach [Schramm, 2014], Zugspannungen blau, Druckspannungen rot.

## 3.2 Spannungen aus Bauwerksverformung

Als weitere Komponente der Schienenspannungen seien Zwangsspannungen aus der Interaktion mit Gebäuden genannt. Sie entstehen z. B., wenn eine Schiene auf fester Fahrbahn über eine Brücke geführt wird. [RUGE et al., 2009] betonen, dass hier die Kopplungskräfte zwischen Gleis und Brückentragwerk berücksichtigt werden müssen, und stellen fest, dass eine einfache lineare Überlagerung der Spannungen nicht immer auf der sicheren Seite liegende Ergebnisse liefern muss. Sie geben Hinweise darauf, wie eine Überlagerung vonstattengehen sollte, konzentrieren sich allerdings nur auf die Auswirkungen der sich aufgrund von Temperaturänderungen ändernden Kopplungskräfte längs der Schiene.

[PESEL, MENSINGER, SIMON et al., o.D.] machen deutlich, dass auch die Verschiebungen von Widerlager und Brücke zueinander zu Spannungen in den Schienen führen. Dabei handelte

es sich lange Zeit hauptsächlich um Längsverschiebungen des Brückentragwerks oder um ein Verkippen des Brückenendes (vgl. [SCHRAMM, 2014]). [FREUDENSTEIN et al., 2018] stellen fest, dass in jüngeren Brückenkonstruktionen auch eine horizontale Verschiebung der Brückenenden im Vergleich zum Widerlager auftritt. Dieser sog. laterale Versatz führt zu einer Spannungsänderung am Schienenfußrand, die in [PESEL, MENSINGER, SIMON et al., o.D.] quantifiziert wurde. Qualitativ ist festzustellen, dass die aus einem lateralen Versatz resultierende Spannungsverteilung einer Zugbelastung auf der einen Seite des Schienenprofils und einer Druckbelastung auf der anderen Seite des Schienenprofils entspricht. In der Symmetrieachse befindet sich ein Nulldurchgang der Spannungen (vgl. [SCHRAMM, 2014]).

### 3.3 Spannungen aus Temperaturänderungen des Gleises

Im Schienennetz ist heute weitgehend das durchgehend verschweißte Gleis anzutreffen. Bei dieser Form der Schienenverbindung werden die einzelnen Schienenstücke lückenlos mittels der sog. aluminothermischen Schweißung verbunden. [KOPP, 1970] beschreibt, dass die so verbundenen Schienenstücke einander behindern, wenn sie sich aufgrund von Temperaturänderungen verlängern oder verkürzen wollen. Aus dieser Behinderung (Zwang) resultieren die temperaturinduzierten Schienenspannungen. Bei Kälte wollen die Schienen sich zusammenziehen. Da sie das aufgrund der Verschweißung nicht können entstehen Zugspannungen im Gleis. Im Sommer entstehen aufgrund der Dehnungsbehinderung Druckspannungen, da die Schienen sich bei hohen Temperaturen nicht ausdehnen können.

Die Größe der Spannungen infolge der Dehnungsbehinderung errechnet sich als Produkt aus dem Elastizitätsmodul des Stahls, der Temperaturdehnzahl des Stahls und dem Betrag der Temperaturänderung im Vergleich zur Verspannungstemperatur (vgl. Gleichung 3.1). Als Verspannungstemperatur wird hierbei die Temperatur bezeichnet, bei der das Gleis verschweißte wurde. Sie stellt den spannungsfreien Zustand des lückenlos verschweißten Gleises dar. In Deutschland liegt die sog. Neutrale Temperatur zwischen 20 °C und 26 °C (vgl. [SCHRAMM, 2014]). Sie wird so gewählt, dass ein Ausknicken des Gleises aufgrund von hohen Druckspannungen möglichst verhindert wird. Dass dadurch die Zugspannungen im Gleis häufiger ansteigen, wird dabei in Kauf genommen. Eine Abweichung der Schientemperatur von der Verspannungstemperatur um 10 K resultiert in einer Spannungsänderung in der Schiene von ca. 25 MPa.

$$\sigma_{Temperatur} = E \cdot \alpha \cdot \Delta T \quad (3.1)$$

Infolge der Temperaturspannungen treten im Schienenprofil konstante Druck- oder Zugspannungen auf. In [HE, 2015] wurde untersucht, ob aufgrund von Unterschieden in der Sonneneinstrahlung Temperaturunterschiede im Schienenquerschnitt entstehen, die zu einer lokalen Spannungsänderung führen. Ein solcher Zusammenhang konnte nicht gefunden werden, da die hohe Temperaturleitfähigkeit des Stahls größeren Einfluss hatte als Verschattungseffekte am Schienenprofil. Zudem wurde untersucht, ob die Temperatur der Schiene aufgrund der Sonneneinstrahlung von der Lufttemperatur abweicht. Diese These konnte bestätigt werden. Die Schiene heizt sich bei Sonneneinstrahlung stärker auf, als die umgebende Luft. Die daraus resultierenden Druckspannungen reduzieren die Zugspannungen im Gleis und können einem Risswachstum entgegenwirken. In Nachrechnungen realer Schienenkonfigurationen sollten sie somit berücksichtigt werden, um eine möglichst realitätsnahe Modellierung zu gewährleisten. Für Simulationsrechnungen fiktiver Konfigurationen sollten sie außer Acht gelassen werden, um eine Abschätzung der Lebensdauer auf der sicheren Seite zu erhalten.

---

## 4 Eigenspannungen im Schienenfuß

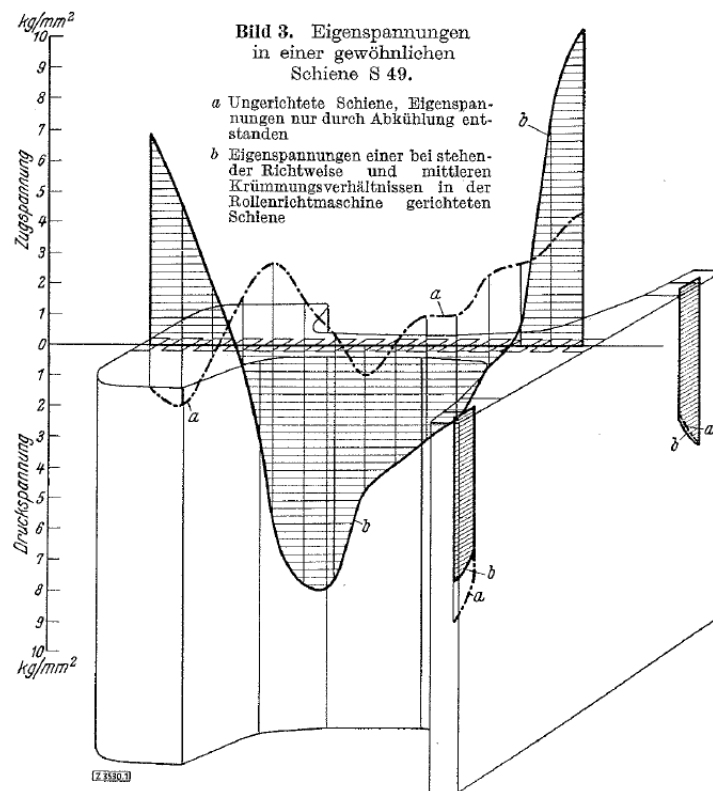
Im Gegensatz zu Lastspannungen, die sich in einem Körper während der Belastung durch von außen angreifende Kräfte einstellen, handelt es sich bei Eigenspannungen um innere Spannungen des Körpers. Diese treten unabhängig von äußeren Kräften auf. Die von den Eigenspannungen im Körper hervorgerufenen Kräfte und Momente müssen, den gesamten Querschnitt betrachtend, im Gleichgewicht stehen [DOHSE, 1966].

Eigenspannungen werden in Eigenspannungen I., II., III. und IV. Art unterteilt [DOHSE, 1966]. Bei den Eigenspannungen II., III. und IV. Art handelt es sich um Mikro eigenspannungen. [DOHSE, 1966] schreibt, dass Eigenspannungen II. Art sich beim Abkühlen der Stahlschmelze zwischen den sich bildenden Kristallen des Stahls ausbilden. Eigenspannungen III. Art sind auf noch kleinerem Maßstab aufgrund von Diffusionsbehinderungen im Kristall anzutreffen. Die Eigenspannungen IV. Art sind nach [DOHSE, 1966] auf Fehlorientierungen im atomaren Aufbau zurückzuführen. Diese drei Arten der Eigenspannungen finden sich zwar auch in Eisenbahnschienen, sie sind aber auf so kleinem Maßstab anzutreffen, dass ihnen kein Anteil am Risswachstum zugeschrieben wird. Nur die Eigenspannungen I. Art, die Makro eigenspannungen, tragen zum Risswachstum bei und werden im Folgenden näher betrachtet.

Eigenspannungen in der Eisenbahnschiene entstehen bei der Herstellung der Schienenprofile durch das Abkühlen des gewalzten Profils, durch optionale Nachbehandlungen und durch das Rollenrichten der Schienen. Nach dem Walzen ist der komplette Querschnitt noch heiß. Lässt man ihn ohne weitere Nachbehandlung abkühlen, so kühlen die dünnen Querschnittsteile (Schienenfußkanten und Schienensteg) schneller ab als die massigen Querschnittsteile. Dies führt dazu, dass der Querschnitt temperaturbedingt unterschiedliche Materialeigenschaften (Streckgrenzen) aufweist. Ist ein Querschnittsteil so weit abgekühlt, dass er sich nicht mehr so leicht verformen lässt, behindert er die Verformung der anderen sich abkühlenden Querschnittsteile. Dies führt bei der Eisenbahnschiene dazu, dass sich in den dünnen Querschnittsteilen von Schienensteg und Schienenfußrändern Druck- und in den anderen Querschnittsteilen Zugspannungen einstellen. Da die im Querschnitt entstehenden Eigenspannungen im Gleichgewicht stehen müssen, kommt es beim Abkühlen des Schienenprofils zu einer Verkrümmung des Profils. Mit ihr weicht das Schienenprofil den sich ungleichmäßig aufbauenden Eigenspannungen aus, sodass sich ein inneres Gleichgewicht der Kräfte aufbauen kann. Um am Ende der Produktion gerade Schienen zu erhalten, werden die Schienenstücke gewalzt. Hierbei lagern sich die Eigenspannungen um und es entstehen gerade Schienenstücke. So beschreiben z. B. [WEISER, 1997] und [SCHLEINZER und FISCHER, 2001] die Eigenspannungsumlagerung während dem Richten der Schienen. Eine



weitere Möglichkeit zur Beeinflussung der Eigenspannungsverteilung während der Herstellung der Schienen ist das gezielte Kühlen oder Heizen einzelner Querschnittsteile in der Nachbehandlung. Als verbreitetste Methode ist hier das Kopfhärten der Schienen zu nennen, bei dem der Schienenkopf zusätzlich gekühlt wird. Die in der vorliegenden Arbeit verwendete Schiene R350 ist eine kopfgehärtete Schiene. Die Eigenspannungsverteilung in einer Eisenbahnschiene ist in Abbildung 4.1 dargestellt. Auch wenn sich der Betrag der Eigenspannungen durch veränderte Herstellungsverfahren und andere Querschnittsgeometrien verändert hat, ist die prinzipielle Spannungsverteilung gleich geblieben.



**Abbildung 4.1:** Eigenspannungen einer Schienen des Profils S49 aus [Meier, 1937]

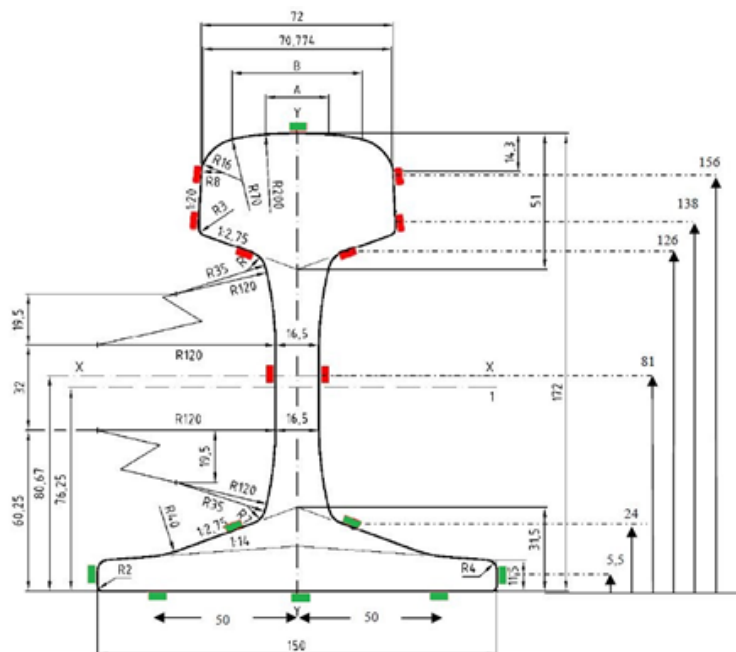
[PESEL, MENSINGER, SIMON et al., o.D.] beschreiben die Messung von Eigenspannungen in Eisenbahnschienen mit Hilfe des Sägeschnittverfahrens. Die verwendeten normativen Grundlagen sind die [DIN EN 13674-1:2011] und ergänzend der [DBS 918 245-1:2014]. Beim Sägeschnittverfahren werden Dehnungsmessstreifen (DMS) auf einer Eisenbahnschiene angebracht. Anschließend wird das Schienenstück neben den DMS abgeschnitten, sodass eine 2 cm dicke Scheibe übrig bleibt. Durch das Auftrennen des Querschnitts in eine dünne Scheibe kann er nicht mehr genug Zwang aufbringen, um die Eigenspannungen im Querschnitt davon abzuhalten, sich umzulagern. Diese Umlagerungen lassen sich beim Sägeschnittverfahren als Verlängerungen bzw. Verkürzungen des geschnittenen Querschnitts erkennen. Aus den mit den DMS aufgezeichneten Dehnungsänderungen lässt sich über den Zusammenhang  $\sigma = E * \epsilon$

(Spannung = E-Modul\*Dehnung) auf die im Querschnitt herrschenden Eigenspannungen schließen. Abbildung 4.3 zeigt in Grün die in [PESEL, MENSINGER, SIMON et al., o.D.] ausgewerteten Messpunkte. Für die vorliegenden Untersuchungen sind nur drei der dort betrachteten Messstellen relevant: die beiden Messstellen an der Schienenfußaußenkante und die Messstelle in der Schienenfußmitte. Auszüge der Versuchsergebnisse aus [PESEL, MENSINGER, SIMON et al., o.D.] sind in Tabelle 4.1 gegeben. Bei der Auswertung der Messungen zeigte sich, dass eine Versuchsauswertung unter Berücksichtigung der für die Schienenstähle bestimmten E-Module (vgl. Tabelle 11.1) zu einer Abweichung von den berechneten Eigenspannungen von maximal 4 % führt. Da diese Abweichung sehr klein ist, werden im Folgenden die mit  $E = 210.000 \text{ N/mm}^2$  bestimmten Werte aus Tabelle 4.1 für die Eigenspannungen verwendet.



**Abbildung 4.2:** Sägeschnittverfahren (zweiter Schnitt) aus [Pessel, Mensinger, Simon et al., o.D.]

## 4 Eigenspannungen im Schienenfuß



**Abbildung 4.3:** Messpositionen der Eigenspannungsermittlung an Profil 60E2 gemäß [DBS 918 245-1:2014] und für [Pessel, Mensinger, Simon et al., o.D.] gewählte Positionen (grün markiert) aus [Pessel, Mensinger, Simon et al., o.D.]

**Tabelle 4.1:** Eigenspannungen [MPa] (gemessen im Sägeschnittverfahren) nach [Pessel, Mensinger, Simon et al., o.D.]

[N/mm <sup>2</sup> ]	Schienenfuß (Kante)	Schienenfuß (Achse)
Stahlsorte R260A		
Mittel	-61	55
Median	-73	46
Min	-93	43
Max	-11	97
Stahlsorte R350		
Mittel	-54	152
Median	-60	152
Min	-87	122
Max	-12	176
Stahlsorte R260B		
Mittel	-39	141
Median	-43	141
Min	-60	135
Max	-12	149

# 5 Auslegung von Eisenbahnschienen auf wechselnde Lasten

Die Auslegung von Eisenbahnschienen erfolgt im Rahmen eines Dauerfestigkeitsnachweises unter Zuhilfenahme eines Smith-Diagramms für den jeweils ausgewählten Schientyp (vgl. [FREYSTEIN, 2012] und Abbildung 5.1). Das Smith-Diagramm wird aus den Ergebnissen von Dauerschwingversuchen abgeleitet. Bei diesen werden ungekerbte Schienenproben in einem Wöhlerversuch bis zum Bruch geschwungen ([KOPP, 1970]). Aus den so gewonnenen Daten kann das Smith-Diagramm abgeleitet werden. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit ist bei Vergleichen mit dem Smith-Diagramm zu beachten, dass es in Vierpunkt-Biegeversuchen gewonnen wird, die eine über die Schienenfußbreite konstante Spannungsverteilung sicherstellen. Es kann daher nicht pauschal von einer Übertragbarkeit der Smith-Diagramme auf ungleichmäßig belastete Schienen, die keine konstante Zugspannung im Schienenfuß aufweisen, ausgegangen werden.

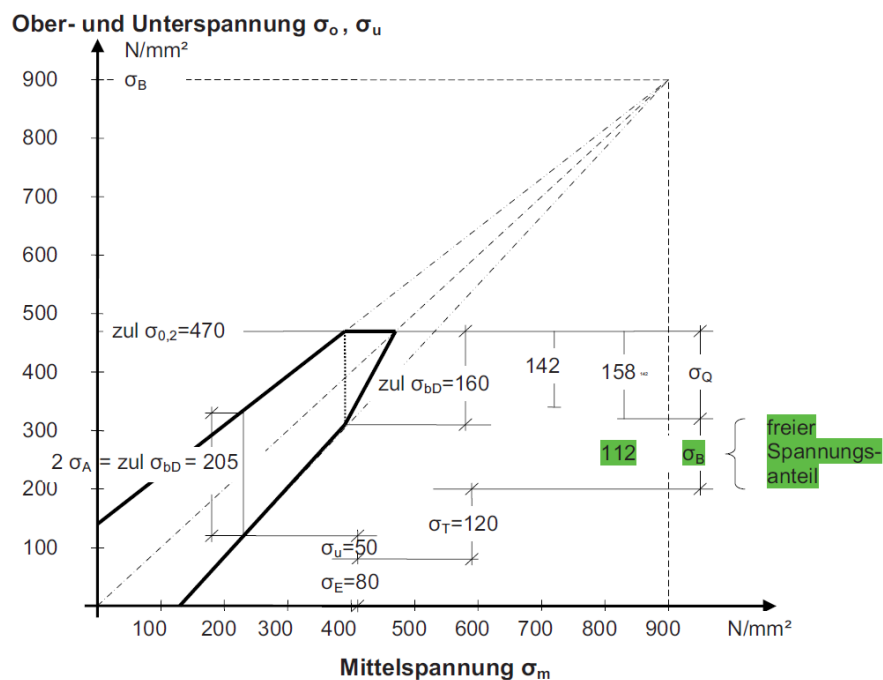


Abbildung 5.1: Spannungsanteile im Schienenfuß 60 E2,  $900\text{N/mm}^2$  aus [Freystein, 2012]

Da im Rahmen der Auslegung des Oberbaus die Schienenprofile selbst nicht verändert werden, müssen die Spannungen im geplanten Oberbau so begrenzt werden, dass kein Schienenversagen auftritt. Hierfür wird für die jeweilige Anwendung die vorhergesehene maximale Spannungs-

schwingbreite  $\sigma_Q$  in das Smith-Diagramm eingetragen. Hinzu kommen die Spannungsanteile aus Temperatur  $\sigma_T$  und Eigenspannungen  $\sigma_E$ . Es ergibt sich ein freier Spannungsanteil  $\sigma_B$ , der für Spannungen aus der Schiene-Bauwerk-Interaktion verplant werden kann. Nach [DIN EN 1991-2:2010] steht für Schienen mit einer Zugfestigkeit von 900 MPa ein freies Spannungscontingent von 92 MPa zur Verfügung, da das in Abbildung 5.1 angegebene freie Spannungscontingent von 112 MPa noch um einen pauschalen Anteil von 20 MPa zur Berücksichtigung der Brückendurchbiegung reduziert werden muss, vgl. [FREYSTEIN, 2012].

---

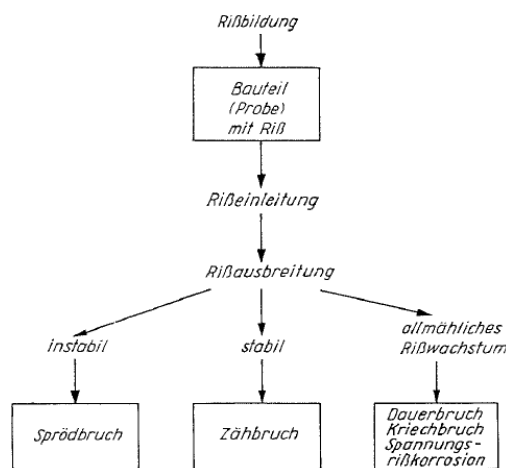
# 6 Bruchmechanismen

## 6.1 Grundsätzliches

Das Wort Bruch beschreibt, dass ein Werkstück aufgrund äußerer Einwirkungen zerstört wird und dabei in zwei oder mehr Teile zerfällt. Bevor dies geschieht, muss sich im Werkstück zunächst ein Riss bilden. Anhand der Art und Weise, wie dieser Riss entsteht, sich ausbreitet und wie das Zerteilen des Werkstücks vonstattengeht, lässt sich der Bruchvorgang in unterschiedliche Gruppen einteilen.

Auf makroskopischer Ebene erfolgt eine Unterteilung entweder nach der Energiezufuhr (Sprödbrüche mit instabilem Risswachstum, Zähbrüche mit stabilem Risswachstum und Schwingbrüche mit Ermüdungsrisswachstum, vgl. Abschnitt 6.2) oder nach der Bruchform (Spalt-, Scher- oder Teller-Tasse-Bruch, vgl. Abschnitt 6.3). Auf mikroskopischer Ebene unterscheidet man zwischen inter- und transkristallem Risswachstum (beides sind Ausprägungen des Sprödbruches) bzw. dem Wabenbruch, einer Ausprägung des Zähbruches.

Abbildung 6.1 stellt die unterschiedlichen Arten der Rissausbreitung dar. Anders als in der Grafik angedeutet, muss eine Rissbildung nicht geradlinig auf einem der Pfade erfolgen. So kann es z. B. nach der Ausbreitung eines Risses als Ermüdungsriss zum Sprödbruch des Werkstückes kommen. Die Beschreibung von Brüchen als Ergebnis der Ausbreitung von Rissen ist die Aufgabe der Bruchmechanik [BLUMENAUER, 1983].



**Abbildung 6.1:** Risseinleitung und Rissausbreitung aus [Blumenauer, 1983]

## 6.2 Unterscheidung der Bruchvorgänge nach Energiezufuhr

Ausgehend von der zum Risswachstum benötigten Energiezufuhr lassen sich verschiedene Modi der Rissausbreitung unterscheiden.

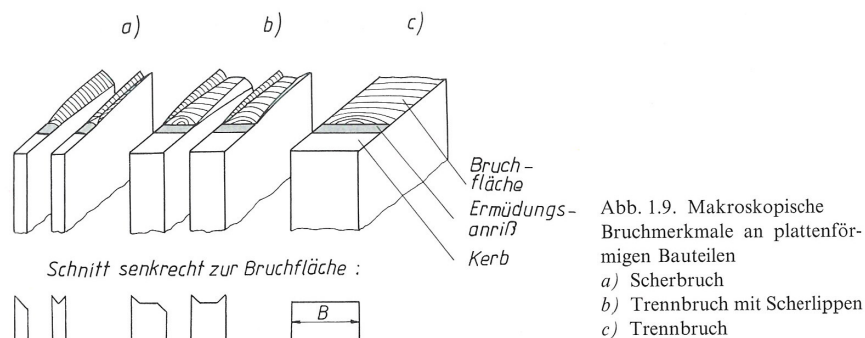
Beim instabilen Risswachstum wächst der Riss, ohne dass weitere Energie (hier: Kraft) zugeführt werden muss. Das Risswachstum vollzieht sich unter Energiefreisetzung, makroskopisch bildet sich ein Sprödbruch aus. Die instabile Rissausbreitung kann sowohl ohne als auch mit vorheriger stabiler Rissausbreitung eintreten [BLUMENAUER und PUSCH, 1987].

Eine stabile Rissausbreitung erfolgt unter ständigem Energieverbrauch und führt in den meisten Fällen zu einem makroskopischen Zähbruch durch Bildung und Koaleszenz von Hohlräumen an der Rissspitze [BLUMENAUER und PUSCH, 1987]. Das subkritische (allmähliche) Risswachstum ist eine Sonderform des stabilen Risswachstums. Es ist z. B. für Schwing- oder Kriechbrüche oder auch für die Spannungsrissskorrosion charakteristisch. Bei Schwingbrüchen kommt es in jedem Belastungsast eines Schwingspiels, der eine kritische Spannung an der Rissspitze überschreitet, zum stabilen Risswachstum an der Rissspitze. Bei Entlastung hört der Riss auf zu wachsen (Arretierung des Risses).

Als Beispiel für die unterschiedlichen Phasen des Risswachstums können die Versuche zur Bestimmung der Bruchzähigkeit aus Abschnitt 12 dienen. Zunächst wird ein Ermüdungsrisss in die gekerbte Probe eingebracht. Seine Erzeugung fällt in die Gruppe des stabilen Risswachstums infolge schwingender Belastung. Beim Durchdrücken der Proben kommt es unter ständiger Kraftzufuhr zunächst zu einem stabilen Risswachstum; hier kann der Kraft-Rissaufweitungs-Graph aufgezeichnet werden. Ist die maximale Risstiefe erreicht, kommt es zum instabilen Risswachstum und die Probe bricht schlagartig in zwei Teile.

### 6.3 Unterscheidung der Bruchvorgänge nach Bruchform

Makroskopische Bruchcharakteristika lassen anhand einer zerstörten Probe Rückschlüsse auf die Belastung der Probe und auf den in der Probe herrschenden Spannungszustand zu. Abbildung 6.2 zeigt schematisch die unterschiedlichen Bruchmerkmale, die sich unter statischer Belastung von z. B. Zugproben einstellen. Dabei lassen sich Scherbruch und Spaltbruch (auch Trennbruch) sowie ihre Mischform, der Teller-Tasse-Bruch, unterscheiden. Eine Sonderform ist der Ermüdungsbruch, der unter einer schwingenden Belastung entsteht.



**Abbildung 6.2:** Arten der Rissausbreitung aus [Blumenauer und Pusch, 1993]

#### Spaltbruch /Trennbruch

Die makroskopische Gestalt des Sprödbrechens ist der Spaltbruch ([BLUMENAUER und PUSCH, 1987]). Auch unter der Bezeichnung Trennbruch bekannt, ist er ein Anzeichen für ein elastisches Werkstoffverhalten. Ein Spaltbruch zeichnet sich dadurch aus, dass er makroskopisch verformungsarm als Folge eines instabilen Risswachstums entsteht. Seine Bruchfläche liegt rechtwinklig zur größten Normalspannung [BARGEL und SCHULZE, 2005].

Ein Spaltbruch tritt in Werkstücken auf, deren Dicke im Vergleich zu ihren übrigen Abmessungen groß ist. Dadurch werden Einschnürungen am Werkstückrand verhindert und es bildet sich ein ebener Dehnungszustand (EDZ) vor der Risspitze aus. In diesem mehrachsigen Spannungszustand ist die Normalspannungskomponente vor dem Riss am größten und ein Normalspannungsbruch kann sich ausbilden. Die Ausbildung von Spaltbrüchen wird durch niedrige Temperaturen oder hohe Belastungsgeschwindigkeiten begünstigt.

Auf mikroskopischer Ebene kommt es zu einem inter- oder transkristallinen Risswachstum.



Bei den für diese Arbeit durchgeführten Zugversuchen war deutlich zu sehen, dass es sich bei den Bruchflächen um Spaltbrüche handelt. Die Bruchflächen sind rechtwinklig zur Probenlängsachse orientiert, und in der Bruchfläche sind glänzende Sprödbbruchanteile gut zu erkennen.

### **Scherbruch**

Der Scherbruch ist die makroskopische Form, in der der Gleitbruch auftritt. Die Bruchfläche ist makroskopisch um  $45^\circ$  zur größten Zugspannung geneigt, oder es kommt zu starken Einschnürungen der Probe [TETELMAN und MCEVILY, 1971]. Der Scherbruch ist ein Phänomen, das dann auftreten kann, wenn ein ebener Spannungszustand (ESZ) in einer Probe herrscht; er entsteht beim stabilen Risswachstum.

Auf mikroskopischer Ebene kommt es hier zu Wabenbrüchen.

Bei den Bruchflächen der Zugproben ist gut zu erkennen, dass keine reinen Scherbrüche bei den Zugproben auftraten. Es sind zwar leichte Einschnürungen der Proben im Bereich der Bruchflächen zu sehen, sie sind aber nicht stark ausgeprägt und lassen nur auf eine schwache Plastizierung schließen.

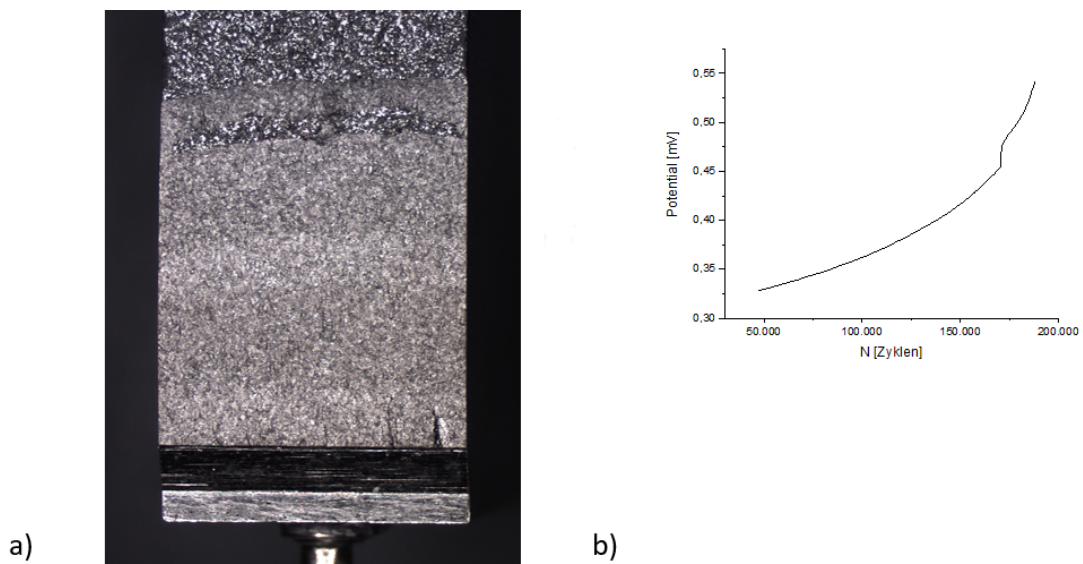
### **Teller-Tasse-Bruch**

Der Teller-Tasse-Bruch ist eine Mischform aus Spalt- und Scherbruch. Bei runden Zugproben ist z. B. im Zentrum der Proben ein Normalspannungsbruch zu erkennen, da hier die Querdehnungsbehinderung ausgereicht hat, um einen Spaltbruch hervorzurufen. An den Rändern der Probe hingegen bilden sich die Scherlippen eines Gleitbruches aus. Bei den vorliegenden Proben ist die Plastizierung am Probenrand so gering, dass man nicht von Teller-Tasse-Brüchen sprechen kann.

## Schwingbruch

Der Schwingbruch ist ein Phänomen des allmählichen Risswachstums. Zuerst wächst der Riss unter zyklischer Belastung, dann bricht die Probe aufgrund einer Spannungsüberschreitung an der Rissspitze auf. Beim Restgewaltbruch kann es sich entweder um einen duktilen oder einen spröden Bruch handeln. Werkstücke, die aufgrund eines Schwingbruches versagen, weisen meist eine glatte Schwingbruchfläche und eine daran anschließende raue Sprödbbruchfläche auf (vgl. Abbildung 6.3).

[BLUMENAUER und PUSCH, 1987] beschreiben, dass es beim Entstehen eines Ermüdungsrisses, der dann zum Schwingbruch führt, zu drei Risswachstumsstadien kommt. In Risswachstumsstadium I (vgl. Abbildung 7.2) vergrößern sich die „an der Oberfläche in den Ermüdungsgleitbändern entstandenen submikroskopischen Risskeime unter  $45^\circ$  zur Richtung der wirkenden Normalspannung.“ In Abbildung 7.2 ist diese erste Rissbildungsphase gekennzeichnet. In Risswachstumsphase II „kommt es zu einer transkristallin und annähernd senkrecht zur Normalspannung verlaufenden Rissausbreitung. Durch den während eines Schwingspiels ablaufenden Prozess der Verschärfung bzw. Abstumpfung der Rissspitze infolge abwechselnder Betätigung unterschiedlicher Gleitsysteme entsteht die für dieses Stadium charakteristische Furchenstruktur.“ Die Furchen werden im allgemeinen Schwingstreifen genannt. Bei dieser Phase handelt es sich um das stabile Risswachstum. Das dritte Risswachstumsstadium ist durch das instabile Risswachstum und den Bruch des Werkstücks gekennzeichnet.



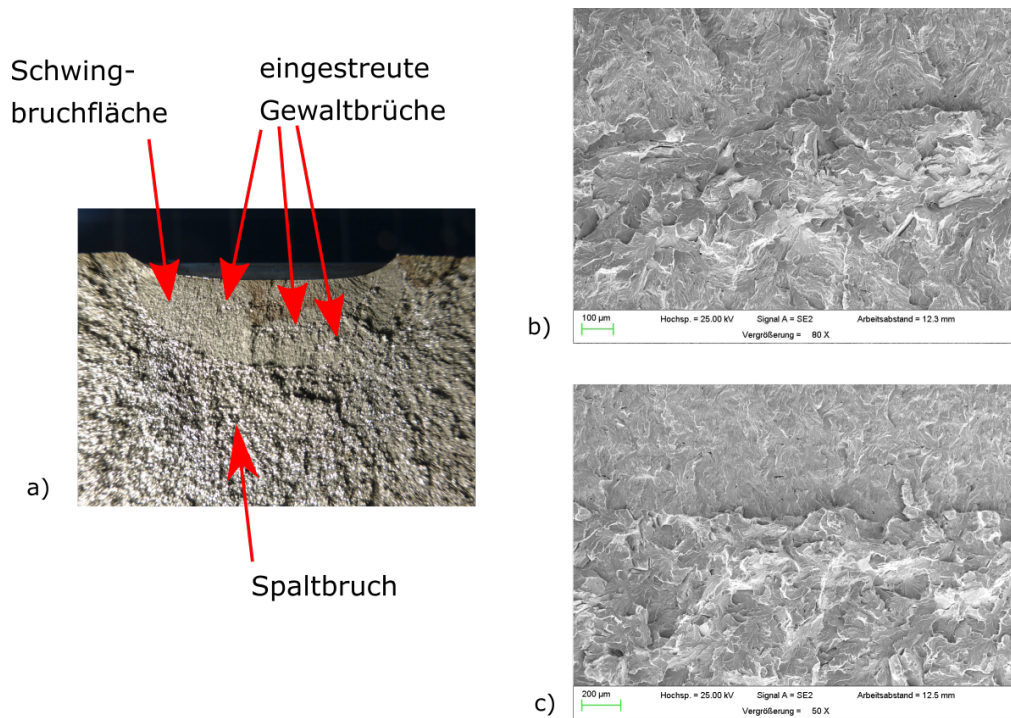
**Abbildung 6.3:** a) Bruchfläche von Probe G24-96; b) Verlauf des Potentials bei Probe G24-96 vom Bereich der zweiten Rastlinie über den eingestreuten Gewaltbruch bis zum Bruch der Probe. Der Sprung im Potential korrespondiert mit der Entstehung des eingestreuten Gewaltbruches.

Bei der Beschreibung von Ermüdungsrissflächen ist zwischen Rastlinien und Schwingstreifen zu unterscheiden. Rastlinien beschreiben farblich abgesetzte Bereiche in der Ermüdungsrissfläche, die aufgrund eines unterschiedlich schnellen Risswachstums und der Oxidation der Rissfläche entstanden sind. Abbildung 6.3 zeigt in Bildteil a) eine Probe mit Rastlinien. Von ihnen sind die Schwingstreifen zu unterscheiden. Schwingstreifen bilden sich beim Schwingen der Probe durch die Verschärfung und Abstumpfung der Risspitze während des Schwingens. In den Bildteilen a), b) und c) von Abbildung 6.5 sind REM-Aufnahmen der Bruchflächen unterschiedlicher Großversuche aus [PESEL, MENSINGER, SIMON et al., o.D.] (vgl. auch Abschnitt 15) zu sehen. Die abgebildeten Bruchflächen wurden bei Probekörpern von Vorversuchen aufgenommen. Hier lässt sich erkennen, dass es beim Schienenstahl nicht leicht ist, in der Bruchfläche zwischen den Lamellen des Perlitgefüges und den Schwingstreifen zu unterscheiden, da beide einander sehr ähneln. Zudem haben nicht alle Proben genügend plastische Reserven, um saubere Schwingstreifen auszubilden. Oft überwiegen in der Ermüdungsbruchfläche daher transkristalline Spaltbrüche (vgl. Abbildung 6.5 Bildteil b) und c)).

In Abbildung 6.4 ist eine gebrochene Eisenbahnschiene aus den Großversuchen aus [PESEL, MENSINGER, SIMON et al., o.D.] zu sehen. Bildteil a) zeigt den von einem gefrästen Kerb ausgehenden Ermüdungsriss, der sich in Risswachstumsstadium II gebildet hat. Er ist an der verhältnismäßig glatten Oberfläche der Bruchfläche zu erkennen. An der vom Kerb abgewandten Seite des Ermüdungsrisses ist die raue Spröbruchfläche zu erkennen. Der Übergang zwischen diesen beiden Flächen ist in Bildteil c) in einer Rasterelektronenmikroskopaufnahme dargestellt. Bildteil b) zeigt die Vergrößerung eines in die Ermüdungsbruchfläche eingestreuten Gewaltbruches. An den roten Pfeilmarkierungen sind Bereiche des transkristallinen Risswachstums markiert worden. Es ist deutlich zu sehen, dass die Gestalt des eingestreuten Gewaltbruches und die der Restbruchfläche einander ähneln.

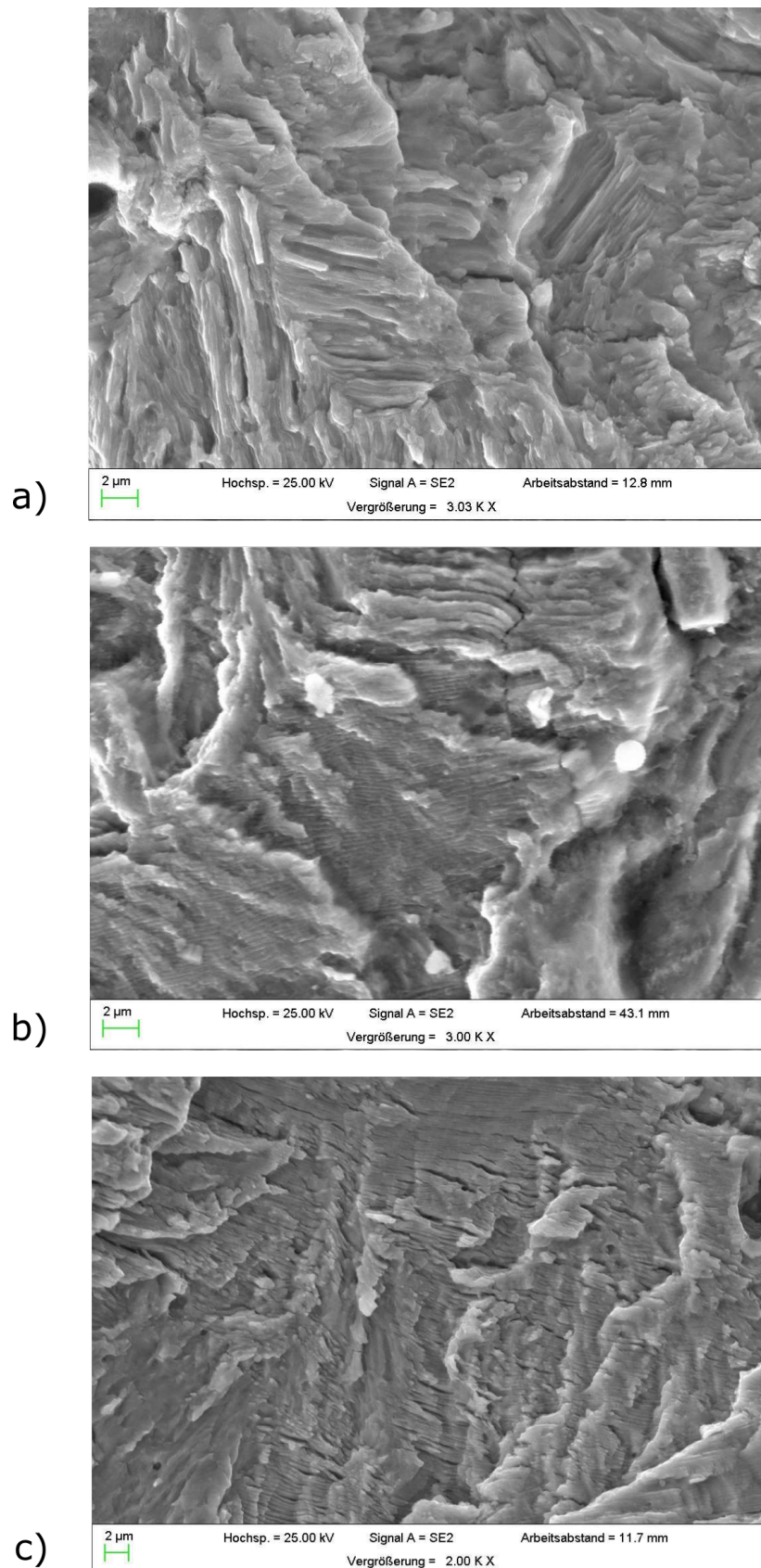
[ORE, 1987] bringt die Entstehung von eingestreuten Gewaltbrüchen mit der Art der Maschinensteuerung bei Versuchen (Kraft- gegenüber Wegsteuerung) in Verbindung. In den eigenen Versuchen wurden die Versuche immer kraftgesteuert gefahren. Daher kann dieser Zusammenhang an den eigenen Proben hier nicht untersucht werden. Auch eine sorten- oder lastverhältnisbedingte Häufung eingestreuter Gewaltbrüche ist in den Versuchsergebnissen nicht zu erkennen. Es scheint eher ein Zusammenhang zwischen dem Schienenstück, dem die Proben entnommen wurden, und dem Entstehen von eingestreuten Gewaltbrüchen zu bestehen. Dieser Zusammenhang wurde für die vorliegende Arbeit allerdings nicht systematisch untersucht.

Zur Beschreibung des Brechens von Eisenbahnschienen gilt es jedoch zu klären, ob die eingestreuten Gewaltbrüche während des Schwingens der Probe aufbrechen oder ob es sich



**Abbildung 6.4:** a) Ermüdungsriss am Beispiel der Probe R260A-3; b) REM-Aufnahme eines in die Ermüdungsrissfläche eingestreuten Gewaltbruches; c) REM-Aufnahme des Überganges vom Ermüdungsriss zum Restgewaltbruch

um besonders elastische Gefügeteile handelt, die erst beim Brechen der Proben aufreißen. Abbildung 6.3 zeigt in Bildteil a) die Bruchfläche von Probe 24-96, die im Zuge der Rissfortschrittsversuche (vgl. Abschnitt 13) geprüft wurde. Im oberen Teil der Ermüdungsrissfläche ist gut ein eingestreuter Gewaltbruch zu erkennen. Bildteil b) zeigt die Aufzeichnung der Potentialfeldsonde, mit der das Risswachstum überwacht wurde. Deutlich ist hier der Sprung im Potential zu sehen, der das Aufreißen des eingestreuten Gewaltbruches während des Schwingvorganges anzeigt.



