



Karlsruher Institut für Technologie
Schriftenreihe des Instituts für Technische Mechanik
Bd. 12

Christian Wetzel

**Zur probabilistischen Betrachtung von
Schienen- und Kraftfahrzeugsystemen
unter zufälliger Windanregung**

Christian Wetzel

**Zur probabilistischen Betrachtung von Schienen- und
Kraftfahrzeugsystemen unter zufälliger Windanregung**

Karlsruher Institut für Technologie

Schriftenreihe des Instituts für Technische Mechanik

Band 12

Zur probabilistischen Betrachtung von Schienen- und Kraftfahrzeugsystemen unter zufälliger Windanregung

von
Christian Wetzel

Dissertation, Universität Karlsruhe (TH)
Fakultät für Maschinenbau, 2009

Impressum

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

KIT – Universität des Landes Baden-Württemberg und nationales
Forschungszentrum in der Helmholtz-Gemeinschaft



Diese Veröffentlichung im Internet ist unter folgender Creative Commons-Lizenz
publiziert: <http://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/3.0/de/>

KIT Scientific Publishing 2010
Print on Demand

ISSN: 1614-3914
ISBN: 978-3-86644-444-7

Zur probabilistischen Betrachtung von Schienen- und Kraftfahrzeugsystemen unter zufälliger Windanregung

Zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor der Ingenieurwissenschaften

von der Fakultät für Maschinenbau
der Universität Karlsruhe(TH),
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

genehmigte

Dissertation

von

Dipl.-Ing. Christian Wetzel

aus Beindersheim (Pfalz)

Tag der mündlichen Prüfung:
Hauptreferent:
Korreferent:

08. Mai 2009
Prof. Dr.-Ing. Carsten Proppe
Prof. Dr.-Ing. Alfons Ams

Danksagung

Diese vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Technische Mechanik der Universität Karlsruhe (TH).

Ein herzliches Dankeschön geht an erster Stelle an meinen sehr geschätzten Doktorvater und Hauptreferenten Herrn Prof. Dr.-Ing. Carsten Proppe, der mich zu meinem Dissertationsthema brachte und mich in den Jahren am Institut wohlwollend förderte. Sein großes Interesse an der Arbeit hat zum Gelingen dieser Dissertation maßgeblich beigetragen.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Alfons Ams vom Institut für Mechanik und Fluidodynamik der Technischen Universität Bergakademie Freiberg danke ich sehr herzlich für die Übernahme des Korreferates und für die nette Aufnahme in Freiberg an einem schönen sonnigen Tag.

Für die Übernahme des Vorsitzes des Promotionsprüfungsausschusses und für sein Interesse an der Arbeit danke ich ebenso Herrn Prof. Dr.-Ing. Peter Gratzfeld vom Lehrstuhl für Bahnsystemtechnik der Universität Karlsruhe (TH).

Herrn Prof. Dr.-Ing. Jörg Wauer gilt mein besonderer Dank. Seine Persönlichkeit hat die Institutsarbeit maßgeblich positiv geprägt. Weiterhin bedanke ich mich sehr bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Seemann für die gute Zusammenarbeit und für das exzellente Arbeitsklima am Institut. Den Herren Prof. Dr.-Ing. Walter Wedig und Prof. Dr.-Ing. Jens Wittenburg danke ich für Ihr weiterhin bestehendes Interesse an der Institutsarbeit.

Meinen Ex-Zimmergenossen Bernd Waltersberger und Felix Fritz und den Herren Rainer Keppler, Pierre Barthels, Günther Stelzner und Daniel Schwarzer danke ich für die angenehme und lehrreiche Zusammenarbeit und für Ihre stete Diskussionsbereitschaft. Allen Kollegen, den Damen im Sekretariat, allen Hiwis, Diplom- und Studienarbeitern am Institut danke ich für die schöne Zeit.

Meiner ganzen Familie danke ich aus vollem Herzen für ihr Vertrauen und ihre Unterstützung.

Mein größter und herzlichster Dank für alles gilt aber meiner lieben Birgit.

Markdorf, Oktober 2009

Christian Wetzels

GANZ NEBENBEI

oder

Das Derivat des Fortschritts

Indes sie forschten, röntgten, filmten,
funkten,

entstand von selbst die köstlichste

Erfindung:

der Umweg als die kürzeste Verbindung
zwischen zwei Punkten.

Erich Kästner

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Motivation der Arbeit	1
1.2	Thema der Arbeit	3
1.2.1	Literaturüberblick Schienenfahrzeuge	4
1.2.2	Literaturüberblick Kraftfahrzeuge	7
1.2.3	Ansätze und Vorgehensweise	8
1.3	Gliederung der Arbeit	9
2	Methoden der Zuverlässigkeitsanalyse	11
2.1	Zuverlässigkeit von Systemen	11
2.1.1	Parallel und seriell geschaltete Systeme	12
2.2	Transformation von Zufallsvariablen	13
2.3	Approximationsverfahren	14
2.3.1	FOSM, FORM und SORM	15
2.4	Monte-Carlo Simulation	17
2.4.1	Latin-Hypercube Sampling	18
2.4.2	Importance Sampling	19
2.4.3	Line Sampling	20
2.4.4	Subset Simulation	21
2.5	Ersatzmodelle	23
2.5.1	Least Square Verfahren	23
2.6	Extremwert Theorie	24
2.6.1	Maximum Methode	24
2.6.2	Peaks-Over-Threshold Methode	25
3	Methoden der Sensitivitätsanalyse	27
3.1	Lokale Methoden	27
3.1.1	Gradientenverfahren bezüglich Zufallsvariablen	27
3.1.2	Gradientenverfahren bezüglich deterministischer Parameter	28
3.1.3	Gradientenverfahren bezüglich Parametern der Wahrscheinlichkeitsdichten	29
3.2	Globale Methoden	30
3.2.1	Korrelationsanalyse	31
3.2.2	Morris-Methode	31
3.2.3	MLSQ-IS/FORM für Parameter der Wahrscheinlichkeitsdichten	33

4	Atmosphärischer Wind	35
4.1	Atmosphärische Schichten	35
4.2	Mittlere Windgeschwindigkeit	36
4.2.1	Geländeerhöhungen	36
4.2.2	Statistische Verteilungen und Extremwerte	37
4.3	Turbulente Beschreibung des Windes	38
4.3.1	Eindimensionale Turbulenzcharakterisierung	38
4.3.2	Räumliche Turbulenzcharakterisierung	41
4.3.3	Turbulenzcharakterisierung für ein bewegtes Objekt	42
4.4	Außergewöhnliche Windereignisse	46
5	Modelle der Windanregung	49
5.1	Verteilte Windlast	49
5.2	Konzentrierte Windlast	49
5.2.1	Aerodynamische Widerstandskoeffizienten	50
5.2.2	Statistische Verteilung der Windlast	52
5.2.3	Linearisierung der Windlast	54
5.3	Windlast für ausgedehnte Objekte	54
5.3.1	Räumliche Mittelung der Windkraft	55
5.3.2	Aerodynamische Admittanzfunktion	56
5.4	Charakteristische Windanregungsmuster	58
5.4.1	Turbulenter Windprozess	59
5.4.2	Böen-Charakteristiken	59
5.4.3	Constrained Simulation Ansatz	66
5.4.4	Embankment/Brücken Windcharakteristik	67
5.4.5	Tunnel-Exit/Overtaking Windcharakteristik	68
5.4.6	Überlagerung von Turbulenz	70
5.5	Windlast auf bodengestützte Fahrzeuge	70
5.5.1	Schienenfahrzeuge	71
5.5.2	Kraftfahrzeuge	74
6	Seitenwindstabilität von Schienenfahrzeugen	77
6.1	Mehrkörpermodell des Schienenfahrzeugsystems	77
6.2	Versagensmechanismen	81
6.3	Vorüberlegungen zur Zuverlässigkeitsanalyse	84
6.4	Zuverlässigkeitsanalyse	91
6.4.1	Einfluss der überlagerten Turbulenz	93
6.4.2	PCWC der Böenszenarien	94
6.5	Sensitivitätsanalyse	99
6.6	Weitergehende Untersuchungen	106
6.6.1	Einfluss unsicherer Wahrscheinlichkeitsdichten	106
6.6.2	Fahrt durch einen Sturm	113
6.6.3	Untersuchung für einen Streckenabschnitt	116

7	Seitenwindstabilität von Kraftfahrzeugen	119
7.1	Mehrkörpermodell des Kraftfahrzeugsystems	119
7.1.1	Fahrermodelle	124
7.1.2	Zusammenfassung der Zufallsvariablen des Simulationsmodells .	129
7.2	Versagensmechanismen	131
7.3	Sensitivitätsanalyse	134
7.4	Zuverlässigkeitsanalyse	138
7.4.1	Konstante Geschwindigkeit	139
7.4.2	Abgebremste Fahrt	143
7.5	Weitergehende Untersuchungen	145
7.5.1	Einfluss unsicherer Wahrscheinlichkeitsdichten	145
7.5.2	Untersuchung für eine ausgezeichnete Wegstrecke	147
8	Zusammenfassung und Ausblick	149
8.1	Zusammenfassung	149
8.2	Ausblick	152
	 Anhang	 156
A	Begriffe aus der Wahrscheinlichkeitstheorie	157
A.1	Zufallsvariablen	157
A.2	Zufallsprozesse	158
A.2.1	Spektrale Zerlegung	160
B	Poisson-Prozess	161
C	Zusatz zur Subset Simulation	163
C.1	Ausgewählte Beispiele	163
C.2	Markov-Ketten Monte-Carlo	167
	 Literaturverzeichnis	 170

Kapitel 1

Einleitung

1.1 Motivation der Arbeit

Die meisten im Ingenieurwesen betrachteten Systeme sind aufgrund mangelnden Wissens, endlicher Messgenauigkeit und beschränkten Messumfangs mit Unsicherheiten behaftet. Diese Unsicherheiten lassen sich manchmal, je nach betriebenem Aufwand, reduzieren, aber niemals vollständig beseitigen. Oft besteht aber überhaupt keine Möglichkeit, ein System, eine physikalische Größe oder einen Vorgang deterministisch zu beschreiben, und der Übergang auf eine stochastische Beschreibung wird zwingend notwendig. Prozesse, die sich nicht deterministisch charakterisieren lassen, sind z.B. die turbulenten Schwankungen in Strömungen, die Wellen auf dem Ozean, das thermische Rauschen in elektrischen Netzwerken und die Aktienkurse an der Börse. Über diese Systeme werden wir Menschen niemals vollständiges Wissen besitzen, und somit sind auch unsere Vorhersagen hierzu nur mehr oder weniger gute Schätzungen. Die Wahrscheinlichkeitstheorie und Statistik stellt Methoden zur Verfügung, um zufällige Vorgänge im Rahmen einer stochastischen Betrachtungsweise zu behandeln.

In dieser Arbeit werden Schienen- und Kraftfahrzeuge unter zufälliger Wind- und Fahrplananregung untersucht. Der Fokus liegt hierbei auf der Seitenwindstabilität dieser Fahrzeuge, wobei Stabilität aber nicht in der strengen, der Stabilitätstheorie nach Ljapunov folgenden Definition verstanden werden darf. Stabilität bedeutet hier einfach, dass ein Schienen- oder Kraftfahrzeug nicht mehr sicher betrieben werden kann.

Aufgrund der zufälligen Anregung und der unsicheren Parameter in den Fahrzeugsystemen kann keine eindeutige Versagens-/Stabilitätsgrenze angegeben werden. Es ist also nicht möglich zu sagen, ab welcher Windgeschwindigkeit ein kritischer Zustand erreicht wird. Es ist nur noch möglich eine Wahrscheinlichkeit anzugeben, mit der die Versagensgrenze überschritten wird. In der vorliegenden Arbeit wird versucht, eine konsistente, stochastische Beschreibung von Schienen- und Kraftfahrzeugsystemen unter starker Seitenwindanregung zu geben. Es werden Versagenswahrscheinlichkeiten berechnet und die Einflüsse der zufälligen Variablen und der deterministischen Parameter über Sensitivitätsanalysen bestimmt.

Die Seitenwindstabilität ist für moderne Schienenfahrzeuge ein wichtiges Auslegungskriterium, das in Deutschland mit der Einführung des ICE 2 in den Vordergrund gerückt ist. Der Schiebetrieb des ICE 2 mit leichtem Steuerwagen voraus und Triebkopf am Ende des Zuges wurde hierbei als seitenwindkritisch eingestuft. Der erste Wagen

eines Zuges ist den größten Windlasten ausgesetzt, und da die Gewichtskraft der einzige Widerstand gegen Überschlagen darstellt, ist ein reiner Triebwagen ohne schwere Antriebseinheit besonders gefährdet. Die modernen Entwicklungen im Schienenfahrzeugdesign hin zu Leichtbaukonstruktionen mit verteilten Unterflur-Antrieben (ICE 3) und zu Doppelstockfahrzeugen erhöhen die Seitenwindgefahr weiter.

Im Laufe der letzten 140 Jahre wurden ungefähr 30 seitenwindbedingte Unfälle registriert. Die meisten passierten in Japan auf Schmalspurgleisen während taifunähnlicher Wetterbedingungen. Aber auch in Europa sind schon Züge aufgrund von starkem Seitenwind umgekippt oder entgleist, siehe hierzu Abbildung 1.1. In dem populärwissenschaftlichen Artikel "Flugangst auf Schienen" [215], publiziert in dem Nachrichtenmagazin der SPIEGEL, wird im Hinblick auf erreichbare höhere Fahrgeschwindigkeiten von Zügen die Seitenwindgefahr als größte Herausforderung genannt. Zusammengefasst ergibt sich somit die Notwendigkeit einer genaueren Untersuchung der Seitenwindstabilität von Schienenfahrzeugen.

Zusätzlich gibt es im Rahmen der europäischen Interoperabilität im Schienenverkehr große Bestrebungen die Zulassungskriterien zu vereinheitlichen. Diese Bestrebungen wurden in einer TSI (Technical Specification for Interoperability) zusammengefasst, die wiederum in einer europäischen Norm [165] resultierte. Bis jetzt existiert keine endgültige Fassung dieser Norm und der darin enthaltenen Vorschriften, da sie weiterhin einer Revision unterliegt und die Diskussionen über die Berechnungsmethoden noch nicht abgeschlossen sind.



Abbildung 1.1: Während des Wintersturms Kyrill (Januar 2007) entgleister Zug, mit freundlicher Genehmigung von Schweizer Fernsehen - Schweiz Aktuell

Die Seitenwindstabilität von Personenkraftwagen (PKW) und ihr Spurhaltevermögen wurden in der Vergangenheit ausführlich untersucht und sind nicht Gegenstand der Untersuchungen in dieser Arbeit. In der vorliegenden Abhandlung soll die Seitenwindstabilität von Lastkraftwagen (LKW) und hier insbesondere die Kipp- und laterale Rutschgefahr bei starkem Seitenwind untersucht werden. Unfälle von Kraftfahrzeugen, bei denen es zum Überschlagen kommt, führen in den meisten Fällen zu erheblichem

Personen- und Sachschaden.

Die statistische Untersuchung von Unfällen in den USA im Jahre 1989 hat gezeigt, dass sich allein dort jedes Jahr etwa 213000 Unfälle mit Überschlagen ereignen. Besonders gravierend ist, dass sich im Vergleich zu anderen Unfällen bei Überschlagen die Gefahr, zu Tode zu kommen, drastisch erhöht. Im Jahre 1990 waren in den USA von 15901 Toten 8088 durch Überschläge verursacht. Erwähnenswert ist hierzu auch, dass Vans (Großraumlimousinen), SUVs und LKW eine um 103% erhöhte Kippgefahr besitzen und somit besonders stark in den Unfallstatistiken vertreten sind. Bei allen LKW-Unfällen im Jahre 1990 in den USA waren 52% aller tödlich verletzten Fahrer in Überschläge verwickelt, siehe [100].

Eine Hauptursache für das Kippen eines Kraftfahrzeugs liegt in zu schneller Kurvenfahrt und in dem Auftreten von starken Windböen, die das Fahrzeug umwerfen. Bei starkem Seitenwind ist auch die Überschreitung einer zulässigen Spurabweichung ein weiterer wichtiger Gesichtspunkt, da es hier zu dem sogenannten μ -Split-Phänomen (unterschiedliche Reibwerte der linken und rechten Räder) kommen kann und Kollisionen mit dem Gegenverkehr oder mit Fahrzeugen auf derselben Spur möglich sind.

Eine in Wyoming, USA, durchgeführte Studie zu LKW-Unfällen aufgrund starken Seitenwindes ist besonders interessant, siehe [145]. In Wyoming treten gerade in den Wintermonaten sehr hohe Windgeschwindigkeiten auf (größer $96 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$). Im Zeitraum von 2001 bis 2006 wurden 3100 seitenwindbedingte Unfälle registriert, bei denen es 1354 Verletzte und 43 Tote gab. Die direkten jährlichen Kosten aufgrund dieser Unfälle werden dabei auf etwa 16 Millionen Dollar geschätzt. Diese Unfälle passieren hauptsächlich an bekannten, besonders exponierten und gefährlichen Stellen, an denen es zu extremen, unvorhersehbaren Böen kommen kann. Diese plötzlichen sehr starken Winde sind für Fahrer sehr schlecht einzuschätzen, so dass es hier zu einer Häufung von schweren seitenwindinduzierten Unfällen kommt. Hierbei kippen aber natürlich nicht alle LKW um, die an den exponierten Stellen vorbeifahren, sondern versagen nur mit einer gewissen, unbekanntem Wahrscheinlichkeit.

Die vorhergehenden Erläuterungen zeigen, dass Untersuchungen zu Kraftfahrzeugen und hier insbesondere zu LKW unter starkem Seitenwind, sinnvoll und notwendig sind. Weiterhin ist eine rein deterministische Betrachtung nicht ausreichend, und es muss auf ein stochastisches Böenmodell übergegangen werden, um die Anregung der Kraftfahrzeuge realistisch beschreiben zu können.

1.2 Thema der Arbeit

Der durchgehende rote Faden dieser Arbeit ist die Untersuchung der Seitenwindstabilität von Schienen- und Kraftfahrzeugen. Aufgrund zahlreich vorhandener Unsicherheiten in der Wind- und Fahrbahnanregung und in den Fahrzeug-/Fahrersystemen kann keine deterministische Betrachtung der Seitenwindproblematik erfolgen, und es muss zwingend eine probabilistische Analyse durchgeführt werden. Die Quantifizierung der Seitenwindstabilität erfolgt hierbei über die Versagenswahrscheinlichkeit des jeweiligen Systems. Somit ist das Hauptziel der vorliegenden Arbeit die Ermittlung der Wahrscheinlichkeiten, dass das Schienen- oder Kraftfahrzeugmodell umkippt oder eine unzulässig große Spurabweichung erfährt. Ein weiterer äußerst wichtiger Punkt ist die Bestimmung der Einflüsse der Zufallsvariablen, der deterministischen Parameter und

der Parameter der Wahrscheinlichkeitsdichtefunktionen auf die Seitenwindstabilität, um Hinweise auf eine mögliche Risikoreduktion der Systeme zu erhalten.

Eine probabilistische Betrachtung der Fahrzeugsysteme und die Beurteilung der Seitenwindstabilität über Versagenswahrscheinlichkeiten ist ein typischer Ansatz aus einer Risikoanalyse, wie sie für Bahnanwendungen, siehe [2], Vorschrift ist.

Die in dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen können mit den beiden Schlagworten **Zuverlässigkeitsanalyse** und **Sensitivitätsanalyse** zusammengefasst werden.

1.2.1 Literaturüberblick Schienenfahrzeuge

In diesem Abschnitt soll eine kurze Einführung über die aus der Literatur bekannten Berechnungsverfahren gegeben werden. Die folgende Auflistung erhebt keinen Anspruch auf Vollständigkeit, sondern möchte nur einen kleinen Überblick über das Thema geben und gewisse Grundkonzepte erläutern.

Die erste probabilistische Betrachtung der Seitenwindstabilität von Schienenfahrzeugen stammt von Cooper [58] und [61], der die von Davenport, siehe z.B. [65], [66] und [67], zur Auslegung von windbelasteten Bauwerken entwickelten Methoden auf den Schienenverkehr anwendete und Versagenswahrscheinlichkeiten als Maß für das Entgleisungs- und Überschlagsrisiko angibt.

Die betrachtete Strecke wird hierbei in Abschnitte aufgeteilt, in denen jeweils die gleispezifischen und mikro-meteorologischen Bedingungen als konstant angenommen werden können (z.B. Kurvenabschnitte, Brücken, Tunnel, ...). Die auf der 3[s]-Böe basierenden kritischen Windgeschwindigkeiten pro Abschnitt, bei der das Schienenfahrzeug versagt, werden über ein deterministisches und analytisches Modell berechnet. Nach Kenntnis der kritischen Geschwindigkeiten kann über eine Extremwertverteilung der maximalen Windböen die Überschreitungswahrscheinlichkeiten in den jeweiligen Abschnitten bestimmt werden. Der Richtungseinfluss der maximalen Windgeschwindigkeiten wird mit einer Integration über alle Winkel unter Berücksichtigung der Dichtefunktion beachtet. Nach Multiplikation der einzelnen Teilwahrscheinlichkeiten mit der Aufenthaltswahrscheinlichkeit des Schienenfahrzeugs in dem jeweiligen Abschnitt ergibt sich nach Summation über alle Teilwahrscheinlichkeiten die Gesamtversagenswahrscheinlichkeit pro Strecke.

Dieses Konzept ist in die Normen der britischen Zugbetreiber eingeflossen, siehe [1], und wurde in [35] zur Risikoabschätzung der Strecke "West Coast Main Line" eingesetzt. Die hierbei verwendete Methode berücksichtigte zusätzlich noch den Effekt von variabler Reisegeschwindigkeit des Zuges in den Streckenabschnitten.

Sehr ähnlich wie das Verfahren von Cooper ist auch das in Schweden entwickelte Konzept zur Risikoabschätzung der Seitenwindgefahr des Zugverkehrs, siehe [3]. Der Unterschied besteht sowohl in der Einführung eines Abminderungsfaktors, der anrechnet, dass nicht alle Überschreitungen der kritischen Windgeschwindigkeit sofort zu einem Entgleisen oder Überschlagen des Schienenfahrzeugs führen als auch in der Anwendung der Mehrkörperdynamiksimulation zur Bestimmung der kritischen Windgeschwindigkeiten. Weiterhin wird eine Risikomatrix mit fünf Risikoklassen eingeführt, wobei das Versagen aufgrund von Seitenwind in die zwei kritischsten Klassen eingestuft wird. Besonders interessant ist die Einführung von Häufigkeiten mit denen ein Unfall erfolgen darf, da solche Schranken zeigen, welche Risiken wie stark von der Gesellschaft tole-

riert werden. Für die beiden genannten Klassen liegen die Grenzen jeweils bei 10^{-9} und 10^{-11} Unfällen pro Zugkilometer. Ob diese Grenzen hoch oder niedrig sind, muss der Leser für sich selbst entscheiden.

Das Sicherheitskonzept der DB AG war bis 2006 in der Richtlinie 401, siehe [73], beschrieben und wurde unter anderem in [193] und [144] publiziert. Seit 2006 ist die neue Richtlinie 80704, siehe [106] und [209], in Kraft, die sich sehr stark an dem europäischen Normenvorschlag [165] orientiert. Auch bei dieser Methode wird die betrachtete Strecke in einzelne Abschnitte aufgeteilt, und die maximal zulässigen Windgeschwindigkeiten werden über Mehrkörperdynamiksimulationen (Hochgeschwindigkeitsverkehr und Doppelstockfahrzeuge) oder über einen quasistatischen Ansatz unter Vernachlässigung von dynamischen Effekten bestimmt. Das in [73] bei der Mehrkörpersimulation verwendete künstliche Windmodell ist in Abbildung 5.8 dargestellt. Ausgehend von den kritischen Windgeschwindigkeiten in den einzelnen Abschnitten werden über vorhergehende meteorologische Messungen die Auftretenshäufigkeiten dieser Windgeschwindigkeiten bestimmt. Das Risikomaß ergibt sich dann über die auf 10^6 Zug-Kilometer bezogene kumulative Überschreitungshäufigkeit. Die Seitenwindstabilität eines Schienenfahrzeugs wird über den Vergleich mit einem als sicher geltenden Referenzverkehr nachgewiesen. Ist die Auftretenshäufigkeit kleiner oder gleich der des Referenzverkehrs, so gilt das Fahrzeug als sicher. Ist sie größer, so werden Nachbesserungen an der Konstruktion erforderlich, oder die Streckenabschnitte mit einer großen Auftretenswahrscheinlichkeit von starken Winden müssen, z.B. über Windzäune, entschärft werden. Das Referenzniveau für den Hochgeschwindigkeitsverkehr ist der ICE 2 mit Steuerwagen voraus auf der Strecke Hannover-Würzburg.

Ein wichtiger Punkt in dem vorgestellten Sicherheitskonzept ist die genaue und zuverlässige Vorhersage der Windgeschwindigkeitsverteilungen entlang der Strecke zur Bestimmung der Auftretenshäufigkeiten. In den Veröffentlichungen [161] und [110] wird hierauf Bezug genommen. Ein weiterer Baustein im Sicherheitskonzept der DB AG ist ein Windwarnsystem, das eine Extrapolation der Windgeschwindigkeit entlang der Strecke für zwei Minuten in die Zukunft durchführt und das zu einer sofortigen Reduktion der Zuggeschwindigkeit verwendet wird, siehe [113].

In Frankreich wurde ein solches Windwarnsystem erfolgreich auf der Strecke des "TGV-Mediterranée" implementiert, siehe [69]. Für diese Linie wird das Warnsystem als Ersatz für Windzäune eingesetzt. Die Reduzierung des Überschlagrisikos erfolgt somit alleine durch eine Verringerung der Fahrgeschwindigkeit des Zuges. Die Prädiktion der Windgeschwindigkeit und der Windrichtung an der Strecke für vier Minuten im Voraus geschieht durch ein Autoregressionsmodell (AR), und die kritische Windgeschwindigkeit für den Zug wird über eine definierte, kritische Versagenswahrscheinlichkeit festgelegt. Der große Unterschied zwischen dem DB- und dem SNCF-Modell liegt in den durchgeführten probabilistischen Betrachtungen für die französische Strecke, bei denen die Transferkoeffizienten zwischen den Messstellen und der Strecke als normalverteilte Variablen betrachtet werden, und in der Festlegung einer Referenzwahrscheinlichkeit zur Bestimmung der kritischen Windgeschwindigkeit.

Das japanische Risikomanagement basiert vor allem auf einem Windwarnsystem, das den Zugverkehr auf bestimmten Strecken komplett einstellt, wenn auf diesen Abschnitten eine kritische, vorher festgelegte Windgeschwindigkeit (meistens $30 \frac{\text{m}}{\text{s}}$) oder

25 $\left[\frac{\text{m}}{\text{s}}\right]$) überschritten wird. Der Verkehr wird dann wieder aufgenommen, wenn die Windgeschwindigkeit mehr als 30 Minuten unterhalb dieser kritischen Windgeschwindigkeit liegt, siehe [91]. Neuere Ansätze schätzen die Überschreitung und auch die darauf folgende Unterschreitung der kritischen Windgeschwindigkeit im Voraus durch Anwendung von Kalman-Filtern. Hierdurch konnten in Japan deutliche Verbesserungen im Hinblick auf Sicherheit und Vermeidung von unerwünschten Verzögerungen erzielt werden, siehe [118] und [195].

Aus dem Zwang zur europäischen Interoperabilität hat sich das deutsch-französische DeuFraKo-Projekt “Seitenwindverhalten von Schienenfahrzeugen“ ergeben, siehe [74] und [94], dessen Ergebnisse zum großen Teil in die europäische Norm [165] eingeflossen sind. In dem DeuFraKo Ansatz werden die Schienenfahrzeuge und die Strecken getrennt voneinander auf Seitenwindsicherheit überprüft und über Vergleiche mit Referenzfahrzeugen und Referenzstrecken zertifiziert. Die Analyse der Fahrzeuge geschieht durch Mehrkörperdynamiksimulationen und durch quasistatische Ansätze. Sind das untersuchte Schienenfahrzeug und die Strecke nicht besser oder gleich gut wie die Referenz, so kann im Unterschied zur RIL 401 die Seitenwindstabilität auch durch eine Risikoanalyse erfolgen, bei der nachgewiesen werden muss, dass ein gewisses festgelegtes Sicherheitsniveau nicht unterschritten wird. Diese Risikoanalyse muss aber wieder spezifisch für ein Fahrzeug auf einer einzelnen Strecke durchgeführt werden und gilt nicht mehr universell für das komplette Streckennetz.

Die kritischen Windgeschwindigkeiten entlang der Strecke werden bei diesem Konzept unter Benutzung des sogenannten “Chinese-Hat“ Böenmodells berechnet, das nahezu identisch mit dem in dieser Arbeit benutzten Modell ist, siehe Abbildung 5.14. Die Überschreitungswahrscheinlichkeiten der kritischen Windgeschwindigkeiten entlang der Strecke werden als bedingte, von der mittleren Windgeschwindigkeit und von der Windrichtung abhängige Wahrscheinlichkeiten modelliert, und die Versagenswahrscheinlichkeiten eines Fahrzeugs ergeben sich aus Integration der bedingten Versagenswahrscheinlichkeiten über die Windrichtung und über die mittlere Windgeschwindigkeit. Die gesamte, auf die komplette Strecke bezogene Wahrscheinlichkeit wird über eine Betrachtung der Strecke als eine serielle Abfolge von Teilversagenswahrscheinlichkeiten gewonnen. Eine Berücksichtigung der Aufenthaltswahrscheinlichkeit des Zuges an exponierten Stellen erfolgt bei diesem Ansatz aber nicht.

