

Gerald Trummer, Dipl.-Ing.

Simulation und Prognose von Rollkontaktermüdung im Rad-Schiene-Kontakt

DISSERTATION

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor der technischen Wissenschaften

eingereicht an der

Technischen Universität Graz

Betreuer

Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr. techn. Christof Sommitsch
Institut für Werkstoffkunde und Schweißtechnik

Graz, Juni 2016

Eidesstattliche Erklärung

Ich erkläre an Eides statt, dass ich die vorliegende Arbeit selbstständig verfasst, andere als die angegebenen Quellen/Hilfsmittel nicht benutzt, und die den benutzten Quellen wörtlich und inhaltlich entnommenen Stellen als solche kenntlich gemacht habe. Das in TUGRAZonline hochgeladene Textdokument ist mit der vorliegenden Dissertation identisch.

Datum

Unterschrift

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand im Rahmen meiner Tätigkeit am *Kompetenzzentrum – Das virtuelle Fahrzeug Forschungsgesellschaft mbH (ViF)* im Rahmen der Forschungsprojekte *Wear and RCF Phenomena in Metro Operation (D03T01)* und *RCF – Einfluss von Fahrzeug/Fahrweg Parametern (D2T5)*. Diese Projekte wurden im Rahmen des *COMET K2 – Competence Centers for Excellent Technologies* Programms durch das *Österreichische Bundesministerium für Verkehr, Innovation und Technologie (bmvit)*, das *Österreichische Bundesministerium für Wissenschaft, Forschung und Wirtschaft (bmwfw)*, die *Österreichische Forschungsförderungsgesellschaft mbH (FFG)*, das *Land Steiermark* sowie die *Steirische Wirtschaftsförderung (SFG)* gefördert.

Mein Dank gilt den Industriepartnern *DB Systemtechnik GmbH, Schweizer Bundesbahnen, Siemens AG Österreich, voestalpine Schienen GmbH* und *Wiener Linien GmbH & Co KG*, sowie den wissenschaftlichen Partnern *Institut für Baumechanik / Technische Universität Graz, Erich Schmid Institut für Materialwissenschaft / Österreichische Akademie der Wissenschaften* und *Materials Center Leoben Forschung GmbH*, welche durch ihre Mitwirkung die wissenschaftliche Bearbeitung dieses Themas im Rahmen der oben genannten Projekte ermöglicht haben.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr. Christof Sommitsch, der durch seine Betreuung zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen hat, sowie Herrn Ao. Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr. Peter Dietmaier für die aufschlussreichen Diskussionen und die Unterstützung im Rahmen der Forschungsprojekte.

Auch möchte ich mich bei meinen Kollegen der Arbeitsgruppe *Vehicle System Dynamics – Rail Applications* bedanken, welche über die Jahre für ein positives Arbeitsklima gesorgt haben.

Last, but not least gilt mein Dank auch meiner Familie für ihre Unterstützung meines Dissertationsvorhabens.

Kurzfassung

Rollkontaktermüdung in Form von Rissbildung an der Fahrkante von Eisenbahnschienen ist für den Eisenbahnbetrieb sowohl wirtschaftlich, als auch sicherheitstechnisch von Bedeutung. Im Rahmen dieser Arbeit wurde ein recheneffizientes Simulationswerkzeug zur Prognose von Rissinitiierung und Verschleiß aufgebaut. Das Zusammenspiel von Rissbildung und Verschleiß wird hierbei basierend auf dem oberflächennahen plastischen Scherverformungszustand beschrieben. Kernstücke des Simulationswerkzeugs sind ein neuartiges Modell zur Abschätzung der oberflächennahen plastischen Scherverformung und ein neuartiges Rissinitiierungsmodell, welches mikrostrukturelle Änderungen des Werkstoffs infolge der hohen plastischen Scherverformung berücksichtigt.

Tangentialkräfte im Kontakt rufen eine hohe oberflächennahe Scherverformung des Werkstoffs in der Praxis hervor. Diese Scherverformung wird im Modell anhand von linear-elastischen Kontaktspannungen und der Relativbewegung zwischen Rad und Schiene abgeschätzt. Im scherverformten Gefüge existieren bevorzugte Risswachstumspfade welche in Zusammenhang mit dem plastischen Scherverformungszustand stehen. Auf Basis dieses plastischen Scherverformungszustands und dem Spannungszustand nahe der Oberfläche erlaubt das Rissinitiierungsmodell die Unterscheidung von Kontaktbedingungen, welche einerseits zu Rissinitiierung verbunden mit Verschleiß und andererseits zu einer Dominanz von Verschleiß führen.

Die Parametrisierung des Scherverformungsmodells erfolgte auf Basis von Ergebnissen aus Twin Disc Experimenten, wobei die Modellparameter unter Rollkontaktbedingungen auf Basis von Härtemessdaten und Scherverformungsdaten bestimmt wurden. In diesem Zusammenhang wurde eine automatisierte Methode zur reproduzierbaren Bestimmung der mittleren plastischen Scherverformung anhand von geätzten metallographischen Schliffen entwickelt und validiert. Die Parametrisierung des Rissinitiierungsmodells erfolgte im Rahmen von Rad-Schiene-Prüfstandsexperimenten in Originalgröße, in denen ein Rad wiederholt auf einem Schienenstück abrollt. Die Anwendbarkeit des Simulationswerkzeugs in der Praxis des Eisenbahnbetriebs wurde durch die Simulation einer Gleisstelle im U-Bahnbetrieb demonstriert.

Das entwickelte Simulationswerkzeug wurde an Mehrkörpersimulationen von Schienenfahrzeugen gekoppelt, was die Verknüpfung des globalen Fahrzeugverhaltens mit der lokalen Rollkontaktermüdungsschädigung der Schiene ermöglicht. Dies erlaubt systematische Untersuchungen des Eisenbahnbetriebs im Hinblick auf Betriebsbedingungen und Instandhaltungsmaßnahmen, von Veränderungen im Schienenfahrzeugdesign und in der Fahrzeugabstimmung, sowie Untersuchungen zur gezielten Auswahl von Schienenwerkstoffen zur Reduzierung von Rollkontaktermüdung.

Abstract

Rolling contact fatigue in the form of crack initiation at the gauge corner of rails is significant from an economic as well as from a safety-related point of view. Here, a computationally efficient simulation tool for the prediction of crack initiation and wear has been developed. The interaction of crack initiation and wear is described based on the near-surface plastic shear deformation. Centrepieces of the simulation tool are a new model for the estimation of the near-surface plastic shear deformation and a new crack initiation model which takes microstructural changes of the material due to severe plastic shear deformation into account.

Tangential contact forces cause a severe near-surface shear deformation of the material in practice. This shear deformation is estimated based on linear-elastic contact stresses and the relative motion between wheel and rail. In the shear-deformed microstructure preferred crack paths exist which are linked to the plastic shear strain distribution. Based on the plastic shear strain distribution and the stress state near the surface the crack initiation model allows to distinguish between situations favoring crack initiation accompanied by wear and situations where only wear prevails.

The plastic shear deformation model has been parameterized based on results from twin disc experiments. Model parameters have been determined under rolling contact conditions from hardness measurement results and from plastic shear strain data. In this context an automated procedure for the reproducible determination of the mean plastic shear strain from etched metallographic sections has been developed and validated. The parameterization of the crack initiation model has been done based on full-size wheel-rail test rig experiments, where a wheel rolls repeatedly over one piece of rail. The applicability of the simulation tool with respect to railway operation has been demonstrated by simulating one track position in a metro network.

The simulation tool has been coupled to multibody simulations of railway vehicles, which allows to link the global railway vehicle behavior to local rolling contact fatigue damage on the rail. This allows systematic studies of railway operation focusing on operating conditions and maintenance, on vehicle design changes and vehicle tuning, and on targeted selection of rail materials in order to reduce the extent of rolling contact fatigue.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Motivation	1
1.2	Zielsetzung der Arbeit	2
2	Literaturübersicht	3
2.1	Kontaktmechanik und Rollkontakt	3
2.1.1	Normalkontakt	5
2.1.2	Tangentialkontakt	6
2.2	Rollkontaktermüdung	7
2.2.1	Besonderheiten von Rollkontaktermüdung	7
2.2.2	Arten von Rollkontaktermüdungsschäden	7
2.2.3	Einflussgrößen auf Rollkontaktermüdung	8
2.2.4	Simulationsmodelle	10
2.3	Verschleiß	14
2.4	Zusammenfassung	15
3	Modellbildung	17
3.1	Modelldiskretisierung	17
3.2	Spannungsberechnung	19
3.3	Verschleißmodell	22
3.4	Scherverformungsmodell	23
3.5	Rissinitiierungsmodell	29
4	Validierung und Parametrisierung	37
4.1	Validierung Scherverformungsmodell	37
4.2	Validierung Rissinitiierungsmodell	40
4.3	Parametrisierung Scherverformungsmodell	44
4.3.1	Bestimmung der oberflächennahen plastischen Scherverformung	44
4.3.2	Parameterbestimmung anhand von Twin Disc Versuchen	48
4.4	Parametrisierung von Verschleiß- und Rissinitiierungsmodell	54
4.4.1	Rad-Schiene-Prüfstandsversuch	54
4.4.2	Simulation Prüfstandsversuch	57
4.4.3	Parametrisierung Verschleißmodell	57
4.4.4	Parametrisierung Rissinitiierungsmodell	60
5	Parameterstudien	67
5.1	Variation Radanlaufwinkel	67
5.2	Variation Schieneneinbauneigung	69
5.3	Variation Reibungszahl	70

6	Betriebssimulation Wiener Linien	73
6.1	Modellierungsablauf	73
6.2	Simulationsergebnisse	75
7	Diskussion	83
7.1	Oberflächennaher Scherverformungszustand	83
7.2	Rissinitiierung an der Oberfläche	85
7.3	Ermüdungsparameter für Rissinitiierung	86
7.4	Anwendung in der Praxis	87
7.5	Modellvergleich	90
8	Zusammenfassung	93
9	Veröffentlichungen	97
	Nomenklatur	99
	Literaturverzeichnis	105

1 Einleitung

1.1 Motivation

Rollkontaktermüdung im Eisenbahnbetrieb – die Bildung von Rissen durch wiederholtes Abrollen von Rädern auf Schienen – ist sowohl wirtschaftlich, als auch sicherheitstechnisch von Bedeutung. Beispielsweise wurden die Begriffe "Risse" und "Ermüdung" im Rahmen des INNOTRACK Projekts von Infrastruktur-Managern als das wichtigste Problem der Schieneninstandhaltung hinsichtlich Kosten bezeichnet [1].

Das Ausmaß von Rollkontaktermüdungsschäden im Eisenbahnbetrieb hat in den vergangenen Jahrzehnten zugenommen [2, 3, 4]. Dies wird unter anderem auf die Zunahme des Schienenverkehrs, eine Zunahme der Achslasten, die Einführung von leistungsfähigeren Lokomotiven, sowie den Einsatz von Fahrzeugen, welche mehr auf Fahrstabilität bei hohen Geschwindigkeiten als auf gutes Bogenlaufverhalten ausgelegt sind, zurückgeführt [3]. Hinzu kommt, dass Rad- und Schienenprofile manchmal nicht gut gewartet werden, was zu ungünstigen Kontaktbedingungen mit hohen Kontaktspannungen, schlechtem Bogenlaufverhalten, sowie hohen dynamischen Kontaktkräften führen kann [2, 3].

Die durch Rollkontaktermüdung verursachten jährlichen Kosten liegen in der Europäischen Union schätzungsweise in der Größenordnung von 300 Millionen Euro [3]. Allein im Schienennetz der Deutschen Bahn in Deutschland werden jährlich zirka 66 Millionen Euro für Schienenschleifen und Schienentausch in Zusammenhang mit Rollkontaktermüdung ausgegeben [5].

Obwohl das System Eisenbahn ein sehr sicheres Verkehrsmittel ist – im Durchschnitt ist in Deutschland mit 2,7 Verunglückten und 0,04 getöteten Personen pro 1 Milliarde Personenkilometern zu rechnen [6] – so passieren doch Unfälle. Das Zugunglück von Hatfield in Großbritannien zeigte die möglichen tragischen Folgen von Rollkontaktermüdung auf. Die Entgleisung eines Expresszugs am 17. Oktober 2000 forderte vier Todesopfer, sowie mehr als siebenzig Verletzte. Auslöser des Unfalls waren Ermüdungsbrüche der bogenäußeren Schiene, welche sich ausgehend von Rollkontaktermüdungsrissen an der Fahrkante der Schiene gebildet hatten [7].

Die Instandhaltung von Schiene und Rad spielt eine wichtige Rolle im Management von Rollkontaktermüdung in der Praxis des Eisenbahnbetriebs. Verbesserte Simulationsmodelle zur Prognose von Rollkontaktermüdung können zur Kostenreduzierung durch gezielte Planung von Instandhaltungsmaßnahmen, sowie durch Optimierung von Fahrzeugdesign und Fahrzeugabstimmung beitragen. Simulationsmodelle zur

Prognose von Rollkontaktermüdung können aber auch als Grundlage für Trassenpreissysteme im Sinne einer verursachungsgerechten Kostenaufteilung zwischen Infrastrukturbetreibern und Schienenfahrzeugbetreibern dienen. Nicht aus den Augen gelassen werden darf dabei die Anwendbarkeit des Modells: Es soll anschaulich, ingenieurtechnisch handhabbar, recheneffizient und trotzdem physikalisch basiert sein. So gesehen ist "eine Näherungslösung oft nützlicher als eine exakte Lösung" [8].

1.2 Zielsetzung der Arbeit

Ziel der vorliegenden Arbeit ist es, ein verbessertes Verständnis für Rollkontaktermüdung und Verschleiß im Rad-Schiene-Kontakt und den dabei ablaufenden physikalischen Prozessen zu schaffen. Hierzu soll ein recheneffizientes Modell zur Prognose der Initiierung von Rollkontaktermüdungsrissen an der Fahrkante der Schiene entwickelt werden, wobei sich die Modellbildung an den zugrunde liegenden physikalischen Prozessen orientieren soll. Besonderes Augenmerk ist auf eine ähnliche Modelltiefe in den einzelnen, aufeinander aufbauenden Teilmodellen der Simulation zu legen. Das Modell soll anhand von Experimenten validiert und parametrisiert werden. Zum Nachweis der Anwendbarkeit des entwickelten Modells in der Praxis soll eine Stelle im Streckennetz der U-Bahn in Wien im Rahmen einer Betriebssimulation behandelt werden.

2 Literaturübersicht

2.1 Kontaktmechanik und Rollkontakt

Die *Kontaktmechanik* ermöglicht die Bestimmung von Form und Größe der Kontaktfläche, sowie die Bestimmung von Verformungen und Spannungen im Kontaktbereich. In der Kontaktmechanik wird zwischen *konzentrierten* und *konformen* Kontakten unterschieden [9, 10]:

Bei konzentrierten (nicht-konformen) Kontakten unterscheidet sich die (lokale) Oberflächengeometrie der beiden Körper im Kontaktbereich, sodass sich eine Kontaktfläche ausbildet, deren Größe klein im Vergleich zu den typischen (lokalen) Abmessungen der beiden Körper ist [9, 10]. Ein typisches Beispiel hierfür ist der Kontakt zweier Kugeln.

Im Fall von konformen (nicht-konzentrierten) Kontakten ist die Größe der Kontaktfläche vergleichbar mit typischen lokalen Abmessungen der Körper. Die (lokale) Geometrie der undeformierten Oberflächen im Kontaktbereich unterscheidet sich nicht oder nur geringfügig [9, 10]. Beispiele hierfür sind Gleitlager und Presspassungen.

Im Fall eines konzentrierten Kontakts wird der Punkt der ersten Berührung (Kontaktpunkt) der beiden Körper als Ursprung des rechtwinkligen Kontaktkoordinatensystems festgelegt, wobei die Orientierung der z -Achse durch die gemeinsame Oberflächennormale der beiden Körper im Kontaktpunkt gegeben ist. Die xy -Ebene ist dann die Tangentialebene an die Oberflächen im Kontaktpunkt [10]. Die x -Achse wird für einen Kontakt zwischen Rad und Schiene üblicherweise parallel zur Schienenlängsachse in Fahrtrichtung gewählt. Die z -Achse ist in den Schienenkopf hinein orientiert.

Zwei achsparallele Zylinder berühren einander erstmalig entlang einer Linie. In diesem Fall wird die Richtung der x -Achse parallel zur Querschnittsfläche der Zylinder gelegt, sodass die y -Achse parallel zu den Zylinderachsen orientiert ist [10].

Der *Rollkontakt* in Rad-Schiene-Systemen umfasst "alle Vorgänge bei rotatorischen und translatorischen Relativbewegungen der beiden im Kontakt befindlichen Körper Rad und Schiene" [11]. Als Grenzfälle treten hierbei *reines Gleiten* und *freies Rollen* auf. Reines Gleiten tritt beim Durchdrehen eines translatorisch unbewegten Rades sowie beim Blockieren eines translatorisch bewegten Rades auf. Beim freien Rollen entspricht die Umfangsgeschwindigkeit des Rades im Kontakt dessen Translationsgeschwindigkeit, wodurch auf das rollende Rad weder Antriebs- noch Bremsmomente wirken, außer jene, die den Rollwiderstand ausgleichen [11].

Die Relativgeschwindigkeit im Berührungspunkt zweier starrer Körper wird durch die Komponente Δv_x in Schienenlängsrichtung und die Komponente Δv_y quer zur Schienenlängsrichtung beschrieben [11].

Die auf die Referenzgeschwindigkeit v_0 bezogene Relativgeschwindigkeit wird als *Schlupf* bezeichnet. *Längsschlupf* c_x und *Querschlupf* c_y werden daher wie folgt definiert [11]:

$$c_x = \frac{\Delta v_x}{v_0} \quad (2.1)$$

$$c_y = \frac{\Delta v_y}{v_0} \quad (2.2)$$

Für technische Fragestellungen ist es üblich als Referenzgeschwindigkeit v_0 die Fahrzeuggeschwindigkeit zu wählen. Beim Kontakt zweier Scheiben, wie zum Beispiel bei Twin Disc Experimenten, wählt man als Referenzgeschwindigkeit v_0 üblicherweise die mittlere Umfangsgeschwindigkeit der beiden Scheiben [11]. Ein in Schienenlängsrichtung gebremstes Rad ist durch einen positiven Längsschlupf charakterisiert, ein angetriebenes Rad führt zu einem negativen Längsschlupf.

Als *Bohrschlupf* c_z wird die relative Winkelgeschwindigkeit der beiden als starr betrachteten Körper im Kontakt bezogen auf die Referenzgeschwindigkeit bezeichnet [11].

Wenn Kontaktdeformationen an Rad und Schiene zugelassen werden, dann bildet sich eine Kontaktfläche aus. Tritt zwischen Punkten auf der Oberfläche von Rad und Schiene in der Kontaktfläche keine Relativgeschwindigkeit auf, so spricht man von Haften. Der entsprechende Bereich in der Kontaktfläche wird als *Haftbereich* bezeichnet [11]. Ein Haftbereich kann sich ausbilden, wenn die Relativgeschwindigkeit zwischen als starr betrachteten Körpern durch lokale Deformationen der Körper im Kontakt kompensiert wird.

In den Teilen der Kontaktfläche, in denen lokale Relativgeschwindigkeiten auftreten, spricht man von Gleiten. Der entsprechende Bereich in der Kontaktfläche wird als *Gleitbereich* bezeichnet [11].

Der Rand der Kontaktfläche an dem die Oberflächen in den Rollkontakt eintreten wird als *Einlaufkante* bezeichnet. Jener Rand an dem die Oberflächen den Rollkontakt verlassen stellt die *Auslaufkante* dar.

Der Begriff der *makroskopischen Kontaktspannungen* umfasst den Spannungszustand im Größenbereich der Kontaktabmessungen als Folge des Rollkontakts mit glatten Oberflächen. Diese makroskopischen Kontaktspannungen werden üblicherweise im Rahmen der Kontaktberechnung ermittelt.

2.1.1 Normalkontakt

Die Normalkontaktmechanik erlaubt die Bestimmung der Kontaktfläche, sowie die Bestimmung der Höhe und Verteilung der Normalspannungen im Kontakt infolge des Einwirkens von Normalkräften auf die Körper [12]. Die klassische analytische Lösung des Normalkontaktproblems stammt von Heinrich Hertz [13].

Die Anwendbarkeit der Hertz'schen Lösung erfordert homogene, isotrope Festkörper mit linear-elastischem Werkstoffverhalten. Die sich berührenden Körper stellen Halbräume dar und weisen eine glatte Oberfläche auf, deren Geometrien sich durch Flächen zweiter Ordnung beschreiben lassen. Weiters muss die Referenzgeschwindigkeit gegenüber der Wellenausbreitungsgeschwindigkeit im Festkörper klein sein, um das Problem quasi-statisch behandeln zu können. Um den Normalkontakt im Fall von Reibung unabhängig vom Tangentialkontakt (siehe Kapitel 2.1.2) berechnen zu können, müssen die beiden Kontaktpartner die gleichen (linear-elastischen) Werkstoffeigenschaften aufweisen [12].

Sind obige Voraussetzungen erfüllt, dann bildet sich nach der Hertz'schen Theorie eine elliptische Kontaktfläche aus, in welcher die Normalspannungen semi-ellipsoid verteilt sind.

Ein Kontakt, der in Querrichtung unendlich ausgedehnt ist, wird als *Linienkontakt* bezeichnet. Ein Linienkontakt resultiert aus dem Kontakt zwischen einem unendlich langen Zylinder mit einer Ebene, beziehungsweise aus dem Kontakt zwischen zwei unendlich langen achsparallelen Zylindern.

Die halbe Kontaktlänge a berechnet sich für den Linienkontakt aus der Normalkraft pro Einheitsbreite P , dem Zylinderradius R und dem Kontaktmodul E^* als [10]:

$$a = \sqrt{\frac{4PR}{\pi E^*}} \quad (2.3)$$

Unter der Voraussetzung, dass die beiden Körper im Kontakt die gleichen linear-elastischen Werkstoffeigenschaften aufweisen, berechnet sich der Kontaktmodul E^* aus dem Elastizitätsmodul E und der Querkontraktionszahl ν als [10]:

$$E^* = \frac{E}{2(1 - \nu^2)} \quad (2.4)$$

Die maximale Normalspannung p_0 beträgt dann [10]:

$$p_0 = \frac{2P}{\pi a} = \sqrt{\frac{PE^*}{\pi R}} \quad (2.5)$$

Die Normalspannung p im Linienkontakt als Funktion der Längsposition x ist für $-a \leq x \leq a$ gegeben als [10]:

$$p(x) = p_0 \cdot \sqrt{1 - \frac{x^2}{a^2}} \quad (2.6)$$

mit $x = 0$ am Ort der ersten Berührung der beiden Körper.

2.1.2 Tangentialkontakt

Die Tangentialkontaktmechanik dient der Bestimmung der Tangentialkräfte in der Kontaktfläche in Abhängigkeit des Schlupfs [12]. Eine zentrale Größe ist hierbei die *Reibungszahl* μ , welche für Trockenreibung das Verhältnis von Tangentialkraft zu Normalkraft in einem Gleitreibungsversuch bezeichnet (Coulomb'sches Reibungsgesetz) [11]. Für die Behandlung des Tangentialkontaktproblems wird üblicherweise davon ausgegangen, dass sich auch die lokalen Reibungsvorgänge im Rollkontakt mittels des Coulomb'schen Reibungsgesetzes beschreiben lassen [11].

Das Verhältnis der im Kontakt übertragenen Tangentialkraft zur Normalkraft T/N wird als *Kraftschluss* [11] bezeichnet. Der Kraftschluss T/N ist nicht mit der Reibungszahl μ zu verwechseln. Die Reibungszahl bezieht sich auf die maximal übertragbare Tangentialkraft im Kontakt.

Das stationäre Tangentialkontaktproblem für das Abrollen eines Zylinders auf einer Ebene mit Längsschlupf wurde von Carter [14] analytisch gelöst [12]. Die Tangentialspannungsverteilung lässt sich bei Ausbildung eines Haftbereichs in der Kontaktfläche als Differenz von zwei semi-elliptischen Spannungsverteilungen berechnen. Im Fall von vollständigem Gleiten in der Kontaktfläche entspricht die Tangentialspannungsverteilung der im Kontakt auftretenden Normalspannungsverteilung multipliziert mit der Reibungszahl.

Für allgemeine Schlupfverteilungen in der Kontaktfläche und beliebige ebene Kontaktflächen wurde das Tangentialkontaktproblem von Kalker [9, 15] numerisch gelöst und im Programm CONTACT [9, 16] implementiert.

Die numerische Lösung des Tangentialkontaktproblems mit Hilfe von CONTACT erfordert im Allgemeinen vergleichsweise lange Rechenzeiten. Deswegen wurde eine vereinfachte Theorie entwickelt [17], in der der elastische Halbraum durch eine Winkler'sche Bettung ersetzt wird [12]. Diese vereinfachte Theorie ist im Programm FASTSIM implementiert [18]. Die Winkler'sche Bettung kann man anschaulich als einen mit Borsten überzogenen Körper darstellen. Die tangentielle Steifigkeit der Borsten zur Bestimmung der Tangentialspannungsverteilung im Kontakt wird hierbei so gewählt, dass die resultierenden Tangentialkräfte in Halbraumtheorie und Bettungstheorie übereinstimmen [12].

2.2 Rollkontaktermüdung

2.2.1 Besonderheiten von Rollkontaktermüdung

Rollkontaktermüdung umfasst die Schädigung von Komponenten infolge zyklischer Belastung im Rollkontakt. Rollkontaktermüdung unterscheidet sich von "klassischer" Ermüdung in Zug-Druck-, Biege- und Torsionsversuchen in mehreren Punkten: Rollkontakte rufen hohe lokale Spannungen in oberflächennahen Werkstoffbereichen hervor, deren Tiefenwirkung in etwa den Kontaktabmessungen entspricht. Dadurch kommt es zum Auftreten von hohen Spannungsgradienten im Werkstoff. Der Spannungszustand ist mehrachsig und durch hohe hydrostatische Druckspannungen geprägt, wobei sich die Komponenten des Spannungstensors im Zuge der Überrollung nicht-proportional zueinander ändern. Dies hat zur Folge, dass sich die Richtungen der Hauptnormalspannungen in einem Punkt des Werkstoffs im Zuge einer Überrollung ändern. Zusätzlich fluktuieren die Kontaktspannungen im Allgemeinen zufällig in Höhe und Richtung infolge der Oberflächenrauheit der Kontaktpartner. Die hohe Kontaktbelastung führt in typischen Rad- und Schienenwerkstoffen zu plastischer Verformung der Werkstoffe und zur Ausbildung von Eigenspannungen, welche der Rissbildung vorangehen [19, 20].

Rollkontaktermüdung verändert infolge von Rissbildung und Risswachstum die Geometrie der Kontaktflächen, was sich zum Beispiel in Form von Einsenkungen oder dem Ausbrechen von Werkstoffbereichen äußert. Hierbei haben geringe Änderungen der Oberflächengeometrie aufgrund der hohen Steifigkeit des Kontakts große Auswirkungen auf die Ausbildung der Normalspannungen. Ein derartiger Rückkopplungsmechanismus existiert in Zug-Druck-, Biege- und Torsionsversuchen nicht [19].

2.2.2 Arten von Rollkontaktermüdungsschäden

Rollkontaktermüdungsschäden in Rädern und Schienen lassen sich nach dem Ort der Rissinitiierung in zwei Gruppen einteilen: Schäden, bei denen die Rissinitiierung an der Oberfläche stattfindet, und Schadensbilder, bei denen die Rissinitiierung unter der Oberfläche erfolgt [20, 21].

Rissinitiierung unter der Oberfläche wird am häufigsten in Zusammenhang mit Schwerlastbetrieb beobachtet und steht oft in Zusammenhang mit Materialdefekten, wie zum Beispiel Ausscheidungen und Einschlüssen. Nahe der Oberfläche sind Kontaktspannungen für die Rissinitiierung bestimmend, aber je weiter unter der Oberfläche die Rissinitiierung erfolgt, desto wichtiger wird die Rolle von Materialdefekten, Biegespannungen, Eigenspannungen und thermischen Spannungen [3, 20].

In die Gruppe der Rollkontaktermüdungsschäden bei Schienen mit Rissinitiierung an der Oberfläche fallen zwei wichtige Schadensbilder: Head Checks und Squats.

Head Checks sind feine, periodische, eng beieinander liegende, parallele Risse an der Oberfläche von Schienen, welche bevorzugt an der Fahrkante der bogenäußeren Schiene auftreten. Der typische Abstand zwischen den Rissen liegt in der Größenordnung von Millimetern [21, 22]. Häufig sind die Kurven ganzer Streckenabschnitte

durchgehend betroffen. Seltener werden Head Checks auch auf der Fahrfläche der bogeninneren Schiene nahe der Außenseite beobachtet. Die Risse sind an der Oberfläche normal zur vorherrschenden Richtung der im Kontakt auftretenden Tangentialspannungen orientiert. Head Checks an der Fahrkante werden auch als "Gauge Corner Cracks" bezeichnet. Das entsprechende Schadensbild bei Rädern wird als "Wheel Tread Cracking" bezeichnet [4].

Die Initiierung von Head Checks an der Oberfläche von Schienen lässt sich auf die extreme plastische Verformung des oberflächennahen Werkstoffs zurückführen. Hohe Normal- und Tangentialspannungen führen zu einer Texturierung und Ermüdung des Schienenwerkstoffs [23]. Head Checks wachsen unter einem flachen Winkel in den Werkstoff hinein und folgen anfänglich der stark verformten Gefügestruktur des Werkstoffs. Vereinigen sich die parallel wachsenden Risse, so brechen kleine Werkstoffstücke aus der Oberfläche heraus. In seltenen Fällen wachsen Head Checks tief in den Schienenkopf hinein und können so zum Bruch der Schiene führen [21].

Squats zeigen sich als flache Einsenkung auf der Fahrfläche der Schiene, begleitet von einem dunklen Fleck und bogenförmigen oder V-förmigen Rissen [22]. Sie werden oft in geraden Gleisabschnitten und in Kurven mit großem Bogenradius beobachtet. Der Ort der Entstehung erscheint im Allgemeinen regellos verteilt und ist nicht mit metallurgischen Anomalien verknüpft. Die Rissinitiierung erfolgt oberflächennah, im plastisch verformten Bereich der Fahrfläche [21]. Man beobachtet im metallographischen Längsschliff einen in Rollrichtung orientierten kürzeren Riss und einen entgegen der Rollrichtung orientierten längeren Riss. Diese Risse wachsen ausgehend von der Oberfläche schräg in die Schiene hinein [24]. Der längere Riss neigt zu Rissverzweigung, wobei die Gefahr besteht, dass einzelne Risse in den Schienenkopf hinein wachsen und so zum Bruch der Schiene führen [4].

2.2.3 Einflussgrößen auf Rollkontaktermüdung

Belastung und Spannungszustand

Im Kontakt übertragene Tangentialkräfte infolge von angetriebenen und gebremsten Rädern, sowie infolge der Spurführungseigenschaften der Schienenfahrzeuge, beeinflussen ganz wesentlich das Auftreten von Rollkontaktermüdung. Hohe Tangentialkräfte rufen hohe Kontakttangentialspannungen hervor, welche eine plastische Verformung des Werkstoffs bewirken und dadurch zu Rissinitiierung führen [4].

Die Normalspannung im Kontakt wird primär durch den Radradius, die Radlast und die durch Verschleiß bestimmte laterale Geometrie von Rad und Schiene bestimmt. Bei gegebener Radlast führt eine Reduzierung der Kontaktfläche zu einer Erhöhung der Kontaktnormalspannungen und somit allgemein zu einer Zunahme von Rollkontaktermüdung [4]. Liegen die Kontaktflächen auf Rad und Schiene überwiegend in einem schmalen Bereich der Lauffläche, beziehungsweise Fahrfläche, so begünstigt dies das Auftreten von Rollkontaktermüdung weiter [2, 4].

Zum Spannungszustand im Schienenkopf tragen neben den Kontaktspannungen auch thermische Spannungen bei, welche aus der Temperaturdifferenz bei Schieneninstallation und der Umgebungstemperatur resultieren. Hierdurch können besonders im Winter Zugspannungen im Schienenkopf auftreten. Das Überrollen von Schienen ruft darüber hinaus Biegespannungen im Schienenkopf hervor. Durch Richten werden im Rahmen der Schienenherstellung Eigenspannungen in den Schienenkopf eingebracht [23].

Plastische Verformung infolge der Rollkontaktbelastung führt zur Ausbildung eines Eigenspannungszustands, welcher je nach Belastungsart druck- oder zugdominiert sein kann [23]. Beispielsweise wurden mittels röntgenographischer Spannungsmessung an der Oberfläche eines Schienenstücks aus dem deutschen Intercity Express-Streckennetz (in einem Bereich außerhalb des White Etching Layers) typische (Druck-) Eigenspannungen von -150 MPa gemessen [25].

Hohe Tangentialkräfte im Kontakt verbunden mit hohen Schlüpfen bewirken eine thermische Belastung der oberflächennahen Werkstoffbereiche durch Energieeintrag infolge von Reibarbeit. Dies kann zu metallurgischen Umwandlungen an der Oberfläche von Schienen und Rädern in Form von harten, spröden Reibmartensitschichten (White Etching Layer) führen [25]. Auch niedrige Umgebungstemperaturen, wie sie im Winter in nördlichen Regionen vorherrschen, beeinflussen durch eine Erhöhung der Festigkeit, sowie eine Abnahme der Duktilität Ermüdungsrissinitiierung und Risswachstum [4].

Werkstoff

In Europa kommen überwiegend Schienenwerkstoffe mit einer perlitischen Mikrostruktur zum Einsatz. Zwei wichtige Vertreter sind der Schienenwerkstoff R260, sowie der Schienenwerkstoff R350HT. Diese enthalten 0,60 % bis 0,82 % Kohlenstoff, 0,13 % bis 0,60 % Silizium, sowie 0,65 % bis 1,25 % Mangan. Die Mindestzugfestigkeit liegt für R260 bei 880 MPa und für R350HT bei 1175 MPa, bei einer Härte von 260 HBW bis 300 HBW, beziehungsweise 350 HBW bis 390 HBW [26]. Die höhere Zugfestigkeit und Härte bei R350HT wird durch eine Wärmebehandlung erreicht, bei der der Schienenkopf unmittelbar nach dem Walzen einer beschleunigten, kontrollierten Abkühlung unterworfen wird [27].

Eine Erhöhung der Härte, beziehungsweise eine Erhöhung der Zugfestigkeit, reduziert Rollkontaktermüdung, vorausgesetzt der Werkstoff weist eine ausreichende Zähigkeit auf. Unter realen Betriebsbedingungen im Schienennetz ist die beobachtete Risttiefe bei wärmebehandelten, härtesten Schienenwerkstoffen wie R350HT gegenüber Schienenwerkstoffen wie R260 deutlich reduziert [28, 29, 30]. Hinsichtlich Rissinitiierung werden die Werkstoffeigenschaften der kaltverfestigten Oberflächenschicht im Einsatz als entscheidend angesehen [4, 29].

Materialdefekte in Form von nichtmetallischen Einschlüssen begünstigen Rollkontaktermüdung. Experimentelle Untersuchungen zeigen, dass die Ermüdungsfestigkeit unter Rollkontaktbedingungen mit zunehmendem Sauerstoffgehalt in der Schiene (als Maß für die Menge an Oxidpartikeln im Werkstoff) sinkt [31]. Mangansulfid-Einschlüsse wirken als innere Kerben und begünstigen das Ermüdungsrisswachstum.

Bei einer Ausrichtung von zeiligen Mangansulfid-Einschlüssen in einem Winkel von 40° zur Oberfläche wurden in Twin Disc Experimenten unter Einwirkung von Wasser höhere Risstiefen beobachtet, als bei Ausrichtung von zeiligen Einschlüsse parallel zur Oberfläche [32].

Oberflächenzustand

Reale Oberflächen sind nicht glatt, sondern im Allgemeinen rau. Sie zeigen Strukturen, welche sich über viele Größenordnungen erstrecken, von einzelnen Atomen bis hin zu Erhebungen und Vertiefungen, welche mit freiem Auge sichtbar sind. Die wahre Kontaktfläche umfasst nur einen Bruchteil der nominell möglichen Kontaktfläche. Treffen mikroskopische Erhebungen im Kontakt aufeinander, sind hohe mikroskopische Kontaktnormalspannungen die Folge [33].

Untersuchungen der Normalspannungsverteilung im Kontakt zwischen neuwertigen Rad- und Schienenproben mit Hilfe von Ultraschall zeigen eine Fragmentierung der Kontaktfläche. Die experimentell gemessene Kontaktfläche übersteigt die nach Hertz berechnete Kontaktfläche um 40 – 60%. Auch die experimentell bestimmten maximalen Normalspannungen übersteigen die mit Hilfe der Hertz'schen Theorie berechneten maximalen Normalspannungen deutlich. Durch Sand geschädigte Oberflächen zeigen eine höhere Oberflächenrauheit und eine damit verbundene starke Fragmentierung des Kontaktbereichs [34].

Zur Einstellung einer definierten Reibungszahl von 0,3 bis 0,4 im Rollkontakt werden *Friction Modifier* eingesetzt. Sie tragen zur Reduzierung von Rollkontaktermüdigungsschäden durch eine Begrenzung der im Kontakt übertragbaren Tangentialkräfte bei [35].

2.2.4 Simulationsmodelle

Zur Prognose der Rissinitiierung im Rad-Schiene-Kontakt existieren in der Literatur unterschiedliche Modelle. Diese können grob in drei Gruppen eingeteilt werden: Empirische Modelle, spannungs- und dehnungsbasierte Modelle und rissbruchmechanische Modelle.

Empirische Modelle

Als Vertreter der empirischen Modelle zur Prognose der Rissinitiierung im Rad-Schiene-Kontakt sind Modelle auf Basis der Shakedown Map, sowie das $T\gamma$ -Modell zu nennen.

Die *Shakedown Map* [36, 37] ist eine Darstellung der zu erwartenden stationären Werkstoffantwort hinsichtlich des Spannungs-Dehnungsverhaltens unter Rollkontaktbedingungen, wobei aus der Werkstoffantwort auf den Schädigungsmechanismus geschlossen wird. Aus Shakedown Maps kann unmittelbar keine Lebensdaueraussage abgeleitet werden. In einer Shakedown Map wird abhängig vom Quotient aus

maximaler Hertz'scher Kontaktnormalspannung zur Scherfließgrenze des Werkstoffs p_0/τ_y und dem Kraftschluss T/N zwischen vier Bereichen von Werkstoffantwort unterschieden. Diese vier Typen der Werkstoffantwort sind in Abbildung 2.1 anhand des zyklischen Spannungs-Dehnungsverhaltens dargestellt.

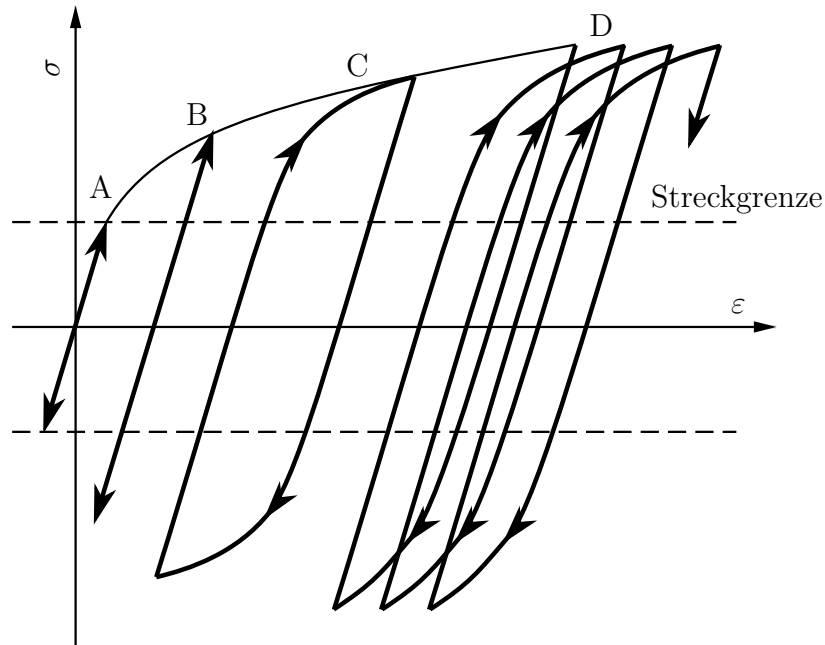


Abbildung 2.1: Zyklisches Spannungs-Dehnungsverhalten von Werkstoffen unter Rollkontaktbelastung: A: Elastisches Verhalten, B: Elastic Shakedown, C: Plastic Shakedown, D: Ratcheting; nach [37].

Bei *elastischem Werkstoffverhalten* (siehe A in Abbildung 2.1) überschreiten die Spannungen die Streckgrenze des Werkstoffs zu keinem Zeitpunkt. Die Kontaktbelastung wird vom Werkstoff rein elastisch ertragen. Im Fall von *Elastic Shakedown* (siehe B in Abbildung 2.1) kommt es zu einem Überschreiten der Streckgrenze während der ersten Belastungszyklen. Durch Verfestigung und durch Aufbau von Eigenspannungen im Werkstoff wird die Belastung im stationären Zustand jedoch wieder vollständig elastisch ertragen. Unter diesen Belastungsbedingungen, wie auch im elastischen Bereich, ist Versagen durch High Cycle Fatigue zu erwarten. Hohe Normalkräfte bei geringen Tangentialkräften führen zu einem *Plastic Shakedown* (siehe C in Abbildung 2.1). Dabei bildet sich im Spannungs-Dehnungsdiagramm nach einer Anfangsphase eine geschlossene Hysteresekurve aus. In diesem Fall ist Versagen infolge von Low Cycle Fatigue zu erwarten. Bei gleichzeitigem Auftreten von hohen Normalkräften und hohen Tangentialkräften kommt es zu einer unidirektionalen Zunahme der plastischen Verformung mit jedem Belastungszyklus. Dies wird als *Ratcheting* bezeichnet (siehe D in Abbildung 2.1). Versagen erfolgt dann im Allgemeinen durch Erschöpfung der Duktilität des Werkstoffs.

Basierend auf Shakedown Maps wurden verschiedene Parameter vorgeschlagen, um die Neigung zu Rissinitiierung zu quantifizieren: Der *Surface Fatigue Index* zieht den

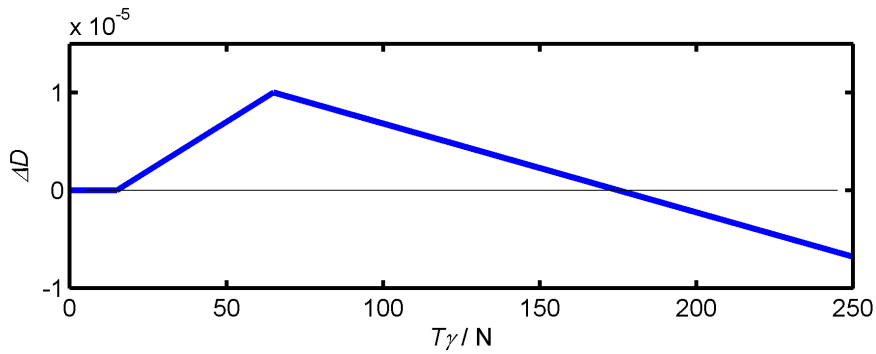


Abbildung 2.2: Empirische Schädigungsfunktion für das $T\gamma$ -Modell für "British Normal Grad Rail", welche das Schädigungssinkrement ΔD als Funktion der Wear Number $T\gamma$ für einen Lastzyklus festlegt; aus [40].

horizontalen Abstand zwischen dem Arbeitspunkt in der Shakedown Map infolge der Kontaktbelastung und der Grenzkurve für Ratcheting als Maß für die Neigung zu Rissinitiierung heran [38]. *Shakedown Exceedance* und *Propensity* werden als vertikaler Abstand des Arbeitspunkts vom Shakedown Limit definiert, wobei dieser Abstand für den Propensity-Parameter um einen vom Verschleiß abhängigen Faktor reduziert wird [39].