**Abbildung 6.5:** a) REM-Aufnahme der Ermüdungsrissfläche von Probe R260A-3. Es sind keine Schwingstreifen erkennbar, Streifen sind Perlitlamellen; b) REM-Aufnahme des Überganges vom Ermüdungsriss zum Restgewaltbruch von Probe R260A-4. Die erkennbaren Streifen sind keine Schwingstreifen, sondern Perlitlamellen; c) REM-Aufnahme der Ermüdungsrissfläche von Probe R260A-6. Im Bereich kurz vor dem Restgewaltbruch sind zahlreiche Nebenrisse und Schwingstreifen zu erkennen

---

## 7 Grundlagen der Bruchmechanik

Die Bruchmechanik beschreibt das Verhalten belasteter rissbehafteter Werkstücke. Mit ihren Methoden lässt sich ein Riss beschreiben, die Spannung an der Rissspitze bestimmen und, bei gegebenem Belastungsszenario, die Restlebensdauer eines Werkstücks über die Rissgeschwindigkeit abschätzen.

Im Allgemeinen wird davon ausgegangen, dass der Riss an seiner Spitze scharf zuläuft und an dieser Stelle theoretisch den Radius null besitzt. Betrachtet man nun die Spannung an der Rissspitze, so ergibt sich rechnerisch eine Singularität: Die Spannung an der Rissspitze steigt ins Unendliche. Irwin führte als Erster den sog. Spannungsintensitätsfaktor  $K$  (auch  $K$ -Faktor) ein, um mit dieser Singularität umgehen zu können. Der Spannungsintensitätsfaktor hängt von der Belastungsrichtung des Werkstücks (reine Zug-, reine Scher- oder Mixed-Mode-Beanspruchung), der Werkstücks- und der Rissgeometrie ab. Der große Vorteil bruchmechanischer Konzepte besteht darin, dass die Materialkennwerte an kleinen Laborproben bestimmt und dann auf reale Bauteile umgerechnet werden können.

$K$ -Faktoren sind ein Rechenmodell der linear-elastischen Bruchmechanik (LEBM), in der von einem spröden Werkstoffverhalten ausgegangen wird. Sie können (mit Einschränkungen) auch im Bereich des Kleinbereichsfließens, in dem sich kleine plastische Zonen vor der Rissspitze bilden, angewendet werden ([BLUMENAUER und PUSCH, 1987]). Bilden sich vor dem Riss größere plastische Zonen aus, so muss das Werkstück mit Methoden der Fließbruchmechanik (auch elastisch-plastische Bruchmechanik, EPBM) beschrieben werden. In diesem Bereich der Bruchmechanik wird das sog.  $J$ -Integral (eine Betrachtung der beim Reißen freigesetzten Energie) verwendet, um die Spannung an der Rissspitze zu beschreiben.

Die  $K$ -Faktoren können nur in den seltensten Fällen mit geschlossenen analytischen Verfahren oder Energiebetrachtungen berechnet werden. In der Regel werden sie aus Finite-Elemente-Berechnungen abgeleitet. Die Zusammenhänge für die Spannungsintensität an der Rissspitze werden so abgeleitet, dass sie mit einer Gleichung der Form

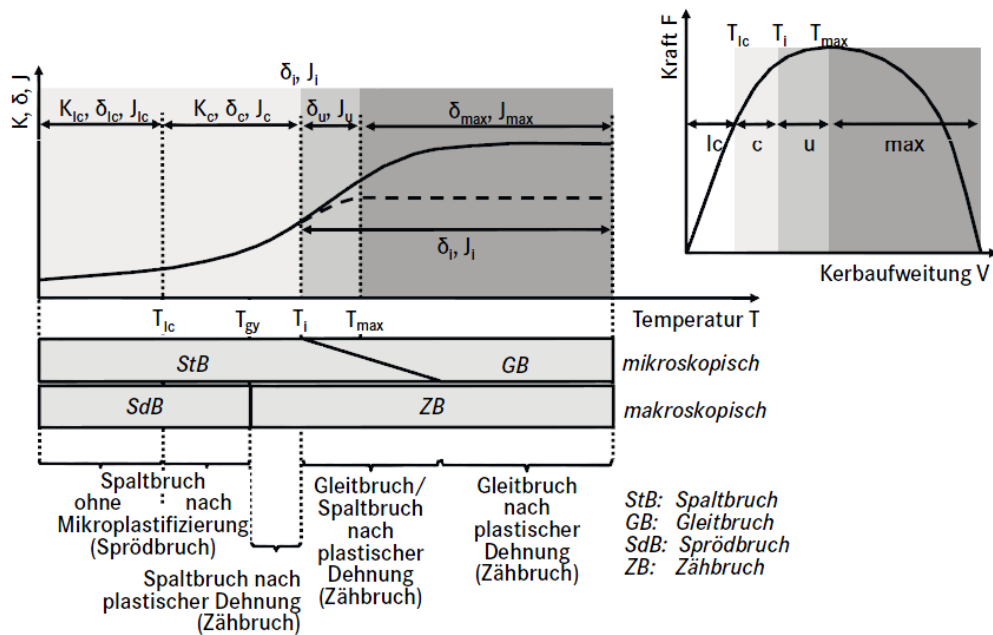
$$K = \text{Spannung} * \text{Geometriefaktor} * \text{Rissslänge} \quad (7.1)$$

berechnet werden können. Im Bereich der linear-elastischen Bruchmechanik sind  $K$ -Faktoren unterschiedlicher Lastfälle superponierbar.



In der praktischen Anwendung ist es nicht immer leicht zu erkennen, ob ein Werkstoff noch mit Methoden der linear-elastischen Bruchmechanik beschrieben werden kann oder ob die Methoden einer anderen Untergruppe der Bruchmechanik anzuwenden sind. Der Übergang zwischen den Zuständen kann z. B. aufgrund einer Temperaturänderung geschehen. In Abbildung 7.1 wird anhand des Beispiels der maximal an der Rissspitze aufnehmbaren Spannungsintensität (Bruchzähigkeit) von [HEINE, 2011] dargestellt, wie ein Werkstoff bei Erwärmung aus dem linear elastischen Bereich (Index  $Ic$ , wobei der Index  $I$  für eine reine Zugbelastung steht und  $c$  die Betrachtung zum Bruchzeitpunkt kennzeichnet) in den vollplastischen Bereich übergeht. Hier ist zu sehen, dass der kritische Spannungsintensitätsfaktor bei steigender Temperatur größer wird. Abschnitt 12.3 zeigt, wie sich dieses Verhalten bei Schienenstählen äußert.

Für die Beurteilung von Werkstücken kann festgestellt werden, dass die plastisch modifizierten Werkstoffkennwerte der EPBM immer höher sind als die rein elastischen Kennwerte. Daher können für eine auf der sicheren Seite liegende Abschätzung stets die elastischen Materialkennwerte verwendet werden.



**Abbildung 7.1:** Temperaturabhängigkeit von  $K$  und Zusammenhang mit makroskopischen Bruchmerkmalen aus [Heine, 2011]

Ziel der Bruchmechanik ist es nicht nur, über die  $K$ -Faktoren eine Möglichkeit zur Umrechnung von Materialparametern aus Proben unterschiedlicher Größe zu schaffen. Einen ebenso großen Stellenwert hat die Beschreibung des Wachstums eines Ermüdungsrisses, bis es schließlich zum Schwingbruch kommt (vgl. Abschnitt 6.3). Hierfür wird die Rissgeschwindigkeit  $da/dN$

(Rissfortschritt pro Schwingenspiel) der Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors in einem Schwingenspiel  $\Delta K$  gegenübergestellt. Eine entsprechende Darstellung ist in Abbildung 7.2 gegeben. Das Diagramm lässt die drei Phasen des Risswachstums deutlich erkennen. In Phase I kommt es zur Rissinitiierung und der Riss wächst langsam im sog. Thresholdbereich. Phase II entspricht dem Ermüdungsrisswachstum, in dem im doppeltlogarithmischen Maßstab ein linearer Zusammenhang zwischen der Rissfortschrittsgeschwindigkeit  $da/dN$  und der Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors  $\Delta K$  über die PARIS-Gerade

$$da/dN = C * (\Delta K)^m \quad (7.2)$$

hergestellt werden kann. In der darauf folgenden Phase III beginnt der Riss exponentiell schnell zu wachsen. Beim Erreichen der kritischen Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors  $\Delta K_c$  bricht die Probe.  $\Delta K_c$  kann hierbei aus der Bruchzähigkeit  $K_{Ic}$  (dem Spannungsintensitätsfaktor, der zum Bruch führt) und dem Spannungsverhältnis  $R$  (mit  $R = \text{Unterspannung/Oberspannung}$ ) berechnet werden:

$$\Delta K_c = (1 - R) * K_{Ic} \quad (7.3)$$

Da die Spannungen in einem Werkstück über dessen Geometrie mit den Spannungsintensitätsfaktoren gekoppelt sind, kann für  $R$  als R-Verhältnis von folgendem Zusammenhang ausgegangen werden, solange nur lastinduzierte Spannungen berücksichtigt werden:

$$R^L = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} = \frac{K_{min}}{K_{max}} \quad (7.4)$$

Der vereinfachte Zusammenhang aus Gleichung 7.4 nach [EDEL, 2015] lässt sich zur Bestimmung des R-Verhältnisses bei einfachen Lastkonfigurationen im Zugschwellbereich heranziehen, wenn  $K_{min}$  und  $K_{max}$  nur aus Lastspannungen berechnet werden. [PARKER, 1985] beschreibt, wie Gleichung 7.4 im Fall der Überlagerung von Last- und Eigenspannungen in einem Werkstück angepasst werden muss, um dem Einfluss von Eigenspannungen gerecht zu werden:

Zunächst stelle man sich eine Platte vor, in der eine bestimmte Eigenspannungsverteilung vorherrscht. Entsteht in diesem Eigenspannungsfeld nun ein Riss, so tritt an seiner Risspitze der eigenspannungsinduzierte Spannungsintensitätsfaktor  $K_I^E$  auf. [PARKER, 1985] erläutert, dass diese Platte im Gedankenexperiment nun einer zyklischen Last unterworfen wird. Infolge



der Lastspannungen sind die Spannungsintensitätsfaktoren  $K_{I,max}^L$  durch die Oberspannung und  $K_{I,min}^L$  durch die Unterspannung an der Rissspitze anzutreffen.

Für den Zugschwellbereich gelte:

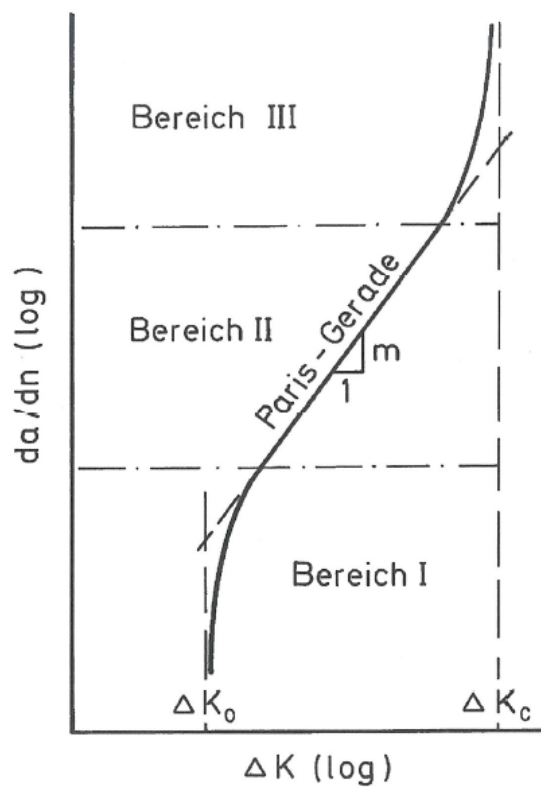
$$K_{I,min}^L + K_I^E > 0 \quad (7.5)$$

Dann ergeben sich der Betrag der Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors und das R-Verhältnis wie folgt:

$$\Delta K = K_{I,max}^L - K_{I,min}^L \quad (7.6)$$

$$R = \frac{K_{I,min}^L + K_I^E}{K_{I,max}^L + K_I^E} \quad (7.7)$$

Möchte man z. B. mittels rechnerischer Methoden Aussagen über die Restlebensdauer eines Werkstückes treffen, so kann man diese Informationen über die Integration des PARIS-Gesetzes erhalten. Betrachtet man einen Anwendungsfall mit konstanten Schwingbreiten, so kann man das PARIS-Gesetz geschlossen integrieren. Im Fall von wechselnden Belastungen ist es nötig, die Anzahl der Lastspiele zu reduzieren und schrittweise jeden einzelnen Lastschritt und die daraus resultierende Rissvertiefung zu erhalten.



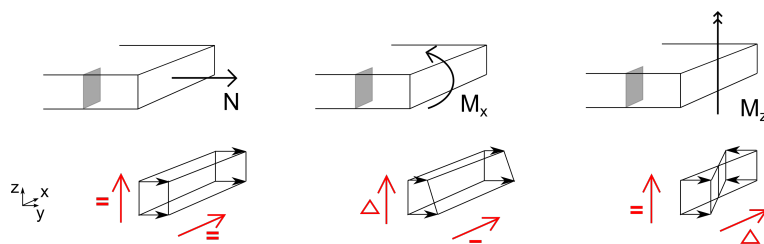
**Abbildung 7.2:** Rissfortschrittsdiagramm nach [Haibach, 2005]

---

## 8 Rissmodelle

In Abschnitt 7 wurde beschrieben, wie ein wachsender Riss über seine Geometrie und die Spannung an der Rissspitze beschrieben werden kann. Es wurde gezeigt, dass bei dieser Beschreibung die Spannungsintensitätsfaktoren (K-Faktoren) eine wichtige Rolle spielen.

Die Auswahl einer K-Faktor-Lösung für ein bestimmtes Problem orientiert sich immer an der Geometrie des betrachteten Bauteils und dem vorliegenden Belastungszustand. Hierbei lässt sich der Umstand nutzen, dass im Rahmen der LEBM die K-Faktor-Lösungen unterschiedlicher Lastfälle superponiert werden können. In Abschnitt 3 wurden die in einem Eisenbahnschienenfuß anzutreffenden Spannungszustände gezeigt. Wie gesehen sind drei Grundlösungen für den Schienenfuß relevant: Zug im Schienenfuß, Biegung im Schienenfuß und Zug am Schienenfußrand, während in der Schienenfußmitte ein Nulldurchgang der Spannungen anzutreffen ist. Abbildung 8.1 zeigt die unterschiedlichen Spannungen und die sie auslösenden Schnittgrößen der Schiene schematisch für einen Randriss (in Grau dargestellt).



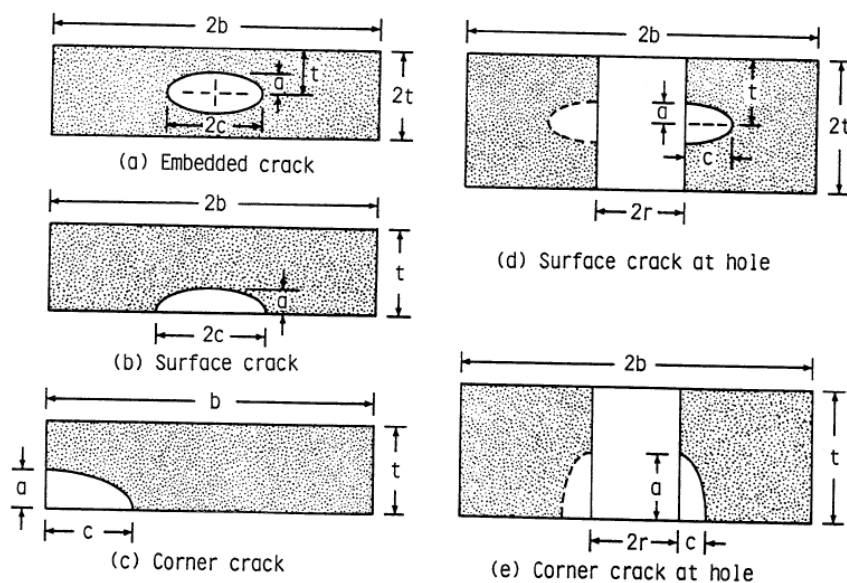
**Abbildung 8.1:** Spannungssituationen zur K-Faktor-Auswahl aus [Pessel, Mensinger, Simon et al., o.D.]

K-Faktor-Lösungen können analytisch über Energiebetrachtungen hergeleitet werden. Dies ist allerdings nur für einfache Geometrien und bei einfachen Spannungszuständen möglich. Ist dies nicht gegeben, müssen die K-Faktor-Lösungen mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode (FEM) bestimmt werden. Für Platten mit halb elliptischen Oberflächenrissen haben [NEWMAN und RAJU, 1985] mittels FEM bestimmte Lösungen für Platten unter Zug und Biegung vorgeschlagen. Abbildung 8.2 zeigt die von ihnen behandelten Geometrien. Zwei davon haben große Ähnlichkeit mit den Rissen im Schienenfuß: So kann Geometrie (b) als Näherung für einen Riss in der Schienenfußmitte angenommen werden, während Geometrie (c) dem Randriss einer Eisenbahnschiene entspricht.

Die Lösungen aus [NEWMAN und RAJU, 1985] sind in der Lage, Platten unter Zug und Biegung zu beschreiben. Sie können so den Fall „Normalspannung“ ganz links in Abbildung 8.1

darstellen. Bei Biegebeanspruchungen (Mitte in Abbildung 8.1) ist zu beachten, dass den Lösungen aus [NEWMAN und RAJU, 1985] zufolge an der Plattenunterseite Zug und an der Plattenoberseite Druck anzutreffen ist. [PESEL, MENSINGER, SIMON et al., o.D.] ist allerdings zu entnehmen, dass z. B. bei einer Radüberfahrt der gesamte Schienenfuß unter Zug steht. Die Anwendung der Lösung von [NEWMAN und RAJU, 1985] für Biegebeanspruchungen würde also auf der unsicheren Seite liegen, da in der oberen Plattenhälfte ein Überdrücken der Rissfront angesetzt würde, das in der Realität im Schienenfuß so nicht anzutreffen ist. Aus diesem Grund wird für das Modell des Schienenfußes eine konstante Zugspannung über die Schienenfußhöhe angenommen. Abbildung 8.1 zeigt rechts eine Spannungsverteilung, wie sie aus einer Torsionsbelastung der Schiene oder aus einer Biegung um die schwache Achse entstehen kann. Aufgrund des Nulldurchgangs der Spannungen in der Schienenfußmitte wird dieser Spannungszustand als für den Mittenriss irrelevant angesehen. Für den Randriss kann auf der sicheren Seite liegend angenommen werden, dass die Zugspannung vom Rand über die gesamte Schienenfußbreite konstant ist.

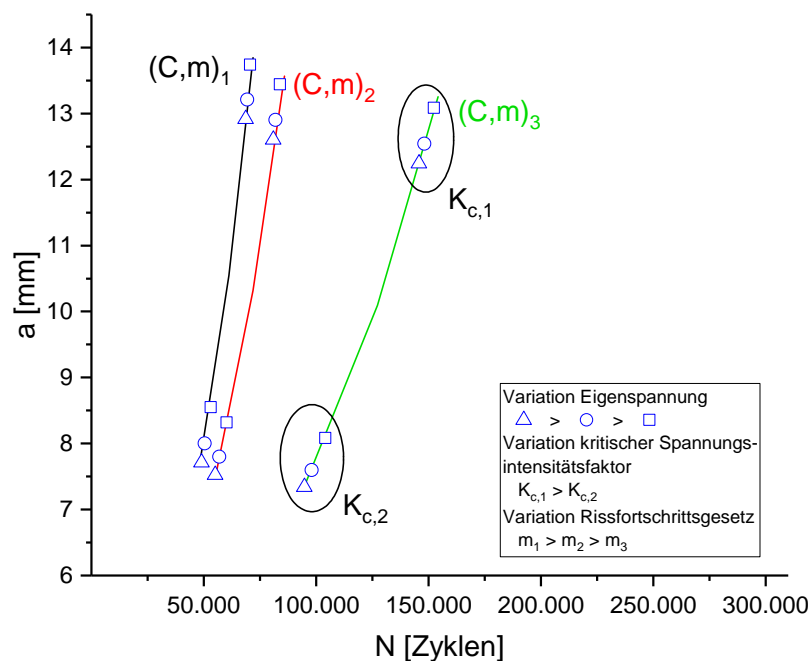
Die anzuwendenden Modelle reduzieren sich damit auf die Modelle (b) und (c) aus Abbildung 8.2 unter Berücksichtigung konstanter Zugspannungen über die komplette Plattendicke.



**Abbildung 8.2:** Geometrien für eingebettete Oberflächen- und Randrisse aus [Newman und Raju, 1985]

# 9 Ergebnisse bruchmechanischer Simulationen

Das Ziel der Risssimulationen besteht darin, die im Großversuch eruierten Lebensdauern der Schienenproben (Schwingspiele nach Risseinleitung) und die erreichte Risstiefe möglichst genau nachzubilden. Um dies sicherzustellen, werden die in Abschnitt II ermittelten Materialparameter als Eingangsdaten der Simulationen verwendet. Die Risssimulation selbst erfolgt mit dem PARIS-Gesetz auf Grundlage der in Abschnitt 7 dargestellten Zusammenhänge. Als Anfangsrisse werden die Abmessungen des Kerbs im Schienenfuß (Risstiefe  $a = 2,5\text{mm}$  und Rissbreite  $2c = 25\text{mm}$ ) in den Simulationen angesetzt. Die lastseitigen Eingangsdaten beziehen sich auf die in [PESEL, MENSINGER, SIMON et al., o.D.] dargestellten Großversuche. Deren Daten sind in Anhang D in Tabelle D.1 einzusehen.



**Abbildung 9.1:** Schematische Darstellung der Simulationsergebnisse zur Nachrechnung der Großversuche

Eine Schemazeichnung zu den Simulationsergebnissen findet sich in Abbildung 9.1. Sie illustriert, wie sich die Änderung von Eigenspannungen, Rissfortschrittsgesetz und kritischem Spannungsintensitätsfaktor  $K_c$  des Materials auf das Simulationsergebnis auswirkt.

Den größten Einfluss auf das Simulationsergebnis hat das eingesetzte Rissfortschrittsgesetz. Abbildung 9.1 zeigt, dass sich die in der Simulation erreichbare Lebensdauer eines Modells stark durch die Wahl des Rissfortschrittsgesetzes beeinflussen lässt. Bei Rissfortschrittsmodellen mit kleiner Steigung  $m$  der PARIS-Geraden kommt es zu sehr großen simulierten Lebensdauern, Risswachstumsgesetze mit großer Steigung  $m$  simulieren hingegen ein sprödes Werkstoffverhalten und führen somit zu geringeren Lebensdauern. Diese durch die Änderung des Rissfortschrittsgesetzes hervorgerufenen Schwankungen in den Versuchsergebnissen sind in Abbildung 9.1 als Linien dargestellt.

Ebenfalls lässt Abbildung 9.1 erkennen, dass die Simulationsergebnisse kleine Wertegruppen bilden. Jeweils eine dieser Gruppen repräsentiert einen kritischen Spannungsintensitätsfaktor  $K_c$ , bei dem die Simulation abgebrochen wurde. Die Variation innerhalb der Gruppen kommt durch die Simulation mit verschiedenen Eigenspannungen zustande. Deutlich zu sehen ist, dass in der vorgestellten Simulation die Eigenspannungen den geringsten Anteil an der Variation des Endergebnisses haben. Streuungen im kritischen Spannungsintensitätsfaktor  $K_c$  und in den PARIS-Parametern  $C$  und  $m$  üben einen dominierenden Einfluss aus.

---

**Teil II**

**Materialkennwerte gebrochener Proben**

---

## 10 Grundsätzliches

Die Beschreibung von Werkstücken mit Hilfe von Materialkennwerten kann sehr unterschiedlichen Zielen folgen. Je nachdem sind die zur Verfügung stehenden Prüfverfahren gezielt einzusetzen, um die gewünschten Ergebnisse zu erhalten. Im Fall von Eisenbahnschienen liefert die [DIN EN 13674-1:2011] unter anderem Richtwerte für Zugfestigkeiten, Bruchzähigkeiten und Rissfortschrittsgeschwindigkeiten, die ein Schienenstahl erfüllen muss, um im Gleisnetz der Deutschen Bahn eingesetzt werden zu dürfen. Es wird geregelt, wie die vorgegebenen Prüfverfahren eingesetzt werden müssen, um vergleichbare Ergebnisse zu erzielen und so eine Qualitätskontrolle zu ermöglichen.

In der vorliegenden Arbeit hat sich gezeigt, dass diese Definition von Mindeststandards nicht ausreicht, um die im Schienenfuß enthaltenen Stähle zu beschreiben. Schon die sehr kleine Größe der Proben, die dem Schienenfußrand entnommen wurden, führte dazu, dass die Grenzwerte der meisten der angewendeten Normen keine Gültigkeit für die betrachteten Proben besaßen. Dies ist jedoch insofern akzeptabel, als das Ziel der vorliegenden Arbeit in der Beschreibung des vorliegenden Werkstückes und nicht in der Bestimmung von normativ geregelten Materialkennwerten liegt. Daher sind die Ergebnisse der Proben aus dem Schienenfußrand als Bauteilproben zu werten, die das tatsächliche Verhalten des Schienenfußrandes widerspiegeln können. Für eine bessere Vergleichbarkeit der Versuchsergebnisse wurden aus der Schienenfußmitte die gleichen Probengrößen entnommen wie aus dem Schienenfußrand. Nur stichprobenartig wurden hier größere Proben entnommen, um zu klären, ob sich größere Proben genauso verhalten wie die kleinen Proben.

In den folgenden Kapiteln wird gezeigt, wie die Materialkennwerte Zugfestigkeit, Bruchzähigkeit und Rissfortschrittsgeschwindigkeit für die vorliegenden Schienenstähle bestimmt wurden. Zur Festlegung der Prüfprogramme wurden die jeweiligen Normen in dem Maße eingehalten, wie es mit den vorliegenden Proben möglich war.



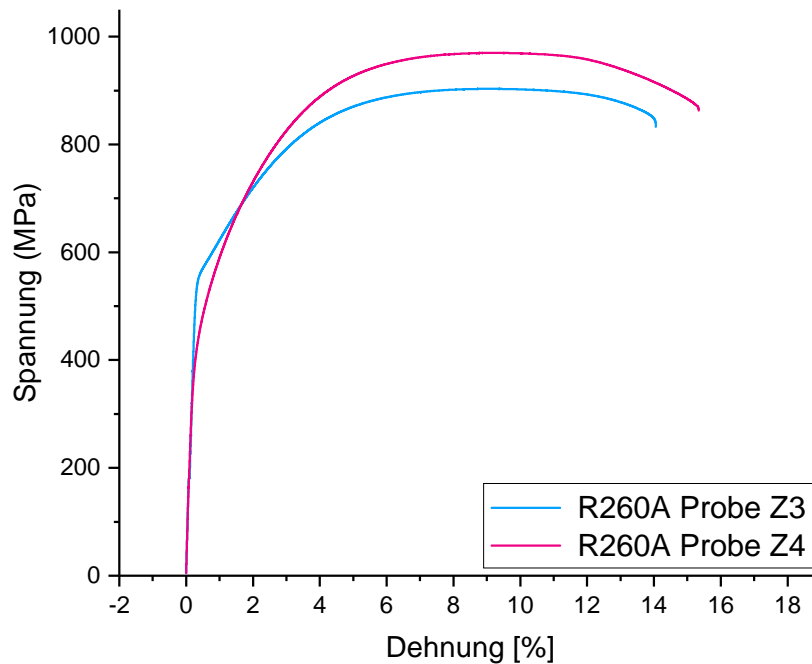
---

# 11 Statisch belastete Proben ohne Anriss: Zugversuch

Die im Zugversuch gewonnenen Erkenntnisse über einen Werkstoff gehören im Bauingenieurwesen zu den am häufigsten genutzten Materialparametern. Aus den Zugversuchen können die Streckgrenze  $R_{p0,2}$ , die Zugfestigkeit  $R_m$  und der Elastizitätsmodul  $E$  abgeleitet werden. Der Zugversuch ist allgemein in [DIN EN ISO 6892-1:2009] geregelt. Für Vignolschienen werden in [DIN EN 13674-1:2011] ergänzende Angaben gemacht. So wird z. B. vorgeschrieben, dass die Proben als Rundproben mit einem Minstdurchmesser von  $10\text{mm}$  aus dem Schienenkopf entnommen werden sollen. Auch eine Wärmebehandlung der Zugproben ist obligatorisch. Diese Vorgaben sollen die Vergleichbarkeit der Ergebnisse verschiedener Versuchsreihen gewährleisten. Die im Folgenden präsentierten Ergebnisse wurden für die Erstellung des Forschungsberichts [PESSEL, MENSINGER, SIMON et al., o.D.] gewonnen und sind diesem teilweise entnommen.

Im vorliegenden Vorhaben ging es darum, Materialparameter für die Charakterisierung des Schienenfußes zu gewinnen. Dazu waren Proben aus dem Schienenfuß zu entnehmen. Dessen geringe Dicke führte zu kleineren Proben, als sie in [DIN EN 13674-1:2011] spezifiziert sind. Es wurden Rundproben mit Gewinde nach Anhang D von [DIN EN 13674-1:2011] entnommen. Der Durchmesser belief sich auf  $d_0 = 6\text{mm}$  und die Länge auf  $L_0 = 30\text{mm}$ . Die Prüfung fand bei Raumtemperatur statt. Auf eine Wärmebehandlung der Zugproben wurde verzichtet.

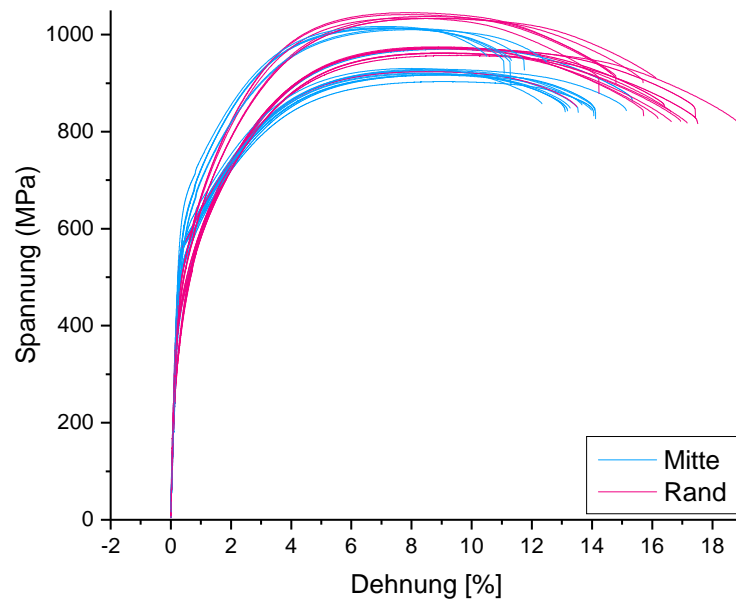
Bei den Bruchflächen handelt es sich mehrheitlich um Spaltbrüche (vgl. Abschnitt 6.3). In Abbildung 11.1 sind die Spannungs-Dehnungs-Kurven zweier Zugversuche dargestellt. In Blau erscheint die Spannungs-Dehnungs-Kurve einer Probe aus der Schienenfußmitte (Mittenprobe), in Rot wurde ihr die Kurve einer Probe aus dem Schienenfußrand (Randprobe) gegenübergestellt. Beiden ist gemeinsam, dass kein Fließplateau (Streckgrenze) ausgebildet wird. An der Stelle, an der es auftreten könnte, ist bei der Mittenprobe ein Knick im Kurvenverlauf zu erkennen. Bei der Randprobe lässt sich dieses Verhalten nicht beobachten. Zudem hat die Randprobe eine etwas größere Bruchdehnung als die Mittenprobe. Das Fehlen des Fließplateaus ist plausibel, da Stähle mit dem hier vorhandenen Kohlenstoffgehalt ein solches nicht ausbilden.



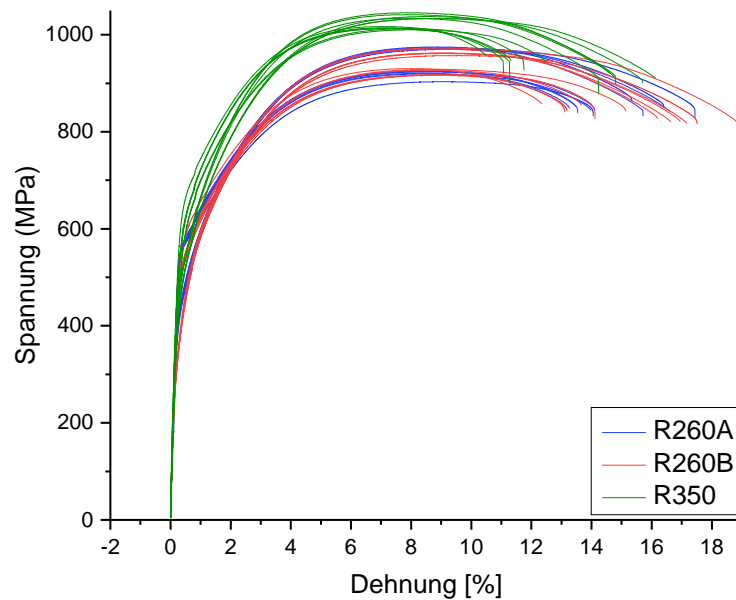
**Abbildung 11.1:** Spannung-Dehnung Rand (Z4) vs. Mitte (Z3) nach [Pessel, Mensinger, Simon et al., o.D.]

Damit zeigt sich ein klarer Unterschied zwischen den Proben der beiden Entnahmeorte. Gemäß Abbildung 11.2 ist dieses Verhalten bei allen Proben zu erkennen. Zu sehen ist aber auch, dass nicht nur der Entnahmeort einen Unterschied macht. So lassen sich vier Gruppen von Kurven unterscheiden. Unter Zuhilfenahme von Abbildung 11.3 kann man erkennen, dass es sich bei ihnen um die Gruppen der einzelnen Stahlsorten handelt. Diese lassen sich gut unterscheiden, allerdings nicht nach Hersteller differenzieren.

Tabelle 11.1 zeigt die Mittelwerte der Ergebnisse der Zugversuche. Die Einzelwerte sind Anhang A zu entnehmen. In [DIN EN 13674-1:2011] werden Mindestzugfestigkeiten der Schienenstähle geregelt. Für R260 wird die erforderliche Mindestzugfestigkeit von  $R_m = 880\text{MPa}$  bei allen Entnahmeorten (sowohl bei R260A als auch bei R260B) eingehalten. Für R350 wird eine Mindestzugfestigkeit von  $R_m = 1175\text{MPa}$  gefordert, welche die aus dem Schienenfuß entnommenen Proben nicht erreichten. Hier macht sich der im Vergleich zur Norm geänderte Entnahmeort bemerkbar, da der Schienenfuß im Vergleich zum Schienenkopf bei dieser Schienensorte keine zusätzliche Wärmebehandlung erhält.



**Abbildung 11.2:** Sortierung aller Spannungs-Dehnungs-Kurven nach Entnahmeort gemäß [Pessel, Mensinger, Simon et al., o.D.]



**Abbildung 11.3:** Sortierung aller Spannungs-Dehnungs-Kurven nach Stahlsorte gemäß [Pessel, Mensinger, Simon et al., o.D.]

**Tabelle 11.1:** Mittelwerte der Ergebnisse der Zugversuche aus [Pessel, Mensinger, Simon et al., o.D.]

Stahlsorte	$R_{p0,2}$ [MPa]	$R_m$ [MPa]	E-Modul [GPa]
R260A Mitte	571	919	218
R260A Rand	462	973	209
R260B Mitte	535	921	206
R260B Rand	423	964	184
R350 Mitte	599	1013	216
R350 Rand	510	1037	207

---

# 12 Statisch belastete Proben mit Anriss: Bruchzähigkeit

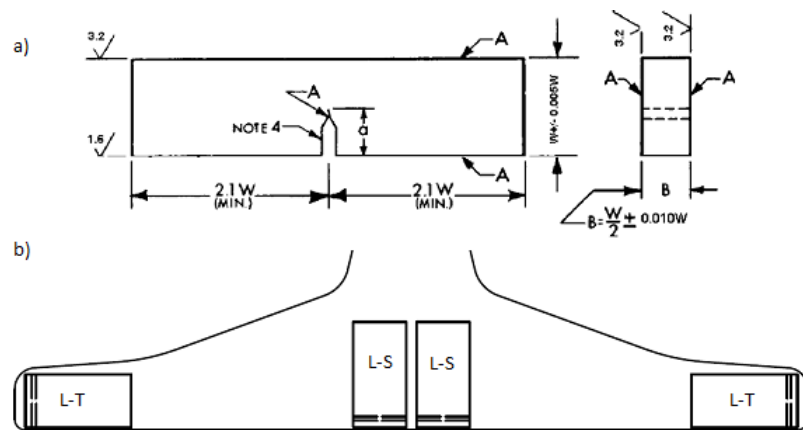
Die Bruchzähigkeit  $K_{Ic}$  ist der kritische Wert des Spannungsintensitätsfaktors  $K$ , bei dem es in einer statisch belasteten Probe zum Einsetzen des instabilen Risswachstums kommt. Sie ist ein Kennwert der linear-elastischen Bruchmechanik und kann dazu verwendet werden, bei gleichem Material den kritischen Materialkennwert  $K_{Ic}$ , der in Kleinversuchen bestimmt wurde, auf andere Probengeometrien umzurechnen. Hierbei ist jedoch zu bedenken, dass die Bruchzähigkeit sowohl vom Material als auch von der Probengröße und der Versuchstemperatur abhängen kann.

Die Bestimmung von  $K_{Ic}$  wird in [ASTM E399-12E2] geregelt. Dieses Regelwerk wird durch [DIN EN 13674-1:2011] Anhang B konkretisiert. Deren Grundlage bildet der Forschungsbericht „Empfohlenes Verfahren zur Bestimmung der Risszähigkeit  $K_{Ic}$  von Eisenbahnschienenstählen im ebenen Dehnungszustand“ [ORE, 1987].

## 12.1 Versuchsdurchführung und Versuchsprogramm

Die Versuche wurden in Anlehnung an [ASTM E399-12E2] und [DIN EN 13674-1:2011] konzipiert. Sie wurden als Dreipunktbiegeversuche mit quaderförmigen Probekörpern mit geradem Kerb (Single Edge Notch Bend Specimen mit Straight Through Notch, vgl. [ASTM E399-12E2] Fig. 5) durchgeführt. Die Probekörper entstammen dem Schienenfuß. Um die jeweiligen Rissorte so genau wie möglich zu erfassen wurden die Proben am Schienenfußrand (Ausrichtung L-T nach [ASTM E399-12E2]) und aus der Schienenfußmitte (Ausrichtung L-S nach [ASTM E399-12E2]) entnommen. Probenform und -lage sind Abbildung 12.1 zu entnehmen.

Der Versuchsablauf war an das in [ASTM E399-12E2] beschriebene Vorgehen angelehnt. Zunächst wurden die Proben mit einer Kraft, die 80 % des erwarteten Betrags der Bruchzähigkeit entsprach, bis zu einer Tiefe von 97,5 % der anvisierten Risslänge angeschwungen. Die letzten 2,5 % der Risstiefe wurden mit einer 60 % von  $K_{Ic}$  entsprechenden Oberlast geschwungen. Das R-Verhältnis betrug 0,2. Das Anschwingen erfolgte bei Raumtemperatur (ca. 20 °C). Die Proben wurden danach statisch belastet, um das instabile Risswachstum und damit den Probenbruch herbeizuführen.



**Abbildung 12.1:** a) Probengeometrie und Abmessungen der SENB3-Proben aus [ASTM E399-12E2];  
b) Lage der Proben im Schienenfuß

Während dieses Durchdrückens wurde mit Hilfe eines Clip-on-Gages die Rissaufweitung an der Rissöffnung (Crack Mouth Opening Displacement CMOD) gemessen. Der Sensor wurde mit Hilfe angeschraubter Schneiden an den Proben befestigt.

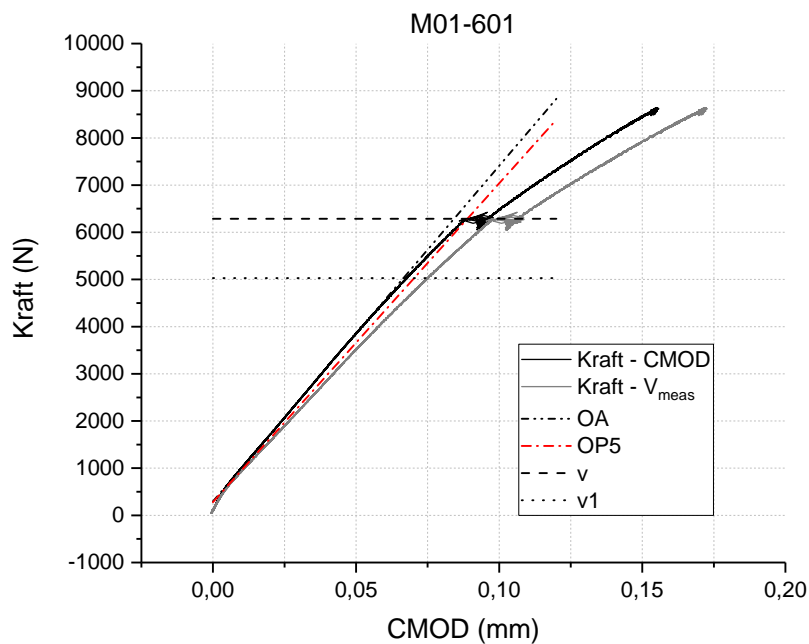
Die Versuche zur Bestimmung der Bruchzähigkeit sollten nicht nur diesen Parameter illustrieren. Es wurden verschiedene Probenchargen entnommen, um auch folgende Zusammenhänge zu untersuchen:

- Einfluss des Schienenstahls
- Einfluss des Entnahmeortes (Schienenfußrand/ Schienenfußmitte)
- Einfluss der Probengröße
- Einfluss der Prüftemperatur

Hierfür wurden Proben aus drei verschiedenen Schienenmaterialien (R260A, R260B und R350HT, vgl. Abschnitt 2) untersucht. Die Proben aus dem Schienenfußrand entsprachen der maximalen, durch die Schienenfußgeometrie vorgegebenen Dicke. Aus der Schienenfußmitte wurden sowohl kleine ( $B = 8$  mm) als auch große Proben ( $B = 11,5$  mm) entnommen, um den Größeneinfluss zu untersuchen. Die Proben wurden alle bei Raumtemperatur angeschwungen, das Durchdrücken erfolgte jedoch bei unterschiedlichen Temperaturen ( $20$  °C und  $-20$  °C). Insgesamt ließen sich so in 15 Parameterkombinationen 57 Werte für  $K_{Ic}$  bestimmen. Die in den Versuchen bestimmten kritischen Spannungsintensitätsfaktoren der einzelnen Versuche sind Anhang B zu entnehmen.

## 12.2 Versuchsauswertung, allgemeines Vorgehen

Die Bruchzähigkeit eines Stahls leitet sich aus der Kraft-Rissaufweitungs-Beziehung (F-CMOD-Graph) und der Risstiefe der geprüften Probe ab. Die Kraft-Rissaufweitungs-Beziehung wird während des Durchdrückens einer Probe aufgezeichnet. Abbildung 12.2 zeigt in Grau beispielhaft eine hierbei gewonnene Kurve. Da die Rissaufweitung mit einem Clip-on-Gage an angeschraubten Schneiden gemessen wurde, ist der Messwert später zu modifizieren, um aus dem  $F-V_{\text{meas}}$ -Graphen einen F-CMOD-Graphen zu erhalten. Die Risstiefe, die es für eine Auswertung nach [ASTM E399-12E2] aufzuzeichnen gilt, wurde schon beim Anschwingen der Probe erreicht. Sie kann erst nach dem Durchdrücken der Probe ausgemessen werden. Eine Auswertung der Versuchsergebnisse erfolgt nur, wenn die erreichte Risstiefe der Mindestrisstiefe nach [ASTM E399-12E2] entspricht.

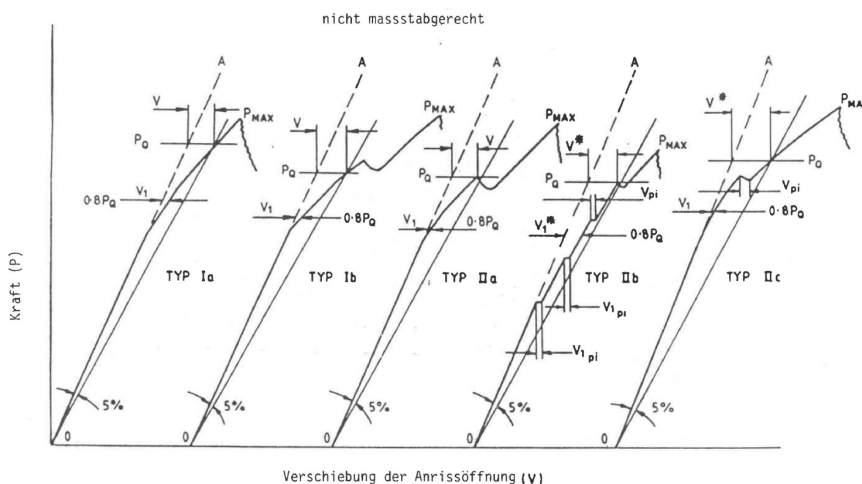


**Abbildung 12.2:** Kraft-Rissaufweitungs-Beziehung der Probe M01-601

Die Auswertung der Bruchzähigkeitsversuche wird in Anlehnung an [DIN EN 13674-1:2011] durchgeführt. Die Norm gibt speziell für Schienenstähle entwickelte Kraft-Rissaufweitungs-Beziehungen an, denen die Kraft-Rissaufweitungs-Beziehung (F-CMOD-Graph) aus dem Versuch zunächst zugeordnet werden muss. Zusätzlich zu den in [ASTM E399-12E2] genannten drei Grundtypen werden in [DIN EN 13674-1:2011] vier weitere Typen angeführt, die eine speziell auf Schienenstähle abgestimmte Auswertung erlauben und der Eigenschaft der Schienenstähle, Pop-ins zu bilden, Rechnung tragen. Bei einem Pop-in handelt es sich um einen plötzlichen

Abfall der Kraft bei steigender Rissaufweitung im Bereich des stabilen Risswachstums beim Durchdrücken der Probe. Danach steigt die Kraft wieder an. Ein Beispiel für einen Pop-in ist in Abbildung 12.2 im Bereich von ca. 6500 N zu sehen.