Allen vorgestellten Konzepten liegt eine deterministische Berechnung der kritischen Windgeschwindigkeit für das Schienenfahrzeug zugrunde, ohne die Unsicherheiten im Fahrzeug und in der momentanen Windanregung selbst mitzunehmen. Ein probabilistischer Ansatz, der die aerodynamischen Roll- und Auftriebskoeffizienten und die Böenamplitude und Böendauer stochastisch modelliert, wurde von Carrarini, siehe [41], [42] und [43], vorgeschlagen. Hierbei kann also nicht mehr eine kritische Windgeschwindigkeit angegeben werden, sondern nur noch eine bedingte Wahrscheinlichkeit, dass das Fahrzeug versagt, wenn eine gewisse mittlere Windgeschwindigkeit auftritt. Die Versagenswahrscheinlichkeiten wurden über eine 1-cos Böe unter Vernachlässigung von Turbulenz und Gleislagefehlern berechnet.

1.2.2 Literaturüberblick Kraftfahrzeuge

Die Dynamik von Kraftfahrzeugen ist ein weites und gut erforschtes Gebiet, auf dem seit Anfang des 19. Jahrhunderts, traditionell besonders stark in Deutschland, umfangreiche Arbeiten durchgeführt wurden. Eine vollständige Literaturrecherche muss zwangsläufig scheitern, so dass hier nur ein kleiner Ausschnitt zur Lateraldynamik dargestellt wird. Die augenscheinlich wichtigsten Überblickveröffentlichungen sind die Bücher [152] und [115].

Die Fahrzeugdynamik lässt sich grob in die Aspekte Longitudinal-, Lateral- und Vertikaldynamik einteilen. Die Seitenwindstabilität von Kraftfahrzeugen ist hierbei ein Teilgebiet der Lateraldynamik, das sich wiederum in unterschiedliche Kategorien aufteilen lässt. Es kristallisieren sich hierbei zwei Bereiche heraus.

PKW-Dynamik

Bei der Betrachtung der Seitenwindstabilität von PKW sind die Spurabweichung des Fahrzeugs und das subjektive Komfortempfinden des Fahrers die entscheidenden Untersuchungskriterien. Dies liegt vor allem an der Tatsache, dass bei einem PKW die Rutschgrenze kleiner als die Kippgrenze ist. Daher wird ein seitlich nicht blockiertes Fahrzeug (Blockierung z.B. durch einen Bordstein) zuerst seitlich wegrutschen, bevor es sich überschlägt. Aufgrund dieser Eigenschaft wird in der Literatur das Überschlagen komplett vernachlässigt, und es werden nur die beiden Merkmale Spurabweichung und Komfortempfinden betrachtet, wobei Komfortempfinden ein recht unscharfes Kriterium ist, mit dem sich erst neuere Arbeiten beschäftigen, siehe [210] und [72]. Eine Veröffentlichung, die sich mit dem Überschlagen von seitlich blockierten PKW befasst, ist [85].

Als erste wegweisende Arbeit auf dem Gebiet der Seitenwindstabilität von Kraftfahrzeugen muss die Veröffentlichung [177] genannt werden, in der das bis heute verwendete Halbspurmodell und das bekannte, proportional zur Schräglaufsteifigkeit angenommene Reifen-Kraftelement eingeführt wurde. Unter der Annahme von konstantem Seitenwind wird der stationäre Lenkeinschlag bestimmt, der benötigt wird, um das Fahrzeug auf der Sollspur zu halten.

Aufbauend auf diesen Ergebnissen wurden, zum Beispiel in den Arbeiten [93], [201], [34], [151], [99], [211], [205], [141], [126] und [120], weiterführende Fahrer- und Seitenwindmodelle untersucht. Die analysierten Fahrermodelle reichen hierbei von einem festgehaltenen Steuer, über den idealen Fahrer, der dem Wagen eine kinematische Nebenbedingung aufprägt, bis zu mehr oder minder komplizierten Reglermodellen. Als Seitenwindanregung wird sehr oft eine konstante Geschwindigkeit oder ein Geschwindigkeitssprung berücksichtigt, da eine solche Beaufschlagung des Fahrzeugs sehr gut in Seitenwindanlagen oder in Windkanälen modelliert werden kann. Dies ist sicherlich auch der Grund dafür, dass bis heute solche unnatürlichen Windmodelle verwendet werden. Die Betrachtung des Windes als einen stochastischen Prozess wird in den Arbeiten [151] und [211] im Frequenzbereich und in der Arbeit [53] im Zeitbereich durchgeführt. Die Bewertung der Seitenwindstabilität von Kraftfahrzeugen durch Messungen während realer Fahrversuche über Land erfolgte in [211].

Ein moderner Ansatz ist die Untersuchung von Fahrzeugreaktionen im Fahrsimulator, siehe [143] und [54]. Dem im Simulator nachmodellierten Fahrzeug, gelenkt durch eine reale Testperson, wird ein gemessenes Windsignal aufgeprägt und anhand der erzielten

Ergebnisse kann das Fahrzeug bezüglich des Seitenwindverhaltens optimiert werden. Die automatische Kompensierung von Windeinflüssen durch eine Lenkregelung wird in [216] aufgezeigt.

LKW-Dynamik

Die Seitenwindstabilität von LKW wird in großem Maße von der Überschlagssicherheit des Fahrzeugs geprägt. Anders als bei einem PKW ist bei einem LKW auf trockener Fahrbahn die Kippgrenze geringer als die Rutschgrenze, siehe [213].

Veröffentlichte Untersuchungen zum Kippen von LKW teilen sich in Arbeiten auf, die sich entweder mit dem Überschlagen aufgrund kritischer Fahrmanöver oder aufgrund starken Seitenwindes beschäftigen. Bei den letztgenannten Arbeiten wird auch immer noch die Spurabweichung und das seitliche Wegrutschen mitbetrachtet.

Eine der ersten Arbeiten zum Überschlagen von LKW ist [187], in der ein 37.5 [t] Auflieger-Fahrzeug nichtlinear modelliert und auf kritische Fahrmanöver hin untersucht wurde. Ein charakteristisches Ergebnis dieser Forschung ist der große Einfluss der Wanksteifigkeit auf die Kippsicherheit von schweren Fahrzeugen mit relativ hohem Schwerpunkt.

Auf diesen Ergebnissen aufbauend beschäftigen sich die Veröffentlichungen [135], [185], [149] und [159] mit der aktiven Regelung von Wanksteifigkeiten zur Reduzierung der Kippgefahr. In [47] wird hierzu eine aktive Steuerung des Anhängers vorgeschlagen. Einen guten Überblick über die unterschiedlichen Kriterien zur Bestimmung der Überschlagsstabilität von LKW geben die Arbeiten [140], [117] und [100], letztere mit einem ausführlichen Literaturüberblick.

Aufgrund der geographischen Lage von Großbritannien sind hier häufig Unfälle wegen starken Seitenwindes zu beobachten. Diese Tatsache spiegelt sich auch in der hohen Anzahl von Veröffentlichungen wieder. Umfangreiche Arbeiten zur Seitenwindstabilität von Kraftfahrzeugen sind von Baker und seiner Gruppe, siehe [14], [15], [55], [19], [56], [20] und [172], geleistet worden. Baker berechnet die Versagenswahrscheinlichkeit von LKW unter starkem Seitenwind im Frequenz- und Zeitbereich, wobei aber das Fahrzeugmodell deterministisch betrachtet wird und nur die Auftretenswahrscheinlichkeiten der kritischen Windgeschwindigkeiten in die Bestimmung der Versagenswahrscheinlichkeit einfließt.

Eine vollständig probabilistische Betrachtung der Seitenwindstabilität von Kraftfahrzeugen und hier besonders von Omnibussen ist in [197] und [202] vorgenommen worden. Die Versagenswahrscheinlichkeiten werden hier über eine FORM Analyse (siehe 2.3.1) berechnet. Der Seitenwind wird als konstant angenommen und turbulente Schwankungen werden komplett vernachlässigt. Auf die Veröffentlichung [197] bezieht sich auch Carrarini in seiner Arbeit [42], und somit sollte in diesem Kontext ihr hoher Stellenwert betont werden.

1.2.3 Ansätze und Vorgehensweise

Diese Arbeit baut auf den Arbeiten [42], [197] und [202] auf und erweitert sie. Es wird basierend auf dem Constrained Simulation Ansatz [31] aus dem vollständig turbulenten Windsignal ein stochastisches Böenmodell aufgestellt und eine für bewegte und ausgedehnte Fahrzeuge statistisch konsistente Windanregung hergeleitet. Hierdurch

und unter Annahme eines Poisson-Prozesses für das Versagen kann das ursprünglich zeitabhängige Zuverlässigkeitsproblem zwanglos auf ein zeitinvariantes Problem zurückgeführt werden. Dieser Ansatz stellt eine konsistente Reduktion der turbulenten Windanregung auf ein Böenmodell dar und führt zu einer deutlichen Verringerung des Berechnungsaufwands.

Die Zuverlässigkeitsuntersuchungen zum Schienenfahrzeugmodell werden mit semi-analytischen und rein numerischen Monte-Carlo Methoden durchgeführt, wobei zusätzlich auch die Einflüsse der Turbulenz und der Gleislagefehler berücksichtigt werden. Umfangreiche lokale und globale Sensitivitätsanalysen zeigen die Einflüsse der Zufallsvariablen, der deterministischen Konstruktionsparameter und der Wahrscheinlichkeitsdichteparameter auf. Die Anwendung der neu entwickelten MLSQ-IS/FORM Methode (siehe 3.2.3) zur Sensitivitätsanalyse unsicherer Wahrscheinlichkeitsdichteparameter ist erfolgreich und führt zu sehr guten Ergebnissen. Die berechneten Versagenswahrscheinlichkeiten des Schienenfahrzeugmodells werden weiterhin für eine Untersuchung eines typischen Streckenabschnitts verwendet. Außerdem kann mit dem Poisson-Prozess Modell die Fahrt eines Zuges durch einen fiktiven Sturm betrachtet werden.

Die Untersuchungen zur Kraftfahrzeugdynamik erfolgen an einem hochgradig nichtlinearen LKW/Fahrer-Halbspurmodell mit Nick- und Wankerweiterung. Im Gegensatz zu bisherigen Arbeiten wird ein konsistentes und turbulentes Böenmodell verwendet, das auf der Von Kármán Spektraldichte beruht. Unter Verwendung von varianzreduzierenden Monte-Carlo Methoden werden die Versagenswahrscheinlichkeiten für trockene und glatte Fahrbahn unter Einfluss von Turbulenz und Fahrweganregung und für konstante und abnehmende Fahrgeschwindigkeiten bestimmt. Globale Sensitivitätsanalysen zeigen die Empfindlichkeit der Versagenswahrscheinlichkeit auf Variation von Zufallsvariablen und Wahrscheinlichkeitsdichteparametern. Zum Abschluss werden die berechneten Versagenswahrscheinlichkeiten zur Risikoabschätzung einer ausgezeichneten Wegstrecke verwendet.

1.3 Gliederung der Arbeit

Die vorliegende Arbeit gliedert sich in 8 Kapitel und schließt mit einem Anhang. Kapitel 1 ist die Einleitung.

Kapitel 2 gibt einen Überblick über die verwendeten Methoden aus der Zuverlässigkeitsanalyse. Ausgehend von der Transformation von Zufallsvariablen werden wichtige Approximationsmethoden und ausgewählte Monte-Carlo Methoden vorgestellt. Ein wichtiges Augenmerk liegt bei den Monte-Carlo Methoden auf den varianzreduzierenden Verfahren, die ein viel besseres Konvergenzverhalten besitzen als reine Monte-Carlo Simulation. Weiterhin werden Antwortflächenverfahren beschrieben, und es wird ein kleiner Überblick über Methoden aus der Extremwerttheorie gegeben.

Kapitel 3 beschäftigt sich mit unterschiedlichen lokalen und globalen Verfahren aus der Sensitivitätsanalyse. Qualitative und quantitative Methoden zur Untersuchung der Einflüsse von Zufallsvariablen, von deterministischen Konstruktionsparametern und von Parametern der Wahrscheinlichkeitsdichtefunktionen auf die Versagenswahrscheinlichkeit werden beschrieben.

Das 4. Kapitel gibt einen Überblick über den atmosphärischen Wind und über seine Charakterisierung als räumlich und zeitlich verteilter, stochastischer Prozess. Die für

die Berechnung von Fahrzeugen wichtige Beschreibung der turbulenten Windanregung auf ein bewegtes Objekt wird bereitgestellt.

In Kapitel 5 werden unterschiedliche Modelle der Windanregung vorgestellt und ihre Eigenschaften und Anwendungsgrenzen aufgezeigt. Nach einer generischen Betrachtung der Windkräfte und der aerodynamischen Widerstandskoeffizienten wird die aerodynamische Admittanzfunktion eingeführt. Ausgehend von einem turbulenten Windprozess erfolgt die Herleitung einer statistisch abgesicherten Böencharakteristik, und die resultierenden Windkräfte und Windmomente werden bestimmt.

Das Mehrkörpersystem und die Ergebnisse zur Zuverlässigkeits- und Sensitivitätsanalyse von Schienenfahrzeugen unter starkem Seitenwind werden in Kapitel 6 vorgestellt. Kapitel 7 beschäftigt sich mit dem Aufstellen des Mehrkörperdynamikmodells des Kraftfahrzeugs und mit der Beschreibung der Ergebnisse der Zuverlässigkeits- und Sensitivitätsanalyse.

Mit dem Kapitel Zusammenfassung und dem Anhang schließt diese Arbeit.

Im Anhang A werden wahrscheinlichkeitstheoretische Grundbegriffe und die in der Arbeit oft verwendete Spektrale Zerlegung erklärt. Anhang B gibt einen kurzen Überblick über den Poisson-Prozess, und Anhang C erläutert anhand von zwei Beispielen die Anwendung der Subset Simulation auf Zuverlässigkeitsprobleme.

Kapitel 2

Methoden der Zuverlässigkeitsanalyse

Die Beurteilung von Systemen im Hinblick auf sicherheitstechnische Fragestellungen erfolgt im Rahmen der Zuverlässigkeitsanalyse mit Hilfe der Versagenswahrscheinlichkeit P_f als Kenngröße. Die Versagenswahrscheinlichkeit gibt an, wie groß die Wahrscheinlichkeit ist, dass ein System, z.B. während eines Zeitintervalls $[0, T_f]$, versagt. Versagen bedeutet hierbei, dass das System seine zugeordneten Aufgaben nicht mehr vollständig erfüllen kann. Formelmäßig kann die Versagenswahrscheinlichkeit einer Struktur mit einem charakteristischen Widerstand W und einer charakteristischen Belastung L durch die Gleichung

$$P_f = P(W \leq L) = P\left(\frac{L}{W} \geq 1\right) = P\left(1 - \frac{L}{W} \leq 0\right) \quad (2.1)$$

beschrieben werden, siehe [188].

2.1 Zuverlässigkeit von Systemen

In der Zuverlässigkeitsanalyse wird der Zustand eines Systems im Allgemeinen durch eine Grenzzustandsfunktion

$$g^*(\mathbf{y}) = 0 \quad (2.2)$$

beschrieben, die den sicheren Überlebensbereich (S^*), $g^*(\mathbf{y}) > 0$ vom Versagensbereich (F^*), $g^*(\mathbf{y}) \leq 0$ trennt, siehe Abbildung 2.1. Die Versagenswahrscheinlichkeit berechnet sich über das Wahrscheinlichkeitsintegral

$$P_f = 1 - P_s = \int_{F^*} f(\hat{\mathbf{y}}) d\hat{\mathbf{y}}, \quad (2.3)$$

wobei $f(\hat{\mathbf{y}})$ die Verbundwahrscheinlichkeitsdichtefunktion der beliebig verteilten und korrelierten Zufallsvariablen \mathbf{y} ist. Die numerische Auswertung des Integrals (2.3) ist für eine große Anzahl von Zufallsvariablen äußerst aufwendig. Dies gilt insbesondere dann, wenn die Grenzzustandsfunktion nicht in expliziter Form vorliegt, sondern für jeden Punkt $\hat{\mathbf{y}}_i$ über eine numerische Simulation des Systems (z.B. Mehrkörperdynamik- oder Finite-Elemente-Simulation) bestimmt werden muss. Aus diesem Grund wurden in der Zuverlässigkeitstheorie Approximationsmethoden und spezielle numerische Verfahren

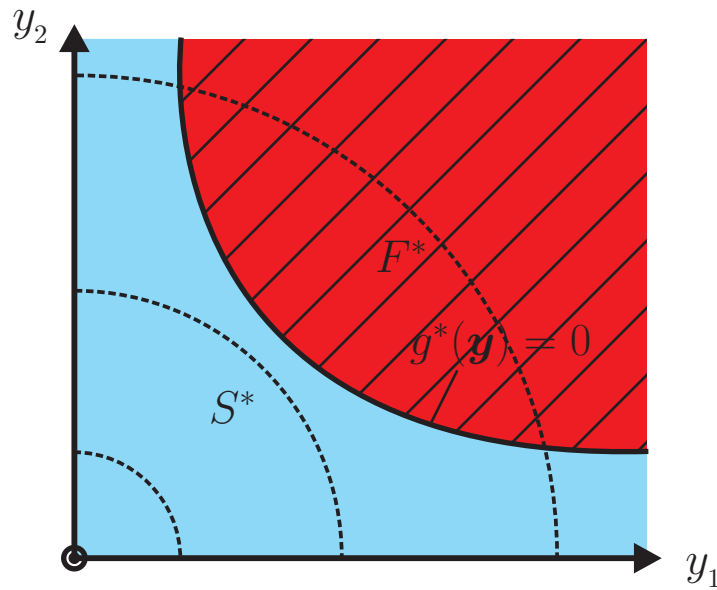


Abbildung 2.1: Grenzzustandsfunktion mit Überlebens- (S^*) und Versagensbereich (F^*).

entwickelt, die eine schnellere und effizientere Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit ermöglichen. Einen guten Überblick zu diesen Verfahren liefern die Artikel [189], [190], [191], [86] und [173] und die Bücher [81] und [142].

Die für die Anwendung wichtige Bewertung der in dieser Arbeit benutzten Zuverlässigkeitsmethoden im Hinblick auf Fehlerabschätzung und Anwendbarkeit für eine große Anzahl von Zufallsvariablen erfolgt jeweils am Ende der zugehörigen Abschnitte, in denen die Methoden beschrieben werden.

2.1.1 Parallel und seriell geschaltete Systeme

Bei der Ermittlung der Versagenswahrscheinlichkeit von Systemen, die selbst wieder aus einer Vielzahl von vernetzten Subsystemen bestehen, muss zwischen parallel und seriell geschalteten Systemen unterschieden werden. Aus den Versagenswahrscheinlichkeiten dieser beiden Schaltungsprototypen können dann die Versagenswahrscheinlichkeiten von beliebig vernetzten Systemen bestimmt werden. Ein System mit zwei parallel

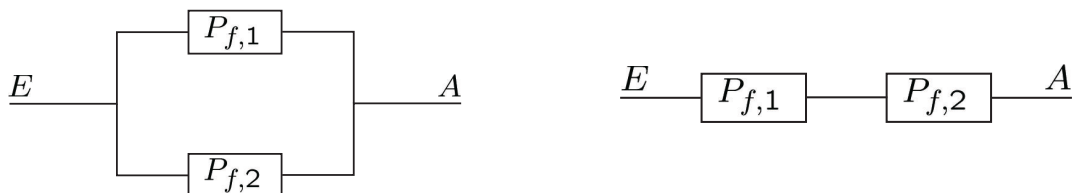


Abbildung 2.2: Schema paralleler Systeme. Abbildung 2.3: Schema serieller Systeme.

geschalteten Subsystemen versagt, wenn beide Subsysteme ausfallen. Somit berechnet sich die Versagenswahrscheinlichkeit des parallelen Systems zu

$$P_f^{\text{parallel}} = P_{f,1} P_{f,2}. \quad (2.4)$$

Ein System mit zwei seriell geschalteten Subsystem fällt aus, wenn eines der beiden Subsysteme versagt. Die Überlebenswahrscheinlichkeit ergibt sich hieraus zu

$$P_s^{\text{seriell}} = (1 - P_{f,1}) (1 - P_{f,2}) \quad (2.5)$$

und daraus die Versagenswahrscheinlichkeit zu

$$P_f^{\text{seriell}} = 1 - (1 - P_{f,1}) (1 - P_{f,2}). \quad (2.6)$$

Erweitert auf N parallel oder seriell geschaltete Systeme ergeben sich dann die Ausfallwahrscheinlichkeiten zu

$$P_f^{\text{parallel}} = \prod_{i=1}^N P_{f,i} \quad \text{oder} \quad P_f^{\text{seriell}} = 1 - \prod_{i=1}^N (1 - P_{f,i}). \quad (2.7)$$

Die in dieser Arbeit behandelten Modelle können ausnahmslos als serielle Systeme betrachtet werden.

2.2 Transformation von Zufallsvariablen

In der Zuverlässigkeitsanalyse ist es üblich und für die Approximationsmethoden auch zwingend erforderlich, die physikalische Größen beschreibenden, beliebig verteilten und korrelierten Zufallsvariablen \mathbf{y} über die im Allgemeinen nichtlineare Transformationsbeziehung

$$\mathbf{y} = \mathbf{T}(\mathbf{z}) \quad (2.8)$$

auf dimensionslose, standard-normalverteilte Variablen $\mathbf{z} \sim \mathcal{N}(0, 1)$ zu transformieren. In der Literatur existieren unterschiedliche Transformationsmethoden, die je nach vorliegender Information über die physikalischen Variablen \mathbf{y} und je nach zu benutzender Approximationsmethode vorteilhaft eingesetzt werden können.

Die Rosenblatttransformation ist bei vollständiger Kenntnis der Verbundverteilungsfunktion

$$P(y_1 \leq \hat{y}_1, \dots, y_n \leq \hat{y}_n) = F(\hat{y}_1, \dots, \hat{y}_n) \quad (2.9)$$

durch die sukzessiv auszuführenden Transformationen

$$\begin{aligned} \Phi(\hat{z}_1) &= F(\hat{y}_1), \\ \Phi(\hat{z}_2) &= F(\hat{y}_2 | y_1 = \hat{y}_1), \\ &\vdots \\ \Phi(\hat{z}_n) &= F(\hat{y}_n | y_1 = \hat{y}_1, y_2 = \hat{y}_2, \dots, y_{n-1} = \hat{y}_{n-1}) \end{aligned} \quad (2.10)$$

definiert, siehe [180] und [142], wobei gewährleistet sein muss, dass alle Variablen \mathbf{y} vollständig kontinuierlich und alle Randverteilungen und bedingten Verteilungen streng monoton steigend sind. Diese beiden letzten Bedingungen sind in der Praxis fast immer erfüllt. Das Symbol $\Phi(\cdot)$ bezeichnet in Gleichung (2.10) die kumulative Standard-Normalverteilung.

Liegen aus Messungen nicht die vollständigen Verbundwahrscheinlichkeiten, sondern nur die einfacher zu bestimmenden Randverteilungen und die zugehörigen Korrelationskoeffizienten ρ_{yy} der Variablen vor, so kann vorteilhaft die Nataf-Transformation eingesetzt werden. Die Nataf-Transformation basiert auf der Abbildung

$$\Phi(\hat{x}_i, \rho_{xx,i}) = F(\hat{y}_i) \quad (2.11)$$

der physikalischen Zufallsvariablen \mathbf{y} über die Randverteilungen auf korrelierte, normalverteilte Variablen $\mathbf{x} \sim \mathcal{N}(0, 1)$. Die korrelierten Zufallsvariablen transformieren sich dann über

$$\mathbf{z} = \mathbf{L}_x^{-1} \mathbf{x} \quad (2.12)$$

auf unkorrelierte, standard-normalverteilte Variablen \mathbf{z} , wobei \mathbf{L}_x eine aus der Cholesky-Zerlegung der normierten Korrelationsmatrix $\boldsymbol{\rho}_{xx}$ gewonnene untere Dreiecksmatrix ist. Die Korrelationsmatrix $\boldsymbol{\rho}_{xx}$ muss über einen nichtlinearen Zusammenhang aus der Korrelationsmatrix $\boldsymbol{\rho}_{yy}$ iterativ bestimmt werden, siehe hierzu [71] und [138]. Ist die Verteilungsfunktion der physikalischen Variablen ähnlich der Normalverteilung, so liefert die Entwicklung in Hermite-Polynome

$$\hat{y}_i = \sum_{k=1}^N a_k \text{He}_k(\hat{z}_i) \quad (2.13)$$

eine gute Näherung, siehe [96]. Die Koeffizienten a_k der Reihe können über den Momentenvergleich

$$\text{E}[y_i^n] = \text{E}\left[\left(\sum_{k=1}^N a_k \text{He}_k(z_i)\right)^n\right] \quad (2.14)$$

bestimmt werden, siehe [81]. Für stark von einer Normalverteilung abweichend verteilte Variablen müssen sehr viele Reihenglieder berücksichtigt werden, und für Zufallsvariablen mit beschränktem Definitionsgebiet können oft keine zufriedenstellenden Ergebnisse erzielt werden.

2.3 Approximationsverfahren

Die Approximationsverfahren geben Näherungen des Wahrscheinlichkeitsintegrals

$$P_f = \int_{F^*} f(\hat{\mathbf{y}}) d\hat{\mathbf{y}} = \int_F \varphi(\hat{\mathbf{z}}) d\hat{\mathbf{z}} \quad (2.15)$$

im Raum der standard-normalverteilten Zufallsvariablen \mathbf{z} mit dem transformierten Versagensgebiet F , $g(\mathbf{z}) \leq 0$ an.

2.3.1 FOSM, FORM und SORM

Die First Order Second Moment (FOSM) Methode basiert auf der Taylorentwicklung

$$g(\mathbf{z}) \approx g(\hat{\mathbf{z}}_0) + \sum_{i=1}^N \left. \frac{\partial g(\mathbf{z})}{\partial z_i} \right|_{\hat{\mathbf{z}}_0} \Delta z_i \quad (2.16)$$

der Grenzzustandsfunktion am noch zu bestimmenden Entwicklungspunkt $\hat{\mathbf{z}}_0$. Unter Berücksichtigung einer Normalverteilungshypothese für die Grenzzustandsfunktion kann mit dem Mittelwert

$$\mathbb{E}[g(\mathbf{z})] = \mu_g \approx g(\hat{\mathbf{z}}_0) \quad (2.17)$$

und der Varianz

$$\text{Var}[g(\mathbf{z})] = \sigma_g^2 \approx \sum_{i=1}^N \sum_{k=1}^N \left(\left. \frac{\partial g(\mathbf{z})}{\partial z_i} \frac{\partial g(\mathbf{z})}{\partial z_k} \right) \right|_{\hat{\mathbf{z}}_0} \mathbb{E}[\Delta z_i \Delta z_k] \quad (2.18)$$

die Versagenswahrscheinlichkeit mit

$$P_f = P(g \leq 0) \approx \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_g} \int_{-\infty}^0 \exp \left\{ -\frac{1}{2} \left(\frac{\hat{g} - \mu_g}{\sigma_g} \right)^2 \right\} d\hat{g} = \Phi \left(-\frac{\mu_g}{\sigma_g} \right) \quad (2.19)$$

angegeben werden, siehe hierzu [62], [142] und [188]. Die Güte der Approximation hängt in hohem Maße vom Entwicklungspunkt $\hat{\mathbf{z}}_0$ ab, wobei jedoch die Annahme einer Normalverteilung für die Grenzzustandsfunktion oft nicht gegeben ist. Die Normalverteilungshypothese setzt nämlich normalverteilte Zufallsvariablen und eine vollständig lineare Grenzzustandsfunktion voraus. Die Bestimmung des Mittelwertes und der Varianz der Grenzzustandsfunktion kann selbstverständlich auch durch eine Schätzung dieser Momente, z.B. über eine Monte-Carlo Simulation, erfolgen.

Die First Order Reliability Method (FORM) geht auf Hasofer und Lind [104] zurück und approximiert das Wahrscheinlichkeitsintegral (2.15) über die Gleichung

$$P_f = \Phi(-\beta), \quad (2.20)$$

wobei $\beta = \sqrt{\hat{\mathbf{z}}^T \hat{\mathbf{z}}}$ der kürzeste Abstand vom Koordinatenursprung der standard-normalverteilten Variablen zur Grenzzustandsfunktion ist, siehe Abbildung 2.4. Der Abstand β wird auch oft als Zuverlässigkeitsindex bezeichnet. Wie auch FOSM benötigt FORM für eine exakte Bestimmung der Versagenswahrscheinlichkeit normalverteilte Eingangsvariablen und eine lineare Grenzzustandsfunktion.