Das $T\gamma$ -Modell [39, 40] basiert auf der sogenannten *Wear Number* $T\gamma$, welche auch zur Prognose von Verschleiß verwendet wird. Sie berechnet sich als Summe der Produkte von Längstangentialkraft T_x mit Längsschlupf c_x und Quertangentialkraft T_y mit Querschlupf c_y [39]:

$$T\gamma = T_x \cdot c_x + T_y \cdot c_y \quad (2.7)$$

Für die Prognose der Schädigung werden im $T\gamma$ -Modell nur Kontakte berücksichtigt, in denen die Längstangentialkraft auf der Schiene entgegen der Rollrichtung des Rades wirkt, so wie es für angetriebene Räder der Fall ist. Dieser Einschränkung liegt die Überlegung zugrunde, dass in diesem Fall Risse in der Schiene vor der Überrollung geöffnet werden und dass dadurch Rissinitiierung und Risswachstum begünstigt werden. Ein gebremstes Rad, welches über die Schiene rollt, hat hingegen Tangentialkräfte auf der Schiene zur Folge, welche in Rollrichtung des Rades wirken. Dadurch werden Risse vor der Überrollung geschlossen, wodurch Rissinitiierung und Risswachstum gehemmt werden [39].

Zur Quantifizierung der Schädigung wird eine werkstoffspezifische, empirische Schädigungsfunktion (siehe Abbildung 2.2) herangezogen, welche die Wear Number $T\gamma$ mit einem Inkrement der Schädigung ΔD verknüpft. Zur Erstellung der Schädigungsfunktion wurden Ergebnisse aus Mehrkörpersimulationen von Schienenfahrzeugen mit beobachteten Rollkontaktermüdungsschäden in ausgewählten Gleisabschnitten in Großbritannien abgeglichen [40]. Geringe Werte der Wear Number $T\gamma < 15 \text{ N}$ rufen keine Schädigung hervor. Das maximale Schädigungssinkrement ergibt sich für eine Wear Number von $T\gamma = 65 \text{ N}$. Höhere Werte der Wear Number $T\gamma > 65 \text{ N}$ führen durch die Zunahme des Verschleißes wieder zu einer Abnahme

des Schädigungsinkrements. Für hohe Werte der Wear Number $T\gamma > 175 \text{ N}$ wird ein negatives Schädigungsinkrement angenommen. Die Abnahme der Schädigung in Bezug auf die Initiierung von mikroskopischen Rissen wird unter diesen Bedingungen mit der Entfernung von geschädigtem Werkstoff von der Oberfläche durch Verschleiß begründet [40].

Spannungs- und dehnungsbasierte Modelle

Für spannungs- und dehnungsbasierte Modelle werden zur Rissinitiierung verschiedene multiaxiale Rissinitiierungskriterien [41, 42, 43] herangezogen. Als Eingangsdaten sind Verläufe von Spannungen und Dehnungen während der Überrollung erforderlich, welche oft mittels Finite Elemente Berechnungen [44, 45, 46] ermittelt werden.

Das Rissinitiierungskriterium nach *Dang Van* [41] wird im Eisenbahnbereich zur Prognose von Rissinitiierung unter der Oberfläche herangezogen. Es ist den spannungsbasierten multiaxialen Kriterien zuzuordnen und trägt der experimentell beobachteten Tatsache Rechnung, dass die Initiierung von Ermüdungsrissen ein Vorgang auf der Größenskala der Gefügestruktur des Werkstoffs ist. Auf dieser Skala ist der Werkstoff weder homogen, noch isotrop und die lokalen mikroskopischen Spannungen und Dehnungen können von den makroskopisch berechneten Spannungen und Dehnungen erheblich abweichen. Für elastisch eingespielte Zustände verknüpft das *Dang Van* Kriterium die Rissinitiierung infolge des lokalen mikroskopischen Spannungspfads mit den üblicherweise berechneten Spannungen auf der makroskopischen Skala [41].

Für die Rissinitiierung nach dem *Dang Van* Kriterium sind die lokale Schubspannungsamplitude, sowie die hydrostatische Spannung maßgeblich. Die Dauerfestigkeitswerte aus Zug-Druck- und Torsionsversuchen erlauben die Bestimmung einer Grenzkurve. Mit Rissinitiierung ist nach dem *Dang Van* Kriterium zu rechnen, wenn diese Grenzkurve im Zuge der Belastungszyklen überschritten wird [41].

Das *Dang Van* Kriterium erlaubt keine Aussage über die Lebensdauer, jedoch besteht die Möglichkeit das *Dang Van* Kriterium durch Verwendung von Zeitfestigkeitskurven um eine Lebensdauervorhersage zu erweitern [47]. Der *Subsurface Fatigue Index* [38], welcher im Rahmen von Mehrkörpersimulationen zur Prognose von Rissinitiierung unter der Oberfläche herangezogen wird, basiert auf dem *Dang Van* Kriterium.

Für den Fall von Rissinitiierung durch Erschöpfung der Werkstoffduktilität infolge von Ratcheting kann das Kriterium von *Kapoor* [48] verwendet werden. Die Zahl der Lastzyklen bis zur Rissinitiierung ergibt sich darin als Verhältnis einer experimentell bestimmten kritischen plastischen Dehnung zu einer äquivalenten plastischen Dehnung. Die äquivalente plastische Dehnung berechnet sich aus der bleibenden Zunahme von Dehnung und Scherung pro Lastzyklus infolge von Ratcheting. Überschreitet die äquivalente Dehnung die kritische Dehnung, dann tritt Rissinitiierung ein [48].

Das *Brick Model* [49] basiert auf dem Kriterium vom Kapoor. Der Werkstoff wird in diesem Modell in kleine diskrete Elemente unterteilt, welchen individuelle Werkstoffeigenschaften wie Scherfließgrenze und kritische Scherung hinsichtlich Versagen zugewiesen werden. Das Inkrement der plastischen Scherung wird im Modell anhand der elastischen Tangentialspannungen bestimmt. Überschreitet die plastische Scherung in einem Element einen kritischen Wert, dann versagt das betreffende Element mit einer bestimmten Wahrscheinlichkeit. Abhängig von der Position des betreffenden Elements im Modell äußert sich das Versagen des Elements makroskopisch als Verschleiß oder Werkstofftrennung (Rissinitiierung) [49].

Das Rissinitiierungskriterium von *Jiang* und *Sehitoglu* hat im Zusammenhang mit der Prognose von Rollkontaktermüdung vielversprechende Ergebnisse geliefert [44]. Es wird als gewichtete Summe des Produkts aus dem Spitze-Tal-Wert der Hauptnormaldehnung mit der maximalen Normalspannung und dem Produkt der Spitze-Tal-Werte der Scherdehnung und der Scherspannung in Bezug auf eine kritische Ebene berechnet. Jene Ebene, in welcher der Schädigungsparameter maximal ist, stellt die kritische Ebene dar, in der Rissinitiierung zu erwarten ist [42].

Rissbruchmechanische Modelle

Bruchmechanische Modelle gehen von der Tatsache aus, dass in jedem Werkstoff (rissähnliche) Defekte existieren. Im Hinblick auf eine Lebensdauerprognose in Zusammenhang mit Rollkontaktermüdung ist das Wachstumsverhalten von Rissen mit einer Länge in der Größenordnung von 0,1 mm bis 1 mm von größter Bedeutung [23].

Im Zuge einer Überrollung kommt es zum Öffnen und Schließen der Risse (Mode I-Belastung), sowie zu tangentialen Relativbewegungen der Rissflächen (Mode II- und Mode III-Belastung). Die zeitliche Abfolge dieser Moden während einer Überrollung spielt hierbei für das Risswachstum eine wichtige Rolle [23]. Zur bruchmechanischen Analyse von Rollkontaktermüdung werden beispielsweise zweidimensionale elasto-plastische Finite Elemente Berechnungen an kurzen Oberflächenrissen durchgeführt [50]. Modelle auf Basis des *Configurational Force*-Konzepts [51] werden zur Berechnung von Risstriebskräften und bevorzugten Risswachstumsrichtungen bei zyklischer Plastizität eingesetzt [52, 53]. Auch Anisotropie infolge von plastischer Verformung wird rissbruchmechanisch in Finite Elemente Berechnungen berücksichtigt [54].

Ein einfaches semi-empirisches Modell zum Studium des Wechselspiels von Risswachstum und Verschleiß als Funktion der Härte und Normallast, wurde von Fan et al. publiziert [55].

2.3 Verschleiß

Verschleiß bezeichnet den fortschreitenden Werkstoffverlust an der Oberfläche eines festen Körpers durch tribologische Beanspruchung [56, 57]. Die Verschleißrate im Gleitkontakt wird als Volumenabtrag von der Oberfläche bezogen auf die Gleitlänge definiert. Für eine gegebene Kontaktgeometrie ist die Verschleißrate im Allgemeinen

eine Funktion der Kontaktnormalkraft, der Relativgeschwindigkeit der Oberflächen, der Temperatur und der thermischen, mechanischen und chemischen Eigenschaften der Werkstoffe [58].

Dies wurde von *Archard* in einem Verschleißgesetz für Gleitkontakte formuliert, worin das Verschleißvolumen proportional zur Gleitdistanz, zur Normalkraft, sowie indirekt proportional zur Fließgrenze des weicheren Kontaktpartners ist [59].

In der Praxis des Eisenbahnbetriebs wird unter trockenen ungeschmierten Kontaktbedingungen zwischen *mildem Verschleiß* und *heftigem Verschleiß* unterschieden. Der Übergang von mildem zu heftigem Verschleiß äußert sich in einer sprunghaften Änderung der Verschleißrate [56, 57].

Milder Verschleiß resultiert in einer glatten Oberfläche mit minimalen plastischen Verformungen der oberflächennahen Schicht und schuppenförmigen Verschleißpartikeln. Diese Form von Verschleiß wird auf der Fahrfläche von Schienen in der Praxis beobachtet [56, 60].

Heftiger Verschleiß, auch als "schwerer" Verschleiß [57] bezeichnet, führt zu einer rauhen Oberfläche in Verbindung mit einer plastisch hochverformten Oberflächenschicht und schuppenartigen Verschleißpartikeln. In der Praxis tritt heftiger Verschleiß an der Fahrkante der Schiene auf [56, 60].

Der Mechanismus, welcher zur Bildung von plattenförmigen Verschleißpartikeln führt und welcher durch Risswachstum nahe der Oberfläche in einer plastisch verformten Schicht dominiert ist, ist in der Literatur als *Delaminationstheorie des Verschleißes* [61] bekannt.

2.4 Zusammenfassung

Die Initiierung von makroskopischen Rissen an der Fahrkante der Schiene sowie die Generierung von Verschleißpartikeln im Rad-Schiene-Kontakt sind das Resultat von mikroskopischen Risswachstumsprozessen in einer hochverformten Werkstoffschicht. Das plastische Verformungsverhalten dieser Schichten, sowie die darin ablaufenden mikroskopischen Risswachstumsprozesse können im Rahmen von Finite Elemente Simulationen nachgebildet werden, jedoch sind die zur Simulation erforderlichen Werkstoff- und Risswachstumsdaten für hochverformte Oberflächenschichten in der Praxis des Eisenbahnbetriebs oft nicht oder nur ungenügend bekannt. Dies schließt die Anwendung von detaillierten bruchmechanischen Modellen auf Basis von Finite Elemente Simulationen in der Praxis des Eisenbahnbetriebs aus.

Für viele der spannungs- und dehnungsbasierten Rissinitiierungskriterien wird der gesamte komplexe Verlauf der Spannungen und Dehnungen während der Überrollung benötigt, weswegen diese meist in Zusammenhang mit Finite Elemente Simulationen zur Anwendung kommen. Elasto-plastische Finite Elemente Simulationen erfordern jedoch meist lange Rechenzeiten, sodass oft nur wenige ausgesuchte Lastfälle mit wenigen Überrollungen berechnet werden können. Dies macht die Prognose von Rissinitiierung mittels Finite Elemente Modellen in Zusammenhang mit

Betriebssimulationen schwierig, wo meist eine Vielzahl unterschiedlicher Kontaktsituationen betrachtet werden muss. Auch eine Kopplung von detaillierten Finite Elemente Modellen mit den Ergebnissen von Mehrkörpersimulationen ist aufgrund der Modellkomplexität schwierig.

Empirische Modelle zur Prognose der Initiierung von Rollkontaktermüdungsrissen im Rahmen von Mehrkörpersimulationen zeichnen sich meist durch ihre Recheneffizienz aus, berücksichtigen jedoch entweder die Auswirkungen von plastischer Verformung auf die Rissinitiierung nicht ($T\gamma$ -Modell), oder bilden das Wechselspiel zwischen (makroskopischer) Rissinitiierung und Verschleiß nicht ab (Shakedown Map-basierte Modelle). Eine Ausnahme ist das Brick Model, welches sowohl plastische Verformung, als auch das Wechselspiel mit Verschleiß im Modell abbildet. Empirische Beziehungen zwischen der Kontaktbelastung und der plastischen Verformung, wie beim Brick Model, beziehungsweise zwischen der Kontaktbelastung und der beobachteten Schädigung, wie beim $T\gamma$ -Modell, erlauben jedoch keine systematische Untersuchung des Werkstoffeinflusses auf Rissinitiierung im Rahmen von Simulationen.

Die Literaturrecherche zeigt, dass die Rolle von Werkstoffeigenschaften, insbesondere des Verformungsverhaltens, im Hinblick auf die Rissinitiierung unter Rollkontaktbedingungen bisher in den Simulationsmodellen unzureichend abgebildet ist. Die Berücksichtigung des Einflusses der plastischen Scherverformung im Werkstoff auf die Rissinitiierung an der Oberfläche von Eisenbahnschienen und Eisenbahnrädern im Wechselspiel mit Verschleiß, verbunden mit der Möglichkeit der Kopplung des Modells an Mehrkörpersimulationen von Schienenfahrzeugen, motivierte die Entwicklung des nachfolgend beschriebenen Modells.

3 Modellbildung

3.1 Modelldiskretisierung

Eine Möglichkeit zur recheneffizienten Abbildung von im Raum gekrümmten, nicht-elliptischen Kontaktflächen zwischen Rad und Schiene besteht darin, diese durch Streifen parallel zur Schienenlängsrichtung zu approximieren. Dieser Ansatz wurde im vorliegenden Modell verfolgt. Die lokale Kontaktsituation in den einzelnen Streifen wird näherungsweise durch einen Linienkontakt (Kontakt eines Zylinders mit einer Ebene) abgebildet.

Lokale Änderungen der Krümmungsradien von Rad und Schiene in Schienenquerrichtung können, besonders im Fall von konformen Kontakten, zu nicht-elliptischen Kontaktflächen mit allgemeinen Normalspannungsverteilungen in Schienenquerrichtung führen. Weiters führt eine Krümmung der Kontaktfläche im Raum zu einer Veränderung der Relativbewegung zwischen Rad und Schiene im Kontakt, was eine veränderte Tangentialspannungssituation im Vergleich zu ebenen Kontaktflächen bewirkt. Dies ist insbesondere für die Fahrkante der Schiene von Bedeutung, wo in der Praxis oft Rollkontaktermüdungsrisse in Form von Head Checks beobachtet werden. Abbildung 3.1 zeigt ein Beispiel eines gekrümmten nicht-elliptischen Kontakts in der Simulation eines Rad-Schiene-Prüfstandsversuchs. Der Kontaktbereich erstreckt sich dabei von der Fahrfläche bis zur Seitenfläche der Schiene.

Die Kontaktfläche und das vom Kontakt beeinflusste oberflächennahe Werkstoffvolumen der Schiene werden im Modell durch eine Aneinanderreihung von einzelnen Linienkontaktmodellen quer zur Schienenlängsrichtung abgebildet. Diese Linienkontaktmodelle mit kleiner Abmessung in axialer Zylinderrichtung werden in weiterer Folge *Segmente* genannt. Die Längsrichtung der Segmente liegt parallel zur Schienenlängsrichtung. Die Tiefenrichtung ist parallel zur lokalen Oberflächennormale des Schienenprofils orientiert. Die Position der Segmente in Querrichtung ist dabei durch die Bogenlängenposition s an der Oberfläche des Schienenprofils gegeben, wobei der Schnittpunkt der Symmetrieebene mit der Schienenkopfoberfläche als Nullpunkt gewählt wird. Abbildung 3.2 zeigt schematisch die Diskretisierung des oberflächennahen Bereichs der Schiene im Bereich der Fahrkante.

Diese Art der Diskretisierung hat den Vorteil, dass die dreidimensionale Natur des Kontaktproblems im Modell abgebildet wird, und gleichzeitig die Recheneffizienz von zweidimensionalen Linienkontaktmodellen erhalten bleibt und genutzt werden kann. Das vorliegende Modell kann somit anschaulich als "2,5D-Modell" bezeichnet werden.

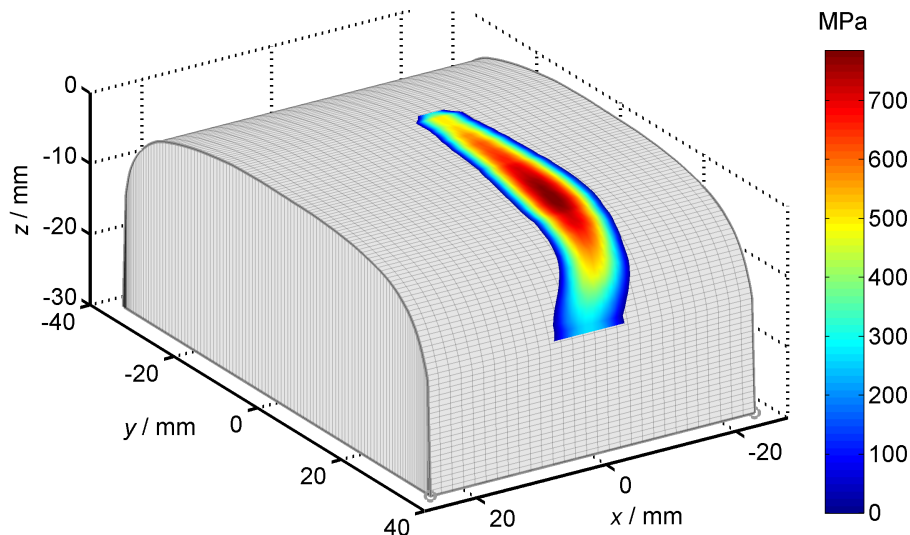


Abbildung 3.1: Nicht-elliptischer Kontakt mit zugehöriger Normalspannungsverteilung, Simulation Rad-Schiene-Prüfstandsexperiment.

In jedem Segment wird der Ursprung des lokalen Koordinatensystems in die Mitte des Segments an die Oberfläche gelegt. Die positive x -Achse ist parallel zur Oberfläche in Schienenlängsrichtung in positiver Rollrichtung des Rades orientiert. Die z -Richtung des Koordinatensystems ist identisch mit der Oberflächennormale des Schienenprofils in der Mitte des Segments, wobei die positive z -Richtung ausgehend von der Oberfläche in den Schienenkopf hinein orientiert ist. Die Orientierung der y -Achse ergibt sich auf Basis eines rechtshändigen Koordinatensystems (siehe Abbildung 3.2).

In Tiefenrichtung der Segmente sind Kontrollpunkte z_i definiert, an denen die Verschiebungen berechnet werden. Zwischen den Kontrollpunkten befinden sich die Punkte \bar{z}_i , an denen Spannungen und Dehnungen bestimmt werden. Die Lage dieser Punkte ist in Abbildung 3.3 dargestellt. Nahe der Oberfläche wird der Abstand zwischen den Kontrollpunkten klein gewählt, um große oberflächennahe Gradienten von Spannung und Verformung gut abbilden zu können.

Durch die Modellierung der einzelnen Segmente als Linienkontakte liegt in den Segmenten ein ebener Dehnungszustand vor. Benachbarte Segmente interagieren nicht miteinander, sodass der Spannungszustand unter der Oberfläche in den einzelnen Segmenten nur von den (lokalen) Kontaktnormal- und Kontakttangentialspannungen an der Oberfläche des jeweiligen Segments bestimmt wird. Durch die Entkopplung der einzelnen Segmente wird der Aufwand zur Berechnung des Spannungszustands im oberflächennahen Bereich der Schiene gegenüber vollständigen dreidimensionalen Modellen erheblich reduziert. Der Abstand zwischen den Segmenten in Querrichtung sollte ausreichend klein gewählt werden, sodass die Änderung in der Spannungsverteilung an der Oberfläche zwischen benachbarten Segmenten gering ist. Dies bildet den oberflächennahen Spannungszustand in der Mitte der Kontaktfläche gut ab, wo im Allgemeinen die höchsten Kontaktspannungen auftreten, welche für Rissinitiierung an der Oberfläche von vorrangigem Interesse sind.

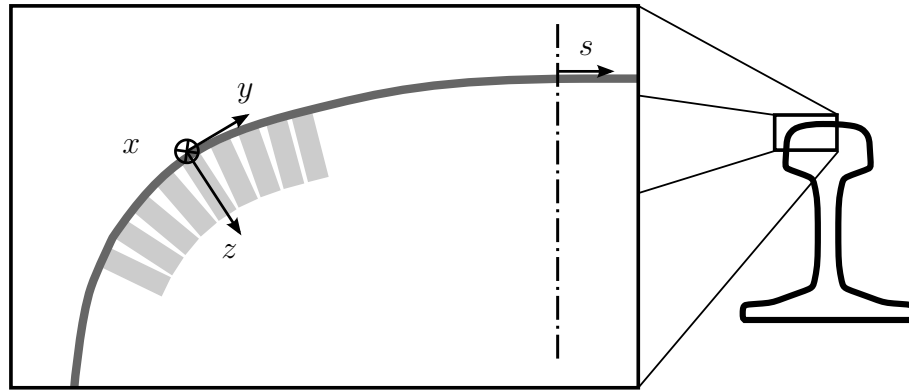


Abbildung 3.2: Schematische Darstellung der Diskretisierung des oberflächennahen Bereichs der Schiene im Bereich der Fahrkante durch Aneinanderreihung von einzelnen Segmenten (grau).

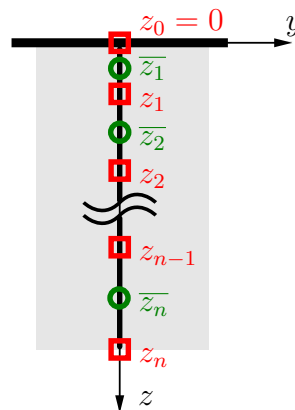


Abbildung 3.3: Berechnungspunkte in einem Segment; Quadrate: Tiefenpositionen z_i zur Berechnung der Verschiebungen, Kreise: Tiefenpositionen \bar{z}_i zur Berechnung der Spannungen und Dehnungen. Die Oberfläche befindet sich an Position $z = 0$.

3.2 Spannungsberechnung

Die Berechnung der Kontaktspannungen erfolgt durch Kontaktmodelle, wie Hertz [13] kombiniert mit FASTSIM [18] oder Polach [62, 63], CONTACT [9, 16], oder das Modell von Marte [64, 65]. Die Kontaktspannungszustände an der Oberfläche der Segmente werden dem Modell übergeben, um den Spannungszustand unter der Oberfläche zu ermitteln.

Die semi-elliptische Normalspannungsverteilung im Hertz'schen Linienkontakt entlang der Schienenlängsrichtung wird in den Segmenten durch eine parabolische Normalspannungsverteilung approximiert. Dabei werden die Kontaktlänge $2a$ und die resultierende Normalkraft pro Einheitsbreite P konstant gehalten. Dies hat zur Folge, dass die maximale Normalspannung p_0 der parabolischen Verteilung um den Faktor $3\pi/8$ höher ist als die maximale Normalspannung der semi-elliptischen Span-

nungsverteilung. Da die Normalspannung in Schienenlängsrichtung symmetrisch ist, sowie an der Einlaufkante und an der Auslaufkante den Wert Null annimmt, reicht zur eindeutigen Beschreibung einer parabolischen Normalspannungsverteilung die Angabe des Maximalwertes p_0 (siehe Gleichung 3.1).

Die komplexen Kontakttangentialspannungen an der Oberfläche der Segmente werden in Schienenlängsrichtung stückweise durch drei Parabeln approximiert. Zur eindeutigen Festlegung von drei aneinandergereihten Parabeln sind 7 Stützstellen erforderlich. Da die Tangentialspannung an der Einlaufkante, sowie an der Auslaufkante den Wert Null annimmt, verbleiben 5 frei wählbare Stützstellen zur Approximation einer vorgegebenen Tangentialspannungsverteilung.

Die zur Approximation der Tangentialspannungsverteilung an der Oberfläche der Segmente verwendeten Polynome sind in Gleichung 3.2 bis Gleichung 3.4 angeführt. $\bar{x} = x/a$ ist die auf die halbe Kontaktlänge normierte Längsposition innerhalb des Kontakts. t_1 bis t_5 sind die Tangentialspannungswerte an den Stützstellen $\bar{x} = [-2/3; -1/3; 0; +1/3; +2/3]$.

$$p(\bar{x}) = p_0 (1 - \bar{x}^2) \quad \bar{x} \in [-1; +1] \quad (3.1)$$

$$t(\bar{x}) = \frac{9}{2}(-2t_1 + t_2)\bar{x}^2 + \frac{3}{2}(-8t_1 + 5t_2)\bar{x} + 3(-t_1 + t_2) \quad \bar{x} \in \left[-1; -\frac{1}{3}\right] \quad (3.2)$$

$$t(\bar{x}) = \frac{9}{2}(2t_2 - 2t_3 + t_4)\bar{x}^2 + \frac{3}{2}(-t_2 + t_4)\bar{x} + t_3 \quad \bar{x} \in \left[-\frac{1}{3}; +\frac{1}{3}\right] \quad (3.3)$$

$$t(\bar{x}) = \frac{9}{2}(t_4 - 2t_5)\bar{x}^2 + \frac{3}{2}(-5t_4 + 8t_5)\bar{x} + 3(t_4 - t_5) \quad \bar{x} \in \left[+\frac{1}{3}; +1\right] \quad (3.4)$$

Durch drei aneinander gereichte Parabeln mit äquidistant verteilten Stützstellen in Schienenlängsrichtung gelingt es, die in der Praxis auftretenden Tangentialspannungsverteilungen gut zu approximieren. Dies ist für eine Kontaktspannungssituation, wie sie typischerweise an der Fahrkante der Schiene auftritt, in Abbildung 3.4 gezeigt.

Die in Längs- und Querrichtung wirkenden Tangentialspannungsverteilungen t_x und t_y werden durch je 5 Spannungswerte an den Stützstellen beschrieben. Dies führt zusammen mit der Normalspannungsverteilung zu insgesamt 11 Spannungswerten an den Stützstellen, durch die die Kontaktspannungen an der Oberfläche eines einzelnen Segments im Modell eindeutig bestimmt sind.

Für jedes Segment im Modell muss der Spannungszustand im oberflächennahen Bereich als Funktion der Kontaktspannungen effizient berechnet werden, um nachfolgend eine Abschätzung der plastischen Scherverformung, sowie eine Rissinitiierungsprognose durchführen zu können.

Ausgangspunkt für die Berechnung des linear-elastischen Spannungszustands unter der Oberfläche in den einzelnen Segmenten sind die Boussinesq-Cerruti Gleichungen [10]. Die Komponenten des Spannungstensors sind für den Kontakt eines unendlich langen Zylinders mit einer Ebene (Linienkontakt, ebener Dehnungszustand) durch folgende Gleichungen gegeben:

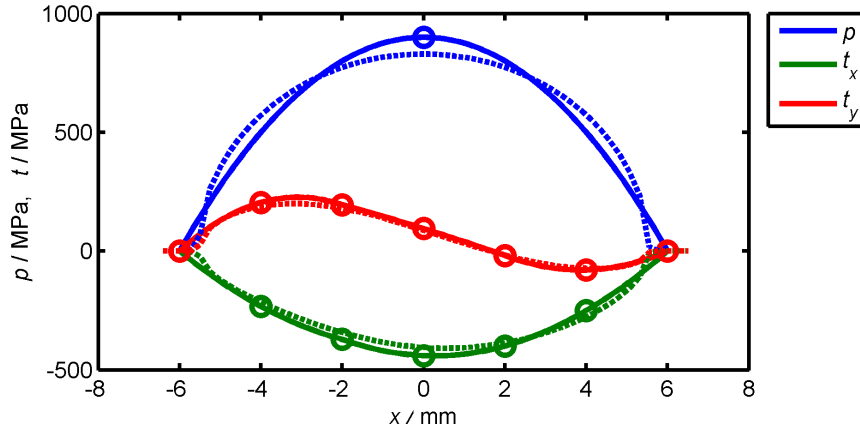


Abbildung 3.4: Normalspannung p , Längs-Tangentialspannung t_x und Quer-Tangentialspannung t_y in Schienenlängsrichtung x für einen Zylinder in Kontakt mit einer Ebene; Längsschlupf $c_x = -1,1\%$, Querschlupf $c_y = -0,6\%$, Bohrschlupf $c_z = -1,6\text{ m}^{-1}$; maximale (parabolische) Normalspannung $p_0 = 900\text{ MPa}$, Reibungszahl $\mu = 0,5$; Kreise: Stützstellen zur Approximation der Spannungsverteilungen; Volllinie: Approximation der Spannungsverteilungen; Strichliert: Kontaktspannungsverteilung, berechnet mit CONTACT [9, 16].

$$\sigma_{xx}(x, z) = -\frac{2z}{\pi} \int_{-a}^{+a} \frac{p(w)(x-w)^2}{[(x-w)^2 + z^2]^2} dw - \frac{2}{\pi} \int_{-a}^{+a} \frac{t_x(w)(x-w)^3}{[(x-w)^2 + z^2]^2} dw \quad (3.5)$$

$$\sigma_{zz}(x, z) = -\frac{2z^3}{\pi} \int_{-a}^{+a} \frac{p(w)}{[(x-w)^2 + z^2]^2} dw - \frac{2z^2}{\pi} \int_{-a}^{+a} \frac{t_x(w)(x-w)}{[(x-w)^2 + z^2]^2} dw \quad (3.6)$$

$$\sigma_{yy}(x, z) = \nu(\sigma_{xx} + \sigma_{zz}) \quad (3.7)$$

$$\tau_{yx}(x, z) = -\frac{1}{\pi} \int_{-a}^{+a} \frac{t_y(w)(x-w)}{(x-w)^2 + z^2} dw \quad (3.8)$$

$$\tau_{zx}(x, z) = -\frac{2z^2}{\pi} \int_{-a}^{+a} \frac{p(w)(x-w)}{[(x-w)^2 + z^2]^2} dw - \frac{2z}{\pi} \int_{-a}^{+a} \frac{t_x(w)(x-w)^2}{[(x-w)^2 + z^2]^2} dw \quad (3.9)$$

$$\tau_{zy}(x, z) = -\frac{z}{\pi} \int_{-a}^{+a} \frac{t_y(w)}{(x-w)^2 + z^2} dw \quad (3.10)$$

Für parabolische Spannungsverteilungen ist es möglich, geschlossene Ausdrücke für die einzelnen Komponenten des Spannungstensors zu berechnen. Hierfür werden die Spannungsverteilungen $p(w)$, $t_x(w)$ und $t_y(w)$ in Gleichung 3.5 bis Gleichung 3.10 durch die entsprechenden Polynome für die Spannungsverteilungen in der Kontaktfläche (Gleichung 3.1 bis Gleichung 3.4) ersetzt. Die Integration erfolgt über w . Die Komponenten des Spannungstensors in geschlossener Form darzustellen ist vorteilhaft hinsichtlich der erforderlichen Rechenzeit.

Abbildung 3.5 zeigt den Verlauf der Spannungstensorkomponenten in einer Tiefe von $z = 1\text{ mm}$ für die in Abbildung 3.4 dargestellte Kontaktspannungssituation. Als Referenz dient eine Berechnung des Spannungszustands mit dem Programm

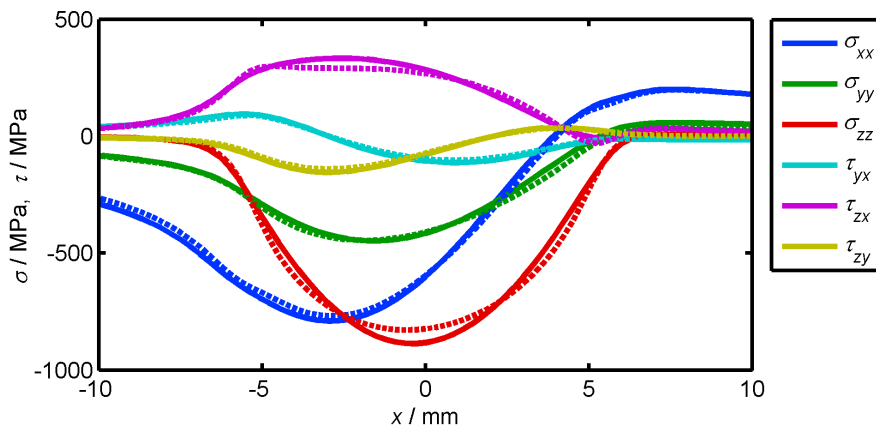


Abbildung 3.5: Komponenten des Spannungstensors in Tiefe $z = 1$ mm für einen Zylinder in Kontakt mit einer Ebene, Rollen in positive x -Richtung; Längsschlupf $c_x = -1,1\%$, Querschlupf $c_y = -0,6\%$, Bohrschlupf $c_z = -1,6 \text{ m}^{-1}$; maximale (parabolische) Normalspannung $p_0 = 900$ MPa, Reibungszahl $\mu = 0,5$; Volllinie: Approximation; Strichliert: Referenzspannungszustand, berechnet mit CONTACT [9, 16].

CONTACT [9, 16]. Es zeigt sich, dass sich der Spannungszustand im oberflächennahen Bereich mit der in diesem Kapitel dargestellten Methode der Spannungsbeziehung gut approximieren lässt.

Am Rand des Kontakts in Querrichtung wird der Spannungszustand unter der Oberfläche aufgrund der fehlenden Wechselwirkung zwischen den einzelnen Segmenten in Querrichtung nicht optimal abgebildet. Dies ist für Kontakte von Bedeutung, deren Abmessung in Schienenlängsrichtung größer ist als jene in Querrichtung.

Kontakte, deren Abmessung in Schienenquerrichtung größer ist als in Schienenlängsrichtung, werden hingegen in Bezug auf den Spannungszustand unter der Oberfläche durch die gewählte Art der Diskretisierung gut approximiert. Derartige Kontakte treten beispielsweise bei Rad-Schiene-Prüfstandsversuchen auf (siehe Abbildung 3.1).

3.3 Verschleißmodell

Der Werkstoffabtrag von der Oberfläche der Kontaktpartner wird im vorliegenden Modell mit Hilfe des Verschleißmodells von Krause und Poll berechnet [66], welches auf dem Archard-Modell zur Beschreibung des Gleitverschleißes [59] basiert. Das Modell von Krause und Poll lautet:

$$V_w = I_w(p_A) \cdot W_r \quad (3.11)$$

Das Verschleißvolumen V_w ist im Modell von Krause und Poll proportional zur Reibarbeit W_r . Der Proportionalitätsfaktor I_w wird als Funktion der Reibleistung

pro Flächeneinheit p_A experimentell bestimmt. Dieser Proportionalitätsfaktor zeigt einen temperaturinduzierten Übergang im Verschleißverhalten von mildem zu heftigem Verschleiß bei $p_A = 4 \text{ W mm}^{-2}$ [66].

Das Verschleißvolumen V_w für ein Segment der Diskretisierung berechnet sich als Produkt aus dem Verschleißabtrag n_w , der Streifenbreite b und dem zurückgelegten Weg l als:

$$V_w = n_w b l = n_w b v_0 t \quad (3.12)$$

Der zurückgelegte Weg l berechnet sich als $l = v_0 t$ aus der Referenzgeschwindigkeit v_0 und der betrachteten Zeitdauer t . Gleichsetzen und Umformen von Gleichung 3.11 und Gleichung 3.12 ergibt:

$$n_w = I_w(p_A) \cdot \frac{W_r}{v_0 t b} \quad (3.13)$$

Die Reibleistung pro Flächeneinheit berechnet sich als:

$$p_A = \frac{W_r}{2 t a b} \quad (3.14)$$

Dadurch kann Gleichung 3.13 vereinfacht werden zu:

$$n_w = I_w(p_A) \cdot p_A \cdot \frac{2a}{v_0} \quad (3.15)$$

Die Reibleistung pro Flächeneinheit p_A , die Referenzgeschwindigkeit v_0 , sowie die halbe Kontaktlänge a für ein Segment liegen in der Simulation vor, wodurch sich der Verschleißabtrag n_w für eine Überrollung nach Gleichung 3.15 berechnen lässt.

3.4 Scherverformungsmodell

Das Modell zur Abschätzung der lokalen, oberflächennahen plastischen Scherverformung dient zur Bestimmung der plastischen Scherungen γ_{zx} und γ_{zy} auf Basis des linear-elastischen Spannungszustands und der Relativbewegung zwischen Rad und Schiene. Für eine Scherverformung parallel zur Oberfläche berechnen sich die plastischen Scherungen γ_{zx} und γ_{zy} aus den Verschiebungen u_x und u_y als :

$$\gamma_{zx} = -\frac{du_x}{dz} \quad (3.16)$$

$$\gamma_{zy} = \frac{du_y}{dz} \quad (3.17)$$

Für die Modellbildung wird angenommen, dass eine plastische Scherverformung nur in einer dünnen Schicht an der Oberfläche stattfindet, wodurch die (makroskopischen) Kontaktspannungen nicht wesentlich beeinflusst werden, und dass das Ausmaß dieser plastischen Scherverformung durch die Relativbewegung zwischen Rad und Schiene kontrolliert wird. Diese Annahmen erlauben eine Abschätzung der Verschiebungen an der Oberfläche auf Basis des Schlupfs.

In der Praxis werden in metallographischen Schliffen von Rädern und Schienen sehr hohe plastische Scherverformungen nahe der Oberfläche beobachtet. Diese Verformungen sind viel höher als aufgrund der nominellen Kontaktspannungen und dem typischen (makroskopischen) Spannungs-Dehnungsverhalten der involvierten Werkstoffe zu erwarten ist. Diese sehr hohen plastischen Scherverformungen können auf den Kontakt zwischen rauen Oberflächen [67, 68], die Auswirkung von lokaler Temperaturerhöhung infolge von Reibung [68, 69], sowie auf die Lokalisierung der Scherverformung durch Poren [70] zurückgeführt werden.

Der Einfluss von Oberflächeneffekten wird im Scherverformungsmodell mittels einer empirischen Spannungsüberhöhungsfunktion berücksichtigt, da die einzelnen Beiträge der oben angeführten Mechanismen zur beobachteten hohen oberflächennahen plastischen Scherverformung von Rad und Schiene in der Praxis nicht im Detail bestimmbar sind. Die Spannungsüberhöhungsfunktion gilt also für "typische" Kontaktbedingungen, welche im Eisenbahnbetrieb auftreten.

Die Spannungsüberhöhung f_s als Funktion der Tiefe z berechnet sich im Modell als:

$$f_s(z) = 1 + (A - 1) \cdot e^{-\frac{z}{B}} \quad A \geq 1 \quad (3.18)$$

Der Parameter A in Gleichung 3.18 beschreibt das Ausmaß der Spannungsüberhöhung an der Oberfläche ($z = 0$). Parameter B bestimmt das Abklingverhalten der Spannungsüberhöhungsfunktion mit der Tiefe z . In großen Tiefen $z \gg B$ nimmt die Spannungsüberhöhung den Wert 1 an und verändert somit den Wert der makroskopischen Kontaktspannungen nicht.

Im Scherverformungsmodell wird die auf Basis des makroskopischen Spannungszustands berechnete Mises-Vergleichsspannung σ_m mit der Spannungsüberhöhung f_s multipliziert, um eine Vergleichsspannung unter Berücksichtigung von Oberflächeneffekten zu erhalten. Zusätzlich werden Unterschiede im Verformungsverhalten zwischen Antreiben und Bremsen über einen empirischen Faktor f_b im Modell berücksichtigt. Für die Parametrisierung des Scherverformungsmodells anhand von Twin Disc Experimenten (siehe Kapitel 4.3.2) ist außerdem eine Kontaktlängenkorrektur erforderlich, um bei sehr kleinen Kontaktlängen den Verlauf der Mises-Vergleichsspannung in Tiefenrichtung in Übereinstimmung mit den Messdaten zu bringen. Hierzu wird der Kontaktlängenkorrekturfaktor f_a zur halben Kontaktlänge a addiert, um eine effektive halbe Kontaktlänge a^* zu erhalten.

Die für die Bestimmung der plastischen Scherverformung im Modell verwendete Vergleichsspannung σ_p berechnet sich daher als:

$$\sigma_p = (\sigma_m + f_b) \cdot f_s \quad (3.19)$$

Im Scherverformungsmodell tritt plastische Verformung auf, wenn die Vergleichsspannung σ_p die lokale Streckgrenze σ_y überschreitet. Wie in Abbildung 3.6 skizziert, steigt die Vergleichsspannung σ_p im Bereich der Einlaufkante des Kontakts an. An Position x_1 erreicht die Vergleichsspannung σ_p die lokale Streckgrenze σ_y an der Oberfläche, was den Beginn des Bereichs der plastischen Verformung markiert. An Position x_2 ist der maximale Wert der Vergleichsspannung σ_p erreicht, was das Ende des Bereichs der plastischen Verformung darstellt.

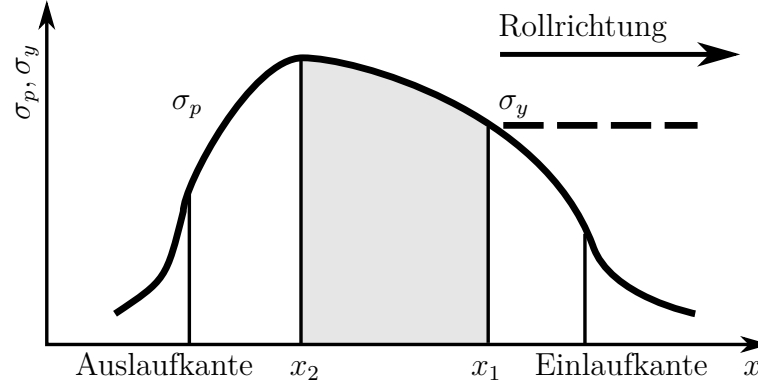


Abbildung 3.6: Ermittlung des Bereichs der plastischen Scherverformung an der Oberfläche auf Basis der Vergleichsspannung σ_p (Volllinie) und der lokalen Streckgrenze σ_y (strichlierte Linie) in Schienenlängsrichtung x . Der Bereich der plastischen Scherverformung (grau) beginnt nahe der Einlaufkante an Position x_1 und endet an Position x_2 nahe der Auslaufkante des Kontakts.