Der Darstellung der Kraft-Rissaufweitungs-Beziehungen in [DIN EN 13674-1:2011] lassen sich einige Informationen nicht eindeutig entnehmen. So ist z. B. nicht zu erkennen, an welcher Stelle die Kraft  $P_Q$  (die Kraft, mit der später die Bruchzähigkeit berechnet wird) bei Typ IIa abgelesen werden soll. Auch die Bezeichnungen der Typen sind nicht eindeutig, die Bezeichnung „Typ IIa“ wurde z. B. zweimal vergeben. Aus diesem Grund finden im Folgenden die Bezeichnungen aus dem Grundlagendokument [ORE, 1987] ergänzend zu [DIN EN 13674-1:2011] für die Auswertung der Bruchzähigkeitsversuche Anwendung. Die entsprechenden Grafiken aus [ORE, 1987] sind in Abbildung 12.3 und 12.4 wiedergegeben.

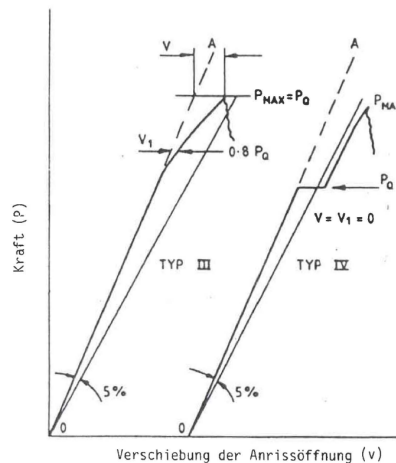


**Abbildung 12.3:** Kurven Ia, Ib, IIa, IIb und IIc für die Verschiebung der Anrissöffnung aus [ORE, 1987]

Der Auswertepunkt  $P_Q$  zur Bestimmung der Bruchzähigkeit ergibt sich nach [ASTM E399-12E2], indem eine Tangente OA an den im niedrigen Kraftbereich linearen F-CMOD-Graphen angelegt wird. Es wird eine zweite Gerade OP5 konstruiert, deren Steigung 95 % der Steigung von OA entspricht und die die CMOD-Achse im selben Punkt schneidet wie der F-CMOD-Graph. Der Schnittpunkt der Geraden OP5 mit dem F-CMOD-Graphen bildet den Auswertepunkt der Kraft  $P_Q$ . Das Vorgehen variiert je nach Verlauf des F-CMOD-Graphen leicht und ist an den jeweiligen Datensatz anzupassen. Abbildung 12.5 zeigt, wie die Messdaten aufbereitet werden müssen, um eine Kraft-Rissaufweitungs-Beziehung zu erhalten, aus der sich die Bruchzähigkeit ableiten lässt.

Zunächst muss das Versuchsergebnis (die Kraft-Rissaufweitungs-Beziehung Kraft- $V_{meas}$ ) aufgrund des Versuchsaufbaus korrigiert werden. In [ASTM E399-12E2] ist in Anhang A3.5.4





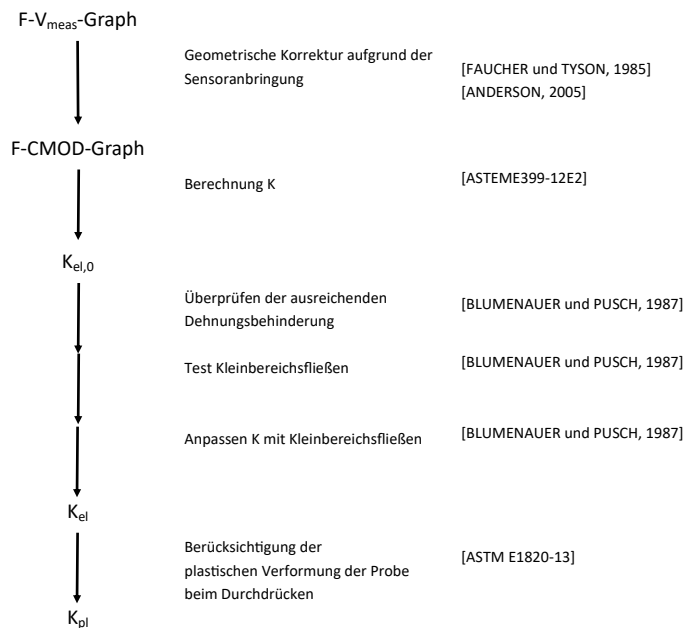
**Abbildung 12.4:** Kurven III und IV für die Verschiebung der Anrissöffnung aus [ORE, 1987]

festgehalten, dass die dort angegebenen Gleichungen nur zu verwenden sind, wenn der Clip-on-Gage an in die Probe gefrästen Nuten befestigt wird. Die Nuten seien so anzubringen, dass die Rissöffnung CMOD an der Oberseite der Probe gemessen wird. Allerdings finden sich keine Hinweise dazu, wie die angegebenen Gleichungen zu modifizieren sind, um mit ihnen arbeiten zu können.

[FAUCHER und TYSON, 1985] zeigen auf, dass die Korrektur der Risstiefe mit Hilfe des Strahlensatzes erfolgen kann. In Abbildung 12.6 sind die zur Korrektur der Rissöffnung benötigten Geometriedaten dargestellt. Es ist zu beachten, dass die Länge  $x$  nicht mit der Risstiefe übereinstimmt. [ANDERSON, 2005] gibt an, dass die Rissöffnung nicht nur von der Risstiefe bestimmt wird. Vielmehr rotierten die Rissflanken um ein plastisches Gelenk hinter der Risspitze. Der Abstand dieses Gelenks von der Risspitze ergibt sich als Produkt aus der Ligamenthöhe (intakter Bereich der Probe vor dem Riss) und einem für SENB3-Proben konstanten Rotationsfaktor  $r_p = 0,44$ , sodass Gleichung 12.1 für die Bestimmung der Länge  $x$  genutzt werden kann. Abbildung 12.2 zeigt exemplarisch den unkorrigierten ( $F-V_{\text{meas}}$ , grau) und den korrigierten Verlauf ( $F\text{-CMOD}$ , schwarz) der Kraft-Rissaufweitungs-Beziehung von Probe M01-601.

$$x = a + (W - a) * r_p \quad (12.1)$$

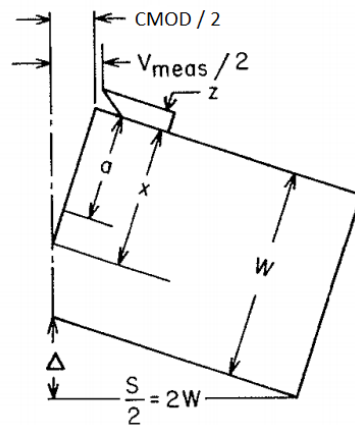
In Abbildung 12.5 ist zu sehen, wie sich mit Hilfe der korrigierten Kraft-Rissaufweitungs-Beziehung nun ein erster Spannungsintensitätsfaktor  $K_{el,0}$  bestimmen lässt. Er ist dahingehend zu überprüfen, ob die Dehnungsbehinderung der Probe ausreichend groß ist, um die Anforderungen an einen ebenen Dehnungszustand in der Probe zu erfüllen. Dies geschieht



**Abbildung 12.5:** Flussdiagramm zur Auswertung von K

nach [BLUMENAUER und PUSCH, 1987]. Bei den vorliegenden Proben war die Bedingung immer erfüllt. Als Nächstes ist zu überprüfen, ob die plastische Zone vor der Rissspitze klein genug ist, um die Regeln der linear elastischen Bruchmechanik (LEBM) anzuwenden. Hierfür wurden die rechnerische Größe der plastischen Zone vor der Rissspitze und die Spannung im Ligament untersucht. Sind beide Bedingungen erfüllt, kann die LEBM angewendet werden. Laut [BLUMENAUER und PUSCH, 1987] sollte jedoch die Vergrößerung des Risses durch die plastische Zone (Kleinbereichsfließen) trotzdem berücksichtigt werden. Hierfür wird die Risstiefe um die Größe der plastischen Zone erweitert, sodass aus  $K_{el,0}$  der Wert  $K_{eff}$  wird. Dieser wird im Folgenden als  $K_{el}$  (elastischer Spannungsintensitätsfaktor) bezeichnet.

Um plastischen Verformungen Rechnung zu tragen, kann eine plastische Korrektur des elastischen Spannungsintensitätsfaktors vorgenommen werden. Hierzu ist die Fläche unter der Kraft-Rissaufweitungsbeziehung mit in die Auswertung einzubeziehen. Diesem Vorgehen liegt die Idee zugrunde, dass auch eine geringe plastische Verformung einer Probe dissipierter Energie entspricht, die bei der Berechnung des maßgebenden Spannungsintensitätsfaktors berücksichtigt werden sollte. Die Anpassung lässt sich nach [ASTM E1820-13] vornehmen. Über die Umrechnung von  $K_{el}$  in  $J_{el}$  und die Berücksichtigung der Fläche unter der Kraft-



**Abbildung 12.6:** Abbildung zur Korrektur der gemessenen Rissaufweitung aufgrund der Befestigung des Clip-on-Gages nach [Faucher und Tyson, 1985]

Rissaufweitungsbeziehung im Wert  $J_{pl}$  kann mittels Gleichung 12.2 der plastische Spannungsintensitätsfaktor  $K_{pl}$  abgeleitet werden:

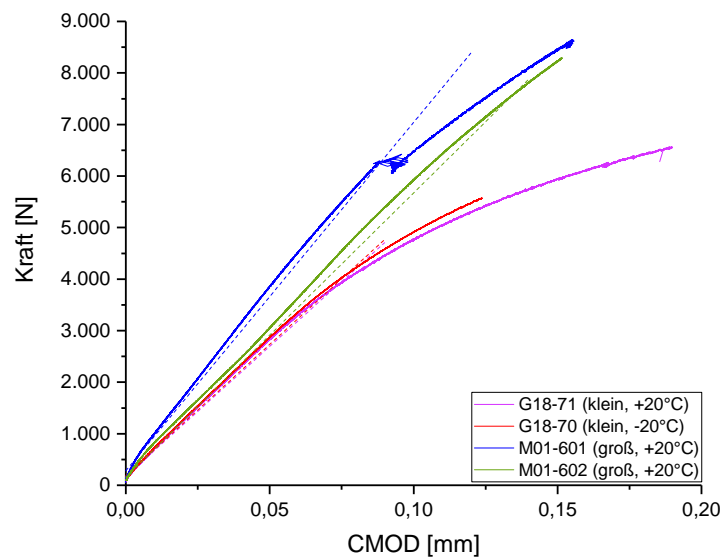
$$K_{pl} = \sqrt{\frac{J * E}{1 - \nu^2}} = \sqrt{\frac{(J_{el} + J_{pl}) * E}{1 - \nu^2}} \quad (12.2)$$

[ASTM E399-12E2] gibt Grenzwerte an, deren Einhaltung es erlaubt, anstatt von einem Spannungsintensitätsfaktor  $K$  von einer Bruchzähigkeit  $K_{Ic}$  zu sprechen. Bei den meisten der in Anhang B gezeigten Proben werden eine oder mehrere dieser Bedingungen nicht eingehalten. Laut [DIN EN 13674-1:2011] ist es zulässig, Versuchsergebnisse unabhängig von den in [ASTM E399-12E2] genannten Bedingungen zu verwenden. Allerdings wurden in den vorliegenden Versuchsreihen zu wenige Versuchsergebnisse ermittelt, um sie nach [DIN EN 13674-1:2011] als  $K_Q$  verwenden zu dürfen. Aus diesem Grund finden sie im Folgenden als  $K_{el}$  und  $K_{pl}$  Verwendung. Die Bezeichnung Bruchzähigkeit  $K_{Ic}$  wird vermieden, da die Werte nicht die Bedingungen von [ASTM E399-12E2] erfüllen.

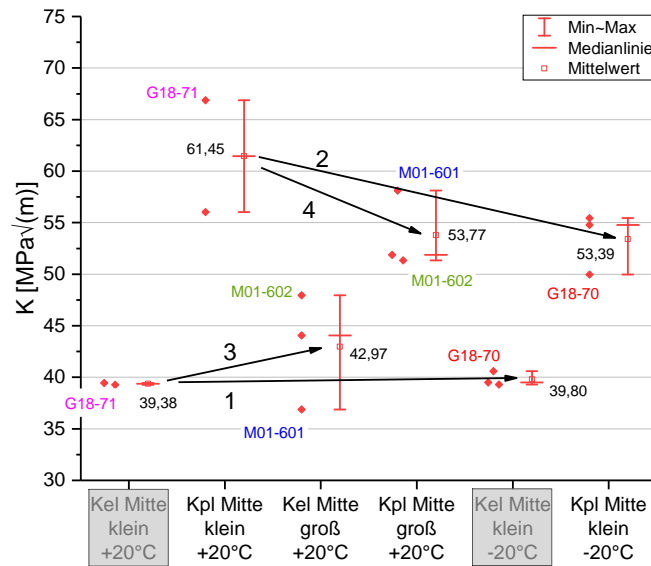
### 12.3 Beispiele der Versuchsauswertung

Abschnitt 12.2 beschrieb das allgemeine Vorgehen zur Bestimmung des Spannungsintensitätsfaktors beim Eintritt des Bruchs. Es wurde gezeigt, wie plastischen Verformungen von Proben Rechnung zu tragen ist. Abbildung 12.7 zeigt beispielhaft die Kraft-Rissaufweitungs-Beziehungen von vier Proben der Stahlsorte R260B, die aus der Schienenfußmitte entnommen wurden. Es sind sowohl die unterschiedlichen Probengrößen als auch die unterschiedlichen

Prüftemperaturen vertreten. In Abbildung 12.8 finden sich alle aus dieser Stahlsorte gewonnenen Spannungsintensitätsfaktoren wieder. Neben den einzelnen Datenpunkten sind im Boxplot die Markierungen für das Minimum und das Maximum sowie die Markierung für den Median und den Mittelwert dargestellt. In den folgenden Unterabschnitten werden grundlegende Überlegungen angestellt, wie sich gültige Datensätze für Proben der Sorte R260B Mitte erkennen lassen. Für alle anderen Stahlsorten finden sich die Ergebnisse in Anhang B, die Aussagen des vorliegenden Kapitels gelten für diese analog.



**Abbildung 12.7:** Beispielhafte F-CMOD-Verläufe von Proben aus R260B



**Abbildung 12.8:** Datenpunkte der Versuche R260B Mitte. Ausgegraute Datensätze werden nicht für weitere Berechnungen verwendet.

### 12.3.1 Temperaturabhängigkeit von $K$

Schon in Abbildung 7.1 wurde die Temperaturabhängigkeit des Spannungsintensitätsfaktors angesprochen. Je kälter eine Probe beim Durchdrücken ist, umso spröder ist der Bruch und ein umso kleinerer Spannungsintensitätsfaktor ist im Versuch zu erwarten.

In Abbildung 12.8 sind die Versuchsergebnisse der Proben aus der Stahlsorte R260B Mitte dargestellt. Es ist zu erkennen, dass der Mittelwert des Spannungsintensitätsfaktors der kleinen, bei Raumtemperatur durchgedrückten Proben

( $K_{el,Mitte,klein,+20^{\circ}C}$ ) mit  $39,38 \text{ MPa}\sqrt{m}$  ungefähr genauso groß ist wie bei den kleinen, bei  $-20^{\circ}C$  durchgedrückten Proben (Pfeil 1 in Abbildung 12.8, Mittelwert  $39,8 \text{ MPa}\sqrt{m}$  ).

Diese Tendenz ist auch bei den Ergebnissen des R260A Mitte in Anhang B zu erkennen. Hier ist aufgrund der größeren Versuchsanzahl zudem zu sehen, dass die Streuung der kalt durchgedrückten Proben im Vergleich zu den warm gedrückten Proben zunimmt, sodass Einzelwerte der kalt durchgedrückten Proben weit über denen der warm durchgedrückten Proben liegen.

Aus physikalischen Gründen wäre zu erwarten, dass der kritische Spannungsintensitätsfaktor der kalt durchgedrückten Proben niedriger oder gleich groß wie jener der warm durchgedrückten

Proben ist. Ein größerer Spannungsintensitätsfaktor im kalten Bereich ist bei Stahl physikalisch nicht möglich.

Aufschluss über dieses anormale Verhalten können Abbildung 12.7 und Abbildung 12.8 geben. In Abbildung 12.7 sind die Kraft-Rissaufweitungsbeziehungen verschiedener Proben aus R260B Mitte und ihre Auswertegeraden OP5 (vgl. Abschnitt 12.2) dargestellt. Die Graphen der Proben G18-70 und G18-71 geben zu erkennen, dass die Gerade OP5 bei beiden Kurven den F-CMOD-Graph ungefähr bei der gleichen Kraft schneidet. Es ist jedoch auch ersichtlich, dass Probe G18-71 nach diesem Schnittpunkt noch mehr Kraft aufnehmen kann als Probe G18-70. Bei Probe G18-71 sind also größere plastische Reserven vorhanden, die durch eine Auswertung nach [ASTM E1820-13] aktiviert werden können. Pfeil 2 in Abbildung 12.8 zeigt, dass sich nach dieser Korrektur das von den Proben erwartete Verhalten beobachten lässt.

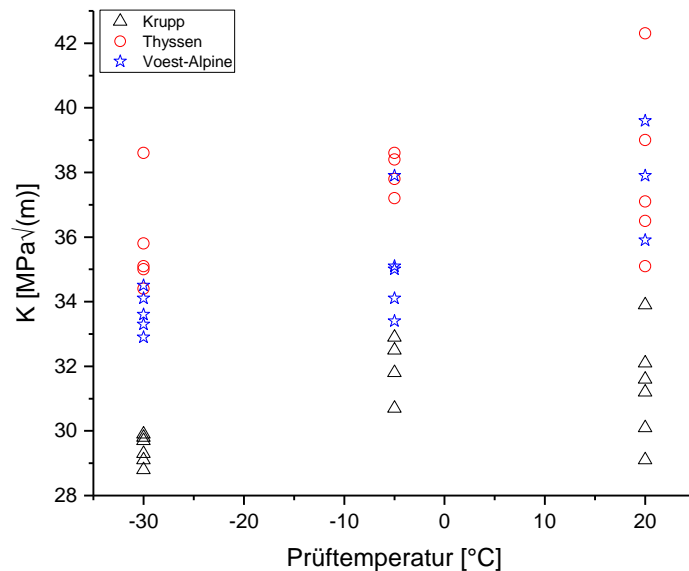
Dies führt zu dem Schluss, dass die Datensätze  $K_{R260B,el,Mitte,klein,+20^{\circ}C}$  und  $K_{R260B,el,Mitte,klein,-20^{\circ}C}$  für weitere Untersuchungen untauglich sind, da eine Vernachlässigung der plastischen Reserven zu falschen Ergebnissen führt.

Die Temperaturabhängigkeit der Bruchzähigkeit von Eisenbahnschienenstählen ist auch Gegenstand der Untersuchung von [SCHNITZER et al., 2004]. Sie beschäftigt sich primär mit Ermüdungsschäden im Kopf von Eisenbahnschienen unter besonderer Berücksichtigung einer Mixed-Mode-Beanspruchung. In Tabelle 7.1 von [SCHNITZER et al., 2004] werden die Versuchsergebnisse eines anderen Forschungsprojektes ([EDEL und BOUDNITSKI, 2001]) zitiert, bei dem an Proben unterschiedlicher Hersteller Bruchzähigkeiten des Schienenstahls bei unterschiedlichen Temperaturen bestimmt wurden. [SCHNITZER et al., 2004] ist nicht zu entnehmen, um welche Schienenstahlsorte es sich genau handelt bzw. welche Prüfverfahren angewendet wurden. Die Tabellenüberschrift gibt nur an, dass es sich um „dynamische Bruchzähigkeitswerte“ handelt. In Abbildung 12.9 sind die Versuchsergebnisse als Grafik dargestellt.

Auch nach diesen Untersuchungen besteht ein merklicher Unterschied in den erreichbaren Bruchzähigkeiten der Stähle unterschiedlicher Hersteller. Insgesamt liegen die in der Literatur präsentierten Bruchzähigkeiten jedoch weit unter den in Tabelle 12.1 dargestellten Versuchsergebnissen. Der Temperatureinfluss bewegt sich sowohl bei den eigenen Versuchen als auch bei [SCHNITZER et al., 2004] im Bereich weniger  $MPa\sqrt{m}$  und liegt somit fast im allgemeinen Streubereich gleichartiger Versuche.

Aufgrund der fehlenden Informationen für eine Einordnung der Versuchsergebnisse aus [SCHNITZER et al., 2004] ist es schwer, die eigenen Ergebnisse genauer einzuordnen. So sind die selbst

bestimmten Bruchzähigkeiten größer als die in der Literatur vorgefundenen Werte, ob dies aber aus dem unterschiedlichen Material, den Probengrößen oder systematischen Unterschieden in den Versuchsabläufen resultiert, lässt sich hier nicht klären.



**Abbildung 12.9:** Die dynamischen Bruchzähigkeitswerte dreier (Zungen-)Schienenstähle aus [Schnitzer et al., 2004]

### 12.3.2 Einfluss von Pop-ins

Bei Pop-ins handelt es sich um Diskontinuitäten in der Kraft-Rissaufweitungsbeziehung einer Probe. Ein solches Verhalten findet sich beispielsweise in Abbildung 12.7 für Probe M01-601. Bei einem Pop-in kommt es zu einem schlagartigen (instabilen) Anwachsen des Risses im Bereich des stabilen Risswachstums. Der Riss kann sich allerdings noch nicht durch die ganze Probe ausbreiten, sondern wird angehalten, und die Kraft kann noch einmal gesteigert werden. [ASTM E1820-13] regelt, wie mit solchen Diskontinuitäten umzugehen ist. Wenn der Kraftabfall eines Pop-ins klein genug ist, kann die Auswertung hinter dem Pop-in fortgesetzt werden. Ist der Pop-in zu groß, muss die maximale Kraft vor der Diskontinuität als  $P_Q$  angenommen werden.

Bei den in dieser Arbeit betrachteten Proben war der Pop-in stets so groß, dass die Auswertung bei seiner maximalen Kraft abgebrochen werden musste. Dies führt dazu, dass die K-Werte von Proben mit Pop-in meist weit unter denen von Proben ohne Pop-in liegen und die Streuung der Stichprobe stark vergrößern. Dies ist auch an den Proben M01-601 und M01-602 in

Abbildung 12.7 zu erkennen. Selbst wenn beide bei etwa derselben Kraft brechen, muss für die Auswertung von  $K$  bei Probe M01-601 ein sehr viel niedrigerer Wert für  $P_Q$  angesetzt werden.

### 12.3.3 Einfluss der Probengröße

[BLUMENAUER und PUSCH, 1987] ist zu entnehmen, dass der kritische Spannungsintensitätsfaktor, bei dem eine Probe bricht, von der Dicke der Probe abhängt. Je dicker die Proben sind, desto kleiner wird der kritische Spannungsintensitätsfaktor, da die Dehnungsbehinderung in der Probe zunimmt. Werden die Proben dünner, nimmt auch die Dehnungsbehinderung ab und es können sich plastische Zonen am Probenrand bilden. Diese führen zu einem Ansteigen des kritischen Spannungsintensitätsfaktors. Gemäß Abbildung 12.8 kann dieser Zusammenhang bei den elastisch bestimmten Spannungsintensitätsfaktoren jedoch nicht bestätigt werden (Pfeil 3). Erst mit deren plastischer Korrektur lassen sich gültige Aussagen treffen (Pfeil 4), die die zu erwartenden physikalischen Zusammenhänge widerspiegeln.

Bei den Proben aus dem Schienenfußrand konnten keine Untersuchungen hinsichtlich der Probengröße vorgenommen werden, da hier generell Proben maximaler Dicke entnommen wurden. Die Ergebnisse sind daher als Bauteilversuche zu werten, d. h., etwaige Bildungen plastischer Zonen würden so auch im realen Bauteil auftreten und müssen daher nicht kompensiert werden.

Eine Untersuchung des Einflusses der Probengröße findet sich auch in [ORE, 1987]. Diese Veröffentlichung befasst sich ausschließlich mit der Bestimmung von Bruchzähigkeiten von Eisenbahnschienenstählen. Hierfür prüften verschiedene Laboratorien Dreipunktbiegeproben mit Chevron-Kerb aus dem Schienenkopf unterschiedlicher Hersteller und mit unterschiedlichen Probenabmessungen und werteten sie auf unterschiedliche Art und Weise aus. Die Untersuchungen betrafen sowohl ausschließlich gewalzte als auch wärmebehandelte Schienen. Die Art der Wärmebehandlung wird jedoch nicht näher erläutert.

Abbildung 12.10 zeigt Fig. 3 der genannten Veröffentlichung, welche die Dickenabhängigkeit der Bruchzähigkeit von Proben untersucht. Hierbei werden die Ergebnisse von Versuchen an walzgeraden und wärmebehandelten Schienen verglichen. Die dargestellten Linien verbinden die Mittelwerte der jeweiligen Stichproben. Es ist zu erkennen, dass der Mittelwert der Bruchzähigkeiten bei den walzgeraden Schienen konstant bleibt. Bei den wärmebehandelten Schienen lässt sich hingegen ein Abfall der Bruchzähigkeit bei zunehmender Probendicke (von 43,4 über 39,8 auf 33,6  $MPa\sqrt{m}$ ) beobachten.



Bei den im Rahmen der vorliegenden Arbeit durchgeführten Versuchen sind die Ergebnisse weniger eindeutig. Bei der Stahlsorte R260A zeigt sich im Vergleich der Mittelwerte der Stichproben  $K_{pl,Mitte,klein,+20^\circ C}$  und  $K_{pl,Mitte,gro\beta,+20^\circ C}$  ein kleiner Anstieg des maximal ertragbaren Spannungsintensitätsfaktors von 50,76 auf 52,23  $MPa\sqrt{m}$ . Dieser ist jedoch so klein, dass er auch der geringen Probenanzahl geschuldet sein könnte.

Bei der Stahlsorte R260B ist ein starker Abfall von 61,45  $MPa\sqrt{m}$  ( $K_{pl,Mitte,klein,+20^\circ C}$ , 8mm Probendicke) auf 53,77  $MPa\sqrt{m}$  ( $K_{pl,Mitte,gro\beta,+20^\circ C}$ , 12mm Probendicke) zu verzeichnen. Hier lässt sich eine starke Abhängigkeit der Versuchsergebnisse von der Probengröße feststellen.

Bei der Stahlsorte R350 zeigt sich ein Anstieg der maximal ertragbaren Bruchzähigkeit (von 47,36 auf 54,17  $MPa\sqrt{m}$ ). Er steht im Gegensatz zu dem in [ORE, 1987] angegebenen und bei den Proben der Stahlsorte R260 festgestellten Werkstoffverhalten. In der vorliegenden Arbeit konnte nicht geklärt werden, warum sich ein solches Materialverhalten einstellte.

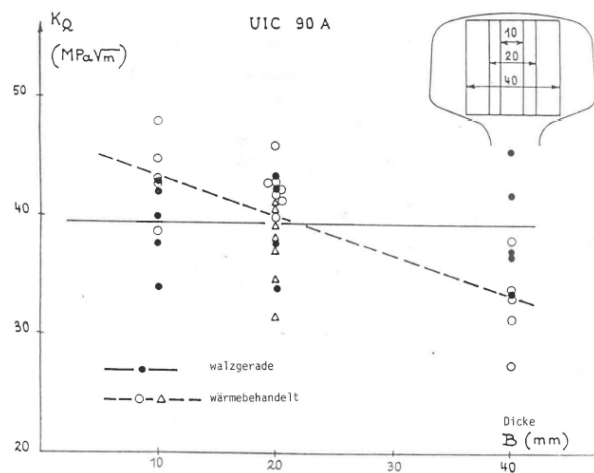


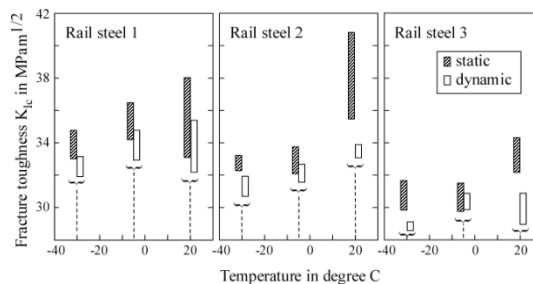
Abbildung 12.10: Verhältnis von  $K_{Ic}$  ( $K_Q$ ) zur Dicke aus [ORE, 1987]

### 12.3.4 Einfluss der Versuchsdurchführung

Die Bruchzähigkeit wird im Allgemeinen als die Spannungsintensität an der Risssspitze aufgefasst, bei der das instabile Risswachstum eintritt und die Probe zerbricht. Daher wurde für die vorliegende Arbeit auch untersucht, ob die Art der Versuchsdurchführung einen Einfluss auf den Betrag der Bruchzähigkeit hat.

Hierzu erfolgte ein Vergleich der statischen Versuche zur Bestimmung der Bruchzähigkeit (in dieser Arbeit Abschnitt 12 mit den Ergebnissen  $K_{el}$  und  $K_{pl}$ ) mit den Bruchzeitpunkten der dynamischen Versuche (in dieser Arbeit Abschnitt 13 mit den Ergebnissen  $K_{max}$ ). Bei den dynamischen Versuchen wurde hierfür aus der maximalen Kraft der Versuchsphase bei Bruch und der Risstiefe ein maximaler Spannungsintensitätsfaktor des Versuches  $K_{max}$  berechnet. In Anhang B sind die Werte einander gegenübergestellt.

Die Auswertung macht deutlich, dass eine Abhängigkeit zwischen dem R-Verhältnis des Versuches und dem erreichbaren  $K_{max}$  besteht. Bei den meisten Entnahmeorten und Stahlsorten besteht die Tendenz, dass bei höheren R-Verhältnissen größere Spannungsintensitätsfaktoren erreicht werden können. Diese sind mitunter bis zu  $20\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$  höher als die statisch erreichbaren Werte. In der vorliegenden Arbeit konnte nicht geklärt werden, aufgrund welcher gefügebezogenen Mechanismen dieser Effekt auftritt. Möglicherweise handelt es sich um ein Phänomen des Risschließens, das durch die kleinen Amplituden bei höheren R-Verhältnissen auftritt. Denkbar ist auch, dass das Phänomen durch die kleine Probendicke und die damit einhergehenden Effekte (Ausbildung eines ebenen Spannungszustandes) bedingt ist.



**Figure 60:** Temperature and loading rate sensitivity of the fracture toughness of three rail steels. The toughness values are given for one standard deviation. The loading rate at dynamic testing was  $2.73\text{MPa m}^{1/2}\text{ s}^{-1}$  (according to [111]).

**Abbildung 12.11:** Abhängigkeit der Bruchzähigkeit von der Belastungsgeschwindigkeit und der Prüftemperatur aus [Zerbst et al., 2009] (Original aus [Boudnitski et al., 2004])

[ZERBST et al., 2009] gehen knapp auf die Abhängigkeit des Spannungsintensitätsfaktors von der Temperatur und der Belastungsgeschwindigkeit ein. In einer Grafik stellen sie das Verhältnis zwischen den maximalen Spannungsintensitätsfaktoren statischer und jenen dynamischer Versuche bei unterschiedlichen Temperaturen dar (vgl. Abbildung 12.11). Außer der Information, dass die Versuche mit einer Belastungsgeschwindigkeit von  $2,73\text{MPa}\sqrt{\text{m}}\text{s}^{-1}$  durchgeführt wurden, finden sich keine Details zum Versuchsablauf bzw. zu den verwendeten Proben.

In Abbildung 12.11 ist zu erkennen, dass [ZERBST et al., 2009] genau den gegenteiligen Effekt gefunden haben: In ihren Untersuchungen sind die dynamischen maximalen Spannungsintensi-

tätsfaktoren kleiner als die statischen. Allerdings bleibt mangels ausreichender Informationen unklar, ob der in den eigenen Versuchen festgestellte oder der von [ZERBST et al., 2009] gefundene Effekt die Realität besser widerspiegelt.

### 12.3.5 Fazit

Für die Festlegung der im Weiteren zu verwendenden kritischen Werte von  $K$  wird zunächst davon ausgegangen, dass die plastischen Anpassungen der Messwerte grundsätzlich zulässig und den elastischen Werten vorzuziehen sind, es sei denn, sie führen zu Widersprüchen aufgrund des Temperatureinflusses. In der Schienenfußmitte sind weiterhin Ergebnisse großer Proben denen kleiner Proben vorzuziehen, da so die tatsächliche Bauteilgeometrie besser wiedergespiegelt wird. Die Ergebnisse, mit denen im Folgenden weitergearbeitet wird, entsprechen den Mittelwerten der jeweiligen Stichproben und sind in Tabelle 12.1 dargestellt. Warum gerade mit diesen Stichproben weitergearbeitet wird, ist in Anhang B dargelegt.

[DIN EN 13674-1:2011] gibt in Tabelle 2 Mindestwerte und Mittelwerte für die zu erreichende Bruchzähigkeit  $K_{Ic}$  an. Für die Stahlsorte R260 wird ein Mindest-Einzelwert von  $26MPa\sqrt{m}$  und ein Mittelwert der Stichprobe von  $29MPa\sqrt{m}$  gefordert. Bei der Stahlsorte R350 liegt der Mindest-Einzelwert bei  $30MPa\sqrt{m}$  und der Mittelwert der Stichprobe bei  $32MPa\sqrt{m}$ . In den in dieser Arbeit gezeigten Versuchen ließen sich nicht alle Versuchsrandbedingungen und Stichprobengrößen einhalten, die in [DIN EN 13674-1:2011] gefordert werden. Allerdings wurden in den vorliegend ausgewerteten statischen Versuchen zur Bestimmung der Bruchzähigkeit die geforderten Werte stets eingehalten – kein Versuchsergebnis musste wegen unzureichender Werte ausgeschlossen werden.

Die in Tabelle 12.1 angegebenen Werte lassen sich gut zur Zusammenfassung der statischen Versuche an Kleinproben verwenden. Die vorgenommenen plastischen Korrekturen führen jedoch dazu, dass die Versuchsergebnisse im Allgemeinen höhere Werte für den kritischen Spannungsintensitätsfaktor aufweisen als vergleichbare Literaturquellen. An den eigenen Untersuchungen zeigt sich, dass die Wahl des Herstellers, der Probengröße und des Entnahmeortes einen großen Einfluss auf die Versuchsergebnisse hat. Schon aus diesem Grund sind die eigenen Versuchsergebnisse nur bedingt mit den zumeist aus dem Schienenkopf entnommenen Proben aus der Literatur vergleichbar.

**Tabelle 12.1:** Mittelwerte der Ergebnisse der ausgewählten K-Versuche nach Anhang B

Stahlsorte	$K_c(+20\text{ °C}) [MPa\sqrt{m}]$	$K_c(-20\text{ °C}) [MPa\sqrt{m}]$
R260A Mitte	50,78	45,88
R260A Rand	47,04	46,91
R260B Mitte	53,77	53,39
R260B Rand	63,59	46,71
R350 Mitte	54,17	40,33
R350 Rand	45,63	40,94

---

# 13 Dynamisch belastete Proben mit gefrästem Kerb: Rissfortschrittsgeschwindigkeit

In Abschnitt 7 wurden die Grundlagen der Bruchmechanik dargelegt. Es wurde gezeigt, wie das Fortschreiten eines Risses im Bereich des stabilen Risswachstums durch die PARIS-Gerade  $da/dN = C * (\Delta K)^m$  beschrieben werden kann. Im vorliegenden Abschnitt wird gezeigt, wie die Parameter  $C$  und  $m$  experimentell bestimmt wurden.

## 13.1 Versuchsprogramm und -durchführung

Die Versuche zur Bestimmung der Rissfortschrittsgeschwindigkeit in Schienenstählen erfolgten nach [BS 12108:2012]. An einer Probe wurden zwei der in [BS 12108:2012] dargestellten Prüfverfahren nacheinander angewendet.

Zunächst wird eine Probe angeschwungen und dann mit der K-decreasing-Methode geprüft. Hierbei werden bei einem konstanten R-Verhältnis die Ober- und Unterlast schrittweise reduziert, sodass immer niedrigere Spannungsschwingbreiten auf die Proben aufgebracht werden. Mit diesem ersten Versuchsteil kann das Verhalten der Proben im Thresholdbereich untersucht werden. Nachdem der Versuch angehalten wurde, wird die Probe wieder angeschwungen und mit konstanten Kräften zum Bruch geschwungen. Dieses Vorgehen entspricht dem K-increasing-Vorgehen aus [BS 12108:2012].

Die Beobachtung des Risses erfolgt mit einer Potentialfeldsonde. Dieses Verfahren wird z. B. in [ASTM E647-13a] beschrieben und dort als für die Bestimmung der Tiefe eines Risses während des Versuches geeignet eingestuft. Das Prinzip einer Potentialfeldsonde besteht darin, dass sich in einem leitenden, stromdurchflossenen Werkstück die Spannung in Abhängigkeit vom Widerstand des Materials langsam abbaut. Misst man die Spannung zwischen zwei Punkten der Probe, so lässt sich der Spannungsunterschied als Potential erfassen. [HALLIDAY und BEEVERS, 1980] beschreiben, wie eine solche Gleichstrom-Potentialsonde aufzubauen ist und wie man mit Hilfe der Johnson-Formel einen Zusammenhang zwischen den elektrischen Feldlinien in der stromdurchflossenen Dreipunktbiegeprobe und der Risstiefe herstellen kann.

Zur Untersuchung der Rissfortschrittsgeschwindigkeit im Schienenfuß wurden insgesamt 60 Versuche durchgeführt. Die Herstellung der Proben basierte auf den gleichen Geometrien und Entnahmeorten wie zur Bestimmung der Bruchzähigkeiten. Es wurden 55 Kleinproben aus der Schienenfußmitte und dem Schienenfußrand sowie zur Untersuchung des Größeneffektes 5 große Proben aus der Schienenfußmitte untersucht.

## 13.2 Versuchsauswertung allgemein: Bestimmung der Rissfortschrittsgeschwindigkeit

Die Rissfortschrittsgeschwindigkeit ergibt sich aus den im Versuch ermittelten Daten der Risstiefe  $a$ , der einwirkenden Kräfte und der Zyklenzahl  $N$ . Die Risstiefe  $a$  wird unter Berücksichtigung der Risskrümmung (vgl. [BS 12108:2012] Abschnitt 9.1) bestimmt. Laut [BS 12108:2012] können zur Auswertung von Rissfortschrittsversuchen die Sekantenmethode und die inkrementelle polinomiale Methode angewendet werden. Letztere besteht darin, dass fünf oder sieben Datenpaare von  $a$  und  $N$  zu einem Datenpunkt von  $da/dN$  zusammengefasst werden. Gemäß [BS 12108:2012] ist diese Methode jedoch nur bei der „K-increasing“-Methode, bei der die Prüfkraft über den gesamten Versuch konstant gehalten werden, zu verwenden. Dies stimmt mit [AUSTEN, 1980] überein, der die Vor- und Nachteile unterschiedlicher Auswertungsarten ausführlich beschreibt.

Da in den vorliegenden Versuchen sowohl mit der „K-decreasing“- als auch mit der „K-increasing“-Methode gearbeitet wurde, kam für die Auswertung der Versuche die sog. Sekantenmethode zum Einsatz. Zu ihr schreibt [AUSTEN, 1980], sie sei besonders für sich während des Versuches ändernde systematische Fehler anfällig. Ebenso wird empfohlen, die Auswertung sowohl mit konstanten Intervallen von  $a$  als auch mit konstanten Intervallen von  $N$  durchzuführen, um sicherzustellen, dass die Wahl der Intervalle keinen Einfluss auf das Endergebnis hat. Im vorliegenden Fall hat sich die Auswertung mit konstanten Intervallen der Risstiefe  $a$  als geeignet erwiesen.

[HEINE, 2011] beschreibt, wie sich aus den Versuchsergebnissen die Rissfortschrittsgeschwindigkeit und das  $da/dN$ - $\Delta K$ -Diagramm ableiten lassen. Um die Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors  $\Delta K$  zu berechnen, wird die Formfunktion für SENB3-Proben aus [BS 12108:2012] verwendet. Als Kräfte für die Bestimmung von  $\Delta F$  werden die mittlere Ober- und Unterlast der jeweiligen Stufe benutzt.

$$\frac{da}{dN} = \frac{a_{i+1} - a_i}{N_{i+1} - N_i} \quad (13.1)$$

$$a^* = \frac{a_{i+1} - a_i}{2} \quad (13.2)$$

$$\Delta K = \frac{\Delta F}{B\sqrt{W}} * f\left(\frac{a^*}{W}\right) \quad (13.3)$$

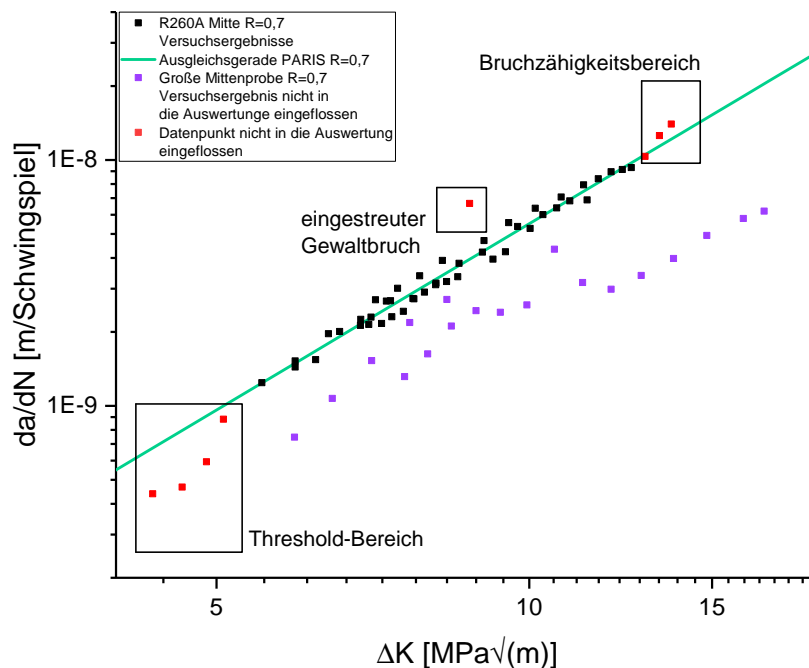
Abbildung 13.1 zeigt das Ergebnis einer solchen Auswertung für die Stahlsorte R260A Mitte für Proben, die bei einem R-Verhältnis von 0,7 geschwungen wurden. Die Datenpunkte aus der Versuchsauswertung sind hier als schwarze Quadrate dargestellt. Insgesamt wurden zwei Kleinproben mit jeweils zwei Versuchsphasen in dieser Kombination getestet und visualisiert. Zusätzlich sind als lila Quadrate die Versuchsergebnisse aus einem Rissfortschrittsversuch einer großen Probe eingefügt worden.

Bei der Berechnung der PARIS-Geraden ist zu beachten, dass bestimmte Datenpunkte beim Fitting nicht berücksichtigt werden dürfen, da sie nicht den Bereich des stabilen Risswachstums repräsentieren. In Abbildung 13.1 sind diese Datenpunkte als rote Quadrate dargestellt. Im Bereich niedriger Werte von  $\Delta K$  sind Punkte zu sehen, die dem Threshold-Bereich, also dem Bereich der Rissinitiierung zugerechnet werden können. Im Bereich hoher Werte von  $\Delta K$  befinden sich Datenpunkte, die ein sprunghaftes Ansteigen der Rissfortschrittsgeschwindigkeit anzeigen. Hier steht die Probe kurz vor dem Bruch in Phase III des Risswachstums. Die dritte Gruppe von Punkten, die nicht in die Auswertung mit einbezogen werden darf, ist die der eingestreuten Gewaltbrüche. Solche Spröbruchereignisse lassen sich in der Versuchsauswertung gut an den Sprüngen im Potential-Schwingspiel-Plot erkennen (vgl. Abbildung 6.3) und können so problemlos aus den Datenpunkten extrahiert werden.