Der Abstand β berechnet sich zweckmäßigerweise über das Minimierungsproblem

$$\min_{g(\hat{\mathbf{z}})=0} (\hat{\mathbf{z}}^T \hat{\mathbf{z}}). \quad (2.21)$$

Es wird also der Punkt mit kleinstem Betrag gesucht, der auf der Grenzzustandsfunktion $g(\hat{\mathbf{z}}) = 0$ liegt. Dieser Punkt hat von allen Punkten auf der Grenzzustandsfunktion die größte Wahrscheinlichkeit und wird deshalb Most Probable Point (MPP) oder auch

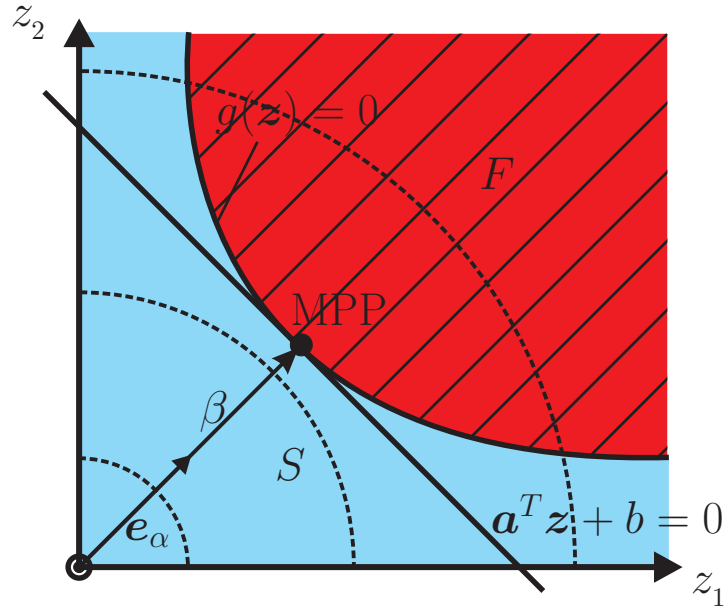


Abbildung 2.4: Schematische, 2-dim. Darstellung zur FORM.

Bemessungspunkt genannt. Einen guten Überblick über die bei FORM benutzten Optimierungsverfahren geben [174] und [139]. Die Grenzzustandsfunktion wird bei FORM, wie in Abbildung 2.4 skizziert ist, mit der linearen Funktion

$$g(\mathbf{z}) \approx \mathbf{a}^T \mathbf{z} + b = 0 \quad (2.22)$$

approximiert. Mit dem in die Richtung des MPP zeigenden Einheitsvektors $\mathbf{e}_\alpha = -\frac{\mathbf{a}}{\sqrt{\mathbf{a}^T \mathbf{a}}}$ kann der MPP als $\mathbf{z}_{\text{MPP}} = \mathbf{e}_\alpha \beta$ geschrieben werden. Ist nach erfolgreicher Optimierung der kürzeste Abstand zur Grenzzustandsfunktion bekannt, so ergibt sich die lineare Trennlinie zwischen dem Überlebens- und dem Versagensbereich zu

$$g^{\text{lin}}(\mathbf{z}) = -\frac{\mathbf{z}_{\text{MPP}}^T}{\|\mathbf{z}_{\text{MPP}}\|} \mathbf{z} + \underbrace{\|\mathbf{z}_{\text{MPP}}\|}_{=\beta}. \quad (2.23)$$

Für normalverteilte Zufallsvariablen \mathbf{y} und von Hause aus linearer Grenzzustandsfunktion $g^*(\mathbf{y}) = 0$ wird mit FORM die Versagenswahrscheinlichkeit P_f , wie im Folgenden gezeigt wird, exakt bestimmt. Mit der linearen Grenzzustandsfunktion der n Variablen

$$g^*(\mathbf{y}) = \mathbf{a}_*^T \mathbf{y} + b_*, \quad (2.24)$$

der linearen Transformation von normalverteilten Variablen

$$\mathbf{y} = \mathbf{L}_y \mathbf{z} + \boldsymbol{\mu}_y \quad (2.25)$$

und den Zerlegungen

$$\mathbf{C}_{yy} = \mathbf{L}_y \mathbf{L}_y^T, \quad [\det(\mathbf{L}_y \mathbf{L}_y^T)]^{\frac{1}{2}} = \det(\mathbf{L}_y) \quad \text{und} \quad (\mathbf{L}_y \mathbf{L}_y^T)^{-1} = \mathbf{L}_y^{-T} \mathbf{L}_y^{-1} \quad (2.26)$$

kann die Versagenswahrscheinlichkeit über das Integral

$$\begin{aligned} P_f &= \frac{1}{(2\pi)^{\frac{n}{2}} [\det(\mathbf{C}_{yy})]^{\frac{1}{2}}} \int_{g^*(\hat{\mathbf{y}}) \leq 0} \exp \left\{ -\frac{1}{2} (\hat{\mathbf{y}} - \boldsymbol{\mu}_y)^T \mathbf{C}_{yy}^{-1} (\hat{\mathbf{y}} - \boldsymbol{\mu}_y) \right\} d\hat{\mathbf{y}} \\ &= \frac{1}{(2\pi)^{\frac{n}{2}}} \int_{g(\hat{\mathbf{z}}) \leq 0} \exp \left\{ -\frac{1}{2} \hat{\mathbf{z}}^T \hat{\mathbf{z}} \right\} d\hat{\mathbf{z}} \end{aligned} \quad (2.27)$$

berechnet werden. Eine Drehung der Variablen

$$\mathbf{z} = z_{\perp} \mathbf{e}_{\alpha} + z_{\parallel} \quad (2.28)$$

senkrecht und parallel zur linearen Grenzzustandsfunktion vereinfacht die Integration von (2.27) zu

$$\begin{aligned} P_f &= \frac{1}{(2\pi)^{\frac{n}{2}}} \int_{g(\hat{\mathbf{z}}) \leq 0} \exp \left\{ -\frac{1}{2} (\hat{z}_{\perp} \mathbf{e}_{\alpha} + \hat{z}_{\parallel})^T (\hat{z}_{\perp} \mathbf{e}_{\alpha} + \hat{z}_{\parallel}) \right\} d\hat{z}_{\perp} d\hat{z}_{\parallel} \\ &= \frac{1}{(2\pi)^{\frac{n}{2}}} \int_{\mathbb{R}^{n-1}} \int_{(\hat{z}_{\perp} \leq -\beta)} \exp \left\{ -\frac{1}{2} (\hat{z}_{\perp}^2 + \hat{z}_{\parallel}^T \hat{z}_{\parallel}) \right\} d\hat{z}_{\perp} d\hat{z}_{\parallel} = \Phi(-\beta). \end{aligned} \quad (2.29)$$

Eine SORM (Second Order Reliability Method) Approximation der Grenzzustandsfunktion am MPP durch ein Polynom 2. Grades führt nach Breitung [36] auf die Näherungsformel

$$P_f = \Phi(-\beta) \prod_{i=1}^{n-1} (1 - \beta \kappa_i)^{-\frac{1}{2}}, \quad (2.30)$$

wobei κ_i die Hauptkrümmungen der Grenzzustandsfunktion am MPP sind. Die Berechnung der Krümmungen ist sehr aufwendig und oft mit großen numerischen Fehlern behaftet und führt daher nicht in allen Fällen zu einer besseren Approximation des Wahrscheinlichkeitsintegrals (2.15).

Ein großer Nachteil der in diesem Kapitel beschriebenen Approximationsverfahren ist, dass keine einfachen Fehlerabschätzungen möglich sind. Eine Verbesserung und Überprüfung der Ergebnisse erfolgt daher oft über vergleichende Monte-Carlo Simulationen. Weiterhin sind für eine große Anzahl von Zufallsvariablen die zur Auffindung des MPPs benötigten Optimierungsprozeduren relativ ineffizient, und es gibt keine Sicherheit dafür, dass der Algorithmus nicht in einem lokalen Minimum anhält. Für hochdimensionale und nichtlineare Zuverlässigkeitsprobleme verliert der Bemessungspunkt zusätzlich seine herausragende Bedeutung und kann nicht mehr ohne weiteres als ein Maß für die Sicherheit eines Systems angesehen werden, siehe [123].

2.4 Monte-Carlo Simulation

Unter Monte-Carlo Simulation wird in der Zuverlässigkeitstheorie die Schätzung der Versagenswahrscheinlichkeit über wiederholtes Bestimmen der Grenzzustandsfunktion $g(\mathbf{z})$ mit jeweils zufällig berechneten Stichproben $\hat{\mathbf{z}}$ verstanden. Nach Einführung der Indikatorfunktion

$$I\{g(\mathbf{z})\} = \begin{cases} 1, & g(\mathbf{z}) \leq 0 \\ 0, & g(\mathbf{z}) > 0 \end{cases} \quad (2.31)$$

kann das Wahrscheinlichkeitsintegral (2.15) und damit die Versagenswahrscheinlichkeit über die Gleichung

$$P_f = \int_{\mathbb{R}^n} I\{g(\hat{\mathbf{z}})\} \varphi(\hat{\mathbf{z}}) d\hat{\mathbf{z}} = \mathbb{E}[I\{g(\mathbf{z})\}] \quad (2.32)$$

mit der Dichte $\varphi(\hat{\mathbf{z}})$ der standard-normalverteilten Zufallsvariablen \mathbf{z} berechnet werden. Der Schätzer der Versagenswahrscheinlichkeit

$$\bar{P}_f = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N I\{g(\hat{\mathbf{z}}_i)\} \quad (2.33)$$

ist erwartungstreu ($E[\bar{P}_f] = \mu_{\bar{P}_f} = P_f$) und hat die Varianz

$$\text{Var}[\bar{P}_f] = \sigma_{\bar{P}_f}^2 = \frac{P_f(1-P_f)}{N}, \quad (2.34)$$

aus der sich der Variationskoeffizient zu

$$\delta_{MC} = \frac{\sigma_{\bar{P}_f}}{\mu_{\bar{P}_f}} = \sqrt{\frac{1-P_f}{NP_f}} \quad (2.35)$$

ergibt, siehe [171]. Zwei wichtige Eigenschaften der Monte-Carlo Simulation können anhand des Variationskoeffizienten aufgezeigt werden. Die Effizienz der Monte-Carlo Simulation hängt nicht von der Anzahl n der Zufallsvariablen, sondern nur von der Größe der Versagenswahrscheinlichkeit P_f und der Anzahl der ausgeführten Simulationen N ab. Ein einfaches Beispiel soll dies illustrieren. Für eine Versagenswahrscheinlichkeit von $P_f = 10^{-3}$ und einem gewünschten Variationskoeffizienten von $\delta_{MC} = 0.1$ sind

$$N = \frac{1 - 10^{-3}}{10^{-3} \cdot 0.01} \approx 100000 \quad (2.36)$$

Simulationsläufe notwendig. Für hochdimensionale und nichtlineare Probleme, bei denen eine einzige Auswertung der Grenzzustandsfunktion mehrere Minuten oder sogar Stunden dauern kann, ist somit eine Monte-Carlo Simulation nicht oder nur über massive Parallelisierung möglich, siehe [119].

Zur Untersuchung von komplexen Problemen mit hohen Rechenzeiten wurden sogenannte varianzreduzierende Verfahren entwickelt, bei der der Schätzer (2.33) schneller konvergiert und damit deutlich weniger Auswertungen der Grenzzustandsfunktion notwendig sind.

2.4.1 Latin-Hypercube Sampling

Beim Monte-Carlo Verfahren kann es durch das zufällige Erzeugen der Zufallsvariablen passieren, dass nicht der komplette Zufallsraum vollständig abgedeckt wird und somit manche Gebiete im Zufallsraum nicht erfasst werden. Dieser Nachteil wird mit dem Latin-Hypercube Sampling Verfahren (LHS) vermieden. Die n -Randverteilungen der Zufallsvariablen werden in i Intervalle mit gleichem Wahrscheinlichkeitsinhalt aufgeteilt. Hierdurch entsteht im n -dimensionalen Zufallsraum ein Gitter (Hypercube) mit i^n Zellen, in dem i Punkte so verteilt werden, dass jedes Intervall der Randverteilungen genau einmal berücksichtigt wird.

Es kann gezeigt werden, dass die Varianz des Schätzers aus einer LHS Simulation immer kleiner ist als der aus einer reinen Monte-Carlo Simulation [147]. Einen guten Überblick über die LHS Simulation und ihre Anwendung in der Sensitivitäts- und Zuverlässigkeitsanalyse geben die Artikel [147], [108] und [160].

2.4.2 Importance Sampling

Wird die Bestimmung des Schätzers (2.33) als ein Bernoulli-Experiment mit N Wiederholungen betrachtet, so ergibt sich über den Mittelwert die Anzahl von Punkten im Versagensgebiet zu $k = NP_f$. Die niedrige Versagenswahrscheinlichkeit und damit der kleine Wert k sind ein Grund für die große Varianz der reinen Monte-Carlo Simulation. Durch Importance Sampling (IS) wird nun versucht, die Anzahl der Punkte im Versagensbereich zu erhöhen und damit die Varianz des Schätzers zu verringern.

Eine formale Erweiterung des Wahrscheinlichkeitsintegrals mit der neuen IS-Dichte $h(\mathbf{z})$ führt auf den Ausdruck

$$P_f = \int_{\mathbb{R}^n} \mathbb{I}\{g(\hat{\mathbf{z}})\} \varphi(\hat{\mathbf{z}}) d\hat{\mathbf{z}} = \int_{\mathbb{R}^n} \mathbb{I}\{g(\hat{\mathbf{z}})\} \frac{\varphi(\hat{\mathbf{z}})}{h(\hat{\mathbf{z}})} h(\hat{\mathbf{z}}) d\hat{\mathbf{z}}, \quad (2.37)$$

für den der Schätzer mit

$$\bar{P}_f = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \mathbb{I}\{g(\hat{\mathbf{z}}_i)\} \frac{\varphi(\hat{\mathbf{z}}_i)}{h(\hat{\mathbf{z}}_i)} \quad (2.38)$$

angegeben werden kann. Die Erzeugung der Zufallsvariablen $\hat{\mathbf{z}}_i$ in Gleichung (2.38) erfolgt bezüglich der IS-Dichte $h(\mathbf{z})$, die so konstruiert werden muss, dass mehr Punkte im Versagensbereich liegen. Die Varianz des Schätzers der Versagenswahrscheinlichkeit bestimmt sich für die IS-Simulation zu

$$\text{Var} [\bar{P}_f] = \frac{\text{E} \left[\left(\mathbb{I}\{g(\mathbf{z})\} \frac{\varphi(\mathbf{z})}{h(\mathbf{z})} \right)^2 \right] - P_f^2}{N}. \quad (2.39)$$

Aus dieser Gleichung ergibt sich die theoretisch optimale IS-Dichte, für die die Varianz verschwindet, zu

$$h_{\text{opt}}(\hat{\mathbf{z}}) = \frac{\mathbb{I}\{g(\hat{\mathbf{z}})\} \varphi(\hat{\mathbf{z}})}{P_f}. \quad (2.40)$$

Da diese optimale Dichte die Kenntnis des unbekanntes Versagensgebiets und der unbekanntes Versagenswahrscheinlichkeit P_f benötigt und somit nicht erreichbar ist, wurden viele andere, heuristische Verfahren entwickelt, um in die Nähe dieser optimalen IS-Dichte zu gelangen. Die bekanntesten und ausgereiftesten Verfahren sind das ISPUD Verfahren (Importance Sampling Procedure Using Design Point), bei der der Mittelpunkt der IS-Dichte auf den MPP gelegt wird (siehe Abbildung 2.5) und das Adaptive Importance Sampling Verfahren, bei der durch vorangestellte Simulationen eine gute IS-Dichte ermittelt wird, siehe [86] und [37]. Eine neuere, sehr effiziente Methode basiert auf der nichtparametrischen Schätzung einer IS-Dichte unter Berücksichtigung von Markov-Chain Monte-Carlo Verfahren, siehe [8].

Die vorgestellten IS Verfahren funktionieren gut für eine niedrige bis mittlere Anzahl von Zufallsvariablen. Für eine sehr große Anzahl von Zufallsvariablen kann IS zu Problemen führen, die eine genauere Untersuchung verlangen, wie es in den Veröffentlichungen [10] und [123] beschrieben wird.

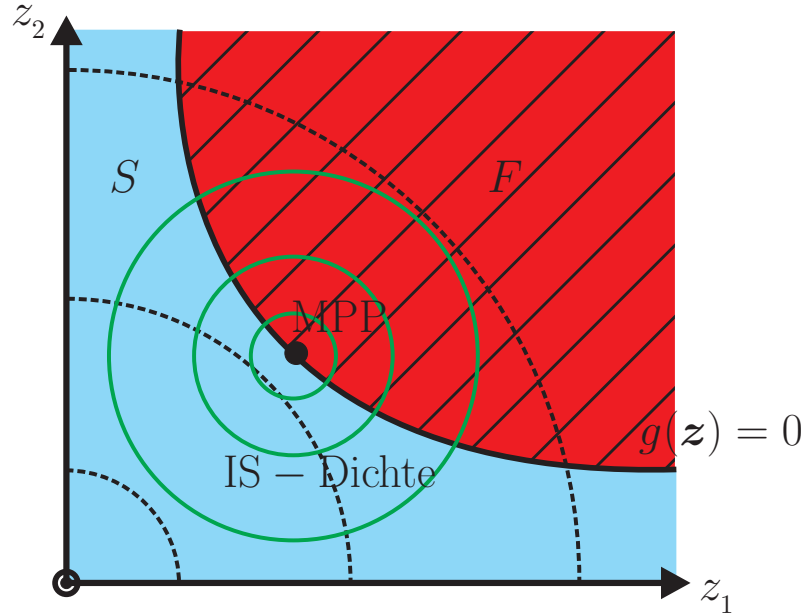


Abbildung 2.5: Schematische, 2-dim. Darstellung der IS-Dichte zentriert um den MPP.

2.4.3 Line Sampling

Existiert für ein System eine bevorzugte Richtung im Zufallsraum, wie es zum Beispiel nach einer FORM Analyse mit der Richtung zum Bemessungspunkt gegeben ist, so nutzt das Line Sampling Verfahren diese Information vorteilhaft aus, um die Varianz des Schätzers zu verringern. Mit der bevorzugten Richtung \mathbf{e}_α wird eine Koordinatentransformation $\mathbf{z} = z_\parallel \mathbf{e}_\alpha + \mathbf{z}_\perp$ parallel und senkrecht zu \mathbf{e}_α durchgeführt, mit der das Wahrscheinlichkeitsintegral (2.15) in der Form

$$\begin{aligned}
 P_f &= \int_{\mathbb{R}^n} \mathbb{I}\{g(\hat{\mathbf{z}})\} \varphi(\hat{\mathbf{z}}) d\hat{\mathbf{z}} = \int_{\mathbb{R}^{n-1}} \left[\int_{\mathbb{R}} \mathbb{I}\{g(\hat{z}_\parallel \mathbf{e}_\alpha + \hat{\mathbf{z}}_\perp)\} \varphi(\hat{z}_\parallel) d\hat{z}_\parallel \right] \varphi(\hat{\mathbf{z}}_\perp) d\hat{\mathbf{z}}_\perp \\
 &= \int_{\mathbb{R}^{n-1}} \Phi(-\beta(\hat{\mathbf{z}}_\perp)) \varphi(\hat{\mathbf{z}}_\perp) d\hat{\mathbf{z}}_\perp = \mathbb{E}[\Phi(-\beta(\mathbf{z}_\perp))]
 \end{aligned} \tag{2.41}$$

angegeben werden kann. Die Varianz des Schätzers

$$\bar{P}_f = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \Phi(-\beta(\hat{\mathbf{z}}_{\perp,i})) \tag{2.42}$$

berechnet sich somit zu

$$\text{Var}[\bar{P}_f] = \frac{\mathbb{E}[\Phi(-\beta(\mathbf{z}_\perp))]^2 - P_f^2}{N}. \tag{2.43}$$

Da der Term $\Phi(-\beta(\hat{\mathbf{z}}_\perp))$ nur Werte zwischen 0 und 1 annehmen kann, ist die Varianz des Line Sampling Schätzers immer kleiner oder gleich der Varianz des Monte-Carlo Schätzers. Bei Systemen, für die eine gute Richtung \mathbf{e}_α bestimmt werden kann, ist die Varianz aber immer deutlich besser und das Line Sampling Verfahren bietet somit eine

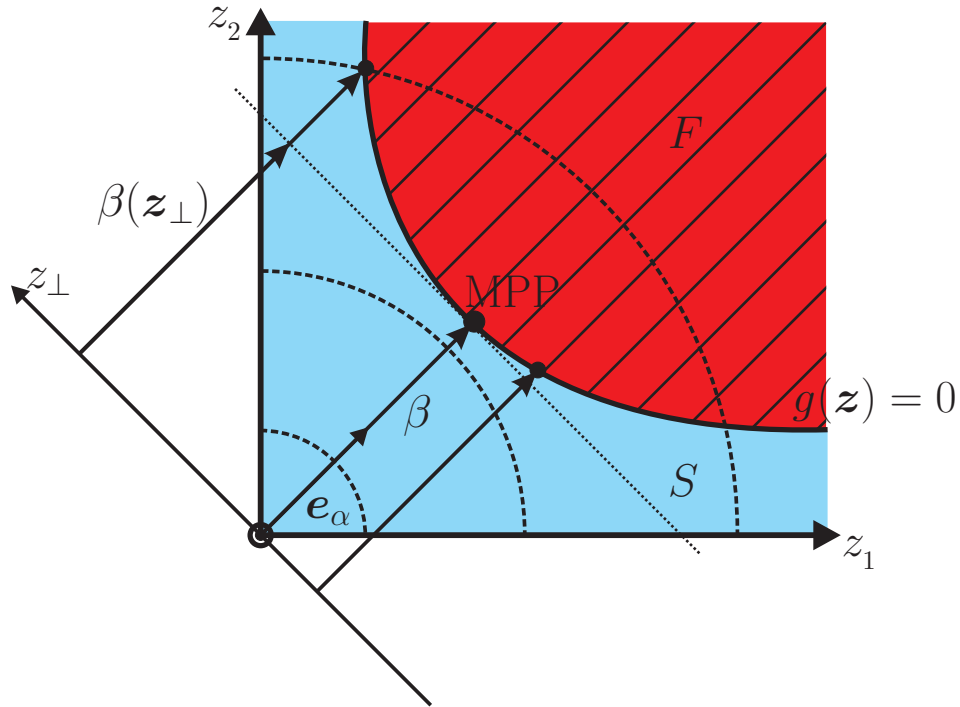


Abbildung 2.6: Schematische, 2-dim. Darstellung der Line Sampling Simulation.

deutlich höhere Effizienz als die reine Monte-Carlo Simulation, siehe [128] und [192]. Zur Simulation eines Zufallsexperiments wird ein Punkt \hat{z} zufällig erzeugt und in seine Anteile senkrecht ($\hat{z}_\perp = \hat{z} - (\hat{z} \cdot e_\alpha) e_\alpha$) und parallel zur Richtung e_α zerlegt. Als erster Simulationspunkt wird $\hat{z}_{\text{sim}} = \beta e_\alpha + \hat{z}_\perp$ gewählt und in den folgenden Iterationen die Länge β solange erhöht (bzw. erniedrigt) bis die Grenzzustandsfunktion $g(\hat{z}) = 0$ genau erreicht ist, siehe hierzu Abbildung 2.6. Anschließend kann mit dem ermittelten Wert die Gleichung (2.42) ausgewertet werden.

2.4.4 Subset Simulation

Bei der Subset Simulation (SS) wird die Tatsache ausgenutzt, dass die niedrige Versagenswahrscheinlichkeit $P_f = P(g(\mathbf{z}) \leq 0) = P(F)$ mit dem Versagensgebiet F durch das Produkt viel höherer, bedingter Wahrscheinlichkeiten ausgedrückt werden kann, für die die Variationskoeffizienten δ_{MC} deutlich kleiner sind. Wird eine Folge von geschachtelten Versagensbereichen F_i eingeführt, für die $F_1 \supset F_2 \supset \dots \supset F_m = F$ gilt, so kann die Versagenswahrscheinlichkeit durch das Produkt bedingter Wahrscheinlichkeiten

$$P_f = P(F_1) P(F_2|F_1) P(F_3|F_2) \dots P(F_m|F_{m-1}) \quad (2.44)$$

$$= P(F_1) \prod_{i=2}^m P(F_i|F_{i-1}) \quad (2.45)$$

berechnet werden, wobei unter dem Term $P(F_i|F_{i-1})$ die Wahrscheinlichkeit verstanden wird, mit der ein Punkt im Gebiet F_i liegt unter der Bedingung, dass nur aus dem Gebiet F_{i-1} Stichproben erzeugt werden.

Die Anfangswahrscheinlichkeit $P(F_1)$ kann durch reine Monte-Carlo Simulation oder

auch vorteilhaft durch LHS gewonnen werden, während für $P(F_i|F_{i-1})$ die sogenannte Markov-Chain Monte-Carlo Methode (MCMC) angewendet werden muss, mit der effizient aus dem Gebiet F_{i-1} Simulationspunkte erzeugt werden können, siehe [9], [11], [12] und Anhang C.2.

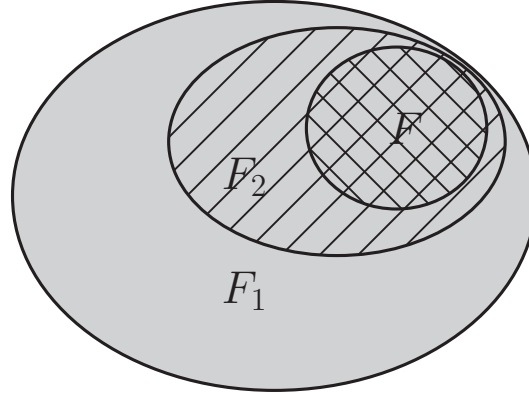


Abbildung 2.7: Schematische Darstellung der Versagensgebiete F_i

Mit den Termen

$$\bar{P}(F_1) = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \mathbf{I}\{F_1\} \quad \text{und} \quad \bar{P}(F_i|F_{i-1}) = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \mathbf{I}\{F_i|F_{i-1}\} \quad (2.46)$$

ergibt sich der Schätzer der Versagenswahrscheinlichkeit dann zu

$$\bar{P}_f = \bar{P}(F_1) \prod_{i=2}^m \bar{P}(F_i|F_{i-1}). \quad (2.47)$$

Der Variationskoeffizient δ_{SS} des Schätzers kann nach [7] mit der Gleichung

$$\delta_{SS} = \sqrt{\sum_{i=1}^m \delta_{SS,i}^2} \quad (2.48)$$

approximiert werden, wobei

$$\delta_{SS,1}^2 = \frac{1 - P(F_1)}{NP(F_1)} \quad (2.49)$$

und

$$\delta_{SS,i}^2 = \frac{1 - P(F_i|F_{i-1})}{NP(F_i|F_{i-1})} (1 + \gamma_i), \quad i \geq 2 \quad (2.50)$$

bedeuten. Der Ausdruck γ_i ist ein Maß für die Unabhängigkeit der jeweiligen aus dem MCMC Algorithmus simulierten Punkte. Kleine Werte von γ_i zeigen eine niedrige Korreliertheit der Simulationspunkte an und sind für eine effiziente Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit äußerst wichtig, siehe [9].

Aufgrund der möglicherweise großen Korrelation der einzelnen Simulationspunkte ist

eine Konvergenzabschätzung für den Schätzer (2.47) notwendig. Eine gute, in [63] und [97], siehe Abschnitt C.2, beschriebene Abschätzung berechnet das Verhältnis zwischen einer oberen und einer unteren Schranke für die Varianz der Versagenswahrscheinlichkeit, siehe Abschnitt C.2. Für eine gute Konvergenz der MCMC und eine hohe Anzahl von Simulationsläufen muss diese Abschätzung gegen den Wert 1 gehen.

2.5 Ersatzmodelle

Bei der Verwendung von Monte-Carlo oder Approximationsmethoden in der Zuverlässigkeitstheorie sind die hohen Rechenzeiten für komplexe Systeme (z.B. MKS- oder FE-Simulationen) der limitierende Flaschenhals. Detaillierte Simulationsmodelle, bei denen die Grenzzustandsfunktion nicht explizit angegeben werden kann und bei denen eine einzige Funktionsauswertung Minuten bis Stunden dauert, können bei niedriger bis mittlerer Anzahl von Zufallsvariablen oft durch Ersatzmodelle angenähert werden. Diese Ersatzmodelle sind numerisch sehr viel schneller auswertbar und führen daher bei Monte-Carlo und Approximationsverfahren zu einer deutlichen Effizienzsteigerung oder machen diese Methoden überhaupt erst in vertretbarer Rechenzeit möglich.

Typische in der Zuverlässigkeitstheorie angewendete Ersatzmodelle basieren auf Regressionsverfahren (Least Square und Moving Least Square Verfahren), siehe [102] und [124], künstlichen Neuronalen Netzen und den sogenannten Stützvektormethoden (Support Vector Machines), siehe [116] und [154]. Einen guten Überblick über diese Verfahren liefert [169].