Die Verschiebungsinkremente im Bereich der plastischen Verformung an der Oberfläche in Schienenlängsrichtung Δu_x und in Schienenquerrichtung Δu_y werden mit Hilfe eines Borstenmodells [12] bestimmt. Das Borstenmodell ist aus einem starren Grundkörper aufgebaut, welcher mit Borsten überzogen ist. Beim Durchlaufen der Kontaktfläche werden die Borsten durch die tangentielle Relativbewegung zwischen den Kontaktpartnern verformt [12].

Im Bereich der plastischen Scherverformung an der Oberfläche wird für den Verformungsvorgang vollständiges Haften zwischen Schiene und Rad angenommen. Die Relativbewegung zwischen Rad und Schiene, beschrieben durch Längsschlupf c_x , Querschlupf c_y und Bohrschlupf c_z , wird durch die (plastischen) Dehnungen du_x/dx und du_y/dx kompensiert. Elastische Dehnungen werden im Bereich der plastischen Verformung unter der Annahme, dass diese klein gegenüber den plastischen Dehnungen sind, vernachlässigt.

Die kinematischen Beziehungen lauten [12]:

$$\frac{du_x}{dx} + f_u \cdot (c_x - yc_z) = 0 \quad (3.20)$$

$$\frac{du_y}{dx} + f_u \cdot (c_y + xc_z) = 0 \quad (3.21)$$

f_u gibt den Anteil der Relativbewegung zwischen Rad und Schiene an, welcher in der Schiene in plastische Verformung umgesetzt wird. Im Allgemeinen ist die Aufteilung der plastischen Verformung zwischen Schiene und Rad a priori nicht bekannt. Näherungsweise kann jedoch angenommen werden, dass sich die Verschiebungen gleichmäßig auf beide Kontaktpartner aufteilen ($f_u = 0,5$), sofern die plastischen Eigenschaften der verformten Schichten an den Oberflächen ähnlich sind.

Die Streifenbreite b ist für die gewählte Art der Diskretisierung (siehe Kapitel 3.1) im Allgemeinen bedeutend kleiner als die halbe Kontaktlänge a , sodass $|yc_z| \ll |c_x|$ gilt. Daher kann Gleichung 3.20 vereinfacht werden zu:

$$\frac{du_x}{dx} + f_u c_x = 0 \quad (3.22)$$

Die Verschiebungsinkremente Δu_x und Δu_y einer Borste im Bereich der plastischen Verformung an der Oberfläche beim Durchlaufen der Kontaktfläche erhält man, indem man Gleichung 3.22 und Gleichung 3.21 integriert und für den Bereich der plastischen Verformung von x_1 bis x_2 auswertet [12].

$$\Delta u_x = -f_u \cdot \int_{x_1}^{x_2} c_x dx \quad (3.23)$$

$$\Delta u_y = -f_u \cdot \int_{x_1}^{x_2} c_y + xc_z dx \quad (3.24)$$

Die Verschiebungsinkremente an der Oberfläche Δu_x und Δu_y infolge der plastischen Verformung lassen sich dann als Funktion von Längsschlupf c_x , Querschlupf c_y und Bohrschlupf c_z für eine plastische Verformung im Bereich von x_1 nach x_2 darstellen als [12]:

$$\Delta u_x = f_u \cdot (c_x \cdot (x_1 - x_2)) \quad (3.25)$$

$$\Delta u_y = f_u \cdot \left(c_y \cdot (x_1 - x_2) + \frac{1}{2} \cdot c_z \cdot (x_1^2 - x_2^2) \right) \quad (3.26)$$

Der Bereich der plastischen Verformung in Tiefenrichtung wird analog zur Abschätzung des plastischen Verformungsbereichs in Schienenlängsrichtung bestimmt: Plastische Verformung tritt im Bereich von der Oberfläche bis zur Tiefe z_p auf, in der die maximale Vergleichsspannung $\max_x(\sigma_p)$ die lokale Streckgrenze σ_y überschreitet (siehe grauer Bereich in Abbildung 3.7).

Die Inkremente der plastischen Scherung $\Delta\gamma_{zx}$ und $\Delta\gamma_{zy}$ an den Tiefenpositionen \bar{z}_i (siehe Abbildung 3.3) werden im Tiefenbereich $z < z_p$ jeweils anhand der Spannungsdifferenz $\Delta\sigma$ mit den Proportionalitätsfaktoren f_{gx} und f_{gy} bestimmt:

$$\Delta\sigma = \max_x(\sigma_p) - \sigma_y \quad \text{für} \quad z < z_p \quad (3.27)$$

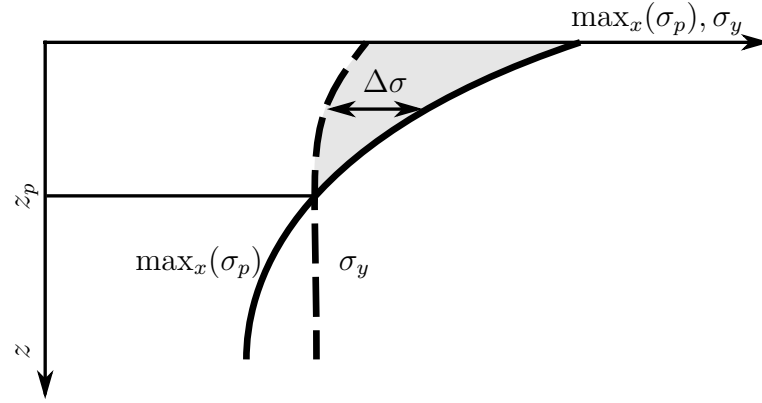


Abbildung 3.7: Schematische Darstellung der maximalen Vergleichsspannung $\max_x(\sigma_p)$ (Volllinie) und der lokalen Streckgrenze σ_y (strichlierte Linie) als Funktion der Tiefe z . Die Inkremente der plastischen Scherung werden proportional zur Spannungsdifferenz $\Delta\sigma$ (grau) bis zur Tiefe der plastischen Verformung z_p berechnet.

$$\Delta\gamma_{zx}(\bar{z}_i) = f_{gx} \cdot \Delta\sigma(\bar{z}_i) \quad (3.28)$$

$$\Delta\gamma_{zy}(\bar{z}_i) = f_{gy} \cdot \Delta\sigma(\bar{z}_i) \quad (3.29)$$

Die Proportionalitätsfaktoren f_{gx} und f_{gy} lassen sich aus den Verschiebungsinkrementen Δu_x und Δu_y an der Oberfläche ($z = 0$) und der Spannungsdifferenz $\Delta\sigma$ bestimmen.

Die Verschiebungsinkremente Δu_x und Δu_y an den Tiefenpositionen z_j (siehe Abbildung 3.3) berechnen sich aus den plastischen Scherungen als:

$$\Delta u_x(z_j) = \sum_{i=n}^j \Delta\gamma_{zx}(\bar{z}_i) \cdot (z_{i-1} - z_i) \quad (3.30)$$

$$\Delta u_y(z_j) = \sum_{i=n}^j \Delta\gamma_{zy}(\bar{z}_i) \cdot (z_{i-1} - z_i) \quad (3.31)$$

Einsetzen von Gleichung 3.28 und Gleichung 3.29 in Gleichung 3.30 und Gleichung 3.31, sowie die Vorgabe der Verschiebungen an der Oberfläche $\Delta u_x(z = 0)$ und $\Delta u_y(z = 0)$ nach Gleichung 3.25 und Gleichung 3.26 ergibt für die Proportionalitätsfaktoren f_{gx} und f_{gy} :

$$f_{gx} = \frac{\Delta u_x(z=0)}{\sum_{i=n}^0 \Delta \sigma \cdot (z_{i-1} - z_i)} \quad (3.32)$$

$$f_{gy} = \frac{\Delta u_y(z=0)}{\sum_{i=n}^0 \Delta \sigma \cdot (z_{i-1} - z_i)} \quad (3.33)$$

Die nach Gleichung 3.28 und Gleichung 3.29 berechneten Inkremente der plastischen Scherung $\Delta\gamma_{zx}$ und $\Delta\gamma_{zy}$ werden für alle Tiefenpositionen \bar{z}_i der Diskretisierung zu den plastischen Scherungen γ_{zx} und γ_{zy} addiert. Die äquivalente plastische Dehnung ε_{eq} wird berechnet als:

$$\varepsilon_{eq} = \sqrt{\frac{1}{3} \cdot (\gamma_{zx}^2 + \gamma_{zy}^2)} \quad (3.34)$$

Die Beschreibung der Werkstoffverfestigung erfolgt im Scherverformungsmodell durch eine Funktion in Anlehnung an die Verfestigungsfunktion von Ludwik [71, 72] als:

$$\sigma_y = \sigma_0 + K \cdot (\varepsilon_{eq})^n \quad (3.35)$$

Die Streckgrenze des Werkstoffs σ_y als Funktion der äquivalenten plastischen Dehnung ε_{eq} wird darin durch die Anfangsstreckgrenze σ_0 , den Verfestigungskoeffizient K , sowie den Verfestigungsexponent n beschrieben.

Bei hohen Schlüpfen kann der Fall eintreten, dass die nach Gleichung 3.28 und Gleichung 3.29 berechneten Inkremente der plastischen Scherung zu einer lokalen Streckgrenze führen, welche höher ist als die maximale Vergleichsspannung $\max_x(\sigma_p)$. In diesem Fall wird im Modell die Streckgrenze σ_y auf die maximal auftretende Vergleichsspannung $\max_x(\sigma_p)$ begrenzt, und die äquivalente plastische Dehnung ε_{eq} entsprechend der Verfestigungsfunktion nach Gleichung 3.35 berechnet.

Die plastische Scherverformung in Schienenquerrichtung wird auch zur Abschätzung der Profilhöhenänderung n_p herangezogen. Das Werkstoffvolumen pro Einheitslänge in Schienenlängsrichtung Δv_p , welches durch plastische Scherverformung aus einem Segment entfernt wird, lässt sich wie folgt berechnen:

$$\Delta v_p = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n (\Delta u_y(z_i) + \Delta u_y(z_{i-1})) \cdot (z_i - z_{i-1}) \quad (3.36)$$

Die Höhenänderung n_p^i des Segments i infolge plastischer Scherverformung in Schienenquerrichtung ergibt sich aus dem Werkstoffvolumen Δv_p^i , welches aus Segment i in ein benachbartes Segment verschoben wird, und der Summe der Volumina Δv_p^{i-1} und Δv_p^{i+1} , welche aus den benachbarten Segmenten $i-1$ und $i+1$ in das Segment i verschoben werden. b ist die Breite des Segments i .

$$n_p^i = -\frac{1}{b} \left(-|\Delta v_p^i| + f(+\Delta v_p^{i-1}) + f(-\Delta v_p^{i+1}) \right) \quad (3.37)$$

$$f(\Delta v) = \frac{1}{2}(\Delta v + |\Delta v|) \quad (3.38)$$

Die Funktion f dient zur Feststellung, ob die Volumina Δv_p^{i-1} und Δv_p^{i+1} in den Segmenten $i-1$ und $i+1$ zu einer Höhenänderung im Segment i beitragen. Die Profilhöhenänderung n_p infolge plastischer Scherverformung ist positiv, wenn in Summe Werkstoffvolumen aus dem betrachteten Segment entfernt wird. n_p ist negativ für einen Zuwachs an Werkstoffvolumen im Segment. Diese Festlegung des Vorzeichens von n_p ergibt sich aus der Festlegung des Vorzeichens der Höhenänderung infolge von Verschleiß n_w in Kapitel 3.3. Ein Verlust von Werkstoffvolumen ist dort als positiver Wert von n_w festgelegt.

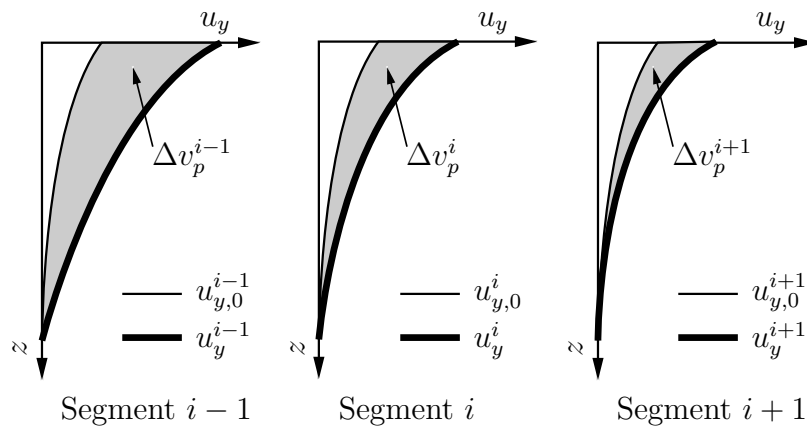


Abbildung 3.8: Schematische Darstellung der Verschiebung in Schienenquerrichtung u_y als Funktion der Tiefe z in drei benachbarten Segmenten $i-1$, i und $i+1$. Das Werkstoffvolumen pro Längeneinheit in Schienenlängsrichtung Δv_p , welches aus einem Segment in ein benachbartes Segment verschoben wird, berechnet sich aus dem Verschiebungsincrement $\Delta u_y = u_y - u_{y,0}$.

Abbildung 3.8 zeigt schematisch die Verschiebung in Schienenquerrichtung u_y als Funktion der Tiefe z in drei benachbarten Segmenten. Ausgehend vom betrachteten Segment i ist Segment $i-1$ in negativer y -Richtung angeordnet. Segment $i+1$ liegt ausgehend von Segment i in positiver y -Richtung.

3.5 Rissinitiierungsmodell

Die Prognose der Rissinitiierung an der Oberfläche unter Berücksichtigung von plastischer Scherverformung erfolgt mit Hilfe eines in dieser Arbeit entwickelten, neuartigen Modells, dem sogenannten *Keilmmodell*. Die besondere Berücksichtigung von plastischer Scherverformung in der Rissinitiierung ist durch die experimentelle Beobachtung motiviert, dass an den Oberflächen von Eisenbahnschienen und Rädern in der Praxis häufig hohe plastische Scherverformungen beobachtet werden.

In Schienen und Rädern wird durch zunehmende plastische Scherverformung parallel zur Oberfläche die anfänglich isotrope Mikrostruktur des Werkstoffs in Hauptdehnungsrichtung gestreckt, sodass sich ein lamellares Gefüge ausbildet. Die Hauptdehnungsrichtung ist als Vorzugsorientierung in geätzten metallographischen Schliffen sichtbar. Dies ist in Abbildung 3.9 schematisch dargestellt. Im Fall von hoher Scherverformung entspricht der Winkel zwischen der Vorzugsorientierung und der Oberflächennormale näherungsweise dem Scherwinkel α , wie in Kapitel 4.3.1 gezeigt. Im Extremfall $\alpha = 90^\circ$ ist die Hauptdehnungsrichtung parallel zur Scherebene orientiert. Die Scherung eines quadratischen Einheitselements parallel zur Oberfläche um den Scherwinkel α ist in Abbildung 3.10 dargestellt.

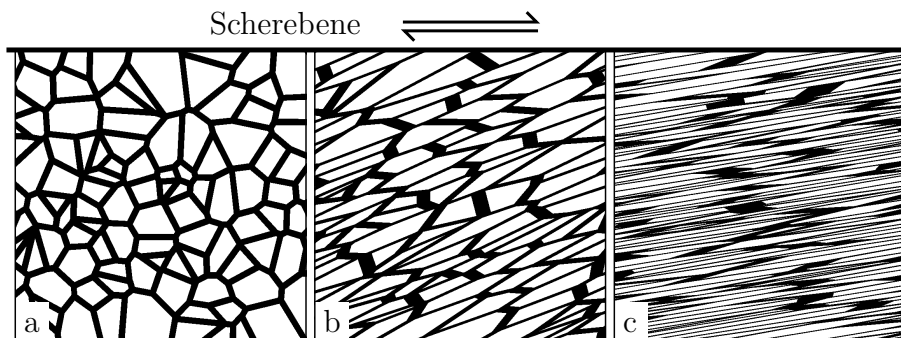


Abbildung 3.9: Ausbildung einer anisotropen, lamellaren Gefügestruktur durch zunehmende Ausrichtung des Gefüges in Hauptdehnrichtung mit zunehmendem Scherwinkel α , dargestellt anhand einer schematischen Mikrostruktur. (a) Unverformt, $\alpha = 0^\circ$, (b) $\alpha \approx 60^\circ$, (c) $\alpha \approx 80^\circ$.

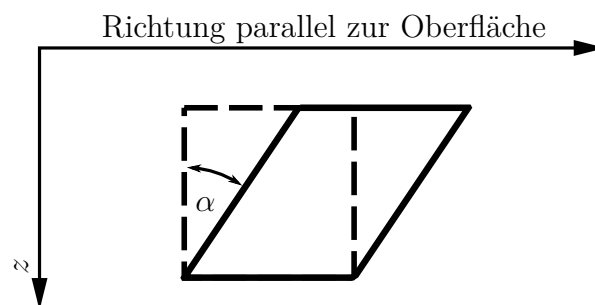


Abbildung 3.10: Scherung eines quadratischen Einheitselements parallel zur Oberfläche um den Scherwinkel α ; Strichliert: Unverformte Konfiguration; Volllinie: Verformte Konfiguration.

Die lamellare Mikrostruktur, welche durch den Scherverformungsprozess entsteht, zeigt eine große Anisotropie hinsichtlich des Risswachstumswiderstands, sodass Ermüdungsrisse bevorzugt parallel zur lamellaren Mikrostruktur wachsen. Dies wurde durch bruchmechanische Experimente an Proben gezeigt, welche durch High Pressure Torsion einer hohen Scherverformung unterworfen wurden [73, 74].

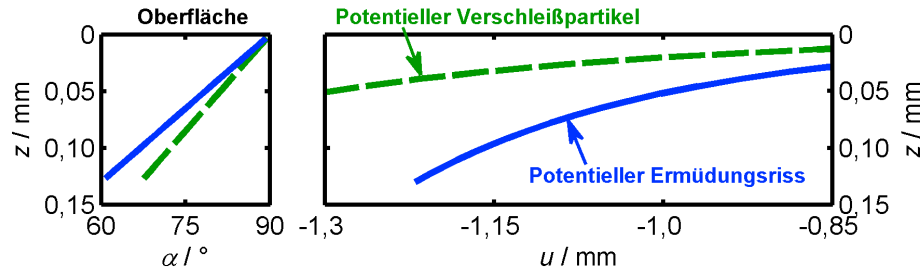


Abbildung 3.11: Plastischer Scherwinkel α als Funktion der Tiefe z in der Rissinitiierungsschicht (links), sowie korrespondierende Verschiebungslinien u (rechts); Volllinie: Ausbildung von keilförmigen Verformungsstrukturen im Fall von mittlerer Verformungstiefe, welche Rissinitiierung begünstigen; Strichliert: Verformungsstrukturen im Fall von hoher plastischer Verformungstiefe, welche die Bildung von plattenförmigen Verschleißpartikeln begünstigen.

Den beiden makroskopisch beobachteten Phänomenen Verschleiß und Rissinitiierung liegt unter den hier betrachteten Rollkontaktbedingungen Risswachstum in einer hoch scherverformten, lamellaren Mikrostruktur auf mikroskopischer Skala zugrunde [37]. Dieses Risswachstum spielt sich in einer dünnen Schicht an der Werkstoffoberfläche ab, welche hier als *Rissinitiierungsschicht* bezeichnet wird.

Das Wachstum von mikroskopischen Rissen in einem hoch scherverformten Werkstoff bildet die Basis zur Beschreibung von Verschleiß im Rahmen der *Delaminationstheorie* [61]. Hierbei kommt es zu einer Ablösung von plättchenförmigen Verschleißpartikeln von der Oberfläche durch Ausbildung von mikroskopischen Rissen parallel zur Oberfläche.

Der Grundmechanismus der Delaminationstheorie wurde in der vorliegenden Arbeit für die Prognose von makroskopischer Ermüdungsrissinitiierung unter Rollkontaktbedingungen herangezogen und weiterentwickelt: Das Keilmodell der Rissinitiierung basiert auf der geometrischen Analyse und Bewertung von Scherverformungszuständen, welche mögliche mikroskopische Risspfade in der Rissinitiierungsschicht vorgeben. Dies ist in Abbildung 3.11 illustriert, wo zwei typische Fälle für mikroskopische Risspfade in der Rissinitiierungsschicht dargestellt sind.

Im Fall von hoher plastischer Scherverformung, welche in Bezug auf die Rissinitiierungsschicht tief in den Werkstoff reicht (siehe strichlierte Linie in Abbildung 3.11), ist die lamellare Mikrostruktur in der gesamten Rissinitiierungsschicht nahezu parallel zur Oberfläche ausgerichtet. Mikroskopische Risse wachsen daher bevorzugt nahezu parallel zur Oberfläche. Es bilden sich Werkstofftrennungen mit einem großen Verhältnis von Länge zu Tiefe aus. Durch wiederholte zyklische Kontaktbelastung lösen sich plattenförmige Partikel von der Oberfläche ab und führen so zu Verschleiß im Sinne der Delaminationstheorie.

Im Fall von hoher plastischer Scherverformung mit mittlerer Tiefe in Bezug auf die Rissinitiierungsschicht (siehe Volllinie in Abbildung 3.11) bildet sich in der Rissinitiierungsschicht ebenfalls eine lamellare Gefügestruktur aus. Im Mittel ist diese lamel-

lare Gefügestruktur jedoch nicht nahezu parallel zur Oberfläche, sondern in einem flachen Winkel zur Oberfläche hin orientiert. Dadurch werden mikroskopische Risse in der Rissinitiierungsschicht von der Oberfläche weg geführt. Es bilden sich keilförmige Werkstofftrennungen in der Rissinitiierungsschicht aus, deren Querschnitt mit zunehmender Oberflächenlänge rasch zunimmt. Diese keilförmigen Strukturen lösen sich schwerer von der Oberfläche ab als plattenförmige Partikel und bleiben mit einer gewissen Wahrscheinlichkeit in der Rissinitiierungsschicht erhalten. Dies begünstigt die Initiierung von makroskopischen Ermüdungsrissen an der Oberfläche.

Die Unterscheidung zwischen der Neigung zu Verschleiß einerseits und der Neigung zu (makroskopischer) Rissinitiierung mit Verschleiß andererseits basiert auf der Analyse der plastischen Scherverformungsverteilung in einer oberflächennahen Schicht. Hervorzuheben ist, dass diese Unterscheidung nicht auf dem Absolutwert des plastischen Scherwinkels α an der Oberfläche basiert. Dieser ist für beide Fälle in Abbildung 3.11 identisch mit $\alpha = 90^\circ$ vorgegeben.

Die Kopplung der bevorzugten (mikroskopischen) Risswachstumsrichtung mit der Scherverformungsstruktur des Werkstoffs erlaubt die Beschreibung von bevorzugten Risspfaden als Funktion der plastischen Scherverformung im Modell. Der plastische Scherverformungszustand wird im Keilmodell mit Hilfe des plastischen Scherwinkels α quantifiziert. Dieser berechnet sich für den hier vorliegenden Fall von einfacher Scherung aus der Verschiebung parallel zur Oberfläche u infolge von Plastizität als:

$$\tan \alpha = -\frac{du}{dz} \quad (3.39)$$

Einfache Scherung ist ein Vorgang, welcher "ein Quadrat in ein Parallelogramm transformiert, wobei die Verschiebungsvektoren alle parallel zu einem gegenüberliegenden Satz von Kanten des Quadrats und des Parallelogramms sind" [75].

Zur Beurteilung der mikrostrukturellen Neigung zu Rissinitiierung wird im Keilmodell die Verteilung der plastischen Scherverformung in Tiefenrichtung $\alpha(z)$ mit einer Referenzverteilung $\alpha_R(z)$ in der Rissinitiierungsschicht verglichen. Die Bestimmung der Referenz-Scherwinkelverteilung $\alpha_R(z)$ erfolgt experimentell durch Analyse von Scherverformungszuständen, welche Rollkontaktermüdungsrisse zeigen.

Der Vergleich des plastischen Scherwinkels $\alpha(z)$ mit der Referenzverteilung $\alpha_R(z)$ in der Rissinitiierungsschicht erfolgt mit Hilfe des Ähnlichkeitsparameters A_α , welcher sich aus der Differenzfläche α_D in einem Scherwinkel-Tiefen-Diagramm in den Grenzen α_1 und α_2 berechnet. Hierzu wird der Bereich von der Oberfläche bis zur Grenze der Rissinitiierungsschicht in Tiefe z_c ausgewertet. In Abbildung 3.12 ist ein solches Diagramm abgebildet, worin die Referenz-Scherwinkelverteilung für Rissinitiierung als lineare Funktion der Tiefe gewählt ist.

$$\alpha_D = \int_{z=0}^{z_c} |\alpha(z) - \alpha_R(z)| dz \quad (3.40)$$

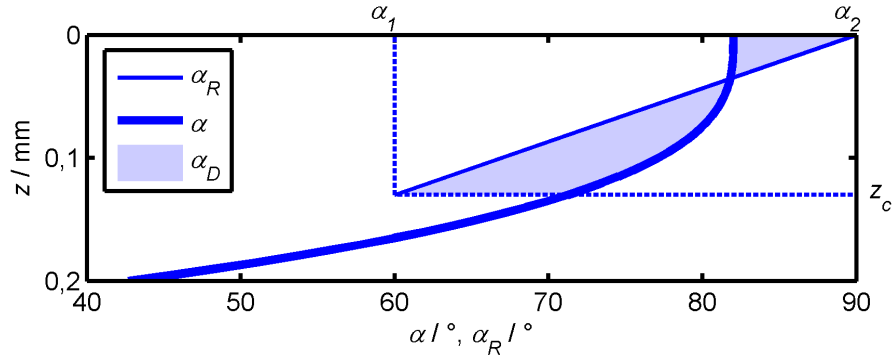


Abbildung 3.12: Berechnung von α_D aus einer gegebenen Scherwinkelverteilung $\alpha(z)$ und einer Referenz-Scherwinkelverteilung $\alpha_R(z)$ in den Grenzen $[\alpha_1, \alpha_2]$ für eine Rissinitiierungsschicht der Tiefe z_c .

$$A_\alpha = 1 - 2 \cdot \frac{\alpha_D}{(\alpha_2 - \alpha_1) \cdot z_c} \quad (3.41)$$

$$\alpha_1 \leq \alpha(z) \leq \alpha_2, \quad \alpha_1 \leq \alpha_R(z) \leq \alpha_2 \quad (3.42)$$

Ist $\alpha(z)$ identisch mit $\alpha_R(z)$, so liegt maximale Übereinstimmung zwischen den Kurven vor, und $A_\alpha = 1$. Geeignete Werte für α_1 , α_2 und z_c werden zweckmäßigerweise experimentell bestimmt, wie zum Beispiel durch Analyse des Verformungszustands in Schienen aus Rad-Schiene-Prüfstandsexperimenten (siehe Kapitel 4.4.4) und durch Analyse von Schienen aus dem Betrieb (siehe Kapitel 6.2).

Zur Lebensdauerabschätzung wird der Ähnlichkeitsparameter A_α im vorliegenden Modell mit dem Maximalwert σ^* der maximalen Hauptnormalspannung während des Lastzyklus verknüpft, um eine effektive Spannung σ_A hinsichtlich Rissinitiierung zu erhalten, welche den Einfluss des plastischen Scherverformungszustands auf die Rissinitiierung berücksichtigt.

$$\sigma_A = \sigma^* \cdot f_A \cdot f_t \quad (3.43)$$

$$f_A = 1 + k_A \cdot A_\alpha \quad (3.44)$$

Man beobachtet in der Praxis eine geringere Ermüdungslebensdauer und eine erhöhte Schädigung, wenn die Tangentialspannungen an der Kontaktfläche entgegen der Bewegungsrichtung des Kontakts wirken [76]. Dieser Einfluss der Tangentialspannungsrichtung auf die Lebensdauer bis zur Rissinitiierung wird im vorliegenden Modell mit Hilfe der Funktion f_t berücksichtigt. Dies erlaubt es, Unterschiede im Rissinitiierungsverhalten zwischen angetriebenen und gebremsten Rädern im Modell abzubilden.

$$f_t = 1 + k_t \cdot \frac{t_{x,0}}{\sigma^*} \quad (3.45)$$

$t_{x,0}$ in Gleichung 3.45 ist die vorzeichenbehaftete maximale Tangentialspannung im Kontakt in Schienenlängsrichtung x während des Lastzyklus.

Die Ermüdungslebensdauer N_A wird mittels der Basquin-Gleichung [77] bestimmt als:

$$N_A = \left(\frac{\sigma_A}{\sigma_f} \right)^{\frac{1}{b_f}} \quad (3.46)$$

Darin ist σ_f der Ermüdungslebensdauerkoeffizient und b_f der Ermüdungslebensdauerexponent.

Die Konstanten k_A und k_t in Gleichung 3.44 und Gleichung 3.45, sowie die Werte von σ_f und b_f in Gleichung 3.46 werden zweckmäßigerweise anhand von Rad-Schiene-Prüfstandsversuchen experimentell bestimmt (siehe Kapitel 4.4.4).

Die Summierung der Schädigungsbeiträge einzelner Lastzyklen zur Schädigung D_A erfolgt mit Hilfe des Konzepts der linearen Schädigungsakkumulation [77] als:

$$D_A = \sum_i \frac{N_i}{N_{A,i}} \quad (3.47)$$

$N_{A,i}$ ist die Ermüdungslebensdauer auf Lastniveau i . Lastzyklen mit gleicher effektiver Spannung σ_A werden zur Berechnung der Schädigungssumme im Modell aus Gründen der Recheneffizienz zu Lastblöcken mit N_i Lastzyklen zusammengefasst. Die Initiierung eines Ermüdungsrisses in der Rissinitiierungsschicht erfolgt bei $D_A = 1$. Bei Erreichen des Wertes $D_A = 1$ wird die weitere Summierung von Schädigungsbeiträgen im Modell an dieser Stelle gestoppt, da für die weitere Beschreibung der Rissentwicklung auf rissbruchmechanische Berechnungsverfahren zurückgegriffen werden sollte, welche im Rahmen dieser Arbeit nicht behandelt wurden.

D_A ist eine mittlere Schädigung in der Rissinitiierungsschicht. Durch Verschleiß wird Werkstoff von der Oberfläche entfernt und somit der Schädigungszustand in der Rissinitiierungsschicht verändert. Für einen Berechnungsschritt mit gegebenem Verschleißabtrag n_w wird im Modell die Schädigung D'_A nach dem Verschleißschritt anteilmäßig aus der Schädigung D_A vor dem Verschleißschritt und der Schädigung des Grundwerkstoffs $D_{A,b}$ berechnet, wobei der Anteil des Verschleißabtrags n_w an der Tiefe der Rissinitiierungsschicht z_c als Gewichtungsfaktor dient. Als Schädigung des Grundwerkstoffs $D_{A,b}$ wird hierbei die mittlere Schädigung in einer Schicht der Dicke n_w unmittelbar unterhalb der Rissinitiierungsschicht herangezogen.

$$D'_A = D_A \cdot \left(1 - \frac{n_w}{z_c} \right) + D_{A,b} \cdot \frac{n_w}{z_c} \quad (3.48)$$

Die Berechnung der Schädigung des Grundwerkstoffs $D_{A,b}$ erfolgt analog zur Berechnung der Schädigung D_A für die Rissinitiierungsschicht nach Gleichung 3.43 bis Gleichung 3.47. Für die Berechnung von $D_{A,b}$ wird jedoch in Gleichung 3.44 $k_A = 0$ gesetzt, sodass $D_{A,b}$ nicht vom plastischen Verformungszustand beeinflusst wird.

4 Validierung und Parametrisierung

4.1 Validierung Scherverformungsmodell

Die Validierung des Scherverformungsmodells (siehe Kapitel 3.4) erfolgte mit Hilfe eines dreidimensionalen elasto-plastischen Finite Elemente (FE) Modells [46], welches den Rollkontakt zwischen Rad und Schiene nachbildet. Dieses Simulationsmodell wurde durch Siemens AG Österreich aufgebaut und im Rahmen dieser Arbeit für Berechnungen genutzt.

Dieses Modell besteht aus insgesamt 56 774 Elementen mit einer minimalen Elementgröße im Kontaktbereich von zirka 0,25 mm in Tiefenrichtung, sowie von zirka 1,3 mm in Längs- und Querrichtung. Rad und Schiene werden im Modell als dreidimensionale Körper modelliert, welche durch Vorgabe geeigneter Randbedingungen in Kontakt gebracht werden und aufeinander abrollen. In der Simulation wurde ein Schienenprofil mit einem Schienenkopfradius von 2000 mm verwendet, auf dem ein Rad mit Radius 405 mm mit zylindrischem Profil (Lastfälle Längs- und Querschleif) oder mit kegeligem Profil mit Kegelöffnungswinkel $53,1^\circ$ (Lastfall Bohrschleif) abrollt. Eine Normalkraft von 50 kN ergibt eine maximale Kontaktnormalspannung $p_0 = 576$ MPa im Modell bei einer elliptischen Kontaktfläche mit Achsenverhältnis 2,9.

Für das Rad wurde in allen Berechnungen ein linear-elastisches Werkstoffverhalten vorgegeben, die Schiene wurde mit elasto-plastischem Werkstoffverhalten modelliert. Hierbei wurde eine stückweise lineare, isotrope Werkstoffverfestigung mit einem Plastizitätsmodul von 12 GPa für äquivalente plastische Dehnungen $\varepsilon_{eq} \leq 2,8\%$, sowie mit einem Plastizitätsmodul von 4 GPa für $\varepsilon_{eq} > 2,8\%$ vorgegeben. Im Scherverformungsmodell wurde dasselbe Werkstoffverhalten vorgegeben. Der Anteil der wirksamen Relativverschiebung im Scherverformungsmodell für die plastische Scherverformung der Schiene wurde für die Validierung auf $f_u = 1$ gesetzt, da sich in den FE-Berechnung nur die Schienenoberfläche plastisch verformen kann.

Um verschiedene Verhältnisse von maximaler linear-elastischer Kontaktnormalspannung p_0 zur Anfangsstreckgrenze des Werkstoffs σ_0 bei gleichbleibender Kontaktgeometrie zu realisieren, wurde die Anfangsstreckgrenze des Werkstoffs verändert. Ein Verhältnis von $p_0/\sigma_0 = 1,44$ ergibt sich beispielsweise mit $\sigma_0 = 400$ MPa.

Die Oberflächen von Rad und Schiene im FE-Modell weisen keine Oberflächenrauheit auf, sodass die Spannungsüberhöhungsfunktion (siehe Kapitel 3.4) im Scherverformungsmodell für die Validierung deaktiviert wurde. Die Reibungszahl wurde mit $\mu = 0,55$ vorgegeben. Der Bereich der plastischen Verformung zur Abschätzung

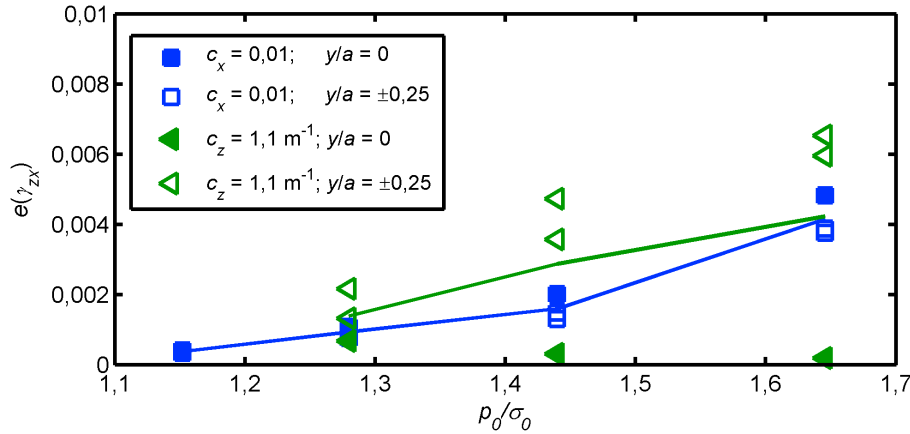


Abbildung 4.1: Mittlere Abweichung der plastischen Scherung $e(\gamma_{zx})$ in Tiefenrichtung z des Scherverformungsmodells in Bezug auf FE-Ergebnisse für Längsschlupf $c_x = 0,01$ und Bohrschlupf $c_z = 1,1 \text{ m}^{-1}$ als Funktion von p_0/σ_0 . Gefüllte Symbole: Werte in Kontaktflächenmitte an Querposition $y/a = 0$; Leere Symbole: Werte seitlich der Kontaktflächenmitte an Querpositionen $y/a = \pm 0,25$; Linien: Mittelwerte.

der plastischen Scherung im Scherverformungsmodell erstreckt sich für die hier beschriebenen Validierungsergebnisse über den gesamten Bereich in der Kontaktfläche in der die Mises-Vergleichsspannung die lokale Anfangsstreckgrenze überschreitet.

Für die Lastfälle Längsschlupf, Querschlupf und Bohrschlupf wurden jeweils mehrere elasto-plastische FE-Berechnungen durchgeführt, um das Verhältnis von maximaler linear-elastischer Kontaktnormalspannung zur Anfangsstreckgrenze des Werkstoffs p_0/σ_0 zu variieren. Zusätzlich wurde jeweils eine linear-elastische Berechnung durchgeführt, um die linear-elastischen Eingangsdaten für den Vergleich mit dem Scherverformungsmodell zu generieren.

Die mittlere Abweichung e des Verlaufs der plastischen Scherung γ_{zx} im Scherverformungsmodell von den Ergebnissen der FE-Berechnung wurde mittels Gleichung 4.1 berechnet.

$$e(\gamma_{zx}) = \sqrt{\frac{1}{z_2 - z_1} \cdot \int_{z_1}^{z_2} (\gamma_{zx}^{\text{FE}} - \gamma_{zx})^2 dz} \quad (4.1)$$

Die Berechnung der mittleren Abweichung e der plastischen Scherung γ_{zy} erfolgte analog zu Gleichung 4.1. Die mittlere Abweichung e wurde jeweils in der Kontaktmitte an Querposition $y/a = 0$, sowie seitlich der Kontaktflächenmitte an Querpositionen $y/a = \pm 0,25$ im Tiefenbereich von $z_1 = 0,12 \text{ mm}$ bis $z_2 = 3,5 \text{ mm}$ ermittelt. Die Ergebnisse der Validierung sind in Abbildung 4.1 und Abbildung 4.2 zusammengefasst. Abbildung 4.3 zeigt exemplarisch den Verlauf der plastischen Scherung γ_{zx} in Kontaktmitte ($y/a = 0$) für Längsschlupf $c_x = 0,01$ und $p_0/\sigma_0 = 1,44$, berechnet mit dem Scherverformungsmodell (Volllinie), sowie mit dem FE-Modell (strichlierte Linie).

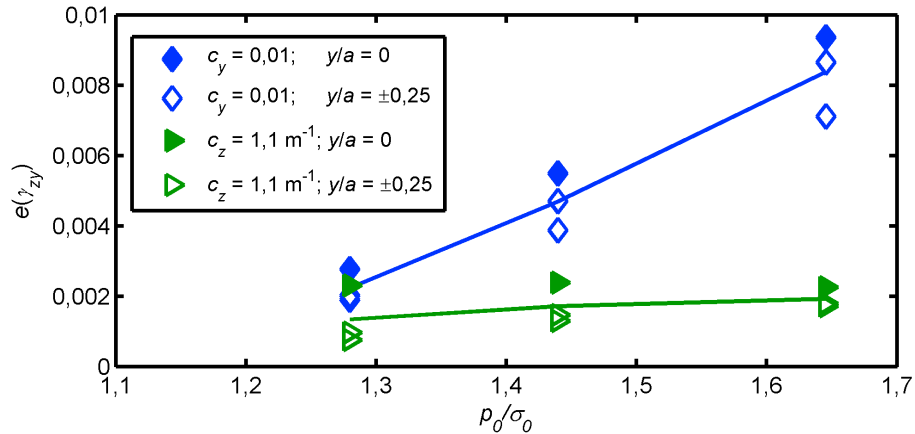


Abbildung 4.2: Mittlere Abweichung der plastischen Scherung $e(\gamma_{zy})$ in Tiefenrichtung z des Scherverformungsmodells in Bezug auf FE-Ergebnisse für Querschlupf $c_y = 0,01$ und Bohrschlupf $c_z = 1,1 \text{ m}^{-1}$ als Funktion von p_0/σ_0 . Gefüllte Symbole: Werte in Kontaktflächenmitte an Querposition $y/a = 0$; Leere Symbole: Werte seitlich der Kontaktflächenmitte an Querpositionen $y/a = \pm 0,25$; Linien: Mittelwerte.

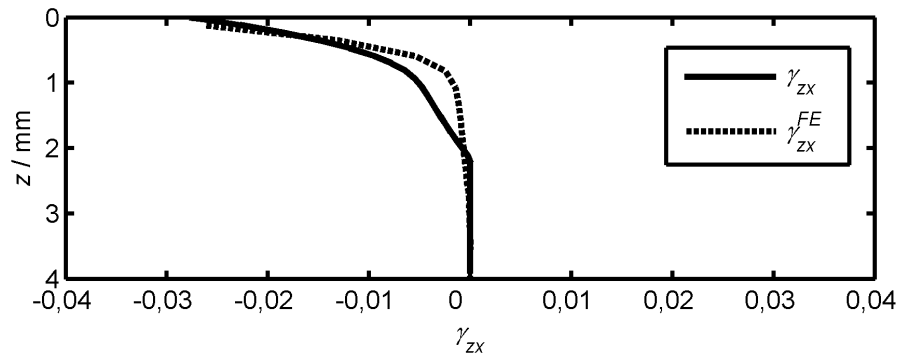


Abbildung 4.3: Vergleich der plastischen Scherung γ_{zx} in Tiefenrichtung z für Längsschlupf $c_x = 0,01$ und $p_0/\sigma_0 = 1,44$ in der Mitte der Kontaktfläche an Querposition $y/a = 0$ im Scherverformungsmodell (Volllinie) und FE-Modell (Strichliert).

Wie erwartet weichen die Ergebnisse des Scherverformungsmodells mit zunehmendem Verhältnis p_0/σ_0 von jenen der FE-Berechnungen ab, da sich der Spannungszustand in einer linear-elastischen Berechnung zunehmend vom Spannungszustand in einer elasto-plastischen Berechnung unterscheidet. Für den Lastfall Längsschlupf, in dem die plastische Scherverformung in Schienenlängsrichtung erfolgt, zeigt das Scherverformungsmodell geringe Abweichungen von den FE-Berechnungsergebnissen. Eine mittlere Abweichung von $e = 0,002$ für γ_{zx} (siehe Abbildung 4.1) bei einer maximalen Scherung von $|\gamma_{zx}^{FE}| = 0,026$ (siehe Abbildung 4.3) stellt eine mittlere Abweichung von zirka 8% dar.