Die Bestimmung der PARIS-Geraden erfolgt über einen linearen Fit in der doppeltlogarithmischen Darstellung von  $da/dN$  über  $\Delta K$ . Hierfür werden nur die Versuchsergebnisse der Kleinversuche aus Risswachstumsphase II herangezogen. Die Ergebnisse aus den Rissfortschrittsversuchen mit großen Quaderproben finden keine Berücksichtigung, da ihre Rissfortschrittsgeschwindigkeit immer unter jener der kleinen Proben lag. Die in Abbildung 13.1 eingezeichnete Gerade stellt die Ausgleichsgerade nach dem PARIS-Gesetz dar. Wie zu sehen ist, passt sie gut zu den schwarz dargestellten Messwerten.

Versuche zur Bestimmung der Rissfortschrittsgeschwindigkeit wurden für alle drei Stahlsorten mit jeweils zwei Entnahmeorten durchgeführt. In Anhang C sind die entsprechenden

Grafiken einzusehen, die zeigen, welche Datenpunkte mit in die Auswertung eingeflossen sind. Zur besseren Unterscheidung der Graphen sind die PARIS-Geraden für Ergebnisse des R-Verhältnisses 0,2 in Hellblau, für R=0,5 in Dunkelblau und für R=0,7 in Dunkelgrün dargestellt. Die von [DIN EN 13674-1:2011] angegebenen Grenzwerte für die maximal zulässige Rissfortschrittsgeschwindigkeit werden von den für diese Arbeit geprüften Proben eingehalten. Dies verdeutlicht auch Abbildung 13.5.



**Abbildung 13.1:** Ergebnisse der Rissfortschrittsversuche der Stahlsorte R260A Mitte mit einem Spannungsverhältnis von  $R = 0,7$

### 13.3 Beispiele der Versuchsauswertung

In Abschnitt 13.2 wurde erläutert, wie die Rissfortschrittsgeschwindigkeit einer Probe anhand von Versuchsergebnissen bestimmt werden kann. In den nächsten Abschnitten geht es um den Einfluss grundlegender Parameter auf die Rissfortschrittsgeschwindigkeit. Im Einzelnen wird der Einfluss folgender Parameter näher untersucht: Probengröße, Stahlsorte, Spannungsverhältnis während des Risswachstums, höherwertige Rissfortschrittsgesetze und das Plastizieren von Proben.



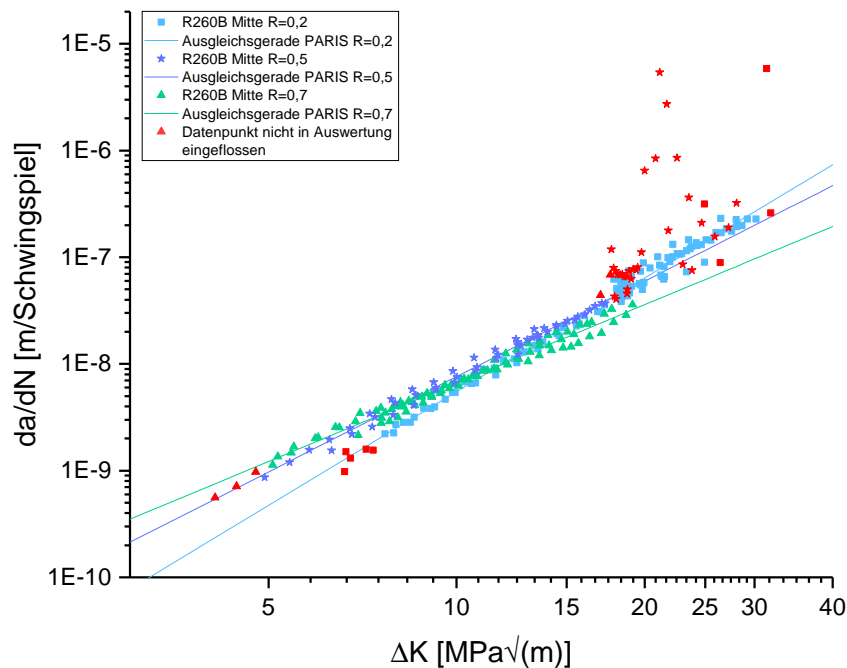
### 13.3.1 Spannungsverhältnis während des Risswachstums, höherwertige Rissfortschrittsgesetze und das Plastizieren von Proben

Die einfachste Art, ein Rissfortschrittsgesetz an Versuchsergebnisse anzupassen, liegt darin, das PARIS-Gesetz anzuwenden. In [RICE et al., 1982] werden hingegen Rissfortschrittsgesetze für Eisenbahnschienenstähle vorgeschlagen, die alle drei Phasen des Risswachstums erfassen. Sie berücksichtigen sowohl die untere Grenze des Risswachstums  $K_{th}$ , die obere Grenze des Risswachstums  $K_{Ic}$  und das Spannungsverhältnis  $R$ . Die in [RICE et al., 1982] vorgeschlagenen Gesetze stellen eine Anpassung des Gesetzes von Erdogan und Ratwani auf eigene Versuchsergebnisse mit Schienenstahlproben aus dem Schienenkopf dar.

Eine weitere Abwandlung des PARIS-Gesetzes ist die Forman/Mettu-Gleichung. Sie beschreibt nicht nur die Abhängigkeit der Rissfortschrittsgeraden von  $K_c$  und  $K_{th}$ , sondern bezieht auch die Krümmung der Übergänge zwischen dem stabilen Ermüdungsrissswachstum und den angrenzenden Bereichen mit ein. [LEBAHN und SANDER, 2013] zeigen in einem Artikel, wie sich Schwankungen in den Parametern der Forman/Mettu-Gleichung auf die simulierten Restlebensdauern eines hohlen Zylinders mit halb elliptischem Anriss auswirken. Sie bestimmen zunächst die Streuungen in den Parametern des Rissfortschrittsgesetzes, die beim Anpassen des Gesetzes auf tatsächliche Versuchsdaten entstehen können. Dann führen sie Sensitivitätsanalysen durch, um den Einfluss der Streuungen der einzelnen Parameter auf das Endergebnis zu bestimmen, und kommen zu dem Schluss, dass für das von ihnen verwendete Material die Schwankungen der Bruchzähigkeit  $K_{Ic}$  nicht berücksichtigt werden müssen. Diese Aussage ist jedoch nicht pauschal auf andere Materialien übertragbar.

In den Datensätzen der im Rahmen der vorliegenden Arbeit vorgenommenen Untersuchungen fiel auf, dass der Übergang zwischen dem PARIS-Bereich und den angrenzenden Bereichen des Rissfortschrittsgesetzes nur bei wenigen Proben gut sichtbar ausgeprägt ist. Entsprechend wurde kein höherwertiges Rissfortschrittsgesetz an die Versuchsergebnisse angepasst, sondern nur mit dem PARIS-Gesetz gearbeitet.

Abbildung 13.2 zeigt eine Zusammenstellung der Versuchsergebnisse kleiner Proben der Stahlsorte R260B Mitte. In Hellblau, Dunkelblau und Dunkelgrün sind jeweils die Versuchsergebnisse dargestellt, die durch eine Ausgleichsgerade zur Bestimmung der Parameter der Paris-Gerade in die Auswertung einbezogen wurden. Rot sind jene Datenpunkte, die (analog zu Abbildung 13.1) nicht in die Auswertung einbezogen wurden. Die durchgezogenen Linien entsprechen den Ausgleichsgeraden zur Bestimmung der PARIS-Parameter. Die Abbildungen für die anderen Stahlsorten sind Anhang C.1 zu entnehmen.



**Abbildung 13.2:** Rissfortschrittsdarstellung des R260B Mitte, sortiert nach R-Verhältnissen

Die Steigung der in Abbildung 13.2 dargestellten Geraden lässt einen Rückschluss auf die Rissfortschrittsgeschwindigkeit zu: Je größer die Steigung, umso schneller wächst der Riss. Vergleicht man die drei Geraden, so ist zu erkennen, dass Risse in Proben, die mit einem R-Verhältnis von 0,2 geschwungen wurden, schneller wuchsen als solche, die einem R-Verhältnis von 0,7 unterworfen wurden. Die Geraden verlaufen nicht parallel, sondern die Steigung (der Exponent  $m$  des PARIS-Gesetzes) ändert sich.

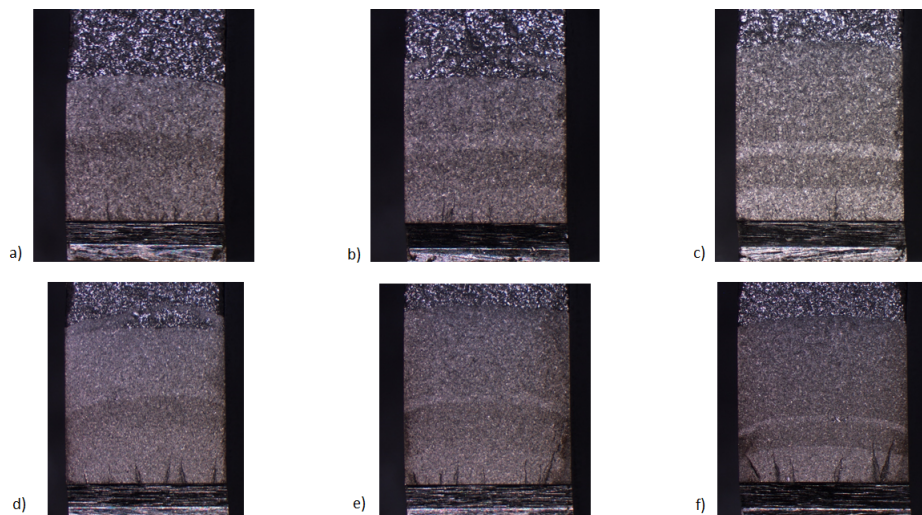
Diese Beobachtung widerspricht den Annahmen, die z. B. dem Rissfortschrittsgesetz von Erdogan und Ratwani zugrunde liegen. Es geht davon aus, dass die Steigung der PARIS-Geraden bei unterschiedlichen R-Verhältnissen gleich bleibt und sich nur der Schnittpunkt mit der  $da/dN$ -Achse ändert. Es kommt bei einem anderen R-Verhältnis also zur Parallelverschiebung der Rissfortschrittsgeraden. Bei den vorliegenden Stählen lässt sich dieses Verhalten nicht beobachten.

Der Eindruck eines langsameren und kontrollierteren Risswachstums bei Proben mit  $R = 0,7$  im Vergleich zu solchen mit  $R = 0,2$  belegt auch Abbildung 13.3. Hier wurden in der oberen Zeile Proben der Stahlsorte R260B Mitte und in der unteren Zeile Proben der Sorte R260B Rand dargestellt. In den Spalten sind von links nach rechts die R-Verhältnisse 0,2, 0,5 und 0,7 dargestellt. Es ist gut zu erkennen, dass bei den Proben mit niedrigem R-Verhältnis fast keine

Rastlinien zu erkennen sind. Bei höheren R-Verhältnissen sind die Rastlinien gut sichtbar ausgeprägt und die Risstiefen der unterschiedlichen Versuchsphasen (Anschwingen mit R-Verhältnis 0,2, dann Weiterschwingen mit R-Verhältnis 0,7) zu erkennen.

Die Bildung der Rastlinien bei  $R = 0,7$  spricht dafür, dass hier die Perlitlamellen des Stahls nicht so unkontrolliert aufgebrochen sind, wie es bei  $R = 0,2$  der Fall war. Dieser Effekt kann darin begründet sein, dass bei hohen R-Verhältnissen kleinere Kraftamplituden auf die Proben aufgebracht werden und sich in einer Prozesszone vor dem Riss lokale Ungenzen durch die dynamische Belastung „ausheilen“ können. Bei den größeren Amplituden der niedrigen R-Verhältnisse treten diese Heilungsprozesse nicht auf und die Perlitlamellen reißen schneller auseinander. Dieser Effekt ist nicht auf die kleinen Proben begrenzt. Auch die Ergebnisse der Großversuche, die in Abschnitt 17 dargestellt werden, lassen erkennen, dass bei großen R-Verhältnissen eine größere Lebensdauer von Probekörpern erreicht werden kann als bei kleinen R-Verhältnissen.

Die Verlangsamung des Risswachstums bei hohen R-Verhältnissen könnte mit Phänomenen des Risssschließens in Verbindung gebracht werden. Im Allgemeinen wird jedoch das Risssschließen nicht mit einer Zugschwellbelastung in Verbindung gebracht. Vielmehr wird davon ausgegangen, dass eine Druckspannung vorhanden sein muss, um die Rissflanken zusammenzudrücken. Eine solche Druckspannung war in den Kleinversuchen nicht vorhanden. Für die Auslegung von Eisenbahnschienen wäre es aufschlussreich, dieses Verhalten des Schienenstahls näher zu untersuchen, um einen solchen Materialeffekt bei der Auslegung neuer Schienenstähle auszunutzen.



**Abbildung 13.3:** Ermüdungsbruchflächen von Proben der Stahlsorte R260B (a: R260B Mitte  $R=0,2$ ; b: R260B Mitte  $R=0,5$ ; c: R260B Mitte  $R=0,7$ ; d: R260B Rand  $R=0,2$ ; e: R260B Rand  $R=0,5$ ; f: R260B Rand  $R=0,7$ )

### 13.3.2 Einfluss der Probengröße

Zusätzlich zu den Rissfortschrittsversuchen mit kleinen Proben wurden stichprobenartig Versuche mit großen Proben durchgeführt. Diese hatten (bis auf die angepasste Kerbtiefe) die gleichen Abmessungen wie die großen Proben aus den Bruchzähigkeitsversuchen. In den Abbildungen in Anhang C.1 sind die Datenpunkte der großen Proben als lila Punkte eingezeichnet. Sie weisen eine langsamere Rissfortschrittsgeschwindigkeit auf, als die kleinen Proben. Ein Grund für dieses Verhalten konnte im Rahmen der durchgeführten Untersuchungen nicht gefunden werden. Auf der sicheren Seite liegend wird für die folgenden Simulationen die höhere Rissfortschrittsgeschwindigkeit der kleinen Proben angesetzt.

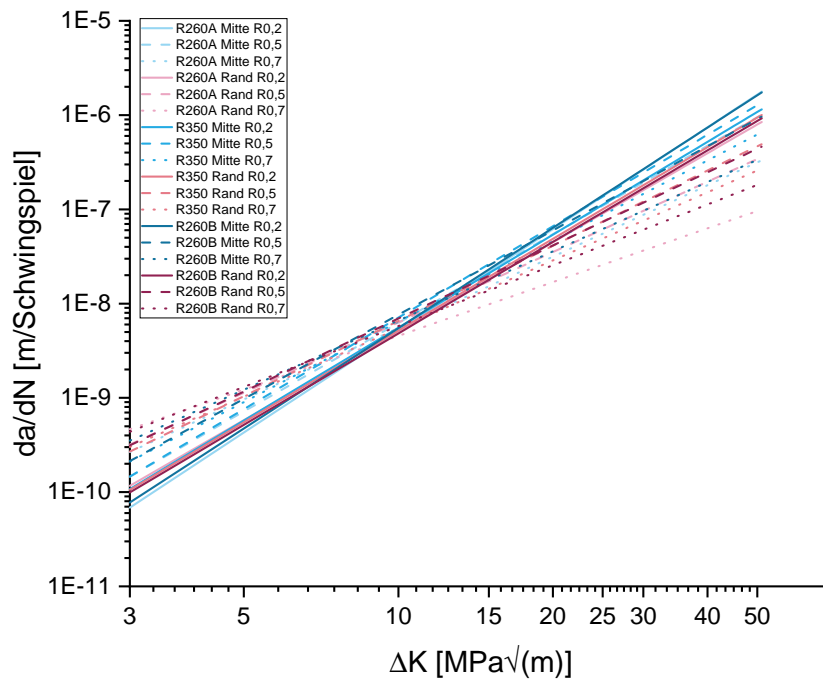
### 13.3.3 Einfluss der Stahlsorte und des Entnahmeortes

Zur Untersuchung des Einflusses von Entnahmeort und Stahlsorte wurden die in die Datensätze gelegten Geraden in Abbildung 13.4 zusammengefasst. Hier ist gut zu erkennen, dass sich die Steigungen der Geraden für  $R = 0,2$  (durchgezogene Linien) nicht in größerem Maße unterscheiden. Erst bei höheren R-Verhältnissen lässt sich ein Unterschied in der Neigung der Geraden beobachten. Auch in dieser Darstellung spiegelt sich die R-Verhältnis-Abhängigkeit der Ergebnisse wider.

Insgesamt ist festzustellen, dass keine klare Sortenabhängigkeit besteht. Zwar haben die Stähle aus der Schienenfußmitte etwas höhere Steigungen (und somit höhere Rissgeschwindigkeiten) als die aus dem Schienenfußrand, da sich die Steigungen in den unterschiedlichen R-Verhältnissen aber unterscheiden, ist es nicht zielführend, die Steigungen unterschiedlicher Stahlsorten zusammenzufassen.

Zur Einordnung der eigenen Daten in die bestehende Literatur werden zwei Veröffentlichungen herangezogen: [EDEL, 2015] und [TABATABAEI, 2014]. In [EDEL, 2015] werden in Tabelle 5.1 PARIS-Parameter für Schienenstähle angegeben, die bei unterschiedlichen R-Verhältnissen geschwungen wurden. Die entsprechenden PARIS-Geraden sind in Abbildung 13.5 in Blau eingetragen. Hier zeigt sich, dass auch bei den Werten in der Literatur die Steigung der PARIS-Geraden von dem R-Verhältnis, bei dem die Versuche geschwungen wurden, abhängt. Je höher das R-Verhältnis ist, umso flacher ist die Gerade. Dies bestätigt die Ergebnisse der eigenen Untersuchungen.

In Abbildung 13.5 sind zudem die PARIS-Geraden dargestellt, die Edel in Tabelle 5.2 zusammengetragen hat. Man kann erkennen, dass die von Gál übernommenen PARIS-Parameter nicht

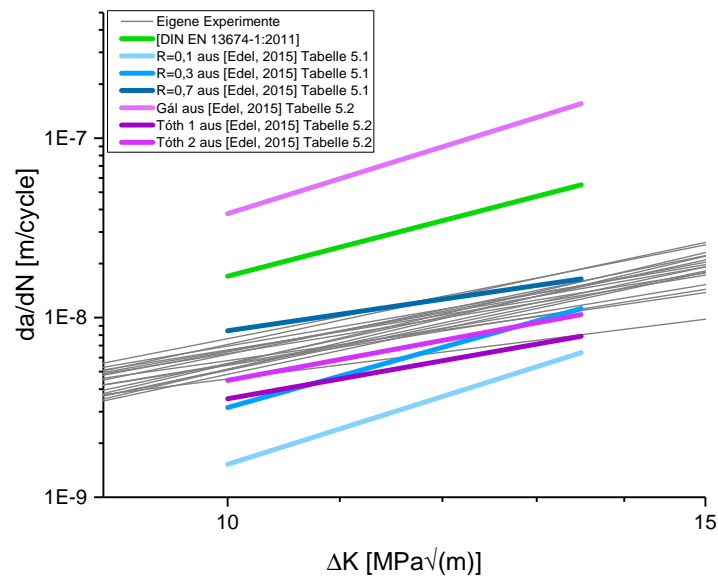


**Abbildung 13.4:** Geraden zur Bestimmung des Paris-Gesetzes für die untersuchten Stahlsorten

die Anforderungen aus [DIN EN 13674-1:2011] erfüllen. Die Werte von Tóth hingegen passen gut zu den eigenen Werten. In Tabelle 5.2 sind zudem PARIS-Parameter von Tóth für die Temperaturen  $0\text{ °C}$  und  $-20\text{ °C}$  angegeben. Hier fällt auf, dass die Steigung der PARIS-Geraden bei niedrigen Temperaturen wesentlich größer ist als bei Raumtemperatur. Dies muss beachtet werden, wenn von den eigenen Versuchsdaten auf Anwendungen in der Praxis geschlossen wird, da die eigenen Versuche die Rissfortschrittsgeschwindigkeit bei Anwendungen mit niedrigen Temperaturen unterschätzen.

[TABATABAEI, 2014] beschreibt in seiner Master Thesis Versuche an Eisenbahnschienenstählen. Er führt Rissfortschrittsversuche mit Proben aus dem Schienenkopf, dem Schienensteg und dem Schienenfuß durch. Hierfür werden CT-Proben mit Chevron-Kerb mit einem R-Verhältnis von 0,1 geschwungen. Es wurden Proben der Stahlsorten R260 und R350HT untersucht. [TABATABAEI, 2014] präsentiert in Abschnitt 4.7 seiner Arbeit Abbildungen mit den Ergebnissen seiner Messungen aus sechs Versuchen. Die von ihm ermittelten Rissfortschrittsgesetze ähneln den für die vorliegende Arbeit bestimmten Gesetzen.

Allerdings fällt auf, dass die von [TABATABAEI, 2014] bestimmten Gesetze größere Steigungen der PARIS-Geraden aufweisen als die vorliegend bestimmten Parameter. Zudem ist an seinen Datensätze zu erkennen, dass der Threshold-Wert über  $12\text{ MPa}\sqrt{m}$  liegt. Damit decken sie



**Abbildung 13.5:** Vergleich der PARIS-Geraden bei der Anwendung verschiedener Rissfortschrittsparameter

den unteren Bereich der Grenzgeraden aus [DIN EN 13674-1:2011] nur teilweise ab. Solch hohe Threshold-Werte sind bei einem verhältnismäßig spröden Stahl wie dem Schienenstahl nicht zu erwarten. Möglicherweise wurden sie dadurch hervorgerufen, dass [TABATABAEI, 2014] nicht die vollständige Rissfortschrittskurve darstellt, oder die Abweichungen resultieren aus der gewählten Probengeometrie. Die in seiner Untersuchung verwendeten Proben sind mit einer Höhe von 50 mm so hoch, dass sie weit in den Schienensteg hineinreichen. Der eingebrachte Kerb ist mit 18 mm so tief, dass er aus dem in den vorliegenden Untersuchungen beprobten Bereich herausragt. Somit sind die Versuchsergebnisse der beiden Arbeiten nicht zwingend vergleichbar.

### 13.3.4 Unterer Grenzwert des Spannungsintensitätsfaktors

Die K-decreasing-Methode wurde konzipiert, um den unteren Schwellwert des Spannungsintensitätsfaktors  $K_{th}$  zu bestimmen, indem die Prüfkräfte immer weiter reduziert werden, bis das Risswachstum anhält. In den hier vorgestellten Versuchen war es technisch nicht möglich, die Kraft der Maschine weit genug abzusenken, um ein Rissanhalten hervorzurufen. Die Abbildungen in Anhang C.1 zeigen für einige R-Verhältnisse ein gebremstes Risswachstum im Threshold-Bereich (z. B. bei R260A Mitte mit  $R = 0,5$ ). Bei anderen Proben ist dieses Verhalten

bei den getesteten Kräften nicht zu erkennen. Laut [ROMANO et al., 2016] ist es sehr wahrscheinlich, dass im Gleisbett aufgrund der feuchten Umgebung auch bei sehr kleinen Werten von  $\Delta K$  ein Risswachstum auftritt, weshalb ein sehr kleiner Wert für  $\Delta K_{th}$  gewählt werden sollte. Im vorliegenden Fall kam daher ein Wert von  $\Delta K_{th} = 4MPa\sqrt{m}$  in den Simulationen zum Einsatz. Der von [RICHARD und SANDER, 2009] vorgeschlagene Ansatz eines vom R-Verhältnis abhängigen Thresholdwertes wurde hingegen nicht berücksichtigt.

### 13.3.5 Fazit

Im Rahmen der Qualitätssicherung nennt [DIN EN 13674-1:2011] in Tabelle 3 maximale Rissfortschrittsgeschwindigkeiten, die nicht überschritten werden dürfen. Diese Werte reichen von 10 bis  $13,5MPa\sqrt{m}$ . Abbildung 13.5 zeigt in Grau die Schar der für diese Arbeit bestimmten Rissfortschrittsgesetze, wie sie auch in Abbildung 13.4 zu sehen ist. Als grüne Linie wurde die Grenzlinie aus [DIN EN 13674-1:2011] in die Grafik eingefügt. Wie deutlich zu sehen ist, erfüllen alle untersuchten Stähle die Anforderung der Norm gemäß dem von [DIN EN 13674-1:2011] definierten Bereich.

Ein genauer Blick auf Abbildung 13.4 macht deutlich, dass die Grenzlinie von [DIN EN 13674-1:2011] genau in den Bereich fällt, in dem die Geraden am nächsten beieinander liegen. In ihm kann der Riss gut beobachtet werden, da hier noch moderate Rissfortschrittsgeschwindigkeiten bei recht großen Risstiefen auftreten.

Auch der Vergleich mit der vorliegenden Literatur hat gezeigt, dass die in den eigenen Versuchen ermittelten Werte im Bereich der zu erwartenden Rissfortschrittsgeschwindigkeiten liegen. Tabelle 13.1 zeigt daher die Rissfortschrittsgeschwindigkeiten getrennt nach Stahlsorte und Entnahmeort für die drei getesteten R-Verhältnisse. Bei der Verwendung der Daten ist zu beachten, dass nur die Steigung der PARIS-Geraden  $m$  einheitenlos auftritt.  $C$  ist einheitenbehaftet und wird daher sowohl für die Verwendung in Berechnungen mit  $MPa\sqrt{m}$  als auch für Berechnungen mit  $MPa\sqrt{mm}$  angegeben.

**Tabelle 13.1:** Ergebnisse der Rissfortschrittsversuche

Stahlsorte	R-Verhältnis im Versuch	$C [(m/Lsp.) \cdot (N/m^{3/2})^{-m}]$	$C [(mm/Lsp.) \cdot (N/mm^{3/2})^{-m}]$	m [-]
R260A Mitte	0,2	$1,333 \cdot 10^{-12}$	$5,493 \cdot 10^{-15}$	3,59
R260A Mitte	0,5	$4,723 \cdot 10^{-12}$	$9,868 \cdot 10^{-14}$	3,12
R260A Mitte	0,7	$1,681 \cdot 10^{-11}$	$2,790 \cdot 10^{-12}$	2,52
R260A Rand	0,2	$3,705 \cdot 10^{-12}$	$7,224 \cdot 10^{-14}$	3,14
R260A Rand	0,5	$2,094 \cdot 10^{-11}$	$3,990 \cdot 10^{-12}$	2,48
R260A Rand	0,7	$5,796 \cdot 10^{-11}$	$8,475 \cdot 10^{-11}$	1,89
R350 Mitte	0,2	$2,956 \cdot 10^{-12}$	$3,679 \cdot 10^{-14}$	3,27
R350 Mitte	0,5	$4,241 \cdot 10^{-12}$	$6,273 \cdot 10^{-14}$	3,22
R350 Mitte	0,7	$9,335 \cdot 10^{-12}$	$5,130 \cdot 10^{-13}$	2,84
R350 Rand	0,2	$3,026 \cdot 10^{-12}$	$4,324 \cdot 10^{-14}$	3,23
R350 Rand	0,5	$1,460 \cdot 10^{-11}$	$1,547 \cdot 10^{-12}$	2,65
R350 Rand	0,7	$2,159 \cdot 10^{-11}$	$5,423 \cdot 10^{-12}$	2,4
R260B Mitte	0,2	$1,597 \cdot 10^{-12}$	$7,822 \cdot 10^{-15}$	3,54
R260B Mitte	0,5	$8,163 \cdot 10^{-12}$	$2,863 \cdot 10^{-13}$	2,97
R260B Mitte	0,7	$2,405 \cdot 10^{-11}$	$5,262 \cdot 10^{-12}$	2,44
R260B Rand	0,2	$2,871 \cdot 10^{-12}$	$4,102 \cdot 10^{-14}$	3,23
R260B Rand	0,5	$1,846 \cdot 10^{-11}$	$2,490 \cdot 10^{-12}$	2,58
R260B Rand	0,7	$4,149 \cdot 10^{-11}$	$2,558 \cdot 10^{-11}$	2,14



---

## **Teil III**

**Erstellen des Rissmodells für Mitten- und  
Randrisse im Schienenfuß und  
Nachrechnen von Großversuchen**

---

## 14 Grundsätzliches

In diesem Teil der Arbeit wird die Erstellung eines bruchmechanischen Modells des Schienenfußes beschrieben. Abschnitt 8 befasste sich mit den analytischen Lösungen, die zur Modellierung der Risse verwendet werden. Dabei wurde auch das grundsätzliche Vorgehen bei der Modellierung von Rissen auf der Basis von Bauteilversuchen näher erläutert. Unter Verwendung der so gewonnenen Informationen beschreibt der vorliegende Teil der Arbeit Großversuche des Lehrstuhls und Prüfamtes für Verkehrswegebau. Bei diesen Versuchen wurden in Dauerschwingversuchen maximal erreichbare Risstiefen ermittelt. Die Daten können als Grundlage für die Modellierung von Eisenbahnschienenfüßen dienen. Die Versuche erfolgten im Rahmen des Forschungsprojektes IGF-Projekt Nr. 18094 N „Ermüdungsnachweis von Schienen auf Basis bruchmechanischer Kriterien“ und wurden in [PESEL, MENSINGER, SIMON et al., o.D.] veröffentlicht. Aus den allgemeinen Rissmodellen und den Eingangsdaten der Versuche wird ein Modell des Schienenfußes für einen Riss in der Schienenfußmitte abgeleitet. Anhand von Simulationsrechnungen lässt sich zeigen, wie gut das Rissmodell und die in Abschnitt 13 ermittelten Werte für das Rissfortschrittsgesetz zu den Ergebnissen der Großversuche passen.

Es gibt bereits verschiedene Veröffentlichungen zu Simulationen von Rissen im Schienenfuß. Allerdings wurden die Modelle nicht an realen Bauteilen verifiziert. Zudem sind in keiner der Veröffentlichungen Materialkennwerte aus dem Schienenfuß angegeben, sodass eine realistische Beschreibung der Gegebenheiten im Schienenfuß nicht möglich war. Dessen ungeachtet seien die drei wichtigsten Veröffentlichungen, die sich unter anderem mit Rissen im Schienenfuß beschäftigen, im Folgenden genannt:

- [DE IORIO et al., 2012] beschreiben ein Modell, mit dem Risse an der Schienenfußoberseite im Knick zwischen Steg und Fuß beschrieben werden können. Das Modell wurde mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode (FEM) entwickelt.
- [ROMANO et al., 2016] haben Simulationsrechnungen im Bereich des Schienenfußes durchgeführt, bei denen Risse in der Schienenfußmitte direkt neben Schienenschweißungen betrachtet wurden. Als Modell des Schienenfußes verwenden sie ein Plattenmodell von Newman und vergleichen entsprechende Berechnungen mit den FEM-Berechnungen.
- [JÖRG, 2010] untersucht unter anderem Risse in Schienenfüßen. Dazu verwendet er drei verschiedene Ansätze zur Beschreibung von Mittenrissen in Schienenfüßen und führt

Simulationsrechnungen zu kritischen Risstiefen durch. Allerdings arbeitet er nicht mit spezifisch für den Schienenfuß bestimmten Materialkennwerten.

---

# 15 Ableiten eines Plattenmodells für den Mittenriss

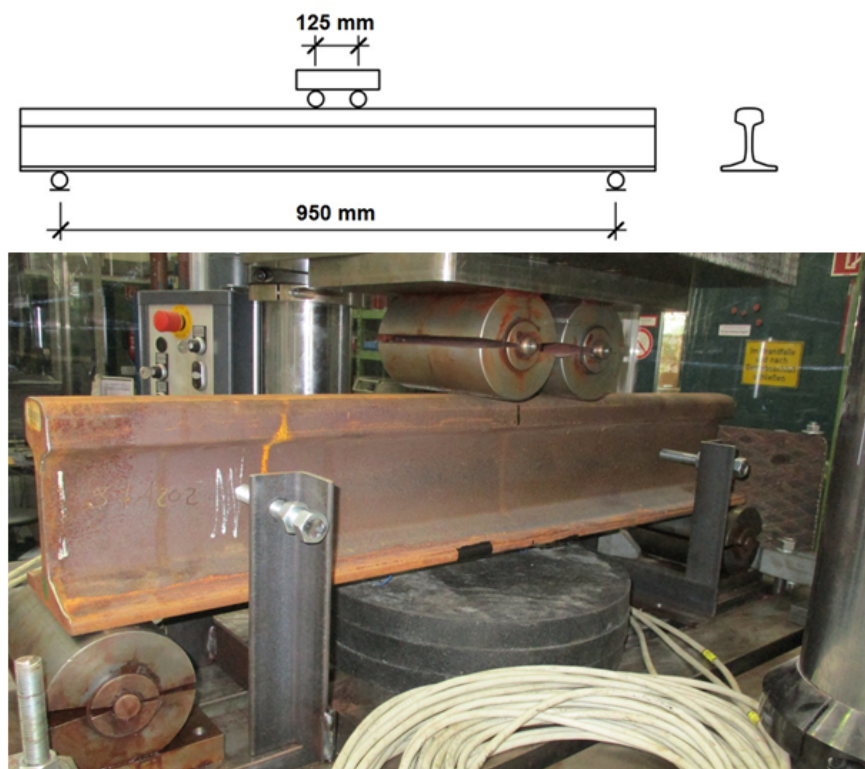
Aufgrund der außergewöhnlichen Geometrie des Schienenfußes ist es nicht möglich, die Geometrie für das Plattenmodell des Mittenrisses direkt von ihr abzuleiten. Vielmehr muss ein Plattenmodell gefunden werden, das in der Lage ist, das Verhalten realer Versuche nachzustellen. Als Plattenmodell wird Modell (b) aus [NEWMAN und RAJU, 1985] (vgl. Abbildung 8.2) verwendet.

In [PELSEL, MENSINGER, SIMON et al., o.D.] werden Dauerschwingversuche beschrieben, die mit gekerbten Eisenbahnschienen durchgeführt wurden. Dabei handelte es sich um 4-Punkt-Biegeversuche (vgl. Abbildung 15.1). Die elliptischen Kerben wurden quer in der Mitte des Schienenfußes eingebracht (Ausrichtung L-S gemäß [ASTM E399-12E2]), um einen definierten Ort des Risswachstums zu generieren, der mit Hilfe von Dehnungsmessstreifen überwacht werden konnte. Es wurden Schienenproben der Schienenstahlorten R260A, R260B und R350 bei unterschiedlichen lastinduzierten R-Verhältnissen  $R^L$  geschwungen.

Mit Hilfe von neben dem Kerb angebrachten Dehnungsmessstreifen war es möglich, über den gemessenen Dehnungsabfall auf den Beginn des Risswachstums zu schließen. Aus dieser Information und der Gesamtzyklenzahl des Risswachstums konnte die Anzahl der Lastspiele mit Risswachstum  $N$  berechnet werden. Die Risstiefe und -breite ließen sich erst nach dem Brechen der Probekörper auswerten. Die aus [PELSEL, MENSINGER, SIMON et al., o.D.] entnommenen Informationen sind in Anhang D dargestellt.

Im Folgenden wird das Ableiten eines Plattenmodells für einen Mittenriss erläutert. Zunächst stellt sich die Frage nach den Werten, anhand derer das Plattenmodell an die Realität angepasst werden soll. Im vorliegenden Fall ist die vergleichbare Größe der Spannungsintensitätsfaktor  $K$  an der Risspitze der Proben zum Zeitpunkt des Bruches. Da es sich bei den Großversuchen um geschwungene Proben handelt, liegt es nahe, die Versuchsergebnisse  $K_{max}$  aus den Kleinversuchen (vgl. Abschnitt 12.3.4) als in der Modellierung zu erreichende Spannungsintensitätsfaktoren anzunehmen. In Abbildung 15.3 sind diese Grenzen als horizontale Linien gekennzeichnet. Die obere Linie gibt den maximalen, die untere Linie den minimalen bei einem bestimmten R-Verhältnis erreichten Wert von  $K_{max}$  an.

Als Eingangsparameter für den Riss im Modell werden die Rissabmessungen aus Anhang D angesetzt. Damit sind die Werte für die Risstiefe  $a$  und für die Rissbreite  $2c$  für die Modellierung



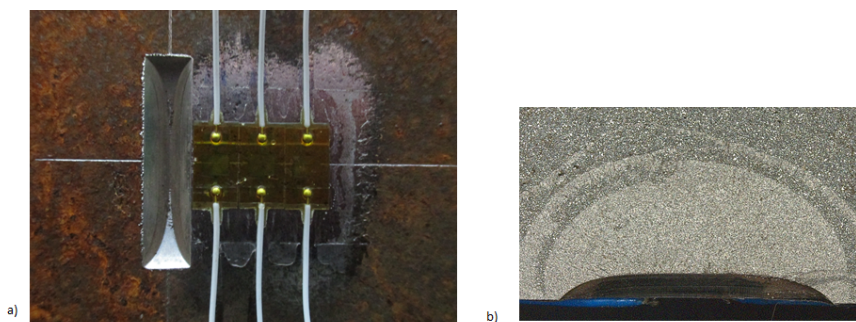
**Abbildung 15.1:** Schemazeichnung und Foto der Großversuche aus [Pessel, Mensinger, Simon et al., o.D.]

fest vorgegeben (vgl. Abbildung 8.2). Im Modell müssen stets zwei Punkte des Risses untersucht werden: der Punkt am Plattenrand (Winkel  $0^\circ$ ) und der tiefste Punkt des Risses (Winkel  $90^\circ$ ). Der jeweils größere der beiden errechneten Spannungsintensitätsfaktoren ergibt einen Punkt im Diagramm.

Neben der auf die Probe aufbrachten Belastung sind die angesetzten Eigenspannungen ein Faktor, mit dem die Bestimmung des Modells beeinflusst werden kann. Abbildung 15.3 zeigt für drei Proben, welchen Einfluss eine Variation der Eigenspannungen auf das Ergebnis hat (dreieckige Datenpunkte, hellgrün). Sie lässt gut erkennen, dass die Variation der Eigenspannungen zwischen ihrem Maximal- und Minimalwert aus Tabelle 4.1 einen kleineren Einfluss auf das Endergebnis hat als eine Variation der Modelldicke. Daher wird für die Bestimmung des Modells der Mittelwert der Eigenspannung angesetzt.

Als geometrische Modellparameter können die Modelldicke  $t$  und die halbe Modellbreite  $b$  variiert werden.

Der Einfluss der halben Modellbreite  $b$  ist in Abbildung 15.3 dargestellt. Rote Datenpunkte mit gestrichelter Verbindung entsprechen den Nachrechnungen von Probe 1 in der Versuchsreihe R260B  $R^L = 0,2$ . Es wurden drei verschiedene Modellbreiten ausgewählt. Die Datenpunkte



**Abbildung 15.2:** a) Mit DMS instrumentierter gefräster Kerb; b) gefräster Kerb mit Ermüdungsriss; beide aus [Pessel, Mensinger, Simon et al., o.D.]

liegen bei geringen Modelldicken ( $t = 10\text{mm}$ ) weiter auseinander als bei größeren Modelldicken. Bei einer Modelldicke von  $45\text{mm}$  macht es keinen Unterschied mehr, welche Modellbreite man wählt. Für die weiteren Untersuchungen wird die größte untersuchte halbe Modellbreite  $b = 35\text{mm}$  verwendet.

Den größten Einfluss auf das Endergebnis hat die Wahl der Modelldicke  $t$ . Abbildung 15.3 zeigt, dass es je nach Risstiefe  $a$  Modelldicken gibt, die von dem in [NEWMAN und RAJU, 1985] dargestellten Modell nicht abgedeckt werden, weil die Risstiefen im Versuch zu groß waren. Für die Nachrechnung der Versuchsreihe mit  $R^L = 0,35$  (lila) kann z. B. aufgrund der im Versuch erreichten Risstiefe kein Modell mit  $t = 10\text{mm}$  verwendet werden. Um möglichst alle im Großversuche ermittelten Risstiefen darstellen zu können, muss also ein  $t$  gefunden werden, das alle Rissgeometrien abdeckt. Es fällt weiterhin auf, dass die Spannungsintensitätsfaktoren bei sehr dünnen Modellen sehr hoch sind und erst bei dickeren Modellen konvergieren. Abbildung 15.3 zeigt am Beispiel der Datenpunkte der Versuchsreihe mit  $R^L = 0,35$ , dass sich durch Erhöhen der Modelldicke der Spannungsintensitätsfaktor  $K$  so weit reduzieren lässt, dass  $K_{Modell}$  im Streubereich der statisch bestimmten Spannungsintensitätsfaktoren liegt. Das Ziel, die Nachrechnung der Großversuche und die Ergebnisse der Kleinversuche miteinander in Einklang zu bringen, ist somit erreicht.

Die Grafiken zur Nachrechnung der anderen Großversuche finden sich in Anhang D.2. Ihnen ist zu entnehmen, dass die Geometrie  $t = 45\text{mm}$  und  $b = 35\text{mm}$  bei allen nachzurechnenden Versuchen anwendbar ist. Bei keinem stößt die im Versuch erreichte Risstiefe an die Anwendungsgrenzen des Modells. Die simulierten Spannungsintensitätsfaktoren beim Bruch liegen in den Streubändern der im Kleinversuch ermittelten Werte.

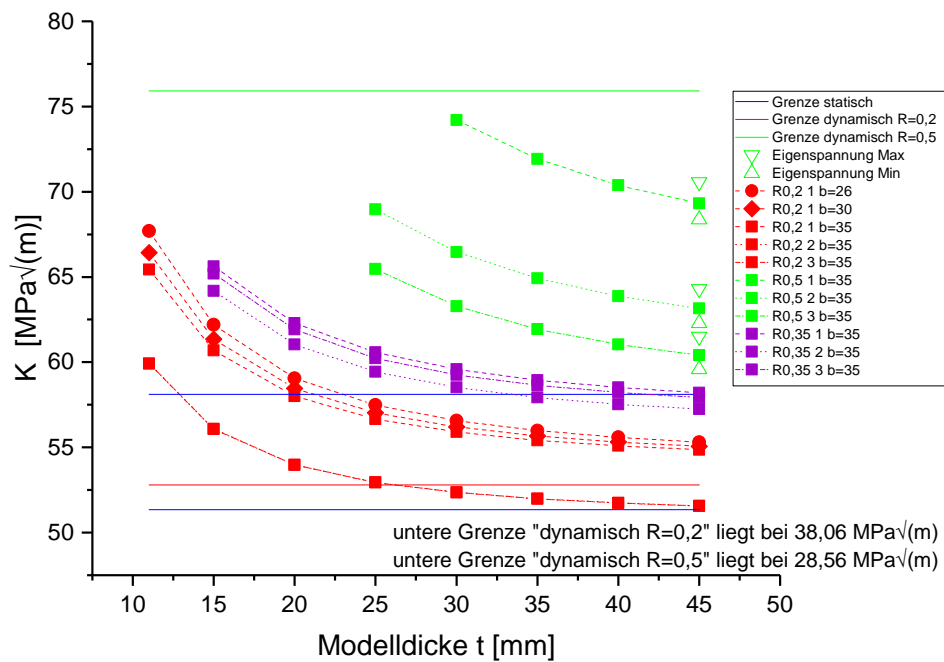


Abbildung 15.3: Bestimmung Plattenmodell R260B

---

# 16 Ableiten eines Plattenmodells für den Randriss

Für den Riss am Schienenfußrand lässt sich leichter ein geeignetes Plattenmodell finden als für den Mittenriss, da die Schienenfußgeometrie im Randbereich eher einem Plattenquerschnitt ähnelt als in der Schienenfußmitte. Für den Riss am Schienenfußrand wird Modell (c) nach Abbildung 8.2 ausgewählt. Für die Abmessungen des Modells können die tatsächlichen Abmessungen des Schienenfußes gewählt werden: Die Modelldicke  $t$  entspricht mit  $t = 11,5\text{mm}$  der tatsächlichen Schienenfußdicke. Die Modellbreite  $b$  wird mit der halben Schienenfußbreite  $b = 75\text{mm}$  angenommen.