2.5.1 Least Square Verfahren

Das in dieser Arbeit benutzte Moving Least Square Verfahren (MLSQ), siehe [168], verwendet zur Approximation der Grenzzustandsfunktion $g(\mathbf{z})$ ein unvollständiges Polynom 2. Grades

$$\hat{g}(\mathbf{z}) = \hat{r}_0 + \sum_{i=1}^n \hat{r}_{1,i} z_i + \sum_{i=1}^n \hat{r}_{2,i} z_i^2 = \mathbf{m}^T(\mathbf{z}) \hat{\mathbf{r}}, \quad (2.51)$$

bei dem keine Koppelterme zwischen den Zufallsvariablen z_i berücksichtigt werden. Zur Bestimmung der Regressionskoeffizienten $\hat{\mathbf{r}}$ wird zuerst die Grenzzustandsfunktion an $K > 2n + 1$ Messstellen $\hat{\mathbf{z}}_{\text{mess}}$ ausgewertet und die Ergebnisse im Messvektor \mathbf{g}_{mess} gespeichert. Zur Abbildung des lokalen Charakters des MLSQ Verfahrens wird die biquadratische Spline-Gewichtungsfunktion

$$w(r) = \begin{cases} 1 - 6 \left(\frac{r}{r_0}\right)^2 + 8 \left(\frac{r}{r_0}\right)^3 - 3 \left(\frac{r}{r_0}\right)^4, & 0 \leq r \leq r_0 \\ 0, & r \geq r_0 \end{cases} \quad (2.52)$$

eingeführt, die für jeden Messpunkt in Abhängigkeit vom Abstand $r = \|\hat{\mathbf{z}} - \hat{\mathbf{z}}_{\text{mess}}\|$ zum Auswertepunkt in der Diagonalmatrix \mathbf{W} angeordnet wird. Ein kleiner Abstand r_0 erhöht die Lokalität des Verfahrens, wobei aber darauf geachtet werden muss, dass die Anzahl der verwendeten Datenpunkte immer größer als $2n + 1$ ist, da ansonsten die Bestimmung der Regressionskoeffizienten über die LSQ Gleichung

$$\hat{\mathbf{r}} = (\mathbf{M}^T \mathbf{W} \mathbf{M})^{-1} \mathbf{M}^T \mathbf{W} \mathbf{g}_{\text{mess}} \quad (2.53)$$

mit

$$\mathbf{M} = \begin{pmatrix} \mathbf{m}^T(\hat{\mathbf{z}}_{\text{mess},1}) \\ \mathbf{m}^T(\hat{\mathbf{z}}_{\text{mess},2}) \\ \vdots \\ \mathbf{m}^T(\hat{\mathbf{z}}_{\text{mess},K}) \end{pmatrix}, \quad \mathbf{m}^T(\hat{\mathbf{z}}) = (1 \quad \hat{z}_1 \quad \dots \quad \hat{z}_n \quad \hat{z}_1^2 \quad \dots \quad \hat{z}_n^2) \quad (2.54)$$

nicht mehr eindeutig möglich ist. Der besseren lokalen Approximation der Grenzzustandsfunktion durch das MLSQ Verfahren steht der höhere numerische Aufwand gegenüber, da für jeden gewünschten Auswertepunkt die Regressionskoeffizienten aus Gleichung (2.53) erneut berechnet werden müssen.

2.6 Extremwert Theorie

Die Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit P_f mit Hilfe der Extremwert Theorie geht von der Identität

$$P_f = \int_F \varphi(\hat{\mathbf{z}}) d\hat{\mathbf{z}} = \int_{-\infty}^0 f(\hat{g}(\mathbf{z})) d\hat{g}(\mathbf{z}) \quad (2.55)$$

aus, wobei die Wahrscheinlichkeitsdichtefunktion $f(\hat{g}(\mathbf{z}))$ mit eine Extremwertverteilung angenähert wird.

2.6.1 Maximum Methode

Wird ein Zeitprozess x_t der Dauer T_f mit unabhängigen und identisch verteilten Spitzenwerten (Peakwerten) x_p betrachtet, so interessiert bei der Maximum Methode die Verteilung des Maximalwertes

$$x = \max(x_{p,1}, x_{p,2}, \dots, x_{p,N_p}), \quad (2.56)$$

bezogen auf den Zeitraum $T_p \leq T_f$. Die Wahrscheinlichkeit, dass der Spitzenwert x kleiner einer Schranke G ist, kann theoretisch über die Gleichung

$$P(x \leq G) = F(G)^{N_p} \quad (2.57)$$

mit der allerdings unbekanntem Verteilungsfunktion $F(G)$ berechnet werden. Asymptotisch konvergiert diese Wahrscheinlichkeit für $N_p \rightarrow \infty$ gegen die Generalisierte Extremwertverteilung

$$\text{Gev}(G) = \exp \left\{ - \left[1 + \xi \left(\frac{G - \mu}{\sigma} \right) \right]^{-\frac{1}{\xi}} \right\}, \quad \text{mit} \quad 1 + \xi \left(\frac{G - \mu}{\sigma} \right) > 0, \quad (2.58)$$

mit dem Ortsparameter μ , dem Skalierungsparameter σ und dem Formparameter ξ , siehe [175] und [57]. Diese Verteilungsparameter müssen anhand von berechneten oder gemessenen Daten \hat{x}_i ermittelt werden.

Die Maximum Methode hat den Nachteil, dass aus jedem Zeitraum immer nur ein einziger Wert, nämlich das Maximum, genommen wird und damit zur Bestimmung der Verteilungsparameter normalerweise nur eine kleine Menge von Daten zur Verfügung steht. Diese begrenzte Anzahl kann die Varianz der Verteilungsparameter und damit die Güte der bestimmten Extremwertverteilung negativ beeinflussen.

2.6.2 Peaks-Over-Threshold Methode

Zur Umgehung des Nachteils der Maximum Methode werden bei der Peaks-Over-Threshold Methode (POT) alle Spitzenwerte x_p über einer Schranke S berücksichtigt, um die Anzahl an Datenpunkten zur Bestimmung der Verteilungsparameter zu erhöhen. Die POT Methode führt daher auf die bedingte Wahrscheinlichkeit

$$P(x_p < G | x_p > S) = \frac{P(x_p < G)}{P(x_p > S)}, \quad (2.59)$$

die asymptotisch durch die Generalisierte Pareto Verteilung

$$W(G) = 1 - \left[1 + \xi \left(\frac{G - S}{\sigma^*} \right) \right]^{-\frac{1}{\xi}}, \quad \text{mit } G > 0, \xi > 0 \quad (2.60)$$

approximiert werden kann, siehe [89] und [155]. Oft wird auch statt der Pareto Verteilung die Weibull Verteilung

$$W_{wb}(G) = 1 - \exp \left\{ - \left(\frac{G - S}{\sigma^{**}} \right)^k \right\} \quad (2.61)$$

verwendet. Der Übergang auf eine Verteilung der maximalen Spitzenwerte erfolgt mit der mittleren Anzahl $\lambda_{pS} T_f$ von Maxima über der Schranke S im Zeitraum T_f , wobei λ_{pS} die mittlere Überschreitungsfrequenz der Spitzenwerte über S bedeutet. Hieraus berechnet sich die gewünschte Wahrscheinlichkeitsverteilung zu

$$P(x \geq G) = 1 - W(G)^{\lambda_{pS} T_f}. \quad (2.62)$$

Ein entscheidender Punkt der POT Methode ist die Wahl der Schranke S . Eine zu kleine Schranke würde zu einer Verletzung der asymptotischen Voraussetzung für die Pareto Verteilung führen, und eine zu große Schranke würde die Varianz der Parameterschätzer unnötig vergrößern. Einen guten Hinweis auf die niedrigste mögliche Schranke liefert der Formparameter ξ , da er asymptotisch gesehen ein von S unabhängiger Parameter ist. Wird ξ über S aufgetragen, so ist dann die niedrigste Schranke erreicht, wenn der Formparameter ab dieser Grenze für höhere S konstant bleibt, siehe [57].

Kapitel 3

Methoden der Sensitivitätsanalyse

Bei der Untersuchung von Systemen stellt sich oft die Frage, wie groß der Einfluss von bestimmten Parametern ist. Gerade bei der Optimierung oder dem robusten Entwurf von Systemen ist die Beantwortung dieser Frage von herausragender Bedeutung. Liegen in einem System unsichere und streuende Anregungs- und/oder Modellparameter vor, so ist es hier besonders wichtig, den Einfluss dieser Eingangsunsicherheiten auf die Streuung der Ausgangsgrößen zu kennen.

Sensitivitätsuntersuchungen können in lokale und globale Vorgehensweisen eingeteilt werden. Bei einer lokalen Sensitivitätsanalyse werden die Parametereinflüsse nur in einem lokalen Bereich um einen vorher definierten Nominalwert berechnet. Diese lokale Vorgehensweise basiert hauptsächlich auf Gradientenbildung bezüglich der Eingangsparameter. Aufgrund der eingeschränkten Aussagekraft ist eine Extrapolation der Ergebnisse äußerst kritisch und kann besonders bei nichtlinearen Systemen zu falschen Schlussfolgerungen führen. Bei einer globalen Sensitivitätsuntersuchung wird der Parameterraum der Eingangsgrößen vollständig untersucht und mit den so gewonnen Ausgangsdaten werden im Allgemeinen global gemittelte Einflüsse dargestellt. Die globalen Methoden haben im statistischen Sinne gesehen eine größere Aussagekraft, können aber aufgrund der gemittelten Ergebnisse keine detaillierte Auflösung mehr bieten. Somit erscheint eine Kombination beider Methoden am sinnvollsten.

3.1 Lokale Methoden

Einen guten Überblick über lokale Sensitivitätsmethoden bei stochastischen Parametern liefern die Bücher [38], [142] und [81] und die Veröffentlichung [137].

3.1.1 Gradientenverfahren bezüglich Zufallsvariablen

Bei der Sensitivitätsanalyse stochastischer Systeme ist der Einfluss der Zufallsvariablen auf die Versagenswahrscheinlichkeit besonders interessant. Aus einer vorhergehenden FORM Zuverlässigkeitsuntersuchung ist bekannt, dass es im Raum der Zufallsvariablen einen herausragenden, charakteristischen Punkt auf der Grenzzustandsfunktion gibt, den so genannten MPP oder Bemessungspunkt, siehe hierzu Abschnitt 2.3.1. Die FORM Approximation berechnet die Versagenswahrscheinlichkeit über die Gleichung

$$P_f = \Phi \left(-\sqrt{\mathbf{z}_{\text{MPP}}^T \mathbf{z}_{\text{MPP}}} \right) = \Phi (-\beta). \quad (3.1)$$

Differentiation des Abstands β nach \mathbf{z} am MPP

$$\left. \frac{d\beta}{d\hat{\mathbf{z}}} \right|_{\text{MPP}} = \left. \frac{d}{d\hat{\mathbf{z}}} \sqrt{\hat{\mathbf{z}}^T \hat{\mathbf{z}}} \right|_{\text{MPP}} = \frac{\mathbf{z}_{\text{MPP}}}{\|\mathbf{z}_{\text{MPP}}\|} = \mathbf{e}_\alpha \stackrel{\wedge}{=} - \left. \frac{\nabla g(\hat{\mathbf{z}})}{\|\nabla g(\hat{\mathbf{z}})\|} \right|_{\text{MPP}} \quad (3.2)$$

ergibt nach anschließender komponentenweiser Betragsbildung die Sensitivitätskoeffizienten

$$S_{\mathbf{z}_{\text{MPP},i}} = \frac{z_{\text{MPP},i}}{\|\mathbf{z}_{\text{MPP}}\|}. \quad (3.3)$$

Interessanterweise sind über Gleichung (3.2) nach einer durchgeführten FORM Rechnung automatisch auch die lokalen Sensitivitätskoeffizienten $S_{\mathbf{z}_{\text{MPP},i}}$ bekannt. Die Änderung der Versagenswahrscheinlichkeit am MPP bei Variation der Zufallsvariablen kann über eine Taylorreihenentwicklung untersucht werden. Die Reihenentwicklung bezüglich der Länge β

$$P_{f+\Delta f} = \Phi(-(\beta + \Delta\beta)) \approx \Phi(-\beta) + \frac{d\Phi}{d\beta} \Delta\beta = \Phi(-\beta) - \varphi(-\beta) \Delta\beta \quad (3.4)$$

gilt für kleine Werte $\Delta\beta$. Eine gute Näherung, oft auch für größere $\Delta\beta$, ergibt sich durch die modifizierte Entwicklung

$$P_{f+\Delta f} = \Phi(-(\beta + \Delta\beta)) \approx \Phi\left(-\left(\beta + \left(\frac{d\beta}{d\hat{\mathbf{z}}}\right)^T \Delta\hat{\mathbf{z}}\right)\right) \quad (3.5)$$

die angibt, wie stark sich die Versagenswahrscheinlichkeit bei Variation einer Zufallsvariable ändert. Gleichung (3.5) kann somit auch zur Fehlerabschätzung nach einer durchgeführten FORM Approximation verwendet werden. Erweist sich die Versagenswahrscheinlichkeit als äußerst insensitiv bezüglich einer Zufallsvariablen, so ist es in guter Näherung zulässig, diese Variable auf ihren Mittelwert festzusetzen und nicht mehr als streuend anzunehmen.

Es muss erwähnt werden, dass dieses lokale Konzept nur dann zielführend ist, wenn der Bemessungspunkt mit guter Genauigkeit gefunden werden kann und weiterhin FORM eine gute Approximation der Versagenswahrscheinlichkeit liefert. Für hochgradig nicht-lineare und hochdimensionale Systeme sind die beiden genannten Voraussetzungen oft nicht erfüllt.

3.1.2 Gradientenverfahren bezüglich deterministischer Parameter

Die Grenzzustandsfunktion ist natürlich auch eine Funktion der deterministisch angenommenen Parameter (z.B. Konstruktionsparameter) und eine Sensitivitätsanalyse bezüglich dieser Variablen ist für die Optimierung eines Systems äußerst wichtig. Die Ableitung des Zuverlässigkeitsindex β am MPP bezüglich der deterministischen Parameter $\boldsymbol{\theta}_d$ liefert

$$\left. \frac{d\beta}{d\boldsymbol{\theta}_d} \right|_{\text{MPP}} = \left. \frac{d}{d\boldsymbol{\theta}_d} \sqrt{\hat{\mathbf{z}}^T \hat{\mathbf{z}}} \right|_{\text{MPP}} = \left(\frac{\mathbf{z}_{\text{MPP}}}{\|\mathbf{z}_{\text{MPP}}\|} \right)^T \frac{d\mathbf{z}_{\text{MPP}}}{d\boldsymbol{\theta}_d}, \quad (3.6)$$

wobei der Term $\frac{dz_{\text{MPP}}}{d\boldsymbol{\theta}_d}$ noch geklärt werden muss. Das totale Differential der Grenzzustandsfunktion am MPP (es gilt hier $g(\mathbf{z}_{\text{MPP}}, \boldsymbol{\theta}_d) = 0$) berechnet sich zu

$$dg(\mathbf{z}_{\text{MPP}}, \boldsymbol{\theta}_d) = \left(\frac{\partial g(\mathbf{z}_{\text{MPP}}, \boldsymbol{\theta}_d)}{\partial \mathbf{z}_{\text{MPP}}} \right)^T d\hat{\mathbf{z}} + \left(\frac{\partial g(\mathbf{z}_{\text{MPP}}, \boldsymbol{\theta}_d)}{\partial \boldsymbol{\theta}_d} \right)^T d\boldsymbol{\theta}_d \stackrel{!}{=} 0, \quad (3.7)$$

woraus sich die Gleichung

$$\nabla g(\mathbf{z}_{\text{MPP}}, \boldsymbol{\theta}_d) \frac{d\mathbf{z}_{\text{MPP}}}{d\boldsymbol{\theta}_d} = - \frac{\partial g(\mathbf{z}_{\text{MPP}}, \boldsymbol{\theta}_d)}{\partial \boldsymbol{\theta}_d} \quad (3.8)$$

ergibt, mit der die Sensitivität aus Gleichung (3.6) als

$$\left. \frac{d\beta}{d\boldsymbol{\theta}_d} \right|_{\text{MPP}} = \frac{1}{\|\nabla g(\mathbf{z}_{\text{MPP}}, \boldsymbol{\theta}_d)\|} \frac{\partial g(\mathbf{z}_{\text{MPP}}, \boldsymbol{\theta}_d)}{\partial \boldsymbol{\theta}_d} \quad (3.9)$$

geschrieben werden kann. Die Variation der Versagenswahrscheinlichkeit bezüglich der deterministischen Parameter ergibt sich ähnlich der Gleichung (3.5) zu

$$P_{f+\Delta f} = \Phi(-(\beta + \Delta\beta)) \approx \Phi\left(-\left(\beta + \left(\frac{d\beta}{d\boldsymbol{\theta}_d}\right)^T \Delta\boldsymbol{\theta}_d\right)\right). \quad (3.10)$$

3.1.3 Gradientenverfahren bezüglich Parametern der Wahrscheinlichkeitsdichten

Die Versagenswahrscheinlichkeit eines Systems hängt nicht nur von den Zufallsvariablen und den deterministischen Parametern ab, sondern im großen Maße auch von den Parametern $\boldsymbol{\theta}$ der jeweiligen Wahrscheinlichkeitsdichtefunktionen, wie z.B. vom Mittelwert und der Standardabweichung der Zufallsvariablen. Der Einfluss der Dichteparameter kommt über die Transformation $\mathbf{y} = \mathbf{T}(\mathbf{z}, \boldsymbol{\theta})$ in das System. Eine wichtige Eigenschaft ist, dass im Raum der physikalischen Variablen \mathbf{y} eine Änderung der Dichteparameter keinen Einfluss auf die Grenzzustandsfunktion $g^*(\mathbf{y}) = 0$ hat, während natürlich die Versagenswahrscheinlichkeit drastisch variieren kann, da sich \mathbf{z}_{MPP} ändert. Die Ableitung von β nach den Dichteparametern $\boldsymbol{\theta}$ am MPP ergibt

$$\left. \frac{d\beta}{d\boldsymbol{\theta}} \right|_{\text{MPP}} = \left. \frac{d}{d\boldsymbol{\theta}} \sqrt{\hat{\mathbf{z}}^T \hat{\mathbf{z}}} \right|_{\text{MPP}} = \left(\frac{\mathbf{z}_{\text{MPP}}}{\|\mathbf{z}_{\text{MPP}}\|} \right)^T \left. \frac{d\mathbf{T}^{-1}(\mathbf{y}, \boldsymbol{\theta})}{d\boldsymbol{\theta}} \right|_{\text{MPP}}, \quad (3.11)$$

wobei die Ableitung der Transformationsfunktion nach den Dichteparametern oft noch analytisch angebar ist, aber meistens über finite Differenzenquotienten bestimmt wird. Die Änderung der Wahrscheinlichkeitsdichte bei Variation der Dichteparameter kann analog zu Gleichung (3.10) berechnet werden.

Unterliegen die Dichteparameter, die oft aus Messungen oder Monte-Carlo Simulationen geschätzt werden, zufälligen Schwankungen und sind somit unsicher, so müssen diese Parameter als Zufallsvariablen in der Zuverlässigkeitsanalyse berücksichtigt werden. Dies kann auf unterschiedliche Weise geschehen. Die direkte Einbettung der Dichteparameter als Zufallsvariablen in eine FORM oder Monte-Carlo Simulation ist der

einfachste und naheliegendste Weg, der aber auch deutliche Nachteile mit sich bringt. Nicht nur erhöht sich dadurch die Dimension des Problems, es wird auch aufgrund der oft hochgradig nichtlinearen Transformationsbeziehungen, siehe Kapitel 2.2, eine FORM Approximation deutlich erschwert, und sie liefert dann meist keine brauchbaren Näherungen mehr.

Eine gute, lokale Methode zur Quantifizierung des Einflusses der Parameterunsicherheiten ist in [70] zu finden. Werden die Dichteparameter während einer Zuverlässigkeitsberechnung (z.B. über FORM) nicht berücksichtigt, so sind die Versagenswahrscheinlichkeit $P_f = P_f(\hat{\boldsymbol{\theta}})$ und der Zuverlässigkeitsindex $\beta = \beta(\hat{\boldsymbol{\theta}}) = -\Phi^{-1}(P_f(\hat{\boldsymbol{\theta}}))$ Funktionen der zufälligen Dichteparameter $\boldsymbol{\theta}$ und sind somit auch Zufallsgrößen. Die bekannte Versagenswahrscheinlichkeit, hier mit \overline{P}_f bezeichnet, berechnet sich als Erwartungswert

$$\overline{P}_f = \int_{-\infty}^{\infty} P_f(\hat{\boldsymbol{\theta}}) f(\hat{\boldsymbol{\theta}}) d\hat{\boldsymbol{\theta}} = \int_{-\infty}^{\infty} \Phi(-\beta(\hat{\boldsymbol{\theta}})) f(\hat{\boldsymbol{\theta}}) d\hat{\boldsymbol{\theta}} = \mu_{P_f} = \int_0^1 \hat{P}_f f(\hat{P}_f) d\hat{P}_f \quad (3.12)$$

über die Wahrscheinlichkeitsdichtefunktion $f(\hat{\boldsymbol{\theta}})$ der Dichteparameter oder als Mittelwert über $f(P_f)$. Unter der Annahme eines normalverteilten Zuverlässigkeitsindex β wird in [70] für die Versagenswahrscheinlichkeit die Approximation

$$\overline{P}_f \approx \overline{P}_{f,\beta} = \Phi\left(-\frac{\mu_\beta}{\sqrt{1 + \sigma_\beta^2}}\right) = \Phi(-\overline{\beta}) \quad (3.13)$$

mit $\mu_\beta = E[\beta(\boldsymbol{\theta})]$ und $\sigma_\beta^2 = \text{Var}[\beta(\boldsymbol{\theta})]$ angegeben. Der Mittelwert und die Varianz von β können geschickterweise über die Gleichungen

$$\mu_\beta \approx \mu_{\overline{\beta}} = \beta(\boldsymbol{\mu}_\theta) \quad \text{und} \quad (3.14)$$

$$\sigma_\beta^2 \approx \sigma_{\overline{\beta}}^2 = \sum_{i=1}^K \sum_{j=1}^K \left(\frac{\partial \beta(\boldsymbol{\theta})}{\partial \theta_i} \frac{\partial \beta(\boldsymbol{\theta})}{\partial \theta_j} \right) \Big|_{\boldsymbol{\mu}_\theta} E[\Delta \theta_i \Delta \theta_j], \quad (3.15)$$

ausgewertet am Mittelwert $\boldsymbol{\mu}_\theta$ der Dichteparameter, approximiert werden. Nach einer durchgeführten FORM Rechnung mit anschließender Sensitivitätsanalyse bezüglich der Dichteparameter sind somit fast ohne zusätzlichen Aufwand alle Informationen vorhanden, um Gleichung (3.13) auszuwerten. Interessanterweise ist die Versagenswahrscheinlichkeit $\overline{P}_{f,\beta}$ immer größer oder gleich der z.B. über FORM bestimmten Versagenswahrscheinlichkeit $P_f = \Phi(-\mu_{\overline{\beta}})$. Unsichere Dichteparameter führen also in jedem Falle zu einer Verringerung der Zuverlässigkeit eines Systems.

3.2 Globale Methoden

Globale Sensitivitätsmethoden haben gerade bei der Untersuchung stochastischer Systeme den großen Vorteil, dass sie den Einfluss der Streuung der Eingangsvariablen auf

die Streuung der Ausgangsgrößen gut wiedergeben können. Ein Nachteil dieser Methoden liegt aber in der gelieferten gemittelten Information, die keine präzise Aussage über das Systemverhalten an bestimmten Punkten erlaubt. Einen guten Überblick über globale Sensitivitätsmethoden liefern die Bücher [39] und [184] und die Veröffentlichungen [4] und [137].

3.2.1 Korrelationsanalyse

Die Korrelationsanalyse ist ein sehr klassisches und weit verbreitetes Verfahren in der Sensitivitätsanalyse. Die Zufallsvariablen \mathbf{z} und die Systemantwort $g(\mathbf{z})$ werden in der Spaltenmatrix $\mathbf{x} = [\mathbf{z}, g(\mathbf{z})]^T$ zusammengefasst. Die linearen Korrelationskoeffizienten

$$\rho_{ij} = \frac{\text{E} [(x_i - \mu_{x_i})(x_j - \mu_{x_j})]}{\sqrt{\text{E} [(x_i - \mu_{x_i})^2] \text{E} [(x_j - \mu_{x_j})^2]}} \quad (3.16)$$

können in der normierten Korrelationsmatrix $\boldsymbol{\rho}$ dargestellt werden und geben die lineare Abhängigkeit der Variablen \mathbf{x} an. Da die Variablen \mathbf{z} unkorrelierte standard-normalverteilte Variablen sind, interessiert nur die letzte Spalte der Korrelationsmatrix $\boldsymbol{\rho}$, die den linearen Einfluss der Eingangsvariablen auf den Ausgang des Systems beschreibt. Die Werte der Korrelationskoeffizienten ρ_{ij} reichen von -1 bis 1 , wobei ein Koeffizient von 0 Unkorreliertheit und ein Koeffizient von -1 oder 1 vollständige Korreliertheit bedeutet.

Da nicht alle Abhängigkeiten durch lineare Beziehungen erklärt werden können, sind auch nichtlineare Korrelationskoeffizienten von Interesse. Werden die Eingangsvariablen und der Systemausgang in der Spaltenmatrix $\mathbf{x} = [\mathbf{q}(\mathbf{z}), g(\mathbf{z})]^T$ mit der beliebigen Funktion $\mathbf{q}(\cdot)$ angeordnet, so kann die Berechnung der nichtlinearen Korrelationskoeffizienten in das beschriebene Verfahren eingebettet werden.

Einer Korrelationsanalyse muss immer eine Datenaufnahme (Stichprobe) vorausgehen, die über eine normale Monte-Carlo Simulation oder deutlich besser über eine LHS Simulation durchgeführt werden kann.

3.2.2 Morris-Methode

Die Morris-Methode gehört von der Vorgehensweise her zu den sogenannten Screening Techniken, deren Fokus auf der Lokalisierung und Unterscheidung von wichtigen und unwichtigen Systemparametern liegt. Die Anwendung von Screening Methoden beinhaltet die Fragestellung, welche streuenden Eingangsparameter einen so kleinen globalen Einfluss auf die Streuung der Systemantwort haben, dass sie ohne großen Informationsverlust auf ihren Mittelwert festgesetzt werden können, siehe [153], [184] und [183].

Die hier vorgestellte Morris-Methode basiert auf Random Walks im Parameterraum, wobei pro Schritt immer nur eine Variable variiert wird. Die k Zufallsvariablen \mathbf{z} werden jeweils in Klassen $\left[0, \frac{1}{p-1}, \frac{2}{p-1}, \dots, 1\right]$ mit p -Werten und einer Wertedifferenz von $\frac{1}{p-1}$ eingeteilt, wobei für kontinuierliche Variablen die Wertedifferenzen über Quantile der Verteilungsfunktion berechnet werden können. Ausgehend von einem zufälligen

Startvektor \hat{z}^* , dessen Komponenten in den zugeordneten Klassen liegen müssen, werden wie in Abbildung 3.1 schematisch gezeigt, in dem k -dimensionalen Variablenraum zufällig Pfade abgegangen, wobei pro Pfad $k + 1$ Systemauswertungen vorgenommen werden. Für jede der k Variablen z_i wird für jeden Pfad der Differenzenquotient

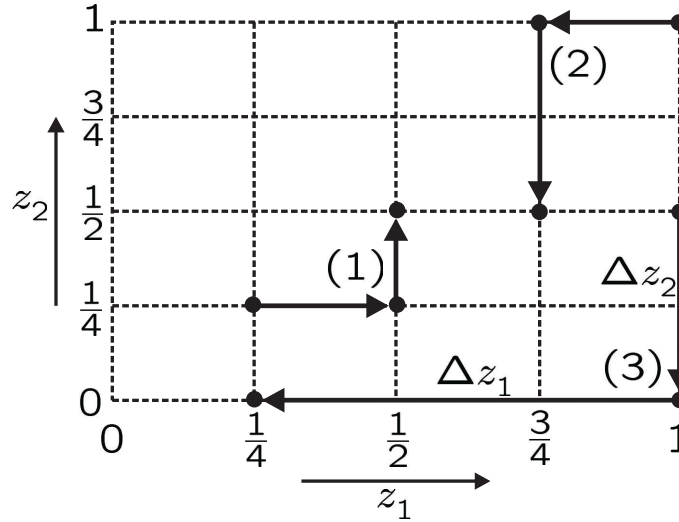


Abbildung 3.1: Schematische Skizze zur Morris-Methode mit drei zufällig abgegangenen Pfaden

$$\hat{d}_i = \frac{g(\hat{z}_1, \dots, \hat{z}_i + \Delta \hat{z}_i, \dots, \hat{z}_n) - g(\hat{z})}{\Delta \hat{z}_i} \quad (3.17)$$

bestimmt, der der diskreten Verteilung F_i mit $p^{k-1} (p - 1)$ Elementen gehorcht. Der Mittelwert

$$\mu_i = E [d_i] \approx \frac{1}{N} \sum_{k=1}^N \hat{d}_{i,k} \quad (3.18)$$

des Differenzenquotienten bezüglich einer Zufallsvariable z_i beschreibt den allgemeinen Einfluss dieser Variablen auf die Systemantwort, und die Varianz

$$\sigma_i^2 = E [(d_i - \mu_i)^2] \approx \frac{1}{N-1} \sum_{k=1}^N (\hat{d}_{i,k} - \mu_i)^2 \quad (3.19)$$

ist ein Maß für den nichtlinearen Effekt der Variablen, da die Differenzenquotienten bei einer großen Varianz stark vom Ort der Auswertung abhängen. Der Mittelwert hat den Nachteil, dass sich beim Auftreten von positiven und negativen Differenzenquotienten der Einfluss der Variable herausheben kann. Aus diesem Grund wird oft mit dem Mittelwert des Betrages der Differenzenquotienten

$$\mu_i^* = E [||d_i||] \approx \frac{1}{N} \sum_{k=1}^N ||\hat{d}_{i,k}|| \quad (3.20)$$

gearbeitet.