Im Fall von Bohrschlupf sind die Abweichungen der plastischen Scherung γ_{zx} in Längsrichtung mit jenen im Fall Längsschlupf vergleichbar (siehe Dreiecke in Abbildung 4.1). In der Kontaktflächenmitte an Querposition $y/a = 0$ (siehe gefüllte Dreiecke in Abbildung 4.1) treten im Fall von Bohrschlupf keine Relativbewegungen zwischen Rad und Schiene in Schienenlängsrichtung auf. Dadurch tritt auch keine Scherverformung in Längsrichtung auf und die Ergebnisse des Scherverformungsmodells weichen praktisch nicht von den FE-Ergebnissen ab. Die Abweichungen der plastischen Scherung γ_{zy} (siehe Dreiecke in Abbildung 4.2) im Fall von Bohrschlupf sind geringer als jene der plastischen Scherung γ_{zx} . Dies ist auf das geringe Ausmaß der Verformung quer zur Rollrichtung im Fall von Bohrschlupf zurückzuführen.

Die größten Abweichungen zwischen den Ergebnissen des Scherverformungsmodells und den Ergebnissen der FE-Berechnungen treten beim Lastfall Querschlupf auf (siehe Quadrate in Abbildung 4.2). Die Abweichungen sind in diesem Fall zirka 2- bis 3-mal höher als im Lastfall Längsschlupf. Dies resultiert aus der Tatsache, dass ein Linienkontakt, welcher einen in Querrichtung unendlich langen Zylinder in Kontakt mit einer Ebene repräsentiert, einen in Querrichtung endlichen, elliptischen Kontakt nicht optimal abbildet.

Nicht außer Acht gelassen werden darf beim Vergleich der Ergebnisse von Scherverformungsmodell und FE-Modell die erforderliche Berechnungszeit. Die Berechnung einer Überrollung im Scherverformungsmodell erfordert eine Rechenzeit von weniger als 1 s, wohingegen die FE-Berechnung einer Überrollung auf heutigen Computern rund 2 h in Anspruch nimmt.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass das in Kapitel 3.4 entwickelte Scherverformungsmodell das plastische Scherverformungsverhalten an der Oberfläche unter den Bedingungen von Längs-, Quer- und Bohrschlupf qualitativ korrekt abbildet. Die näherungsweise Bestimmung der plastischen Scherung im oberflächennahen Bereich der Schiene mit Hilfe des Scherverformungsmodells wird für die vorliegende Problemstellung der recheneffizienten Prognose der Rissinitiierung unter Berücksichtigung von plastischer Scherverformung als ausreichend genau erachtet.

4.2 Validierung Rissinitiierungsmodell

Das Zusammenspiel von plastischer Scherverformung und mikroskopischem Risswachstum in der Rissinitiierungsschicht ist der zentrale Mechanismus des in Kapitel 3.5 beschriebenen Rissinitiierungsmodells. Abbildung 4.4 zeigt schematisch drei

typische Fälle von Scherwinkelverteilungen $\alpha(z)$ in der Rissinitiierungsschicht, wobei an der Oberfläche jeweils derselbe hohe plastische Scherwinkel vorgegeben wurde.

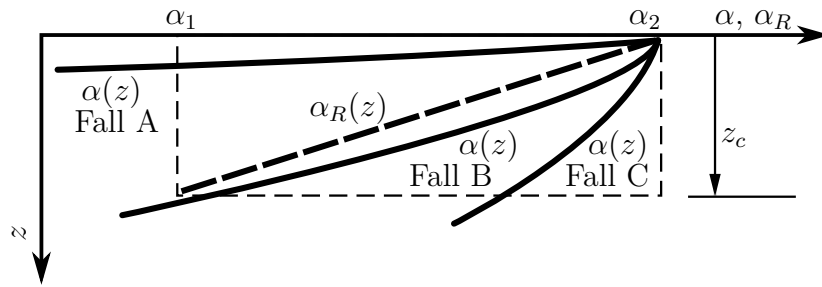


Abbildung 4.4: Typische plastische Scherwinkelverteilungen $\alpha(z)$ in der Rissinitiierungsschicht der Dicke z_c in Bezug auf die Referenz-Scherwinkelverteilung $\alpha_R(z)$, welche Rissinitiierung begünstigt; Fall A: Geringe plastische Scherverformungstiefe $z_p \ll z_c$, Fall B: Mittlere Scherverformungstiefe $z_p \approx z_c$, Fall C: Große Scherverformungstiefe $z_p \gg z_c$.

Geringe Scherverformungstiefe

Auch beim Abrollen eines Rades auf einer Schiene unter niedrigen Normallasten und ohne nennenswerte Übertragung von Tangentialkräften wird in der Praxis plastische Verformung im unmittelbaren Bereich der Oberfläche beobachtet. Diese plastische Verformung resultiert aus dem Kontakt zwischen rauen Oberflächen und ist im normalen Eisenbahnbetrieb unvermeidbar. Durch die extreme Verformung von Asperiten an der Oberfläche von Rad und Schiene kann die plastische Verformung direkt an der Oberfläche hohe Werte erreichen, jedoch ist die Verformungstiefe z_p gering. Dieser Fall ist schematisch in Abbildung 4.5 dargestellt. Der Ähnlichkeitsparameter A_α (siehe Gleichung 3.41) nimmt in diesem Fall niedrige Werte an, da die Scherwinkelverteilung $\alpha(z)$ von der Referenzverteilung $\alpha_R(z)$ erheblich abweicht. Die weitgehend wenig bis unverformte Rissinitiierungsschicht zeigt keine ausgeprägte Anisotropie hinsichtlich des Risswiderstands und damit keine von der Mikrostruktur vorgegebenen bevorzugten Risspfade. Rissinitiierung ist in Form von High Cycle Fatigue zu erwarten.

In der Praxis des Eisenbahnbetriebs beobachtet man diese Bedingungen zum Beispiel beim antriebslosen Rollen eines Rades auf der Schiene, beziehungsweise bei der Bogenfahrt im Bereich der Rolllinie auf der Schiene. Im Allgemeinen treten dabei geringe Schlüpfе auf, wodurch sich keine nennenswerten Tangentialspannungen im Kontakt aufbauen. In der Praxis wird unter solchen Kontaktbedingungen (milder) Verschleiß beobachtet.

Ein ähnlicher Verformungszustand ergibt sich an der Seitenfläche der Außenschiene im Bogen, wo hohe Schlüpfе in Verbindung mit niedrigen Normalkräften auftreten. Die hohe plastische Scherverformung beschränkt sich in diesem Fall auf den oberflächennahen Bereich der Schiene. In der Praxis wird auch unter diesen Kontaktbedingungen Verschleiß beobachtet.

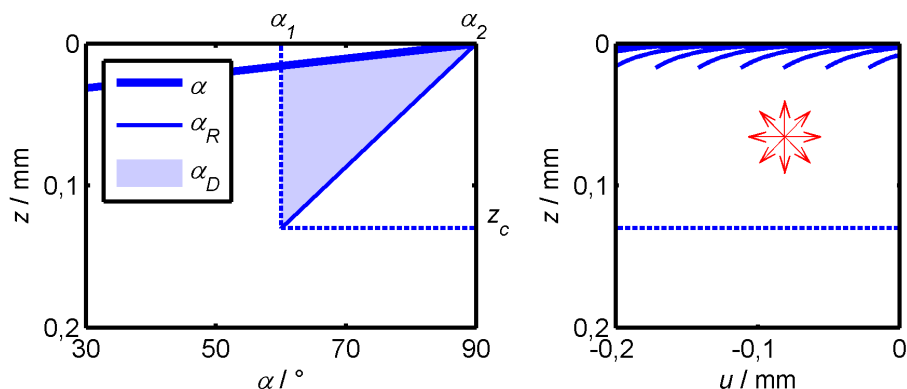


Abbildung 4.5: Links: Schematische Verteilung des plastischen Scherwinkels $\alpha(z)$, sowie der Referenz-Scherwinkelverteilung $\alpha_R(z)$ hinsichtlich Rissinitiierung in der Rissinitiierungsschicht der Tiefe z_c für geringe plastische Verformungstiefen $z_p \ll z_c$; Rechts: Korrespondierende Verformungslinien mit zu erwartenden Risswachstumsgeschwindigkeiten (Pfeile); Die weitgehend isotrope und wenig verformte Rissinitiierungsschicht zeigt keine ausgeprägte Anisotropie hinsichtlich des Risswiderstands. Der zu erwartende makroskopische Schädigungsmechanismus ist Verschleiß.

Mittlere Scherverformungstiefe

Im Fall von hohen plastischen Verformungen an der Oberfläche und einer Verformungstiefe, die in etwa der Dicke der Rissinitiierungsschicht entspricht ($z_p \approx z_c$), treten hohe Werte des Ähnlichkeitsparameters A_α auf. Diese Situation ist in Abbildung 4.6 dargestellt. Durch die plastische Scherverformung zeigt der Werkstoff im überwiegenden Teil der Rissinitiierungsschicht eine lamellare Struktur, die eine Anisotropie hinsichtlich des Risswiderstands aufweist. Ermüdungsrisse wachsen bevorzugt parallel zur lamellaren Struktur. Die lamellare Struktur in der Rissinitiierungsschicht ist im Mittel nicht parallel zur Oberfläche ausgerichtet, sondern schließt mit der Oberfläche einen flachen Winkel ein. Es ergeben sich durch die Mikrostruktur vorgegebene Risspfade, die von der Oberfläche weg führen. Mikroskopische Werkstofftrennungen in der Rissinitiierungsschicht führen zur Ausbildung von keilförmigen Strukturen, deren Querschnitt schnell mit der Oberflächenlänge zunimmt. Ein Abreißen und Entfernen dieser keilförmigen Strukturen von der Oberfläche durch zyklische Kontaktbelastung ist schwieriger als im Fall von plattenförmigen Strukturen, sodass eine höhere Wahrscheinlichkeit besteht, dass diese keilförmigen Strukturen in der Rissinitiierungsschicht erhalten bleiben und letztendlich zur Initiierung von makroskopischen Ermüdungsrissen führen. Im Extremfall entspricht die plastische Scherwinkelverteilung $\alpha(z)$ in der Rissinitiierungsschicht genau der Referenzverteilung $\alpha_R(z)$, wodurch sich nach Gleichung 3.41 $A_\alpha = 1$ ergibt.

In der Praxis des Eisenbahnbetriebs beobachtet man mittlere Scherverformungstiefen an der Fahrkante der Schiene, wo hohe Normallasten in Verbindung mit Schlüpfen auftreten. Die betriebliche Praxis zeigt, dass insbesondere die Fahrkante der

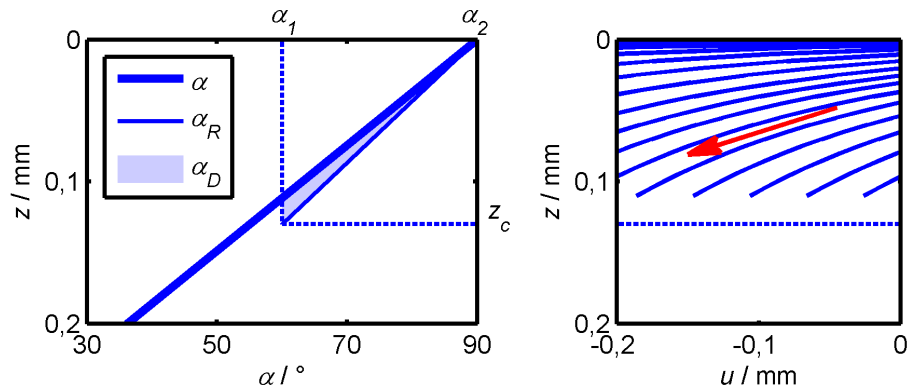


Abbildung 4.6: Links: Schematische Verteilung des plastischen Scherwinkels $\alpha(z)$, sowie der Referenz-Scherwinkelverteilung $\alpha_R(z)$ hinsichtlich Rissinitiierung in der Rissinitiierungsschicht der Tiefe z_c für plastische Verformungstiefen in der Größenordnung der Tiefe der Rissinitiierungsschicht $z_p \approx z_c$; Rechts: Korrespondierende Verformungslinien mit zu erwartender hoher Risswachstumsgeschwindigkeit parallel zur lamellaren Gefügestruktur (Pfeil); Bevorzugte mikrostrukturelle Risspfade weg von der Oberfläche führen zur Ausbildung von keilförmigen Strukturen, welche die Initiierung von makroskopischen Ermüdungsrissen begünstigen.

bogenäußeren Schiene anfällig für Rissbildung in Form von Head Checks ist.

Hohe Scherverformungstiefe

Im Fall von hoher plastischer Scherverformung mit hohen plastischen Verformungstiefen ($z_p \gg z_c$) ist die lamellare Gefügestruktur in der gesamten Rissinitiierungsschicht nahezu parallel zur Oberfläche ausgerichtet, wie in Abbildung 4.7 dargestellt. Wie auch im Fall von mittlerer Verformungstiefe zeigt der Werkstoff eine ausgeprägte Anisotropie hinsichtlich des Risswiderstands. Ermüdungsrisse wachsen bevorzugt parallel zur lamellaren Mikrostruktur des Werkstoffs. Dies führt zur Ausbildung von plattenförmigen Strukturen in der Rissinitiierungsschicht, da die Risse bevorzugt nahezu parallel zur Oberfläche wachsen. Es besteht eine gewisse Wahrscheinlichkeit, dass der Querschnitt dieser plattenförmigen Strukturen durch die zyklische Kontaktbelastung bricht, und es zur Generierung eines plattenförmigen Verschleißpartikels kommt. Obwohl durch hohe Lasten eine Vielzahl an mikroskopischen Rissen auftreten kann, bilden sich kaum makroskopische Ermüdungsrisse, da in der Rissinitiierungsschicht keine günstigen mikrostrukturellen Risspfade weg von der Oberfläche existieren.

Dieser Fall repräsentiert eine hohe Belastung von Rad und Schiene. Solche hohen Lasten verformen die Rissinitiierungsschicht, wo dann durch weitere Belastungszyklen mit geringerer Last mikroskopische Risse wachsen. Nach dem Keilmmodell wirken

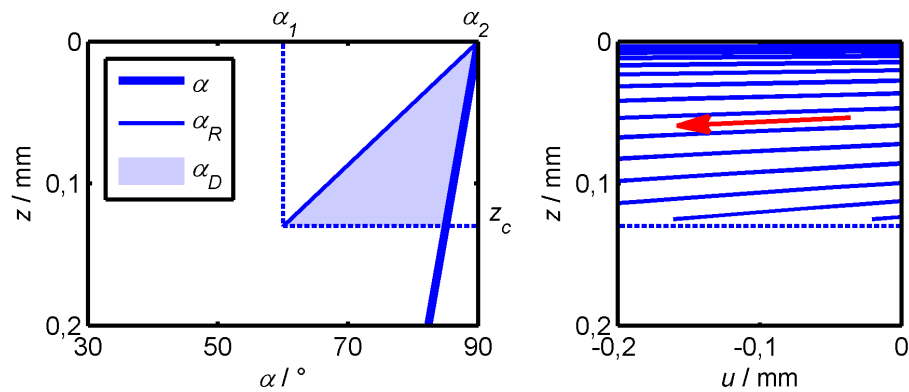


Abbildung 4.7: Links: Schematische Verteilung des plastischen Scherwinkels $\alpha(z)$, sowie der Referenz-Scherwinkelverteilung $\alpha_R(z)$ hinsichtlich Rissinitiiierung in der Rissinitiiierungsschicht der Tiefe z_c für hohe plastische Verformungstiefen $z_p \gg z_c$; Rechts: Korrespondierende Verformungslinien mit zu erwartender hoher Risswachstumsgeschwindigkeit parallel zur lamellaren Gefügestruktur (Pfeil); Bevorzugte mikrostrukturelle Risspfade laufen nahezu parallel zur Oberfläche und führen so zur Ausbildung von plattenartigen Strukturen, welche durch die zyklische Belastung bevorzugt als Verschleißpartikel von der Oberfläche entfernt werden.

also einzelne hohe Lasten, die eine massive Scherverformung des Werkstoffs bewirken, der Rissinitiiierung entgegen und begünstigen Verschleiß.

4.3 Parametrisierung Scherverformungsmodell

4.3.1 Bestimmung der oberflächennahen plastischen Scherverformung

Die verlässliche und reproduzierbare Bestimmung der Scherverformung in metallographischen Schlifffbildern, als Grundlage zur Parametrisierung des Scherverformungsmodells unter Rollkontaktbedingungen, erforderte die Entwicklung einer neuartigen, automatisierten Methode im Rahmen dieser Arbeit. Wie in Kapitel 3.5 beschrieben, führt eine plastische Scherverformung parallel zur Oberfläche zu einer Ausrichtung der Mikrostruktur, welche als Vorzugsorientierung in geätzten metallographischen Schlifffbildern sichtbar ist. Diese Vorzugsorientierung in metallographischen Schlifffbildern wird hier zur Bestimmung der plastischen Scherverformung als Funktion der Tiefe herangezogen.

Die Bestimmung von Vorzugsorientierungen in den Gefügebildern erfolgt in der Bildanalyse-Software ImageJ [78] mit Hilfe des OrientationJ-Plugins [79]. Die Bildanalyse durch das OrientationJ-Plugin liefert zwei Informationen: Erstens die lokale Orientierung der Gefügestrukturen im metallographischen Schlifffbild und zweitens

Informationen über das Ausmaß der lokalen Ausrichtung der Gefügestrukturen, welche im Folgenden als *Coherency* bezeichnet wird.

Die lokale Orientierung und die lokale Coherency wird aus Helligkeitsgradienten in Graustufenbildern auf Basis von Structural Tensors berechnet [79]. Die lokale Vorzugsorientierung im Bild entspricht dabei der Richtung des größten Eigenvektors des Structural Tensors. Die Coherency ist als Verhältnis der Differenz zur Summe des größten und kleinsten Eigenvektors des Structural Tensors definiert. Isotrope Bereiche im Bild weisen eine Coherency von 0 auf, wohingegen die Coherency in hochgradig ausgerichteten Bereichen den Wert 1 annimmt. Für Details zur Berechnung der lokalen Orientierung und der Coherency im OrientationJ-Plugin wird auf [79] verwiesen.

Die mit Hilfe des OrientationJ-Plugins bestimmte lokale Orientierung und lokale Coherency werden in weiterer Folge verwendet, um die mittlere Orientierung $\bar{\psi}$ im Gefügebild als gewichteten arithmetischen Mittelwert der lokalen Orientierung ψ_L zu berechnen, wobei die Werte der lokalen Coherency C_L als Gewichte dienen (siehe Gleichung 4.2). Dies stellt sicher, dass die mittlere Orientierung vorwiegend an gut ausgerichteten Bildbereichen (mit hoher lokaler Coherency C_L) bestimmt wird. Die Mittelwertbildung wird dabei für eine konstante Tiefe z über alle Pixel des Bildes entlang der x-Richtung (parallel zur Oberfläche) durchgeführt.

$$\bar{\psi}(z) = \frac{\sum_{x=1}^n \psi_L(x, z) \cdot C_L(x, z)}{\sum_{x=1}^n C_L(x, z)} \quad (4.2)$$

Zusätzlich wird die mittlere Coherency \bar{C} als Funktion der Tiefe z nach Gleichung 4.3 berechnet. Die mittlere Coherency \bar{C} wird zur Identifizierung des Tiefenbereichs verwendet, in dem eine Vorzugsorientierung im Bild vorherrscht. Das heißt, dass für die Berechnung der mittleren Orientierung die mittlere Coherency \bar{C} (als Maß für den Grad der Ausrichtung der Gefügestrukturen) einen gewissen Schwellwert überschreiten muss.

$$\bar{C}(z) = \frac{1}{n} \sum_{x=1}^n C_L(x, z) \quad (4.3)$$

Abschließend wird die mittlere Orientierung $\bar{\psi}$ in einen mittleren plastischen Scherwinkel $\bar{\alpha}$ umgerechnet, da der Scherwinkel im Fall von einfacher Scherung nicht der Hauptdehnrichtung der Verformung entspricht, welche als Vorzugsorientierung im Gefügebild sichtbar ist. Der mittlere plastische Scherwinkel $\bar{\alpha}$ berechnet sich aus der mittleren Orientierung als [75, 80]:

$$\bar{\alpha} = \arctan \left(-\frac{2}{\tan(2\bar{\psi})} \right) \quad (4.4)$$

Die Bestimmung des mittleren plastischen Scherwinkels $\bar{\alpha}$ als Funktion der Tiefe z ist in Abbildung 4.8 und Abbildung 4.9 exemplarisch dargestellt. Abbildung 4.8 zeigt ein metallographisches Schliffbild aus einem Twin Disc Experiment mit einem

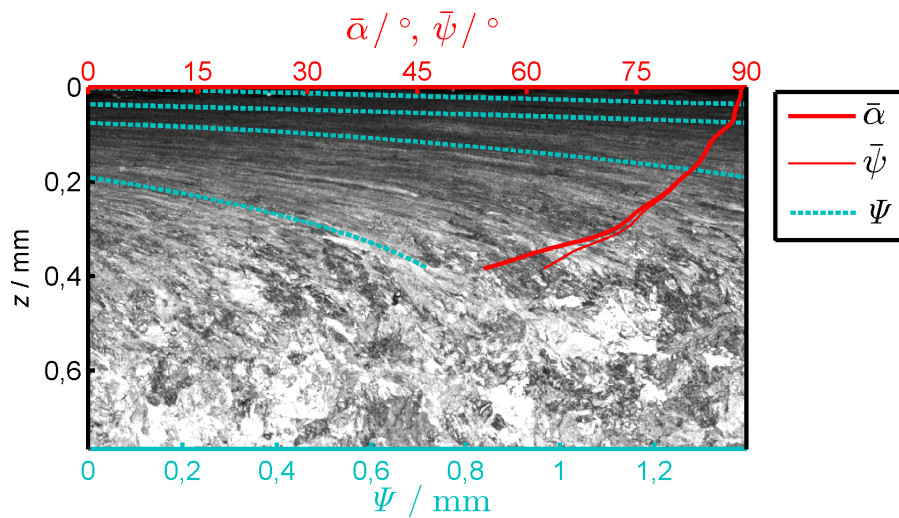


Abbildung 4.8: Mittlerer plastischer Scherwinkel $\bar{\alpha}$ als Funktion der Tiefe z in einem geätzten metallographischen Schliff aus einem Twin Disc Experiment; Dicke Volllinie: Mittlerer plastischer Scherwinkel $\bar{\alpha}$, Dünne Volllinie: Mittlere Orientierung $\bar{\psi}$, Punktierte Linie: Rekonstruierter Verlauf der Hauptdehnrichtung Ψ , basierend auf der gemessenen mittleren Orientierung $\bar{\psi}$.

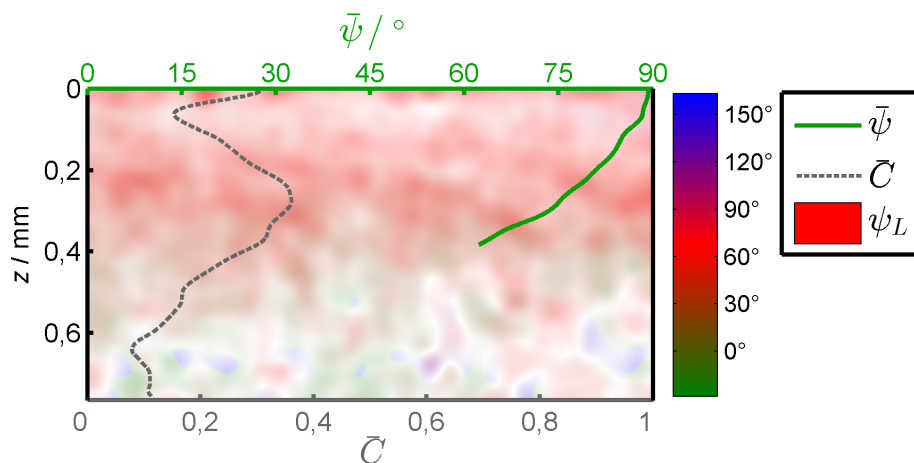


Abbildung 4.9: Lokale Orientierung ψ_L (Farbe) und lokale Coherency C_L (Transparenz) des Schliffbilds in Abbildung 4.8 und daraus berechnete mittlere Orientierung $\bar{\psi}$ (Volllinie) und mittlere Coherency \bar{C} (punktierte Linie).

stark scherverformten, ausgerichteten Gefüge an der Oberfläche. In Abbildung 4.9 sind die durch das OrientationJ-Plugin bestimmte lokale Orientierung ψ_L und die lokale Coherency C_L dargestellt. Der intensiv gefärbte Bereich im oberen Teil von Abbildung 4.9 resultiert aus hohen Werten der lokalen Coherency C_L , was auch am hohen Wert der mittleren Coherency \bar{C} ablesbar ist. Dies weist auf gut ausgerichtete Strukturen im oberen Teil des Bildes hin, was auch mit dem visuellen Eindruck der Gefügeausrichtung in Abbildung 4.8 übereinstimmt.

Die Bestimmung der mittleren Orientierung $\bar{\psi}$ in Abbildung 4.8 und Abbildung 4.9 erfolgte nach Gleichung 4.2. Der in Abbildung 4.8 dargestellte Verlauf des mittleren plastischen Scherwinkels $\bar{\alpha}$ wurde mittels Gleichung 4.4 berechnet.

Der Verlauf der mittleren Orientierung $\bar{\psi}$ kann anhand des metallographischen Schlibbilds überprüft werden, indem der Verlauf der Hauptdehnrichtung Ψ auf Basis der mittleren Orientierung $\bar{\psi}$ berechnet wird als:

$$\Psi(z) = \int_0^z \tan \bar{\psi}(z) dz \quad (4.5)$$

Dabei zeigt sich, dass der Verlauf der Hauptdehnrichtung Ψ mit der sichtbaren Vorzugsorientierung des Gefüges (siehe punktierte Linie in Abbildung 4.8) übereinstimmt.

Einige der hier untersuchten Scheiben aus den Twin Disc Experimenten weisen Einschlüsse mit einer Vorzugsorientierung im unverformten Grundwerkstoff auf, wodurch die Rekonstruktion des Verlaufs der plastischen Scherverformung in Tiefenrichtung erfolgen kann. Dies wurde genutzt, um die in diesem Kapitel beschriebene Methode zur automatisierten Bestimmung der plastischen Scherverformung zu validieren.

Wird ein quadratisches Einheitselement in x -Richtung um die Strecke u_x durch reine Scherung verformt, wie in Abbildung 4.10 dargestellt, dann ändert sich die Orientierung von Einschlüssen im unverformten Werkstoff β_1 zur Orientierung β_2 im scherverformten Werkstoff. Der lokale plastische Scherwinkel α_L ergibt sich dann aus β_1 und β_2 als:

$$\tan \alpha_L = u_x, \quad \tan \beta_1 = \frac{1}{x_i}, \quad \tan \beta_2 = \frac{1}{u_x + x_i} \quad (4.6)$$

$$\alpha_L = \arctan \left(\frac{1}{\tan \beta_2} - \frac{1}{\tan \beta_1} \right) \quad (4.7)$$

Abbildung 4.11 zeigt die manuelle Orientierungsmessung von Einschlüssen an einem ungeätzten metallographischen Schlibb. Basierend auf diesen Messungen wurde der lokale plastische Scherwinkel α_L nach Gleichung 4.7 berechnet.

Das metallographische Schlibbild in Abbildung 4.11 stammt von der selben Probe, wie jenes in Abbildung 4.8. Dies erlaubt die Validierung der in diesem Kapitel beschriebenen Methode zur automatisierten Bestimmung der plastischen Scherverformung mittels Orientierungsmessungen an Einschlüssen. Die Ergebnisse der beiden

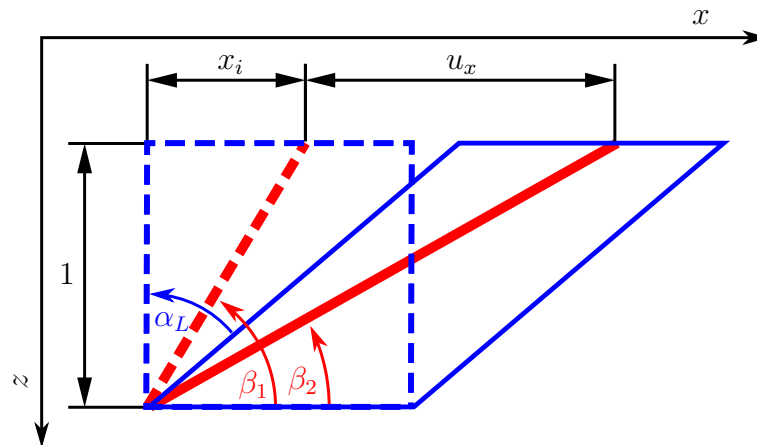


Abbildung 4.10: Quadratisches Einheitselement (dünne Linie) mit schematischem linienförmigen Einschluss (dicke Linie); Strichlierte Linie: Unverformte Konfiguration, Volllinie: Verformte Konfiguration

Methoden werden in Abbildung 4.12 verglichen. Dabei zeigt sich, dass die Ergebnisse der automatisierten Methode zur Bestimmung der plastischen Scherverformung sehr gut mit den Ergebnissen der Orientierungsmessung an Einschlüssen übereinstimmen, wodurch die in diesem Kapitel beschriebene Methode zur automatisierten Bestimmung der plastischen Scherverformung als valide bezeichnet werden kann.

4.3.2 Parameterbestimmung anhand von Twin Disc Versuchen

Die Bestimmung der Parameter des Scherverformungsmodells (siehe Kapitel 3.4) erfolgte anhand von Ergebnissen aus *Twin Disc Experimenten*. Twin Disc Experimente bilden den Rad-Schiene-Kontakt unter kontrollierten Randbedingungen im Labormaßstab nach. Dabei rollen zwei zylindrische Probekörper (Scheiben) aufeinander ab, welche mit einer definierten Normalkraft belastet sind. Rotieren die beiden Scheiben mit unterschiedlichen Winkelgeschwindigkeiten, so führt das zu einer Relativbewegung in Form von Längsschlupf zwischen den beiden Scheiben. Dies hat Tangentialspannungen in der Kontaktfläche zur Folge, welche eine oberflächennahe plastische Scherverformung des Werkstoffs bewirken. Eine detaillierte Beschreibung des Prüfstands ist in [81] publiziert. Die verwendeten Scheiben weisen im Kontaktbereich eine zylindrische Form mit einem Radius von 23,5 mm bei einer Breite von 10 mm auf.

Die Twin Disc Experimente wurden am SUROS-Prüfstand der University of Sheffield in Großbritannien durch Mitarbeiter der University of Sheffield durchgeführt. Die Anfertigung der metallischen Schiffe, sowie die Durchführung der Härtmessungen erfolgte durch Mitarbeiter des Instituts für Werkstoffkunde und Schweißtechnik an der TU Graz.

Im Rahmen von zwei Testserien wurden insgesamt 17 Twin Disc Experimente durchgeführt, deren Ergebnisse für die Parametrisierung des Scherverformungsmodells

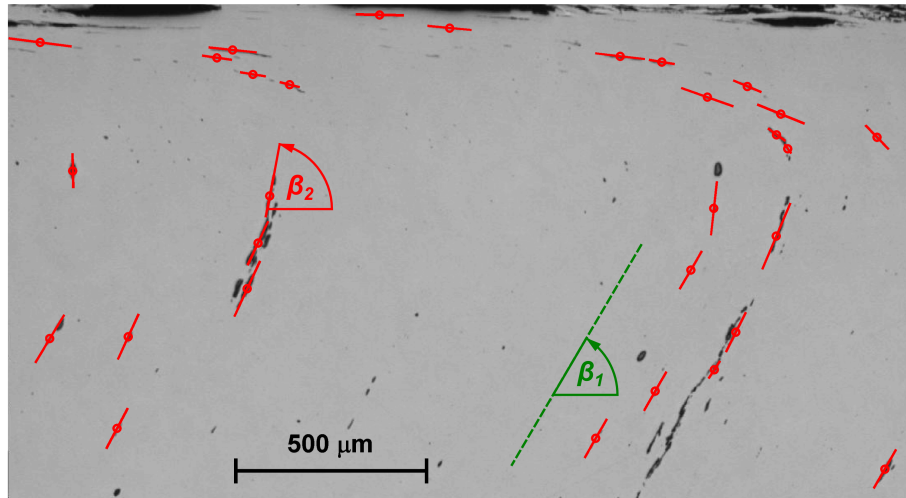


Abbildung 4.11: Ungeätztes metallographisches Schliffbild einer Scheibe aus einem Twin Disc Experiment, welche eine Vorzugsorientierung β_1 von Einschlüssen im unverformten Grundwerkstoff aufweist; Kreise mit Linien: Manuelle Orientierungsmessung β_2 an einzelnen Einschlüssen.

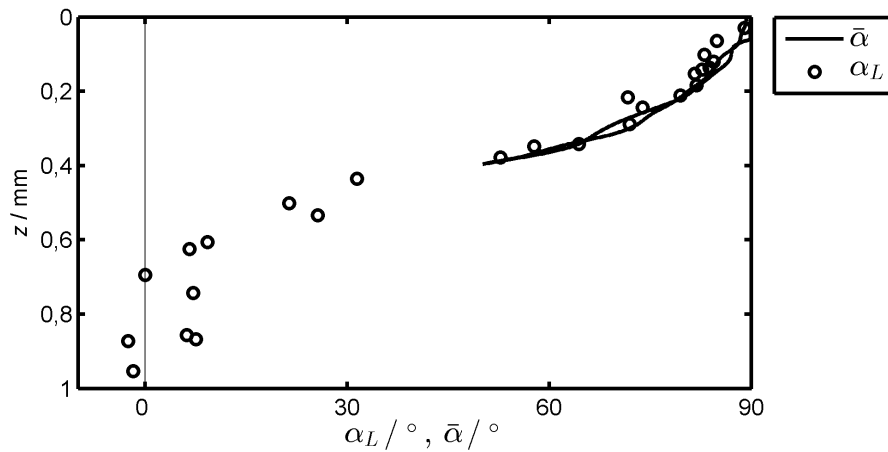


Abbildung 4.12: Vergleich des mittleren Scherwinkels $\bar{\alpha}$ (Volllinie), bestimmt mit der automatisierten Methode zur Bestimmung der plastischen Scherverformung, mit dem lokalen Scherwinkel α_L der in Abbildung 4.11 ausgewerteten Einschlüsse (Kreise).

herangezogen wurden. Tabelle 4.1 listet die Verteilung der einzelnen Versuchsparameter auf. Die Experimente wurden an zwei Schienenwerkstoffen (R260 und R350HT) und einem Radwerkstoff (R8) durchgeführt. Der Anteil der drei Werkstoffe an der Gesamtzahl der Scheiben in den Experimenten ist annähernd gleich. Die meisten Experimente wurden bei einer maximalen Normalspannung von $p_0 = 1500$ MPa durchgeführt, wodurch dieser Lastfall gegenüber dem Lastfall $p_0 = 900$ MPa überrepräsentiert ist. Die Mehrheit der Experimente wurde mit einem Längsschlupf von 1 % durchgeführt, bei knapp einem Drittel der Experimente wurde ein Längsschlupf von 5 % vorgegeben. In einem Experiment ist eine Disc angetrieben, während die andere Disc gebremst ist. Der Längsschlupf und die Normalkraft (und damit die maximale Normalspannung) wurden während der Versuchsdurchführung auf einen konstanten Wert geregelt. Alle Versuche wurden mit trockenen und blanken metallischen Oberflächen durchgeführt.

Tabelle 4.1: Verteilung der experimentellen Versuchsparameter in der Datenbasis zur Parametrisierung des Scherverformungsmodells

Parameter	Wert	Anzahl der Scheiben
Werkstoff	R8	11
	R260	11
	R350HT	12
Maximale Normalspannung p_0	900 MPa	4
	1500 MPa	30
Längsschlupf c_x	1%	18
	2%	6
	5%	10
Belastungsart	angetrieben	17
	gebremst	17

Nach Versuchsende wurde an jeder Scheibe ein metallographischer Schliff des oberflächennahen Bereichs angefertigt, dessen Position und Orientierung in Bezug auf die Scheibe in Abbildung 4.13 dargestellt ist. Die plastische Scherverformung erfolgt in den durchgeführten Twin Disc Experimenten überwiegend tangential zur Umfangsrichtung der Scheiben. An jeder Scheibe wurden an zwei unterschiedlichen Positionen der Verlauf des mittleren plastischen Scherwinkels $\bar{\alpha}$ als Funktion der Tiefe z mit Hilfe der in Kapitel 4.3.1 beschriebenen automatisierten Methode bestimmt.

Zusätzlich wurden an jedem metallographischen Schliff zwei Messreihen zur Bestimmung der Vickershärte HV 0,1 durchgeführt. Jede Messreihe umfasst 20 Messungen zur Erfassung des Härteverlaufs von der Oberfläche bis in eine Tiefe von 2 mm. Der Abstand zwischen den Messpunkten beträgt im oberflächennahen Bereich 50 μm , um eine gute Erfassung des Härtegradienten nahe der Oberfläche zu gewährleisten.

Der Härtewert h nach Vickers als Funktion der Tiefe z , sowie der Verlauf des oberflächennahen mittleren plastischen Scherwinkels $\bar{\alpha}$ als Funktion der Tiefe z dienen als Datenbasis zur Parametrisierung des Scherverformungsmodells. Zwei Härtemessreihen und zwei Verläufe des mittleren plastischen Scherwinkels pro Scheibe ergeben

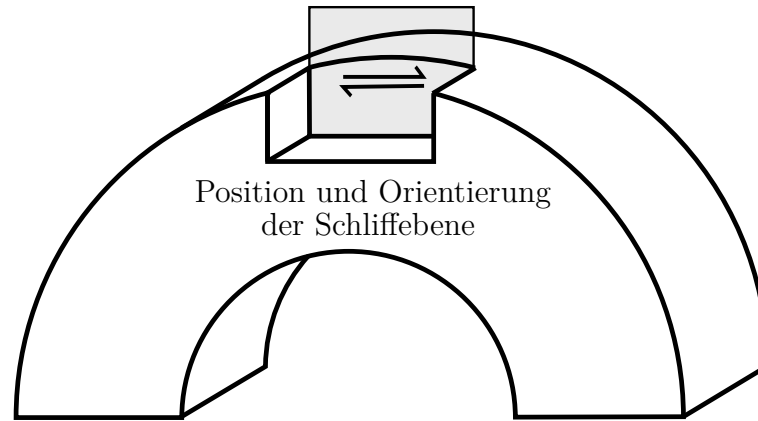


Abbildung 4.13: Position und Orientierung der metallographischen Schlieffebene in den Scheiben.

bei 34 ausgewerteten Scheiben insgesamt jeweils 68 Datensätze für Härte und Scherverformung.

Die Bestimmung der Kontaktlänge $2a$ erfolgte mit Hilfe der Hertz'schen Formeln für den Kontakt zweier achsparalleler Zylinder nach Gleichung 2.3. Der Elastizitätsmodul wurde mit $E = 210$ GPa, die Querkontraktionszahl mit $\nu = 0,3$ vorgegeben. Der experimentell bestimmte Kraftschluss T/N zu Versuchsende wurde in der Parametrisierung für jede Scheibe vorgegeben. Dieser lag in Versuchen mit 1% Längsschlupf im Mittel bei 0,34, in Versuchen mit 2% und 5% Längsschlupf hingegen im Mittel bei 0,45. Daraus kann geschlossen werden, dass in Versuchen mit 1% Längsschlupf ein Haftbereich in der Kontaktfläche auftrat und bei 2% und 5% Längsschlupf vollständiges Gleiten im Kontakt vorlag.

Die Parametrisierung des Scherverformungsmodells erfolgte durch Anpassung der Modellparameter an die experimentellen Daten durch Minimierung der Fehlerquadrate mit Hilfe eines zweistufigen iterativen Prozesses:

In Stufe 1 erfolgt die Minimierung der Abweichung zwischen der berechneten Streckgrenze σ_y im Modell (siehe Gleichung 4.8) und der experimentell bestimmten Streckgrenze aus den Härtmessungen (siehe Gleichung 4.9).

Dabei wird angenommen, dass der Werkstoff nahe der Oberfläche in den Twin Disc Experimenten durch die Vielzahl der Überrollungen bei konstanten Kontaktkräften zu einem quasi-stationären Zustand verfestigt. In diesem Fall ist die Streckgrenze des Werkstoffs σ_y gleich der Vergleichsspannung σ_p (siehe Gleichung 3.19), sofern σ_p die Anfangsstreckgrenze des Werkstoffs σ_0 überschreitet. Der Verlauf der lokalen Streckgrenze σ_y in Tiefenrichtung z für einen Werkstoff mit Anfangsstreckgrenze σ_0 berechnet sich im Scherverformungsmodell dann als:

$$\sigma_y = \max(\sigma_0, \sigma_p) \quad (4.8)$$

Die gemessenen Härtewerte h nach Vickers werden mit Hilfe folgender empirischer Beziehung in Streckgrenzen σ_y umgerechnet [82]:

$$\sigma_y = 2,736 \frac{\text{mm}^2}{\text{kg}_f} \text{MPa} \cdot h - 70,5 \text{ MPa} \quad (4.9)$$

In der ersten Stufe der Modellparametrisierung werden anhand des Härteverlaufs in Tiefenrichtung die Parameter A und B der Spannungsüberhöhung, die Anfangsstreckgrenze der Werkstoffe σ_0 , sowie der Kontaktlängenkorrekturfaktor f_a bestimmt. Für jeden der drei Werkstoffe ist hierbei ein individueller Wert für die Anfangsstreckgrenze σ_0 zu bestimmen. Insgesamt ergeben sich für Stufe 1 der Parametrisierung daher 6 zu bestimmende Parameter ($3 \times \sigma_0, A, B, f_a$).

In Stufe 2 erfolgt die Minimierung der Abweichung des plastischen Scherwinkels. Die in Stufe 1 bestimmten Werte der Parameter σ_0, A, B und f_a werden in Stufe 2 der Parametrisierung fix vorgegeben. Zu bestimmen sind daher die Parameter K und n der Verfestigungsfunktionen der einzelnen Werkstoffe (siehe Gleichung 3.35), sowie der Korrekturfaktor der Belastungsrichtung f_b . Der Verlauf des mittleren plastischen Scherwinkels $\bar{\alpha}$ als Funktion der Tiefe z berechnet sich im Scherverformungsmodell für $\sigma_p > \sigma_0$ als:

$$\bar{\alpha} = \arctan \left(\sqrt{3} \cdot \left(\frac{\sigma_p - \sigma_0}{K} \right)^{1/n} \right) \quad (4.10)$$

Die Vergleichsspannung σ_p berechnet sich dabei gemäß Gleichung 3.18 und Gleichung 3.19 als:

$$\sigma_p = (\sigma_m(f_a, z) + f_b) \cdot \left(1 + (A - 1) \cdot e^{-\frac{z}{B}} \right) \quad (4.11)$$

Bei drei Werkstoffen sind somit 7 Parameter ($3 \times K, 3 \times n, f_b$) zu bestimmen.