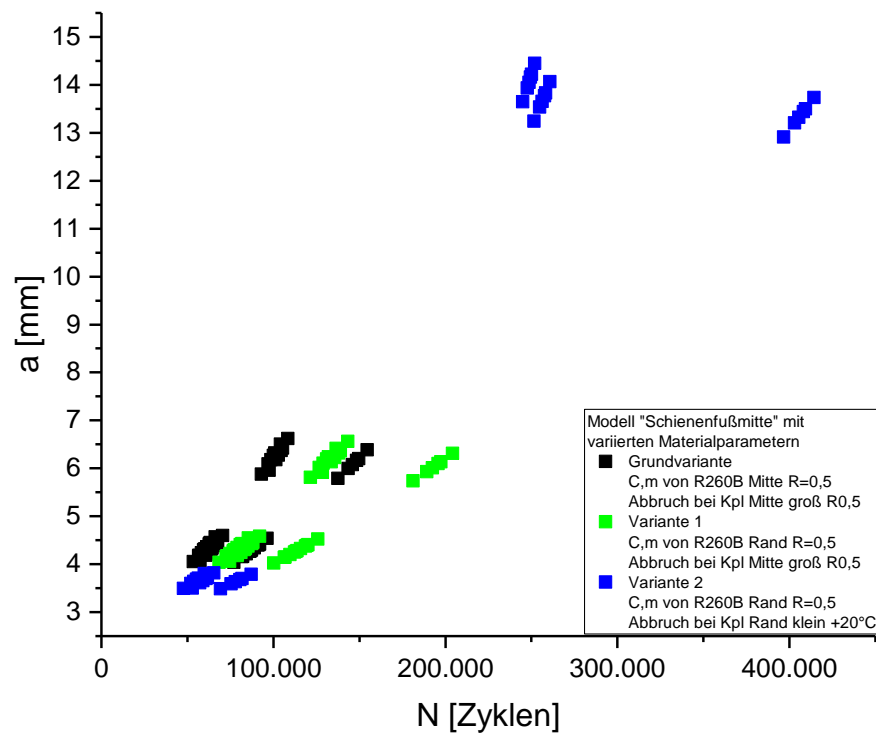
Es liegen keine Versuchsergebnisse von Großversuchen vor, bei denen Schienen auf ihre Anfälligkeit für Risse am Schienenfußrand untersucht wurden. Daher entfällt im vorliegenden Kapitel die Versuchsnachrechnung. Dennoch soll in Modellrechnungen gezeigt werden, wie sich das Verhalten eines simulierten Risses beim Übergang vom Modell des Mittenrisses zu dem des Randrisses ändert. Hierfür wird ein Plattenmodell der oben genannten Abmessungen mit einem Anfangsriss  $a = 2,5\text{mm}$  und  $c = 12,5\text{mm}$  mit den gleichen Einwirkungen beaufschlagt wie ein in Abschnitt 17 verwendetes Modell des Mittenrisses.

Als Grundlage der Untersuchung dient die in Abbildung 17.1 dargestellte Nachrechnung der Großversuche der Stahlsorte R260B. Der Übersichtlichkeit halber wird nur eine der simulierten Nachrechnungen zu Vergleichszwecken herangezogen: die der Großversuche mit  $R^L = 0,5$  und den maximal aufnehmbaren Spannungsintensitätsfaktoren der Versuchsreihe „Kpl Mitte groß +20 °C“. Die Ergebnisse dieser Nachrechnung sind in Abbildung 17.1 und in den folgenden Abbildungen als gefüllte schwarze Quadrate dargestellt.

In Abbildung 16.1 finden sich zusätzlich zu der in schwarz dargestellten Referenzsimulation die Ergebnisse von zwei weitere Simulationen. Sie sollen deutlich machen, welchen Einfluss der Übergang von Materialparametern aus der Schienenfußmitte zu solchen aus dem Schienenfußrand hat.

Hierfür wurden an dem Schienenfußmodell der Schienenfußmitte zunächst Simulationen durchgeführt, bei denen nur die Rissfortschrittsparameter  $C$  und  $m$  auf die Werte des Schienenfußrandes umgestellt wurden, um den Einfluss eines Materialwechsels bei gleichbleibendem Modell aufzuzeigen. Die Ergebnisse dieser Simulationen sind in Abbildung 16.1 grün dargestellt.



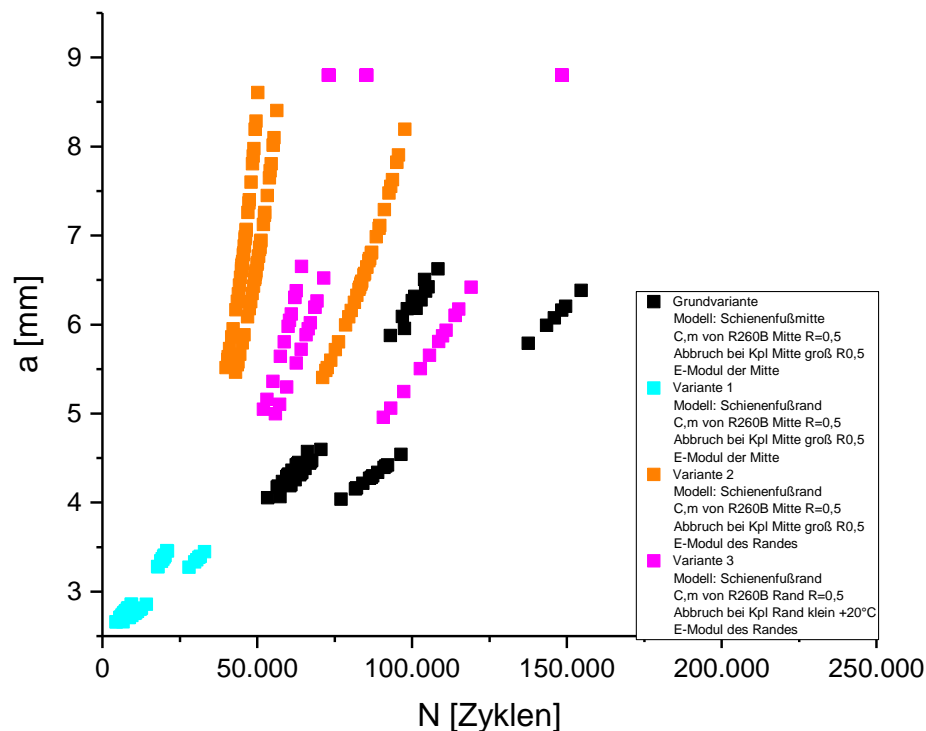


**Abbildung 16.1:** Auswirkungen des Materialwechsels zwischen Simulationen der Stahlsorte R260B

Die Rissfortschrittsgesetze des Schienenfußrandes führen erkennbar zu einem langsameren Risswachstum als die der Schienenfußmitte.

Eine weitere Änderung der erwarteten Lebensdauer wird durch die Anpassung der maximal aufnehmbaren Spannungsintensitätsfaktoren an der Risspitze erreicht. Hier traten bei der gezeigten Schienenstahlsorte große Streuungen in den Einzelwerten auf, sodass einerseits sehr kurze und andererseits sehr lange Lebensdauern vorhergesagt werden können, die zudem weit über den für die Schienenfußmitte vorhergesagten liegen (vgl. Abbildung 17.1; in den folgenden Nachrechnungen wird für den Schienenfußrand die Versuchsreihe „Kpl Rand klein +20 °C“ für Werte des maximal aufnehmbaren Spannungsintensitätsfaktors herangezogen). In Abbildung 16.1 sind diese Simulationsergebnisse als blaue Rechtecke zu sehen.

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass der Stahl des Schienenfußrandes duktiler ist als jener der Schienenfußmitte. Die Rissfortschrittsparameter beschreiben bei ihm ein langsames Risswachstum als bei den Stählen der Schienenfußmitte.

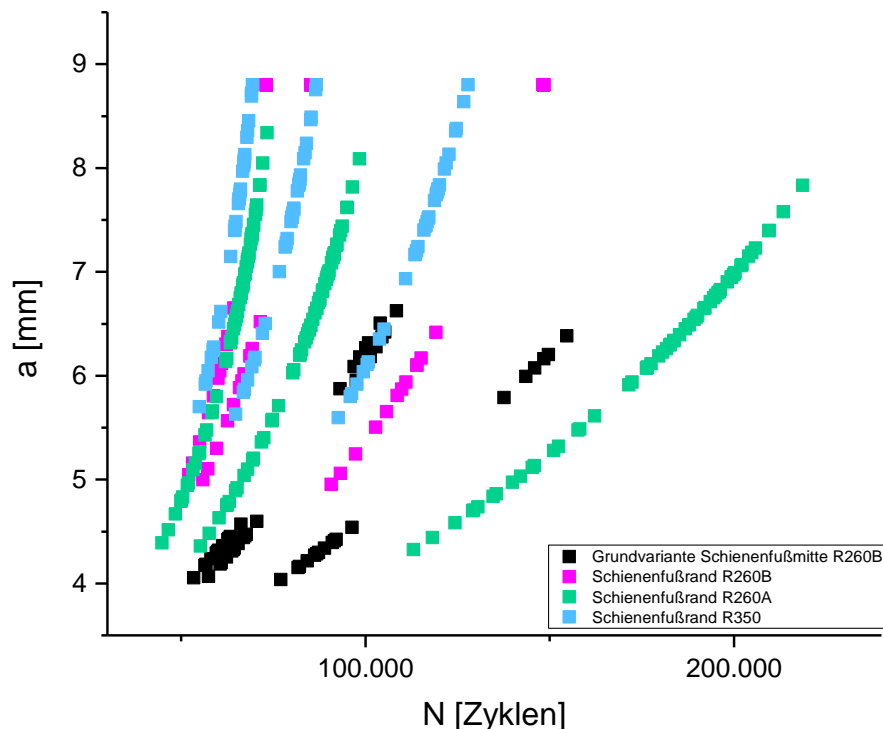


**Abbildung 16.2:** Auswirkungen des Modellwechsels zwischen Simulationen der Stahlsorte R260B

Zur Beschreibung des Modellwechsels von der Schienenfußmitte zum Schienenfußrand wurden Simulationsrechnungen durchgeführt, die in Abbildung 16.2 erfasst sind. In Schwarz sind wieder die Ergebnisse der Vergleichssimulation dargestellt.

Zuerst wurde ein Modell des Schienenfußrandes mit den Lasten und Eigenspannungen der Simulation der Schienenfußmitte beaufschlagt. Die Ergebnisse dieser ersten Randsimulation sind in Abbildung 16.2 in Türkis dargestellt. Man kann gut erkennen, dass die Lebensdauer und die erreichbare Risstiefe stark reduziert werden. Die zweite Simulation mit den orangenen Ergebnissen gibt einen Hinweis darauf, warum die Randsimulation mit den Eigenspannungen und Lasten der Schienenfußmitte zu deutlich geringeren Lebensdauern führt. Nach einer Reduzierung der Eigenspannungen auf die Werte, die am Schienenfußrand angetroffen werden, steigen die Lebensdauer und die erreichte Risstiefe in den Simulationen deutlich an. Offensichtlich sind die hohen Zugeigenspannungen der Schienenfußmitte in der türkis dargestellten Simulation versagensauslösend, da das schmale Ligament des Modells des Schienenfußrandes diese hohen Spannungen nicht aufnehmen kann. Die Druckeigenspannungen, die normalerweise am Schienenfußrand vorherrschen, senken das allgemeine Spannungsniveau und erhöhen somit die mögliche Risstiefe und die zu erwartende Lebensdauer.

Passt man die Simulationsparameter den tatsächlich im Schienenfuß anzutreffenden Eigen-  
spannungen, Rissfortschrittsgesetze und maximal aufnehmbaren Spannungsintensitätsfaktoren  
an, ist zu erkennen, dass die zu erwartenden Risstiefen und Lebensdauern im Bereich jener  
Werte liegen, die in der Schienenfußmitte zu erwarten sind, auch wenn der Schienenfußrand  
wesentlich dünner ist als die Schienenfußmitte.



**Abbildung 16.3:** Vergleich der Simulationen eines Randrisses bei verschiedenen Stahlsorten

Abbildung 16.3 zeigt die Simulation des Randrisses mit den drei hier betrachteten Stahlsorten R260A, R260B und R350 mit ihren jeweiligen Materialparametern und der Lastkombination der Großversuche für  $R^L = 0,5$ . Zum Vergleich wird wieder die Simulation des Mittenrisses in Schwarz dargestellt. Offensichtlich lassen sich mit den Rissfortschrittsgesetzen der verschiedenen Stähle sehr ähnliche Lebensdauern und Risstiefen erreichen. Nur bei der Simulation mit dem Stahl der Stahlorte R260A ist eine merkliche Verlängerung der Lebensdauer beim Ansetzen des Rissfortschrittsgesetzes für  $R = 0,7$  zu erkennen.

Es fällt auf, dass die simulierten Risse bis zu einer Risstiefe  $a = 9$  mm wachsen können, ohne dass das Modell aufgrund der geringen Ligamenthöhe über dem tiefsten Punkt des Risses versagt. Hier zeigt sich, dass sich die Spannungen um den Riss herum lagern können und sich nicht nur „vor“ dem Riss ansammeln.

# 17 Nachrechnungen der Großversuche

In Abschnitt 15 wurden Großversuche beschrieben, die die Lebensdauer von gekerbten Eisenbahnschienen unter schwingender Last untersuchten. Die folgenden Abschnitte zeigen, in welchem Streubereich sich die Ergebnisse von Nachrechnungen von Großversuchen bewegen. Hierbei werden die Streuungen aus Eigenspannungen, die variierenden kritischen Spannungsfaktoren und sich unterscheidende Rissfortschrittsgesetze in die Betrachtungen mit einbezogen. Abschnitt 18 stellt die Erkenntnisse der Nachrechnungen zusammen und gibt geeignete Parameterkombinationen von Rissfortschrittsgesetz und kritischem Spannungsfaktor für weitere Simulationen an. Grundlegende Informationen zur Interpretation der Darstellungen der Nachrechnungen sind Abschnitt 9 zu entnehmen.

## 17.1 Nachrechnung der Großversuche zur Stahlsorte R260

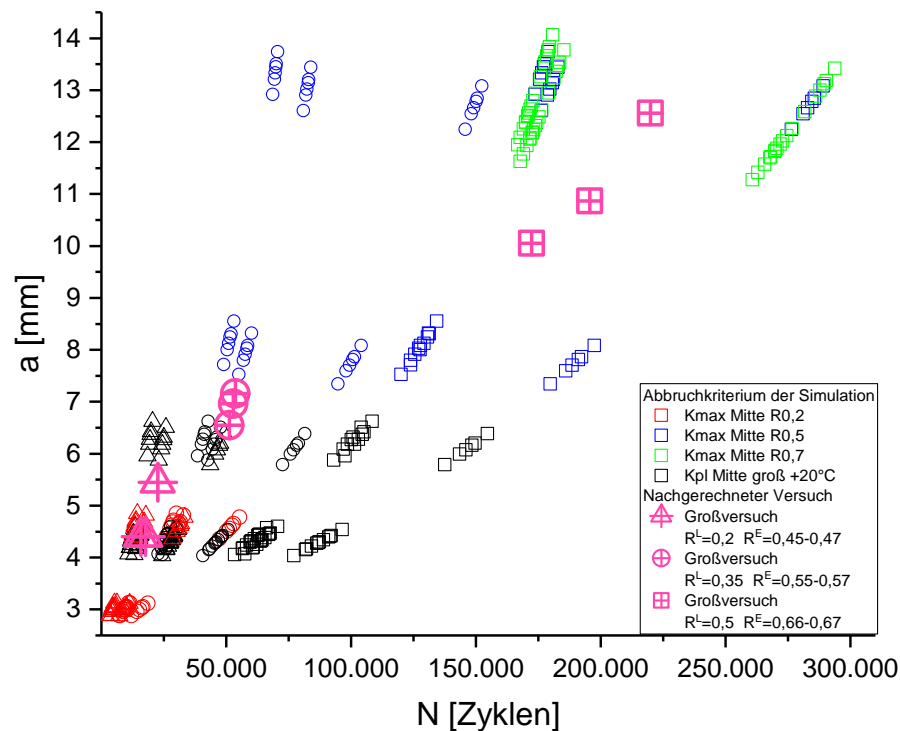


Abbildung 17.1: Ergebnisse der Nachrechnung der Großversuche zu R260B

Abbildung 17.1 zeigt die Ergebnisse einer Nachrechnung der Großversuche der Schienensorte R260B. Zunächst wurden die Versuchsergebnisse der Großversuche in der Abbildung eingetragen. Die Ergebnisse der Versuche mit einem Last-R-Verhältnis von  $R^L = 0,2$  sind als magentafarbene Dreiecke dargestellt. Die Datenpunkte für  $R^L = 0,35$  sind als Kreise und die für  $R^L = 0,5$  als Quadrate eingezeichnet. Es ist gut zu erkennen, dass bei größeren R-Verhältnissen längere Lebensdauern und größere Risstiefen erreicht wurden als beim Ansatz kleiner R-Verhältnisse. Das überrascht insofern, als die Mittelspannung bei großen R-Verhältnissen höher (und damit vermeintlich schädigender) ist als bei kleinen R-Verhältnissen. Bei den Versuchen mit einem R-Verhältnis  $R^L = 0,5$  betrug die Mittelspannung  $\sigma_m = 225MPa$ , bei  $R^L = 0,2$  nur  $\sigma_m = 180MPa$ . Die Beobachtung, dass das R-Verhältnis eher für das Ergebnis eines Versuches ausschlaggebend ist als die Mittelspannung, deckt sich mit den Erkenntnissen aus Abschnitt 13.3.

Als zusätzliche Information wird in der Legende von Abbildung 17.1 nicht nur das  $R^L$  der Versuche angegeben, sondern auch das die Eigenspannungen berücksichtigende R-Verhältnis  $R^E$ . Dabei lässt sich nur ein Bereich angeben, da die Eigenspannungen im Schienenfuß Streuungen unterworfen sind (vgl. Abschnitt 4).

Die Simulationsergebnisse wurden als Punkte in die Abbildung eingetragen. Die Formen orientieren sich hierbei am R-Verhältnis des Versuches, der nachgerechnet wurde. Die Farben der Punkte entsprechen dem kritischen Spannungsintensitätsfaktor  $K_c$ , der für die Simulation angenommen wurde: Schwarz steht für  $K_c$ -Werte aus statischen Versuchen, die bunten Werte wurden aus den kritischen Spannungsintensitätsfaktoren der geschwungenen Kleinversuche gewonnen.

Abbildung 17.1 macht deutlich, dass die Ergebnisse der Simulationen zur Nachrechnung der Großversuche der Stahlsorte R260B hinsichtlich der Risstiefen und der erreichten Lebensdauer im Bereich der realen Versuche liegen. Allerdings ist auch ersichtlich, dass nicht alle Versuchsergebnisse mit ein und demselben Rissfortschrittsgesetz reproduziert werden können.

Gemäß Abbildung 17.1 beträgt bei den Versuchen mit  $R^L = 0,2$  und  $R^L = 0,35$  das die Eigenspannungen berücksichtigende R-Verhältnis  $R^E$  ungefähr 0,5. Beide Versuchsreihen lassen sich gut mit dem Rissfortschrittsgesetz von  $R = 0,5$  nachrechnen. Es fällt jedoch auf, dass die Großversuche mit  $R^L = 0,2$  gut zum Abbruchkriterium der maximalen Spannungsintensitätsfaktoren aus den statischen Versuchen (Dreieck, schwarz) passen, die Versuche mit  $R^L = 0,35$  hingegen besser zum Abbruchkriterium der dynamischen, mit  $R = 0,5$  geschwungenen Kleinversuche (Kreis, blau).

Die Großversuche, die mit  $R^L = 0,5$  geschwungen wurden, weisen ein  $R^E$  zwischen 0,66 und 0,67 auf. Demnach müsste eine Nachrechnung mit dem Rissfortschrittsgesetz von  $R = 0,7$  diese Versuche am besten nachbilden können. Tatsächlich zeigt sich aber in Abbildung 17.1, dass man in diesem Fall die Lebensdauer der Großversuche überschätzen würde. Das Rissfortschrittsgesetz für  $R = 0,5$  passt besser zu den Ergebnissen der Großversuche. Als Abbruchkriterium für diese Simulationen würden sich der höhere Bereich der dynamisch mit  $R = 0,5$  bestimmten maximalen Spannungsintensitätsfaktoren (Quadrat, blau) oder die mit  $R = 0,7$  bestimmten maximalen Spannungsintensitätsfaktoren eignen (Quadrat, hellgrün).

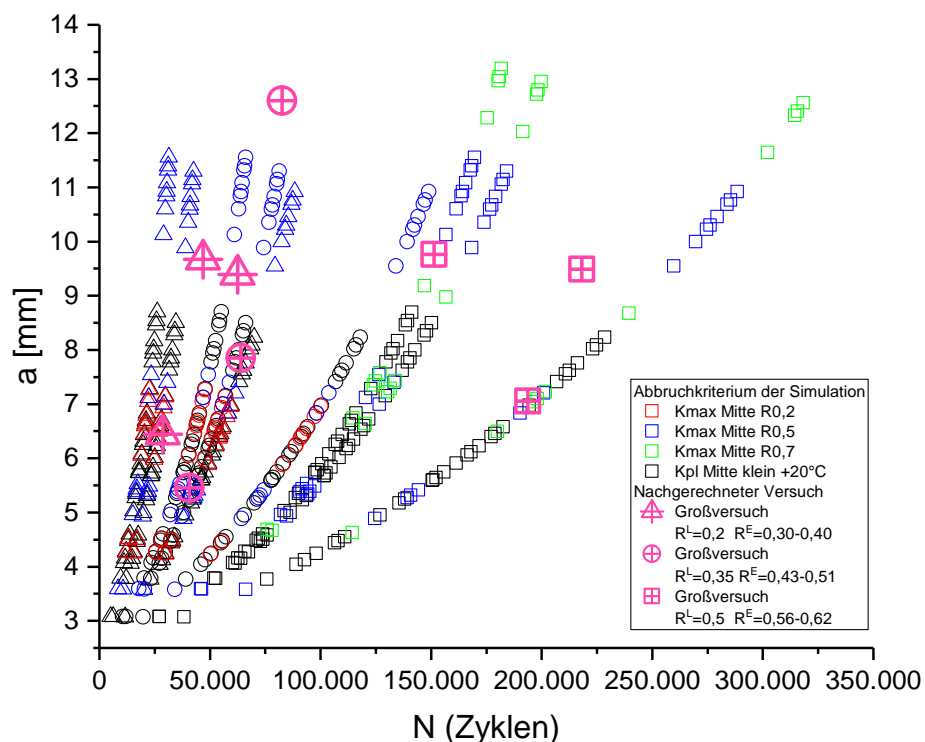


Abbildung 17.2: Ergebnisse der Nachrechnung der Großversuche zu R260A

Abbildung 17.2 zeigt die Nachrechnung der Großversuche, die mit der Schienensorte R260A durchgeführt wurden. Generell fällt auf, dass die Lebensdauer der Großversuche in etwa so groß ist wie bei den Großversuchen mit der Stahlsorte R260B. Allerdings zeigten sich viel größere Risstiefen bei niedrigen R-Verhältnissen als bei der Stahlsorte R260B.

In den Nachrechnungen ist bei den Versuchen der Stahlsorte R260A zudem die Tendenz zu erkennen, dass sich die Versuche am besten mit dem Rissfortschrittsgesetz des R-Verhältnisses  $R = 0,5$  nachvollziehen lassen. Bei den Großversuchen mit  $R^L = 0,5$  gibt es aber auch

Ergebnisse, die eine Nachrechnung mit dem Rissfortschrittsgesetz von  $R = 0,7$  als passend erscheinen lassen.

Betrachtet man den Einfluss der Abbruchkriterien, so fällt auf, dass die große Streuung der kritischen Spannungsintensitätsfaktoren  $K_c$  dazu führt, dass sich die Streubänder der nachgerechneten Versuche überschneiden. Es kann jedoch festgestellt werden, dass die höchsten Lebensdauern, die sich mit den Ergebnissen der statisch bestimmten maximalen Spannungsintensitätsfaktoren (schwarz) berechnen lassen, häufig unter den Lebensdauern der Großversuche liegen. Ebenso zeigt sich, dass die dynamisch bei  $R = 0,7$  ermittelten Werte für  $K_{max}$  (hellgrün) häufig zu zu langen rechnerischen Lebensdauern führen. Als Kompromiss können die Nachrechnungen mit den dynamisch bei  $R = 0,5$  ermittelten Werten für  $K_{max}$  (blau) angesehen werden, bei denen die Großversuche im Streuband der realen Versuche liegen.

Eines der Ziele dieser Arbeit ist es, Materialmodelle für die Beschreibung von Rissen in Eisenbahnschienenfüßen zu liefern. Hierbei ist einerseits eine realistische Darstellung des Rissverhaltens zu gewährleisten. Andererseits muss sichergestellt werden, dass die Berechnungen nicht Ergebnisse liefern, die einen Unsicherheitsfaktor aufweisen, was im vorliegenden Fall einer Vorhersage von zu langen Lebensdauern entsprechen würde. Schließlich ist darauf zu achten, dass die Materialmodelle einfach zu verwenden sind und es nicht zu viele Ausnahmen für bestimmte R-Verhältnisse gibt.

Bei den bisher präsentierten Nachrechnungen der Großversuche der Stahlsorten R260A und R260B hat sich gezeigt, dass sich mit den jeweiligen Rissfortschrittsgesetzen für  $R = 0,5$  die Großversuche gut abbilden lassen. Als Abbruchkriterium eignen sich für die Simulationen die Mittelwerte der dynamisch bei einem R-Verhältnis von  $R = 0,5$  bestimmten maximal aufnehmbaren Spannungsintensitätsfaktoren  $K_{max,Mitte,R=0,5}$ . Abbildung 17.3 zeigt, dass diese Parameterauswahl bei der Stahlsorte R260A gut funktioniert. Die Nachrechnungen liegen immer knapp unter oder inmitten der im Versuch erreichten Werte, eine realistische Nachrechnung der Versuche ist also möglich.

Für die Stahlsorte R260B bewährte sich der gleiche Ansatz zur Auswahl des maximal aufnehmbaren Spannungsintensitätsfaktors nicht. Abbildung B.3 im Anhang gibt zu erkennen, dass die Stichprobe  $K_{max,Mitte,R=0,5}$  zwei sehr hohe Werte und einen Ausreißer nach unten beinhaltet. Bei der Nachrechnung der Großversuche zeigte sich, dass es nicht dem tatsächlichen Werkstoffverhalten entsprach, wenn der Mittelwert der Stichprobe angesetzt wurde. Um dem Verhalten der Proben Rechnung zu tragen, die bei höheren R-Verhältnissen überproportional längere Lebensdauern erreichten, wurden die Werte der Stichprobe  $K_{max,Mitte,R=0,5}$  modifiziert. Für R-Verhältnisse größer oder gleich 0,5 erfolgte die Nachrechnung mit dem Mittelwert der beiden maximalen Werte der Stichprobe. Für die Nachrechnungen der Versuche mit einem

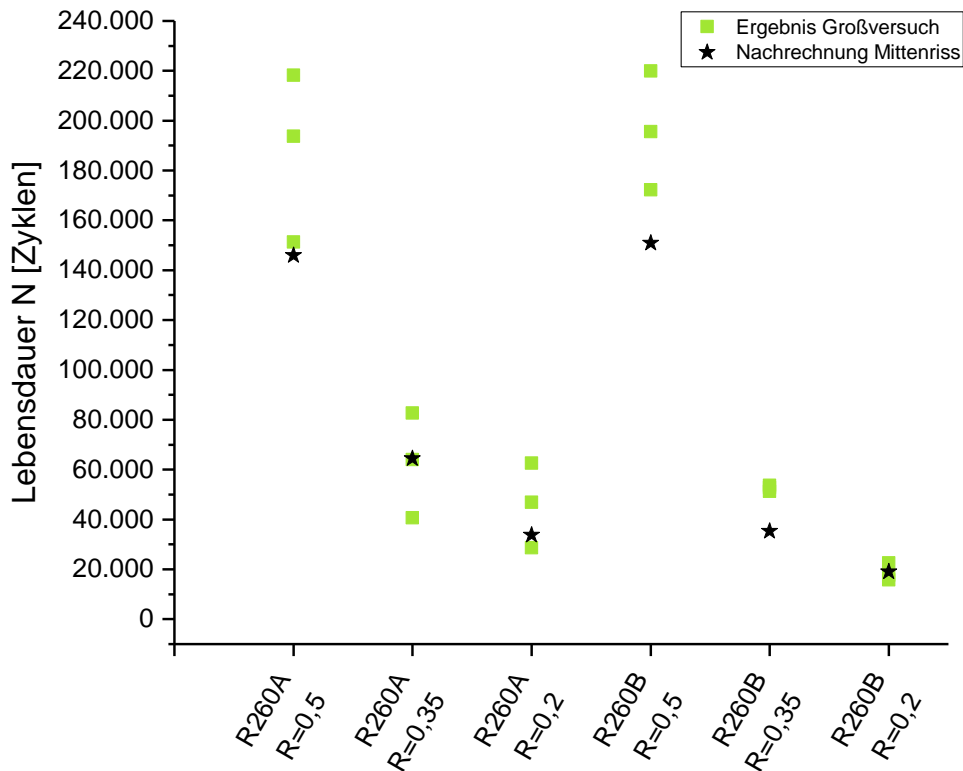


Abbildung 17.3: Nachrechnung der Großversuche

R-Verhältnis kleiner als 0,5 wurde mit dem Mittelwert der gesamten Stichprobe gearbeitet. In Abbildung 17.3 ist zu sehen, dass das Verhalten der Proben auf diese Weise mit einer ausreichenden Sicherheit approximiert werden kann.

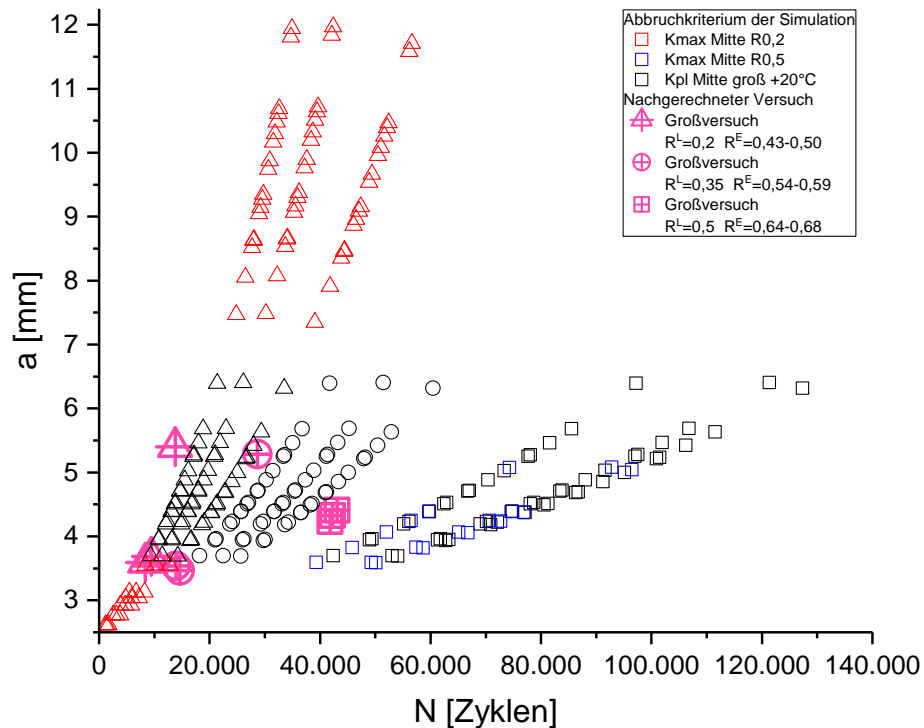
Die Einzelwerte der in den Nachrechnungen herangezogenen Parameter sind Tabelle 17.1 zu entnehmen.



**Tabelle 17.1:** Werte für  $K_c$  und für das Rissfortschrittsgesetz zur Nachrechnung der Großversuche zur Stahlsorte R260

Stahlsorte	Parameter	Datensatz Mitte	Wert Mitte
R260A	$K_c [MPa\sqrt{m}]$	$K_{\max, \text{Mitte}, R=0,5}$	50,88
	$C [(m/Lsp.) \cdot (N/m^{3/2})^{-m}]$	R0,5	$4,723 \cdot 10^{-12}$
	m [-]		3,12
R260B	$K_c [MPa\sqrt{m}]$	$K_{\max, \text{Mitte}, R=0,5}$ ohne Ausreißer, für Simulationen Mitte $R \geq 0,5$	69,34
		$K_{\max, \text{Mitte}, R=0,5}$ alle Werte, für Simulationen Rand und Mitte $R < 0,5$	55,74
	$C [(m/Lsp.) \cdot (N/m^{3/2})^{-m}]$	R0,5	$8,163 \cdot 10^{-12}$
	m [-]		2,97

## 17.2 Nachrechnung der Großversuche zur Stahlsorte R350



**Abbildung 17.4:** Ergebnisse der Nachrechnung der Großversuche zu R350

Abbildung 17.4 stellt die Nachrechnungen der Großversuche der Stahlsorte R350 dar. Es ist zu erkennen, dass in diesen Großversuchen viel kleinere Lebensdauern und viel kleinere Risstiefen erreicht wurden als bei den Proben aus der Stahlsorte R260. So zeigt sich auch

in den Großversuchen der schon vorher festgestellte Trend, dass die veränderte chemische Zusammensetzung und die Wärmebehandlung des Stahls (die sich wiederum in den vorliegenden Eigenspannungen niederschlägt) zu einer Verkürzung der Lebensdauer von angerissenen Proben führen.

Bei den Nachrechnungen wird deutlich, dass die plastischen Reserven der Schienenstähle, die diese in den Kleinversuchen zeigten (Riss schließen), in den Großversuchen nicht abgerufen werden konnten. Die Großversuche ließen sich am treffendsten mit dem Rissfortschrittsgesetz für  $R = 0,2$  nachrechnen. Als Abbruchkriterium kommt nur die Stichprobe  $K_{pl,Mitte,gro\beta,+20^\circ C}$  in Frage. Abbildung 17.5 zeigt, dass mit diesen Parametern die Ergebnisse der Großversuche gut getroffen werden können. In Tabelle 17.2 sind die Zahlenwerte der Parameter für die Nachrechnung angegeben.

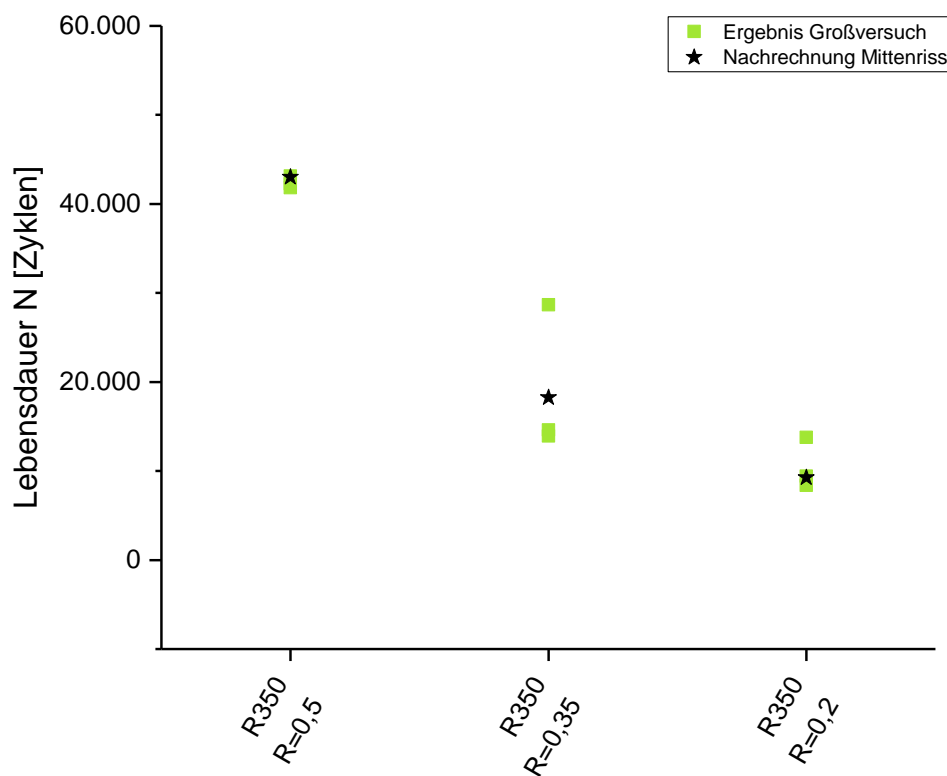


Abbildung 17.5: Nachrechnung der Großversuche

Tabelle 17.2: Werte für  $K_c$  und für das Rissfortschrittsgesetz zur Nachrechnung der Großversuche zur Stahlsorte R350

Stahlsorte	Parameter	Datensatz Mitte	Wert Mitte
R350	$K_c [MPa\sqrt{m}]$	$K_{pl,Rand,klein,+20^\circ C}$	47,36
	$C [(m/Lsp.) \cdot (N/m^{3/2})^{-m}]$	R0,2	$2,956 \cdot 10^{-12}$
	$m [-]$		3,27

---

# 18 Übertragung der Konzepte auf den Schienenfußrand

Ein Ziel und Ansatz dieser Arbeit war es, nicht nur für die Schienenfußmitte, sondern auch für den Schienenfußrand praktikable Ansätze zu liefern, um die Lebensdauer einer Schiene vorhersagen zu können. Es wurde die These aufgestellt, dass sich mittels der Erkenntnisse aus der Schienenfußmitte auch Ansätze für die Simulation von Rissen im Schienenfußrand gewinnen lassen. Demnach ist davon auszugehen, dass die Auswahl der Materialparameter, die für die Schienenfußmitte getroffen wurde, auch für den Schienenfußrand anwendbar ist.

In Tabelle 18.1 werden die nach diesem Schema für Simulationen heranzuziehenden Parameter einander gegenübergestellt. Es zeigt sich wiederum, dass am Schienenfußrand höhere maximal aufnehmbare Spannungsintensitätsfaktoren gelten als in der Schienenfußmitte. Ebenso ist zu sehen, dass am Schienenfußrand geringere Steigungen der PARIS-Parameter zu finden sind als in der Schienenfußmitte.

Abbildung 18.1 zeigt Simulationen von Rissen im Schienenfußrand, die mit den gleichen Belastungen beaufschlagt wurden wie die Simulationen der Schienenfußmitte. Als Risstiefe wurde der gleiche Wert gewählt wie in der Schienenfußmitte (2,5 mm) und als Rissbreite die halbe Rissbreite des Mittenrisses (12,5 mm). Die Eigenspannungen und Materialparameter wurden auf den Schienenfußrand angepasst.

Für die vorliegende Arbeit gibt es keine Versuche zu Rissen am Schienenfußrand. Es kann daher nur auf die während der Projektarbeit zu [PESEL, MENSINGER, SIMON et al., o.D.] gemachte Aussage zurückgegriffen werden, dass bei Versuchen zur Feststellung der Dauerfestigkeit der Schienen (Treppenstufenverfahren, 4-Punkt-Biegeversuche mit  $R^L$ -Verhältnis von 0,1) Risse überall im Schienenfuß initiiert werden können. Trifft dies zu, liegen keine präferierten Rissinitiiierungsorte vor.

Die Simulation der Randrisse wiederum zeigt, dass sie unter den gegebenen Annahmen bei R-Verhältnissen von 0,2 zu einer ähnlichen Lebensdauer führen wie die Risse in der Schienenfußmitte. Hier stimmen die Simulationsergebnisse mit den Erwartungen aus der Realität überein. Es ist jedoch zu beachten, dass die Vorhersagen bei höheren R-Verhältnissen weit auseinanderdriften. Für diese Bereiche kann auf der Basis der vorliegenden Daten keine Aussage darüber getroffen werden, ob die hier vorgestellten Modelle die Realität exakt genug

widerspiegeln oder nicht. An dieser Stelle zeigt sich somit weiterer Forschungsbedarf, um zu gesicherten Aussagen zu gelangen.

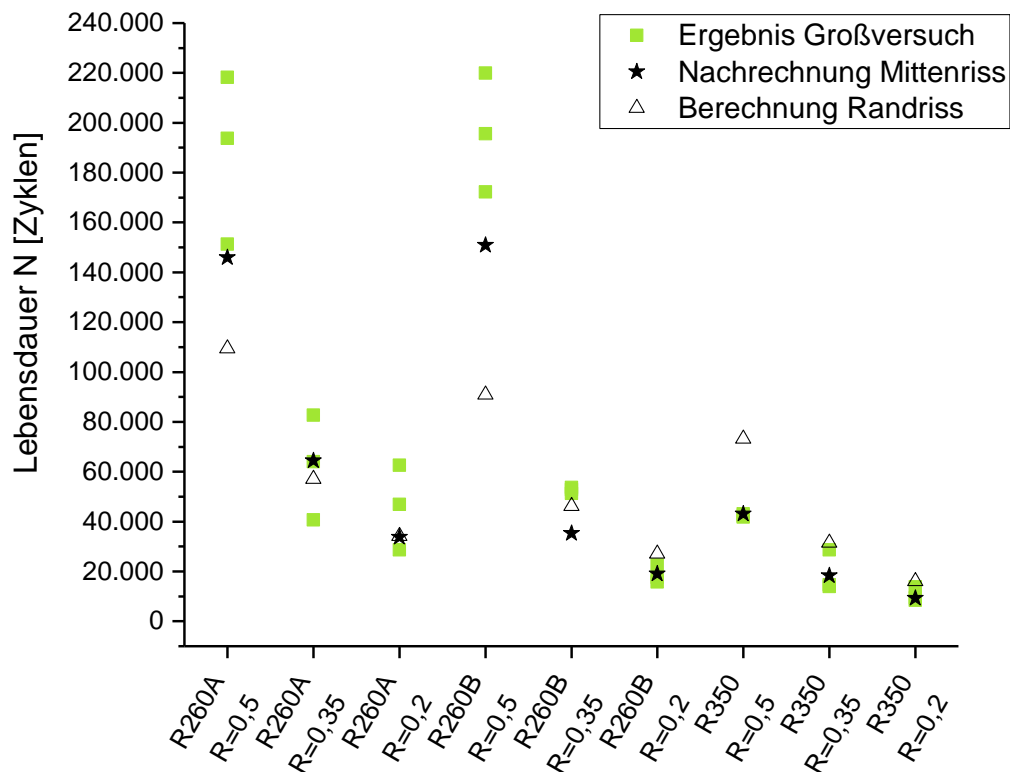


Abbildung 18.1: Nachrechnung der Großversuche

Tabelle 18.1: Gegenüberstellung der Parameter zur Berechnung von Rissen im Schienenfußbrand und in der Schienenfußmitte

Stahlsorte	Parameter	Datensatz Mitte	Wert Mitte	entsprechender Wert Rand
R260A	$K_c [MPa\sqrt{m}]$	$K_{\max, \text{Mitte}, R=0,5}$	50,88	70,64
	$C [(m/Lsp.) \cdot (N/m^{3/2})^{-m}]$	R0,5	$4,723 \cdot 10^{-12}$	$2,094 \cdot 10^{-11}$
	m [-]		3,12	2,48
R260B	$K_c [MPa\sqrt{m}]$	$K_{\max, \text{Mitte}, R=0,5}$ ohne Ausreißer, für Simulationen Mitte $R \geq 0,5$	69,34	
		$K_{\max, \text{Mitte}, R=0,5}$ alle Werte, für Simulationen Rand und Mitte $R < 0,5$	55,74	82,00
	$C [(m/Lsp.) \cdot (N/m^{3/2})^{-m}]$	R0,5	$8,163 \cdot 10^{-12}$	$1,846 \cdot 10^{-11}$
	m [-]		2,97	2,58
R350	$K_c [MPa\sqrt{m}]$	$K_{pl, \text{Rand}, \text{klein}, +20^\circ \text{C}}$	47,36	63,59
	$C [(m/Lsp.) \cdot (N/m^{3/2})^{-m}]$	R0,2	$2,956 \cdot 10^{-12}$	$3,026 \cdot 10^{-12}$
	m [-]		3,27	3,23

---

# 19 Weitere maßgebliche Einflussgrößen bei der Simulation der Lebensdauer

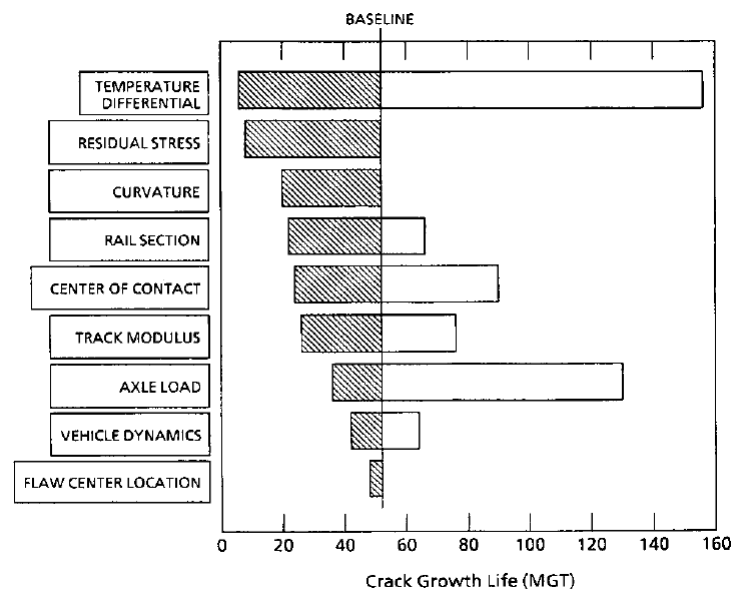
In der Nachrechnung der Großversuche hat sich gezeigt, dass der Effekt des verlangsamten Risswachstums bei hohen R-Verhältnissen einen großen Einfluss auf den Erfolg oder Nichterfolg einer Nachrechnung hat. Im Folgenden soll untersucht werden, ob ein solcher Einfluss in der Realität anzutreffen ist oder ob er eher klein ist im Vergleich zu den anderen Lastschwankungen, denen das Schienennetz ausgesetzt ist.