3.2.3 MLSQ-IS/FORM für Parameter der Wahrscheinlichkeitsdichten

Zur Untersuchung des globalen Einflusses der Parameter der Wahrscheinlichkeitsdichtefunktionen kann vorteilhaft von den Eigenschaften Gebrauch gemacht werden, dass bei Änderung der Dichteparameter die Grenzzustandsfunktion $g^*(\mathbf{y}) = 0$ im physikalischen Raum unverändert bleibt, und dass die ausgewerteten Punkte $\hat{\mathbf{z}}_{LS}$ einer vorhergegangenen Line Sampling Analyse sehr nahe an der Grenzzustandsfunktion $g(\mathbf{z}, \boldsymbol{\theta}) = 0$ im Raum der standard-normalverteilten Variablen liegen. Mit den Line Sampling Punkten kann somit unter Verwendung eines MLSQ Ansatzes eine relativ gute Antwortfläche für das System gebildet werden. Transformation der Line Sampling Punkte mit Gleichung

$$\hat{\mathbf{y}}_{LS} = \mathbf{T}(\hat{\mathbf{z}}_{LS}, \boldsymbol{\theta}), \quad (3.21)$$

auf physikalische Koordinaten, Variation der Dichteparameter zu $\boldsymbol{\theta}^+$ und anschließende Rücktransformation liefert neue standard-normalverteilte Punkte $\hat{\mathbf{z}}_{LS}^+$, die sehr nahe der neuen Grenzzustandsfunktion $g^+(\mathbf{z}, \boldsymbol{\theta}^+) = 0$ liegen.

Wird nun eine FORM Approximation oder eine Importance Sampling Simulation am MPP durchgeführt und die Versagenswahrscheinlichkeit bezüglich beider Antwortflächen bestimmt, so kann die Variation der Versagenswahrscheinlichkeit bei Änderung eines Dichteparameters bestimmt werden. Ein charakteristisches Maß für die Sensitivität kann mit

$$\Delta P_f = \frac{P_f^+(\boldsymbol{\theta}^+) - P_f(\boldsymbol{\theta})}{P_f(\boldsymbol{\theta})} \quad (3.22)$$

angegeben werden.

Werden die Dichteparameter als stochastische Variablen modelliert, siehe Kapitel 3.1.3, so kann über eine abgewandelte MLSQ-IS/FORM Methode eine relativ einfache, globale Berücksichtigung erfolgen. Hierbei wird in jedem Simulationspunkt mit zufällig erzeugten Dichteparametern $\hat{\boldsymbol{\theta}}$ eine Rücktransformation des physikalischen Stützvektors $\hat{\mathbf{y}}_{LS}$ auf standard-normalverteilte Punkte $\hat{\mathbf{z}}_{LS}$ durchgeführt und die neue über das MLSQ Verfahren berechnete Grenzzustandsfunktion ausgewertet. Über das vorgestellte Verfahren können somit auch ohne weiteren großen numerischen Aufwand die empirischen Wahrscheinlichkeitsdichten $f(\hat{\boldsymbol{\beta}}(\boldsymbol{\theta}))$ und $f(\hat{P}_f(\boldsymbol{\theta}))$ des Zuverlässigkeitsindex und der Versagenswahrscheinlichkeit bestimmt werden. Die Berechnung der Mittelwerte und Varianzen ist dann bei bekannten Wahrscheinlichkeitsdichten ohne weiteres möglich.

Kapitel 4

Atmosphärischer Wind

In diesem Kapitel wird der für bodengestützte Fahrzeuge relevante Windgeschwindigkeitsprozess beschrieben.

4.1 Atmosphärische Schichten

Der untere, für das Leben auf der Erde bedeutende Teil der Atmosphäre, die Troposphäre, kann in eine reibungsbehaftete Grenzschicht, die sogenannte Ekman-schicht, mit einer vertikalen Ausdehnung von 0 bis etwa 600 Meter und in einen reibungsfreien Strömungsbereich mit einer Ausdehnung von ungefähr 600 bis etwa 10000 Meter Höhe aufgeteilt werden. In der reibungsbehafteten Ekman-schicht gibt es zusätzlich noch die Turmschicht (Ausdehnung: 0 – 150 [m]), die die bodennahe Grenzschicht (Ausdehnung: 0 – 30 ... 50 [m]) mit einschließt. Für landgestützte Fahrzeuge, deren vertikale Ausdeh-

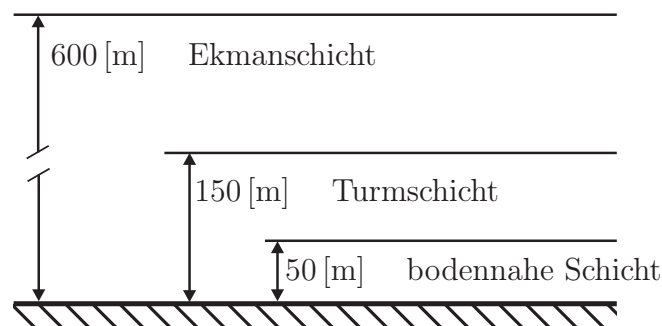


Abbildung 4.1: Atmosphärische Grenzschicht nach [203]

nungen selten über 4 Meter hinausgehen, hat die bodennahe Grenzschicht somit eine herausragende Bedeutung. Es ist für fahrzeugdynamische Untersuchungen vorteilhaft, dass in der bodennahen Grenzschicht bei hohen Windgeschwindigkeiten aufgrund der dominierenden Reibungseinflüsse von einer über die Höhe konstanten Windrichtung ausgegangen werden kann. Wegen dieser Annahme muss der sogenannte Windschereffekt bei der Ermittlung der Windlasten nicht berücksichtigt werden. Gute Einführungen zu diesem Thema sind in den Büchern [203] und [199] zu finden.

4.2 Mittlere Windgeschwindigkeit

Die Strömung der Luft in der atmosphärischen Grenzschicht hat eine vollständig turbulente Ausprägung und hängt in hohem Maße von der Rauigkeit des überströmten Geländes ab. Zur Berechnung des vertikalen Verlaufs des mittleren Windes wird oft

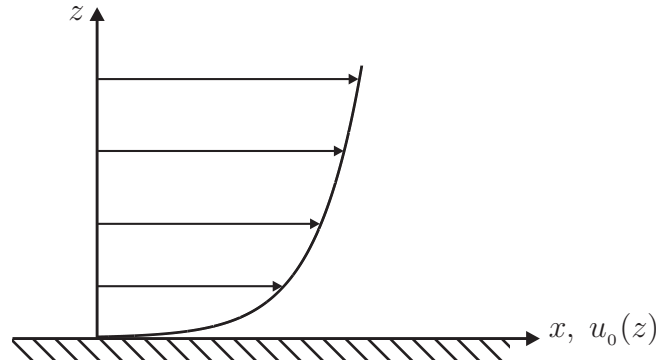


Abbildung 4.2: Charakteristisches vertikales Profil der mittleren Windgeschwindigkeit das logarithmische Gesetz

$$u_{0,10}(z) = k_T u_{0,10}(10 \text{ [m]}) \ln \left(\frac{z}{z_0} \right) \quad (4.1)$$

angewendet, siehe [206] und [125]. Die mittlere Windgeschwindigkeit $u_{0,10}(z)$ ist nach Gleichung (4.1) eine Funktion des Mittelungszeitraums (Index 10) in Minuten, der Referenzgeschwindigkeit $u_{0,10}(10 \text{ [m]})$ in 10 Meter Höhe, der Rauigkeitslänge z_0 und des Rauigkeitsfaktors k_T , der über die Gleichung

$$k_T = 0.19 \left(\frac{z_0}{0.05} \right)^{0.07} \quad (4.2)$$

bestimmt werden kann, siehe [79]. Das angegebene Gesetz für das mittlere Windprofil gilt aber nur in einem vertikalen Ausdehnungsbereich ab einer bestimmten Mindesthöhe, die von den Rauigkeiten des Geländes bestimmt ist, bis zu einer Höhe von ungefähr 150 Metern. Dies entspricht genau der atmosphärischen Turmschicht. In der folgenden Arbeit wird als vereinfachte Schreibweise die mittlere Geschwindigkeit $u_{0,10}(z)$ nur noch als u_0 bezeichnet. Die Bestimmung der Referenzgeschwindigkeit für einen bestimmten Ortspunkt erfolgt im Allgemeinen durch Messungen über einen repräsentativen Zeitraum. Liegen für bestimmte Positionen keine Messungen vor, so ist über die Inter- und/oder Extrapolation von Daten von naheliegenden Messstellen eine Aussage über die mittleren Windgeschwindigkeiten an diesen Positionen möglich. Hierbei müssen natürlich Geländefaktoren miteinbezogen werden. Für Schienenfahrzeugstrecken sind solche gängigen Untersuchungen in [144], [94], [3] und [193] beschrieben.

4.2.1 Geländeerhöhungen

Schienenfahrzeuge fahren oft auf Bahndämmen, siehe Abbildung 4.3. Aufgrund dieser Geländeerhöhungen kommt es zu einer Vergrößerung der senkrecht zum Bahndamm wirkenden Windgeschwindigkeitskomponente. Der zur Erhöhung parallel ausgerichtete

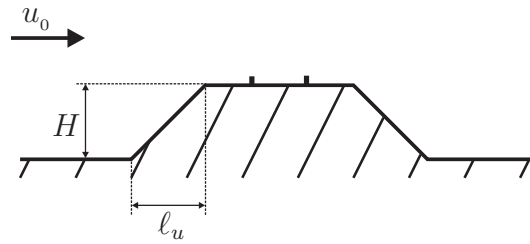


Abbildung 4.3: Typische Geländeerhöhung im Schienenverkehr

Windanteil bleibt dabei aber unverändert. Aufgrund der Erhöhung der senkrechten Komponente ändert sich nicht nur der Betrag der resultierenden Windgeschwindigkeit, sondern auch der resultierende Anströmwinkel zur Geländeerhöhung. Da für einen sicheren Schienenverkehr die Bestimmung der Geschwindigkeitserhöhung auf Bahndämmen eine herausragende Bedeutung hat, wird dieses Thema weiterhin kontrovers diskutiert, siehe [122], und es wurden eine Anzahl von Veröffentlichungen publiziert. Einen guten Überblick liefern hierzu die Arbeiten [13], [207], [91], [78], [110] und [156]. Nach [79] wird der senkrechte Windanteil mit einem von der Geländeneigung $\Phi = \frac{H}{l_u}$ abhängigen Verstärkungsfaktor $f_d \geq 1$ multipliziert und damit der Windgeschwindigkeitserhöhung auf einem Bahndamm Rechnung getragen.

4.2.2 Statistische Verteilungen und Extremwerte

Bei der statistischen Betrachtung von Windgeschwindigkeiten interessieren vor allem die Verteilungen des 10-Minuten Mittels u_0 und deren jährliche Maxima $u_{0a,\max}$. Der Extremwertverteilung des jährlichen Maximums liegt also die Verteilung des 10-Minuten Mittels zugrunde. Nicht nur die Geschwindigkeitsverteilung ist von Interesse, auch die Verteilung der Windrichtung φ_0 ist von Bedeutung. Die Windgeschwindigkeit und Richtung sind statistisch nicht unabhängig voneinander und somit wird in der Literatur, siehe [206], [203] und [199], oft die Verbundwahrscheinlichkeitsfunktion als Weibull Verteilung mit

$$F(u_0, \varphi_0) = 1 - a(\varphi_0) \exp \left[- \left(\frac{u_0}{b(\varphi_0)} \right)^{c(\varphi_0)} \right] \quad (4.3)$$

und die Verbundwahrscheinlichkeitsdichte mit

$$f(u_0, \varphi_0) = \frac{a(\varphi_0)c(\varphi_0)}{b(\varphi_0)} \left(\frac{u_0}{b(\varphi_0)} \right)^{c(\varphi_0)-1} \exp \left[- \left(\frac{u_0}{b(\varphi_0)} \right)^{c(\varphi_0)} \right] \quad (4.4)$$

für die mittlere Geschwindigkeit u_0 und die Hauptwindrichtung φ_0 angegeben. Integration der Verbundwahrscheinlichkeitsdichte (4.4) über den Richtungswinkel φ_0 ergibt die Randwahrscheinlichkeitsdichte $f(u_0)$, die in guter Näherung mit der Rayleigh-Verteilung

$$f(u_0) = \frac{u_0}{u_{0m}^2} \exp \left[- \frac{1}{2} \left(\frac{u_0}{u_{0m}} \right)^2 \right] \quad (4.5)$$

übereinstimmt, wobei die Konstante u_{0m} der Modalwert der mittleren Windgeschwindigkeit ist. Mit diesen Dichten ist es möglich, die Wahrscheinlichkeit zu berechnen, mit

der eine bestimmte Windgeschwindigkeit u_0 überschritten wird. Bei der Auslegung von Gebäuden und anderen festen Objekten ist die Windrichtung ein wichtiger Parameter, und daher muss im Allgemeinen die Verbundwahrscheinlichkeit der mittleren Windgeschwindigkeit und der mittleren Windrichtung angegeben werden. Häufig geschieht dies über sogenannte Windrosen, siehe [203].

Die Wahrscheinlichkeitsverteilung für die jährlichen Maxima $u_{0a,\max}$ wird in der Literatur, siehe [200], [198], [101], [103] und [199], üblicherweise mit einer Fischer-Tippett-I-Verteilung

$$F(u_{0a,\max}) = \exp[-\exp(a_F(u_{0a,\max} - b_F))] \quad (4.6)$$

beschrieben, da sie eine gute Beschreibung für gemäßigte Klimazonen liefert. Außergewöhnliche Windereignisse, wie z.B. Hurrikane, Tornados oder Gewitterstürme, die lokal begrenzt sehr hohe Windgeschwindigkeiten liefern, können mit dieser Verteilung normalerweise nicht abgebildet werden. Bei der Auslegung von windgefährdeten Objekten (z.B. Bauwerken) wird üblicherweise auf einen vorher definierten Zeitraum hin ausgelegt. Typischerweise wird bei maximalen Windgeschwindigkeiten eine Wiederkehrperiode T_w von 50 Jahren angestrebt. Mit der Beziehung

$$P(u_{0a,\max} \geq u_{0a,\max}^*) = 1 - P(u_{0a,\max} \leq u_{0a,\max}^*) = \frac{1}{T_w} \quad (4.7)$$

kann bezüglich der Wiederkehrperiode T_w die Windgeschwindigkeit $u_{0a,\max}^*$ berechnet werden. Die Wahrscheinlichkeit, dass die maximale jährliche Windgeschwindigkeit in einem Zeitraum von N Jahren kleiner als $u_{0a,\max}^*$ ist, ergibt sich somit zu

$$P(u_{0a,\max} \leq u_{0a,\max}^*, N) = \left(1 - \frac{1}{T_w}\right)^N. \quad (4.8)$$

Für eine Wiederkehrperiode und einem Betrachtungszeitraum von 50 Jahren bestimmt sich die Wahrscheinlichkeit einer Überschreitung von $u_{0a,\max}^*$ zu 0.63, was eine relativ große Auftretenswahrscheinlichkeit bedeutet. Für Europa werden regelmäßig aktualisierte Windkarten erstellt, auf denen die maximalen und die 10-Minuten gemittelten Windgeschwindigkeiten für eine Wiederkehrperiode von 50 Jahren dargestellt sind, siehe hierzu [92] und [150].

4.3 Turbulente Beschreibung des Windes

Die atmosphärische Windgeschwindigkeit ist, wie aus alltäglicher Erfahrung bekannt, nicht konstant, sondern unterliegt groß- und kleinskaligen turbulenten Schwankungen.

4.3.1 Eindimensionale Turbulenzcharakterisierung

An einem festen Punkt im Raum kann, wie in Abbildung 4.4 zu sehen ist, die Windgeschwindigkeit durch den Vektor

$$\mathbf{v}_w(t) = \begin{pmatrix} u(t) \\ v(t) \\ w(t) \end{pmatrix}_{xyz} = \begin{pmatrix} u_0 + u'(t) \\ v'(t) \\ w'(t) \end{pmatrix}_{xyz} \quad (4.9)$$

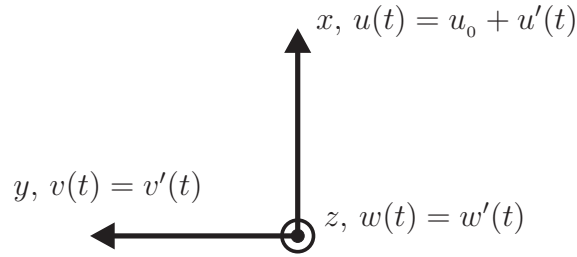


Abbildung 4.4: Wind-Koordinatensystem und zugehörige Geschwindigkeitskomponenten

mit den mittelwertfreien Schwankungsgrößen $u'(t)$, $v'(t)$ und $w'(t)$ beschrieben werden. Die Schwankungsgrößen können, wie in [166] gezeigt, in guter Näherung als mittelwertfreie, normalverteilte und ergodische Zeitprozesse mit den Varianzen $\sigma_{u'}^2$, $\sigma_{v'}^2$ und $\sigma_{w'}^2$ betrachtet werden. Die anisotropen, turbulenten Schwankungen $u'(t)$, $v'(t)$ und $w'(t)$ werden üblicherweise mit dem 10-Minuten Mittel u_0 normiert. Aufgrund des gaußschen Charakters der turbulenten Schwankungen reichen der Mittelwert und die Varianz zur Beschreibung vollständig aus. Unbekannt sind nur noch die Spektraldichten der anisotropen, atmosphärischen Turbulenz. Eine herausgehobene Stellung haben hier die Von Kármán Spektren

$$S_{u'u'}(f) = \frac{4\sigma_{u'}^2 \frac{fL_{u'x}}{u_0}}{f \left(1 + 70.8 \left(\frac{fL_{u'x}}{u_0} \right)^2 \right)^{\frac{5}{6}}}, \quad (4.10)$$

$$S_{v'v'}(f) = \frac{4\sigma_{v'}^2 \frac{fL_{v'x}}{u_0} \left(1 + 755.2 \left(\frac{fL_{v'x}}{u_0} \right)^2 \right)}{f \left(1 + 283.2 \left(\frac{fL_{v'x}}{u_0} \right)^2 \right)^{\frac{11}{6}}}, \quad (4.11)$$

und

$$S_{w'w'}(f) = \frac{4\sigma_{w'}^2 \frac{fL_{w'x}}{u_0} \left(1 + 755.2 \left(\frac{fL_{w'x}}{u_0} \right)^2 \right)}{f \left(1 + 283.2 \left(\frac{fL_{w'x}}{u_0} \right)^2 \right)^{\frac{11}{6}}}. \quad (4.12)$$

Die Standardabweichungen der turbulenten Windschwankungen sind Funktionen des mittleren Windes u_0 , der Rauigkeitshöhe z_0 und des vertikalen Abstands z vom Boden und lassen sich über die Beziehungen

$$\sigma_{u'} = \left[1 - 5 \cdot 10^{-5} \left(\log \left(\frac{z_0}{0.05} \right) + 2 \right)^7 \right] \frac{u_0}{\ln \left(\frac{z}{z_0} \right)}, \quad (4.13)$$

$$\sigma_{v'} = 0.75\sigma_{u'} \quad \text{und} \quad \sigma_{w'} = 0.5\sigma_{u'} \quad (4.14)$$

näherungsweise bestimmen, siehe hierzu [199], [125], [206] und [203]. Die integralen Längenmaße der Turbulenz $L_{u'x}$, $L_{v'x}$ und $L_{w'x}$ bestimmen sich über räumliche Korrelationen und werden in Abschnitt 4.3.2 genauer erläutert. Die Autokorrelationsfunktion $R_{u'u'}(\tau)$ kann über die Wiener-Chintschin Relation berechnet werden und ergibt sich für das Von Kármán Spektrum mit der Abkürzung $a = \frac{L_{u'x}}{u_0}$ und den Bessel-Funktionen J_n zu

$$R_{u'u'}(\tau) = 1.075\sigma_{u'}^2 \left(\frac{\tau}{a}\right)^{\frac{1}{3}} \text{besselk}\left(\frac{5}{3}, 0.74673\frac{\tau}{a}\right) - 1.9195\sigma_{u'}^2 \left(\frac{a}{\tau}\right)^{\frac{2}{3}} \text{besselk}\left(\frac{2}{3}, 0.74673\frac{\tau}{a}\right). \quad (4.15)$$

Aus rechentechnischen Gründen wird die Korrelationsfunktion oft auch mit der Exponentialfunktion

$$R_{u'u'}(\tau) \approx \sigma_{u'}^2 \exp\left(-\frac{\sigma_{u'}^2 \tau}{\int_0^\infty R_{u'u'}(\tau) d\tau}\right) \quad (4.16)$$

angenähert. Diese Approximation ist, wie in Abbildung 4.5 an der normierten Korrelationsfunktion

$$\rho_{u'u'}(\tau) = \frac{R_{u'u'}(\tau)}{\sigma_{u'}^2} \quad (4.17)$$

zu sehen ist, eine gute Näherung der exakten Lösung.

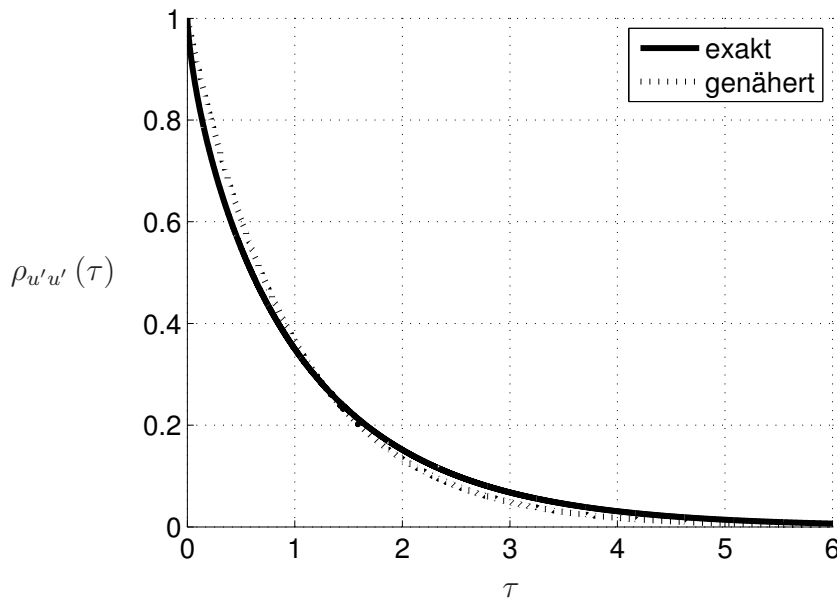


Abbildung 4.5: Exakte und genäherte normierte Korrelationsfunktion $\rho_{u'u'}(\tau)$

approximiert. Die Korrelationsfunktionen sind aus ihrer Definition heraus frequenzunabhängig und machen daher keine Aussage über die Korreliertheit von Wirbeln einer bestimmten Frequenz an verschiedenen Orten. Eine solche Aussage macht die frequenzabhängige Kohärenzfunktion $\text{coh}(\Delta \mathbf{r}, f)$, die deshalb auch manchmal Schmalband-Korrelationsfunktion genannt wird. Die Kohärenzfunktion definiert sich unter Vernachlässigung eines Phasenwinkels mit der Kreuzspektraldichte $S_{u'u'}(\Delta \mathbf{r}, f)$ über die Gleichung

$$\text{coh}(\Delta \mathbf{r}, f) = \frac{\|S_{u'u'}(\Delta \mathbf{r}, f)\|}{S_{u'u'}(f)}. \quad (4.24)$$

Der Einfluss eines Phasenwinkels wird in der Aerodynamik des Windes aus mess- und rechentechnischen Gründen oft vernachlässigt. Ähnlich wie die räumliche Korrelationsfunktion können die Kohärenzfunktionen durch die Exponentialfunktionen

$$\text{coh}(\Delta \mathbf{r}, f) = \exp\left(-\frac{C_{u',v',w' x,y,z} f \Delta \mathbf{r}}{u_0}\right) \quad (4.25)$$

gut approximiert werden, siehe [199], [131], [132] und [206]. Somit ist bei Kenntnis der Kohärenzfunktionen $\text{coh}(\Delta \mathbf{r}, f)$ und der Auto-Spektraldichte $S_{u'u'}(f)$ (was in der Praxis oft der Fall ist) die Berechnung der Kreuz-Spektraldichten der Windgeschwindigkeit

$$S_{u'u'}(\Delta \mathbf{r}, f) = \text{coh}(\Delta \mathbf{r}, f) S_{u'u'}(f) \quad (4.26)$$

möglich.

4.3.3 Turbulenzcharakterisierung für ein bewegtes Objekt

Die im vorherigen Kapitel hergeleiteten Spektren und Korrelationen beziehen sich immer auf feststehende Punkte im Raum und können daher für Bauwerke (z.B. Hochhäuser und Brücken) sofort übernommen werden. Bewegt sich aber das betrachtete Objekt mit einer konstanten Geschwindigkeit v_0 durch das räumliche Windfeld, so ändert sich zu jedem Zeitpunkt der jeweilige Bezugspunkt, und es muss mit der Kreuz-Spektraldichte gerechnet werden. Anhand der Grafik gemäß Abbildung 4.6 kann ein Zusammenhang zwischen der Fahrgeschwindigkeit v_0 , der mittleren Windgeschwindigkeit u_0 und der jeweiligen räumlichen Bezugspunkte zu jedem Zeitpunkt hergeleitet und damit die Autospektraldichte für das bewegte Objekt bestimmt werden. Ausgangspunkt für diese Überlegungen sind nach [60] und [23] die Betrachtung der beiden Luftpakete an den Punkten $P(x_1, y_1, t_1)$ und $P(x_2, y_2, t_2)$ in Abbildung 4.6, die mit der Zeitverschiebung τ korrelieren. Die Verschiebungen in y - und x -Richtung ergeben sich mit den Geschwindigkeiten v_0 , u_0 , dem Winkel α_w und der Zeitverschiebung τ zu $\Delta y = (v_0 \cos \alpha_w) \tau$ und $\Delta x = -(v_0 \sin \alpha_w + u_0) \tau$. Werden in der räumlichen Korrelationsfunktion die Streckenänderungen Δx und Δy durch die Geschwindigkeiten und die Zeitverschiebung ersetzt, so wird die normierte Kreuzkorrelation der u' -Komponente

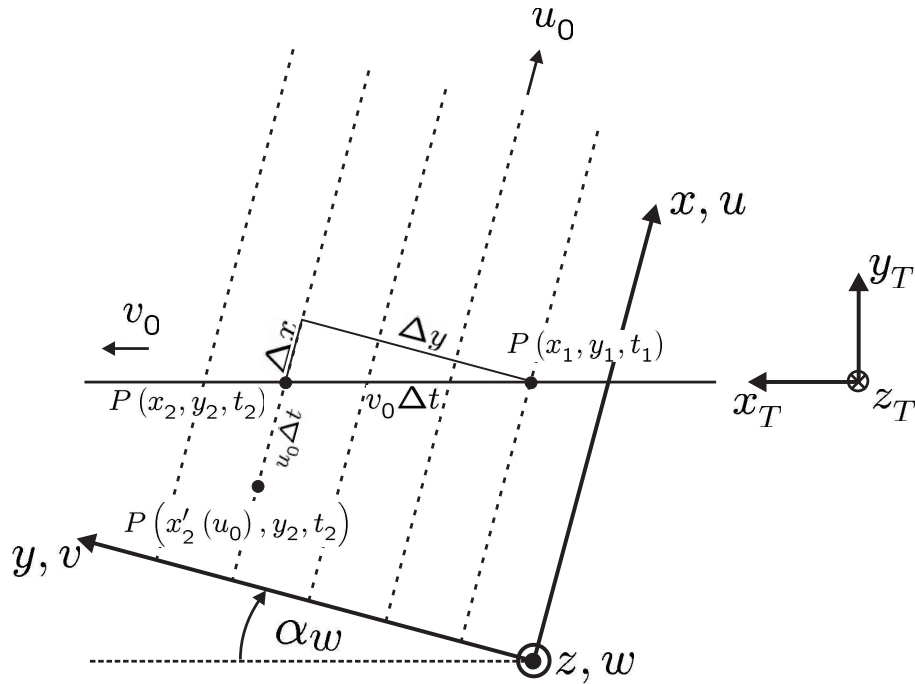


Abbildung 4.6: Bewegter Punkt im Windfeld

der Turbulenz nach [87] und [60] durch die Gleichung

$$\begin{aligned}
 \rho_{u'u'}(\Delta x, \Delta y, \tau) &= \rho_{u'u'}(v_0, u_0, \tau) \\
 &= C_{u'} 0.5925 \left(0.747 \frac{v_{res} \tau}{L_{u'}} \right)^{\frac{1}{3}} \text{besselk} \left(\frac{1}{3}, 0.747 \frac{v_{res} \tau}{L_{u'}} \right) \\
 &+ (1 - C_{u'}) 0.5925 \left[\left(0.747 \frac{v_{res} \tau}{L_{u'}} \right)^{\frac{1}{3}} \text{besselk} \left(\frac{1}{3}, 0.747 \frac{v_{res} \tau}{L_{u'}} \right) \right. \\
 &\left. - 0.5 \left(0.747 \frac{v_{res} \tau}{L_{u'}} \right)^{\frac{4}{3}} \text{besselk} \left(\frac{2}{3}, 0.747 \frac{v_{res} \tau}{L_{u'}} \right) \right] \quad (4.27)
 \end{aligned}$$

bestimmt, wobei

$$C_{u'} = \left(\frac{v_0}{v_{res}} \sin \alpha_w + \frac{u_0}{v_{res}} \right)^2, \quad (4.28)$$

$$L_{u'} = L_{u'x} \sqrt{C_{u'} + (1 - C_{u'}) \frac{4L_{u'y}^2}{L_{u'x}^2}} \quad (4.29)$$

und

$$v_{res} = \sqrt{v_0^2 + u_0^2 + 2u_0 v_0 \sin \alpha_w} \quad (4.30)$$

bedeuten. Die Spektraldichte für ein bewegtes Objekt kann über eine Fouriertransformation der Korrelationsfunktion zu

$$S_{u'u'}(f) = \left(\frac{4\sigma_{u'}^2 \frac{fL_{u'}}{v_{res}}}{f \left(1 + 70.8 \left(\frac{fL_{u'}}{v_{res}} \right)^2 \right)^{\frac{5}{6}}} \right) \left[C_{u'} + (1 - C_{u'}) \left(\frac{0.5 + 94.4 \left(\frac{fL_{u'}}{v_{res}} \right)^2}{1 + 70.8 \left(\frac{fL_{u'}}{v_{res}} \right)^2} \right) \right] \quad (4.31)$$

bestimmt werden. Der Wert des Verhältnisses der integralen Längenmaße der Turbulenz $\frac{L_{u'y}}{L_{u'x}}$ liegt zwischen 0.42 und 0.3 und wird in dieser Arbeit nach [21] auf 0.35 gesetzt. In Abbildung 4.7 ist gut zu erkennen, wie sich das Anregungsspektrum für größere

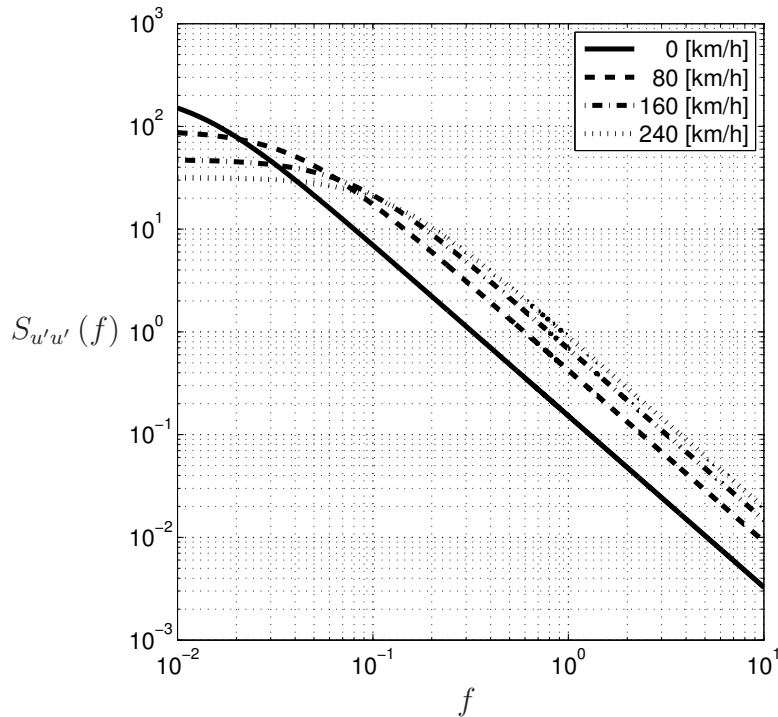


Abbildung 4.7: Spektraldichten für ein bewegtes Objekt

Fahrgeschwindigkeiten zu höheren Frequenzen verschiebt. Dieses Phänomen ist auch aus der Vertikaldynamik von Kraftfahrzeugen bekannt und wird bei Fahrzeugen unter zufälliger Fahrbahnanregung beobachtet, siehe [212].