Die in Stufe 2 bestimmten Parameter werden anschließend in Stufe 1 vorgegeben. Die Iteration über Stufe 1 und Stufe 2 wird solange durchgeführt, bis der Parametersatz zu einem optimalen Wert konvergiert. Damit ergeben sich die in Tabelle 4.2 angeführten Werte für das Scherverformungsverhalten der Werkstoffe R260, R350HT und R8 unter Rollkontaktbedingungen.

Abbildung 4.14 und Abbildung 4.15 zeigen exemplarisch das Ergebnis der Parameterbestimmung anhand des Verlaufs der Streckgrenze σ_y in Tiefenrichtung, sowie in Form des mittleren plastischen Scherwinkels $\bar{\alpha}$ als Funktion der Tiefe z für zwei Twin Disc Experimente aus der Gesamtmenge der Versuche. Die dargestellten Experimente wurden mit Längsschlupf $c_x = 2\%$ und $c_x = 5\%$ bei $p_0 = 1500 \text{ MPa}$ durchgeführt. Die mit dem Scherverformungsmodell berechneten Verläufe (Linien) in den beiden Abbildungen wurden mit den in Tabelle 4.2 angeführten Werten berechnet.

Anhand von Abbildung 4.14 und Abbildung 4.15 ist zu erkennen, dass sich die Härtemessdaten und Scherwinkelmessungen für die Parametrisierung des Scherverformungsmodells gut ergänzen. Anhand von Härtemessungen ist die Verformungstiefe, sowie die Verfestigung in Bereichen von moderater plastischer Verformung gut bestimmbar, wohingegen Scherwinkelmessungen verlässliche Daten in Bereichen mit hoher plastischer Scherverformung nahe der Kontaktfläche liefern.

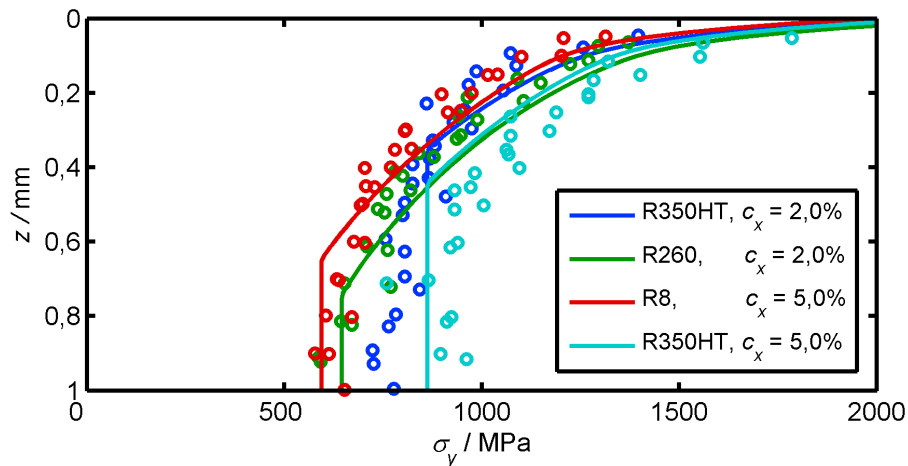


Abbildung 4.14: Vergleich der Streckgrenze aus Härtemessdaten (Kreise) mit der Streckgrenze im Scherverformungsmodell (Linie) als Funktion der Tiefe unter Verwendung der in Tabelle 4.2 angeführten Parameter für zwei Twin Disc Experimente mit Längsschlupf $c_x = 2\%$ und $c_x = 5\%$ bei $p_0 = 1500$ MPa aus der Gesamtmenge der Versuche.

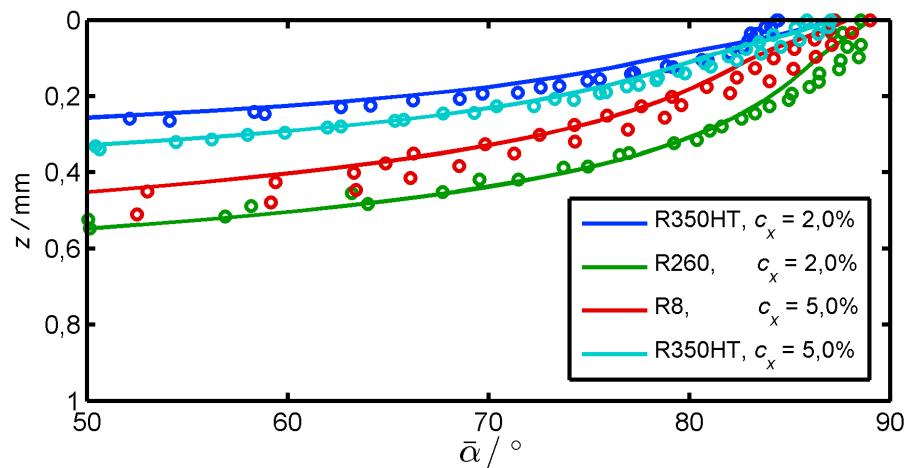


Abbildung 4.15: Vergleich der experimentell bestimmten plastischen Scherwinkel aus metallographischen Schlibbildern (Kreise) mit berechneten plastischen Scherwinkeln im Scherverformungsmodell (Linien) als Funktion der Tiefe unter Verwendung der in Tabelle 4.2 angeführten Parameter für zwei Twin Disc Experimente mit Längsschlupf $c_x = 2\%$ und $c_x = 5\%$ bei $p_0 = 1500$ MPa aus der Gesamtmenge der Versuche.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass das in Kapitel 3.4 beschriebene Scherverformungsmodell mit Hilfe von Härtemessdaten und Scherwinkelmessungen an Scheiben aus Twin Disc Experimenten erfolgreich für Rollkontaktbedingungen parametrisiert wurde.

4.4 Parametrisierung von Verschleiß- und Rissinitiierungsmodell

4.4.1 Rad-Schiene-Prüfstandsversuch

Versuchsdurchführung

Die Validierung und Parametrisierung von Verschleiß- und Rissinitiierungsmodell, welche in Kapitel 3.3 und Kapitel 3.5 beschrieben wurden, erfolgte anhand von Versuchsergebnissen, welche am Rad-Schiene-Prüfstand der voestalpine Schienen GmbH (siehe Abbildung 4.16) in Leoben gewonnen wurden. Die Durchführung der Versuche am Rad-Schiene-Prüfstand, die Messungen der Rad- und Schienenprofile, sowie die Anfertigung und Dokumentation der metallographischen Schiffe erfolgte durch Mitarbeiter der voestalpine Schienen GmbH.

Der Rad-Schiene-Prüfstand bei voestalpine Schienen GmbH erlaubt die reproduzierbare Nachbildung des Rollkontakts zwischen einem Eisenbahnrad und einer Eisenbahnschiene unter kontrollierten Bedingungen zur Untersuchung von Verschleiß und Rollkontaktermüdung [30]. Ein Experiment auf diesem Prüfstand nimmt üblicherweise wenige Tage in Anspruch, was einen großen Vorteil gegenüber Tests im

Tabelle 4.2: Aus Twin Disc Experimenten bestimmte Modellparameter unter Rollkontaktbedingungen

Werkstoff	Modellparameter	Wert
	A	1,64
	B	117 μm
	f_a	128 μm
	f_b	52 MPa
R260	σ_0	646 MPa
	K	170 MPa
	n	0,67
R350HT	σ_0	863 MPa
	K	163 MPa
	n	0,86
R8	σ_0	594 MPa
	K	200 MPa
	n	0,71

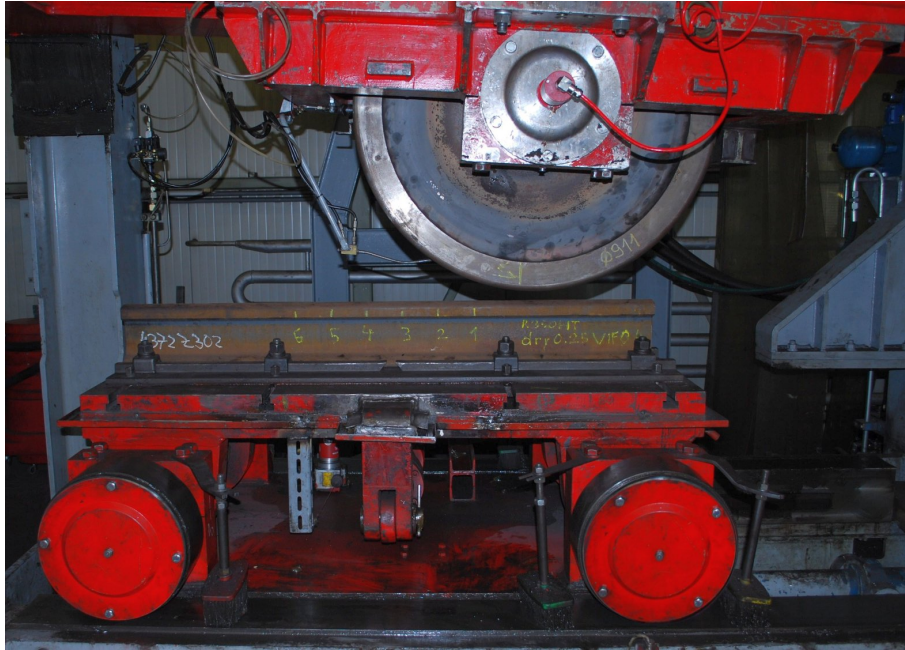


Abbildung 4.16: Rad-Schiene-Prüfstand bei voestalpine Schienen GmbH.

Schienennetz darstellt, welche oft Zeiträume in der Größenordnung von Jahren erfordern.

Die Versuchsbedingungen des durchgeführten Experiments sind in Tabelle 4.3 angeführt. Im Experiment rollt ein einzelnes Eisenbahnrad in Originalgröße wiederholt über ein Schienenstück in Originalgröße. Die Vertikallast auf das Rad wird hydraulisch aufgebracht. Um zuverlässigen Kontakt zwischen der Hohlkehle des Rades und der Fahrkante der Schiene zu gewährleisten wurde ein Radanlaufwinkel vorgegeben und eine freie Beweglichkeit des Rads quer zur Schiene sichergestellt.

Tabelle 4.3: Versuchsbedingungen für das Rad-Schiene-Prüfstandsexperiment

Parameter	Wert
Vertikallast	200 kN
Anlaufwinkel des Rads zur Schiene	0,25°
Zahl der Lastzyklen	100 000
Radwerkstoff	R7
Radprofil	S1002
Schienenwerkstoff	R350HT
Schienenprofil	UIC60

Da dasselbe Rad wiederholt über das gleiche Stück Schiene rollt, gleichen sich die Profile von Rad und Schiene im Kontaktbereich mit fortschreitender Versuchsdauer an, sodass sich ein konformer Kontakt ausbildet. Zu Versuchsende erstreckt sich dieser von der Seitenfläche der Schiene bis zur Fahrfläche der Schiene. Dadurch kommt es zur Ausbildung von unterschiedlichen Belastungszuständen - ein Umstand der zur

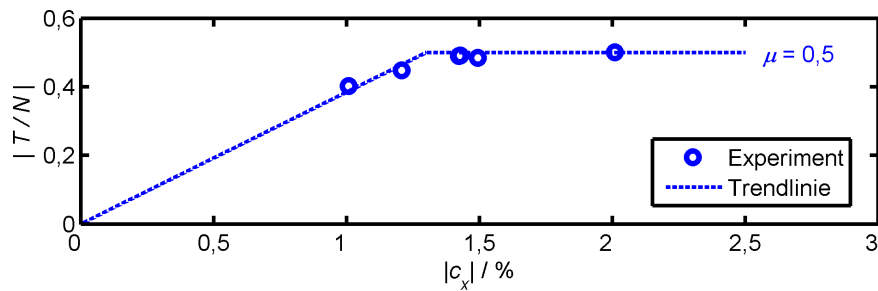


Abbildung 4.17: Gemessener Kraftschluss T/N als Funktion des Längsschlupfs c_x im Rad-Schiene-Prüfstandsversuch unter 200 kN Vertikallast. Der konstante Wert des Kraftschlusses T/N als Funktion des Längsschlupfs c_x bei hohen Längsschlüpfen ist charakteristisch für vollständiges Gleiten zwischen Rad und Schiene und erlaubt die experimentelle Bestimmung der Reibungszahl μ .

Parametrisierung des Verschleißmodells, sowie zur Parametrisierung des Rissinitiierungsmodells im Folgenden herangezogen wird.

Bestimmung der Reibungsverhältnisse am Prüfstand

Die Reibungszahl μ ist eine wichtige Eingangsgröße für die Simulation, da sie im Kontakt die mögliche Höhe der Tangentialspannungen bestimmt. Die Höhe der Tangentialspannungen spielt eine wichtige Rolle für Verschleiß und Rissinitiierung. In der Praxis des Eisenbahnbetriebs ist die Reibungszahl unter realen Kontakt- und Belastungsbedingungen meist nur ungenügend bekannt. Der neue Rad-Schiene-Prüfstand bei voestalpine Schienen GmbH erlaubt die experimentelle Bestimmung der Reibungszahl μ unter realen Kontaktbedingungen hinsichtlich Kontaktgeometrie, Last und Oberflächenzustand, so wie sie im Eisenbahnbetrieb auftreten.

Im Rahmen eines zusätzlichen Experiments wurde hierzu der Kraftschluss T/N als Funktion des Längsschlupfs c_x bei 200 kN Vertikallast bestimmt, woraus die Reibungszahl μ zwischen Rad und Schiene aus dem Plateauwert des Kraftschlusses abgelesen werden kann. Die Tangentialkräfte zur Bestimmung des Kraftschlusses wurden aus den gemessenen Motormomenten des Radantriebs unter Berücksichtigung der Übersetzungsverhältnisse im Antriebsstrang ermittelt. Im durchgeführten Experiment kontaktierte das Rad mit einem zylindrischen Profil im Kontaktbereich eine Schiene mit dem Standardprofil UIC60E1, wodurch sich ein Kontakt im Bereich der Symmetrieebene des Schienenkopfs ausbildete. Das Rad wies eine rundgedrehte Oberfläche auf. Der Oberflächenzustand der Schiene entsprach jenem nach der Schienenherstellung. Beide Oberflächen waren trocken.

Abbildung 4.17 zeigt, dass der Kraftschluss T/N im Experiment für $c_x < 1,3\%$ mit dem Längsschlupf c_x zunimmt. Für höheren Längsschlupf $c_x > 1,3\%$ bleibt der Wert des Kraftschlusses konstant, was auf vollständiges Gleiten im Kontakt zwischen Rad und Schiene hinweist sofern thermische Effekte keine Rolle spielen. Für den Fall von vollständigem Gleiten entspricht der Kraftschluss T/N der Reibungszahl μ . Bei

200 kN Normallast ergibt sich aus den experimentellen Daten in Abbildung 4.17 ein Wert von $\mu \approx 0,5$.

4.4.2 Simulation Prüfstandsversuch

Die Simulation des in Kapitel 4.4.1 beschriebenen Rad-Schiene-Prüfstandsexperiments erfolgte mit Hilfe der in Kapitel 3 beschriebenen Simulationsmodelle. Die Ermittlung der Normal- und Tangentialspannungsverteilung im Kontakt, sowie die Ermittlung der Relativbewegung zwischen Rad und Schiene erfolgte mit Hilfe des Kontaktmodells von Marte [64, 65]. Dieses Modell erlaubt die Berechnung von konformen, nicht-elliptischen Kontaktflächen, wie sie im vorliegenden Rad-Schiene-Prüfstandsexperiment auftreten. Die Ermittlung des quasi-statischen Gleichgewichtszustands zwischen Rad und Schiene erfolgte mit Hilfe von *WheelsetContact* [83], welches als Softwaregerüst den Berechnungsablauf, sowie die Interaktion zwischen den einzelnen Modellen steuert. *WheelsetContact* wurde durch verschiedene Mitarbeiter am Kompetenzzentrum – Das virtuelle Fahrzeug Forschungsgesellschaft mbH (ViF) im Rahmen der Projekte *Wear and RCF Phenomena in Metro Operation (D03T01)* und *RCF – Einfluss von Fahrzeug/Fahrweg Parametern (D2T5)* implementiert, erweitert und angepasst.

Abbildung 4.18 zeigt die Tangentialspannungsrichtungen im Kontakt nach 100 000 Lastzyklen in der Simulation, welche einem Magnetpulverprüfbild der Schienoberfläche zur Visualisierung von Rollkontaktermüdungsrissen (helle Linien im linken Teil der Abbildung) überlagert wurden. Lage und Abmessung des Kontaktbereichs zeigen eine sehr gute Übereinstimmung zwischen Experiment und Simulation. Eine sorgfältige Analyse der Abbildung zeigt weiters, dass die Tangentialspannungsrichtung normal zu den im Magnetpulverprüfbild sichtbaren Rissen und Schuppen orientiert ist. Dies weist darauf hin, dass die Tangentialspannungsverteilung in der Simulation gut mit der tatsächlichen Tangentialspannungsverteilung im Experiment übereinstimmt.

Abbildung 4.19 zeigt, dass im Bereich der Fahrkante und der Seitenfläche der Schiene erheblicher Längs- Quer- und Bohrschlupf auftritt. An Bogenlängenposition $s = -21$ mm tritt keine Relativbewegung zwischen Rad und Schiene in Längsrichtung auf ($c_x = 0$). An dieser Position entspricht die Kontaktsituation der eines frei rollenden Rades. Der Längsschlupf c_x ist positiv für $s > -21$ mm, was ein (lokal) gebremstes Rad auf der Schiene darstellt. Hingegen ist c_x negativ für $s < -21$ mm, was einem (lokal) angetriebenen Rad auf der Schiene entspricht. Durch den Radanlaufwinkel von $0,25^\circ$ kommt es in der gesamten Kontaktfläche zu Querschlupf c_y . Im Bereich der Fahrkante tritt zudem erheblicher Bohrschlupf c_z auf.

4.4.3 Parametrisierung Verschleißmodell

Zu Beginn und zu Ende des Rad-Schiene-Prüfstandsexperiments wurde das Schienenprofil mit Hilfe des Profil-Messsystems MiniProf [84] vermessen. Die Änderung

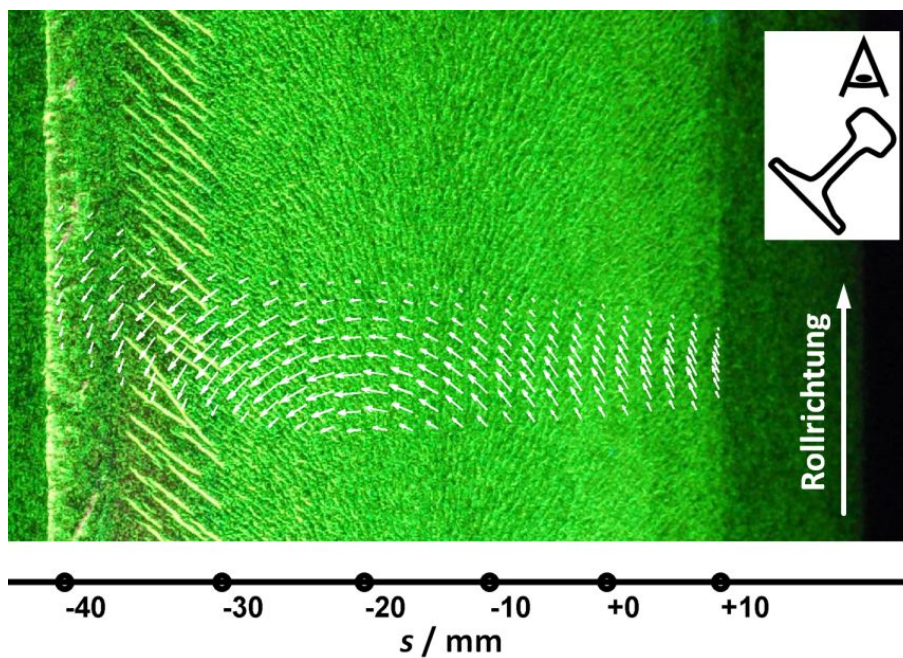


Abbildung 4.18: Magnetpulverprüfbild der Schienenoberfläche zur Visualisierung des Rissmusters nach 100 000 Lastzyklen; Rad-Schiene-Prüfstandsexperiment, voestalpine Schienen GmbH; Die Rollkontaktermüdungsrisse an der Fahrkante der Schiene (Head Checks) sind als helle Linien im linken Teil des Bildes sichtbar; Pfeile: Simulierte Tangentialspannungsrichtungen im Kontakt; Die Symmetrieebene der Schiene befindet sich an Bogenlängenposition $s = 0$ mm.

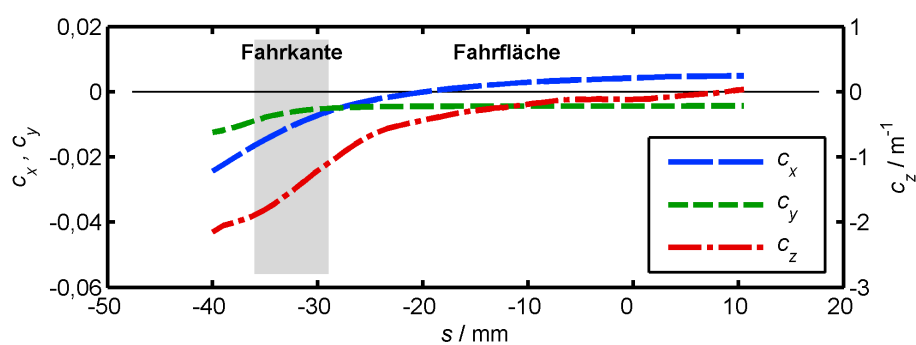


Abbildung 4.19: Lokaler Längsschlupf c_x , lokaler Querschlupf c_y und lokaler Bohrschlupf c_z als Funktion der Bogenlänge s nach 100 000 simulierten Lastzyklen; Rad-Schiene-Prüfstandsexperiment; Grau: Bereich an der Fahrkante der Schiene, wo Rollkontaktermüdungsrisse im Experiment beobachtet wurden.

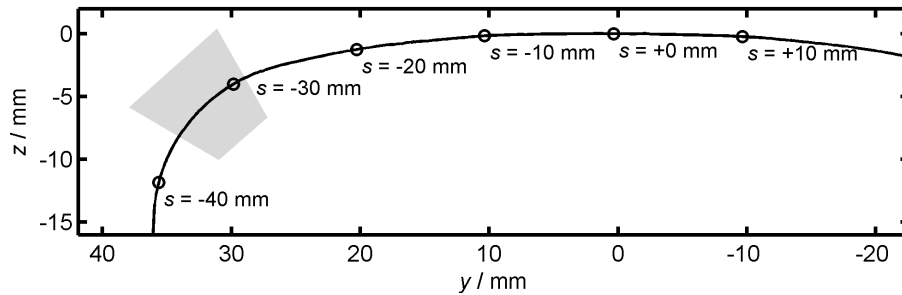


Abbildung 4.20: Gemessenes Schienenprofil zu Versuchsbeginn ($N = 0$) im Rad-Schiene-Prüfstandsexperiment.

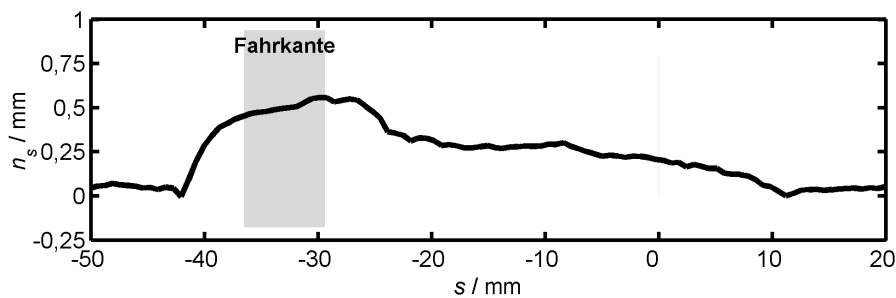


Abbildung 4.21: Profilhöhenänderung n_s senkrecht zur Oberfläche als Funktion der Bogenlänge s zwischen dem gemessenen Ausgangsprofil und dem gemessenen Profil nach 100 000 Lastzyklen im Rad-Schiene-Prüfstandsversuch. Positive Werte von n_s zeigen lokalen Werkstoffabtrag an. Grau: Bereich an der Fahrkante der Schiene, wo Rollkontaktermüdigungsriss im Experiment beobachtet wurden.

des Profils wurde in Form einer lokalen Profilhöhenänderung n_s normal zur Oberfläche quantifiziert, wobei ein positiver Wert Werkstoffabtrag von der Oberfläche darstellt. Abbildung 4.20 zeigt den gemessenen Verlauf des Schienenprofils zu Versuchsbeginn. Im Experiment wird der Maximalwert der Profilhöhenänderung n_s zwischen Fahrkante und Fahrfläche beobachtet (siehe Abbildung 4.21). Im Bereich der Rollkontaktermüdigungsriss an der Fahrkante der Schiene (grauer Bereich) ist die Profilhöhenänderung n_s nach 100 000 Lastzyklen mit zirka 0,5 mm deutlich höher als auf der Fahrfläche der Schiene (zirka 0,25 mm).

Die Profilhöhenänderung n_s ist die Summe von Verschleißabtrag n_w (siehe Kapitel 3.3) und der Profiländerung infolge von plastischer Scherverformung n_p (siehe Kapitel 3.4). Die experimentell beobachtete Profilhöhenänderung n_s wurde herangezogen, um den Proportionalitätsfaktor I_w im Verschleißmodell im Zusammenspiel mit dem Scherverformungsmodell zu bestimmen. Für den vorliegenden Rad-Schiene-Prüfstandsversuch ergibt sich $I_w = 5 \cdot 10^{-9} \text{ m}^3/\text{J}$ für $p_A < 4 \text{ W mm}^{-2}$ und $I_w = 20 \cdot 10^{-9} \text{ m}^3/\text{J}$ für $p_A \geq 4 \text{ W mm}^{-2}$.

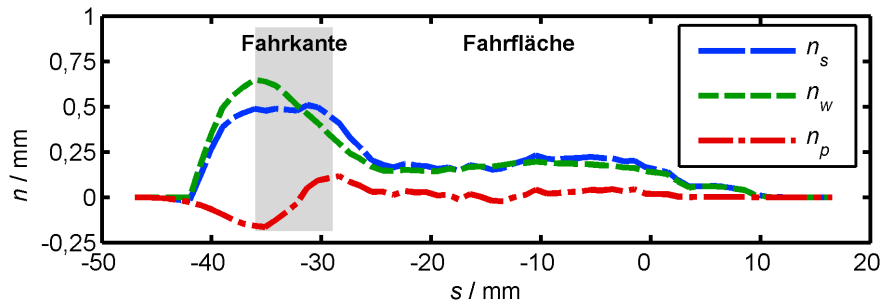


Abbildung 4.22: Profilhöhenänderung n_s als Funktion der Bogenlänge s nach 100 000 Lastzyklen in der Simulation. Die Profilhöhenänderung ist die Summe aus dem Werkstoffabtrag infolge von Verschleiß n_w und der Profilhöhenänderung infolge von plastischer Scherverformung n_p in Schienenquerrichtung; Grau: Bereich an der Fahrkante der Schiene, wo Rollkontaktermüdungsrissen im Experiment beobachtet wurden.

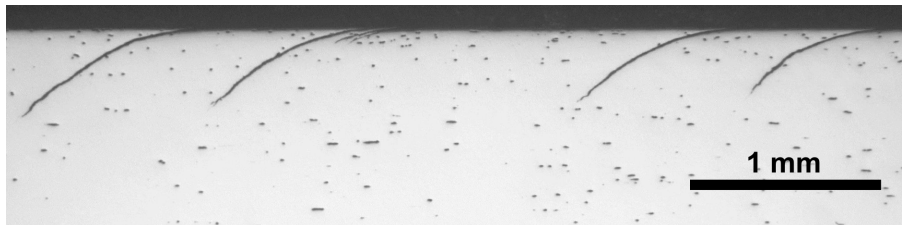


Abbildung 4.23: Ungeätzter metallographischer Längsschliff mit typischen Rollkontaktermüdungsrissen (Head Checks) an der Fahrkante der Schiene nach 100 000 Lastzyklen am Rad-Schiene-Prüfstand.

Abbildung 4.22 zeigt, dass in der Simulation des Rad-Schiene-Prüfstandsexperiments die Profilhöhenänderung n_s auf der Fahrfläche der Schiene fast ausschließlich aus Verschleißabtrag n_w resultiert, wohingegen die Profilhöhenänderung n_s im Bereich der Rollkontaktermüdungsrissen an der Fahrkante der Schiene sowohl durch Verschleiß, als auch durch plastische Scherverformung bestimmt wird.

4.4.4 Parametrisierung Rissinitiierungsmodell

Scherverformungszustand für Rissinitiierung

Im Rad-Schiene-Prüfstandsexperiment wurden zu Versuchsende an der Fahrkante der Schiene typische Rollkontaktermüdungsrissen beobachtet. Diese Risse weisen eine Tiefe von zirka 0,6 mm auf, wie in Abbildung 4.23 gezeigt. Gleichzeitig beobachtet man eine hohe plastische Scherverformung des Werkstoffs nahe der Schienenoberfläche. Abbildung 4.24 zeigt die verformte Mikrostruktur in einem rissfreien Bereich an der Fahrkante der Schiene in einem geätzten metallographischen Schliff.

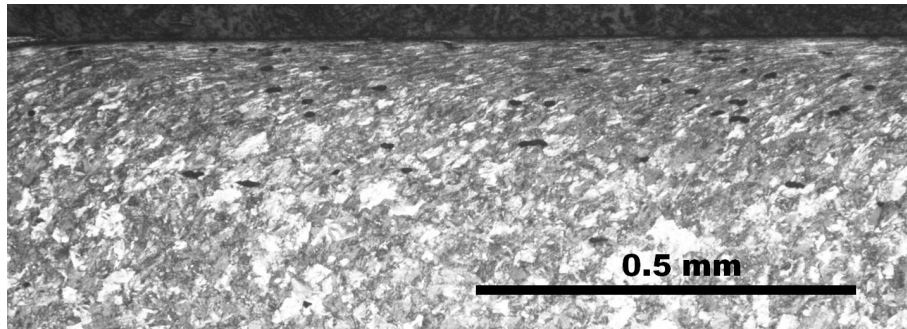


Abbildung 4.24: Geätzter metallographischer Längsschliff an der Fahrkante der Schiene zur Visualisierung der plastisch hochverformten Mikrostruktur in einem rissfreien Bereich an der Oberfläche nach 100 000 Lastzyklen am Rad-Schiene-Prüfstand.

Um einen günstigen Scherverformungszustand in der Rissinitiierungsschicht hinsichtlich Ermüdungsrissinitiierung für das in Kapitel 3.5 beschriebene Modell aus den experimentellen Daten abzuleiten, wurden die lokale Orientierung der Rollkontaktermüdigungsrisse, sowie die Vorzugsorientierung des scherverformten Gefüges in metallographischen Schliffen analysiert.

Die lokale Orientierung der Rollkontaktermüdigungsrisse in Abbildung 4.23 wurde mit Hilfe der Bildanalyse-Software ImageJ [78] als Funktion der Tiefe händisch vermessen. Die Umrechnung der Orientierungen in lokale Scherwinkel α_c erfolgte mittels Gleichung 4.4. Der mittlere Scherwinkel $\bar{\alpha}$ der verformten Mikrostruktur in Abbildung 4.24 wurde mit Hilfe der in Kapitel 4.3.1 beschriebenen Methode zur Bestimmung der plastischen Scherverformung bestimmt. Um den Einfluss der Risse auf die Scherverformung zu minimieren, wurde zur Analyse der Scherverformung ein rissfreier Bereich an der Fahrkante der Schiene ausgewählt. Die in Kapitel 4.3.1 beschriebene Methode mittelt die Daten für eine gegebene Tiefe parallel zur Oberfläche. Dadurch ergibt sich ein vergleichsweise "glatter" Verlauf der Datenpunkte im Vergleich zu den Daten der lokalen Scherwinkel α_c auf Basis von händischen Messungen der Rissorientierung.

Abbildung 4.25 zeigt, dass der Verlauf des berechneten lokalen Scherwinkels α_c aus Rissorientierungsmessungen an der Oberfläche ähnlich dem Verlauf des mittleren Scherwinkels $\bar{\alpha}$ ist. Daraus kann geschlossen werden, dass der mikroskopische Risspfad an der Oberfläche durch den scherverformten Werkstoff bestimmt wird. Zur Festlegung eines "günstigen" Scherverformungszustands hinsichtlich Rissinitiierung wurden die lokalen Scherwinkel α_c aus der Rissorientierungsmessung und die mittleren Scherwinkel $\bar{\alpha}$ für $\alpha > 60^\circ$ durch eine Gerade approximiert. Mit Hilfe der Methode der kleinsten Fehlerquadrate ergeben sich zur Festlegung dieser Geraden die Punkte ($z = 0 \text{ mm}, \alpha = 87^\circ$) und ($z = 0,13 \text{ mm}, \alpha = 60^\circ$) (siehe Abbildung 4.25). Diese Gerade stellt die Referenz-Scherwinkelverteilung α_R für das Rissinitiationsmodell (siehe Kapitel 3.5) dar.

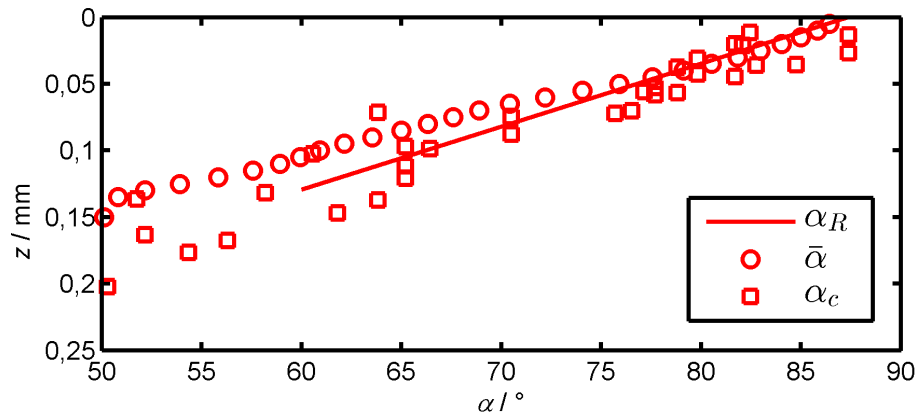


Abbildung 4.25: Bestimmung der Referenz-Scherwinkelverteilung α_R anhand des mittleren plastischen Scherwinkels $\bar{\alpha}$ (aus Abbildung 4.24) und des berechneten lokalen Scherwinkels α_c auf Basis von Rissorientierungsmessungen (aus Abbildung 4.23).

Effektive Spannung für Rissinitiierung

Das Maximum der Normalspannung p_0 wird im Rad-Schiene-Prüfstandsexperiment auf der Fahrfläche der Schiene beobachtet, wie in Abbildung 4.26 dargestellt. Das Maximum des Betrags der Kontakttangentialspannung t_0 , sowie das Maximum der Mises-Vergleichsspannung σ_m treten im Übergangsbereich zwischen Fahrfläche und Fahrkante auf (siehe Abbildung 4.26 und Abbildung 4.27). Keine dieser drei Größen zeigt das Maximum an der Fahrkante der Schiene, wo im Rad-Schiene-Prüfstandsexperiment Rollkontaktermüdungsrisse beobachtet werden.

Der Maximalwert der maximalen Hauptnormalspannung σ^* während eines Lastzyklus (siehe Abbildung 4.27) zeigt im Kontaktbereich zwei lokale Maxima, welche von einem (lokal) antreibenden Rad an der Fahrkante, sowie von einem (lokal) bremsenden Rad auf der Fahrfläche herrühren. Das lokale Minimum an Bogenlängenposition $s = -21$ mm resultiert aus der Abwesenheit von Tangentialspannungen in Schienenlängsrichtung an dieser Position. Die effektive Spannung für Rissinitiierung σ_A ergibt sich nach Gleichung 3.43 bis Gleichung 3.45 aus dem Maximalwert der maximalen Hauptnormalspannung σ^* unter Berücksichtigung des oberflächennahen plastischen Scherverformungszustands und der Richtung der Kontakttangentialspannungen. Die Parametrisierung des Scherverformungsmodells zur Bestimmung des plastischen Scherverformungszustands für Werkstoff R350HT wurde aus Kapitel 4.3.2 übernommen. Die Parameter A und B der Spannungsüberhöhung (siehe Gleichung 3.18) wurden jedoch auf $A = 3,1$, beziehungsweise $B = 150$ μm angehoben, um die experimentell beobachtete Scherverformungstiefe in der Simulation reproduzieren zu können.

Abbildung 4.28 und Abbildung 4.29 zeigen den Spannungszustand im Bereich der Rollkontaktermüdungsrisse an der Fahrkante der Schiene nahe der Oberfläche im Laufe einer Überrollung. Das veränderliche Verhältnis τ_{zx}/τ_{zy} bewirkt eine Rich-

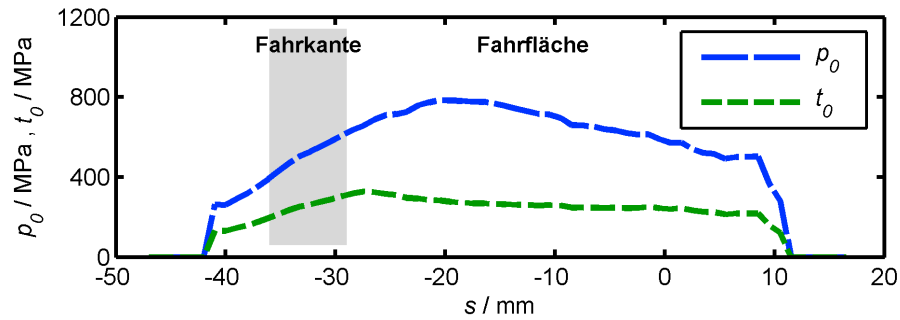


Abbildung 4.26: Maximale Normalspannung p_0 und maximaler Betrag der Tangentialspannung t_0 im Kontakt als Funktion der Bogenlänge s nach 100 000 simulierten Lastzyklen; Grau: Bereich an der Fahrkante der Schiene, wo Rollkontaktermüdungsrisse im Experiment beobachtet wurden.

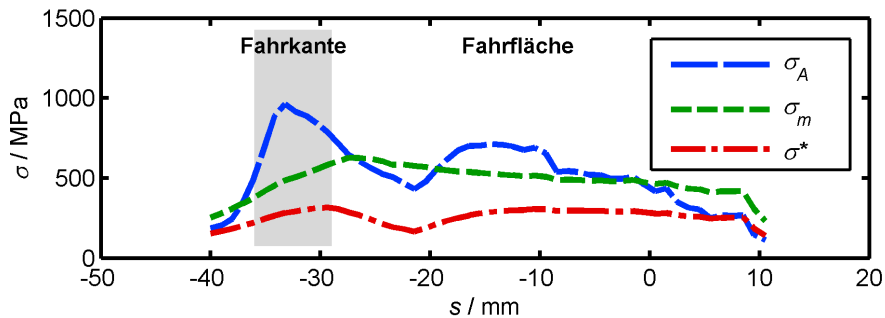


Abbildung 4.27: Maximale effektive Spannung für Rissinitiierung σ_A , maximale Mises-Vergleichsspannung σ_m und Maximalwert der maximalen Hauptnormalspannung σ^* als Funktion der Bogenlänge s nach 100 000 simulierten Lastzyklen; Grau: Bereich an der Fahrkante der Schiene, wo Rollkontaktermüdungsrisse im Experiment beobachtet wurden.

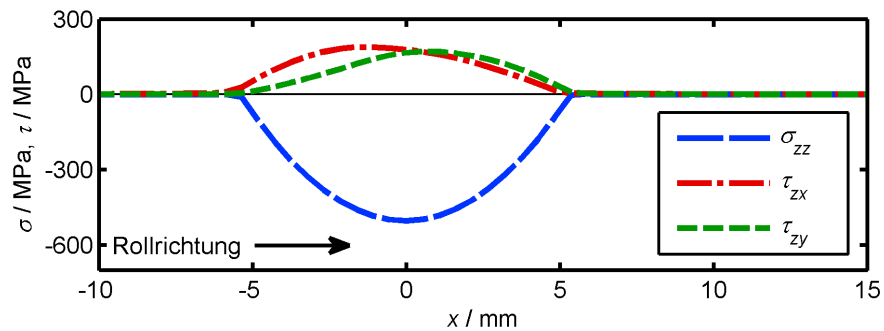


Abbildung 4.28: Komponenten des Spannungstensors σ_{zz} , τ_{zx} und τ_{zy} als Funktion der Schienenlängsrichtung x für Tiefe $z = 0,1$ mm an der Fahrkante der Schiene an Bogenlängenposition $s = -33$ mm.

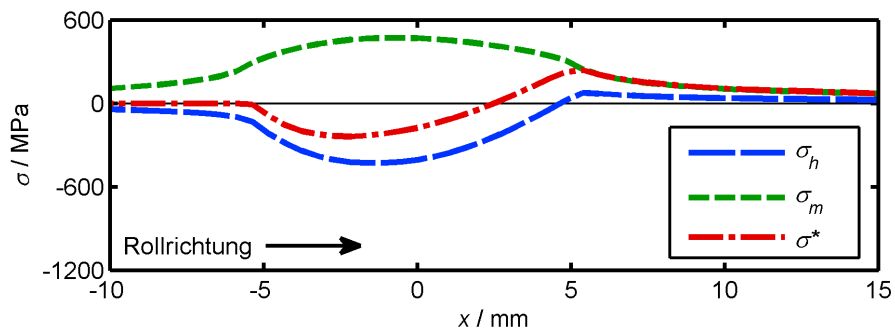


Abbildung 4.29: Hydrostatische Spannung σ_h , Mises-Vergleichsspannung σ_m und maximale Hauptnormalspannung σ^* als Funktion der Schienenlängsrichtung x für Tiefe $z = 0,1$ mm an der Fahrkante der Schiene an Bogenlängenposition $s = -33$ mm. Die Kontaktsituation verursacht Zugspannungen an der Einlaufkante des Kontakts bei $x = 5,5$ mm.

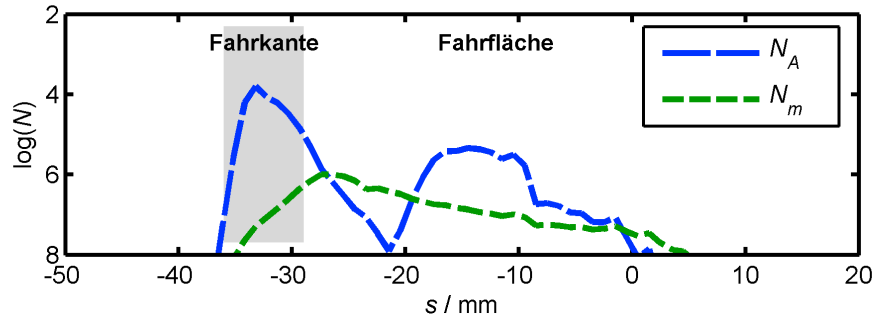


Abbildung 4.30: Ermüdungslebensdauer N_A hinsichtlich Rissinitiierung basierend auf der effektiven Spannung σ_A , sowie Ermüdungslebensdauer N_m hinsichtlich Rissinitiierung basierend auf der maximalen Mises-Spannung σ_m als Funktion der Bogenlänge s für den Belastungszustand nach 100 000 simulierten Lastzyklen; Grau: Bereich an der Fahrkante der Schiene, wo Rollkontaktermüdigungsrisse im Experiment beobachtet wurden.

tungsänderung der resultierenden Tangentialspannung während einer Überrollung. Die hydrostatische Spannung σ_h , sowie die maximale Hauptnormalspannung σ^* sind während des überwiegenden Teils der Überrollung negativ (Druckspannungszustand). Jedoch treten Zug-Hauptnormalspannungen an der Einlaufkante des Kontakts an Position $x = 5,5$ mm auf. Im Gegensatz dazu tritt das Maximum der Mises-Vergleichsspannung σ_m im Zentrum des Kontakts auf, wo hohe hydrostatische Druckspannungen wirken.