## 19.1 Einfluss der Schwankungen bei Last- und Eigenspannungen

Im vorliegenden Abschnitt wird anhand der Literatur beschrieben, wie sich die Schwankungen von Simulationsparametern auf die simulierte Restlebensdauer auswirken.

Eine ausführliche Darstellung der verschiedenen Belastungen von Schienen legen [ORRINGER et al., 1988] vor. Sie beschreiben zunächst eine Basissimulation „baseline“, die mit verschiedenen Parametervariationen der einwirkenden Größen durchgeführt wird. Das Modell zur Ermittlung der Schienenspannungen wurde an Messdaten einer Teststrecke kalibriert und beinhaltet Faktoren wie Temperaturspannungen, Eigenspannungen, Kurvenradien oder Gleislagequalität. Das Rissmodell stellt einen Riss im Schienenkopf dar und die Restlebensdauer wird in Megatonnen Zugladung (MGT) angegeben.

Abbildung 19.1 zeigt das Ergebnis der Simulationen. Es ist deutlich zu sehen, dass in den Simulationen die maßgebenden Parameter, die die Restlebensdauer der Schiene verkürzen, die Spannungsänderungen aus Temperatur- und Eigenspannungen sind. Gerade bei den Temperaturspannungen ist gut zu erkennen, dass eine Vergrößerung der Spannungen zu einer starken Reduzierung der Lebensdauern führt. Werden die Spannungen verringert, hat dies eine überproportionale Steigerung der zu erwartenden Lebensdauer zur Folge. Aus diesem Grund wird der Einfluss der Temperatur auf die zu erwartende Lebensdauer in Abschnitt 19.3 noch einmal näher beleuchtet.



**Abbildung 19.1:** Relative Auswirkung der Umgebungseinflüsse auf die Lebenszeitreduktion aus [Orringer et al., 1988]

Auch [JÖRG, 2010] und die eigenen Untersuchungen in [PESEL, MENSINGER und GEHRING, 2016] kommen zu dem gleichen Schluss wie [ORRINGER et al., 1988] und belegen, dass die erhöhten Spannungen aus Temperatur- und Eigenspannungseinflüssen einen wesentlichen Einfluss auf die Restlebensdauer von Eisenbahnschienen haben. Gerade die Änderung von Eigenspannungen macht sich in Änderungen des R-Verhältnisses bemerkbar. Daher beschreibt Abschnitt 19.2 den Einfluss von Eigenspannungen auf das R-Verhältnis näher.

## 19.2 Einfluss des R-Verhältnisses

Tabelle 13.1 zeigt, dass es einen Unterschied macht, bei welchem R-Verhältnis Proben aus dem Schienenfuß in dynamischen Versuchen geschwungen werden. Auch bei den Großversuchen aus Anhang D.1 ist zu erkennen, dass Risse bei höheren R-Verhältnissen tiefer werden können, als wenn sie mit Belastungen kleiner R-Verhältnisse beaufschlagt werden. Dies spricht für eine größere Schadenstoleranz der Schienenstähle bei hohen R-Verhältnissen.

Für [PESEL, MENSINGER und GEHRING, 2016] wurden verschiedene Belastungszeitfolgen generiert. Diese berücksichtigen die Belastungen eines Schienenabschnitts durch Zugüberfahrt, Eigenspannungen und Temperaturänderungen. Es wurde die Belastung eines Jahres simuliert, wobei pro Tag einmal der Regel- oder Schwerverkehr nach [DIN EN 1991-2:2010] über die Schiene fährt. Die Spannungen aus der Zugüberfahrt wurden nach dem Modell von

Zimmermann bestimmt. Die Temperaturspannungen wurden aus [HE, 2015] übernommen und spiegeln den Jahresgang der Temperatur an einer Messstelle in Garching bei München wider. Sie flossen als Tagesmittel in die Berechnung ein.

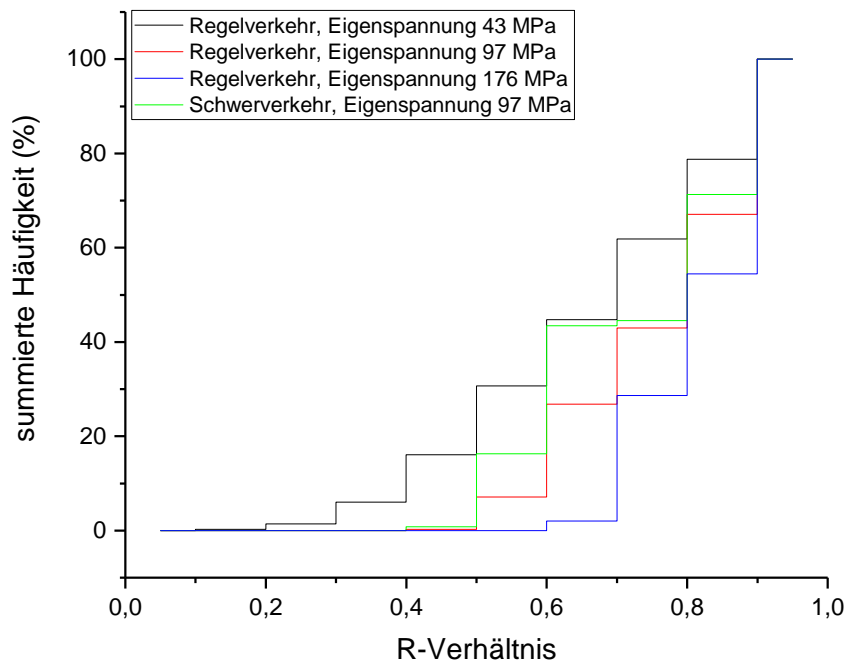
Das R-Verhältnis berechnet sich nach Gleichung 19.1. Erkennbar wird das R-Verhältnis durch drei Spannungsanteile gebildet, die sich über das Jahr gesehen mit unterschiedlicher Frequenz ändern. Es wird davon ausgegangen, dass die Eigenspannung über das Jahr gesehen konstant bleibt. Die Temperaturspannungen ändern sich täglich, die Lastspannungen mehrmals am Tag.

$$R = \frac{\sigma_{Temperatur} + \sigma_{Eigenspannung} + \sigma_{Zugüberfahrt,min}}{\sigma_{Temperatur} + \sigma_{Eigenspannung} + \sigma_{Zugüberfahrt,max}} \quad (19.1)$$

In Abbildung 19.2 ist die Summenhäufigkeit der Schienenspannungen, die im Rahmen von [PESEL, MENSINGER und GEHRING, 2016] ermittelt wurden, abgebildet. Hierfür wurden zuerst die Belastungszeitfolgen in Schwingspiele aufgeteilt und aus diesen wurde dann das R-Verhältnis berechnet. Danach wurde gezählt, wie oft in dem simulierten Jahr R-Verhältnisse bestimmter Größe auftraten. In Abbildung 19.2 resultieren die Unterschiede zwischen den Belastungszeitfolgen aus einer Variation der Eigenspannungen. Die Last- und Temperaturspannungen wurden je nach Verkehrsart konstant gehalten.

In Abbildung 19.2 sind die Summenhäufigkeiten der R-Verhältnisse einer Belastungszeitfolge mit einer Eigenspannung von 43 MPa in der Farbe Schwarz dargestellt. Rund 20% der Lastwechsel lagen unter  $R = 0,5$  und damit im für Schienenstähle besonders schädlichen Lastbereich. Erhöht man die Eigenspannungen auf 97 MPa (rot) bzw. 176 MPa (blau), so treten bei der Simulation mit 176 MPa keine Schwingspiele unter dem R-Verhältnis von 0,5 mehr auf. Das kleinste auftretende R-Verhältnis beträgt 0,6 mit einem Anteil von unter 10%.

Anhand der Spannungssimulation mit dem Schwerverkehr lässt sich erkennen, dass auch diese Achslasterhöhung zu höheren R-Verhältnissen führt als die niedrigeren Achslasten des Regelverkehrs. Ruft man sich Abbildung 19.1 in Erinnerung, bei der ein eindeutig negativer Effekt erhöhter Achslasten festgestellt wurde, so wird klar, dass in diesem Bereich noch weiterer Forschungsbedarf besteht. Dies gilt vor allem dann, wenn der positive Einfluss hoher R-Verhältnisse in der Auslegung von Schienenwegen nutzbar gemacht werden soll, denn der positive Effekt des höheren R-Verhältnisses und der negative Effekt höherer Lasten sind einander entgegengesetzt.



**Abbildung 19.2:** R-Verhältnisse aus Berechnungen des Jahresgangs der Schienenspannungen

Genauso muss bei der Konzeption neuer Schienen und neuer Produktionsverfahren beachtet werden, dass z. B. eine Senkung der Eigenspannungen im Schienenprofil nicht immer einen positiven Einfluss haben muss, da durch diese Spannungsänderung auch die R-Verhältnisse abgesenkt werden.



## 19.3 Einfluss der Temperatur

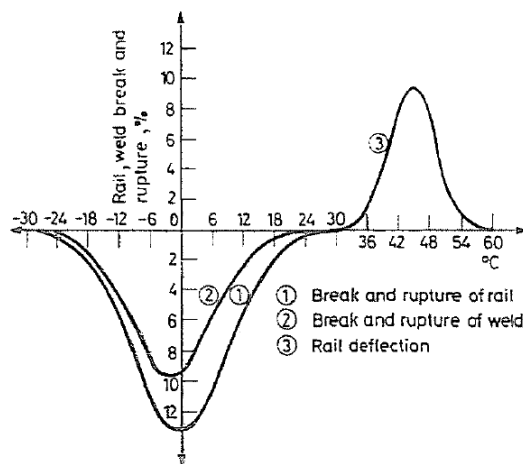
Als größten Einfluss auf die Restlebensdauer von Schienenprofilen identifiziert [ORRINGER et al., 1988] die Temperaturspannungen in der Schiene. In [ORRINGER et al., 1988] wird der Fokus auf die Auswirkungen unterschiedlicher Rissgeometrien und Spannungsverteilungen, aber nicht auf die Materialparameter gelegt. Tabelle 12.1 der vorliegenden Arbeit zeigt die Werte des kritischen Spannungsintensitätsfaktors, den die Schienenproben zu ertragen in der Lage waren. Es ist zu erkennen, dass auch die Veränderung der Materialien bei sinkender Temperatur einen Einfluss auf Lebensdauerbetrachtungen haben kann.

Daher wird im Folgenden untersucht, ob die erhöhte Bruchneigung von Schienen auf die Zähigkeitsänderung bei niedrigen Temperaturen (vgl. Tabelle 12.1) oder auf die Änderung der Spannungen im unendlich verschweißten Gleis zurückzuführen ist.

Die Bedeutung der Temperaturänderungen für die Lebensdauer von Schienen wird z. B. von [KECSKÉS, 1987] hervorgehoben. Auf ihn geht Abbildung 19.3 zurück, in der sich der Anteil von Schienenbrüchen und -verwerfungen in Abhängigkeit von der Außentemperatur entnehmen lässt. Es wird klar, dass Schienenverwerfungen (das Ausknicken von Schienen aufgrund hoher Druckspannungen infolge hoher Temperaturen) nur bei Temperaturen über der Verspannungstemperatur auftreten. Bei Temperaturen unter der Verspannungstemperatur kommt es zu Zugspannungen im Gleis und daher zu Schienenbrüchen. Diese rühren entweder von Schienenfehlern (Schäden infolge von Rollkontaktermüdung, Korrosionsnarben, Einschlüssen) in der Schiene selbst oder von den Schweißungen her.

In Abbildung 19.3 fällt auf, dass es nicht bei den jeweils höchsten oder niedrigsten Temperaturen zum Versagen kommt. Hierbei spielt eine Rolle, dass die Fehlergrößen nicht gleich verteilt sind. Somit kommt es zu einer Normalverteilung der Schadensfälle, da zuerst seltene, sehr große und später (z. B. bei niedrigeren Temperaturen) auch kleine Fehler zu einem Versagen führen. Auch [ROMANO et al., 2016] und [KOPP, 1970] sind Informationen zur Bedeutung von Temperaturänderungen zu entnehmen. Sie decken sich mit den Ergebnissen in [KECSKÉS, 1987].

Um zu klären, ob der große Einfluss der niedrigen Temperaturen eher aus den temperaturbedingt kleineren maximalen aufnehmbaren K-Faktoren oder eher aus den gestiegenen Spannungen resultiert, wurden Simulationsrechnungen durchgeführt. Deren Ergebnisse sind in Abbildung 19.4 dargestellt. Als Referenzszenario wurden Platten mit Mitten- und Randriss entsprechend den in Abschnitt 15 und 16 entwickelten Modellen verwendet. Als Rissfortschrittsgesetze müssen die bei 20 °C verwendeten Gesetze genutzt werden, da bei niedrigeren



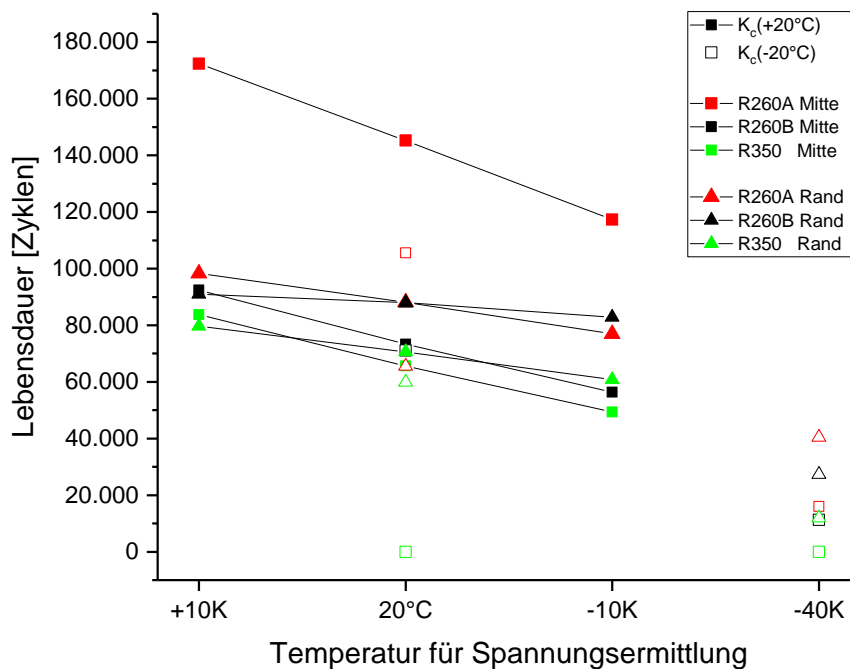
**Abbildung 19.3:** Brüche und Verwerfungen der unendlich geschweißten Schiene (1960-1980) aus [Kecskés, 1987]

Temperaturen keine Rissfortschrittsversuche durchgeführt werden konnten. Als Anrisse dienen die aus den Großversuchen bekannten Kerben mit einer Tiefe von 2,5 mm und einer halben Breite von 12,5 mm. Als Spannungen werden die Eigenspannungen am Rissort sowie die Lastspannungen der Großversuche ( $\sigma_o = 300\text{MPa}$  und  $\sigma_u = 150\text{MPa}$ ) angesetzt. Zusätzlich werden Temperaturspannungen entsprechend Gleichung 3.1 für jede Stahlsorte ermittelt. Hierbei ergibt sich für eine Temperaturänderung um 10 K eine Spannungsänderung von ca. 25 MPa. Die Simulation bei 20 °C wird als „spannungsloser“ Zustand angesehen, bei dem die Temperaturspannungen gleich null sind. In der Realität wäre dieser Zustand mit der Verspannungstemperatur vergleichbar.

Abbildung 19.4 unterscheidet zwischen Simulationen, bei denen der maximal ertragbare Spannungsintensitätsfaktor  $K_C$  aus Versuchen bei +20 °C eingesetzt wurde (gefüllte Symbole), und solchen, bei denen  $K_C$  aus Versuchen bei -20 °C verwendet wurde (nicht gefüllte Symbole). Als Rissfortschrittsgesetze dienten jene mit  $R = 0,5$  bei Raumtemperatur.

Zunächst soll der Einfluss der Änderung des maximal ertragbaren Spannungsintensitätsfaktors  $K_C$  auf die Lebensdauer untersucht werden. In den Simulationen bei 20 °C, die bei jeweils gleicher Stahlsorte mit gleichen Spannungen durchgeführt wurden, hat die Änderung des Wertes von  $K_C$  nur bei zwei Stahlsorten einen großen Einfluss auf das Simulationsergebnis. Es handelt sich um die Stahlsorten R260A Mitte (rote Quadrate) und R350 Mitte (schwarze Quadrate). Bei den anderen Stahlsorten ist die Änderung des K-Faktors bei niedriger Temperatur so gering, dass nur ein kleiner Temperatureffekt zu erkennen ist. Bei der Stahlsorte R350 Mitte ist die große Temperaturempfindlichkeit damit zu erklären, dass hier der Wert von  $K_C$  am stärksten sinkt. In Kombination mit den hohen Eigenspannungen

in der Schienenfußmitte führt das zu einer großen Empfindlichkeit bei der Änderung der Simulationsparameter.



**Abbildung 19.4:** Einfluss der temperaturabhängigen Änderung von  $K_C$  und der temperaturinduzierten Spannungen auf die Restlebensdauer einer simulierten Schiene

Anhand der Simulationen mit variierten Spannungen (+10 K führt zu geringeren Zugspannungen, -10 K erhöht die Zugspannungen) und konstantem  $K_C$  lässt sich ersehen, dass die Spannungsänderung einen großen Einfluss auf die zu erwartende Lebensdauer der simulierten Schiene hat. Gerade die Stahlsorte R260A Mitte zeigt sich anfällig für eine Spannungserhöhung. Bei den Simulationen mit -40 K, was einer Temperatur von -20 °C entspricht, sind die zu erwartenden Lebensdauern sehr gering. Das Gleiche trifft für die Risstiefenzuwächse zu (1,15 mm bei R260A Rand und 0,32 mm bei R260A Mitte). Ausgehend von dem beschriebenen Kerb führt dies nicht zu detektierbaren Risstiefen.

Es ist also festzustellen, dass die bei niedrigen Temperaturen erhöhten Zugspannungen einen größeren Einfluss auf die Reduzierung der Lebensdauer haben als der sinkende maximal aufnehmbare Spannungsintensitätsfaktor  $K_C$ . Allerdings gilt es zu bedenken, dass ein wichtiger materialgebundener Faktor für die vorliegende Arbeit nicht untersucht werden konnte: die temperaturbedingte Änderung der Rissfortschrittsgesetze.

---

## 20 Fazit

In dieser Arbeit wurde Schienenstahl auf seine bruchmechanischen Eigenschaften hin untersucht. Es konnte gezeigt werden, dass sich die Schienenfußmitte und der Schienenfußrand in ihren bruchmechanischen Kenngrößen unterscheiden und die einzelnen Stahlsorten unterschiedlich auf Belastungen mit verschiedenen R-Verhältnissen reagieren. In Groß- und Kleinversuchen ließ sich nachweisen, dass in Eisenbahnschienenstählen bei einem R-Verhältnis über 0,5 Riss-schließeffekte auftreten, die bei einer realistischen Beschreibung von Rissen in Schienenfüßen nicht außer Acht gelassen werden dürfen.

Im Rahmen der praktischen Anwendung der bruchmechanischen Kennwerte ist zu beachten, dass Schienen im Jahresgang eher mit hohen als mit niedrigen R-Verhältnissen konfrontiert sind (vgl. Abbildung 19.2). In weiteren Forschungsarbeiten wäre daher zu untersuchen, wie sich dynamisch belastete Schienenproben bei niedrigen Temperaturen verhalten und ob diese R-Verhältnis-Abhängigkeit auch bei niedrigen Temperaturen existiert. Es sollte zudem geprüft werden, ob für Anwendungen mit hohen Lastspannungen eine Erhöhung des R-Verhältnisses z. B. durch eine Veränderung der Verspannungstemperatur sinnvoll ist.

In der vorliegenden Arbeit konnte ein Plattenmodell für einen Riss in der Schienenfußmitte gefunden werden. Durch den Abgleich mit Großversuchen wurde darüber hinaus ein zu diesem Modell passendes Materialgesetz entwickelt. Ebenfalls wird für Risse im Schienenfußrand ein Materialmodell vorgeschlagen, das allerdings nicht an Großversuchen kalibriert werden konnte.

Insgesamt ist festzustellen, dass eine realistische Modellierung von Rissen im Schienenfuß bislang nicht möglich war, da sich die bestehende Literatur auf Risse im Schienenkopf beschränkte. Die für diese Risse beschriebenen Versuche wurden an sehr großen Proben durchgeführt, sodass das Riss-schließverhalten nicht auftrat, das vorliegend jedoch für kleine Proben im Schienenfuß identifiziert wurde. Eine nähere Beschreibung und Quantifizierung der Effekte aus diesem Verhalten sollte Gegenstand weiterer Untersuchungen sein.

---

**Teil IV**

**Anhang**

---

# A Ergebnisse der Zugversuche

Die Ergebnisse der Zugversuche entstammen dem Forschungsbericht [PESSEL, MENSINGER, SIMON et al., o.D.].

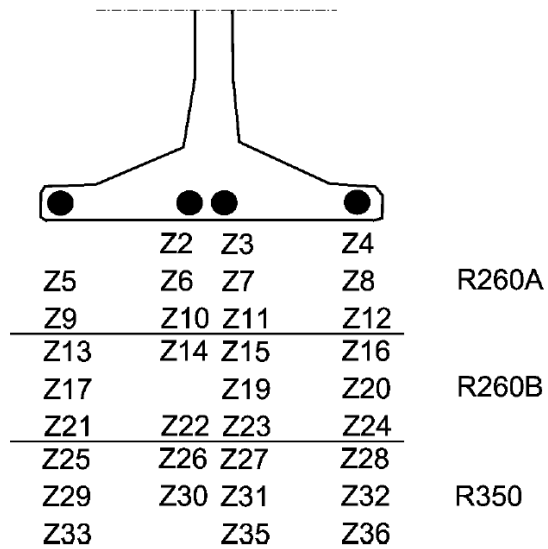


Abbildung A.1: Übersicht Zugproben

## A.1 R260A

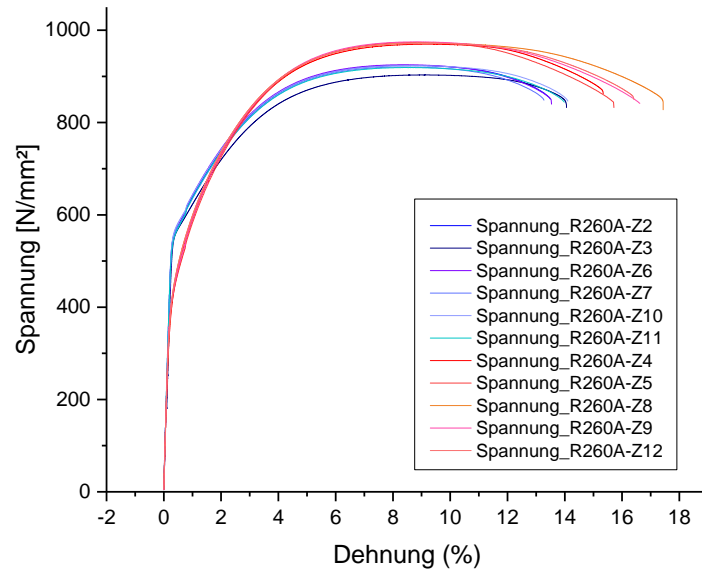


Abbildung A.2: Ergebnisse Zugversuch R260A

Probe	$R_{p0,2}$ [MPa]	$R_m$ [MPa]	E-Modul [GPa]
R260A-Z2	571	924	226
R260A-Z3	569	903	208
R260A-Z4	459	970	202
R260A-Z5	454	974	205
R260A-Z6	571	925	210
R260A-Z7	571	921	216
R260A-Z8	469	972	209
R260A-Z9	459	975	214
R260A-Z10	578	924	220
R260A-Z11	565	919	225
R260A-Z12	468	972	215

## A.2 R260B

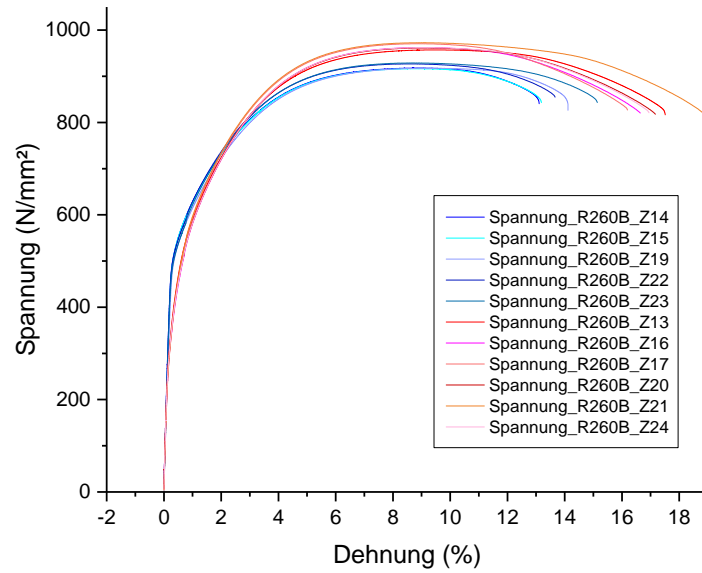


Abbildung A.3: Ergebnisse Zugversuch R260B

Probe	$R_{p0,2}$ [MPa]	$R_m$ [MPa]	E-Modul [GPa]
R260B-Z13	436	957	183
R260B-Z14	538	918	213
R260B-Z15	542	916	205
R260B-Z16	421	962	171
R260B-Z17	420	969	187
R260B-Z19	533	917	182
R260B-Z20	416	961	192
R260B-Z21	431	973	179
R260B-Z22	534	927	223
R260B-Z23	527	929	209
R260B-Z24	416	962	191



### A.3 R350

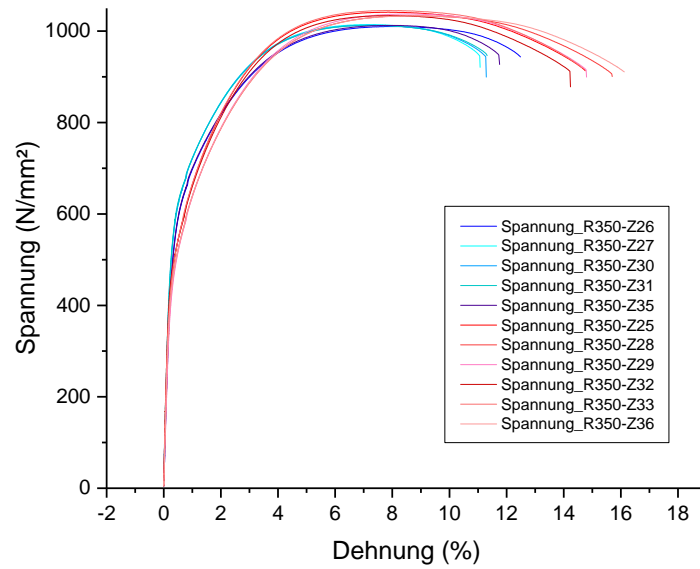


Abbildung A.4: Ergebnisse Zugversuch R350

Probe	$R_{p0,2}$ [MPa]	$R_m$ [MPa]	E-Modul [GPa]
R350-Z25	521	1042	209
R350-Z26	590	1010	182
R350-Z27	604	1014	236
R350-Z28	504	1034	202
R350-Z29	505	1038	190
R350-Z30	607	1016	227
R350-Z31	608	1016	238
R350-Z32	517	1034	220
R350-Z33	517	1042	206
R350-Z35	588	1011	196
R350-Z36	497	1033	213

# B Versuche Bruchzähigkeit

## B.1 R260A

### B.1.1 R260AMitte

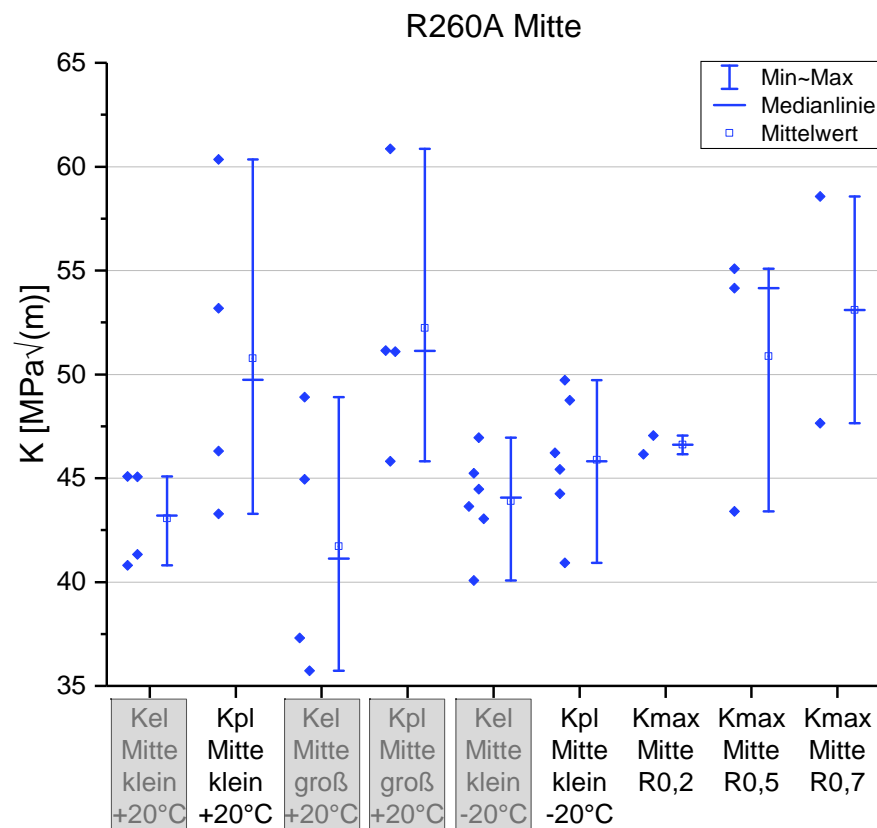


Abbildung B.1: kritische Bruchzähigkeiten R260A\_Mitte

Versuch	Löschungsgrund
$K_{R260A,el,Mitte,klein,+20^{\circ}C}$	Widerspruch zu $K_{R260A,el,Mitte,klein,-20^{\circ}C}$
$K_{R260A,pl,Mitte,klein,+20^{\circ}C}$	
$K_{R260A,el,Mitte,gro\beta,+20^{\circ}C}$	elastische Betrachtung, vorzugsweise löschen
$K_{R260A,pl,Mitte,gro\beta,+20^{\circ}C}$	Widerspruch zu $K_{R260A,pl,Mitte,klein,+20^{\circ}C}$
$K_{R260A,el,Mitte,klein,-20^{\circ}C}$	elastische Betrachtung, vorzugsweise löschen
$K_{R260A,pl,Mitte,klein,-20^{\circ}C}$	

## B Versuche Bruchzähigkeit

---

**Tabelle B.1:** kritischer Spannungsintensitätsfaktor kleine Proben, R260A, Mitte, +20° C

Probennummer	$K_{el}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]	$K_{pl}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]
G02-06	41,33	46,3
G03-10	45,07	53,18
G03-11	40,8	43,29
G10-38	45,08	60,34

**Tabelle B.2:** kritischer Spannungsintensitätsfaktor große Proben, R260A, Mitte, +20° C

Probennummer	$K_{el}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]	$K_{pl}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]
L01-501	44,94	45,82
L02-503	48,91	51,10
L01-502	35,73	51,14
L02-504	37,31	60,86

**Tabelle B.3:** kritischer Spannungsintensitätsfaktor kleine Proben, R260A, Mitte, -20° C

Probennummer	$K_{el}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]	$K_{pl}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]
G09-35	46,95	49,71
G10-39	44,47	45,42
G26-102	45,24	48,75
G27-107	40,07	40,92
G28-110	43,05	44,25
G26-103	43,65	46,22

**Tabelle B.4:** kritischer Spannungsintensitätsfaktor dynamisch kleine Proben, R260A, Mitte

Probennummer	$K_{max, R0,2}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]	$K_{max, R0,5}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]	$K_{max, R0,7}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]
G24-94	47,06		
G24-95	46,15		
G25-99		43,40	
G22-86		55,08	
G22-87		54,15	
G23-90			47,65
G25-98			58,56

### B.1.2 R260ARand

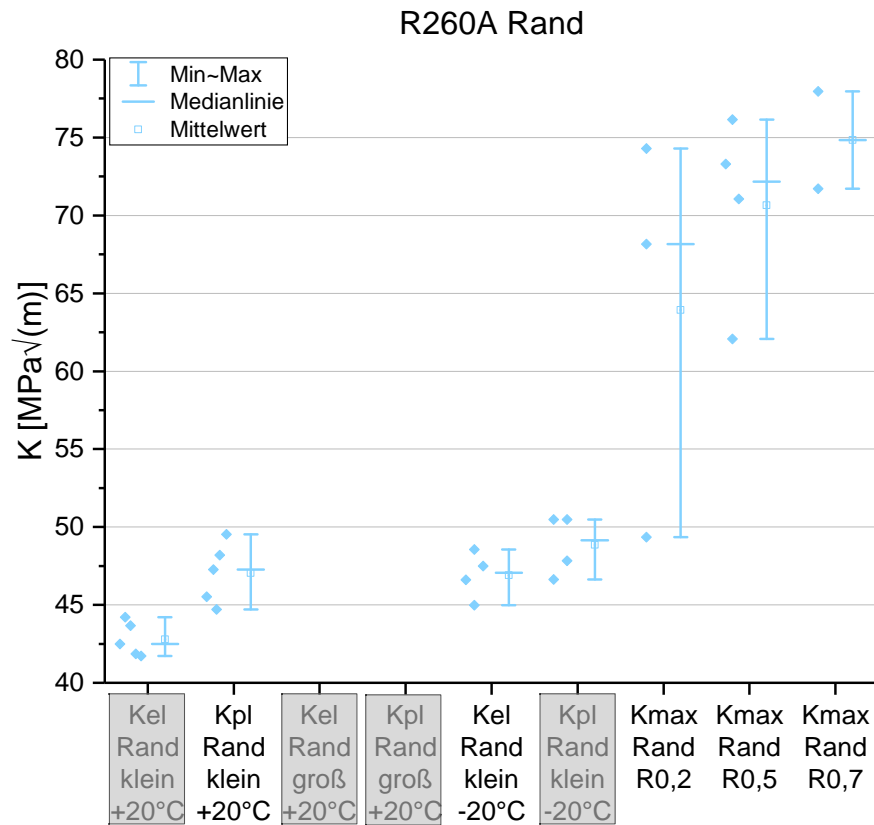


Abbildung B.2: kritische Bruchzähigkeiten R260A\_Rand

Versuch	Löschungsgrund
$K_{R260A,el,Rand,klein,+20^{\circ}C}$	elastische Betrachtung, vorzugsweise löschen
$K_{R260A,pl,Rand,klein,+20^{\circ}C}$	
$K_{R260A,el,Rand,gro\beta,+20^{\circ}C}$	keine Versuche
$K_{R260A,pl,Rand,gro\beta,+20^{\circ}C}$	keine Versuche
$K_{R260A,el,Rand,klein,-20^{\circ}C}$	Widerspruch zu $K_{R260A,pl,Rand,klein,+20^{\circ}C}$
$K_{R260A,pl,Rand,klein,-20^{\circ}C}$	

## B Versuche Bruchzähigkeit

---

**Tabelle B.5:** kritischer Spannungsintensitätsfaktor kleine Proben, R260A, Rand, +20° C

Probennummer	$K_{el}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]	$K_{pl}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]
G02-08	43,67	48,20
G03-09	44,21	47,26
G03-12	41,85	49,53
G09-36	42,50	44,72
G10-37	41,73	45,52

**Tabelle B.6:** kritischer Spannungsintensitätsfaktor kleine Proben, R260A, Rand, -20° C

Probennummer	$K_{el}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]	$K_{pl}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]
G27-108	48,56	50,47
G28-109	46,61	47,82
G26-101	47,50	50,49
G26-104	44,97	46,63

**Tabelle B.7:** kritischer Spannungsintensitätsfaktor dynamisch kleine Proben, R260A, Rand

Probennummer	$K_{max, R0,2}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]	$K_{max, R0,5}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]	$K_{max, R0,7}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]
G21-81	68,17		
G21-84	74,29		
G25-97	49,35		
G22-88		62,06	
G24-96		76,16	
G23-92		71,05	
G23-89		73,30	
G25-100			77,97
G24-93			71,71

## B.2 R260B

### B.2.1 R260BMitte

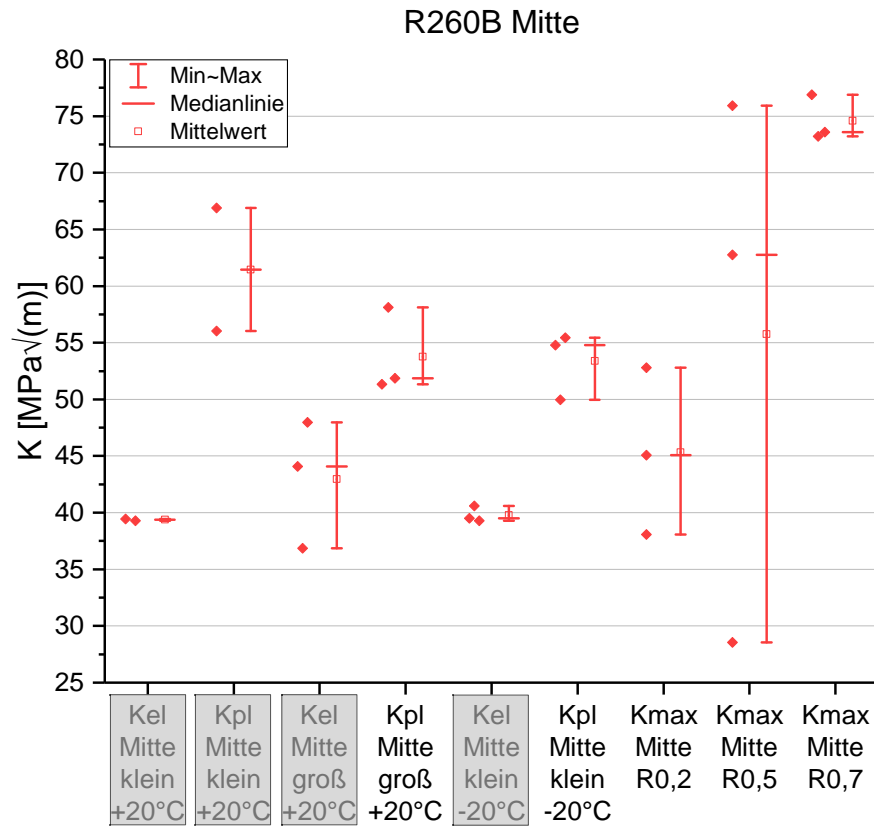


Abbildung B.3: kritische Bruchzähigkeiten R260B\_Mitte

Versuch	Löschungsgrund
$K_{R260B,el,Mitte,klein,+20^{\circ}C}$	Widerspruch zu $K_{R260B,el,Mitte,klein,-20^{\circ}C}$
$K_{R260B,pl,Mitte,klein,+20^{\circ}C}$	kleine Proben vorzugsweise löschen
$K_{R260B,el,Mitte,gro\beta,+20^{\circ}C}$	elastische Betrachtung, vorzugsweise löschen
$K_{R260B,pl,Mitte,gro\beta,+20^{\circ}C}$	
$K_{R260B,el,Mitte,klein,-20^{\circ}C}$	elastische Betrachtung, vorzugsweise löschen
$K_{R260B,pl,Mitte,klein,-20^{\circ}C}$	

## B Versuche Bruchzähigkeit

---

**Tabelle B.8:** kritischer Spannungsintensitätsfaktor kleine Proben, R260B, Mitte, +20° C

Probennummer	$K_{el}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]	$K_{pl}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]
G17-66	39,28	56,03
G18-71	39,45	66,88

**Tabelle B.9:** kritischer Spannungsintensitätsfaktor große Proben, R260B, Mitte, +20° C

Probennummer	$K_{el}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]	$K_{pl}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]
M01-601	36,87	58,11
M01-602	47,96	51,34
M02-604	44,07	51,87

**Tabelle B.10:** kritischer Spannungsintensitätsfaktor kleine Proben, R260B, Mitte, -20° C

Probennummer	$K_{el}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]	$K_{pl}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]
G16-63	39,29	55,43
G18-70	40,60	49,96
G17-67	39,49	54,78

**Tabelle B.11:** kritischer Spannungsintensitätsfaktor dynamisch kleine Proben, R260B, Mitte

Probennummer	$K_{max, R0,2}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]	$K_{max, R0,5}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]	$K_{max, R0,7}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]
G40-159	52,79		
G38-151	45,09		
G39-155	38,06		
G38-150		62,75	
G42-167		28,56	
G41-163		75,92	
G40-158			73,22
G41-162			76,9
G43-171			73,6

### B.2.2 R260BRand

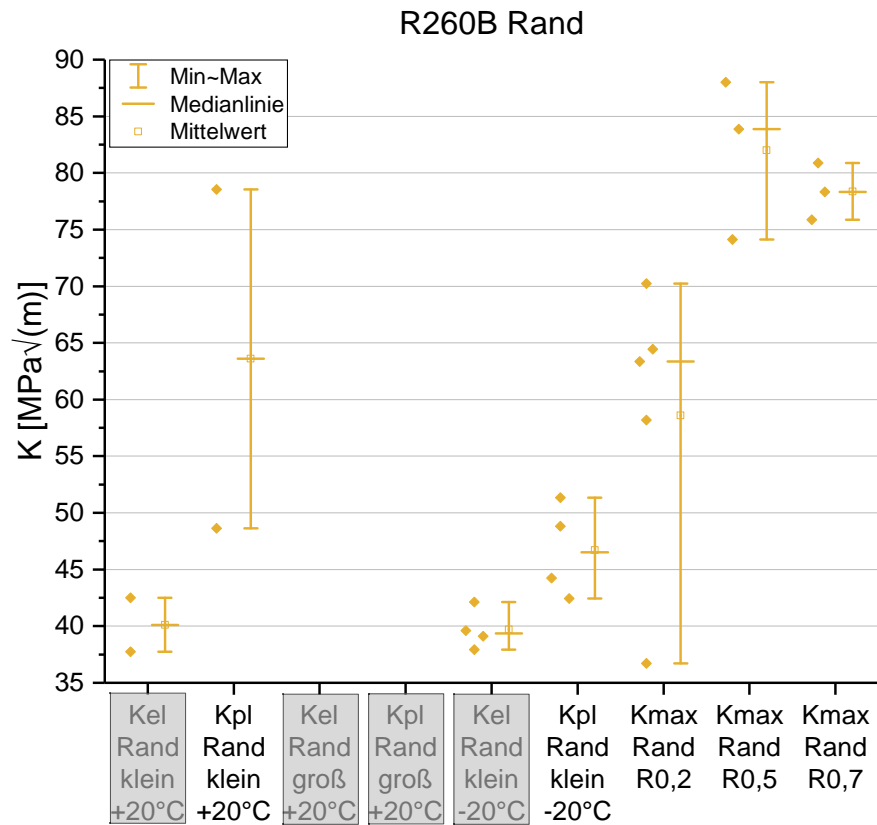


Abbildung B.4: kritische Bruchzähigkeiten R260B\_Rand

Versuch	Löschungsgrund
$K_{R260B,el,Rand,klein,+20^{\circ}C}$	elastische Betrachtung, vorzugsweise löschen
$K_{R260B,pl,Rand,klein,+20^{\circ}C}$	
$K_{R260B,el,Rand,gro\ddot{u}b,+20^{\circ}C}$	keine Versuche
$K_{R260B,pl,Rand,gro\ddot{u}b,+20^{\circ}C}$	keine Versuche
$K_{R260B,el,Rand,klein,-20^{\circ}C}$	elastische Betrachtung, vorzugsweise löschen
$K_{R260B,pl,Rand,klein,-20^{\circ}C}$	

Tabelle B.12: kritischer Spannungsintensitätsfaktor kleine Proben, R260B, Rand, +20° C

Probennummer	$K_{el} [MPa\sqrt{m}]$	$K_{pl} [MPa\sqrt{m}]$
G17-65	42,51	78,54
G18-72	37,73	48,64