Bewegt sich das Objekt nicht mit konstanter, sondern mit zeitlich variabler Geschwindigkeit $v(t)$ durch das räumlich Windfeld, so verkomplizieren sich die Zusammenhänge äußerst stark, und der Übergang von der nun im Allgemeinen zeitabhängigen, normierten Korrelationsfunktion $\rho_{u'u'}(v(t), u_0, \tau)$ auf eine instationäre, evolutionäre Spektraldichte $S_{u'u'}(f, t)$ ist analytisch nicht mehr ohne weiteres möglich. Ein ähnlicher Zusammenhang ergibt sich für Kurvenfahrten, bei denen der Windwinkel $\alpha_w(t)$ eine Funktion der Zeit ist. Auch hier kann keine analytische Lösung mehr angegeben werden.

Für eine linear angenommene Geschwindigkeitsreduktion $v(t) = v_0 - \Delta v_0 t$ ergeben sich die Transformationsbeziehungen

$$\Delta x = -\Delta x_T \sin \alpha_w - u_0 \tau \quad \text{und} \quad \Delta y = \Delta x_T \cos \alpha_w \quad (4.32)$$

mit $\Delta x_T = v_0 \tau - \frac{\Delta v_0}{2} (\tau^2 + 2t\tau)$. Somit ist auch die resultierende Windgeschwindigkeit v_{res} nicht mehr konstant, sondern gehorcht der Gleichung

$$v_{res}(t, \tau) = \sqrt{\left[v_0 - \frac{\Delta v_0}{2} (\tau + 2t) \right]^2 + 2 \left[v_0 - \frac{\Delta v_0}{2} (\tau + 2t) \right] u_0 \sin \alpha_w + u_0^2}. \quad (4.33)$$

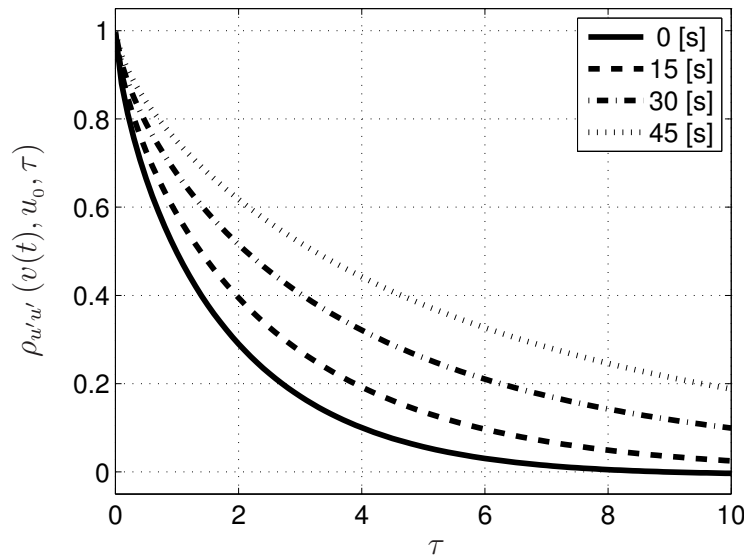


Abbildung 4.8: Zeitvariable Korrelationsfunktion $\rho_{u'u'}(v(t), u_0, \tau)$ für unterschiedliche Zeitpunkte für $v_0 = 100 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$, $\Delta v_0 = 0.5 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$ und $u_0 = 16 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$

In Abbildung 4.8 ist die zeitabhängige, normierte Korrelationsfunktion $\rho_{u'u'}(v(t), u_0, \tau)$ für unterschiedliche Zeitpunkte dargestellt. Die Zeitpunkte $t = [0, 15, 30, 45] \text{ [s]}$ können den momentanen Fahrgeschwindigkeiten $v_0 = [100, 73, 46, 19] \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$ zugeordnet werden. Der Anstieg der Korrelationslänge für kleinere Geschwindigkeiten ist signifikant und kann gut aus der Anschauung heraus erklärt werden, da für kleinere Geschwindigkeiten auch der Abstand Δx_T geringer wird.

Abbildung 4.9 zeigt den Vergleich der zeitvarianten Spektraldichte $S_{u'u'}(f, t)$ mit der zeitinvarianten Spektraldichte $S_{u'u'}(f)$ nach Gleichung (4.31) für die Zeitpunkte $t = [0, 15, 30, 45] \text{ [s]}$, die mit den Geschwindigkeiten $v_0 = [100, 73, 46, 19] \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$ korrelieren. Mit dem bloßen Auge können fast keine Unterschiede zwischen diesen Kurven ausgemacht werden. Der relative Fehler

$$\varepsilon_{\text{rel}}(f) = \frac{\|S_{u'u'}(f, t) - S_{u'u'}(f)\|}{S_{u'u'}(f, t)}, \quad (4.34)$$

siehe Abbildung 4.10, zeigt auch nur Abweichungen von wenigen Prozent.

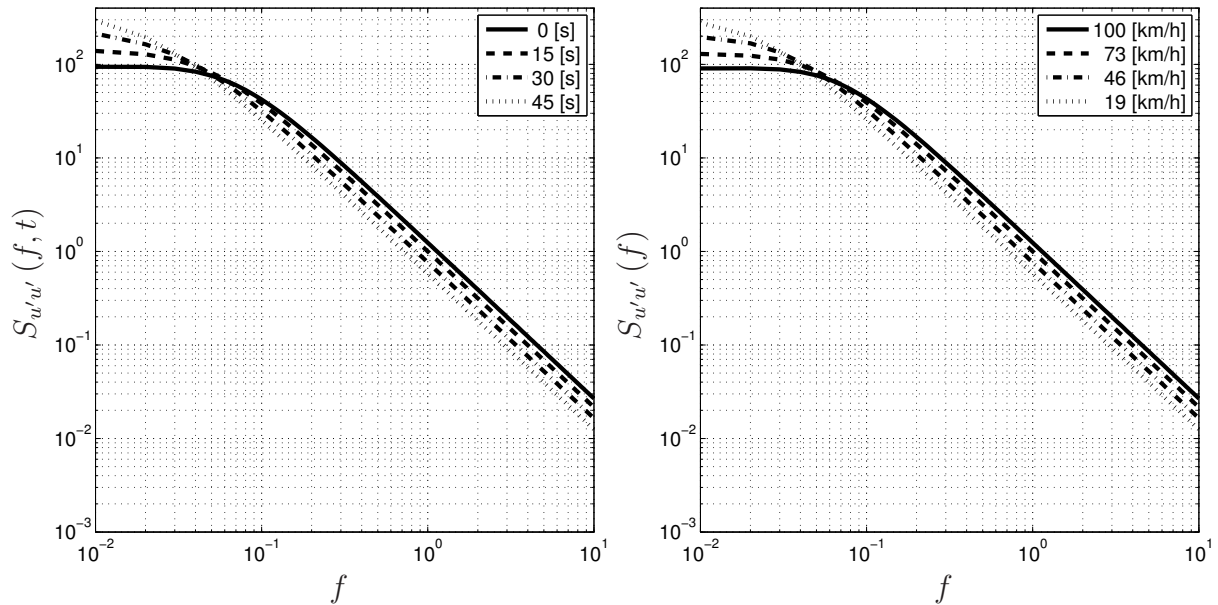


Abbildung 4.9: Vergleich der zeitvarianten Spektraldichte $S_{u'w'}(f, t)$ und der zeitinvarianten Spektraldichte $S_{u'w'}(f)$ nach Gleichung (4.31)

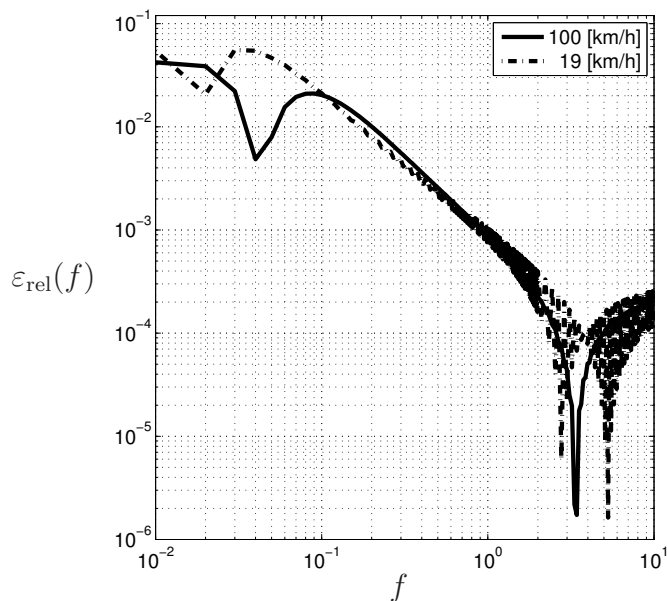


Abbildung 4.10: Relativer Fehler $\epsilon_{rel}(f)$ zwischen der zeitvarianten und der zeitinvarianten Spektraldichte

4.4 Außergewöhnliche Windereignisse

In die Kategorie außergewöhnlicher Windereignisse fallen alle Wettererscheinungen, die nicht durch einen Gradientwind gekennzeichnet sind und in einem relativ lokal begrenztem Gebiet auftreten. Gute Beispiele hierfür sind Hurrikane, Tornados und Gewitterstürme. Alle in den vorhergehenden Kapiteln gemachten Annahmen und die

abgeleiteten Gleichungen und Größen gelten nicht für solche Erscheinungen und dürfen im Allgemeinen dann nicht angewendet werden. Eine Auslegung von Strukturen bezüglich extremer Windgeschwindigkeiten bei Hurrikanen wird nur in exponierten Gebieten durchgeführt und bedarf dort einer gesonderten Untersuchung. Speziell zu Fallwinden bei Gewitterstürmen gibt es umfangreiche Untersuchungen, siehe [199], [46], [52] und [45], in denen auch auf die numerische Simulation von solchen extremen Windereignissen eingegangen wird. In dieser Arbeit werden aber keine außergewöhnlichen Windereignisse berücksichtigt.

Kapitel 5

Modelle der Windanregung

In diesem Kapitel werden die auf ein Schienen- und Kraftfahrzeug wirkenden aerodynamischen Kräfte und Momente beschrieben.

5.1 Verteilte Windlast

Unter verteilter Windlast wird die auf einen Körper wirkende, räumlich variable Druckverteilung aufgrund des momentanen Windes verstanden. Die resultierenden Kräfte und Momente werden durch Integration der Druck- und Reibungskräfte auf der Oberfläche berechnet, und aus diesen Kräften und Momenten können die korrespondierenden aerodynamischen Widerstandskoeffizienten bestimmt werden. Bei einer verteilten Windlast werden diese Widerstandskoeffizienten gerade nicht berechnet, sondern es wird zu jedem Zeitpunkt das Wind- und Druckfeld auf der Oberfläche bestimmt und integriert. Diese gekoppelten Fluid-Struktur-Untersuchungen sind extrem aufwändig und rechenzeitintensiv, da eine Kopplung eines Strömungsdynamikprogramms mit einem Mehrkörperdynamikprogramm über eine sogenannte Co-Simulation erfolgen muss. Fluid-Struktur-Interaktionen sind ein hochaktuelles Forschungsgebiet und selbst mit den heutigen Rechenanlagen ist es aufgrund der auftretenden sehr hohen Reynoldszahlen noch nicht möglich, fahrende Objekte in einem guten Modellierungsgrad zu berechnen. Arbeiten, die sich mit der Kopplung von Windsimulation und Fahrzeugsimulation beschäftigen, sind z.B. [5], [40] und [130].

5.2 Konzentrierte Windlast

Konzentrierte Windlast bedeutet, dass die Windkräfte durch Gleichungen der charakteristischen Form

$$F = \frac{1}{2} \rho_L A_C C_W U^2 \text{sign}(U) \quad (5.1)$$

berechnet werden können, wobei ρ_L , A_C , C_W und U^2 jeweils Dichte der Luft, charakteristische Fläche, aerodynamischer Widerstandskoeffizient und resultierende Windgeschwindigkeit im Quadrat bedeuten. Das Vorzeichen der Kraft wird durch die Signumfunktion mit der Windgeschwindigkeit als Argument bestimmt. Windmomente bestimmen sich über eine ähnliche Gleichung wie (5.1), wobei aber noch eine charakteristische

Länge ℓ berücksichtigt werden muss. Für die folgenden Ableitungen werden der Übersichtlichkeit halber nur die Windkräfte betrachtet.

5.2.1 Aerodynamische Widerstandskoeffizienten

Die aerodynamischen Widerstandskoeffizienten C_W aus Gleichung (5.1) sind im Allgemeinen unbekannt und müssen für jedes Objekt durch Windkanalmessungen oder durch Strömungsdynamiksimulationen berechnet werden. Die Bestimmung der Widerstandskoeffizienten

$$C_W = \frac{2E[F]}{\rho_L A_C U_0^2} \quad (5.2)$$

in einem Windkanal erfolgt über eine Kraftwaage durch eine Zeitmittelung der an einem Punkt am Objekt gemessenen Kräfte und bezieht sich dabei normalerweise auf die während der Messung ermittelte mittlere Windgeschwindigkeit U_0 im Freifeld vor dem Objekt. Bei Berücksichtigung der im Windkanal vorhandenen Turbulenz U' würde sich, mit dem nach Gleichung (5.2) bestimmten Widerstandskoeffizienten C_W , die Kraft F zu

$$F = \frac{E[F]}{U_0^2} (U_0 + U')^2 = E[F] \left(1 + 2\frac{U'}{U_0} + \left(\frac{U'}{U_0}\right)^2 \right) \quad (5.3)$$

bestimmen, und nach Bildung des Erwartungswertes ergäbe sich damit der Widerspruch

$$E[F] \stackrel{?}{=} E[F] \left(1 + \frac{\sigma_{U'}^2}{U_0^2} \right) \quad (5.4)$$

mit dem kleinen Fehlerterm $\frac{\sigma_{U'}^2}{U_0^2}$. Hieraus folgt, dass bei der Messung der aerodynamischen Widerstandskoeffizienten die Turbulenz im Windkanal möglichst klein gehalten werden muss. Einen guten Überblick über die erforderlichen Messverfahren geben die beiden Bücher [203] und [158].

Die Messung von aerodynamischen Widerstandskoeffizienten im Windkanal ist sehr teuer und erfordert einen beträchtlichen Aufwand. Daher gibt es in der Literatur relativ wenig Daten zu Widerstandskoeffizienten von Zügen. Eine Ausnahme bildet hierbei der ICE 2 als Referenzfahrzeug, für den die Widerstandskoeffizienten in [75] und [77] veröffentlicht sind. Eine verfeinerte Messmethode, die auf der Messung der Oberflächendrücke auf dem Fahrzeug beruht, ist in [186] zu finden. Ein in [186] vorgestellter Vergleich von Messungen mit einer Messwaage und Messungen durch Integration der Oberflächendrücke zeigt dabei eine gute Übereinstimmung der beiden Ergebnisse. Für Schienenfahrzeuge gibt es eine umfangreiche Literatur, die sich mit der experimentellen Bestimmung von stationären und transienten aerodynamischen Lasten auf bewegte Objekte beschäftigt. Von diesen Veröffentlichungen sind die frühen, aus Großbritannien stammenden Arbeiten [59], [114], [16], [17], [18] und [95] hervorzuheben.

Zur Reduktion von aufwändigen Windkanalmessungen beschäftigen sich aktuelle Forschungsarbeiten mit der Bestimmung der aerodynamischen Widerstandskoeffizienten

über numerische Strömungssimulation (CFD, Computational Fluid Dynamics). Die Anwendung von CFD Methoden erlaubt es, schon während der Konstruktionsphase Einfluss auf das aerodynamische Design des Fahrzeugs zu nehmen, ohne jedesmal ein neues, teures Windkanalmodell erstellen zu müssen. Die Umströmungsberechnung von fahrenden Objekten bei hohen Reynoldszahlen mit einem relativ hohen Detaillierungsgrad ist ein numerisch sehr aufwändiges Unterfangen und ist auch mit den heutigen modernen Rechnern noch nicht vollständig gelöst. Frühere Arbeiten, siehe [98], [50] und [51], benutzten daher oft die sogenannte Panel-Methode, die eine numerische Approximation der Potentialströmung ist. Aktuelle Arbeiten lösen numerisch die vollständigen Navier-Stokes Gleichungen unter Verwendung von RANS (Reynolds Averaged Navier-Stokes) und LES (Large-Eddy Simulation) Methoden, siehe [75], [179], [76], [78] und [129]. Die LES Methode erlaubt eine zeitliche Auflösung der Wirbelstruktur um das Fahrzeug und gibt somit einen Hinweis auf Anregungen aufgrund von Wirbelablösungen. Besonders im Hinblick auf fluktuierende Auftriebskräfte ist die Bestimmung von frequenzabhängigen aerodynamischen Widerstandskoeffizienten sehr interessant. Ein Vergleich der gemessenen mit den berechneten aerodynamischen Widerstandskoeffizienten zeigt dabei eine gute Übereinstimmung beider Ergebnisse.

Die aerodynamischen Widerstandskoeffizienten hängen ausgeprägt nichtlinear von vielen verschiedenen Strömungs- und Topographieparametern und von den unterschiedlichen Fahrzuständen ab. Großen Einfluss haben unter anderem der Anströmwinkel des Windes, die Reynoldszahl und damit die Anströmgeschwindigkeit, das ausgebildete atmosphärische Grenzschichtprofil, der Turbulenzgrad der Anströmung und die Tatsache, ob der Zug fährt oder steht, siehe [33]. Die Bestimmung von realitätsnahen und zuverlässigen aerodynamischen Widerstandskoeffizienten wird hochaktuell diskutiert und ist noch weit von einem umfassenden Abschluss entfernt [122].

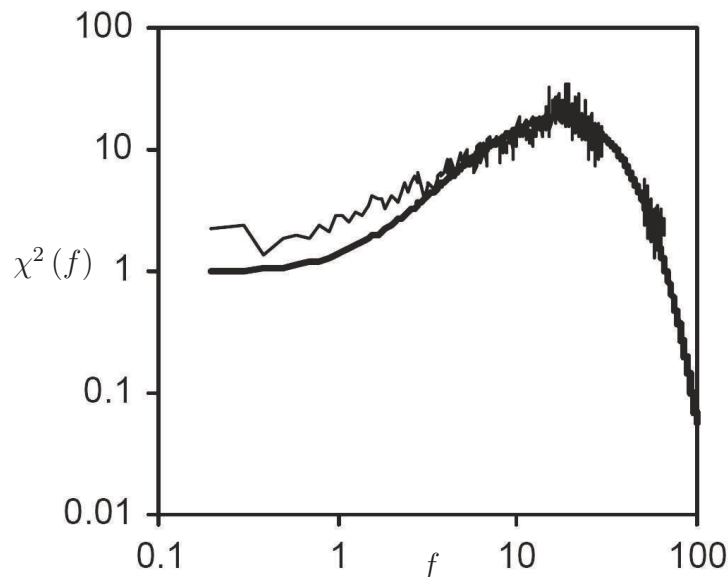


Abbildung 5.1: Gemessene und bestimmte Überhöhung der Auftriebskräfte bei senkrechter Anströmung aus [21]

Ein wichtiger Aspekt in der Strömungsanregung von Fahrzeugen, nämlich die Anregung aufgrund von Wirbelablösungen, kann mit den statischen aerodynamischen Wi-

derstandskoeffizienten nicht abgebildet werden. Aus experimentellen Untersuchungen ist bekannt, dass es für ein bestimmtes Frequenzenband zu einer Überhöhung der Auftriebskräfte am Fahrzeug kommen kann, wie in der aus [21] stammenden Abbildung 5.1 für ein Windkanalmodell gut zu sehen ist, siehe hierzu auch [22]. Eine solche Überhöhung kann mit einem turbulenten, stochastischen Nachlauf erklärt werden, der aufgrund von Wirbelablösungen eine Verstärkung des Auftriebs in dem bestimmten Frequenzband bewirkt. Diese Lastüberhöhungen für ausgewählte Frequenzen und Frequenzbänder sind aus der Aeroelastik bekannt und werden häufig durch harmonisch fluktuierende aerodynamische Widerstandskoeffizienten modelliert und können über die Strouhal-Zahl

$$S = \frac{f_s D_s}{U_s} \quad (5.5)$$

beschrieben werden, wobei f_s die Anregungsfrequenz, D_s eine charakteristische Länge und U_s die mittlere Anströmgeschwindigkeit sind. Der instationäre Auftriebs- Widerstandskoeffizient kann, wie in der Aeroelastik üblich, siehe [84] und [88], über den harmonischen Reihenansatz

$$C_L = C_L^0 + \sum_{i=1}^N C_L^i \sin(2\pi f_s^i t) \quad (5.6)$$

approximiert werden. Hierbei müssen aber natürlich die Strouhal-Zahl S , die Anregungsfrequenzen f_s^i und die Widerstandskoeffizienten C_L^i aus Messungen oder LES-Untersuchungen bekannt sein. Besonders für die Widerstandskoeffizienten C_L^i müssen die Wahrscheinlichkeitsverteilung und die Spektraldichte im voraus bestimmt werden.

5.2.2 Statistische Verteilung der Windlast

Da die Windgeschwindigkeiten $u'(t)$, $v'(t)$ und $w'(t)$ ergodische und gaußverteilte Zeitprozesse darstellen, ist auch die Windkraft

$$F(t) = \frac{1}{2} \rho_L A_C C_W \left[(u_0 + u'(t))^2 + v'^2(t) + w'^2(t) \right] \text{sign}(u_0 + u'(t)) \quad (5.7)$$

als quadratisches Funktional der Windgeschwindigkeit ein stochastischer Prozess. Unter der Annahme, dass die mittlere Windgeschwindigkeit u_0 deutlich größer als die turbulenten Schwankungen ist, kann die Signum-Funktion auch ohne Einschränkung der Allgemeinheit weggelassen werden. Weiterhin werden die Widerstandskoeffizienten in diesem Abschnitt als konstant angenommen. Der Mittelwert der Kraft μ_F aus Gleichung (5.7) berechnet sich mit konstantem Widerstandskoeffizienten C_W zu

$$\text{E}[F] = \mu_F = \frac{\rho_L A_C C_W}{2} (u_0^2 + \sigma_{u'}^2 + \sigma_{v'}^2 + \sigma_{w'}^2), \quad (5.8)$$

und die Varianz σ_F^2 ergibt sich zu

$$\text{E}[(F - \text{E}[F])^2] = \sigma_F^2 = \left(\frac{\rho_L A_C C_W}{2} \right)^2 2 (\sigma_{u'}^4 + \sigma_{v'}^4 + \sigma_{w'}^4 + 2u_0^2 \sigma_{u'}^2). \quad (5.9)$$

Aufgrund der quadratischen Transformation der Windgeschwindigkeit ist die Windkraft nicht mehr normalverteilt. Werden die zu u_0 kleinen Windgeschwindigkeitskomponenten v' und w' vernachlässigt, so gehorcht die Kraft F einer nichtzentralen Chi-Quadrat Verteilung mit der Dichtefunktion

$$f_u(F) = \frac{1}{2\sigma_{u'}\sqrt{\pi\rho_L A_C C_W F}} \exp \left\{ -\frac{1}{2\sigma_{u'}^2} \left(\sqrt{\frac{2F}{\rho_L A_C C_W}} - u_0 \right)^2 \right\}. \quad (5.10)$$

Werden alle Turbulenzanteile unter der in der atmosphärischen Grenzschicht im Allge-

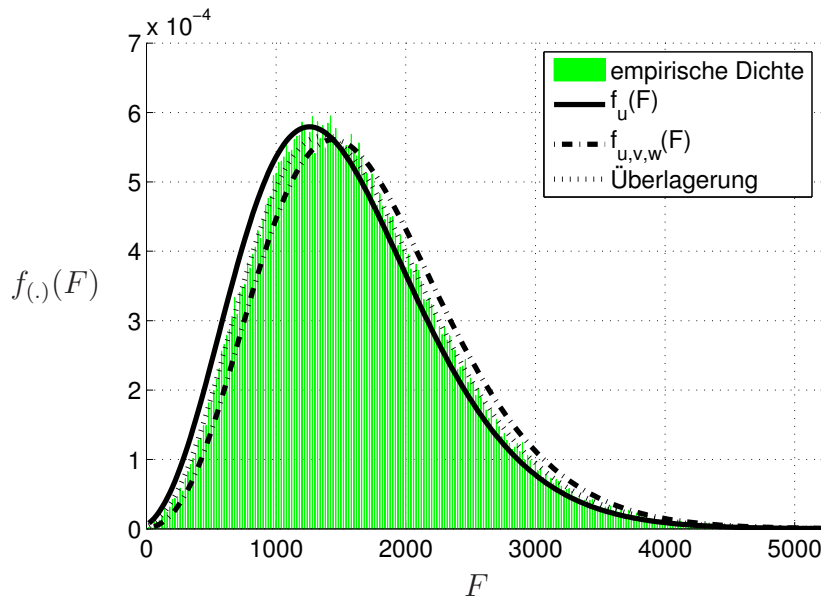


Abbildung 5.2: Dichten der Windkraft $f_u(F)$, $f_{u,v,w}(F)$ und Überlagerung

meinen nicht geltenden Annahme von homogener Turbulenz ($\sigma_{u'} = \sigma_{v'} = \sigma_{w'}$) berücksichtigt, so kann die Wahrscheinlichkeitsdichte als nichtzentrale Chi-Quadrat Verteilung

$$f_{u,v,w}(F) = \frac{1}{2K_F} \exp \left(-\frac{F}{K_F} + \lambda \right) \left(\frac{F}{K_F} \right)^{\frac{1}{4}} \text{besseli} \left(1/2, \sqrt{\lambda \frac{F}{K_F}} \right) \quad (5.11)$$

mit Freiheitsgrad $k = 3$ und den Abkürzungen $K_F = \frac{\sigma_{u'}^2 \rho_L A_C C_W}{2}$ und $\lambda = \left(\frac{u_0}{\sigma_{u'}} \right)^2$ beschrieben werden. Eine gute Näherung der Wahrscheinlichkeitsdichte ergibt sich durch Überlagerung der beiden oben beschriebenen Sonderfälle, wie in Bild 5.2 gut zu erkennen ist. Die Schiefe α_F der Windkraft kann ganz allgemein mit

$$\alpha_F = \frac{1}{\sigma_F^3} \left(E [F^3] - 3E [F^2] E [F] + 2E [F]^3 \right). \quad (5.12)$$

angegeben werden. Die Autokorrelationsfunktion $R_{FF}(\tau)$ der Windkraft bestimmt sich nach kurzer Rechnung unter Annahme der Unkorreliertheit der Geschwindigkeitskom-

ponenten $u'(t), v'(t)$ und $w'(t)$ zu

$$\begin{aligned}
 R_{FF}(\tau) &= \text{E}[F(t)F(t+\tau)] \\
 &= \left(\frac{\rho_L A_C C_W}{2}\right)^2 \left[(u_0^2 + \sigma_{u'}^2 + \sigma_{v'}^2 + \sigma_{w'}^2)^2 + 4u_0^2 R_{u'u'}(\tau) \right. \\
 &\quad \left. + 2R_{u'u'}^2(\tau) + 2R_{v'v'}^2(\tau) + 2R_{w'w'}^2(\tau) \right]. \tag{5.13}
 \end{aligned}$$

Hieraus kann die Spektraldichte der Windkraft über eine Fourier-Transformation zu

$$\begin{aligned}
 S_{FF}(f) &= \left(\frac{\rho_L A_C C_W}{2}\right)^2 \left[(u_0^2 + \sigma_{u'}^2 + \sigma_{v'}^2 + \sigma_{w'}^2)^2 \delta(f) + 4u_0^2 S_{u'u'}(f) \right. \\
 &\quad \left. + 2 \int_{-\infty}^{\infty} S_{u'u'}(\alpha) S_{u'u'}(f-\alpha) d\alpha + 2 \int_{-\infty}^{\infty} S_{v'v'}(\alpha) S_{v'v'}(f-\alpha) d\alpha \right. \\
 &\quad \left. + 2 \int_{-\infty}^{\infty} S_{w'w'}(\alpha) S_{w'w'}(f-\alpha) d\alpha \right] \tag{5.14}
 \end{aligned}$$

ermittelt werden.