Um die im Experiment beobachtete Rissinitiierung an der Fahrkante der Schiene nach zirka 20 000 Lastzyklen in der Simulation mit Hilfe der effektiven Spannung σ_A und unter Berücksichtigung der Belastungsgeschichte, des Verschleißes und des Verformungszustands zu reproduzieren, wurden die Konstanten in Gleichung 3.44 und Gleichung 3.45 mit $k_A = 2,1$ und $k_t = 0,3$ gewählt. Der Ermüdungsfestigkeitskoeffizient in Gleichung 3.46 wurde aus Zugversuchskennwerten geschätzt und für die Parametrisierung mit $\sigma_f = 2025$ MPa festgelegt. Der Ermüdungsfestigkeitsexponent wurde auf Basis von Werten aus der Literatur als $b = -0,085$ gewählt [77].

Abbildung 4.30 zeigt die zu erwartende (lokale) Lebensdauer N_A auf Basis der effektiven Spannung, sowie die zu erwartende (lokale) Lebensdauer N_m auf Basis der Mises-Vergleichsspannung für die Kontaktverhältnisse nach 100 000 simulierten Lastzyklen eines Rad-Schiene-Prüfstandsversuchs. Für die Berechnung von N_m wurde die maximale Mises-Vergleichsspannung σ_m anstelle von σ_A in Gleichung 3.46 eingesetzt. Da an der Position der minimalen Lebensdauer von N_m an Bogenlängenposition $s = -26$ mm keine Ermüdungsrissinitiierung im Experiment beobachtet wurde, wurde der Ermüdungslebensdauerkoeffizient σ_f in der Berechnung von N_m nicht angepasst.

Abbildung 4.31 zeigt, dass die Berechnung der Schädigung D_A auf Basis der effektiven Spannung im Bereich der Fahrkante der Schiene den Wert $D_A = 1$ erreicht und somit die Initiierung von Rissen signalisiert. Bei Erreichen des Schädi-

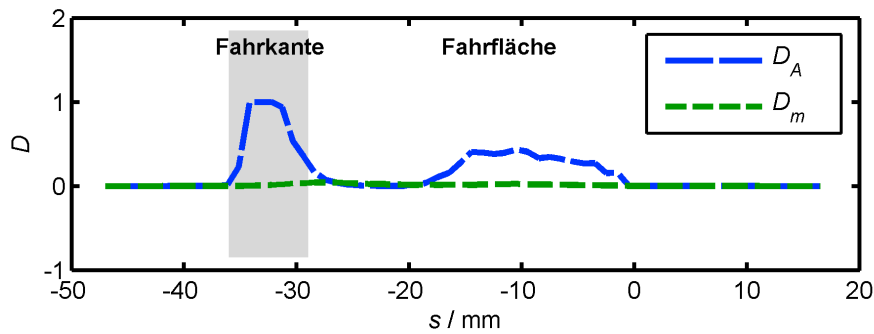


Abbildung 4.31: Schädigung D_A basierend auf der effektiven Spannung σ_A und Schädigung D_m basierend auf der maximalen Mises-Vergleichsspannung σ_m als Funktion der Bogenlänge s nach 100 000 simulierten Lastzyklen; Rissinitiierung wird durch Erreichen des Werts $D = 1$ signalisiert; Grau: Bereich an der Fahrkante der Schiene, wo Rollkontaktermüdungsrisse im Experiment beobachtet wurden.

gungswerts $D_A = 1$ (Initiierung eines Risses) wurde die weitere Summierung von Schädigungsbeiträgen im Modell an dieser Stelle gestoppt, so wie in Kapitel 3.5 beschrieben. Auf der Fahrfläche der Schiene zeigen die Ergebnisse der Rad-Schiene-Prüfstandssimulation Schädigungswerte $D_A < 1$, wodurch keine Rissinitiierung erfolgt. Dies steht in Übereinstimmung mit den experimentellen Beobachtungen.

Die Schädigung D_m , berechnet auf Basis der Mises-Vergleichsspannung σ_m , zeigt im gesamten Kontaktbereich sehr geringe Werte. Dies resultiert aus der Tatsache, dass der Ermüdungslebensdauerkoeffizient σ_f zur Berechnung von D_m nicht eigens angepasst wurde, sodass sich hohe Werte für die lokale Lebensdauer N_m und damit sehr kleine Werte der Schädigung D_m ergeben. Aus dem Verlauf der Kurve für N_m in Abbildung 4.30 kann jedoch abgeleitet werden, dass das Maximum der Schädigung D_m an Bogenlängenposition $s = -26$ mm auftritt.

Abschließend kann festgehalten werden, dass die Schädigung D_A auf Basis der effektiven Spannung für Rissinitiierung σ_A in der vorliegenden Parametrisierung Rissinitiierung in jenen Bereichen an der Fahrkante der Schiene korrekt beschreibt, in denen auch im Rad-Schiene-Prüfstandsexperiment Risse beobachtet werden. Das Maximum der Schädigung D_m stimmt nicht mit der Position der experimentell beobachteten Rollkontaktermüdungsrisse überein.

5 Parameterstudien

Basis der Parameterstudien ist die Simulation des voestalpine Rad-Schiene-Prüfstandsexperiments, welche in Kapitel 4.4.2 beschrieben wurde. Die Parametrisierung des Verschleißmodells wurde aus Kapitel 4.4.3 übernommen, jene des Rissinitiierungsmodells wurde aus Kapitel 4.4.4 übernommen. Zur Untersuchung des Modellverhaltens hinsichtlich Verschleiß und Rissinitiierung wurden im Rahmen dieser Parametervariation der Radanlaufwinkel, die Schieneneinbauneigung, sowie die Reibungszahl systematisch variiert.

5.1 Variation Radanlaufwinkel

Die Untersuchung des Radanlaufwinkels ψ im Rahmen einer Parametervariation ist zur optimalen Einstellung des Radanlaufwinkels im Experiment hinsichtlich Verschleiß und Rissinitiierung von Interesse. Der Radanlaufwinkel ψ ist für kleine Winkel proportional dem Querschleif im Kontakt. Eine Erhöhung des Radanlaufwinkels erhöht die laterale Relativbewegung zwischen Rad und Schiene und erhöht so im Allgemeinen den Verschleiß. Abbildung 5.1 zeigt, dass eine Erhöhung des Radanlaufwinkels von $\psi = 0,25^\circ$ auf $\psi = 0,35^\circ$ im Prüfstandsexperiment die maximale Profilhöhenänderung n_s in der Simulation um zirka 26% erhöht. Die Verteilung der Profilhöhenänderung im Kontakt als Funktion der Bogenlänge s ändert sich hierbei kaum.

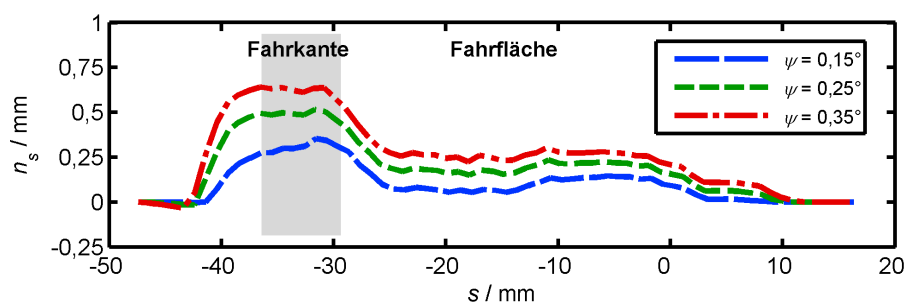


Abbildung 5.1: Simulierte Profilhöhenänderung n_s als Funktion der Bogenlänge s nach 100 000 Lastzyklen für unterschiedliche Werte des Radanlaufwinkels ψ ; Grau: Bereich an der Fahrkante der Schiene, wo Rollkontaktermüdrisse im Experiment beobachtet wurden.

Unterschiedliches Verschleißverhalten hat unterschiedliche Profilgeometrien, und damit unterschiedliche Kontaktspannungen zur Folge. Dies ist in Abbildung 5.2 dar-

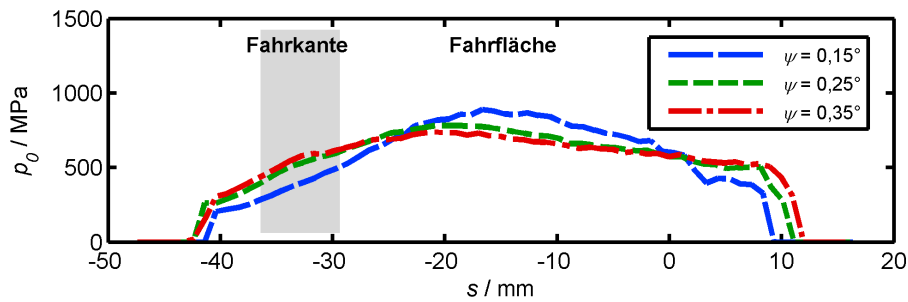


Abbildung 5.2: Simulierte maximale Normalspannung p_0 als Funktion der Bogenlänge s nach 100 000 Lastzyklen für unterschiedliche Werte des Radanlaufwinkels ψ ; Grau: Bereich an der Fahrkante der Schiene, wo Rollkontaktermüdrisse im Experiment beobachtet wurden.

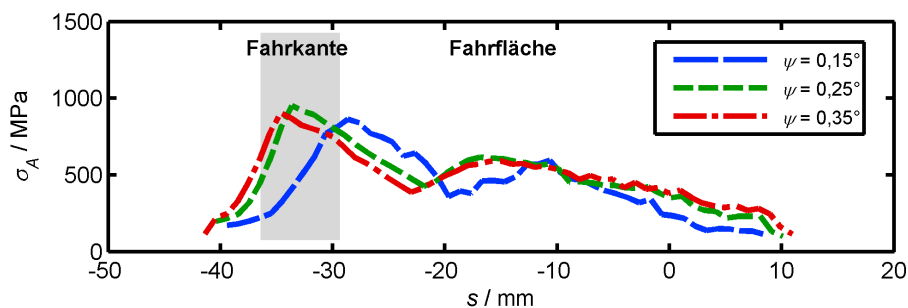


Abbildung 5.3: Simulierte effektive Spannung σ_A für Rissinitiierung als Funktion der Bogenlänge s nach 100 000 Lastzyklen für unterschiedliche Werte des Radanlaufwinkels ψ ; Grau: Bereich an der Fahrkante der Schiene, wo Rollkontaktermüdrisse im Experiment beobachtet wurden.

gestellt. Ein Radanlaufwinkel von $\psi = 0,15^\circ$ führt infolge des verminderten Verschleißes zu einer langsameren Anpassung der Geometrien von Rad und Schiene im Kontaktbereich. Dies äußert sich zum Beispiel in einer veränderten Verteilung der maximalen Kontaktspannung p_0 zwischen Fahrkante und Fahrfläche zu Versuchsende nach 100 000 Lastzyklen.

Die maximale effektive Spannung σ_A (siehe Abbildung 5.3) wird für einen Radanlaufwinkel von $\psi = 0,25^\circ$ an der Fahrkante beobachtet. Die geringeren Werte der maximalen effektiven Spannung σ_A , sowie die Verschiebung der Maxima hin zur Fahrfläche der Schiene für $\psi = 0,15^\circ$, beziehungsweise hin zur Seitenfläche der Schiene für $\psi = 0,35^\circ$, resultieren aus Veränderungen in der Verteilung der maximalen Hauptnormalspannungen im Kontaktbereich, sowie aus Veränderungen des plastischen Scherverformungszustands an der Schienenoberfläche hinsichtlich Rissinitiierung.

5.2 Variation Schieneneinbauneigung

Die Schieneneinbauneigung ϕ wurde für die Parametervariation so eingestellt, dass die laterale Ausdehnung und die Position des Kontaktbereichs in Simulation und Experiment übereinstimmen. Dieser Referenzzustand der Schieneneinbauneigung ist in Abbildung 5.4 bis Abbildung 5.6 mit $\phi = 0^\circ$ bezeichnet.

Untersuchungen hinsichtlich der Schieneneinbauneigung sind für die Simulation des Rad-Schiene-Prüfstands von Interesse, da geringe Unterschiede in der Orientierung von Rad und Schiene zwischen Simulation und Experiment nicht ausgeschlossen werden können. In den hier durchgeführten Simulationen kann die Orientierung von Rad und Schiene in Bezug auf eine Rotation um die Schienenlängsachse exakt vorgegeben werden, wodurch eine systematische Untersuchung des Einflusses der Schieneneinbauneigung auf Verschleiß und Rissinitiierung möglich ist.

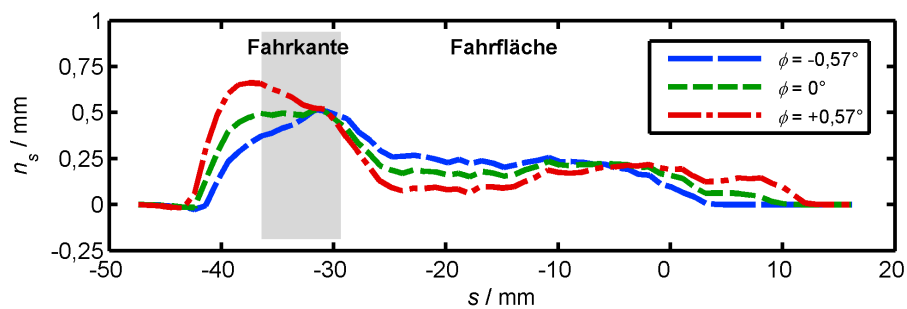


Abbildung 5.4: Simulierte Profilhöhenänderung n_s als Funktion der Bogenlänge s nach 100 000 Lastzyklen für unterschiedliche Werte der Schieneneinbauneigung ϕ ; Grau: Bereich an der Fahrkante der Schiene, wo Rollkontaktermüdrisse im Experiment beobachtet wurden.

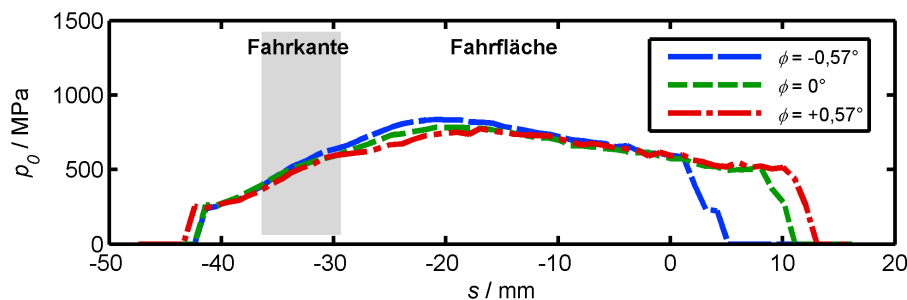


Abbildung 5.5: Simulierte maximale Normalspannung p_0 als Funktion der Bogenlänge s nach 100 000 Lastzyklen für unterschiedliche Werte der Schieneneinbauneigung ϕ ; Grau: Bereich an der Fahrkante der Schiene, wo Rollkontaktermüdrisse im Experiment beobachtet wurden.

Wie erwartet verändert sich die Verteilung der Profilhöhenänderung n_s im Kontaktbereich, wenn die Schiene gegenüber dem Rad verkippt wird (siehe Abbildung 5.4). Die Grenzen des Kontaktbereichs auf der Fahrfläche der Schiene reagieren sehr empfindlich auf eine Änderung der relativen Orientierung von Rad und Schiene (siehe

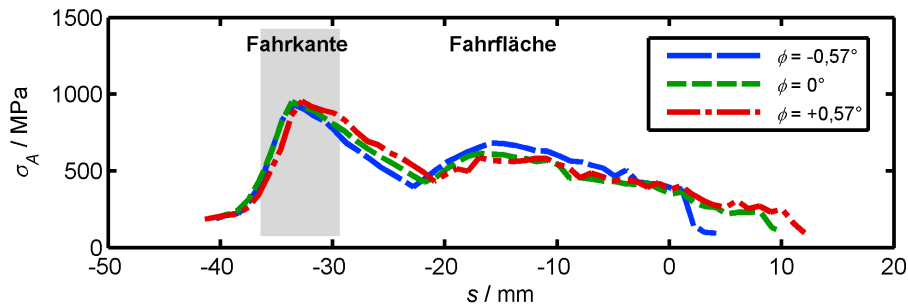


Abbildung 5.6: Simulierte effektive Spannung σ_A für Rissinitiierung als Funktion der Bogenlänge s nach 100 000 Lastzyklen für unterschiedliche Werte der Schieneneinbauneigung ϕ ; Grau: Bereich an der Fahrkante der Schiene, wo Rollkontaktermüdungsriss im Experiment beobachtet wurden.

Bogenlängenbereich $5 \text{ mm} < s < 15 \text{ mm}$ in Abbildung 5.4). Jedoch passen sich die Profile von Rad und Schiene durch Verschleiß und plastische Verformung einander an, sodass die Kontaktnormalspannungen nach 100 000 simulierten Lastzyklen ähnlich sind (siehe Abbildung 5.5). Dies hat zur Folge, dass die effektive Spannung für Rissinitiierung σ_A für die drei untersuchten Fälle nahezu identisch ist (siehe Abbildung 5.6). Geringe Unterschiede in der relativen Orientierung von Rad und Schiene um die Schienenlängsachse zwischen Experiment und Simulation verfälschen daher die Simulationsergebnisse hinsichtlich Rissinitiierung nicht, verändern aber sehr wohl die Verteilung der Profilhöhenänderung im Kontaktbereich.

5.3 Variation Reibungszahl

Eine Erhöhung der Reibungszahl μ erhöht die Profilhöhenänderung n_s an der Fahrkante der Schiene, wohingegen auf der Fahrfläche der Schiene nur eine sehr geringe Veränderung zu beobachten ist (siehe Abbildung 5.7). Dieses Verhalten kann anhand des Kraftschlusses T/N erklärt werden (siehe Abbildung 5.8). An der Fahrkante ist der Kraftschluss gleich der Reibungszahl. Dies weist auf Gleiten zwischen Rad und Schiene hin, wobei die Reibungszahl μ die übertragbaren Tangentialspannungen limitiert. Eine Änderung von μ ändert daher in diesem Bereich die Höhe der Tangentialspannungen, was zu einer Veränderung der Profilhöhenänderung n_s als Folge von Verschleißabtrag und plastischer Scherverformung führt. Auf der Fahrfläche der Schiene, für Bogenlängenpositionen $s > -25 \text{ mm}$ ist der Kraftschluss T/N geringer als die Reibungszahl μ , wodurch nur ein Teil der möglichen Tangentialspannungen im Kontakt wirkt. Dies ist charakteristisch für Situationen mit niedrigem Schlupf, wo sich in der Kontaktfläche zwischen Rad und Schiene ein Haft- sowie ein Gleitbereich ausbilden. Eine Änderung von μ hat daher in diesem Bereich der Kontaktfläche eine geringe Auswirkung auf die tatsächlich im Kontakt wirkenden Tangentialspannungen und damit auch eine geringe Auswirkung auf die Profilhöhenänderung n_s .

Die Verteilung der maximalen Normalspannung p_0 im Kontakt wird, im Gegensatz

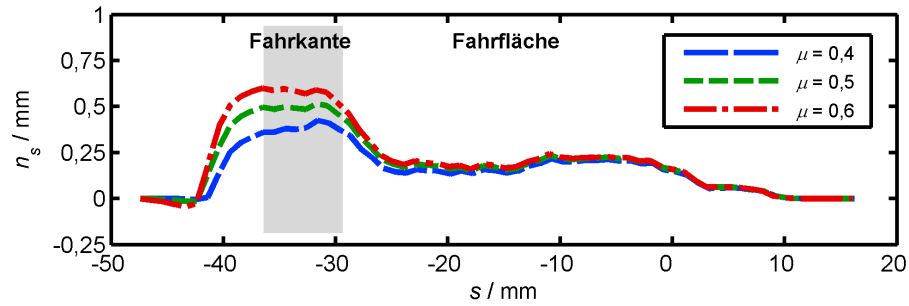


Abbildung 5.7: Simulierte Profilhöhenänderung n_s als Funktion der Bogenlänge s nach 100 000 Lastzyklen für unterschiedliche Werte der Reibungszahl μ ; Grau: Bereich an der Fahrkante der Schiene, wo Rollkontaktermüdungsrisse im Experiment beobachtet wurden.

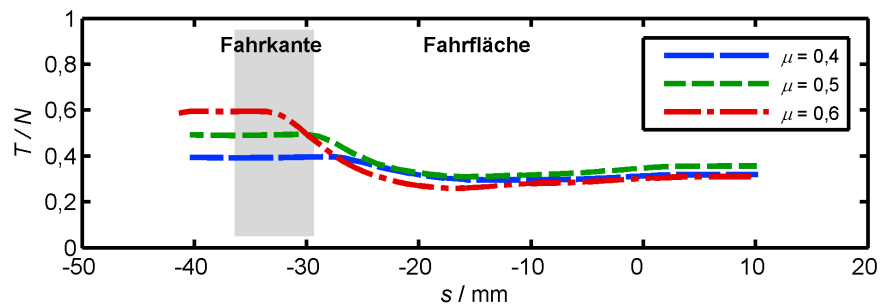


Abbildung 5.8: Simulierter lokaler Kraftschluss T/N als Funktion der Bogenlänge s nach 100 000 Lastzyklen für unterschiedliche Werte der Reibungszahl μ ; Grau: Bereich an der Fahrkante der Schiene, wo Rollkontaktermüdungsrisse im Experiment beobachtet wurden.

zur Verteilung des Kraftschlusses T/N , durch die Variation der Reibungszahl μ nur unwesentlich beeinflusst (siehe Abbildung 5.9). Die effektive Spannung für Rissinitiation σ_A steigt mit zunehmender Reibungszahl μ , wobei sich das Maximum mit Zunahme von μ in Richtung Seitenfläche der Schiene verlagert. Dies ist auf eine Zunahme der Tangentialspannungen, sowie auf den Einfluss des Scherverformungszustands zurückzuführen.

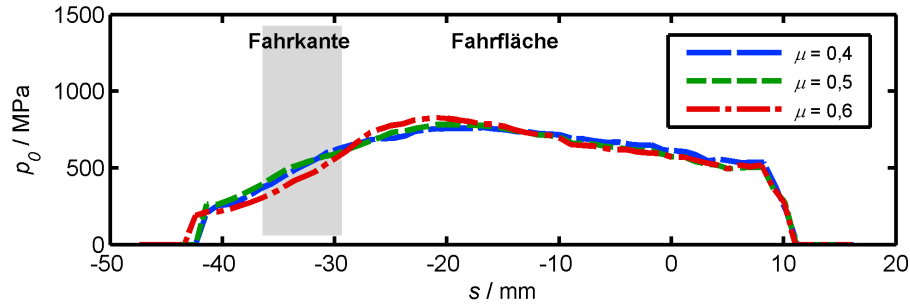


Abbildung 5.9: Simulierte maximale Normalspannung p_0 als Funktion der Bogenlänge s nach 100 000 Lastzyklen für unterschiedliche Werte der Reibungszahl μ ; Grau: Bereich an der Fahrkante der Schiene, wo Rollkontaktermüdungsrissse im Experiment beobachtet wurden.

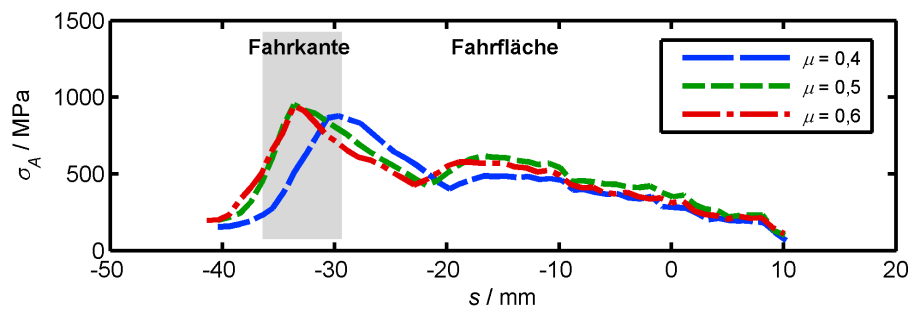


Abbildung 5.10: Simulierte effektive Spannung σ_A für Rissinitiierung als Funktion der Bogenlänge s nach 100 000 Lastzyklen für unterschiedliche Werte der Reibungszahl μ ; Grau: Bereich an der Fahrkante der Schiene, wo Rollkontaktermüdungsrissse im Experiment beobachtet wurden.

6 Betriebssimulation Wiener Linien

6.1 Modellierungsablauf

Als Modellsystem für die Anwendung der in Kapitel 3 entwickelten Modelle dient der U-Bahnbetrieb bei Wiener Linien GmbH & Co KG in Wien. Hierfür wurde eine Stelle im Streckennetz auf einer Außenschiene in einem Konstantbogen mit Bogenradius 301 m betrachtet. Als Außenschiene sind an dieser Stelle wärmebehandelte Schienen (Schienenwerkstoff R350HT) verbaut, welche an der Fahrkante der Schiene, sowie auf der Fahrfläche der Schiene Rollkontaktermüdungsrisse infolge der Betriebsbedingungen aufweisen. Im Rahmen von Streckenbegehungen wurde das Rissmuster an der Schienenoberfläche mit Hilfe einer Magnetpulverprüfung sichtbar gemacht und dokumentiert (siehe Abbildung 6.1). Im Zuge eines Schienentauschs wurde die Außenschiene entfernt, sodass Schienenstücke für metallographische Untersuchungen entnommen werden konnten. An diesen Schienenstücken wurden durch Mitarbeiter am Erich Schmid Institut für Materialwissenschaft der Österreichischen Akademie der Wissenschaften in Leoben metallographische Schliffe angefertigt und dokumentiert, sowie Härtemessungen durchgeführt. Abbildung 6.2 zeigt exemplarisch die Risspfade der Head Checks, sowie das Werkstoffgefüge an der Fahrkante der Schiene.

An der betrachteten Stelle im Streckennetz verkehren drei unterschiedliche Schienenfahrzeugtypen für die jeweils ein Mehrkörpersimulationsmodell zur Verfügung steht [83]. Die quasi-stationäre Belastung der Schiene wurde mit Hilfe der Mehrkörpersimulations-Software (MKS-Software) Simpack [85] berechnet. Die Lösung des Normalkontaktproblems erfolgte durch die MKS-Software mit Hilfe der Hertz'schen Kontakttheorie [13]. Das Tangentialkontaktproblem wurde im Rahmen der MKS-Simulation mit Hilfe des Algorithmus FASTSIM gelöst [18]. Die im Rahmen dieser Arbeit entwickelten und in Kapitel 3 beschriebenen Simulationsmodelle wurden mit Hilfe des Softwaregerüsts WheelsetContact [83] an die MKS-Software Simpack gekoppelt. Die Kopplung zwischen WheelsetContact und Simpack wurde durch Mitarbeiter am Kompetenzzentrum – Das virtuelle Fahrzeug Forschungsgesellschaft mbH (ViF) realisiert.

Der im Rahmen dieser Arbeit betrachtete Gleisbogen wurde in der MKS-Simulation mit einer Geschwindigkeit von 66 km/h ohne Übertragung von Antriebs- beziehungsweise Bremskräften durchrollt. Der Anteil der drei Fahrzeugtypen im Betrieb ist aufgrund von Betriebsprotokollen bekannt. In der Simulation wurde der Anteil der Fahrzeugtypen entsprechend ihrer Häufigkeit im Betrieb vorgegeben.

Besonderes Augenmerk wurde auf eine möglichst realitätsnahe Abbildung der Rad- und Schienenprofilgeometrie in der Simulation gelegt, da diese die Kontaktbedin-

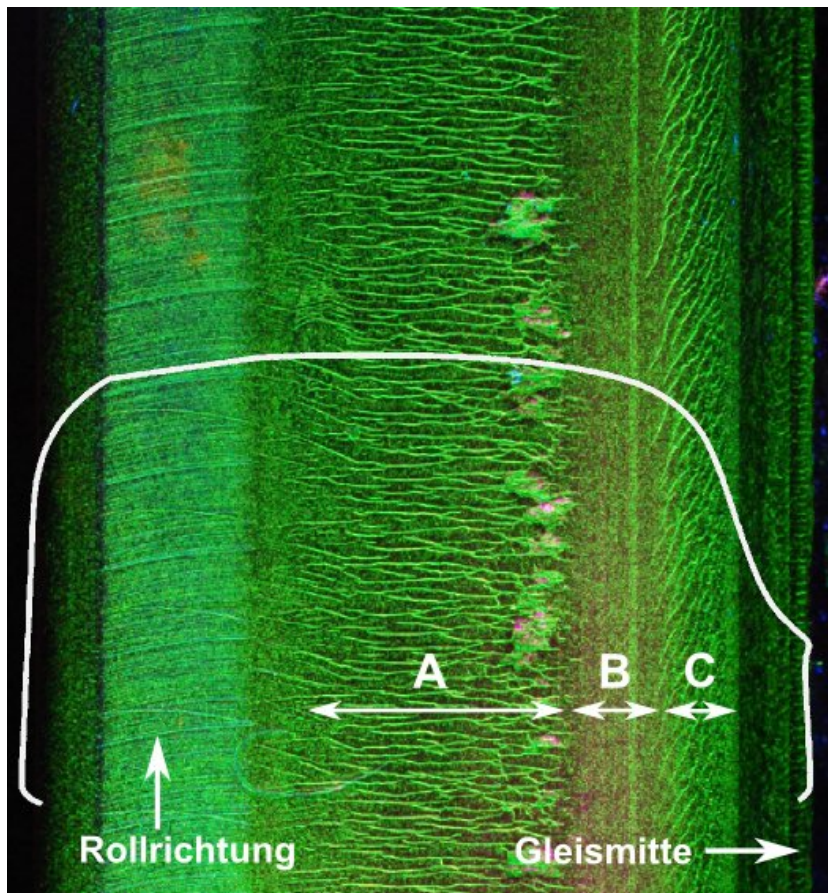


Abbildung 6.1: Rollkontaktermüdungsrisse (helle Linien) an der Oberfläche im U-Bahnnetz, Wiener Linien GmbH & Co KG, Außenschiene, Bogen mit Radius 301 m. Bereich A: Risse normal zur Schienenlängsrichtung auf der Fahrfläche, Bereich B: Rissfreier Bereich oberhalb der Fahrkante, Bereich C: Head Checks an der Fahrkante der Schiene; Das gemessene Schienenprofil ist dem Magnetpulverprüfbild überlagert.

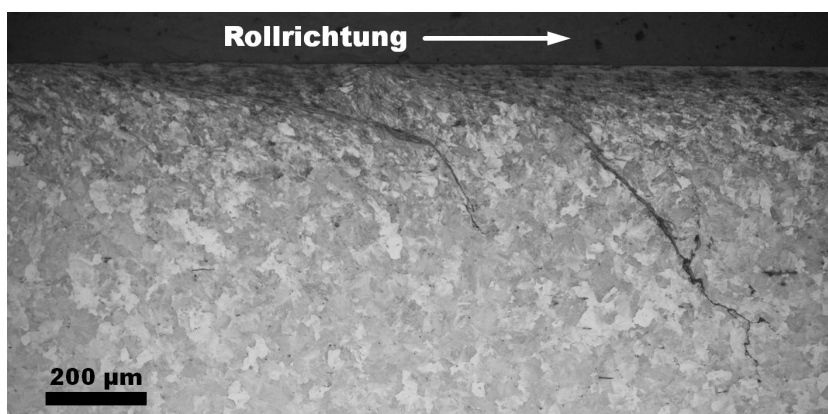


Abbildung 6.2: Geätzter metallographischer Schliff entlang der Fahrkante im Bereich C der Außenschiene mit Head Checks.

gungen wesentlich bestimmen: In der Simulation wurden für jedes der drei Fahrzeugmodelle jeweils zwei Datensätze von gemessenen Radprofilen aus dem Betrieb vorgegeben. Das heißt, dass für jedes Rad der jeweils vier Achsen eines Fahrzeugmodells zwei individuelle, durch den Betrieb verschlissene, Radprofile für die Simulation verwendet wurden. Bei 3 Fahrzeugmodellen mit jeweils 4 Achsen und 2 Profildatensätzen je Fahrzeugmodell ergeben sich für eine Schiene insgesamt 24 Kontaktsituationen in der Simulation. Als Schienenprofil wurde das in Abbildung 6.1 dargestellte, gemessene Schienenprofil in der Simulation vorgegeben.

Aus den MKS-Berechnungsergebnissen wurden für jeden Rad-Schiene-Kontakt die Position und die Abmessung des Kontakts, die Normalkraft, sowie der Längs-, Quer- und Bohrschlupf als Eingangsdaten für die in Kapitel 3 beschriebene Modellkette herangezogen. Die Tangentialspannungsverteilung in den einzelnen Kontakten wurde in WheelsetContact unter Verwendung der Kontaktgeometrie, der Normalkraft und der Schlüpfe aus der MKS erneut mit Hilfe des FASTSIM-Algorithmus [18] berechnet.

Seitens Wiener Linien wurden im Streckennetz Messungen der Reibungsverhältnisse mittels eines portablen Tribometers durchgeführt. Die gemessenen mittleren Reibungszahlen schwankten zwischen $\mu = 0,3$ und $\mu = 0,5$ [86]. Für die Simulation wurde in Anlehnung an diese Ergebnisse eine mittlere Reibungszahl von $\mu = 0,4$ verwendet. Die für die Simulation gewählten Achslasten für die drei unterschiedlichen Fahrzeugtypen lagen im Bereich von 72 kN bis 82 kN.

Für die Simulation wurde dieselbe Parametrisierung wie für die Simulation des Rad-Schiene-Prüfstands (siehe Kapitel 4.4) verwendet. Lediglich der Parameter A in der Spannungsüberhöhungsfunktion (siehe Gleichung 3.18) wurde auf $A = 1,5$ abgesenkt, um das experimentell bestimmte Scherverformungsbild und die Simulationsergebnisse in Einklang zu bringen. In der Simulation wurden insgesamt 200 000 Lastzyklen gerechnet. Diese Zahl an Lastzyklen entspricht in etwa dem Betrieb von einem Monat an der betrachteten Stelle im Streckennetz.

6.2 Simulationsergebnisse

Die Verteilung der Kontaktpunkte auf der Außenschiene im Bogen ist in Abbildung 6.3 dargestellt. Die Kontakte sind gemäß der lokal auftretenden Normalspannung eingefärbt und dem Magnetpulverprüfbild überlagert. Trotz der beschränkten Zahl der Kontaktsituationen in der Simulation decken die Kontakte den Bereich des Fahrspiegels gut ab.

Die Buchstaben A bis F bezeichnen die einzelnen Berechnungen mittels MKS. Die Ziffern 1 bis 4 bezeichnen die einzelnen Achsen der Fahrzeuge, beginnend mit der vorlaufenden Achse des Fahrzeugs. Achsen 1 und 2, sowie Achsen 3 und 4 bilden jeweils ein Drehgestell. Ergebnisse A und B resultieren von einem Fahrzeug mit einem konventionellen (starrten) Drehgestellkonzept. Die vorlaufenden Achsen der Drehgestelle (Achsen 1 und 3) bilden bei der Bogenfahrt Kontakte an der Fahrkante der Schiene aus, wohingegen die nachlaufenden Achsen der beiden Drehgestelle (Achsen 2 und 4) Kontakte auf der Fahrfläche der Schiene ausbilden. Ergebnisse C und D, sowie E

und F resultieren von zwei unterschiedlichen Fahrzeugen mit jeweils radialstellenden, selbstlenkenden Drehgestellkonzepten. Durch das selbstlenkende Drehgestellkonzept bilden sich die Kontakte bevorzugt auf der Fahrfläche der Schiene aus.

Der Einfluss der Variation der Radprofilgeometrie wird durch Vergleich der Ergebnisse A mit B, C mit D, und E mit F deutlich. Simulationen A und B, C und D, sowie E und F unterscheiden sich jeweils durch die Verwendung von individuellen Radprofil Datensätzen. In Abbildung 6.3 ist zu erkennen, dass sich die Kontaktpositionen im Fall eines konventionellen Drehgestellkonzepts durch geringfügig veränderte Radprofilgeometrien kaum ändern. Beispielsweise kontaktieren die vorlaufenden Achsen im Drehgestell in Simulationen A und B (Kontakte A1, A3, B1 und B3) die Schiene auch bei geänderter Radprofilgeometrie an der Fahrkante. Teilweise ergeben sich jedoch durch geänderte Radprofilgeometrien deutliche Unterschiede in den berechneten maximalen Normalspannungen (vergleiche zum Beispiel Kontakte A1 mit B1, C3 mit D3, und E4 mit F4).

Abbildung 6.4 zeigt die Verteilung der Maximalwerte der Mises-Vergleichsspannung an der Schienenoberfläche als Funktion der Bogenlänge s . Hohe Mises-Vergleichsspannungen treten für die Kontakte der jeweils vorlaufenden Achsen der Drehgestelle auf (Kontakte A1 und A3 bei konventionellem, starrem Drehgestellkonzept, sowie Kontakte C1, C3 und F1 bei selbstlenkendem, radialstellendem Drehgestellkonzept). Ein ähnliches Bild ergibt sich auch für die Maximalwerte der effektiven Spannung σ_A (siehe Abbildung 6.5).

Der Fahrkantenbereich der Schiene zeigt bis in eine Tiefe von zirka 100 μm einen Härteanstieg gegenüber dem Grundwerkstoff (siehe Abbildung 6.6). Auf der Fahrfläche der Schiene konnte hingegen kein nennenswerter Anstieg der Härte nahe der Oberfläche festgestellt werden. Diese Härteverläufe stimmen mit den Ergebnissen der plastischen Scherverformungsanalyse in Abbildung 6.7 überein. Im Bereich der Fahrfläche der Schiene werden geringere plastische Scherformungen beobachtet als an der Fahrkante der Schiene. Dieses Verhalten zeigt sich auch in der Simulation und ist dort das Resultat von höheren Mises-Vergleichsspannungen an der Fahrkante der Schiene (siehe Abbildung 6.4).

Zur Vermeidung von unrealistisch hohen linear-elastischen Kontaktnormalspannungen in der Simulation infolge ungünstiger geometrischer Kontaktbedingungen zwischen Rad und Schiene wurde die maximale Kontaktnormalspannung in der Simulation mit 941 MPa begrenzt. Überschreitet die maximale Normalkontaktspannung diesen Wert, so wird der Kontakt in Schienenquerrichtung künstlich so weit verbreitert, sodass im Zentrum des Kontakts die maximale Kontaktnormalspannung 941 MPa beträgt.

Dieser Grenzwert der maximalen Kontaktnormalspannung kann mit der experimentell beobachteten konstanten Grundhärte von zirka 350 HV 0,1 für Tiefen $z > 0,2$ mm in den gemessenen Härteverläufen in Abbildung 6.6 begründet werden. Die Härte des Grundwerkstoffs kann mit Hilfe von Gleichung 4.9 näherungsweise in eine Streckgrenze umgerechnet werden. Für die Mises-Vergleichsspannung (unter der Bedingung von vollem Gleiten in der Kontaktfläche) kann angenommen werden, dass diese im Betrieb nicht höher als die Streckgrenze des Werkstoffs gewesen ist, andernfalls hätte sich der Werkstoff verfestigt und die gemessene Härte wäre angestiegen.

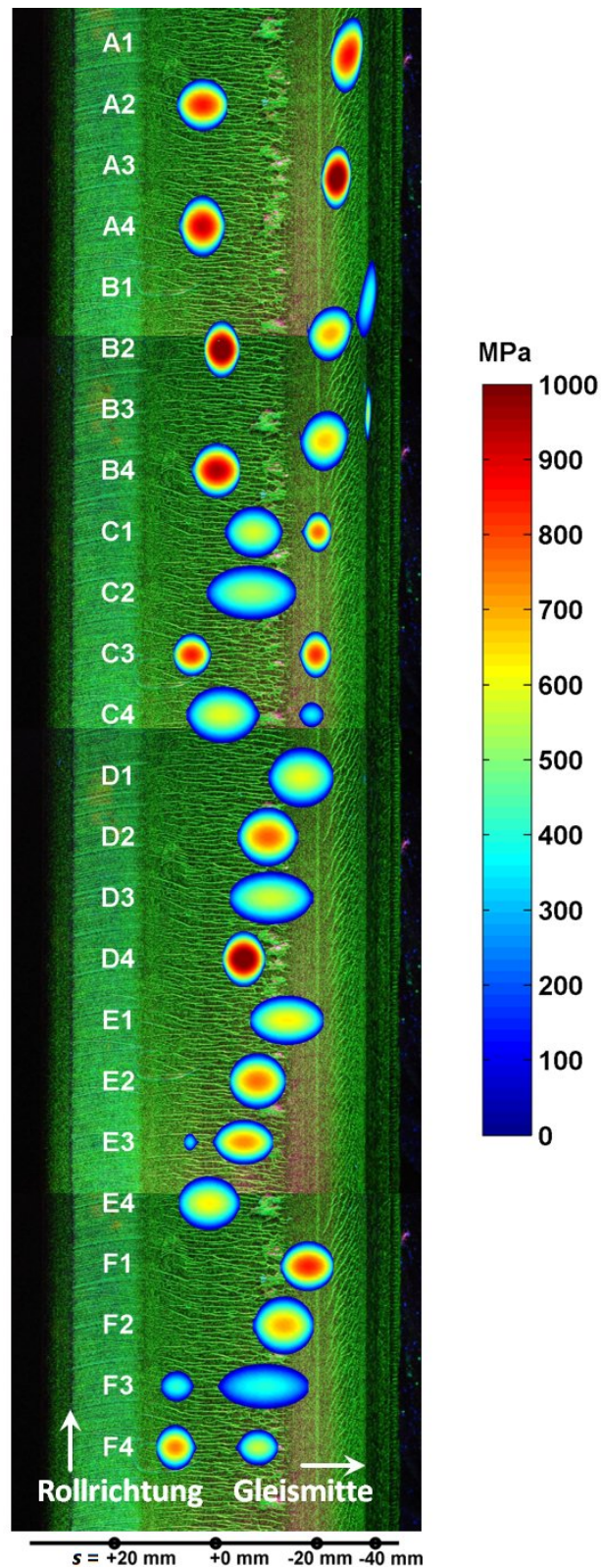


Abbildung 6.3: Lage und Form der Kontakte mit Kontaktnormalspannung (Farbe) in der Simulation. Hintergrund: Magnetpulverprüfbild (zusammengesetzt aus 4 identischen Einzelbildern) der Schiene im Betrieb mit Rollkontaktermüdungsrissen (helle Linien). Buchstaben A bis F: MKS-Simulationen; Ziffern 1 bis 4: Achsen der Fahrzeuge, beginnend mit der vorlaufenden Achse. Die Symmetrieebene der Schiene befindet sich an Bogenlängenposition $s = 0 \text{ mm}$.