## B Versuche Bruchzähigkeit

---

**Tabelle B.13:** kritischer Spannungsintensitätsfaktor kleine Proben, R260B, Rand, -20° C

Probennummer	$K_{el} [MPa\sqrt{m}]$	$K_{pl} [MPa\sqrt{m}]$
G16-61	37,92	48,82
G17-68	39,62	51,34
G19-73	42,12	44,25
G18-69	39,11	42,44

**Tabelle B.14:** kritischer Spannungsintensitätsfaktor dynamisch kleine Proben, R260B, Rand

Probennummer	$K_{max, R0,2} [MPa\sqrt{m}]$	$K_{max, R0,5} [MPa\sqrt{m}]$	$K_{max, R0,7} [MPa\sqrt{m}]$
G16-64	36,70		
G19-76	64,43		
G39-153	70,23		
G41-164	58,18		
G43-172	63,36		
G38-149		83,86	
G39-156		74,12	
G41-161		88,02	
G40-157			78,32
G42-168			75,88
G38-152			80,88

## B.3 R350

### B.3.1 R350Mitte

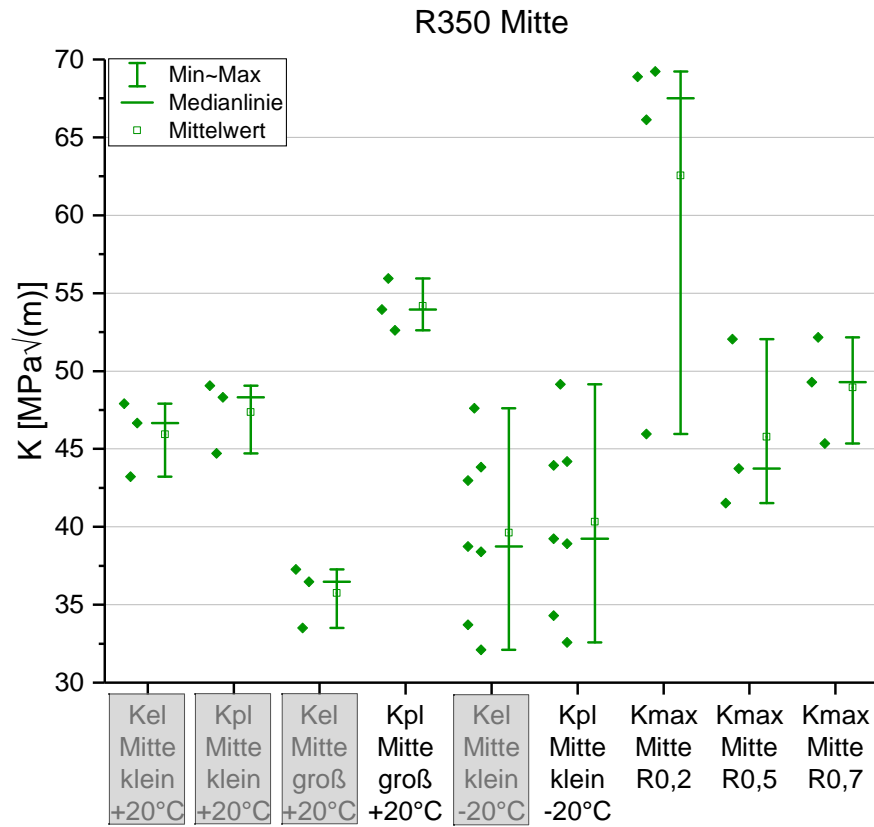


Abbildung B.5: kritische Bruchzähigkeiten R350\_Mitte

Versuch	Löschungsgrund
$K_{R350,el,Mitte,klein,+20^{\circ}C}$	elastische Betrachtung, vorzugsweise löschen
$K_{R350,pl,Mitte,klein,+20^{\circ}C}$	Widerspruch zu $K_{R350,pl,Mitte,gro\beta,+20^{\circ}C}$
$K_{R350,el,Mitte,gro\beta,+20^{\circ}C}$	elastische Betrachtung, vorzugsweise löschen
$K_{R350,pl,Mitte,gro\beta,+20^{\circ}C}$	
$K_{R350,el,Mitte,klein,-20^{\circ}C}$	elastische Betrachtung, vorzugsweise löschen
$K_{R350,pl,Mitte,klein,-20^{\circ}C}$	

## B Versuche Bruchzähigkeit

---

**Tabelle B.15:** kritischer Spannungsintensitätsfaktor kleine Proben, R350, Mitte, +20° C

Probennummer	$K_{el}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]	$K_{pl}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]
G11-42	43,22	44,71
G12-46	46,66	48,30
G13-50	47,90	49,06

**Tabelle B.16:** kritischer Spannungsintensitätsfaktor große Proben, R350, Mitte, +20° C

Probennummer	$K_{el}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]	$K_{pl}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]
N01-701	36,48	55,94
N01-702	33,51	52,62
N02-703	37,27	53,95

**Tabelle B.17:** kritischer Spannungsintensitätsfaktor kleine Proben, R350, Mitte, -20° C

Probennummer	$K_{el}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]	$K_{pl}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]
G11-43	43,82	44,20
G15-58	38,40	38,92
G36-142	42,98	43,94
G35-138	32,10	32,58
G37-147	33,72	34,29
G14-54	47,62	49,15
G36-143	38,75	39,23

**Tabelle B.18:** kritischer Spannungsintensitätsfaktor dynamisch kleine Proben, R350, Mitte

Probennummer	$K_{max, R0,2}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]	$K_{max, R0,5}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]	$K_{max, R0,7}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]
G30-118	66,14		
G31-122	68,90		
G31-123	69,23		
G33-131	45,95		
G30-119		43,75	
G34-134		52,05	
G33-130		41,52	
G32-126			45,35
G32-127			52,17
G34-135			49,29

### B.3.2 R350Rand

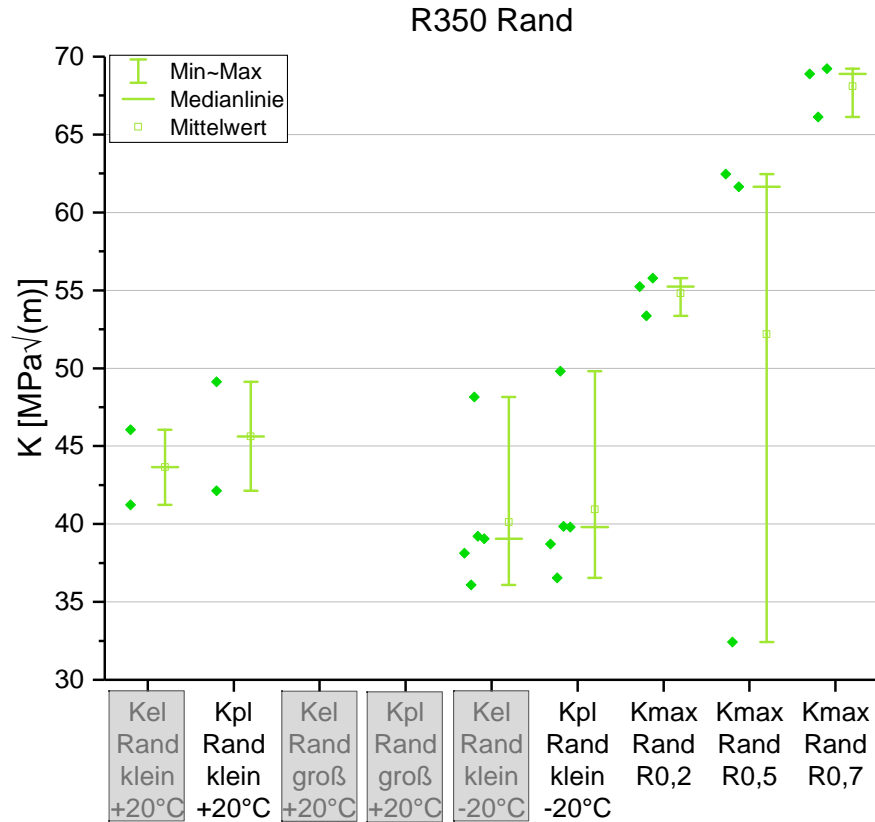


Abbildung B.6: kritische Bruchzähigkeiten R350\_Rand

Versuch	Löschungsgrund
$K_{R350,el,Rand,klein,+20^{\circ}C}$	elastische Betrachtung, vorzugsweise löschen
$K_{R350,pl,Rand,klein,+20^{\circ}C}$	
$K_{R350,el,Rand,gro\beta,+20^{\circ}C}$	keine Versuche
$K_{R350,pl,Rand,gro\beta,+20^{\circ}C}$	keine Versuche
$K_{R350,el,Rand,klein,-20^{\circ}C}$	elastische Betrachtung, vorzugsweise löschen
$K_{R350,pl,Rand,klein,-20^{\circ}C}$	

Tabelle B.19: kritischer Spannungsintensitätsfaktor kleine Proben, R350, Rand, +20°C

Probennummer	$K_{el} [MPa\sqrt{m}]$	$K_{pl} [MPa\sqrt{m}]$
G11-44	41,24	42,12
G12-45	46,05	49,13

## B Versuche Bruchzähigkeit

---

**Tabelle B.20:** kritischer Spannungsintensitätsfaktor kleine Proben, R350, Rand, -20° C

Probennummer	$K_{el}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]	$K_{pl}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]
G35-137	48,16	49,80
G37-145	39,22	39,85
G36-141	36,09	36,55
G36-144	39,05	39,79
G37-148	38,13	38,71

**Tabelle B.21:** kritischer Spannungsintensitätsfaktor dynamisch kleine Proben, R350, Rand

Probennummer	$K_{max, R0,2}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]	$K_{max, R0,5}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]	$K_{max, R0,7}$ [ $MPa\sqrt{m}$ ]
G30-117	55,79		
G31-121	55,24		
G34-136	53,37		
G30-120		61,64	
G33-132		62,46	
G33-129		32,43	
G32-128			66,14
G34-133			68,9
G32-125			69,23

# C Versuche Rissfortschrittsgeschwindigkeit

## C.1 Versuchsergebnisse der Rissfortschrittsversuche: zusammenfassende Grafiken

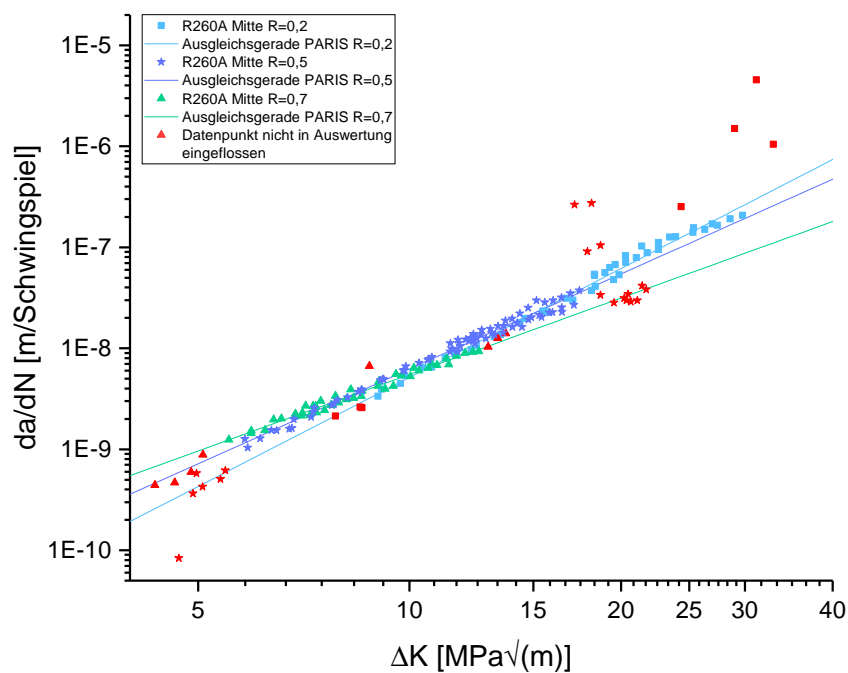


Abbildung C.1:  $da/dN$ -Ergebnisse R260A Mitte

## C Versuche Rissfortschrittsgeschwindigkeit

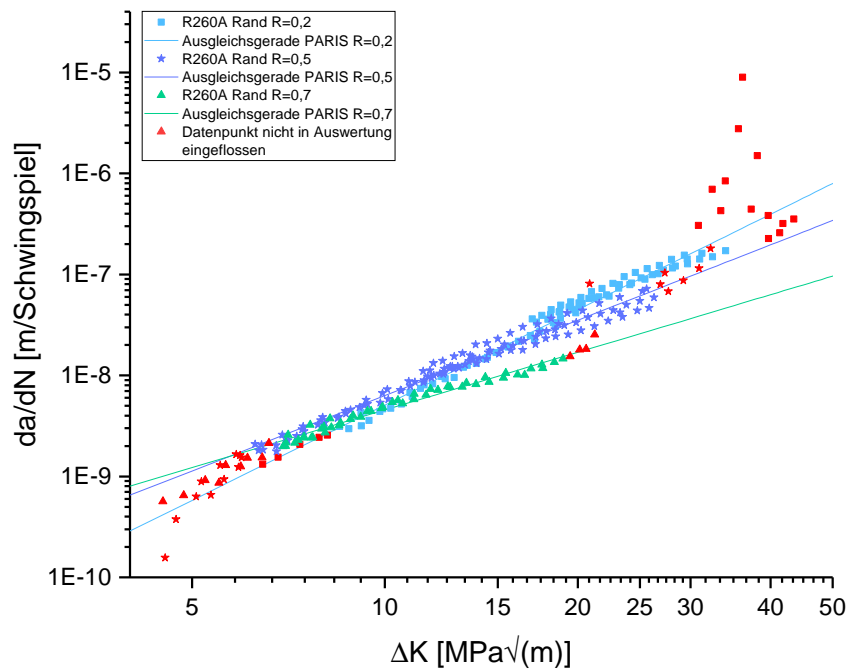


Abbildung C.2:  $da/dN$ -Ergebnisse R260A Rand

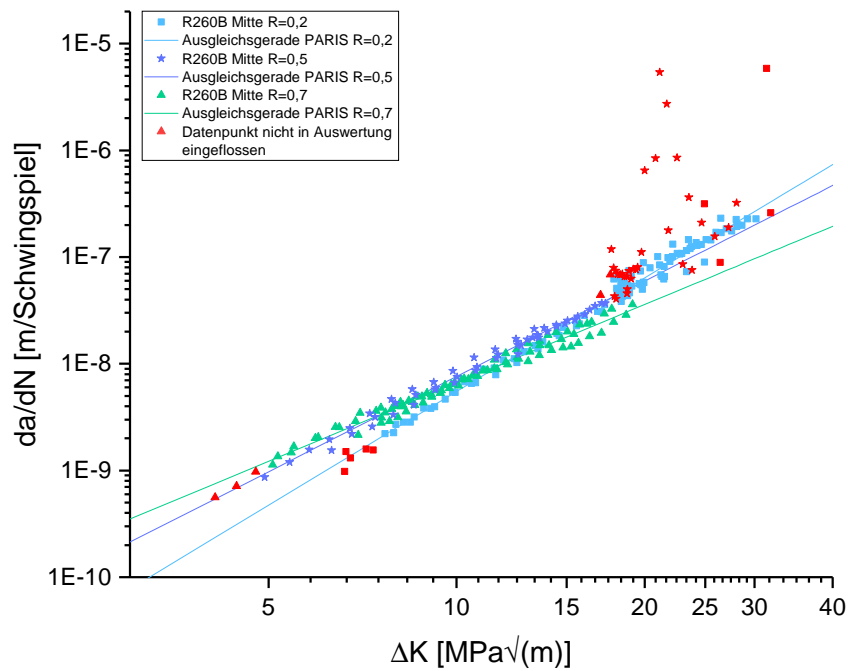


Abbildung C.3:  $da/dN$ -Ergebnisse R260B Mitte

## C Versuche Rissfortschrittsgeschwindigkeit

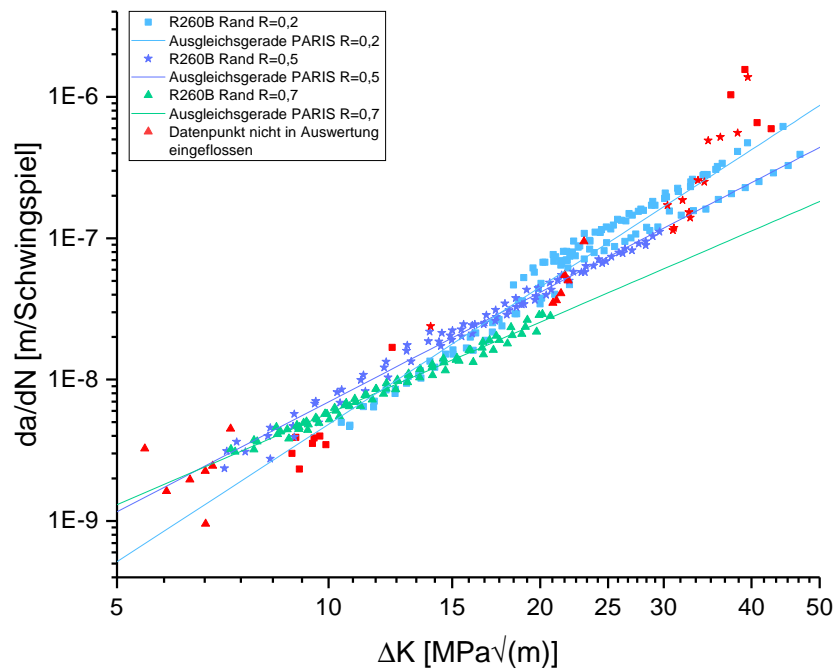


Abbildung C.4: da/dN-Ergebnisse R260B Rand

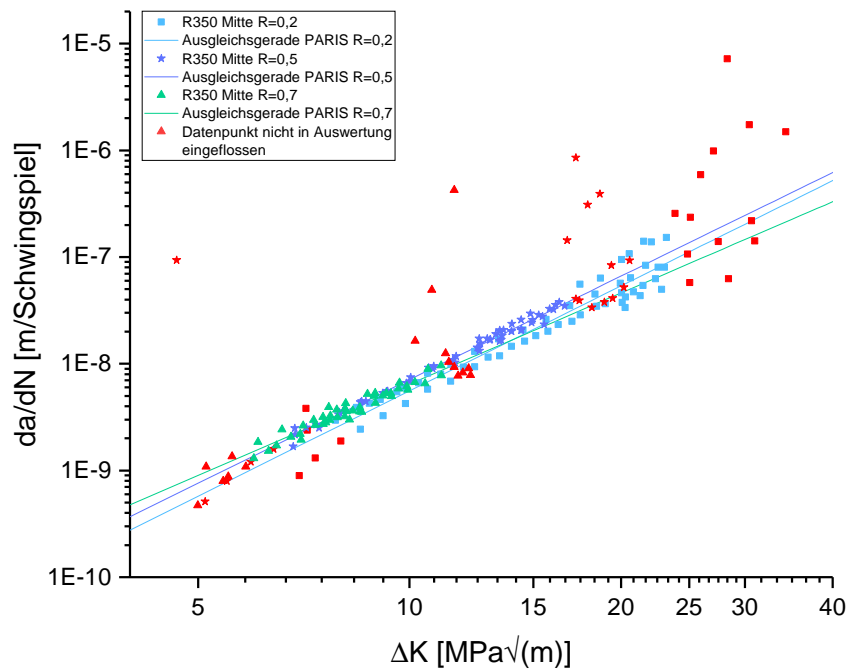


Abbildung C.5: da/dN-Ergebnisse R350 Mitte



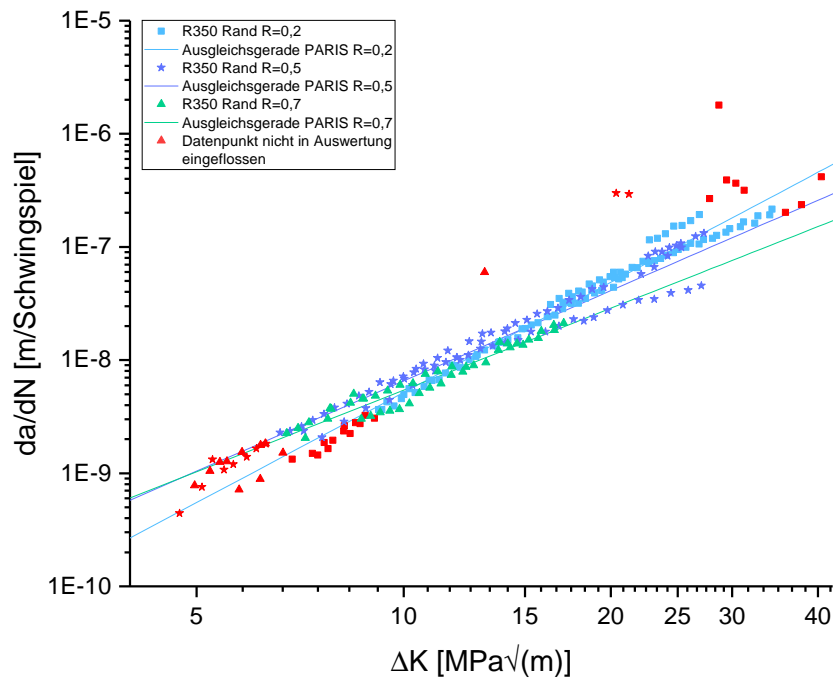


Abbildung C.6:  $da/dN$ -Ergebnisse R350 Rand

## C.2 Versuchsergebnisse R260A

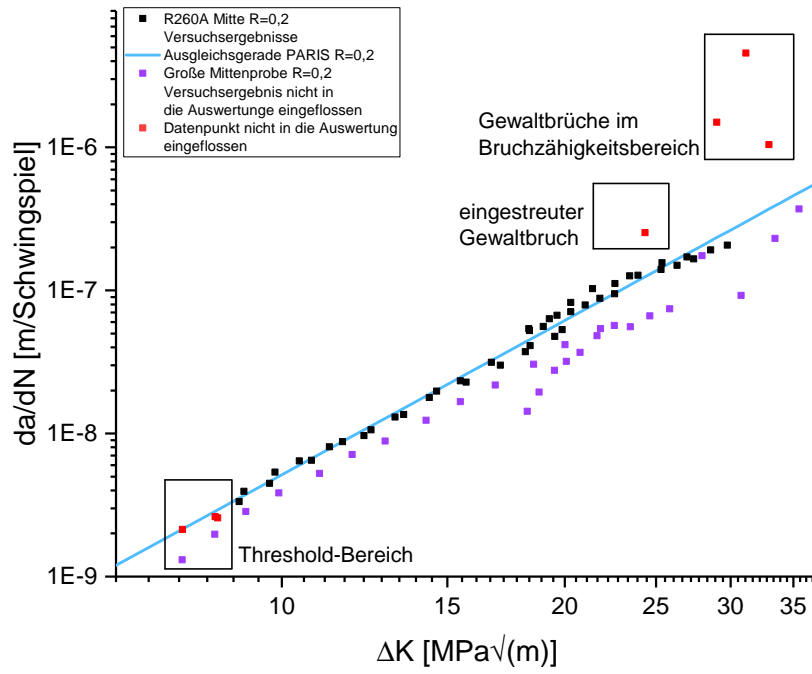
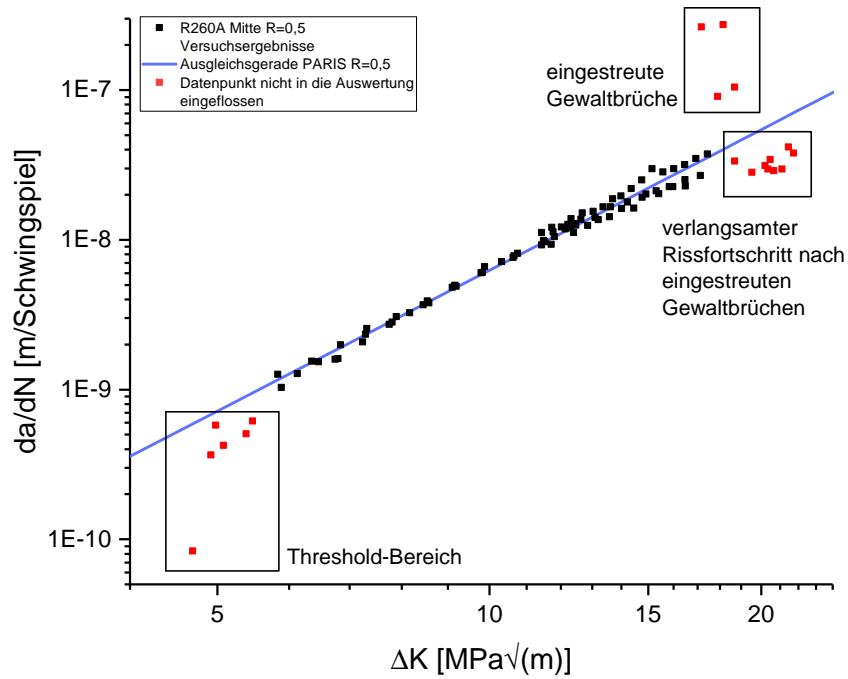
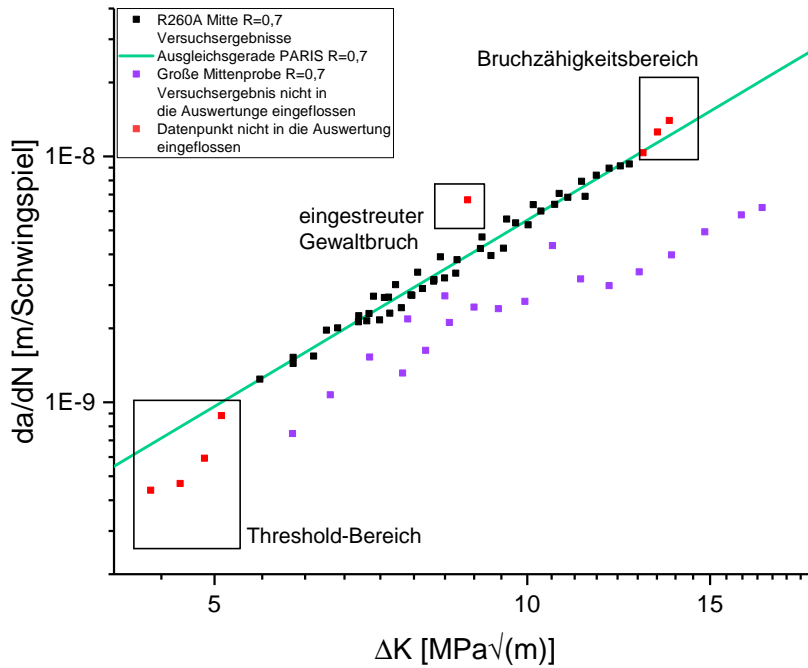


Abbildung C.7:  $da/dN$ -Ergebnisse R260A Mitte R=0,2

## C Versuche Rissfortschrittsgeschwindigkeit

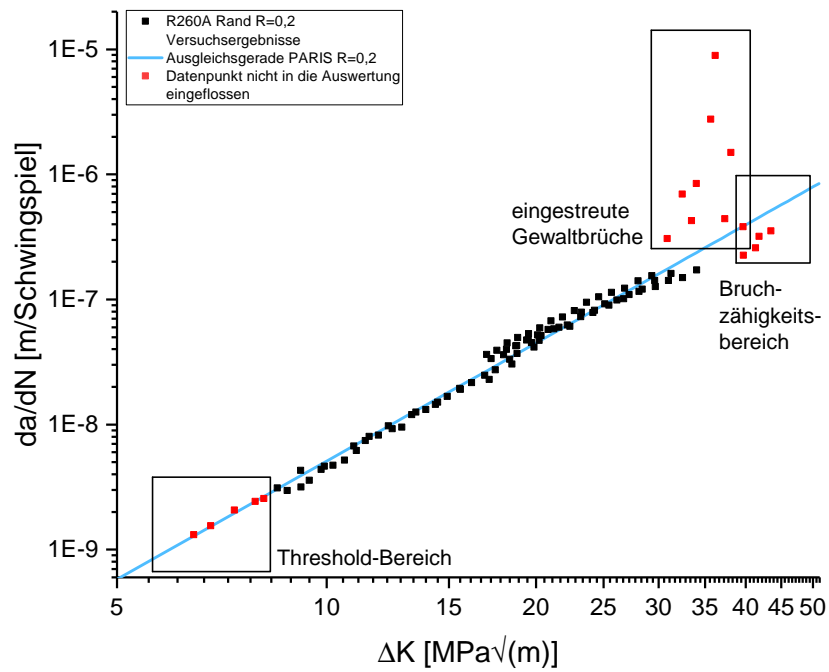


**Abbildung C.8:**  $dadN$ -Ergebnisse R260A Mitte R=0,5

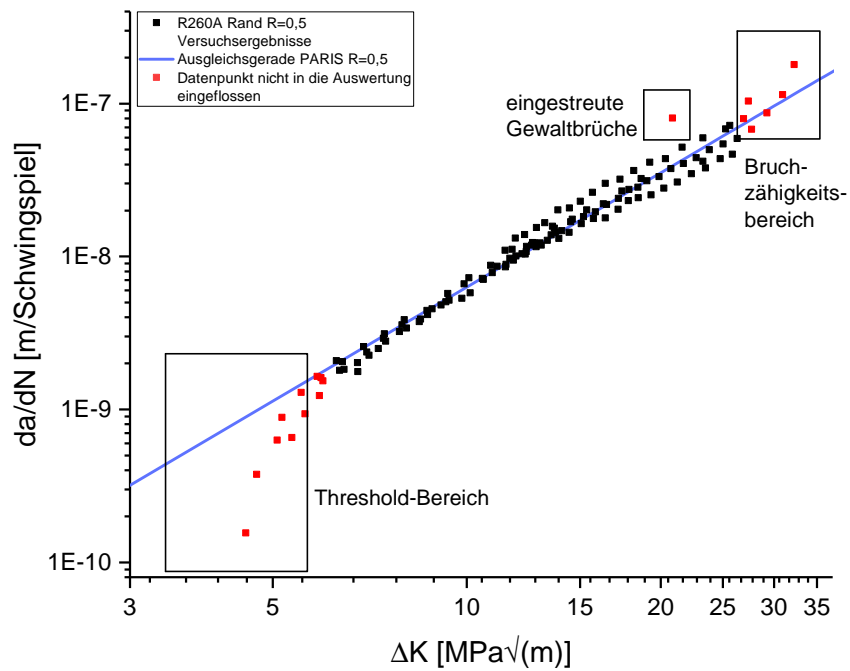


**Abbildung C.9:**  $dadN$ -Ergebnisse R260A Mitte R=0,7

## C Versuche Rissfortschrittsgeschwindigkeit



**Abbildung C.10:**  $da/dN$ -Ergebnisse R260A Rand R=0,2



**Abbildung C.11:**  $da/dN$ -Ergebnisse R260A Rand R=0,5

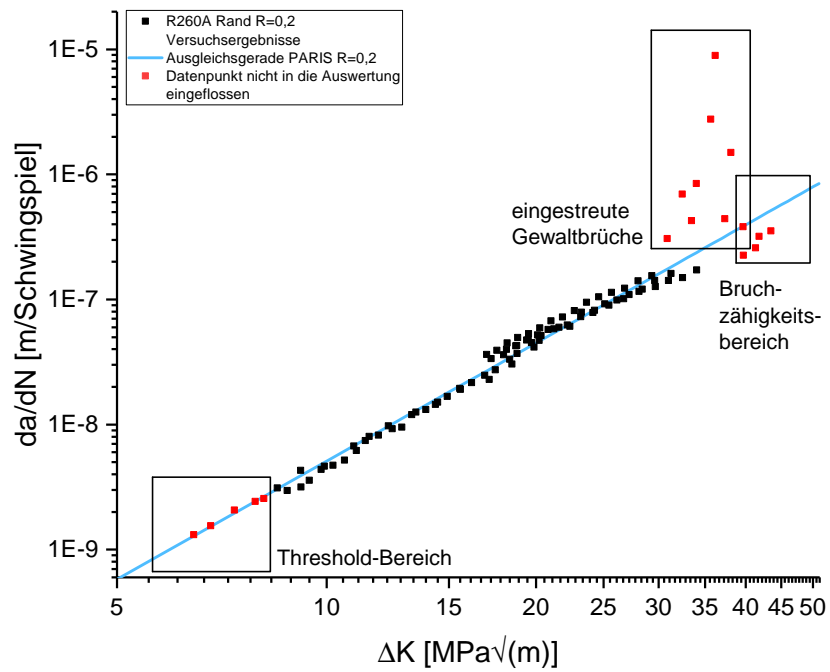


Abbildung C.12:  $da/dN$ -Ergebnisse R260A Rand  $R=0,7$

### C.3 Versuchsergebnisse R260B

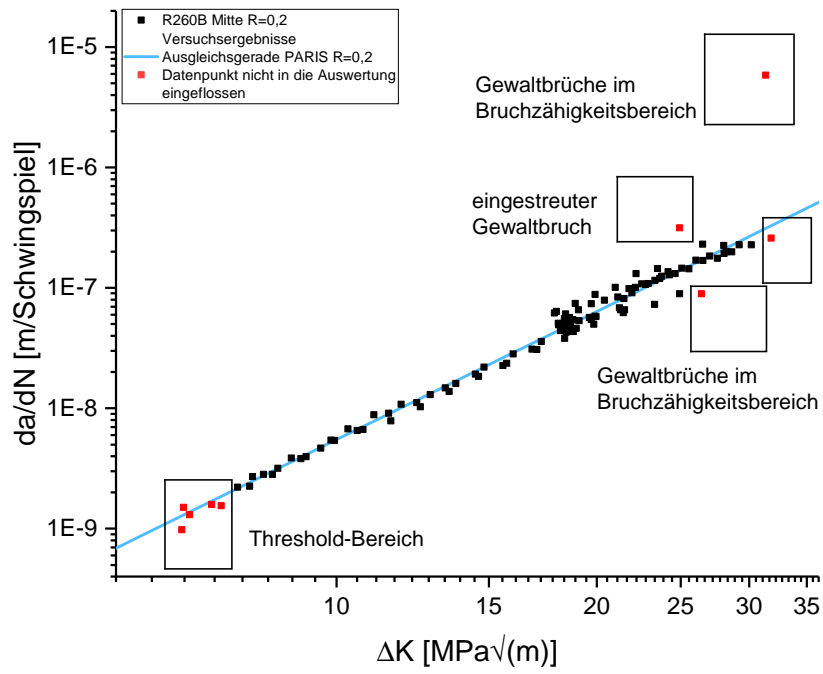
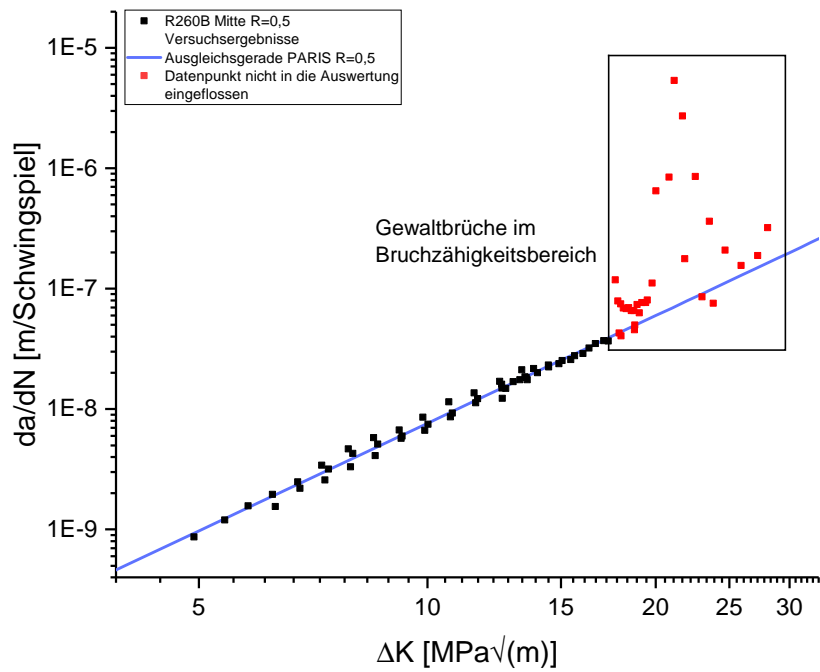
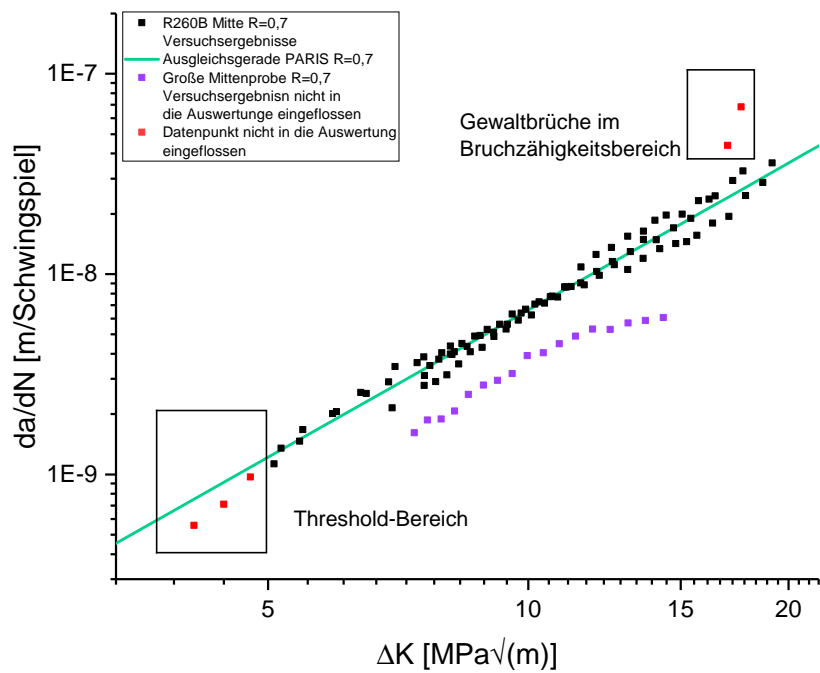


Abbildung C.13:  $da/dN$ -Ergebnisse R260A Mitte  $R=0,2$

## C Versuche Rissfortschrittsgeschwindigkeit

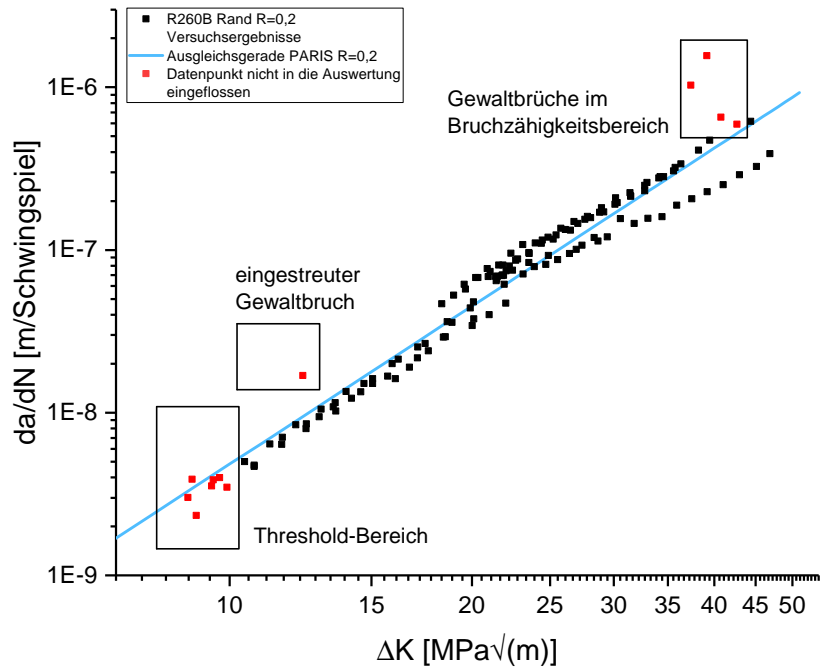


**Abbildung C.14:**  $da/dN$ -Ergebnisse R260B Mitte R=0,5

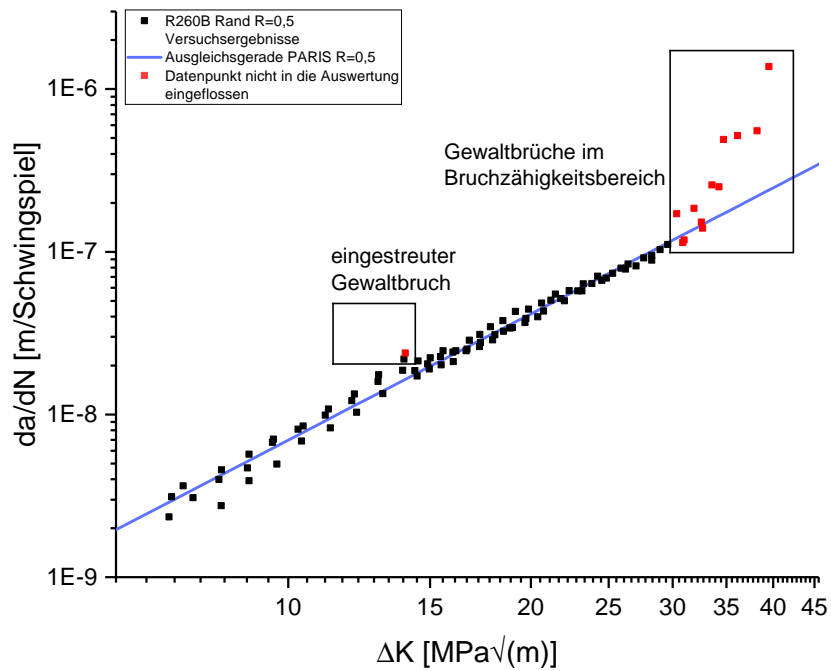


**Abbildung C.15:**  $da/dN$ -Ergebnisse R260B Mitte R=0,7

## C Versuche Rissfortschrittsgeschwindigkeit



**Abbildung C.16:**  $da/dN$ -Ergebnisse R260B Rand R=0,2



**Abbildung C.17:**  $da/dN$ -Ergebnisse R260B Rand R=0,5



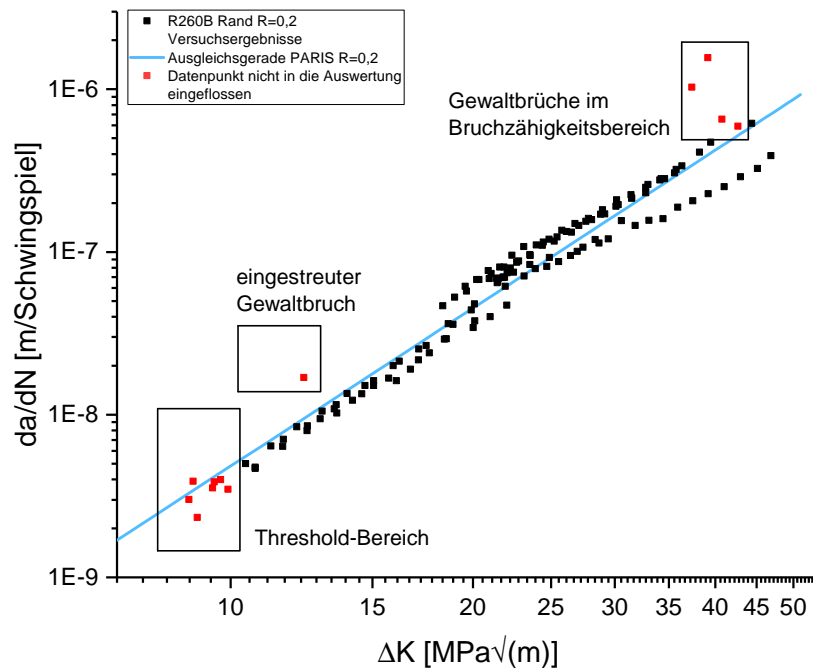


Abbildung C.18:  $da/dN$ -Ergebnisse R260B Rand R=0,7

## C.4 Versuchsergebnisse R350

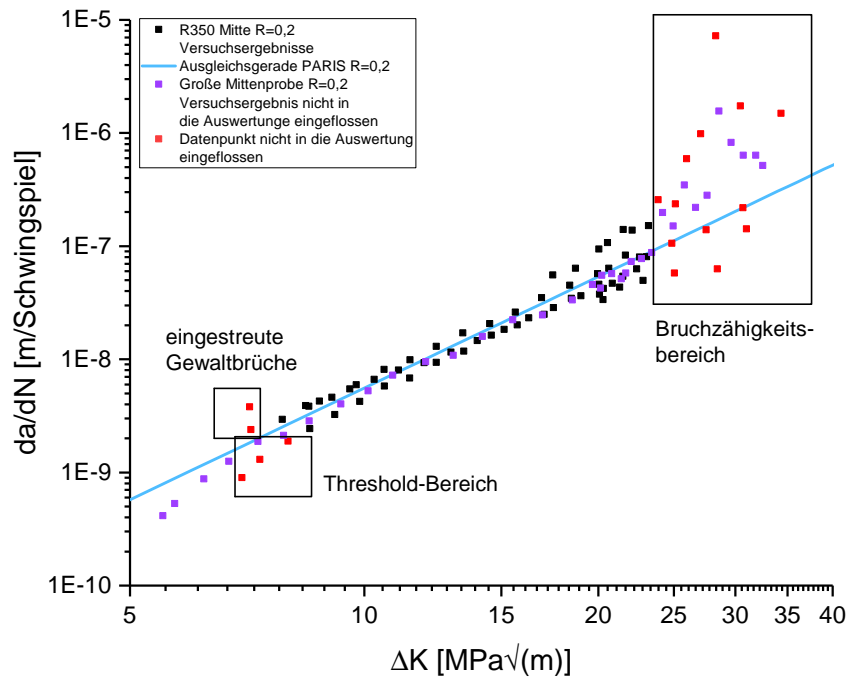
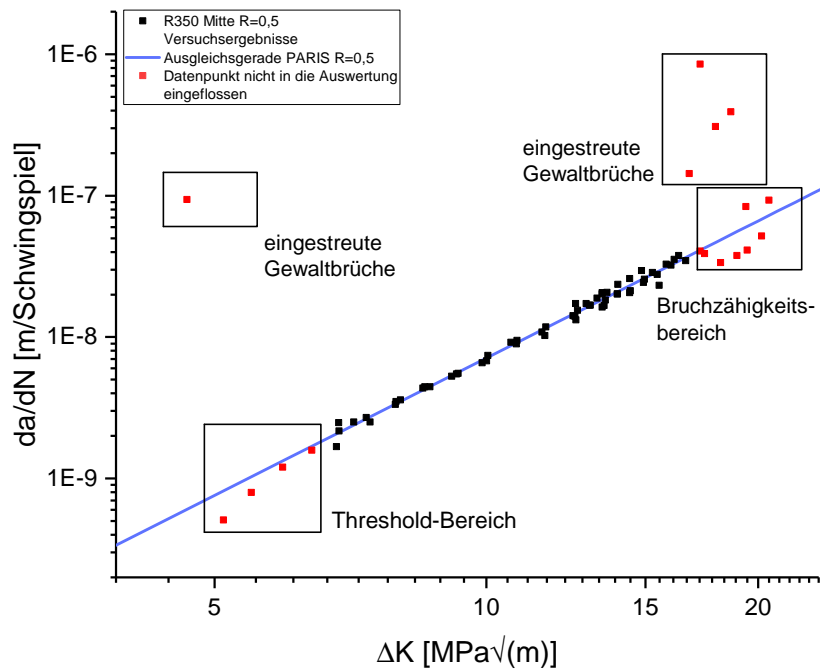
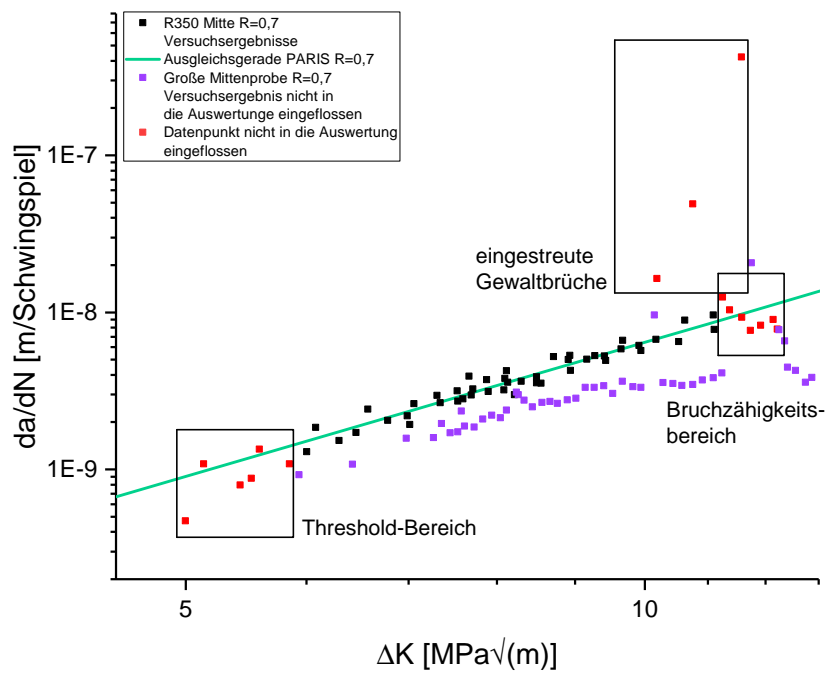