5.2.3 Linearisierung der Windlast

Die Windkraft

$$F(t) = \frac{1}{2} \rho_L A_C C_W \left[(u_0 + u'(t))^2 + v'^2(t) + w'^2(t) \right] = \frac{1}{2} \rho_L A_C C_W v_{res}^2 \tag{5.15}$$

als quadratischer Prozess der Windgeschwindigkeitskomponenten $u(t)$, $v(t)$ und $w(t)$, kann bezüglich der kleinen Geschwindigkeitskomponenten v' und w' um den Mittelwert der Kraft F linearisiert werden:

$$F(t) \approx \frac{1}{2} \rho_L A_C C_W \left[(u_0 + u'(t))^2 + \sigma_{v'}^2 + \sigma_{w'}^2 \right]. \tag{5.16}$$

Zur Vereinfachung der Rechnungen und unter der Annahme, dass die Komponenten v' und w' wenig beitragen, wird die Kraft F im Folgenden mit Gleichung (5.16) approximiert. Sehr oft werden die Terme $\sigma_{v'}^2$ und $\sigma_{w'}^2$ auch komplett vernachlässigt.

5.3 Windlast für ausgedehnte Objekte

Die abgeleiteten Kraftbeziehungen gelten streng genommen nur für ein punktförmiges Objekt. Bei einem ausgedehnten Objekt wirkt auf jeden Punkt seiner Oberfläche eine andere turbulente Windgeschwindigkeit und damit ein anderer Druck. Die resultierende Kraft kann also durch Integration der Oberflächendrücke berechnet werden. Hierbei muss die Windgeschwindigkeit als zeitabhängiges Zufallsfeld aufgefasst werden, siehe [59], [60], [17] und [21].

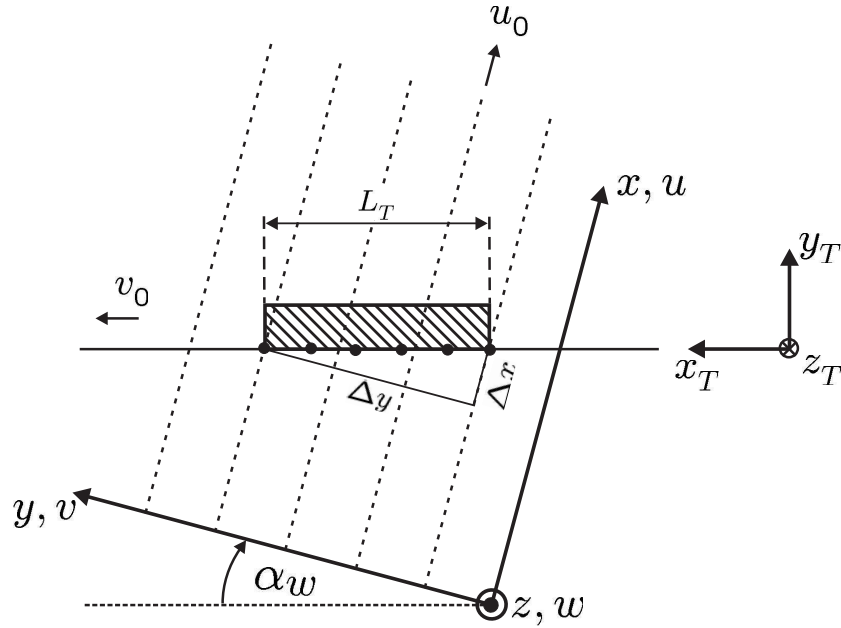


Abbildung 5.3: Koordinatensysteme und Beziehungen bei einem fahrenden ausgedehnten Objekt

5.3.1 Räumliche Mittelung der Windkraft

Mittelung der Kraft

$$F(t) = \frac{1}{2} \rho_L A_C C_W \left(u_0^2 + 2 \frac{u_0}{A_F} \int_{A_F} u'(x, y, z, t) dA_F + \frac{1}{A_F} \int_{A_F} u'^2(x, y, z, t) dA_F \right) \quad (5.17)$$

über die Objektoberfläche A_F und Bildung der Korrelationsfunktion

$$\begin{aligned} R_{FF}(\tau) &= \\ &= \left(\frac{\rho_L A_C C_W}{2} \right)^2 \left[(u_0^2 + \sigma_{u'}^2)^2 + 4 \frac{u_0^2}{A_F^2} \int_{A_F} \int_{A'_F} R_{u'u'}(x, y, z, x', y', z', \tau) dA'_F dA_F \right. \\ &\quad \left. + \frac{2}{A_F^2} \int_{A_F} \int_{A'_F} R_{u'u'}^2(x, y, z, x', y', z', \tau) dA'_F dA_F \right]. \end{aligned} \quad (5.18)$$

ergibt nach Fourier-Transformation von Gleichung (5.18) die Spektraldichte

$$\begin{aligned} S_{FF}(f) &= \\ &= \left(\frac{\rho_L A_C C_W}{2} \right)^2 \left[(u_0^2 + \sigma_{u'}^2)^2 \delta(f) + 4 \frac{u_0^2}{A_F^2} \int_{A_F} \int_{A'_F} S_{u'u'}(x, y, z, x', y', z', f) dA'_F dA_F \right. \\ &\quad \left. + \frac{2}{A_F^2} \int_{A_F} \int_{A'_F} \int_{-\infty}^{\infty} S_{u'u'}(x, y, z, x', y', z', \alpha) S_{u'u'}(x, y, z, x', y', z', f - \alpha) d\alpha dA'_F dA_F \right] \end{aligned} \quad (5.19)$$

der Kraft.

5.3.2 Aerodynamische Admittanzfunktion

Unter Vernachlässigung des Phasenwinkels kann die Kreuz-Spektraldichte

$$S_{u'u'}(x, y, z, x', y', z', f) \approx \text{coh}(x, y, z, x', y', z', f) S_{u'u'}(f) \quad (5.20)$$

der Windgeschwindigkeit u' durch das Produkt aus Kohärenzfunktion und Autospektraldichte ersetzt werden. Mit Gleichung (5.20) ergibt sich dann die Spektraldichte der Kraft zu

$$\begin{aligned} S_{FF}(f) = & \left(\frac{\rho_L A_C C_W}{2} \right)^2 \left[(u_0^2 + \sigma_{u'}^2)^2 \delta(f) \right. \\ & + 4 \frac{u_0^2}{A_F^2} \int_{A_F} \int_{A'_F} \text{coh}(x, y, z, x', y', z', f) dA'_F dA_F S_{u'u'}(f) \\ & + \frac{2}{A_F^2} \int_{-\infty}^{\infty} \left\{ S_{u'u'}(\alpha) S_{u'u'}(f - \alpha) \int_{A_F} \int_{A'_F} \text{coh}(x, y, z, x', y', z', \alpha) \right. \\ & \cdot \left. \left. \text{coh}(x, y, z, x', y', z', f - \alpha) dA'_F dA_F \right\} d\alpha \right]. \end{aligned} \quad (5.21)$$

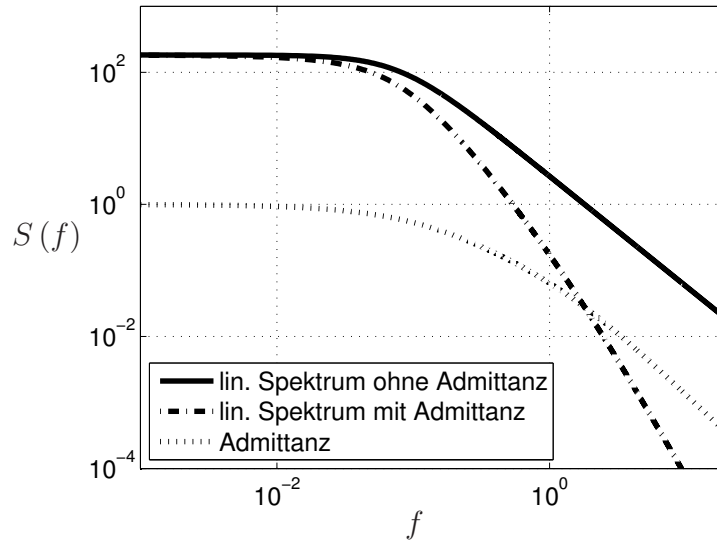


Abbildung 5.4: Linearer Anteil des Kraft Spektrums mit und ohne lineare Admittanzfunktion

Üblicherweise wird in Gleichung (5.21) die lineare Admittanzfunktion

$$\frac{1}{A_F^2} \int_{A_F} \int_{A'_F} \text{coh}(x, y, z, x', y', z', f) dA'_F dA_F \quad (5.22)$$

mit $\chi^2(f)$ und die nichtlineare Admittanzfunktion

$$\frac{1}{A_F^2} \int_{A_F} \int_{A'_F} \text{coh}(x, y, z, x', y', z', \alpha) \text{coh}(x, y, z, x', y', z', f - \alpha) dA'_F dA_F \quad (5.23)$$

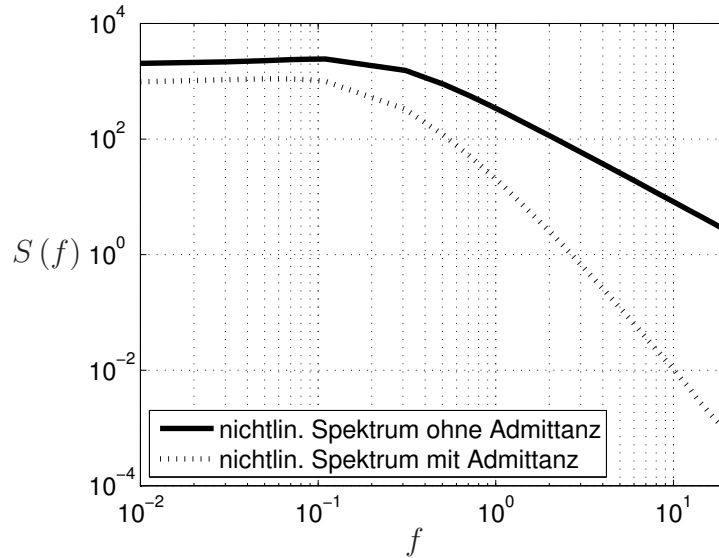


Abbildung 5.5: Nichtlinearer Anteil des Kraft Spektrums mit und ohne nichtlineare Admittanzfunktion

mit $\chi_{\text{nl}}^2(\alpha, f)$ bezeichnet. Hieraus ergibt sich aus 5.21 die Spektraldichte

$$S_{FF}(f) = \left(\frac{\rho_L A_C C_W}{2} \right)^2 \left[(u_0^2 + \sigma_{u'}^2)^2 \delta(f) + 4u_0^2 \chi^2(f) S_{u'u'}(f) + 2 \int_{-\infty}^{\infty} \chi_{\text{nl}}^2(\alpha, f) S_{u'u'}(\alpha) S_{u'u'}(f - \alpha) d\alpha \right] \quad (5.24)$$

der Kraft. Diese Formulierung hat eine wichtige Bedeutung für die Simulation von Windlasten auf ausgedehnte Objekte.

Eine gute Approximation der Kohärenzfunktion ist über die Gleichung

$$\text{coh}(x, y, z, x', y', z', f) = \exp \left\{ -\sqrt{\left(\frac{C_{u'x} f \Delta x}{u_0} \right)^2 + \left(\frac{C_{u'y} f \Delta y}{u_0} \right)^2 + \left(\frac{C_{u'z} f \Delta z}{u_0} \right)^2} \right\} \quad (5.25)$$

mit den Koeffizienten $C_{u'x} = 5$, $C_{u'y} = 16$ und $C_{u'z} = 10$ gegeben, siehe [199]. Mit den sich nach Bild 5.3 ergebenden Transformationen

$$\Delta x = \Delta x_T \sin \alpha_w, \quad \Delta y = \Delta x_T \cos \alpha_w \quad \text{und} \quad \Delta z = \Delta z_T \quad (5.26)$$

kann die Kohärenzfunktion im fahrzeugfesten x_T, y_T, z_T -Koordinatensystem zu

$$\text{coh}(\Delta x_T, \Delta z_T, f) = \exp \left\{ -\frac{|f|}{u_0} \sqrt{\Delta x_T^2 [(C_{u'x} \sin \alpha_w)^2 + (C_{u'y} \cos \alpha_w)^2] + (C_{u'z} \Delta z_T)^2} \right\} \quad (5.27)$$

bestimmt werden. Das 4-fach Integral

$$\chi^2(f) = \frac{1}{L_T^2 H_T^2} \int_0^{L_T} \int_0^{L_T} \int_0^{H_T} \int_0^{H_T} \text{coh}(x_T, z_T, x'_T, z'_T, f) dz_T dz'_T dx_T dx'_T \quad (5.28)$$

zur Berechnung der linearen Admittanzfunktion geht nach Bearman, siehe [25] und [26], durch eine Variablentransformation in das 2-fach Integral

$$\chi^2(f) = \frac{4}{L_T^2 H_T^2} \int_0^{L_T} \int_0^{H_T} (L_T - x_T)(H_T - z_T) \text{coh}(x_T, z_T, f) dz_T dx_T \quad (5.29)$$

über und kann dadurch deutlich leichter ausgewertet werden. Für die nichtlineare Admittanzfunktion kann dieselbe Transformation erfolgen und damit das 4-fach Integral auf ein 2-fach Integral reduziert werden. Hierbei ist aber zu beachten, dass zusätzlich eine Integration über den Frequenzparameter α erfolgen muss, um den nichtlinearen Anteil in der Spektraldichte der Kraft zu bestimmen. Die Admittanzfunktionen sind weiterhin auch Funktionen der mittleren Windgeschwindigkeit u_0 und des Winkels α_w und müssen daher bei Änderung eines dieser Parameter jeweils neu berechnet werden. Anhand von Abbildung 5.6 ist gut zu erkennen, dass die lineare Admittanzfunktion für

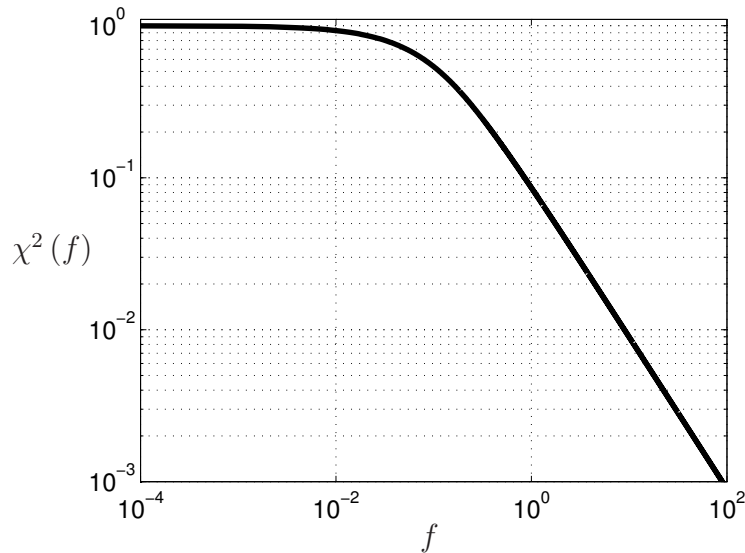


Abbildung 5.6: Berechnete lineare Admittanzfunktion $\chi^2(f)$

kleine Frequenzen gegen 1 geht und für hohe Frequenzen stark abfällt. Dies bedeutet, dass hohe Frequenzen ein ausgedehntes Objekt weniger stark anregen können. Offensichtlich hängt dies mit der charakteristischen Größe der Turbulenzwirbel zusammen. Wirbel höherer Frequenz haben eine kleinere räumliche Ausdehnung und können daher nur auf einen Teil des ausgedehnten Objektes einwirken. Somit wirkt das bewegte und räumlich ausgedehnte Fahrzeug für den Wind wie ein gleitender Mittelwert.

5.4 Charakteristische Windanregungsmuster

Zur Berechnung von windangeregten Strukturen und Systemen werden ganz unterschiedliche Windmuster und daraus abgeleitete Böenmodelle verwendet. Ausgehend von der Erzeugung eines detaillierten, räumlichen Turbulenzprozesses, der nur mit sehr hohem numerischem Aufwand realisierbar ist, können die Windmodelle immer stärker vereinfacht werden, um die Effizienz der Rechnungen zu erhöhen. Zur Bestimmung von maximalen Windlasten werden daher oft charakteristische Böenmodelle verwendet.

5.4.1 Turbulenter Windprozess

Die realitätsnahe Simulation der Windanregung ist die Erzeugung eines turbulenten, räumlichen Windprozesses, der alle räumlichen und zeitlichen Korrelationen berücksichtigt. Für eine gute räumliche Auflösung sind aber der Speicherbedarf im Computer und der numerische Aufwand so groß, dass keine detaillierten Rechnungen durchgeführt werden können und dieser Ansatz daher für Zuverlässigkeitsrechnungen momentan noch zu ineffizient ist. Einen guten Überblick über dieses Verfahren liefern die Veröffentlichungen [196] und [134]. Ein typischer, turbulenter Zeitschrieb der Windgeschwindigkeit ist in Abbildung 5.7 zu sehen.

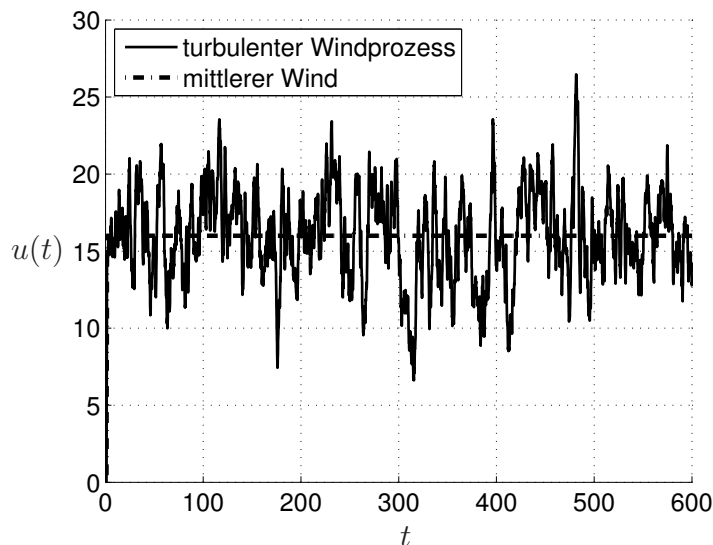


Abbildung 5.7: Turbulenter Windprozess für ein fahrendes Schienenfahrzeug

Mit der im vorhergehenden Kapitel hergeleiteten Spektraldichte der Kraft $S_{FF}(f)$, siehe Gleichung (5.24), für ein bewegtes und ausgedehntes Objekt kann eine deutliche Vereinfachung des numerischen Aufwands erzielt werden. Die Kraft $F(t)$ wird über eine spektrale Zerlegung simuliert, wobei aber berücksichtigt werden muss, dass die Kraft kein gaußverteilter Prozess mehr ist. Dem wird dadurch Rechnung getragen, dass die linearen und nichtlinearen Windanteile separat erzeugt und erst zum Schluss aufsummiert werden.

5.4.2 Böen-Charakteristiken

Es existieren in der Literatur viele unterschiedliche Böencharakteristiken zur Modellierung von extremen Windbelastungen. Die einfachsten Böenmodelle, die die Realität aber nur unzureichend wiedergeben, sind Böenverläufe in Trapezform. In der Richtlinie der DB AG [73] zur Berechnung der Seitenwindgefahr wird zum Beispiel eine solche, einfache Trapezböe zur Modellierung des Seitenwindes benutzt, siehe Abbildung 5.8. Für bewegte Objekte wird auch oft die sogenannte ‘‘Frozen-Gust‘‘ Annahme getroffen, die bedeutet, dass sich der Böenverlauf während der Durchfahrt des Fahrzeugs nicht verändert und damit die Böe als am Ort eingefroren betrachtet werden kann. Für hohe Fahrgeschwindigkeiten, deutlich größer als die mittlere Windgeschwindigkeit, stimmt

diese Annahme gut mit der Realität überein.

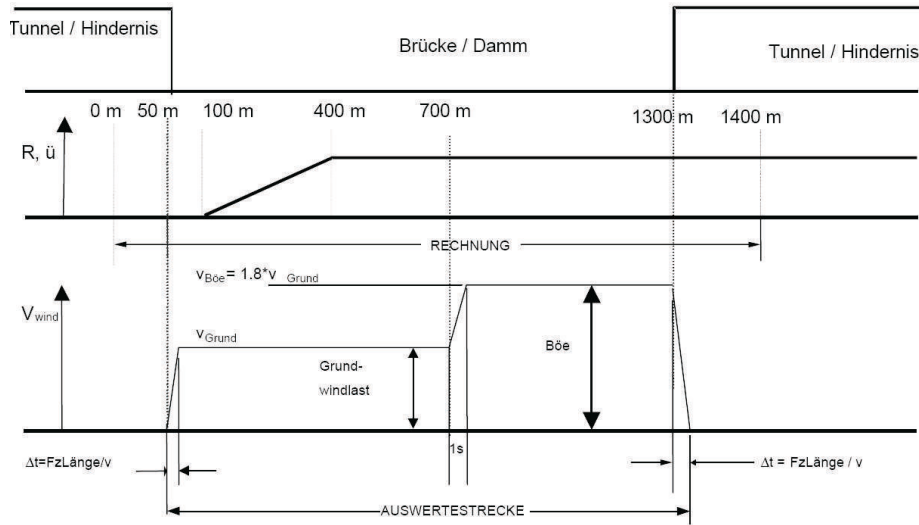


Abbildung 5.8: Böenverlauf in der RIL 401 aus [73]

Ein deutlich realistischeres Böenmodell, das zur Auslegung von Windturbinen verwendet wird, ist die in Abbildung 5.9 dargestellte IEC-Standard-Böe

$$u(t) = u_0 - 0.37A \sin\left(3\pi \frac{t}{T_s}\right) \left[1 - \cos\left(2\pi \frac{t}{T_s}\right)\right], \quad (5.30)$$

siehe [48] und [28], mit der Böenamplitude A und der Simulationsdauer T_s , die mit einem besonders steilen Windanstieg ausgestattet ist, um schneller als der Lastregler einer Windturbinen zu sein. Dieser Umstand ist zur Bestimmung der maximalen Lasten wichtig.

Die 1-cos-Böe, siehe Abbildung 5.9,

$$u(t) = u_0 + u_B(t), \quad (5.31)$$

$$u_B(t) = \begin{cases} \frac{A}{2} \left[1 - \cos\left\{\pi \left(1 + 2\frac{v_0(t-t_B)}{T}\right)\right\}\right], & -\frac{T}{2v_0} + t_0 \leq t \leq \frac{T}{2v_0} + t_0 \\ 0, & \text{sonst} \end{cases} \quad (5.32)$$

mit der Böenlänge T und dem Böenmaximum bei $t = t_B$ wird oft in der Luftfahrt, siehe [208], und auch in der Schienenfahrzeugtechnik, siehe [42] und [43], eingesetzt und hat den Vorteil, dass eine genau definierte Böendauer T und Böenamplitude A implementiert werden kann.

Ein theoretisch fundierteres, aus dem turbulenten Windgeschwindigkeitsprozess herleitbares Böenmodell basiert auf der normierten Korrelationsfunktion des Windprozesses, siehe [31] und [28]. Da die Korrelationsfunktion rechentechnisch relativ unhandlich ist und die Kohärenzfunktion als schmalbandige Korrelationsfunktion betrachtet werden kann, ist eine exponentielle Böencharakteristik, siehe Abbildung 5.10, in der Form

$$u_B(t) = A \exp\left\{-\frac{1}{2Tu_0} \sqrt{(C_{u'x})^2 (v_0 \Delta t \sin \alpha_w + u_0 \Delta t)^2 + (C_{u'y} v_0 \Delta t \cos \alpha_w)^2}\right\} \quad (5.33)$$

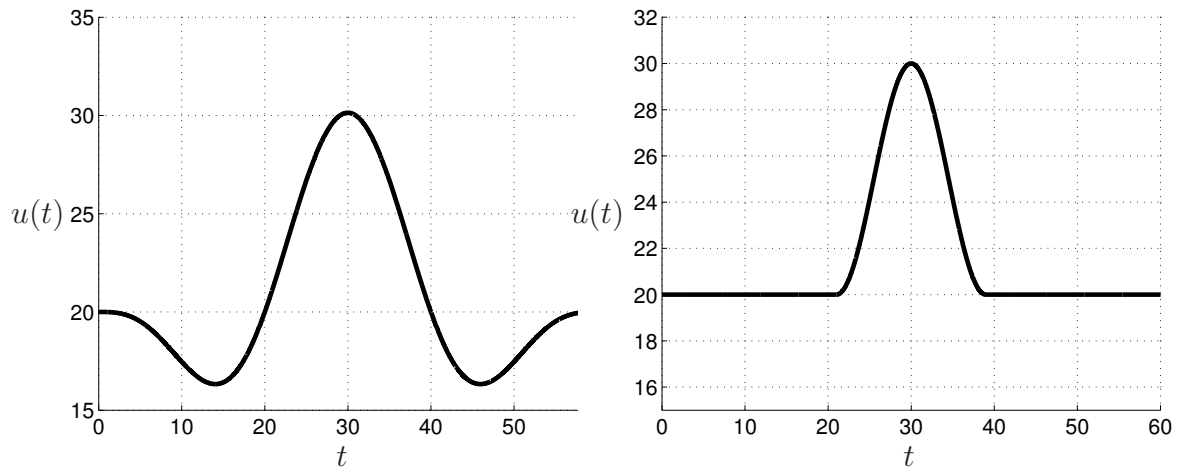


Abbildung 5.9: IEC-Standard und 1-cos Böemodelle

mit $\Delta t = t - t_B$ sinnvoll, siehe hierzu [68], [165], [74] und [94]. Der Anteil $u_0 \Delta t$ in der Exponentialfunktion beschreibt den Transport der Böe mit der mittleren Windgeschwindigkeit und macht damit die ‘‘Frozen-Gust’’ Approximation hier unnötig.