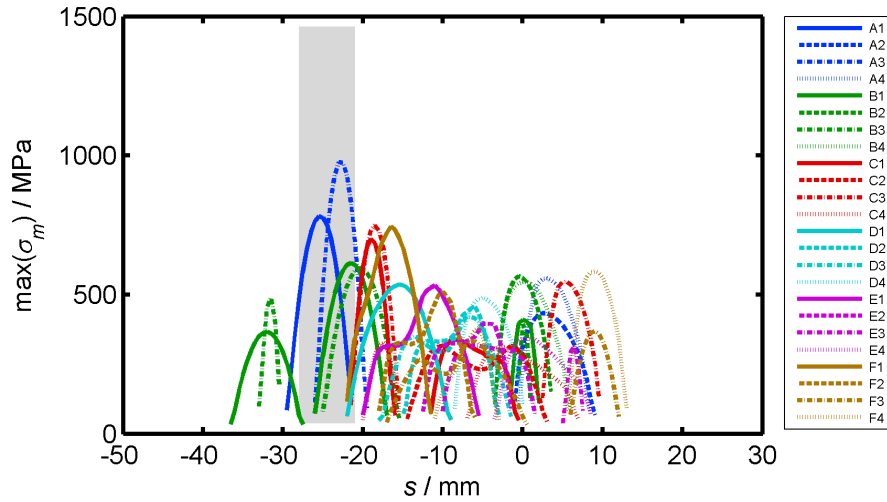


Abbildung 6.4: Maximalwerte der Mises-Vergleichsspannung σ_m für die einzelnen Kontakte in der Simulation als Funktion der Bogenlänge s .

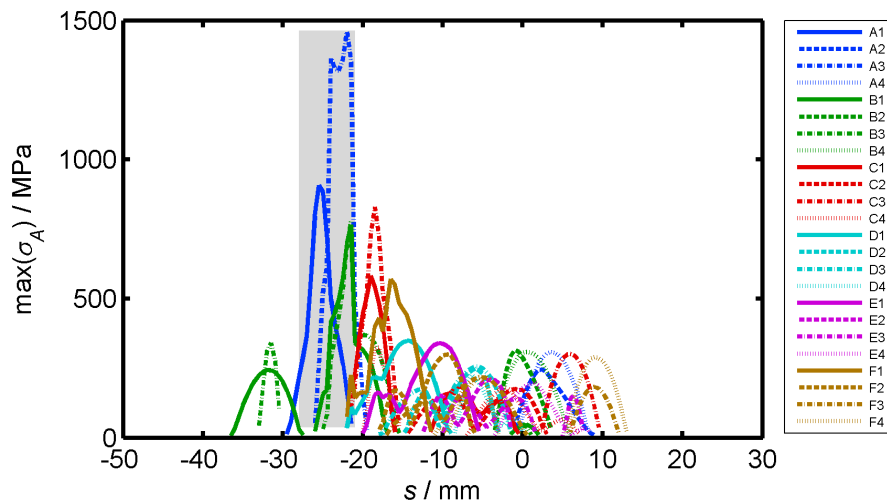


Abbildung 6.5: Maximalwerte der effektive Spannung σ_A hinsichtlich Rissinitiiierung für die einzelnen Kontakte in der Simulation als Funktion der Bogenlänge s .

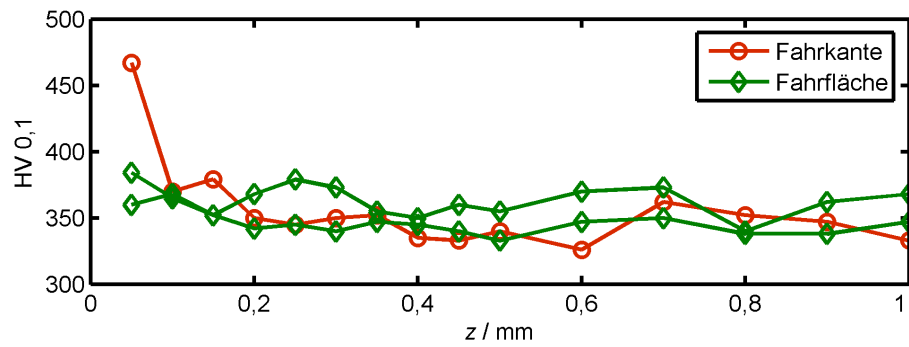


Abbildung 6.6: Gemessener Verlauf der Härte HV 0,1 in Tiefenrichtung im Bereich der Fahrkante (rot) und der Fahrfläche (grün).

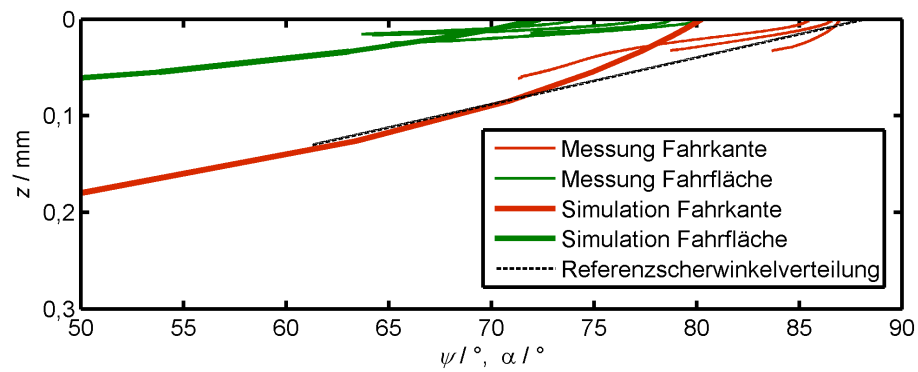


Abbildung 6.7: Vergleich der gemessenen mittleren Vorzugsorientierung $\bar{\psi}$ der scherverformten Mikrostruktur in der Schiene mit dem plastischen Scherwinkels α in der Simulation als Funktion der Tiefe z im Bereich der Fahrkante (rot) und Fahrfläche (grün).

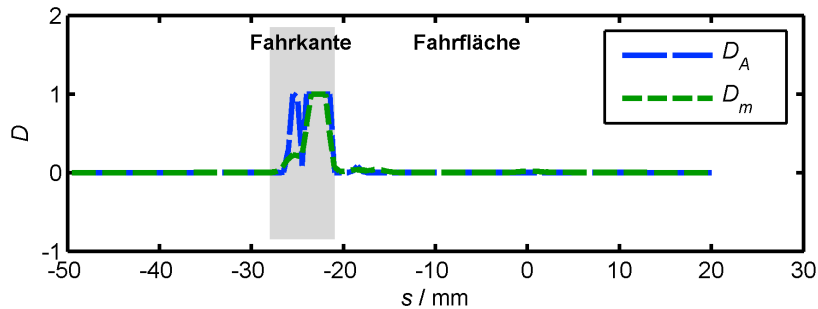


Abbildung 6.8: Vergleich der berechneten Schädigung auf Basis der effektiven Spannung D_A und der Mises-Vergleichsspannung D_m in Hinblick auf Rissinitiierung als Funktion der Bogenlänge s ; Rissinitiierung wird durch Erreichen des Werts $D = 1$ signalisiert; Grau: Bereich mit Head Checks im Betrieb.

Die Schädigung D_A , berechnet auf Basis der effektiven Spannung σ_A , erreicht den Wert $D_A = 1$ an der Fahrkante der Schiene, wodurch in diesem Bereich die Initiierung von Rissen im Modell angezeigt wird (siehe Abbildung 6.8). Dies ist in Übereinstimmung mit den Beobachtungen aus dem Betrieb, wo Head Checks an der Fahrkante der Schiene beobachtet werden. In der Simulation ist die Rissinitiierung an der Fahrkante der Schiene die Folge von hohen Werten der effektiven Spannung σ_A (siehe Abbildung 6.5) in diesem Bereich, welche auf hohe Werte der Hauptnormalspannungen in Verbindung mit einem für Rissinitiierung "günstigen" Scherverformungszustand zurückzuführen sind. Auch die Schädigung D_m , berechnet auf Basis der Mises-Vergleichsspannung σ_m , zeigt in der Simulation die Initiierung von Rissen im Fahrkantensbereich an, wo im Betrieb Head Checks beobachtet werden (siehe Abbildung 6.8). Wie in Kapitel 3.5 beschrieben, wurde die weitere Summierung der Schädigungsbeiträge zu D_A und D_m bei Erreichen des Wertes 1 im Modell lokal gestoppt, da die weitere Beschreibung des Verhaltens von initiierten Rissen mittels rissbruchmechanischer Methoden erfolgen sollte.

Zusätzlich zur Schädigung D_A auf Basis der effektiven Spannung und der Schädigung D_m auf Basis der Mises-Vergleichsspannung wurde die Schädigung $D_{T\gamma}$ nach dem $T\gamma$ -Modell (siehe Abbildung 6.9), sowie die äquivalente plastische Verformung ε_{eq} als Maß für die Schädigung infolge von Ratcheting (siehe Abbildung 6.10) ermittelt.

Für das $T\gamma$ -Modell steht für wärmebehandelten Schienenwerkstoff R350HT keine Schädigungsfunktion aus der Literatur zur Verfügung. Als Ersatz wurde die Schädigungsfunktion des Schienenwerkstoffs "British normal grade" für Vollbahnverkehr in Großbritannien verwendet (siehe Abbildung 2.2) [40]. Das Maximum der Schädigung $D_{T\gamma}$ nach dem $T\gamma$ -Modell ergibt sich damit ebenfalls im Bereich der Fahrkante. Allerdings ergibt sich auch ein hoher Schädigungswert im Bogenlängenbereich $-20 \text{ mm} < s < -15 \text{ mm}$, oberhalb der Fahrkante. In diesem Bereich der Schiene werden im Betrieb keine Risse beobachtet (siehe Magnetpulverprüfbild in Abbildung 6.3).

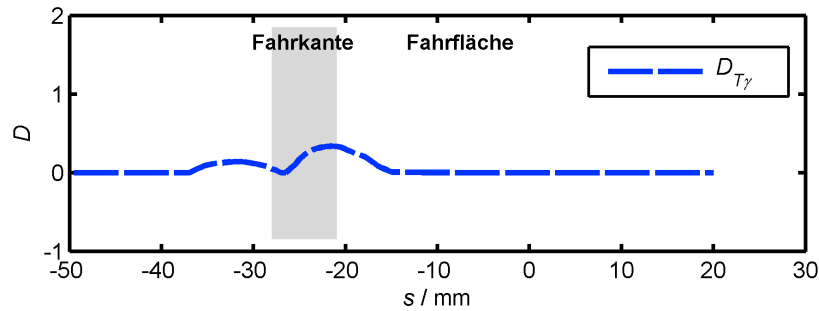


Abbildung 6.9: Schädigung $D_{T\gamma}$ nach dem $T\gamma$ -Modell als Funktion der Bogenlänge s ; Rissinitiierung wird durch Erreichen des Werts $D = 1$ signalisiert; Grau: Bereich mit Head Checks im Betrieb.

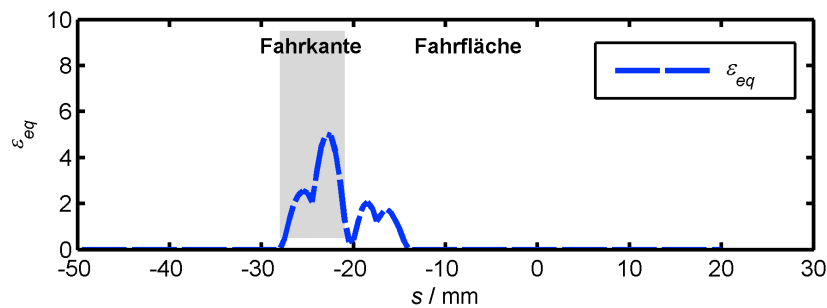


Abbildung 6.10: Äquivalente plastische Verformung ϵ_{eq} als Maß für die zu erwartende Schädigung infolge von Ratcheting als Funktion der Bogenlänge s . Grau: Bereich mit Head Checks im Betrieb.

Das Maximum der äquivalenten plastischen Verformung ϵ_{eq} als Maß für die Beurteilung von Rissinitiierung infolge der Erschöpfung der Werkstoffduktilität im Sinne des Ratcheting-Modells nach Kapoor [48] ergibt sich ebenfalls für den Bereich der Fahrkante (siehe Abbildung 6.10), wo auch die Maximalwerte der Mises-Vergleichsspannung (siehe Abbildung 6.4) in der Simulation auftreten. Jedoch ist die kritische Verformung hinsichtlich Rissinitiierung für den Schienenwerkstoff R350HT nicht aus der Literatur bekannt ist, sodass keine Umrechnung der äquivalenten Verformung auf eine Schädigung vorgenommen werden kann.

7 Diskussion

7.1 Oberflächennaher Scherverformungszustand

Zwei Größenskalen sind für den Verformungszustand infolge des Kontakts zwischen Rad und Schiene von Bedeutung [67]: Einerseits tritt plastische Verformung in der Größenordnung von Millimetern infolge der makroskopischen Kontaktbelastung auf, andererseits beobachtet man hohe plastische Verformung in der Größenordnung von 0,1 mm, welche durch Oberflächenrauheit, sowie durch Temperaturerhöhung infolge Reibarbeit hervorgerufen wird.

Linear-elastische Kontaktberechnungen mit idealisierten, welligen Oberflächenstrukturen zur Nachbildung von Oberflächenrauheit zeigen, dass die Normalkontaktspannungen abhängig vom Radius des kontaktierenden Körpers, der Spitzenradien der Asperiten, sowie der Wellenlänge der Strukturen, um bis zu eine Größenordnung höher sein können, als die entsprechenden Kontaktspannungen zwischen Körpern mit ideal glatten Oberflächen [87]. Eine linear-elastische Kontaktberechnung mit einem gemessenen Rauheitsprofil ($R_a = 0,4 \mu\text{m}$) einer Schienenoberfläche aus dem Shinkansen-Streckennetz ergab bis zu 8-mal höhere Normalspannungswerte verglichen mit einer ideal glatten Oberfläche, wobei Kontaktspannungen bis in eine Tiefe von zirka $50 \mu\text{m}$ erheblich erhöht waren [87].

Mit Hilfe von Ultraschallmessungen wurde gezeigt, dass sich zwischen rauen Oberflächen eine fragmentierte Kontaktfläche ausbildet. Die gemessene maximale Kontaktnormalspannung zwischen einer unbefahrenen Radoberfläche mit einer mittleren Oberflächenrauheit von $4,11 \mu\text{m}$ und einer unbefahrenen Schienenoberfläche mit einer mittleren Oberflächenrauheit von $2,65 \mu\text{m}$ ergab in etwa das 2,5-fache der berechneten maximalen Hertz'schen Normalspannung [34].

Die aus der Analyse der plastischen Scherverformung und der Mikrohärtmessungen abgeleiteten Werte für den Parameter A der Spannungsüberhöhungsfunktion (siehe Gleichung 3.18) betragen $A = 3,1$ für die Prüfstandssimulation (siehe Kapitel 4.4.4) und $A = 1,5$ für die Betriebssimulation (siehe Kapitel 6). Diese Werte sind vergleichbar mit jenen aus den oben angeführten Ultraschallmessungen.

Die hohe oberflächennahe plastische Verformung von Schienen und Rädern in der Praxis ist durch metallographische Schlibfbilder und Härtmessung gut dokumentiert. An Schienen aus dem U-Bahnbetrieb (Werkstoff R350HT) wurde zum Beispiel ein Härteanstieg bis in eine Tiefe von zirka $0,2 \text{ mm}$ festgestellt (siehe Abbildung 6.6). Dieser experimentelle Wert ist in guter Übereinstimmung mit Daten aus der Literatur: An Schienen aus einer Hauptverkehrsstrecke in Großbritannien wurde nach 10 Jahren Betrieb ein Härteanstieg bis in eine Tiefe von zirka $0,2 \text{ mm}$ festgestellt

[88]. An Schienenwerkstoffen mit geringerer Grundhärte (Schienenwerkstoffe R220 und R260) wurde durch den Betrieb ein deutlicher Anstieg der Härte bis in eine Tiefe von zirka 0,5 mm festgestellt. An der Fahrkante lag die Härte in gleicher Tiefe dabei um zirka 90 HV 0,1 über jener an der Fahrfläche [89].

Die Betriebssimulation im Rahmen dieser Arbeit (siehe Kapitel 6) ergab ähnliche plastische Verformungstiefen von zirka 0,2 mm an der Fahrkante, wobei die höheren Verformungen in Übereinstimmung mit der Literatur an der Fahrkante prognostiziert wurden (siehe Abbildung 6.7).

Die Temperaturerhöhung des oberflächennahen Kontaktbereichs, hervorgerufen durch Reibarbeit infolge der Relativbewegung zwischen den Oberflächen, trägt ebenfalls zur plastischen Verformung der Oberfläche bei. Eine Temperaturerhöhung führt lokal zu einer Erniedrigung der Streckgrenze. Befindet sich der Werkstoff an der Oberfläche nur kurze Zeit innerhalb des Kontaktbereichs, dann konzentriert sich die Temperaturerhöhung auf den unmittelbaren Oberflächenbereich und begünstigt dort hohe plastische Scherverformungen. Für typische Rad-Schiene-Kontaktbedingungen (halbe Kontaktlänge in Rollrichtung 5 mm, maximale Normalspannung 800 MPa, Reibungszahl 0,4, Fahrzeuggeschwindigkeit 30 m/s und Gleitgeschwindigkeit 1 m/s) ergibt sich eine Temperaturerhöhung von zirka 200 °C bei einer thermischen Eindringtiefe von zirka 70 µm [90, 91]. Eine Erhöhung der Gleitgeschwindigkeit (Schlupf), der Reibungszahl, oder der maximalen Normalspannung kann jedoch lokal zu wesentlich höheren maximalen Temperaturen an der Oberfläche führen. Im Eisenbahnbetrieb sind die genauen Kontaktbedingungen im Allgemeinen nicht bekannt, was die Abschätzung der real auftretenden Temperaturen und der thermischen Eindringtiefen erschwert.

Die Größenordnung der thermischen Eindringtiefe unter typischen Kontaktbedingungen in der Praxis liegt im Bereich der Tiefenwirkung der plastischen Scherverformung in der Simulation, quantifiziert durch den Parameter B in Gleichung 3.18. Dieser Parameter wurde anhand von Twin Disc Experimenten mit $B = 117 \mu\text{m}$ bestimmt, sowie in den Rad-Schiene-Prüfstandssimulationen als $B = 150 \mu\text{m}$ gewählt, um das experimentell beobachtete plastische Scherverformungsverhalten in der Simulation reproduzieren zu können. Da die Tiefenwirkung der Temperaturerhöhung infolge Reibarbeit in einer ähnlichen Größenordnung wie die Tiefenwirkung von Oberflächenrauheit auf die plastische Scherverformung liegt, sollten beide Effekte mit der im Scherverformungsmodell gewählten Spannungsüberhöhungsfunktion in Summe gut abgebildet werden.

Auf eine detaillierte Modellierung der Oberflächenrauheit, sowie der Temperaturerhöhung infolge Reibarbeit zur Abschätzung der plastische Scherverformung der Oberfläche wurde jedoch zugunsten eines möglichst einfachen, recheneffizienten Modells verzichtet. Die Summenwirkung dieser Mechanismen auf die plastische Scherverformung wird im Rahmen dieser Arbeit mit Hilfe einer empirischen Spannungsüberhöhungsfunktion (siehe Gleichung 3.18) beschrieben, welche anhand von Experimenten (Twin Disc Experimente und Rad-Schiene-Prüfstandsexperimente) parametrisiert wurde. Diese Art der Modellierung führt zu einer zufriedenstellenden Beschreibung des oberflächennahen Verformungszustands unter unterschiedlichen

Belastungsszenarien, wie Rad-Schiene-Prüfstandsexperiment und Betriebssimulation.

7.2 Rissinitiierung an der Oberfläche

Die Existenz von bevorzugten Risswachstumsrichtungen in hochverformten Werkstoffen, welche die Grundlage des in Kapitel 3.5 beschriebenen Rissinitiierungsmodells bilden, wurde experimentell anhand von Bruchzähigkeitsmessungen an Probekörpern gezeigt, welche durch High Pressure Torsion verformt wurden: Die Bruchzähigkeit des perlitischen Schienenwerkstoffs R260 reduziert sich von typischerweise $\geq 33 \text{ MPa m}^{1/2}$ [74, 92] im unverformten Zustand auf zirka $4 \text{ MPa m}^{1/2}$, wenn der Werkstoff bis zu einer äquivalenten plastischen Dehnung $\varepsilon_{eq} = 17$ scherverformt wird. Die Rissbruchzähigkeit normal zur Scherebene ist dabei mindestens 4-mal so hoch wie die Rissbruchzähigkeit parallel zur Scherebene [74].

Weiters wird experimentell beobachtet, dass die Bruchzähigkeit kontinuierlich mit zunehmender plastischer Verformung abnimmt: Die Bruchzähigkeit einer Probe, welche bis zu einem plastischen Scherwinkel von $\alpha = 60^\circ$ verformt wird, reduziert sich gegenüber dem unverformten Zustand um etwa 25%. Bei einer Scherverformung von $\alpha = 74^\circ$ reduziert sich die Bruchzähigkeit um etwa 50% [74].

Der Schienenwerkstoff R260 zeigt bei einem plastischen Scherwinkel $\alpha = 74^\circ$ auch eine starke Anisotropie hinsichtlich der Risswachstumsgeschwindigkeit unter zyklischer Belastung: Ermüdungsrisse, welche unter Mode I-Belastung parallel zur Scherebene wachsen, zeigen hohe Risswachstumsgeschwindigkeiten, wohingegen die Risswachstumsgeschwindigkeit normal auf die Scherebene reduziert ist. Das Verhältnis der Risswachstumsgeschwindigkeiten in diesen beiden Richtungen übersteigt den Faktor 10. Proben, welche bis zu einem plastischen Scherwinkel von $\alpha = 49^\circ$ verformt werden, zeigen hingegen ähnliche Risswachstumsgeschwindigkeiten in Richtungen parallel und normal auf die Scherebene [73].

Auf Basis dieser Daten kann von einer Beeinflussung des Risswachstumsverhaltens in einem scherverformten Werkstoff ab einem plastischen Scherwinkel von zirka 60° ausgegangen werden. Im Rad-Schiene-Prüfstandsexperiment wird ein plastischer Scherwinkel von $\alpha \approx 60^\circ$ bei einer Tiefe von $z \approx 0,13 \text{ mm}$ beobachtet, wodurch sich die Tiefe der Rissinitiierungsschicht auf den Wert $z_c = 0,13 \text{ mm}$ festlegen lässt. In der Rissinitiierungsschicht existieren daher bevorzugte mikroskopische Risspfade als Folge einer hohen plastischen Scherverformung.

Die Ergebnisse von Bruchzähigkeits- und Risswachstumsexperimenten an hochverformten Werkstoffen zeigen, dass ein scherverformtes Gefüge (mögliche) Risspfade diktiert und untermauern somit das Konzept des mikroskopischen Risswachstums in einer Rissinitiierungsschicht im Keilmmodell zur Beschreibung von (makroskopischer) Rissinitiierung, sowie zur Beschreibung der Bildung von Verschleißpartikeln.

7.3 Ermüdungsparameter für Rissinitiierung

Nahe der Kontaktfläche treten unter den hier betrachteten Rad-Schiene-Kontaktbedingungen hohe Schubspannungen in Verbindung mit hohen hydrostatischen Druckspannungen auf (siehe Abbildung 4.28 und Abbildung 4.29). Hydrostatische Druckspannungszustände wirken tendenziell der Rissbildung entgegen, was zum Beispiel die Herstellung von hochverformten Werkstoffen durch High Pressure Torsion ermöglicht [74]. An der Einlauf- beziehungsweise an der Auslaufkante treten jedoch insbesondere bei Übertragung von Tangentialkräften im Kontakt erhebliche Zugspannungen auf (siehe Abbildung 4.29). Aufgrund der geringen Bruchzähigkeit des scherverformten Schienenwerkstoffs für Risswachstum parallel zur Scherebene [74] (siehe Kapitel 7.2) wird in der scherverformten Rissinitiierungsschicht von einem normalspannungskontrollierten Bruch ausgegangen. Dadurch kann der Maximalwert der maximalen Hauptnormalspannung in der Rissinitiierungsschicht als Basis für den Ermüdungsparameter zur Modellierung der Rissinitiierung herangezogen werden.

Die Hauptdehnrichtung in der scherverformten Rissinitiierungsschicht (Richtung der Vorzugsorientierung im Werkstoff, siehe Abbildung 3.9) stellt die kritische Ebene hinsichtlich Rissinitiierung dar. Wirken Spannungen normal auf diese Ebene, dann führt dies aufgrund des geringen Risswiderstands für mikroskopischen Rissfortschritt in der Ebene zu Werkstofftrennungen. Ist diese kritische Ebene schräg zur Oberfläche orientiert, so begünstigt dies, wie für den Fall von mittlerer plastischer Scherverformungstiefe in Kapitel 4.2 diskutiert, die Initiierung von makroskopischen Ermüdungsrissen.

Die Verknüpfung des Ähnlichkeitsparameters A_α mit dem Maximalwert der maximalen Hauptnormalspannung σ^* während eines Lastzyklus zur Berechnung der effektiven Spannung σ_A in Gleichung 3.43 und Gleichung 3.44 ergibt sich aus Überlegungen zur Orientierung der maximalen Hauptnormalspannung und der Orientierung der kritischen Ebene für mikroskopischen Rissfortschritt. Die maximale Hauptnormalspannung an der Oberfläche vor der Einlaufkante, beziehungsweise nach der Auslaufkante, wirkt parallel zur Oberfläche, da normal zur freien Oberfläche keine Spannungen auftreten. Im Fall eines hohen Werts des Ähnlichkeitsparameters A_α weist die Rissinitiierungsschicht eine niedrige Bruchzähigkeit in der kritischen Ebene auf, welche schräg zur Oberfläche orientiert ist. Dadurch wirken nennenswerte Normalspannungen auf die kritische Ebene und begünstigen eine Werkstofftrennung. Dies wird in Gleichung 3.43 nachgebildet und empirisch als Erhöhung der effektiven Spannung für Rissinitiierung modelliert. Im Fall von hoher Scherverformungstiefe wirken die maximalen Hauptnormalspannungen infolge der Kontaktbelastung parallel zur kritischen Ebene. Dadurch wirken keine Spannungen normal auf die kritische Ebene, welche eine Werkstofftrennung, und in weiterer Folge makroskopische Rissinitiierung, begünstigen könnten.

Durch dieses geometrische Konzept gelingt es, den Einfluss der scherverformten Mikrostruktur auf die Rissinitiierung an der Oberfläche von Schienen und Rädern unter Rollkontaktbelastung in der Simulation mit einem vergleichsweise einfachen Modell abzubilden.

Experimentelle Beobachtungen zeigen, dass die Ermüdungslebensdauer auch von der Wirkrichtung der Tangentialspannungen im Kontakt beeinflusst wird. Wirken die Tangentialspannungen entgegen der Bewegungsrichtung des Kontakts, so beobachtet man eine geringere Ermüdungslebensdauer und eine erhöhte Schädigung [76].

Diese Beobachtungen stehen im Einklang mit den Ergebnissen aus dem Rad-Schiene-Prüfstandsexperiment in Kapitel 4.4.1, in dem Risse in Form von Head Checks zuerst an der Fahrkante der Schiene beobachtet werden, wo ein (lokal) antreibendes Rad Tangentialspannungen auf der Schienenoberfläche hervorruft, welche entgegen der Rollrichtung des Rades orientiert sind.

Im Rissinitiierungsmodell (siehe Kapitel 3.5) wird der Einfluss der Tangentialspannungsrichtung auf die Ermüdungslebensdauer empirisch mittels Gleichung 3.45 berücksichtigt. Ein antreibendes Rad, charakterisiert durch einen negativen Längsschlupf, ruft auf der Schiene eine positive Tangentialspannung in Längsrichtung hervor, welche die effektive Spannung σ_A erhöht und so eine Verringerung der Ermüdungslebensdauer bewirkt. Ein positiver Schlupf reduziert hingegen die effektive Spannung σ_A und bewirkt so eine Erhöhung der Ermüdungslebensdauer.

Unterschiede in der Ermüdungslebensdauer bis zur Rissinitiierung als Funktion der Wirkrichtung der Tangentialspannungen können mit Hilfe eines Mechanismus auf Basis von Kontakt zwischen Asperiten erklärt werden [76]: Wenn Asperiten an der Einlaufkante in den Kontakt eintreten, können diese idealisiert als kleine kreisförmige Kontakte unter Normallast angesehen werden. Kreisförmige Kontakte unter Normallast rufen ein radiales Zugspannungsfeld in ihrer unmittelbaren Umgebung hervor. Wenn die Tangentialspannungen entgegen der Bewegungsrichtung des Kontakts wirken, dann entwickelt sich vor der Einlaufkante des Kontakts ebenfalls ein Zugspannungsfeld infolge des makroskopischen Kontakts. Dieses Zugspannungsfeld infolge des makroskopischen Kontakts überlagert sich mit dem mikroskopischen Zugspannungsfeld infolge des Normalkontakts zwischen Asperiten. Dadurch erhöht sich an der Einlaufkante die Spannung hinsichtlich Rissinitiierung, was die Lebensdauer bis zur Rissinitiierung reduziert [76].

Wirken die Tangentialspannungen auf der Schiene jedoch in Bewegungsrichtung des Kontakts, so bildet sich an der Einlaufkante ein Druckspannungsfeld aus. Dieses Druckspannungsfeld hebt die radialen Zugspannungsfelder der Asperitenkontakte auf. An der Auslaufkante tritt ein Zugspannungsfeld infolge des makroskopischen Kontakts auf. Es werden dort jedoch keine radialen Zugspannungen infolge von Asperitenkontakt beobachtet, da die Asperiten im Zuge des Überrollvorgangs vor Erreichen der Auslaufkante durch plastische Verformung eingeebnet werden [76].

7.4 Anwendung in der Praxis

Das in Kapitel 3 beschriebene Simulationswerkzeug prognostiziert Rollkontaktermüdungsrisse an der Fahrkante der Schiene sowohl unter den Bedingungen des Rad-Schiene-Prüfstands (siehe Kapitel 4.4), als auch unter Betriebsbedingungen (siehe Kapitel 6). Diese beiden Anwendungen unterscheiden sich in einer Reihe von Punkten:

Am Rad-Schiene-Prüfstand entstehen Rollkontaktermüdungsrisse an der Fahrkante der Schiene durch vergleichsweise wenige Lastzyklen unter hohen Kontaktkräften um die erforderliche Zeitdauer für das Experiment gering zu halten. Verschleiß und plastische Verformung führen im Zuge des Experiments zur Ausbildung eines konformen Kontakts zwischen Rad und Schiene, welcher sich von der Fahrfläche bis auf die Seitenfläche erstreckt. Die Streifendiskretisierung des vorliegenden Modells bildet die variierenden Kontaktbedingungen innerhalb des konformen Kontakts ab und erlaubt so die Identifizierung der für Rissinitiierung günstigen Belastungsbedingungen an der Fahrkante der Schiene.

Charakteristisch für den Eisenbahnbetrieb ist eine Vielzahl an Lastzyklen in Form von nicht-konformen (konzentrierten) Kontakten mit unterschiedlicher Normalkraft und unterschiedlichem Schlupf. Rissbildung erfolgt hier unter variablen Belastungsbedingungen. Auch unter diesen Bedingungen wird in der Simulation in Übereinstimmung mit den Beobachtungen aus dem Betrieb Rissinitiierung an der Fahrkante prognostiziert, wie in Kapitel 6 gezeigt.

An der untersuchten Gleisstelle im Streckennetz der U-Bahn in Wien beobachtet man auch Risse mit Ausbrüchen auf der Fahrfläche der Schiene (siehe Bereich A in Abbildung 6.1). Diese Ausbrüche werden in der Literatur auf das Zusammenwirken von senkrecht zur Oberfläche orientierten Rissen und einer Zerrüttung des Werkstoffs durch Schubspannungen unter der Oberfläche zurückgeführt [93, 94]. Diese Risse stellen keine Head Checks im klassischen Sinne dar, wie sie im Rahmen dieser Arbeit betrachtet werden.

Die Parametrisierung des Rissinitiierungsmodells für die Betriebssimulation ist, mit Ausnahme des Spannungsüberhöhungsfaktors A zur Abschätzung der plastischen Scherverformung, identisch zur Parametrisierung der Simulation des Rad-Schiene-Prüfstandsversuchs. In der Simulation des Betriebs in Kapitel 6 kommt es zu einer vergleichsweise frühen Rissinitiierung an der Fahrkante der Schiene. Dies ist auf hohe Spannungen in den (konzentrierten) Kontakten aus der MKS zurückzuführen. Diese linear-elastischen Kontaktspannungen in den MKS-Ergebnissen stellen einen oberen Grenzwert der Spannungen dar. Die tatsächlichen Kontaktspannungen in der Praxis sind durch Veränderungen der Profilgeometrie infolge von plastischer Verformung und Verschleiß im Kontaktbereich niedriger. Veränderungen der Profilgeometrie infolge von plastischer Verformung und Verschleiß werden in der Simulation des Rad-Schiene-Prüfstandsversuchs, welcher zur Parametrisierung des Rissinitiierungsmodells herangezogen wurde, berücksichtigt, jedoch nicht in den Mehrkörpersimulationen der Betriebssimulation, wodurch sich modellbedingte Unterschiede im Spannungsniveau zwischen den beiden Simulationen ergeben. Zur Korrektur dieser modellbedingten Unterschiede können die Kontaktabmessungen in Querrichtung der Schiene künstlich erhöht werden, um so das Absinken der Kontaktspannungen infolge von plastischer Verformung nachzubilden, so wie es im Rahmen der Betriebssimulation durchgeführt wurde. Die Lebensdauerermittlung mittels Basquin-Gleichung (siehe Gleichung 3.46) ist empfindlich gegenüber hohen Spannungen, sodass zusätzlich zur Verbreiterung der Kontakte eine Anpassung des Ermüdungslebensdauerkoeffizienten in Gleichung 3.46 erfolgen sollte. Festzuhalten ist, dass die hohe Empfindlichkeit der Lebensdauer und der Schädigung gegenüber (unrealistisch) hohen linear-elastischen Kontaktspannungen nicht nur das Keilmmodell betrifft, sondern allgemein

spannungs- und dehnungsbasierte Modelle, welche die Ermüdungslebensdauer im Rollkontakt auf Basis eines Potenzgesetzes beschreiben.

Die in Abbildung 6.1 abgebildete Schiene war zum Zeitpunkt der ersten Beobachtung bereits durch Risse geschädigt, sodass die Zahl der Lastzyklen bis zur Rissinitiierung im Betrieb ausgehend von einer "neuen" Schiene im Rahmen dieser Arbeit nicht ermittelt werden konnte. Bei Kenntnis der Zeitdauer bis zum Auftreten erster Ermüdungsrisse an der Fahrkante der Schiene kann der Ermüdungslebensdauerkoeffizient σ_f in Gleichung 3.46 so angepasst werden, dass die prognostizierte Ermüdungslebensdauer in der Simulation mit der beobachteten Zeitdauer im Betrieb übereinstimmt. Nichtsdestotrotz sind für die Betriebssimulation Untersuchungen hinsichtlich der relativen Änderung der Schädigung als Funktion der Simulationsrandbedingungen möglich, analog zu den in Kapitel 5 behandelten Parameterstudien der Rad-Schiene-Prüfstandssimulation.

Die Problematik von hohen Kontaktspannungen in der Simulation in Hinblick auf die Prognose der Schädigung unterstreicht auch die Bedeutung der Instandhaltung der Rad- und Schienenprofile in der Praxis. Führt eine ungünstige Kontaktgeometrie zwischen Rad und Schiene infolge mangelnder Instandhaltung zu hohen Kontaktspannungen an der Fahrkante der Schiene, so steigt die Schädigung überproportional an. Verlängerte Intervalle in der Instandhaltung der Rad- und Schienenprofilgeometrie reduzieren möglicherweise kurzfristig die Instandhaltungskosten, führen jedoch längerfristig möglicherweise zu einer Verringerung der Gesamtlebensdauer von Schienen und Rädern und damit zu einer Erhöhung der Gesamtkosten.

Die Ergebnisse der Rad-Schiene-Prüfstandssimulationen zeigen weiters, dass eine Reduzierung der Reibungszahl die Kontakttangentialspannungen im Kontakt und somit die Neigung zu Rissinitiierung reduziert. Dies ist für die Praxis des Eisenbahnbetriebs ein geeigneter Ansatzpunkt zur Reduzierung von Rissinitiierung, indem an der Fahrkante der Schiene definierte Reibungsverhältnisse mit Hilfe von Friction Modifiern eingestellt werden. Im Unterschied zur Schmierung der Seitenfläche der Schiene, muss bei der Einstellung der Reibungsverhältnisse auf der Fahrfläche und an der Fahrkante darauf geachtet werden, dass die Reibungszahl einen Mindestwert nicht unterschreitet, um genügend Tangentialkräfte zum Beschleunigen und Bremsen des Fahrzeugs übertragen zu können.

Im Rahmen von Betriebssimulationen können mit Hilfe des vorliegenden Simulationswerkzeugs zum Beispiel Veränderungen in der Fahrzeugabstimmung, Veränderungen in den Profilgeometrien von Rad und Schiene, sowie Veränderungen in den Reibungsverhältnissen hinsichtlich ihrer Auswirkungen auf die Initiierung von Rollkontaktermüdungsrisse an der Fahrkante der Schiene systematisch untersucht werden.

Darüber hinaus kann dieses Simulationswerkzeug die Werkstoffentwicklung unterstützen, da die Prognose von Rissinitiierung sowohl für Rad-Schiene-Prüfstandsexperimente, als auch für Betriebssimulationen möglich ist. Dadurch kann das Rissinitiierungsmodell beispielsweise für Werkstoffe mit veränderten Eigenschaften anhand von Rad-Schiene-Prüfstandsexperimenten im Labor mit vergleichsweise geringem Aufwand parametrisiert werden, und in weiterer Folge zur Untersuchung des

Rissinitiierungsverhaltens des Werkstoffs unter Betriebsbedingungen herangezogen werden.

7.5 Modellvergleich

Die Ergebnisse des in Kapitel 3.5 entwickelten Keilmodells der Rissinitiierung stimmen für die Betriebssimulation (siehe Kapitel 6) gut mit den Ergebnissen des $T\gamma$ -Modells [39, 40] und des Ratcheting-Modells [48] überein. Sowohl das $T\gamma$ -Modell, als auch das Ratcheting-Modell prognostizieren, wie das Keilmodell, Rissinitiierung an der Fahrkante der Schiene unter den gegebenen Simulationsrandbedingungen.

Auch die Rissinitiierungsprognose auf Basis der Mises-Vergleichsspannung liefert im Fall der Betriebssimulation ein ähnliches Ergebnis wie die Prognose mit Hilfe des Keilmodells. Jedoch bildet die Mises-Vergleichsspannung das Schädigungsbild im Rad-Schiene-Prüfstandsversuch, welcher zur Modellparametrisierung herangezogen wurde, nicht zufriedenstellend ab. Im Sinne einer möglichst breiten Anwendbarkeit unter praxisrelevanten Bedingungen (Prüfstand und Betrieb) ist daher dem Keilmodell zur Prognose von Rissinitiierung an der Fahrkante der Schiene der Vorzug zu geben.

Das Keilmodell vereint die Vorteile eines Ratcheting-Modells und eines $T\gamma$ -Modells zur Prognose von Rissinitiierung. So wie das Ratcheting-Modell, trägt das Keilmodell der experimentellen Beobachtung Rechnung, dass die plastische Verformung einer oberflächennahen Schicht eine zentrale Rolle in der Initiierung von Rollkontaktermüdungsrissen, beziehungsweise bei der Generierung von Verschleißpartikeln spielt. Im Unterschied zum Ratcheting-Modell, welches den Maximalwert der Verformung als Kriterium für Rissinitiierung heranzieht, wird beim Keilmodell der Scherverformungszustand in einer dünnen oberflächennahen Schicht betrachtet. Der kritische Scherverformungszustand kann aus der Analyse der verformten Mikrostruktur von Schienen aus Prüfstandsexperimenten oder aus dem Betrieb gewonnen werden.

Dieser experimentell bestimmte "günstige" Scherverformungszustand hinsichtlich Rissinitiierung hat, so wie im $T\gamma$ -Modell, zur Folge, dass beim Keilmodell die maximale Schädigung, und somit eine rasche Rissinitiierung, bei "moderaten" Belastungsintensitäten eintritt. Während dieses Modellverhalten beim $T\gamma$ -Modell aus dem Vergleich von MKS-Ergebnissen mit beobachteten Rollkontaktermüdungsschäden im Gleis abgeleitet und in Form einer empirischen Schädigungsfunktion formuliert wurde, wird dieses Modellverhalten im Keilmodell auf den Mechanismus von (mikroskopischem) Risswachstum in einer stark scherverformten Mikrostruktur zurückgeführt. Das Keilmodell bildet so die physikalischen Prozesse der Rissinitiierung und der Bildung von Verschleißpartikeln nach.

Am $T\gamma$ -Modell wird kritisiert, dass die Schädigungsfunktion eine empirische Funktion ist, deren Abhängigkeit von Werkstoffeigenschaften noch nicht verstanden ist [95]. Das Keilmodell ist diesbezüglich ein Fortschritt, da in das Keilmodell das Spannung-Dehnungsverhalten des Werkstoffs unter Rollkontaktbedingungen (siehe Gleichung 3.35), sowie das Ermüdungsverhalten eingehen (siehe Gleichung 3.46).

Dies eröffnet die Möglichkeit, die Auswirkung von veränderten Werkstoffeigenschaften auf die Initiierung von Rollkontaktermüdungsrissen im Rahmen von Simulationen zu untersuchen.

Ein weiterer Vorteil des Keilmodells besteht in der lokalen Betrachtung der Belastungsbedingungen im Kontakt: Die Streifendiskretisierung des Kontakts quer zur Rollrichtung erlaubt eine numerisch effiziente Abbildung von in Querrichtung ausgedehnten Kontakten, wie sie zum Beispiel in Rad-Schiene-Prüfstandsexperimenten auftreten. Solche Kontaktbedingungen sind mit dem $T\gamma$ -Modell nur unzureichend behandelbar, da im $T\gamma$ -Modell das mittels Schädigungsfunktion bestimmte Schädigungsinkrement mit Hilfe einer semi-elliptischen Funktion in Schienenquerrichtung verteilt wird. Im Fall von nicht-konformen (konzentrierten) Kontakten, für die das $T\gamma$ -Modell entwickelt und parametrisiert wurde, ist dies eine pragmatische Vorgehensweise. Das Keilmodell hingegen kann sowohl im Fall von konformen Kontakten (Rad-Schiene-Prüfstand), als auch im Fall von nicht-konformen Kontakten (Betriebssimulation) eingesetzt werden und ist so gesehen ein universelleres Werkzeug zur Prognose der Rissinitiierung.