Abbildung C.19:  $da/dN$ -Ergebnisse R350 Mitte R=0,2

## C Versuche Rissfortschrittsgeschwindigkeit

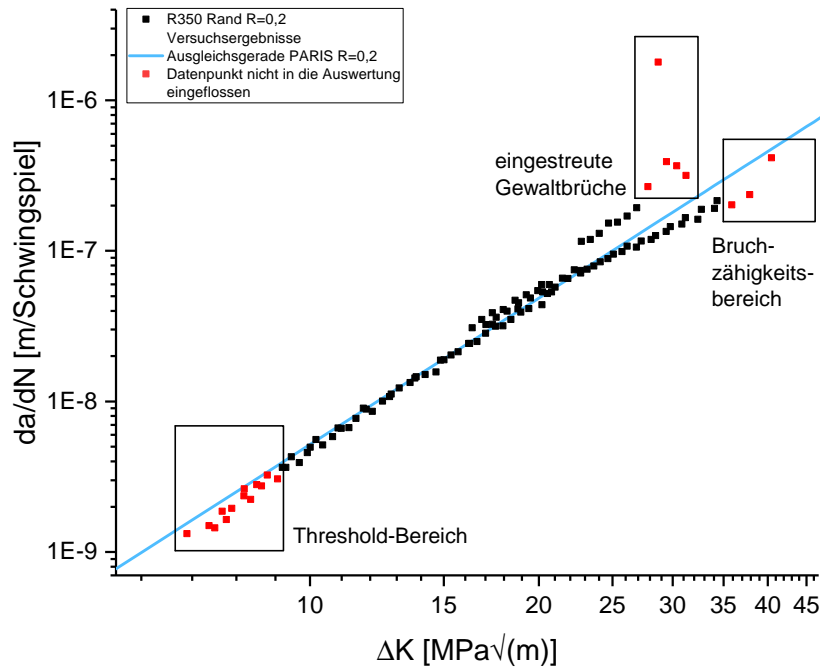


**Abbildung C.20:**  $da/dN$ -Ergebnisse R350 Mitte R=0,5

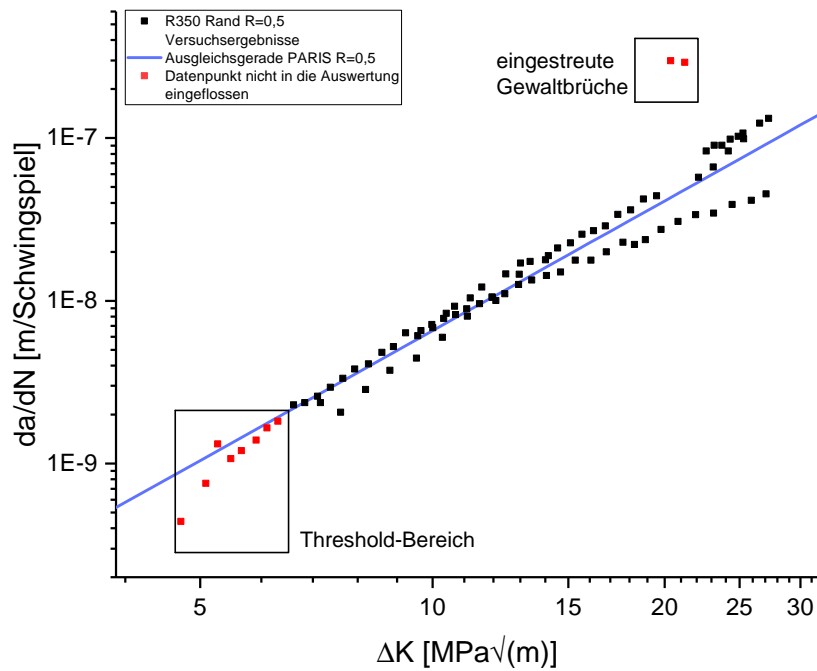


**Abbildung C.21:**  $da/dN$ -Ergebnisse R350 Mitte R=0,7

## C Versuche Rissfortschrittsgeschwindigkeit



**Abbildung C.22:**  $da/dN$ -Ergebnisse R350 Rand R=0,2



**Abbildung C.23:**  $da/dN$ -Ergebnisse R350 Rand R=0,5

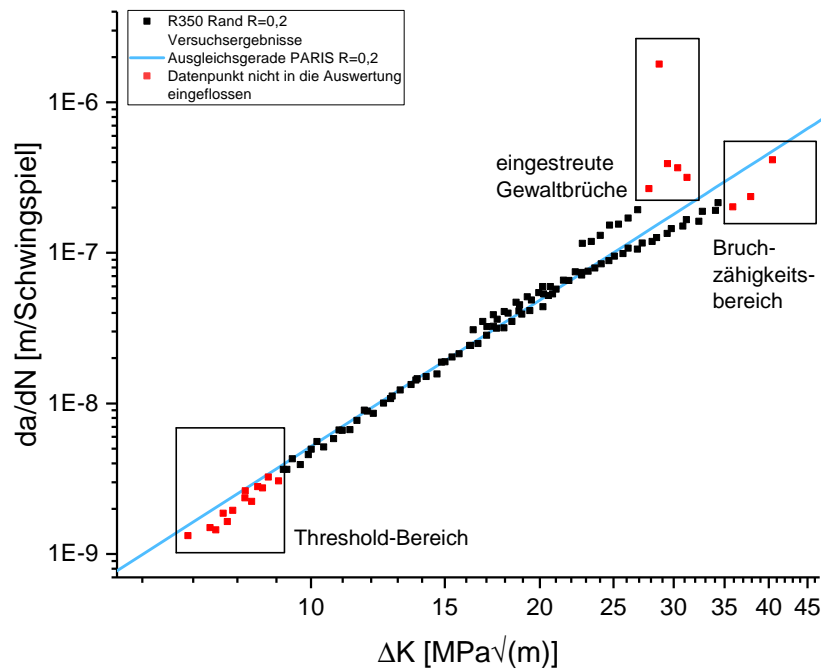


Abbildung C.24:  $da/dN$ -Ergebnisse R350 Rand R=0,7

---

# D Modellierung

## D.1 Ergebnisse der Großversuche aus [Pessel, Mensinger, Simon et al., o.D.]

**Tabelle D.1:** Ergebnisse der Großversuche nach [Pessel, Mensinger, Simon et al., o.D.]

Versuch	Stahl- sorte	Unter- span- nung [MPa]	Ober- span- nung [MPa]	Schwing- weite [MPa]	R <sup>L</sup> - Ver- hält- nis	R <sup>E</sup> -Ver- hältnis	Lastspiele mit Riss- wachstum nach Tabelle 6-4	Gewalt- brüche	Bemerkung:	Risstiefe <i>a</i> für <i>K</i>	Rissbreite <i>2c</i> für <i>K</i>
R260A 1 R0,5	R260A	150	300	150	0,5	0,56-0,62	193.680	ja	sehr unregelmäßige Rissfront	7,06	25,00
R260A 2 R0,5	R260A	150	300	150	0,5	0,56-0,62	218.180	nein		9,49	25,00
R260A 3 R0,5	R260A	150	300	150	0,5	0,56-0,62	151.358	ja	viele Nebenrisse	9,77	25,00
R260A 1 R0,35	R260A	105	300	195	0,35	0,43-0,51	63.977	ja		7,85	25,00
R260A 2 R0,35	R260A	105	300	195	0,35	0,43-0,51	40.605	nein		5,46	25,00
R260A 3 R0,35	R260A	105	300	195	0,35	0,43-0,51	82.604	ja	sehr viele eingestreute Gewaltbrüche	12,60	26,60
R260A 1 R0,2	R260A	60	300	240	0,2	0,3-0,4	28.638	ja		6,45	25,00
R260A 2 R0,2	R260A	60	300	240	0,2	0,3-0,4	46.880	ja	sehr unregelmäßige Rissfront	9,67	25,00
R260A 3 R0,2	R260A	60	300	240	0,2	0,3-0,4	62.551	ja		9,39	25,00
R260B 1 R0,5	R260B	150	300	150	0,5	0,66-0,67	219.947	nein		12,56	29,07
R260B 2 R0,5	R260B	150	300	150	0,5	0,66-0,67	195.543	nein		10,87	25,47
R260B 3 R0,5	R260B	150	300	150	0,5	0,66-0,67	172.245	nein		10,05	25,00
R260B 1 R0,35	R260B	105	300	195	0,35	0,55-0,57	53.651	nein		7,16	25,00
R260B 2 R0,35	R260B	105	300	195	0,35	0,55-0,57	51.269	nein		6,55	25,00
R260B 3 R0,35	R260B	105	300	195	0,35	0,55-0,57	52.862	nein	evtl. zwei stark zusammen-gewachsene Risse	6,96	25,00
R260B 1 R0,2	R260B	60	300	240	0,2	0,45-0,47	22.597	ja		5,45	25,00
R260B 2 R0,2	R260B	60	300	240	0,2	0,45-0,47	17.595	nein		4,40	25,00
R260B 3 R0,2	R260B	60	300	240	0,2	0,45-0,47	15.809	nein		4,40	25,00
R350 1 R0,5	R350	150	300	150	0,5	0,64-0,68	42.261	nein	unregelmäßige Rissfront, als seien 2 Risse zusammen-gewachsen	4,33	25,00
R350 2 R0,5	R350	150	300	150	0,5	0,64-0,68	41.828	nein	zwei Risse, ein wenig zusammen-gewachsen	4,23	25,00
R350 3 R0,5	R350	150	300	150	0,5	0,64-0,68	43.106	nein	zwei Risse, zusammen-gewachsen	4,41	25,00
R350 1 R0,35	R350	105	300	195	0,35	0,54-0,59	28.665	ja		5,29	25,00
R350 2 R0,35	R350	105	300	195	0,35	0,54-0,59	14.598	nein		3,46	25,00
R350 3 R0,35	R350	105	300	195	0,35	0,54-0,59	13.940	nein		3,54	25,00
R350 1 R0,2	R350	60	300	240	0,2	0,43-0,5	13.758	ja		5,40	25,00
R350 2 R0,2	R350	60	300	240	0,2	0,43-0,5	9.423	nein		3,69	25,00
R350 3 R0,2	R350	60	300	240	0,2	0,43-0,5	8.374	nein		3,59	25,00

## D.2 Bestimmung der Plattenmodelle

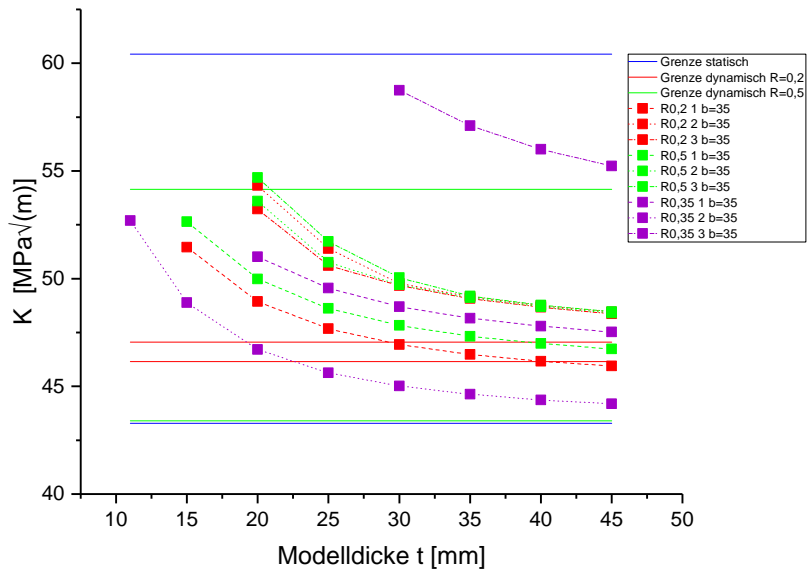


Abbildung D.1: Bestimmung Plattenmodell R260A



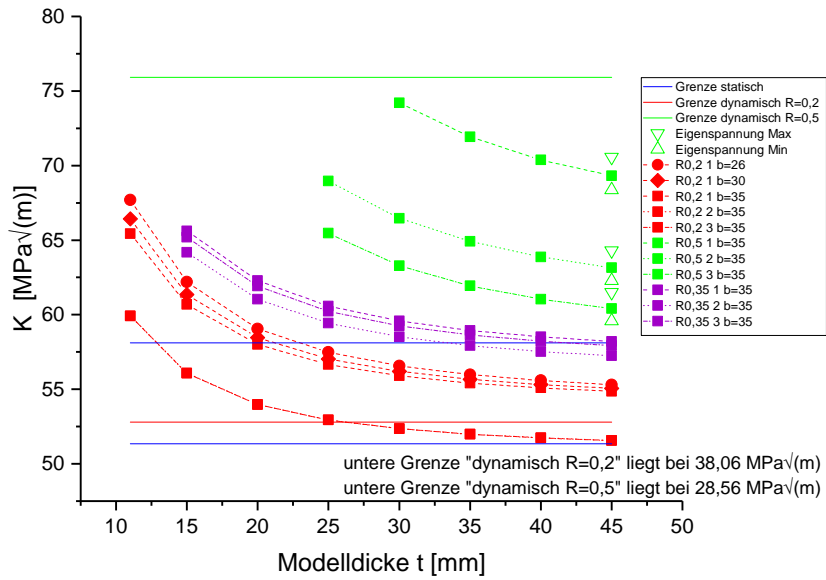


Abbildung D.2: Bestimmung Plattenmodell R260B

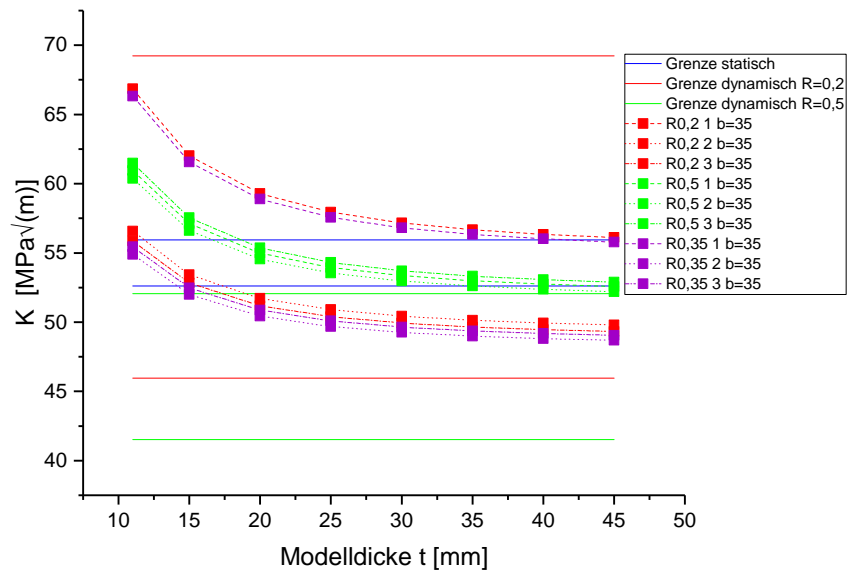


Abbildung D.3: Bestimmung Plattenmodell R350

---

# Abbildungsverzeichnis

1.1	Risse in Schienenfüßen . . . . .	2
2.1	Schliffbilder (Längsschliffe) der sechs untersuchten Entnahmeorte . . . . .	7
3.1	Spannungsverteilung in der Schiene infolge unterschiedlicher Belastungssituationen nach [SCHRAMM, 2014], Zugspannungen blau, Druckspannungen rot. . .	9
4.1	Eigenstressungen einer Schienen des Profils S49 aus [MEIER, 1937] . . . . .	13
4.2	Sägeschnittverfahren (zweiter Schnitt) aus [PESEL, MENSINGER, SIMON et al., o.D.] . . . . .	14
4.3	Messpositionen der Eigenstressermittlung an Profil 60E2 gemäß [DBS 918 245-1:2014] und für [PESEL, MENSINGER, SIMON et al., o.D.] gewählte Positionen (grün markiert) aus [PESEL, MENSINGER, SIMON et al., o.D.] . . .	15
5.1	Spannungsanteile im Schienenfuß 60 E2, $900N/mm^2$ aus [FREYSTEIN, 2012] .	16
6.1	Risseinleitung und Rissausbreitung aus [BLUMENAUER, 1983] . . . . .	18
6.2	Arten der Rissausbreitung aus [BLUMENAUER und PUSCH, 1993] . . . . .	20
6.3	a) Bruchfläche von Probe G24-96; b) Verlauf des Potentials bei Probe G24-96 vom Bereich der zweiten Rastlinie über den eingestreuten Gewaltbruch bis zum Bruch der Probe. Der Sprung im Potential korrespondiert mit der Entstehung des eingestreuten Gewaltbruches. . . . .	22
6.4	a) Ermüdungsriß am Beispiel der Probe R260A-3; b) REM-Aufnahme eines in die Ermüdungsrißfläche eingestreuten Gewaltbruches; c) REM-Aufnahme des Überganges vom Ermüdungsriß zum Restgewaltbruch . . . . .	24
6.5	a) REM-Aufnahme der Ermüdungsrißfläche von Probe R260A-3. Es sind keine Schwingstreifen erkennbar, Streifen sind Perlitlamellen; b) REM-Aufnahme des Überganges vom Ermüdungsriß zum Restgewaltbruch von Probe R260A-4. Die erkennbaren Streifen sind keine Schwingstreifen, sondern Perlitlamellen; c) REM-Aufnahme der Ermüdungsrißfläche von Probe R260A-6. Im Bereich kurz vor dem Restgewaltbruch sind zahlreiche Nebenrisse und Schwingstreifen zu erkennen . . . . .	25
7.1	Temperaturabhängigkeit von K und Zusammenhang mit makroskopischen Bruchmerkmalen aus [HEINE, 2011] . . . . .	27
7.2	Rissfortschrittsdiagramm nach [HAIBACH, 2005] . . . . .	30

8.1	Spannungssituationen zur K-Faktor-Auswahl aus [PESEL, MENSINGER, SIMON et al., o.D.] . . . . .	31
8.2	Geometrien für eingebettete Oberflächen- und Randrisse aus [NEWMAN und RAJU, 1985] . . . . .	32
9.1	Schematische Darstellung der Simulationsergebnisse zur Nachrechnung der Großversuche . . . . .	33
11.1	Spannung-Dehnung Rand (Z4) vs. Mitte (Z3) nach [PESEL, MENSINGER, SIMON et al., o.D.] . . . . .	38
11.2	Sortierung aller Spannungs-Dehnungs-Kurven nach Entnahmeort gemäß [PESEL, MENSINGER, SIMON et al., o.D.] . . . . .	39
11.3	Sortierung aller Spannungs-Dehnungs-Kurven nach Stahlorte gemäß [PESEL, MENSINGER, SIMON et al., o.D.] . . . . .	39
12.1	a) Probengeometrie und Abmessungen der SENB3-Proben aus [ASTM E399-12E2]; b) Lage der Proben im Schienenfuß . . . . .	42
12.2	Kraft-Rissaufweitungs-Beziehung der Probe M01-601 . . . . .	43
12.3	Kurven Ia, Ib, IIa, IIb und IIc für die Verschiebung der Anrissöffnung aus [ORE, 1987] . . . . .	44
12.4	Kurven III und IV für die Verschiebung der Anrissöffnung aus [ORE, 1987] . . . . .	45
12.5	Flussdiagramm zur Auswertung von K . . . . .	46
12.6	Abbildung zur Korrektur der gemessenen Rissaufweitung aufgrund der Befestigung des Clip-on-Gages nach [FAUCHER und TYSON, 1985] . . . . .	47
12.7	Beispielhafte F-CMOD-Verläufe von Proben aus R260B . . . . .	48
12.8	Datenpunkte der Versuche R260B Mitte. Ausgegraute Datensätze werden nicht für weitere Berechnungen verwendet. . . . .	49
12.9	Die dynamischen Bruchzähigkeitswerte dreier (Zungen-)Schienenstähle aus [SCHNITZER et al., 2004] . . . . .	51
12.10	Verhältnis von $K_{Ic}$ ( $K_Q$ ) zur Dicke aus [ORE, 1987] . . . . .	53
12.11	Abhängigkeit der Bruchzähigkeit von der Belastungsgeschwindigkeit und der Prüftemperatur aus [ZERBST et al., 2009] (Original aus [BOUDNITSKI et al., 2004]) . . . . .	54
13.1	Ergebnisse der Rissfortschrittsversuche der Stahlorte R260A Mitte mit einem Spannungsverhältnis von $R = 0,7$ . . . . .	60
13.2	Rissfortschrittsdarstellung des R260B Mitte, sortiert nach R-Verhältnissen . . . . .	62

13.3	Ermüdungsbruchflächen von Proben der Stahlsorte R260B (a: R260B Mitte R=0,2; b: R260B Mitte R=0,5; c: R260B Mitte R=0,7; d: R260B Rand R=0,2; e: R260B Rand R=0,5; f: R260B Rand R=0,7) . . . . .	63
13.4	Geraden zur Bestimmung des Paris-Gesetzes für die untersuchen Stahlsorten . . . . .	65
13.5	Vergleich der PARIS-Geraden bei der Anwendung verschiedener Rissfortschrittsparameter . . . . .	66
15.1	Schemazeichnung und Foto der Großversuche aus [PESEL, MENSINGER, SIMON et al., o.D.] . . . . .	73
15.2	a) Mit DMS instrumentierter gefräster Kerb; b) gefräster Kerb mit Ermüdungsriss; beide aus [PESEL, MENSINGER, SIMON et al., o.D.] . . . . .	74
15.3	Bestimmung Plattenmodell R260B . . . . .	75
16.1	Auswirkungen des Materialwechsels zwischen Simulationen der Stahlsorte R260B . . . . .	77
16.2	Auswirkungen des Modellwechsels zwischen Simulationen der Stahlsorte R260B . . . . .	78
16.3	Vergleich der Simulationen eines Randrisses bei verschiedenen Stahlsorten . . . . .	79
17.1	Ergebnisse der Nachrechnung der Großversuche zu R260B . . . . .	80
17.2	Ergebnisse der Nachrechnung der Großversuche zu R260A . . . . .	82
17.3	Nachrechnung der Großversuche . . . . .	84
17.4	Ergebnisse der Nachrechnung der Großversuche zu R350 . . . . .	85
17.5	Nachrechnung der Großversuche . . . . .	86
18.1	Nachrechnung der Großversuche . . . . .	88
19.1	Relative Auswirkung der Umgebungseinflüsse auf die Lebenszeitreduktion aus [ORRINGER et al., 1988] . . . . .	90
19.2	R-Verhältnisse aus Berechnungen des Jahresgangs der Schienenspannungen . . . . .	92
19.3	Brüche und Verwerfungen der unendlich geschweißten Schiene (1960-1980) aus [KECSKÉS, 1987] . . . . .	94
19.4	Einfluss der temperaturabhängigen Änderung von $K_c$ und der temperaturinduzierten Spannungen auf die Restlebensdauer einer simulierten Schiene . . . . .	95
A.1	Übersicht Zugproben . . . . .	98
A.2	Ergebnisse Zugversuch R260A . . . . .	99
A.3	Ergebnisse Zugversuch R260B . . . . .	100
A.4	Ergebnisse Zugversuch R350 . . . . .	101
B.1	kritische Bruchzähigkeiten R260A_Mitte . . . . .	102

B.2	kritische Bruchzähigkeiten R260A_Rand . . . . .	104
B.3	kritische Bruchzähigkeiten R260B_Mitte . . . . .	106
B.4	kritische Bruchzähigkeiten R260B_Rand . . . . .	108
B.5	kritische Bruchzähigkeiten R350_Mitte . . . . .	110
B.6	kritische Bruchzähigkeiten R350_Rand . . . . .	112
C.1	dadN-Ergebnisse R260A Mitte . . . . .	114
C.2	dadN-Ergebnisse R260A Rand . . . . .	115
C.3	dadN-Ergebnisse R260B Mitte . . . . .	115
C.4	dadN-Ergebnisse R260B Rand . . . . .	116
C.5	dadN-Ergebnisse R350 Mitte . . . . .	116
C.6	dadN-Ergebnisse R350 Rand . . . . .	117
C.7	dadN-Ergebnisse R260A Mitte $R=0,2$ . . . . .	118
C.8	dadN-Ergebnisse R260A Mitte $R=0,5$ . . . . .	119
C.9	dadN-Ergebnisse R260A Mitte $R=0,7$ . . . . .	119
C.10	dadN-Ergebnisse R260A Rand $R=0,2$ . . . . .	120
C.11	dadN-Ergebnisse R260A Rand $R=0,5$ . . . . .	120
C.12	dadN-Ergebnisse R260A Rand $R=0,7$ . . . . .	121
C.13	dadN-Ergebnisse R260A Mitte $R=0,2$ . . . . .	122
C.14	dadN-Ergebnisse R260B Mitte $R=0,5$ . . . . .	123
C.15	dadN-Ergebnisse R260B Mitte $R=0,7$ . . . . .	123
C.16	dadN-Ergebnisse R260B Rand $R=0,2$ . . . . .	124
C.17	dadN-Ergebnisse R260B Rand $R=0,5$ . . . . .	124
C.18	dadN-Ergebnisse R260B Rand $R=0,7$ . . . . .	125
C.19	dadN-Ergebnisse R350 Mitte $R=0,2$ . . . . .	126
C.20	dadN-Ergebnisse R350 Mitte $R=0,5$ . . . . .	127
C.21	dadN-Ergebnisse R350 Mitte $R=0,7$ . . . . .	127
C.22	dadN-Ergebnisse R350 Rand $R=0,2$ . . . . .	128
C.23	dadN-Ergebnisse R350 Rand $R=0,5$ . . . . .	128
C.24	dadN-Ergebnisse R350 Rand $R=0,7$ . . . . .	129
D.1	Bestimmung Plattenmodell R260A . . . . .	132
D.2	Bestimmung Plattenmodell R260B . . . . .	133
D.3	Bestimmung Plattenmodell R350 . . . . .	133

---

# Tabellenverzeichnis

2.1	Chemische Zusammensetzung der untersuchten Schienenstähle und zulässige Zusammensetzung der Stahlsorten nach [DIN EN 13674-1:2011] (Einzelwerte nach [DIN EN 13674-1:2011] sind Maximalwerte) . . . . .	5
4.1	Eigenstressungen [MPa] (gemessen im Sägeschnittverfahren) nach [PESSEL, MENSINGER, SIMON et al., o.D.] . . . . .	15
11.1	Mittelwerte der Ergebnisse der Zugversuche aus [PESSEL, MENSINGER, SIMON et al., o.D.] . . . . .	40
12.1	Mittelwerte der Ergebnisse der ausgewählten K-Versuche nach Anhang B . . .	56
13.1	Ergebnisse der Rissfortschrittsversuche . . . . .	68
17.1	Werte für $K_c$ und für das Rissfortschrittsgesetz zur Nachrechnung der Großversuche zur Stahlsorte R260 . . . . .	85
17.2	Werte für $K_c$ und für das Rissfortschrittsgesetz zur Nachrechnung der Großversuche zur Stahlsorte R350 . . . . .	86
18.1	Gegenüberstellung der Parameter zur Berechnung von Rissen im Schienenfußrand und in der Schienenfußmitte . . . . .	88
B.1	kritischer Spannungsintensitätsfaktor kleine Proben, R260A, Mitte, +20° C . .	103
B.2	kritischer Spannungsintensitätsfaktor große Proben, R260A, Mitte, +20° C . .	103
B.3	kritischer Spannungsintensitätsfaktor kleine Proben, R260A, Mitte, -20° C . .	103
B.4	kritischer Spannungsintensitätsfaktor dynamisch kleine Proben, R260A, Mitte	103
B.5	kritischer Spannungsintensitätsfaktor kleine Proben, R260A, Rand, +20° C . .	105
B.6	kritischer Spannungsintensitätsfaktor kleine Proben, R260A, Rand, -20° C . .	105
B.7	kritischer Spannungsintensitätsfaktor dynamisch kleine Proben, R260A, Rand	105
B.8	kritischer Spannungsintensitätsfaktor kleine Proben, R260B, Mitte, +20° C . .	107
B.9	kritischer Spannungsintensitätsfaktor große Proben, R260B, Mitte, +20° C . .	107
B.10	kritischer Spannungsintensitätsfaktor kleine Proben, R260B, Mitte, -20° C . .	107
B.11	kritischer Spannungsintensitätsfaktor dynamisch kleine Proben, R260B, Mitte	107
B.12	kritischer Spannungsintensitätsfaktor kleine Proben, R260B, Rand, +20° C . .	108
B.13	kritischer Spannungsintensitätsfaktor kleine Proben, R260B, Rand, -20° C . .	109
B.14	kritischer Spannungsintensitätsfaktor dynamisch kleine Proben, R260B, Rand	109

## Tabellenverzeichnis

---

B.15 kritischer Spannungsintensitätsfaktor kleine Proben, R350, Mitte, +20° C . . .	111
B.16 kritischer Spannungsintensitätsfaktor große Proben, R350, Mitte, +20° C . . .	111
B.17 kritischer Spannungsintensitätsfaktor kleine Proben, R350, Mitte, -20° C . . .	111
B.18 kritischer Spannungsintensitätsfaktor dynamisch kleine Proben, R350, Mitte .	111
B.19 kritischer Spannungsintensitätsfaktor kleine Proben, R350, Rand, +20° C . . .	112
B.20 kritischer Spannungsintensitätsfaktor kleine Proben, R350, Rand, -20° C . . .	113
B.21 kritischer Spannungsintensitätsfaktor dynamisch kleine Proben, R350, Rand .	113
D.1 Ergebnisse der Großversuche nach [PESSEL, MENSINGER, SIMON et al., o.D.] .	131

---

# Literaturverzeichnis

- ANDERSON, T. L. (2005): *Fracture Mechanics Fundamentals and Applications*. 3rd edition. Taylor&Francis.
- ASTM INTERNATIONAL, Hrsg. (2012): *E399 - 12E2: Standard Test Method for Linear-Elastic Plane-Strain Fracture Toughness  $K_{Ic}$  of Metallic Materials*.
- Hrsg. (2013a): *E1820-13: Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness*.
- Hrsg. (2013b): *E647 - 13a: Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates*.
- AUSTEN, I. M. (1980): „Measurement of Crack Length and Data Analysis in Corrosion Fatigue“. In: *The Measurement of Crack Length and Shape During Fracture and Fatigue*. Hrsg. von C. J. BEEVERS. Engineering Materials Advisory Services Ltd., S. 164–189.
- BARGEL, H.-J. und SCHULZE, G. (2005): *Werkstoffkunde*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg.
- BLUMENAUER, H. (1983): *Zur werkstoffmechanischen Interpretation von Bruchkenngrößen*. Nummer 20/N. Akademie-Verlag Berlin.
- BLUMENAUER, H. und PUSCH, G. (1987): *Technische Bruchmechanik*. 2. Auflage. VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie.
- (1993): *Technische Bruchmechanik*. 3. Auflage. VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie.
- BOUDNITSKI, G., EDEL, K.-O. und SCHUMANN, L. (2004): „Bewertung der Rissausbreitung an Federstellen in Zungenschienen“. In: *Materialprüfung* 46, S. 390–396.
- BSI STANDARDS LIMITED, Hrsg. (2012): *BS ISO 12108:2012. Metallic materials – Fatigue testing – Fatigue crack growth method*.
- DB NETZ AG, Hrsg. (2014): *DBS 918 245-1: Schienen, Teil1: Vignolschienen ab 46 kg/m, Bahnstandard*.
- DE IORIO, A., GRASSO, M., KOTSIKOS, G., PENTA, F. und PUCILLO, G. P. (2012): „Development of Predictive Models for Fatigue Crack Growth in Rails“. In: *Key Engineering Materials* 488-489, S. 13–16. DOI: [10.4028/www.scientific.net/KEM.488-489.13](https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.488-489.13).
- DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V., BERLIN, Hrsg. (2009): *DIN EN ISO 6892-1: Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur*.
- Hrsg. (2010): *DIN EN 1991-2: Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke – Teil 2: Verkehrslasten auf Brücken; Deutsche Fassung EN 1991-2:2003+AC:2010*.
- Hrsg. (2011): *DIN EN 13674-1: Bahnanwendungen - Oberbau - Schienen - Teil 1: Vignolschienen ab 46 kg/m; Deutsche Fassung EN 13674-1:2011*.



- DOHSE, R. (1966): „Eigenspannungen und ihr Einfluß auf die Haltbarkeit der alumino-thermisch geschweißten Schiene“. Dissertation. München: Technische Hochschule München.
- EDEL, K.-O. (2015): *Einführung in die bruchmechanische Schadensbeurteilung*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg.
- EDEL, K.-O. und BOUDNITSKI, G. (2001): *Untersuchungen zur Restnutzungsdauer rißgeschädigter Weichenschienen*. Fachhochschule Brandenburg.
- EISENMANN, J. (1977): „Die Schiene als Träger und Fahrbahn - theoretische Grundlagen und praktische Beispiele“. In: *Die Eisenbahnschiene Theoretische und praktische Hinweise zur Beanspruchung, Werkstoffbeschaffenheit, Profilwahl, Verschweißung und Behandlung in Gleis und Werkstatt*. Hrsg. von F. FASTENRATH. Verlag von Wilhelm Ernst & Sohn, S. 9–78.
- FAUCHER, B. und TYSON, W. R. (1985): „A Comparison of Crack-Mouth Opening and Load-Line Displacement for J-Integral Evaluation Using Bend Specimens“. In: *Elastic-plastic fracture test methods: the user's experience; ASTM STP 856*. Hrsg. von E. T. WESSEL und F. J. LOSS. American Society for Testing und Materials, S. 279–293.
- FLÜGGE, J., HELLER, W. und SCHWEITZER, R. (1979): „Gefüge und mechanische Eigenschaften von Schienenstählen“. In: *Stahl und Eisen* 99.16, S. 841–845.
- FREUDENSTEIN, S., GEISLER, K., MÖLTER, T., MISSLER, M. und STOLZ, C. (2018): *Ballastless Tracks*. Ernst & Sohn.
- FREYSTEIN, H. (2012): „Untersuchungen zu den zulässigen zusätzlichen Schienenspannungen aus der Interaktion Gleis/Brücke“. Dissertation. Berlin: Technischen Universität Berlin.
- HAIBACH, E. (2005): *Betriebsfestigkeit*. 3. Auflage. Springer-Verlag Berlin Heidelberg.
- HALLIDAY, M. D. und BEEVERS, C. (1980): „The d.c. Electrical Potential Method for Crack Length Measurement“. In: *The Measurement of Crack Length and Shape During Fracture and Fatigue*. Hrsg. von C. J. BEEVERS. Engineering Materials Advisory Services Ltd. Kap. The d.c. Electrical Potential Method for Crack Length Measurement, S. 164–189.
- HE, J. (2015): „Rissfortschritt in Schienenfußmitte unter Berücksichtigung von Temperatur- und Eigenspannungsschwankungen“. Masterarbeit. München: Technische Universität München.
- HEINE, B. (2011): *Werkstoffprüfung*. Springer.
- JÖRG, A. (2010): „Ein Beitrag zur Bewertung der Bruchsicherheit von Eisenbahnschienen“. Dissertation. Innsbruck: Universität Innsbruck.
- KECSKÉS, S. (1987): „Test and Fatigue of the Rail“. In: *Periodica Polytechnica Civil Engineering* 31(1-2), S. 3–50.

- KOPP, E. (1970): *Ein Beitrag zur Ermittlung der zulässigen Liegedauer von Eisenbahnschienen*. Bd. Heft 14. Mitteilungen des Instituts für Bau von Landverkehrswegen der Technischen Universität München. Technische Universität München: Eisenmann, J.
- LEBAHN, J. und SANDER, M. (2013): „Determination of statistical secured residual lifetime based on sensitivity analysis and stochastic crack propagation simulation“. In: *13th International Conference on Fracture*. Hrsg. von CHINESE SOCIETY of THEORETICAL und APPLIED MECHANICS.
- MEIER, H. (1937): „Eigenspannungen in Eisenbahnschienen“. In: *VDI-Zeitschrift* 81.12, S. 362–363.
- NEWMAN, J. C. und RAJU, I. S. (1985): *Stress-Intensity Factor Equations for Cracks in Three-Dimensional Finite Bodies Subjected to Tension and Bending Loads*. Techn. Ber. NASA Technical Memorandum 85793. National Aeronautics und Space Administration.
- ORE (1987): *ORE-Frage D 156: Empfohlenes Verfahren zur Bestimmung der Risszähigkeit ( $K_{Ic}$ ) von Eisenbahnschienenstählen im ebenen Dehnungszustand*. Hrsg. von ORE FORSCHUNGS- und VERSUCHSAMT DES INTERNATIONALEN EISENBAHNVERBANDES. Utrecht, Bericht D 156/RP 3.
- ORRINGER, O., TANG, Y. H., GORDON, J. E., JEONG, D. Y., MORRIS, J. M. und PERLMAN, A. B. (1988): *Crack Propagation Life of Detail Fractures in Rails, DOT/FRA/ORD-88/13*. Final Report. US Department of Transportation, Federal Railroad Administration.
- PARKER, A. P. (1985): „Stress Intensity Factors, Crack Profiles, and Fatigue Crack Growth Rates in Residual Stress Fields“. In: *Residual Stress Effects in Fatigue; ASTM STP 776*. Hrsg. von J. F. THROOP und H. S. REEMSnyder. American Society for Testing und Materials, S. 13–31.
- PESEL, S., MENSINGER, M. und GEHRING, M. (2016): „Crack Growth in the Rail Foot“. In: *11th German Japanese Bridge Symposium*. Hrsg. von OSAKA INSTITUTE of TECHNOLOGY.
- PESEL, S., MENSINGER, M., SIMON, C., FREUDENSTEIN, S., SCHRAMM, N. und FISCHER, O. (o.D.): „Forschungsbericht P1033 - Ermüdungsnachweis von Schienen auf Basis bruchmechanischer Kennwerte“. FOSTA Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V.
- RICE, R. C., LEIS, B. N. und TUTTLE, M. E. (1982): „An Examination of the Influence of Residual Stresses on the Fatigue and Fracture of Railroad Rail“. In: *Residual Stress Effects in Fatigue and Fracture of Railroad Rail, ASTM STP 776*. American Society for Testing und Materials, S. 132–157.
- RICHARD, H. A. und SANDER, M. (2009): *Ermüdungsrisse*. 1. Auflage. Vieweg+Teubner.

- ROMANO, S., MANENTI, D., BERETTA, S. und ZERBST, U. (2016): „Semi-probabilistic method for residual lifetime of aluminothermic welded rails with foot cracks“. In: *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* 85, S. 362–363.
- RUGE, P., WIDARDA, D. R. und C., B. (2009): „Schienenlängskräfte auf Brücken bei Zugüberfahrt“. In: *Bautechnik* 86.11, S. 677–694. DOI: [10.1002/bate.200910067](https://doi.org/10.1002/bate.200910067).
- SCHLEINZER, G. und FISCHER, F. (2001): „Residual stress formation during the roller straightening of railway rails“. In: *International Journal of Mechanical Sciences* 43, S. 2281–2295.
- SCHNITZER, T., EDEL, K.-O. und BOHNE, I. (2004): *Fahrflächenschäden*. Fachhochschule Brandenburg.
- SCHRAMM, N. O. (2014): „Beitrag zur wirklichkeitsnahen Ermittlung von Schienenspannungen im Übergangsbereich zu Brückentragwerken“. Masterarbeit. München: Technische Universität München, Lehrstuhl für Massivbau.
- SEYBOTH, P. (1986): „Beanspruchung seitlich abgenutzter Schienen der Form UIC 60“. Dissertation. München: Technische Universität München.
- TABATABAEI, A. M. (2014): „Fracture and Fatigue Crack Growth Characterization of Conventional an Head Hardened Railway Rail Steels“. Masterarbeit. Çankaya Ankara: Middle East Technical University.
- TETELMAN, A. S. und MCEVILY, A. J. (1971): *Bruchverhalten technischer Werkstoffe*. Verlag Stahleisen, Düsseldorf.
- WEISER, J. (1997): „Analyse der Eigenspannungsentstehung beim Rollenrichten von Schienen“. Dissertation. Magdeburg: Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg.
- ZERBST, U., LUNDEN, R., EDEL, K.-O. und SMITH, R. (2009): „Introduction to the damage tolerance behaviour of railway rails“. In: *Engineering Fracture Mechanics*. DOI: [10.1016/j.engfracmech.2009.09.003](https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2009.09.003).
- ZIMMERMANN, H. (1941): *Die Berechnung des Eisenbahnoberbaues*. Verlag von Wilhelm Ernst & Sohn.