8 Zusammenfassung

Im Rahmen dieser Arbeit wurde ein neuartiges Simulationswerkzeug zur Prognose von Rissinitiierung und Verschleiß an der Fahrkante von Schienen unter besonderer Berücksichtigung von oberflächennaher plastischer Scherverformung entwickelt und zur Simulation eines Rad-Schiene-Prüfstands, sowie einer Gleisstelle im U-Bahnbetrieb herangezogen.

In der Modellentwicklung wurde Wert darauf gelegt, das Modell so komplex wie notwendig und so einfach wie möglich zu gestalten, um eine ingenieurtechnische Anwendbarkeit des Simulationswerkzeugs zu ermöglichen. Dies beinhaltet eine aufeinander abgestimmte Modellierungstiefe der einzelnen Teilmodelle im Berechnungsablauf, beginnend bei der Kontaktberechnung über die Beschreibung des Wechselspiels von Verschleiß und Rissinitiierung bis hin zur Prognose der Rissinitiierung.

Der erste Schritt in der Prognose von Rissinitiierung besteht in der Ermittlung der Belastung in Form von Kontaktspannungen und der Relativbewegungen zwischen Rad und Schiene. Hierzu kommt für die Simulationen des Rad-Schiene-Prüfstandsversuchs das Streifenkontaktmodell von Marte zum Einsatz. In der Betriebssimulation erfolgt dies im Rahmen der Mehrköpersimulation der Fahrzeuge mit Hilfe der Hertz'schen Kontakttheorie und des Algorithmus FASTSIM.

Zur Ermittlung des Spannungszustands unter der Oberfläche wurden Formeln abgeleitet, welche die Bestimmung der Komponenten des Spannungstensors auf Basis der Kontaktspannungswerte an Stützstellen erlauben. Das oberflächennahe durch den Kontakt beeinflusste Werkstoffvolumen wurde mit Hilfe von in Querrichtung der Schiene aneinander gereihten Segmenten abgebildet. Jedes dieser Segmente stellt einen Linienkontakt mit kleiner Abmessung in axialer Zylinderrichtung dar. Diese Vorgehensweise erlaubt eine numerisch effiziente Berechnung des oberflächennahen Kontaktspannungszustands auch in konformen Kontaktsituationen, wie sie im Rad-Schiene-Prüfstandsversuch auftreten.

Eine zentrale Rolle in der Beschreibung des Zusammenspiels zwischen Verschleiß und Rissinitiierung im Modell nimmt der oberflächennahe plastische Scherverformungszustand ein. Zur Berechnung der experimentell beobachteten oberflächennahen plastischen Scherverformung im Hinblick auf Ermüdungsrissinitiierung an der Oberfläche wurde im Rahmen dieser Arbeit ein neuartiges plastisches Scherverformungsmodell für Rollkontaktbedingungen entwickelt und mit Hilfe von FE-Berechnungen validiert. Dieses Modell basiert auf der kinematisch kontrollierten Verformung des oberflächennahen Werkstoffs unter der Bedingung von hohem Kraftschluss. Die plastische Scherverformung im Modell ist eine Funktion der Mises-Vergleichsspannung,

modifiziert durch eine Spannungsüberhöhungsfunktion in Tiefenrichtung, der lokalen Streckgrenze des Werkstoffs und der Relativbewegung zwischen den Oberflächen, quantifiziert in Form von Längs-, Quer- und Bohrschlupf.

Das anschaulich als Keilmodell bezeichnete Rissinitiierungsmodell stellt einen neuartigen Ansatz zur Unterscheidung zwischen Kontaktbedingungen, welche Rissinitiierung verbunden mit Verschleiß begünstigen, und Kontaktbedingungen, welche alleine Verschleiß fördern, dar. Hierzu wird der plastische Scherverformungszustand in einer dünnen, oberflächennahen Werkstoffschicht (Rissinitiierungsschicht) ausgewertet und mit einem für Rissinitiierung "günstigen" Referenzzustand verglichen. Dem Modell liegt die Überlegung zugrunde, dass in einem plastisch hoch scherverformten Werkstoff bevorzugte mikroskopische Risswachstumspfade existieren, welche eine Folge der Werkstoffanisotropie hinsichtlich Bruchzähigkeit und Ermüdungsrisswachstum sind. Abhängig vom Verformungszustand kommt es hierbei zur Ausbildung von Schuppen an der Oberfläche oder zur Ausbildung von keilförmigen Strukturen. Schuppen weisen eine geringe Querschnittszunahme mit der Schuppenlänge parallel zur Oberfläche auf und werden daher bevorzugt in Form von Verschleißpartikeln von der Oberfläche entfernt. Bei keilförmigen Strukturen nimmt der Querschnitt mit der Keillänge parallel zur Oberfläche rasch zu. Ein Bruch des Querschnitts zur Generierung eines Verschleißpartikels durch die Kontaktbelastung ist schwieriger als bei Schuppen, sodass keilförmige Strukturen eher in der Oberflächenschicht erhalten bleiben und so zur Initiierung von (makroskopischen) Ermüdungsrissen führen.

Die Parametrisierung des Scherverformungsmodells erfolgte mit Hilfe von Ergebnissen aus Twin Disc Experimenten. Zur Bestimmung des Verformungsverhaltens der Werkstoffe wurde eine neuartige Vorgehensweise gewählt, bei der die linear-elastischen Kontaktspannungen, der Verlauf der plastischen Scherverformung in Tiefenrichtung, sowie der Verlauf der Mikrohärtigkeit in Tiefenrichtung zur Bestimmung der Verfestigungsfunktionen der Werkstoffe, sowie zur Ermittlung der Parameter der Spannungsüberhöhung unter Rollkontaktbedingungen, herangezogen wurden. Die für die Parametrisierung des Scherverformungsmodells erforderliche Analyse der plastischen Scherverformung erfolgte im Rahmen dieser Arbeit nicht punktuell durch Zeichnen einer Tangente an die sichtbare Vorzugsrichtung der Mikrostruktur im metallographischen Schliff, sondern mittels einer eigens entwickelten automatisierten Methode, welche eine reproduzierbare Bestimmung der mittleren Scherverformung als Funktion der Tiefe erlaubt.

Die Parametrisierung des Rissinitiierungsmodells erfolgte anhand von Ergebnissen von Rad-Schiene-Prüfstandsversuchen. Diese Versuche wurden durch voestalpine Schienen GmbH durchgeführt und erlauben die Nachbildung eines Rollkontakts in Originalgröße zwischen einem Schienenstück und einem Rad. Unter gut bekannten und kontrollierten Randbedingungen entwickeln sich hierbei Rollkontaktermüdungsrisse an der Fahrkante der Schiene in, im Vergleich zum Eisenbahnbetrieb, kurzer Zeit. In der Simulation des Rad-Schiene-Prüfstandsversuchs zeigt sich, dass das Wechselspiel zwischen Rissbildung und Verschleiß sehr empfindlich auf den Radanlaufwinkel reagiert. Bei geringen Radanlaufwinkeln fehlt unter den betrachteten Randbedingungen die Triebkraft zur Rissinitiierung, bei hohen Radanlaufwinkeln dominiert Verschleiß. Ein Radanlaufwinkel von $0,25^\circ$ führt in der Simulation zu

einem Maximum der effektiven Spannung hinsichtlich Rissinitiierung an der Fahrkante. Weiters zeigt die Simulation, dass durch eine Reduzierung der Reibungszahl die effektive Spannung für Rissinitiierung abnimmt.

Zum Nachweis der Anwendbarkeit der entwickelten Modelle unter Betriebsbedingungen zur Prognose der Rissinitiierung an der Fahrkante der Schiene wurde eine Gleisstelle in einem Bogen im U-Bahnstreckennetz der Wiener Linien GmbH & Co KG simuliert. Die Betriebsbelastung durch drei auf der Strecke verkehrende Fahrzeugtypen wurde mit Hilfe von Mehrkörpersimulationen ermittelt, wobei je Fahrzeugtyp zwei individuelle, verschlissene (gemessene) Radprofil Datensätze aus dem Betrieb vorgegeben wurden. Basierend auf den Ergebnissen der Mehrkörpersimulation wurde eine Prognose der Rissinitiierung mittels der im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Simulationsmodelle vorgenommen. Dabei zeigt sich, dass mit den entwickelten Modellen auch unter Betriebsbedingungen, welche sich deutlich von den Randbedingungen am Rad-Schiene-Prüfstand unterscheiden, Rissinitiierung an der Fahrkante prognostiziert wird. Die Ergebnisse sind in guter Übereinstimmung mit den aus der Literatur bekannten Modellen auf Basis der Wear Number $T\gamma$ und des Ratcheting-Konzepts.

Die Simulationen des Rad-Schiene-Prüfstandsversuchs, sowie des Betriebs zeigen, dass eine Reduzierung der Tangentialspannungen an der Fahrkante der Schiene die Neigung zu Rissinitiierung reduziert. Daraus ergeben sich die Sicherstellung einer günstigen Kontaktgeometrie durch eine laufende Instandhaltung von Rad- und Schienenprofil verbunden mit der Einstellung von definierten Reibungsverhältnissen als Ansatzpunkte für die Reduzierung von Rissinitiierung an der Fahrkante der Schiene in der Praxis.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass das im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Keilmodell zur Prognose der Rissinitiierung die Vorteile eines Ratcheting-Modells mit jenen eines $T\gamma$ -Modells verbindet. So wie das Ratcheting-Modell berücksichtigt das Keilmodell explizit die experimentell beobachtete oberflächennahe plastische Scherverformung im Hinblick auf Ermüdungsrissinitiierung. Ähnlich wie beim $T\gamma$ -Modell tritt beim Keilmodell die maximale Schädigung bei mittleren Belastungen (mittlerer Verformungstiefe) ein. Während dieses Verhalten im $T\gamma$ -Modell auf einer empirischen Schädigungsfunktion beruht, folgt dieses Modellverhalten im Keilmodell aus der Betrachtung des Wachstums von mikroskopischen Rissen in einem scherverformten Werkstoff mit anisotropem Risswiderstand. Hierbei ist die Verteilung der plastischen Scherverformung in Tiefenrichtung im oberflächennahen Bereich in Verbindung mit dem Maximalwert der maximalen Hauptnormalspannung entscheidend für die Ermüdungsrissinitiierung und nicht alleine der Absolutwert der plastischen Verformung wie in einem Ratcheting-Konzept.

Mit dem beschriebenen Simulationswerkzeug gelingt die rechenzeiteffiziente Prognose von Rissinitiierung an der Fahrkante der Schiene unter unterschiedlichen Randbedingungen, wie Prüfstand und Betrieb. Insbesondere die Kopplung der entwickelten Modelle mit Mehrkörpersimulationen von Schienenfahrzeugen erlaubt Untersuchungen zur Reduzierung von Rollkontaktermüdung im Hinblick auf Betriebsbedingungen und Instandhaltungsmaßnahmen, im Hinblick auf Schienenfahrzeugdesign und Fahrzeugabstimmung, sowie im Hinblick auf eine zielgerichtete Auswahl von Rad-

und Schienenwerkstoffen. Diese Arbeit trägt nach Meinung des Autors zum Ziel einer Minimierung von Rollkontaktermüdung durch eine ganzheitliche Betrachtung des Systems Eisenbahn bei, indem im Rahmen von Simulationen das globale Fahrzeugverhalten mit der lokalen Rollkontaktermüdungsschädigung von Schiene und Rad verknüpft wird.

9 Veröffentlichungen

Teile der vorliegenden Arbeit wurden in folgenden Publikationen veröffentlicht:

G. TRUMMER, K. SIX, C. MARTE, P. DIETMAIER, C. SOMMITSCH: An approximate model to predict near-surface ratcheting of rails under high traction coefficients. In: *9th International Conference on Contact Mechanics and Wear of Rail/Wheel Systems (CM2012), Chengdu, China, August 27-29, 2012*, S. 334–351

Auch veröffentlicht in:

G. TRUMMER, K. SIX, C. MARTE, P. DIETMAIER, C. SOMMITSCH: An approximate model to predict near-surface ratcheting of rails under high traction coefficients. In: *Wear* 314 (2014), Nr. 1-2, S. 28–35, Proceedings of the 9th International Conference on Contact Mechanics and Wear of Rail / Wheel Systems, Chengdu, 2012

Dieser Konferenzbeitrag, und gleichzeitig auch begutachteter Zeitschriftenbeitrag, hat die Modelldiskretisierung (siehe Kapitel 3.1), die Spannungsberechnung (siehe Kapitel 3.2), das Scherverformungsmodell (siehe Kapitel 3.4), die Validierung des Scherverformungsmodells (siehe Kapitel 4.1), als auch erste Ergebnisse zur Parametrisierung des Scherverformungsmodells anhand von Twin Disc Experimenten (siehe Kapitel 4.3.2) zum Inhalt.

G. TRUMMER, K. SIX, C. MARTE, A. MEIERHOFER, C. SOMMITSCH: Automated Measurement of Near-surface Plastic Shear Strain. In: J. POMBO (Hrsg.): *Proceedings of the Second International Conference on Railway Technology: Research, Development and Maintenance, Ajaccio, France, April 8-11, 2014*, paper 104

Auch veröffentlicht in:

G. TRUMMER, K. SIX, C. MARTE, A. MEIERHOFER, C. SOMMITSCH: Automated Measurement of Near-surface Plastic Shear Strain. In: *International Journal of Railway Technology* 3 (2014), Nr. 3, S. 1–16

Inhalt dieses Konferenzbeitrags, und gleichzeitig auch begutachteten Zeitschriftenbeitrags, ist die Bestimmung der plastischen Scherverformung anhand von metallographischen Schliffbildern (siehe Kapitel 4.3.1). Diese Arbeit wurde im Rahmen der Konferenz "Railways 2014: Second International Conference on Railway Technology: Research, Development and Maintenance" aus insgesamt 72 eingereichten Konferenzbeiträgen mit dem "Young Researcher Best Paper Prize" ausgezeichnet.

G. TRUMMER, C. MARTE, P. DIETMAIER, C. SOMMITSCH, K. SIX: Modeling surface rolling contact fatigue crack initiation taking severe plastic shear deformation into account. In: *Wear* 352-353 (2016), S. 136–145

Im Rahmen dieses begutachteten Zeitschriftenbeitrags wird das Keilmodell der Risinitiiierung vorgestellt (siehe Kapitel 3.5). Des Weiteren sind die Validierung des Keilmodells (siehe Kapitel 4.2), sowie die Parametrisierung des Verschleiß- und Risinitiiierungsmodells mittels Rad-Schiene-Prüfstandsexperiment (siehe Kapitel 4.4) Inhalt dieser Publikation.

G. TRUMMER, C. MARTE, S. SCHERIAU, P. DIETMAIER, C. SOMMITSCH, K. SIX: Modeling Wear and Rolling Contact Fatigue: Parametric Study and Experimental Results. In: *10th International Conference on Contact Mechanics and Wear of Rail/Wheel Systems (CM2015), Colorado Springs, USA, August 30 - September 3, 2015*, paper 57

Auch veröffentlicht in:

G. TRUMMER, C. MARTE, S. SCHERIAU, P. DIETMAIER, C. SOMMITSCH, K. SIX: Modeling Wear and Rolling Contact Fatigue: Parametric Study and Experimental Results. In: *Wear* (2016), doi:10.1016/j.wear.2016.04.024

Diese Veröffentlichung thematisiert die Parametervariation der Rad-Schiene-Prüfstandssimulation und beinhaltet die experimentelle Ermittlung der Reibungsverhältnisse am Rad-Schiene-Prüfstand unter realen Lasten (siehe Kapitel 5).

Nomenklatur

Abkürzungen

Abkürzung	Beschreibung
FE	Finite Elemente
MKS	Mehrkörpersimulation
$T\gamma$	Wear Number

Griechische Symbole

Symbol	Beschreibung	Einheit
α	Plastischer Scherwinkel	°
$\bar{\alpha}$	Mittlerer plastischer Scherwinkel	°
α_1, α_2	Scherwinkelgrenzwerte zur Bestimmung des Ähnlichkeitsparameters	°
α_c	Lokaler Scherwinkel, berechnet aus Rissorientierungsmessungen	°
α_D	Differenzfläche in einem Scherwinkel-Tiefen-Diagramm	° · m
α_L	Lokaler plastischer Scherwinkel	°
α_R	Referenzscherwinkel	°
β_1	Orientierung im unverformten Werkstoff	°
β_2	Orientierung im scherverformten Werkstoff	°
γ_{zx}	Plastische Scherung normal auf z in Richtung x	–
γ_{zy}	Plastische Scherung normal auf z in Richtung y	–
$\Delta\gamma_{zx}$	Inkrement der plastischen Scherung γ_{zx}	–
$\Delta\gamma_{zy}$	Inkrement der plastischen Scherung γ_{zy}	–
ε_{eq}	Äquivalente plastische Dehnung	–
μ	Reibungszahl	–

ν	Querkontraktionszahl	–
$\Delta\sigma$	Spannungsdifferenz	Pa
σ_0	Anfangsstreckgrenze des Werkstoffs	Pa
σ_A	Effektive Spannung für Rissinitiierung	Pa
σ_f	Ermüdungslebensdauerkoeffizient	Pa
σ_h	Hydrostatische Spannung	Pa
σ_m	Mises-Vergleichsspannung	Pa
σ_p	Vergleichsspannung zur Bestimmung der plastischen Verformung	Pa
σ^*	Maximalwert der maximalen Hauptnormalspannung während eines Lastzyklus	Pa
$\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{zz}$	Komponenten des Spannungstensors	Pa
σ_y	Streckgrenze des Werkstoffs	Pa
τ_y	Scherfließgrenze des Werkstoffs	Pa
$\tau_{yx}, \tau_{zx}, \tau_{zy}$	Komponenten des Spannungstensors	Pa
ϕ	Schieneneinbauneigung	°
ψ	Radanlaufwinkel	°
$\bar{\psi}$	Mittlere Orientierung des Gefüges	°
ψ_L	Lokale Orientierung des Gefüges	°
Ψ	Rekonstruierter Verlauf der Hauptdehnrichtung	m

Lateinische Symbole

Symbol	Beschreibung	Einheit
A	Spannungsüberhöhung an der Oberfläche	–
a	Halbe Kontaktlänge	m
a^*	Effektive halbe Kontaktlänge zur Berechnung der Mises-Vergleichsspannung	m
A_α	Ähnlichkeitsparameter	–
B	Tiefenkonstante der Spannungsüberhöhungsfunktion	m
b	Streifenbreite	m
b_f	Ermüdungslebensdauerexponent	–
\bar{C}	Mittlerer Wert der Coherency	–

C_L	Lokaler Wert der Coherency	–
c_x	Längsschlupf	–
c_y	Querschlupf	–
c_z	Bohrschlupf	1/m
D_A	Schädigung nach dem Keilmodell	–
$D_{A,b}$	Schädigung des Grundwerkstoffs im Keilmodell	–
ΔD	Schädigungsinkrement	–
D_m	Schädigung basierend auf der Mises-Vergleichsspannung	–
$D_{T\gamma}$	Schädigung nach dem $T\gamma$ -Modell	–
E	Elastizitätsmodul	Pa
e	Mittlere Abweichung der plastischen Scherung	–
E^*	Kontaktmodul	Pa
f_A	Mikrostruktureinfluss auf σ_A	–
f_a	Kontaktlängenkorrekturfaktor	m
f_b	Spannungskorrekturfaktor zur Berücksichtigung der Belastungsrichtung	Pa
f_{gx}, f_{gy}	Proportionalitätsfaktoren in der Scherverformungsbe- rechnung	1/Pa
f_s	Spannungsüberhöhung	–
f_t	Einfluss der Tangentialspannungsrichtung auf σ_A	–
f_u	Anteil der wirksamen Relativverschiebung zwischen Rad und Schiene für die plastische Scherverformung der Schiene	–
h	Härtewert nach Vickers	$\frac{\text{kg}_f}{\text{mm}^2}$
I_w	Proportionalitätsfaktor im Verschleißmodell nach Krause-Poll	m^3/J
K	Verfestigungskoeffizient des Werkstoffs	Pa
k_A	Parameter des Mikrostruktureinflusses auf σ_A	–
k_t	Parameter des Belastungsrichtungseinflusses auf σ_A	–
l	Zurückgelegter Weg	m
N	Zahl der Lastzyklen	–
n	Verfestigungsexponent des Werkstoffs	–
N_A	Ermüdungslebensdauer nach dem Keilmodell	–

N_m	Ermüdungslebensdauer basierend auf der Mises-Vergleichsspannung	–
n_p	Profilhöhenänderung infolge plastischer Scherverformung	m
n_s	Profilhöhenänderung	m
n_w	Profilhöhenänderung infolge von Verschleiß	m
P	Normalkraft pro Einheitsbreite im Linienkontakt	N/m
p	KontaktNormalspannung	Pa
p_0	Maximale KontaktNormalspannung	Pa
p_A	Reibleistung bezogen auf Fläche	W/m ²
R	Zylinderradius im Linienkontakt	m
s	Bogenlängenposition an der Schienenoberfläche in Querrichtung	m
t	Zeitdauer	s
t_0	Maximum des Betrags der Kontakttangentialspannung	Pa
t_i	Kontakttangentialspannungswerte an den Stützstellen	Pa
T/N	Kraftschluss	–
t_x	Längstangentialspannung im Kontakt	Pa
T_x	Längstangentialkraft	N
$t_{x,0}$	Vorzeichenbehaftete maximale Längstangentialspannung	Pa
t_y	Quertangentialspannung im Kontakt	Pa
T_y	Quertangentialkraft	N
u	Verschiebung parallel zur Oberfläche	m
u_x	Verschiebung in Schienenlängsrichtung	m
Δu_x	Verschiebungsincrement in Schienenlängsrichtung	m
u_y	Verschiebung in Schienenquerrichtung	m
Δu_y	Verschiebungsincrement in Schienenquerrichtung	m
v_0	Referenzgeschwindigkeit	m/s
v_p	Werkstoffvolumen pro Einheitslänge in Schienenlängsrichtung	m ²
V_w	Verschleißvolumen	m ³
Δv_x	Relativgeschwindigkeit in Schienenlängsrichtung	m/s
Δv_y	Relativgeschwindigkeit in Schienenquerrichtung	m/s

w	Integrationsweg in den Boussinesq-Cerruti Gleichungen	m
W_r	Reibarbeit	J
x	Längsposition	m
x_1, x_2	Längsposition, Beginn und Ende der plastischen Verformung	m
\bar{x}	Normierte Längsposition im Kontakt	–
y	Position in Schienenquerrichtung	m
y	Querposition im Segment	m
z	Vertikalposition	m
z	Tiefe unter der Oberfläche im Segment	m
z_c	Tiefe der Rissinitiationsschicht	m
\bar{z}_i	Tiefenpositionen zur Berechnung der Spannungen und Dehnungen im Segment	m
z_i	Tiefenpositionen im Segment zur Berechnung der Verschiebungen	m
z_p	Plastische Verformungstiefe	m

Literaturverzeichnis

- [1] A. EKBERG, B. PAULSSON: Concluding Technical Report / INNOTRACK, Innovative Track Systems. 2010. – Forschungsbericht
- [2] H. M. TOURNAY, J. M. MULDER: The transition from the wear to the stress regime. In: *Wear* 191 (1996), Nr. 1-2, S. 107–112
- [3] D. F. CANNON, K.-O. EDEL, S. L. GRASSIE, K. SAWLEY: Rail defects: An overview. In: *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 26 (2003), S. 865–886
- [4] E. E. MAGEL: Rolling Contact Fatigue: A Comprehensive Review / U. S. Department of Transportation, Federal Railroad Administration. 2011. – Forschungsbericht
- [5] A. BRODTKA, M. ZACHER: Messung von Rad/Schiene Kräften, Schlüpfen und Anlaufwinkel an einem ET 423 zur Ermittlung der Wirkzusammenhänge für die Head Check Entstehung. In: *13. Internationale Schienenfahrzeugtagung, Dresden, 2014*
- [6] I. VORNDRAN: Unfallstatistik – Verkehrsmittel im Vergleich. In: *Wirtschaft und Statistik* 12 (2010), S. 1083–1088
- [7] OFFICE OF RAIL REGULATION: Train Derailment at Hatfield: A Final Report by the Independent Investigation Board / Office of Rail Regulation. 2006. – Bericht
- [8] S. MAHAJAN: *Art of approximation in science and engineering*. <http://web.mit.edu/6.055/book/book-draft.pdf>. Version: 2010. – Zugriff am 18.01.2016
- [9] J. J. KALKER: *Three-dimensional elastic bodies in rolling contact*. Kluwer Academic Press, 1990
- [10] K. L. JOHNSON: *Contact Mechanics*. Cambridge University Press, Cambridge, UK, 1985
- [11] K. KNOTHE: Ein Beitrag zur Vereinheitlichung der Begriffe bei Kontaktvorgängen in Rad-Schiene-Systemen / Technische Universität Berlin. 1999. – Bericht
- [12] K. KNOTHE, S. STICHEL: *Schienenfahrzeugdynamik*. Springer Verlag, 2003
- [13] H. HERTZ: Ueber die Berührung fester elastischer Körper. In: *Journal für die reine und angewandte Mathematik* 92 (1882), S. 156–171

- [14] F. W. CARTER: On the Action of a Locomotive Driving Wheel. In: *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Containing Papers of a Mathematical and Physical Character* 112 (1926), Nr. 760, S. 151–157
- [15] J. J. KALKER: *On the Rolling Contact of Two Elastic Bodies in the Presence of Dry Friction*, Delft University of Technology, Dissertation, 1967
- [16] E. A. H. VOLLEBREGT: User Guide for CONTACT, J.J. Kalker's variational contact model, Technical Report TR09-03, version 1.23 / VORtech Computing. 2012. – Handbuch
- [17] J. J. KALKER: Simplified Theory of Rolling Contact. In: *Delft Progr. Rep., Series C: Mechanical and Aeronautical Engineering and Shipbuilding* 1 (1973), S. 1–10
- [18] J. J. KALKER: A Fast Algorithm for the Simplified Theory of Rolling Contact. In: *Vehicle System Dynamics* 11 (1982), S. 1–13
- [19] A. V. OLVER: The Mechanism of Rolling Contact Fatigue: An Update. In: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J: Journal of Engineering Tribology* 219 (2005), Nr. 5, S. 313–330
- [20] A. EKBERG, E. KABO: Fatigue of railway wheels and rails under rolling contact and thermal loading - an overview. In: *Wear* 258 (2005), Nr. 7-8, S. 1288–1300
- [21] D. F. CANNON: An international cross reference of rail defects / International Union of Railways. 2003. – Bericht
- [22] International Union of Railways (UIC): *UIC 712E Schienenfehler*. 2002
- [23] F. D. FISCHER, W. DAVES, R. PIPPAN, P. POINTNER: Some comments on surface cracks in rails. In: *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 29 (2006), S. 938–948
- [24] U. ZERBST, K. MÄDLER, H. HINTZE: Fracture mechanics in railway applications – an overview. In: *Engineering Fracture Mechanics* 72 (2005), Nr. 2, S. 163–194
- [25] A. PYZALLA, L. WANG, E. WILD, T. WROBLEWSKI: Changes in microstructure, texture and residual stresses on the surface of a rail resulting from friction and wear. In: *Wear* 251 (2001), Nr. 1-12, S. 901–907
- [26] ÖSTERREICHISCHES NORMUNGSINSTITUT: *EN 13674-1 Bahnanwendungen – Oberbau – Schienen, Teil 1: Vignolschienen ab 46 kg/m*. 2011
- [27] J. E. GARNHAM, C. L. DAVIS: Rail Materials. In: R. LEWIS (Hrsg.), U. OLOFSSON (Hrsg.): *Wheel-Rail Interface Handbook*. Woodhead Publishing Limited, 2009
- [28] R. HEYDER, G. GIRSCH: Testing of HSH® rails in high-speed tracks to minimise rail damage. In: *Wear* 258 (2005), Nr. 7–8, S. 1014–1021
- [29] P. POINTNER: High strength rail steels – the importance of material properties in contact mechanics problems. In: *Wear* 265 (2008), Nr. 9-10, S. 1373–1379

-
- [30] R. STOCK, R. PIPPAN: RCF and wear in theory and practice – the influence of rail grade on wear and RCF. In: *8th International Conference on Contact Mechanics and Wear of Rail/Wheel Systems (CM2009), Firenze, Italy, 2009*, S. 579–588
- [31] E. SHUR, N. BYCHKOVA, S. TRUSHEVSKY: Physical metallurgy aspects of rolling contact fatigue of rail steels. In: *Wear* 258 (2005), Nr. 7–8, S. 1165–1171
- [32] L. DETERS, S. ENGEL, M. PROKSCH, P. VEIT: Ermüdungsverhalten von Schienenstahl unter dem Einfluss verschiedener Zwischenstoffe. In: *Internationales Symposium Schienenfehler, Brandenburg an der Havel, 2000*
- [33] G. W. STACHOWIAK, A. W. BATCHELOR: *Engineering Tribology*. Butterworth-Heinemann, 2006
- [34] M. B. MARSHALL, R. LEWIS, R. S. DWYER-JOYCE, U. OLOFSSON, S. BJÖRKLUND: Experimental Characterization of Wheel-Rail Contact Patch Evolution. In: *Journal of Tribology* 128 (2006), Nr. 3, S. 493–504
- [35] R. STOCK, D. T. EADIE, D. ELVIDGE, K. OLDKNOW: Influencing rolling contact fatigue through top of rail friction modifier application – a full scale wheel-rail test rig study. In: *Wear* 271 (2011), Nr. 1-2, S. 134–142
- [36] A. R. S. PONTER, A. D. HEARLE, K. L. JOHNSON: Application of the kinematical shakedown theorem to rolling and sliding point contacts. In: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 33 (1985), Nr. 4, S. 339–362
- [37] K. L. JOHNSON: The strength of surfaces in rolling contact. In: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers (IMEchE)* 203 (1989), S. 151–163
- [38] A. EKBERG, E. KABO, H. ANDERSSON: An engineering model for prediction of rolling contact fatigue of railway wheels. In: *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 25 (2002), Nr. 10, S. 899–909
- [39] M. BURSTOW: Whole Life Rail Model application and development: Development of a rolling contact fatigue damage parameter / Rail Safety & Standards Board (RSSB). 2003 (AEATR-ES-2003-832 Issue 1). – Report
- [40] M. C. BURSTOW: Whole Life Rail Model Application and Development for RSSB – Continued Development of an RCF Damage Parameter / Rail Safety & Standards Board (RSSB). 2004 (AEATR-ES-2004-880 Issue 2). – Report
- [41] K. DANG VAN, B. GRIVEAU, O. MESSAGE: On a New Multiaxial Fatigue Limit Criterion: Theory and Application. In: M. W. BROWN (Hrsg.), K. J. MILLER (Hrsg.): *Biaxial and Multiaxial Fatigue*. Mechanical Engineering Publications Limited, 1989, S. 479–496
- [42] Y. JIANG, H. SEHITOGLU: A model for rolling contact failure. In: *Wear* 224 (1999), Nr. 1, S. 38–49
- [43] F. COCHETEUX, J. BENABES, T. PALIN-LUC, N. SAINTIER, F. BUMBIELER: Toward the Wheels Calculation and Validation in Multiaxial Fatigue under Service Loads. In: *Proceedings of the 7th World Congress on Railway Research (WCRR2006), Montréal, Canada, 2006*

- [44] J. W. RINGSBERG: Life prediction of rolling contact fatigue crack initiation. In: *International Journal of Fatigue* 23 (2001), Nr. 7, S. 575–586
- [45] M. AKAMA: Development of Finite Element Model for Analysis of Rolling Contact Fatigue Cracks in Wheel/Rail Systems. In: *Quarterly Report of RTRI* 48 (2007), Nr. 1, S. 8–14
- [46] K. SIX: The Influence of the Local Slip Distribution on the Development of Rolling Contact Fatigue in the Wheel/Rail Contact of Railway Vehicles. In: *8th International Conference on Contact Mechanics and Wear of Rail/Wheel Systems (CM2009), Firenze, Italy, 2009*, S. 823–829
- [47] Z. WANG, Y. WANG, P. FEISST, P. SALOMON: Erweiterung des Versagensmodells nach Dang Van für Abgasanlagen. In: *ATZ – Automobiltechnische Zeitschrift* 111 (2009), Nr. 3, S. 202–205
- [48] A. KAPOOR: A Re-evaluation of the Life to Rupture of Ductile Metals by Cyclic Plastic Strain. In: *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 17 (1994), S. 201–219
- [49] F. J. FRANKLIN, A. KAPOOR: Modelling wear and crack initiation in rails. In: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F: Journal of Rail and Rapid Transit* 221 (2007), S. 23–33
- [50] J. W. RINGSBERG, A. BERGKVIST: On propagation of short rolling contact fatigue cracks. In: *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 26 (2003), Nr. 10, S. 969–983
- [51] N. SIMHA, F. FISCHER, G. SHAN, C. CHEN, O. KOLEDNIK: J-integral and crack driving force in elastic-plastic materials. In: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 56 (2008), Nr. 9, S. 2876–2895
- [52] M. PLETZ, W. DAVES, W. YAO, W. KUBIN, S. SCHERIAU: Multi-scale finite element modeling to describe rolling contact fatigue in a wheel-rail test rig. In: *Tribology International* 80 (2014), S. 147–155
- [53] M. KRÁČALÍK, W. DAVES, T. ANTRETTTER: Calculation of crack driving forces of surface cracks subjected to rolling/sliding contact. In: *Engineering Fracture Mechanics* 152 (2016), S. 10 – 25
- [54] N. LARIJANI, J. BROUZOULIS, M. SCHILKE, M. EKH: The effect of anisotropy on crack propagation in pearlitic rail steel. In: *Wear* 314 (2014), Nr. 1–2, S. 57–68
- [55] H. FAN, L. M. KEER, W. CHENG, H. S. CHENG: Competition Between Fatigue Crack Propagation and Wear. In: *Journal of Tribology* 115 (1993), Nr. 1, S. 141–147
- [56] R. LEWIS, U. OLOFSSON: Mapping rail wear regimes and transitions. In: *Wear* 257 (2004), Nr. 7-8, S. 721–729
- [57] H. CZICHOS (Hrsg.), K.-H. HABIG (Hrsg.): *Tribologie-Handbuch*. Springer Vieweg, 2015

-
- [58] S. LIM, M. ASHBY: Overview No. 55, Wear-Mechanism Maps. In: *Acta Metallurgica* 35 (1987), Nr. 1, S. 1–24
- [59] J. F. ARCHARD, W. HIRST: The wear of metals under unlubricated conditions. In: *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical* 236 (1956), S. 397–410
- [60] P. BOLTON, P. CLAYTON: Rolling-siding wear damage in rail and tyre steels. In: *Wear* 93 (1984), S. 145–165
- [61] N. P. SUH: The Delamination Theory of Wear / Department of Mechanical Engineering, Massachusetts Institute of Technology. 1977. – Forschungsbericht
- [62] O. POLACH: A fast wheel-rail forces calculation computer code. In: *Proc. of the 16th IAVSD Symposium, Pretoria, August 1999, Vehicle System Dynamics Supplement* 33 (1999), S. 728–739
- [63] O. POLACH: Creep forces in simulations of traction vehicles running on adhesion limit. In: *Wear* 258 (2005), S. 992–1000
- [64] C. MARTE, K. SIX, G. TRUMMER, P. DIETMAIER, A. KIENBERGER, R. STOCK, E. FISCHMEISTER, A. OBERHAUSER, M. ROSENBERGER: Application of a New Wheel-Rail Contact Model to Wear Simulations – Validation with Wear Measurements. In: *Proceedings of the IAVSD2011 – 22nd International Symposium on Dynamics of Vehicles on Roads and Tracks*, 2011
- [65] K. SIX, C. MARTE, J. PAYER, G. TRUMMER, P. DIETMAIER, M. ROSENBERGER: Application of a New Contact Model to Wheelsets – Comparison with State of the Art Models. In: *Proceedings of the IAVSD2011 – 22nd International Symposium on Dynamics of Vehicles on Roads and Tracks*, 2011
- [66] H. KRAUSE, G. POLL: Wear of wheel-rail surfaces. In: *Wear* 113 (1986), S. 103–122
- [67] K. SIX, A. MEIERHOFER, G. TRUMMER, C. MARTE, G. MÜLLER, B. LUBER, P. DIETMAIER, M. ROSENBERGER: Plasticity in wheel-rail contact and its implications on vehicle-track interaction. In: *The Stephenson Conference, Research for Railways, London, UK*, 2015
- [68] A. MEIERHOFER: *A new Wheel-Rail Creep Force Model based on Elasto-Plastic Third Body Layers*, Graz University of Technology, Dissertation, 2015
- [69] C. TOMBERGER: *Der Rad-Schiene Kraftschluss unter Berücksichtigung von Temperatur, fluiden Zwischenschichten und mikroskopischer Oberflächenrauheit*, Technische Universität Graz, Dissertation, 2009
- [70] P. ANDERSON, N. FLECK, K. JOHNSON: Localization of plastic deformation in shear due to microcracks. In: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 38 (1990), Nr. 5, S. 681–699
- [71] P. LUDWIK: *Elemente der Technologischen Mechanik*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg GmbH, 1909

- [72] S. HERTELÉ, W. D. WAELE, R. DENYS: A generic stress-strain model for metallic materials with two-stage strain hardening behaviour. In: *International Journal of Non-Linear Mechanics* 46 (2011), Nr. 3, S. 519–531
- [73] F. WETSCHER: *Effect of Large Shear Deformation on Rail Steels and Pure Metals*, University of Leoben, Dissertation, 2006
- [74] A. HOHENWARTER, A. TAYLOR, R. STOCK, R. PIPPAN: Effect of Large Shear Deformations on the Fracture Behavior of a Fully Pearlitic Steel. In: *Metallurgical and Materials Transactions A* 42 (2011), S. 1609–1618
- [75] J. G. RAMSAY, M. I. HUBER: *The Techniques of Modern Structural Geology, Volume 1: Strain Analysis*. Academic Press London, 1983
- [76] B. ALFREDSSON: *A Study on Contact Fatigue Mechanisms*, Department of Solid Mechanics, Royal Institute of Technology, Stockholm, Sweden, Dissertation, 2000
- [77] M. R. MITCHELL: Fundamentals of Modern Fatigue Analysis for Design. In: *ASM Handbook, Volume 19, Fatigue and Fracture*. ASM International, 1996
- [78] M. ABRAMOFF, P. MAGALHAES, S. RAM: Image Processing with ImageJ. In: *Biophotonics International* 11 (2004), Nr. 7, S. 36–42
- [79] R. REZAKHANIHA, A. AGIANNIOTIS, J. T. C. SCHRAUWEN, A. GRIFFA, D. SAGE, C. V. C. BOUTEN, F. N. VOSSE, M. UNSER, N. STERGIOPULOS: Experimental investigation of collagen waviness and orientation in the arterial adventitia using confocal laser scanning microscopy. In: *Biomechanics and Modeling in Mechanobiology* 11 (2012), S. 461–473
- [80] J. H. DAUTZENBERG, J. H. ZAAT: Quantitative Determination of Deformation by Sliding Wear. In: *Wear* 23 (1973), S. 9–19
- [81] D. I. FLETCHER, J. H. BEYNON: Development of a machine for closely controlled rolling contact fatigue and wear testing. In: *Journal of Testing and Evaluation* 28 (2000), Nr. 4, S. 267–275
- [82] E. J. PAVLINA, C. J. V. TYNE: Correlation of Yield Strength and Tensile Strength with Hardness for Steels. In: *Journal of Materials Engineering and Performance* 17 (2008), Nr. 6, S. 888–893
- [83] C. MARTE, K. SIX, G. TRUMMER, P. DIETMAIER: Schädigungsrelevanz unterschiedlicher Drehgestellkonzepte hinsichtlich Verschleiß und Rollkontaktermüdung im U-Bahnbetrieb. In: *ZEVrail, Zeitschrift für das gesamte System Bahn, Sonderheft Tagungsband SFT Graz 2013* (2013), Nr. 137, S. 142–151
- [84] Greenwood Engineering A/S: *MiniProf – Profiling Rail Wear*. <ftp://ftp.greenwood.dk/miniprof/pdf/MiniProf-Rail.pdf>. – Zugriff am 05.01.2016
- [85] SIMPACK AG (Hrsg.): *Simpack Documentation, Version 8.905*. Friedrichshafener Strasse 1, 82205 Gilching, Deutschland: Simpack AG, <http://www.simpack.com/>

-
- [86] Wiener Linien GmbH & Co KG: *Tribometermessungen, U-Bahn Wien*. Erdbergstraße 202, 1030 Wien, Österreich, 2009
- [87] A. KAPOOR, F. J. FRANKLIN, S. K. WONG, M. ISHIDA: Surface roughness and plastic flow in rail wheel contact. In: *Wear* 253 (2002), S. 257–264
- [88] F. ALWAHDI, A. KAPOOR, F. FRANKLIN: Subsurface microstructural analysis and mechanical properties of pearlitic rail steels in service. In: *Wear* 302 (2013), Nr. 1–2, S. 1453–1460
- [89] J. E. GARNHAM, D. I. FLETCHER, C. L. DAVIS, F. J. FRANKLIN: Visualization and modelling to understand rail rolling contact fatigue cracks in three dimensions. In: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F: Journal of Rail and Rapid Transit* 225 (2011), S. 165–178
- [90] M. ERTZ, K. KNOTHE: A comparison of analytical and numerical methods for the calculation of temperatures in wheel/rail contact. In: *Wear* 253 (2002), Nr. 3–4, S. 498–508
- [91] M. ERTZ: *Temperatur, Materialbeanspruchung und Kraftschluss im Rad-Schiene-Kontakt*, Technische Universität Berlin, Dissertation, 2003
- [92] C. KAMMERHOFER, A. HOHENWARTER, S. SCHERIAU, H. BRANTNER, R. PIP-PAN: Influence of morphology and structural size on the fracture behavior of a nanostructured pearlitic steel. In: *Materials Science and Engineering: A* 585 (2013), Nr. 0, S. 190–196
- [93] E. FISCHMEISTER, H. P. ROSSMANITH, F. LOIBNEGGER, H. LINSBAUER, P. MITTERMAYR, A. OBERHAUSER: From Rail Surface Cracks to Rail Breaks - Recent Investigations and Results of Research at the Wiener Linien Metro System. In: *8th International Conference on Contact Mechanics and Wear of Rail/Wheel Systems (CM2009), Firenze, Italy*, 2009
- [94] E. FISCHMEISTER, H. LINSBAUER, F. LOIBNEGGER, P. MITTERMAYR, A. OBERHAUSER, H.-P. ROSSMANITH: Schäden an Schienen zufolge Rollkontaktermüdung im Wiener U-Bahnnetz – Teil III. In: *Eisenbahntechnische Rundschau* 06 (2010), S. 396–402
- [95] A. KAPOOR, D. I. FLETCHER, F. J. FRANKLIN, A. E. BEAGLES, M. BURSTOW, R. ALLEN, G. EVANS, J. JAISWAL: Management and Understanding of Rolling Contact Fatigue, WP1: Mechanisms of Crack Initiation, WP2: Crack Growth; Literature Survey / Rail Safety and Standards Board. 2006 (Project T355). – Forschungsbericht