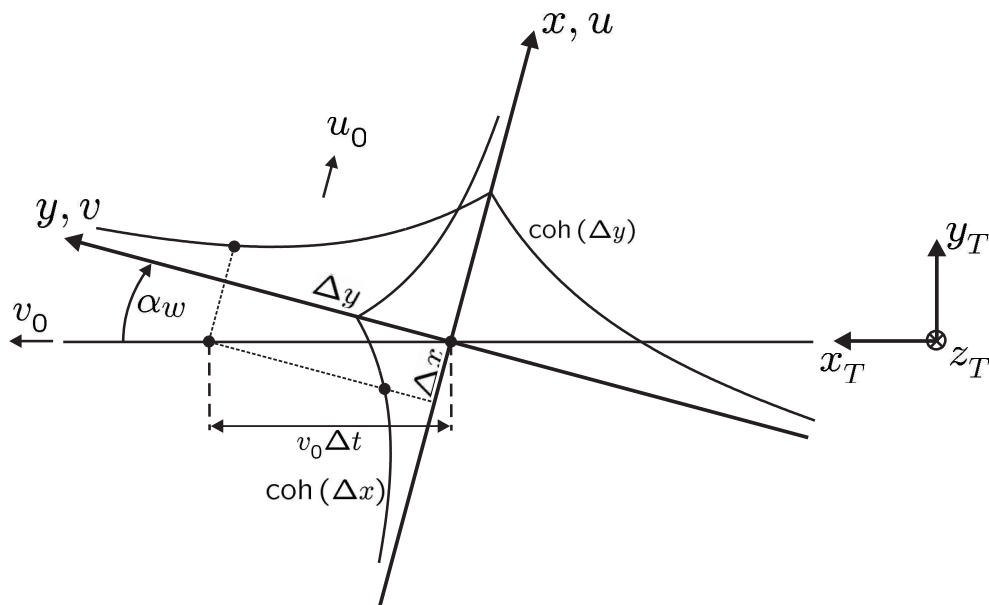


Abbildung 5.10: Exponentielle Böencharakteristik aus dem Kohärenzverlauf in x - und y -Richtung

Phänomenologisch entstehen Böen in der Atmosphäre als extreme, turbulente Schwankungen mit der Frequenz $f_{\text{Böe}} = \frac{1}{2T}$ und einer Amplitude A . Somit sind alle Böen ein Teil der natürlichen Turbulenz und können statistisch beschrieben werden. Böen definieren sich im Sinne einer Zeitreihenanalyse als maximale Abweichungen eines stochastischen Prozesses über einer gewissen Schranke A_S zwischen zwei Nulldurchgängen. Eine approximative, statistische Untersuchung dieser Böenamplituden kann über eine Betrachtung von Spitzenwerten des turbulenten, stochastischen Windprozesses durch-

geführt werden. Nach Einführung der Spitzenwerte-Zählprozesse

$$\mathcal{M}^+(A_S) = -\ddot{u}' \delta(\dot{u}') \sigma(-\ddot{u}') \sigma(u' - A_S), \quad u' \geq 0, \quad (5.34)$$

$$\mathcal{M}^-(A_S) = \ddot{u}' \delta(\dot{u}') \sigma(\ddot{u}') \sigma(-u' - A_S), \quad u' \leq 0 \quad (5.35)$$

kann die mittlere Auftretensrate von Beträgen der Spitzenwerte über der Schranke A_S mit

$$\begin{aligned} E[\mathcal{M}(A_S)] &= M(A_S) = M^+(A_S) + M^-(A_S) \\ &= \int_{A_S}^{\infty} \int_{-\infty}^0 -\ddot{u}' f(\hat{u}', 0, \ddot{u}') d\ddot{u}' d\hat{u}' \\ &\quad + \int_{-\infty}^{-A_S} \int_0^{\infty} \ddot{u}' f(\hat{u}', 0, \ddot{u}') d\ddot{u}' d\hat{u}' \end{aligned} \quad (5.36)$$

angegeben werden. Hierbei wird nicht zwischen negativen und positiven Werten unterschieden, sondern es werden nur die Beträge der Werte berücksichtigt. Mit der mittleren Auftretensrate $M(0)$ aller Spitzenwerte ergibt sich die Wahrscheinlichkeitsverteilung zu

$$F(A_S) = 1 - \frac{M(A_S)}{M(0)}. \quad (5.37)$$

Die Wahrscheinlichkeit, dass die Spitzenwerte des stochastischen Prozesses kleiner gleich A_S sind, ist somit eins minus das Verhältnis der Auftretensrate über der Schranke A_S zur Auftretensrate aller Spitzenwerte. Durch die Ableitung der Wahrscheinlichkeitsverteilung $F(A_S)$ ergibt sich die Wahrscheinlichkeitsdichtefunktion zu

$$f(A_S) = \frac{dF(A_S)}{dA_S} = \frac{1}{M(0)} \left\{ \int_{-\infty}^0 \ddot{u}' f(A_S, 0, \ddot{u}') d\ddot{u}' + \int_0^{\infty} \ddot{u}' f(-A_S, 0, \ddot{u}') d\ddot{u}' \right\}. \quad (5.38)$$

Die Windgeschwindigkeit $u'(t)$ ist ein ergodischer, mittelwertfreier und normalverteilter Prozess, der über die Verbundwahrscheinlichkeitsdichte $f(u', \dot{u}', \ddot{u}')$ charakterisiert ist, und für den die Beziehungen

$$E[u' \dot{u}'] = E[\dot{u}' \ddot{u}'] = 0 \quad \text{und} \quad E[u' \ddot{u}'] = -E[\dot{u}' \dot{u}'] \quad (5.39)$$

gelten. Die Wahrscheinlichkeitsdichte der Spitzenwerte ergibt sich dann für diesen stationären Windgeschwindigkeitsprozess zu

$$f(A_S) = \frac{2f_*(A_S)M^*(-\infty)}{M(0)} \quad (5.40)$$

mit der Dichte

$$\begin{aligned} f_*(A_S) &= \sqrt{\frac{1 - \xi^2}{2\pi\sigma_{u'}^2}} \exp\left\{-\frac{A_S^2}{2\sigma_{u'}^2(1 - \xi^2)}\right\} \\ &\quad + \frac{\xi A_S}{2\sigma_{u'}^2} \left\{1 + \operatorname{erf}\left(\frac{\xi A_S}{\sqrt{2\sigma_{u'}^2(1 - \xi^2)}}\right)\right\} \exp\left\{-\frac{A_S^2}{2\sigma_{u'}^2}\right\}, \end{aligned} \quad (5.41)$$

wobei sich die Abkürzung ξ über

$$\xi = \frac{N^+(0)}{M^*(-\infty)} \quad (5.42)$$

berechnen lässt. Die in ξ auftretenden Terme $N^+(0)$ und $M^*(-\infty)$ können geschickterweise über die Gleichungen

$$N^+(0) = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{\int_{-\infty}^{\infty} \omega^2 S_{u'u'}(\omega) d\omega}{\int_{-\infty}^{\infty} S_{u'u'}(\omega) d\omega}} \quad (5.43)$$

und

$$M^*(-\infty) = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{\int_{-\infty}^{\infty} \omega^4 S_{u'u'}(\omega) d\omega}{\int_{-\infty}^{\infty} \omega^2 S_{u'u'}(\omega) d\omega}} \quad (5.44)$$

bestimmt werden, wobei für den Windprozess die Von Kármán Spektraldichte $S_{u'u'}(\omega)$ eingesetzt werden muss. Eine gute Beschreibung dieser Zusammenhänge ist in [44], [133], [176], [136] und [157] zu finden.

Da der Term $N^+(0)$ die mittlere Überschreitungsfrequenz der Schranke $A_S = 0$ nach oben beschreibt, ist der Kehrwert $\bar{T}_S = \frac{1}{N^+(0)}$ die mittlere Schwingungszeit zwischen zwei Überschreitungen der Schranke $A_S = 0$ nach oben. Die mittlere Böendauer berechnet sich aus diesen Zusammenhängen zu $\bar{T} = \frac{1}{2N^+(0)}$. Der Ausdruck $\bar{T}_{\text{Spitze}} = \frac{1}{M^*(-\infty)}$ ist damit die mittlere Zeit zwischen zwei Spitzenwerten.

Bei meteorologischen Messungen von Geschwindigkeitsspitzenwerten ist es üblich, einen 10 Minuten gemittelten mittleren Wind u_0 (entspricht $\frac{1}{600}$ [Hz]) als Referenz zu benutzen und weiterhin eine Tiefpass-Filterung bei 1 [Hz] durchzuführen. Werden diese Frequenzen als Integrationsgrenzen in den Gleichungen (5.43) und (5.44) benutzt, so kann Gleichung (5.40) als approximative Wahrscheinlichkeitsdichtefunktion $f(A)$ der Böenamplituden A aufgefasst werden. Der Wert \bar{T} ist dann die mittlere Böendauer und \bar{T}_{Spitze} ist die mittlere Zeit zwischen zwei Böenspitzen. Der Term

$$\bar{T}_{\text{Spitze}}(A) = \frac{1}{M(A)} \quad (5.45)$$

gibt somit die mittlere Zeit zwischen zwei Böenspitzen über der Schranke A an. Über eine geforderte mittlere Wiederkehrzeit $\bar{T}_{\text{Spitze}}(A)$ ist es mit Gleichung (5.45) möglich auf die mindestens notwendige Böenamplitude A zu schließen. Typischerweise werden gemessene oder berechnete Amplituden mit der Standardabweichung $\sigma_{u'}$ der turbulenten Windgeschwindigkeit zur Größe $\tilde{A} = \frac{A}{\sigma_{u'}}$ normiert. Wird diese Normierung für die Wahrscheinlichkeitsdichte der Böenamplituden $f(A)$ durchgeführt, so ergibt sich die normierte Dichte zu

$$\begin{aligned} f(\tilde{A}) &= \frac{2M^*(-\infty)}{M(0)} \sqrt{\frac{1-\xi^2}{2\pi}} \exp\left\{-\frac{\tilde{A}^2}{2(1-\xi^2)}\right\} \\ &+ \frac{\xi\tilde{A}}{2} \left\{1 + \operatorname{erf}\left(\frac{\xi\tilde{A}}{\sqrt{2(1-\xi^2)}}\right)\right\} \exp\left\{-\frac{\tilde{A}^2}{2}\right\}. \end{aligned} \quad (5.46)$$

Die Abhängigkeit der Wahrscheinlichkeitsdichtefunktion der Böenamplitude von der mittleren Windgeschwindigkeit u_0 ist also nur noch in den Parametern ξ , $M^*(-\infty)$ und $M(0)$ enthalten. Unter der Annahme eines breitbandigen Prozesses, was für die Turbulenz eine akzeptable Annahme ist, geht der Parameter ξ gegen Null und das Verhältnis $\frac{M^*(-\infty)}{M(0)}$ gegen Eins, und die normierte Wahrscheinlichkeitsdichte (5.46) reduziert sich auf die halbe Gaußverteilung

$$f(\tilde{A}) = \frac{2}{\sqrt{2\pi}} \exp\left(-\frac{\tilde{A}^2}{2}\right), \quad \tilde{A} \geq 0. \quad (5.47)$$

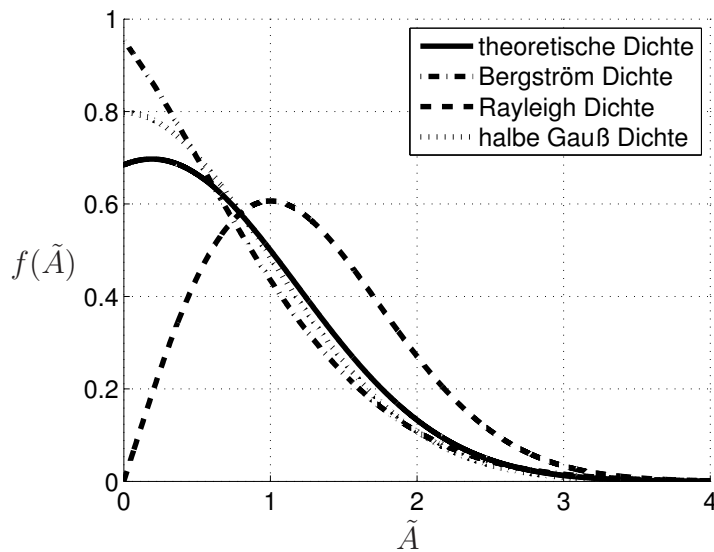


Abbildung 5.11: Wahrscheinlichkeitsdichten $f(\tilde{A})$ der Amplitude \tilde{A} theoretisch und gemessen nach [27] und [68]

Interessanterweise ist es in der meteorologischen Literatur üblich, siehe [68] und [83], gemessene Böenamplituden mit einer halben Gaußverteilung zu beschreiben. In Abbildung 5.11 werden die in [27] und [68] aufgeführten Dichten und die theoretisch aus dem Von Kármán Spektrum berechnete Dichte verglichen. Die Integration der Spektren wurde im Frequenzintervall $[\frac{1}{600}, 1]$ [Hz] durchgeführt. Der Parameter ξ ändert sich für mittlere Windgeschwindigkeiten von $u_0 = 5, \dots, 20$ im Bereich von $\xi = 0.1971, \dots, 0.2893$ stetig ansteigend. Für einen sehr schmalbandigen Prozess geht der Parameter ξ gegen 1 und das Verhältnis $\frac{M^*(-\infty)}{M(0)}$ gegen $\frac{1}{2}$. Die Wahrscheinlichkeitsdichtefunktion vereinfacht sich damit auf die Rayleigh-Verteilung

$$f(\tilde{A}) = \tilde{A} \exp\left(-\frac{\tilde{A}^2}{2}\right), \quad \tilde{A} \geq 0. \quad (5.48)$$

Der normale turbulente Windprozess ist weder schmalbandig noch unendlich breitbandig und daher wird die reale Böenverteilung, abhängig von der Filterung der turbulenten Schwankungen, irgendwo zwischen diesen Grenzwert-Verteilungen liegen. Es muss natürlich auch dringendst beachtet werden, dass Böen als Spitzenwerte zwischen zwei

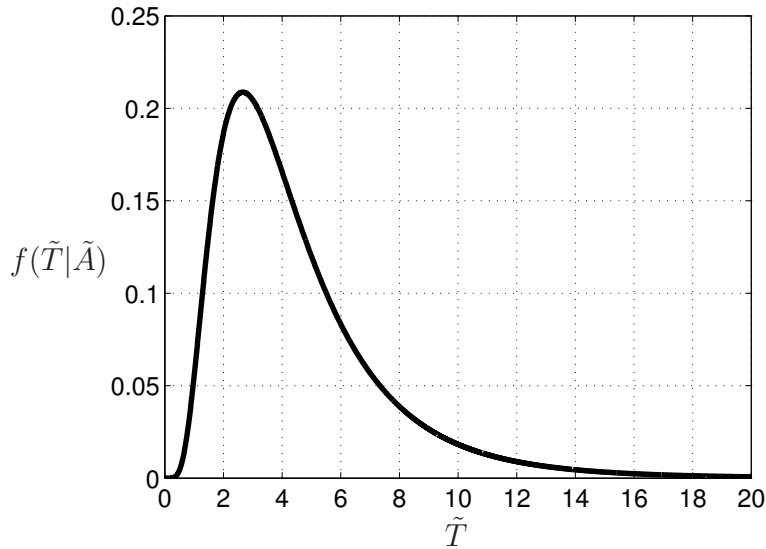


Abbildung 5.12: Wahrscheinlichkeitsdichte $f(\tilde{T}|\tilde{A})$ der Böendauer \tilde{T} nach [68]

konsekutiven Nulldurchgängen definiert sind, was nicht identisch mit der Definition der allgemeinen Spitzenwerte ist. Trotzdem liefert die obige Ableitung einen guten Einblick in die statistische Böencharakterisierung.

Wie bereits erwähnt, werden gemessene Verteilung der Böenamplituden oft mit der halben Gaußverteilung beschrieben, siehe [83] and [68]. Interessanterweise gibt Bergström in [27] auf Grundlage desselben Datensatzes wie in [68] eine rein empirisch gewonnene Wahrscheinlichkeitsdichte mit

$$\begin{aligned} f(\tilde{A}) &= -\left(2a_1\tilde{A} + b_1\right) \exp\left\{a_1\tilde{A}^2 + b_1\tilde{A}\right\}, \quad \tilde{A} \geq 0 \\ a_1 &= -0.245, \quad b_1 = -0.953 \end{aligned} \quad (5.49)$$

an, siehe Abbildung 5.11. Eine theoretische Ableitung der bedingten Verteilung $F(T|A)$ der Böendauer T ist sehr aufwendig und wird daher nicht unternommen, siehe hierzu [146]. Eine plausible, in [68] aus gemessenen Daten gefundene Dichtefunktion, siehe Abbildung 5.12, ist die von der normierten Amplitude abhängige logarithmische Gauß-Wahrscheinlichkeitsdichte

$$f(\tilde{T}|\tilde{A}) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_{\ln\tilde{T}}\tilde{T}} \exp\left\{-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(\tilde{T}) - \ln(0.95\tilde{A}^{1.42})}{\sigma_{\ln\tilde{T}}}\right)^2\right\} \quad (5.50)$$

mit der normierten Böendauer $\tilde{T} = \frac{T}{\bar{T}}$ und der Standardabweichung $\sigma_{\ln\tilde{T}} = 0.6$. Die Böenamplitude \tilde{A} ändert in Gleichung (5.50) den Mittelwert der Böendauer. Somit bedingt eine höhere/kleinere Böenamplitude auch eine längere/kürzere Böendauer. Die Böenamplitude A und die Böendauer T sind Funktionen der mittleren Windgeschwindigkeit u_0 und lassen sich mit der Standardabweichung der Turbulenz $\sigma_{u'}$ und der mittleren Böendauer \bar{T} aus den Wahrscheinlichkeitsdichten (5.47) und (5.50) der normierten Größen berechnen. Da für unterschiedliche mittlere Windgeschwindigkeiten

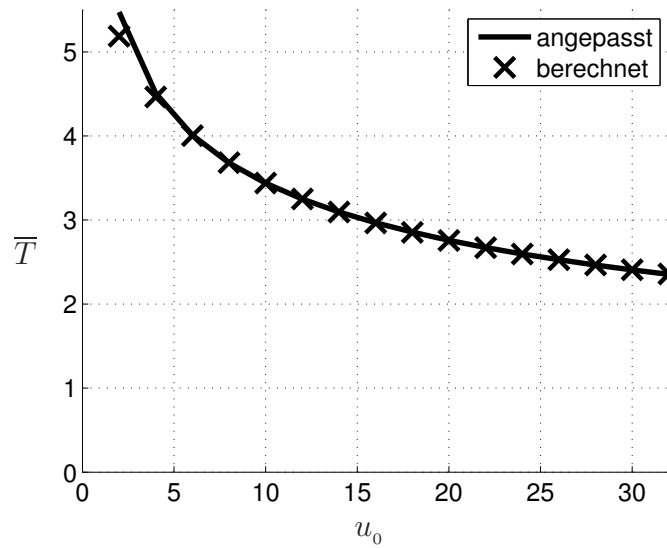


Abbildung 5.13: Mittlere Böendauer \bar{T} als Funktion der Windgeschwindigkeit u_0

die mittlere Böendauer jeweils über Gleichung (5.43) berechnet werden muss, ist es vorteilhaft, \bar{T} über die Funktion

$$\bar{T} = 7.998u_0^{-0.2183} - 1.4 \quad (5.51)$$

für die Topographieparameter $z_0 = 0.07$ [m] und $z = 4$ [m] zu approximieren, siehe Abbildung 5.13.

5.4.3 Constrained Simulation Ansatz

Die im vorherigen Kapitel eingeführten Böencharakteristiken sind, bis auf die Exponentialböe, künstliche Strukturen, die nicht ohne Verfälschung der statistischen Eigenschaften der Turbulenz in ein räumliches Geschwindigkeitsfeld eingebracht werden können. Die Verbindung zwischen einem turbulenten Windgeschwindigkeitsprozess und einer überlagerten Böenstruktur wird mit dem sogenannten ‘‘Constrained Simulation‘‘ (Bedingte Simulation) Ansatz geschafft. In den Arbeiten von Bierbooms und Cheng, siehe [32], [31], [28], [29], [30] und [49], wird dieses Konzept vorgestellt. Die Idee besteht darin, eine Böe mit genau definierter Böenamplitude A in einem turbulenten Windfeld so zu erzeugen, dass dieser künstlich erzeugte Prozess statistisch nicht von einem Prozess ohne Böe unterschieden werden kann. Der resultierende, aus diesen Betrachtungen kommende Prozess ergibt sich für die Windkomponente $u(t)$ zu

$$u(t) = (u_0 + u'(t)) + \rho_{u'u'}(t - t_B)(A - u'(t_B)) - \frac{\dot{\rho}_{u'u'}(t - t_B)u'(t_B)}{\ddot{\rho}_{u'u'}(t_B)}. \quad (5.52)$$

Der zweite Term in Gleichung (5.52) erzeugt eine Böe mit definierter Amplitude A zum Zeitpunkt t_B mit der normierter Korrelationsfunktion $\rho_{u'u'}(\tau)$ als Böencharakteristik, und der dritte Term in Gleichung (5.52) bewirkt, dass die Ableitung an der Stelle t_B identisch null ist und damit ein Maximum existiert. Ein Nachteil des vorgestellten

Constrained Simulation Konzepts liegt in der Benutzung der normierten Korrelationsfunktion als Böencharakteristik, da die Korrelationsfunktion keine Frequenzabhängigkeit besitzt und damit keine definierten Böendauern simuliert werden können. Das Ersetzen der Korrelationsfunktion mit der Kohärenzfunktion, die als schmalbandige Korrelationsfunktion interpretiert werden kann, liefert die Frequenzabhängigkeit und erlaubt auch eine einfache Erweiterung des Konzepts auf räumlich ausgedehnte Böen, was für die Simulation bewegter Fahrzeuge wichtig ist. Nach Substitution der Korrelationsfunktion durch die normierte Exponentialböe $u_B^*(t) = \frac{u_B(t)}{A}$, siehe Gleichung (5.33), ergibt sich der Windprozess zu

$$u(t) = (u_0 + u'(t)) + u_B^*(t - t_B)(A - u'(t_B)) - \frac{\dot{u}_B^*(t - t_B)\dot{u}'(t_B)}{\ddot{u}_B^*(t_B)}, \quad (5.53)$$

der eine theoretisch fundierte Windanregung mit immanenter Böenstruktur darstellt.

5.4.4 Embankment/Brücken Windcharakteristik

Bei der Untersuchung der Seitenwindstabilität von Schienen- und Kraftfahrzeugen werden unterschiedliche Windszenarien benutzt, um Vorhersagen des Fahrzeugverhaltens bei verschiedenen Fahrsituationen treffen zu können. Ein typisches Windszenario ist die sogenannte Embankment(Bahndamm)/Brücken Windcharakteristik. Hierbei wird angenommen, dass das Schienenfahrzeug von einem windabgedeckten Bereich auf einen Bahndamm (Embankment) fährt und dort nach einer gewissen Einschwingzeit von einer Böe getroffen wird. Somit ist es aus numerischen Überlegungen sinnvoll, am Anfang einen linearen Windanstieg von null bis auf die mittlere Windgeschwindigkeit u_0 zu modellieren. Nach einer gewissen Wartezeit wird der Zug dann einer Exponentialböe ausgesetzt, die zum Zeitpunkt t_B genau die Windgeschwindigkeit $u_0 + A$ erzeugt. Für Kraftfahrzeuge kann dieser Geschwindigkeitsverlauf als sogenannte Brücken Windcharakteristik bezeichnet werden. In Abbildung 5.14 ist dieses Szenario mit den Zeitpunkten

$$t_0 = 1 \text{ [s]}, \quad t_1 = t_0 + \frac{L_T}{v_0}, \quad t_B = t_1 + 13 \text{ [s]} + \frac{T}{8} \quad \text{und} \quad t_{\text{end}} = t_1 + 13 \text{ [s]} + \frac{T}{4} \quad (5.54)$$

skizziert. Die Größe L_T beschreibt in Gleichung (5.54) die Länge des Fahrzeugs. Ein wichtiger Bestandteil dieses Windverlaufs ist eine ausreichende Einschwingzeit des Fahrzeugs nach dem linearen Anstieg, um nur den Einfluss der Böe auf das Seitenwindverhalten zu untersuchen.

Ein weiterer Aspekt, der beachtet werden muss, ist die Überhöhung des Giermoments um die Fahrzeughochachse im Zeitraum t_0 bis t_1 , also bei der Auffahrt auf den Bahndamm oder auf die Brücke, siehe [114], [98], [126] und [120]. Diese Giermomentenüberhöhung entsteht, weil zuerst der vordere Teil des Fahrzeugs dem stärkeren Wind ausgesetzt ist und die dadurch unsymmetrischen Seitenkräfte ein Moment um die Hochachse des Fahrzeugs bewirken. Es muss erwähnt werden, dass der lineare Windanstieg natürlich ein künstliches Konstrukt ist, um die Auffahrt auf den Bahndamm oder auf die Brücke zu beschreiben. Ein solcher Anstieg existiert nicht in der Realität. Bis auf das Giermoment können aber in guter Näherung alle auftretenden Kräfte und Momente über diesen linearen Anstieg beschrieben werden. Die Momentenüberhöhung, die

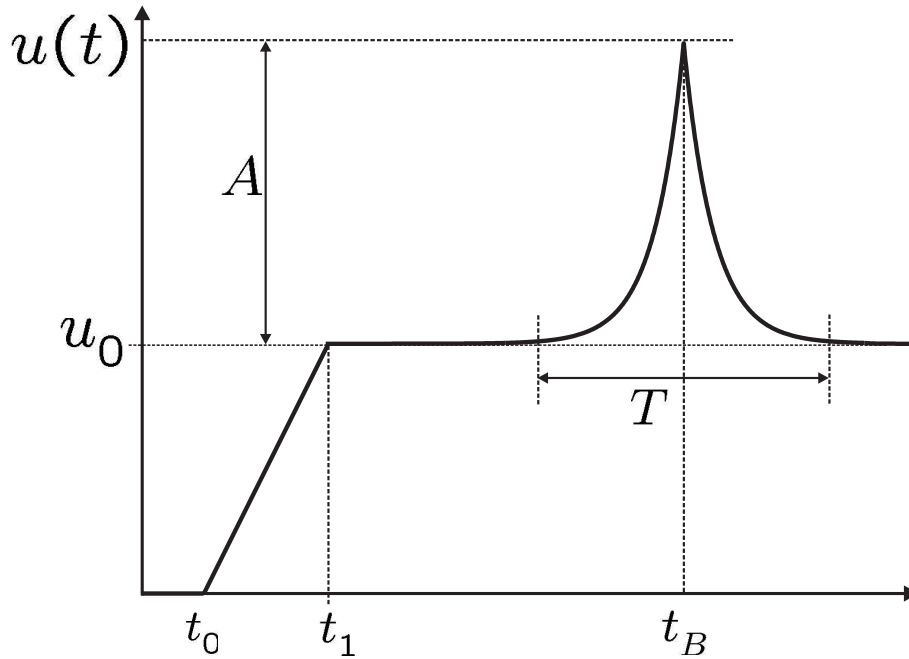


Abbildung 5.14: Schematische Skizze der Embankment Windcharakteristik

immer bei einer unsymmetrischen Windbeaufschlagung des Fahrzeugs entsteht, lässt sich näherungsweise über einen Streifentheorie-Ansatz bestimmen. Das Giermoment

$$M_{z,\text{total}} = M_z + \Delta M_z \quad (5.55)$$

wird in einen Anteil M_z aufgrund des gemittelten Windfeldes und in einen Überhöhungsanteil ΔM_z aufgeteilt. Aus der Seitenkraft F_y kann eine längenbezogene Seitenkraft

$$\Delta F_y = \frac{1}{2} \rho_L \frac{A_C}{L_T} C_y v_{res}^2 \quad (5.56)$$

gebildet werden, aus der nach Integration über die windbeaufschlagte Fläche A_F unter Berücksichtigung des Hebelarms $x = v_0 (\bar{t} - t)$ und der Beziehung $L_T = v_0 t_T$ die Giermomentenüberhöhung zu

$$\Delta M_z = \int_{t - \frac{t_T}{2}}^{t + \frac{t_T}{2}} \frac{1}{2} \rho_L \frac{A_C}{t_T} C_y v_{res}^2(\bar{t}) v_0 (\bar{t} - t) d\bar{t} \quad (5.57)$$

berechnet werden kann.

5.4.5 Tunnel-Exit/Overtaking Windcharakteristik

Das Tunnel-Exit Szenario beschreibt die Windanregung, die ein Schienenfahrzeug erfährt, wenn es direkt hinter einer Tunnelausfahrt oder hinter einer Versperrung von

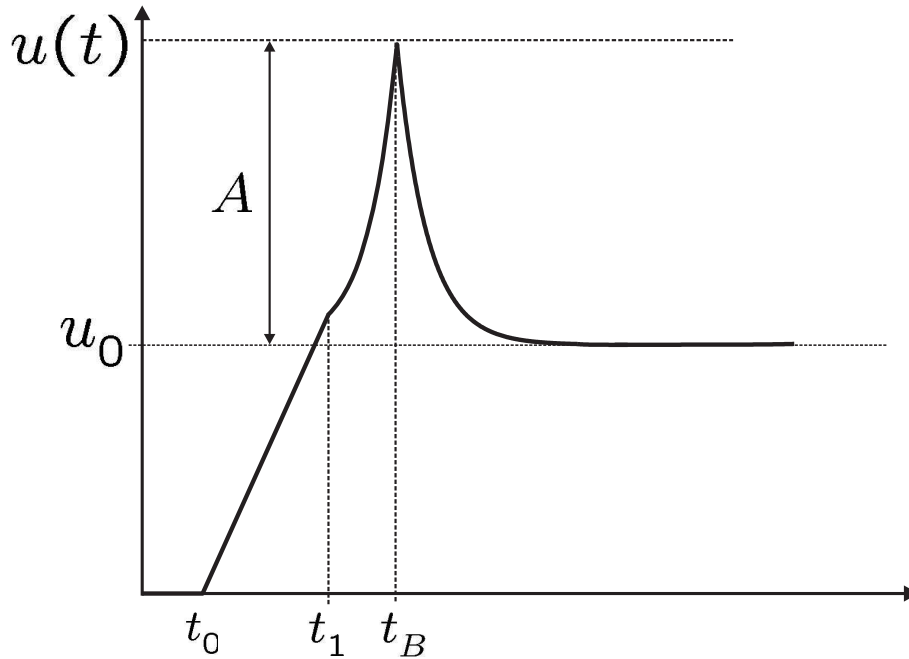
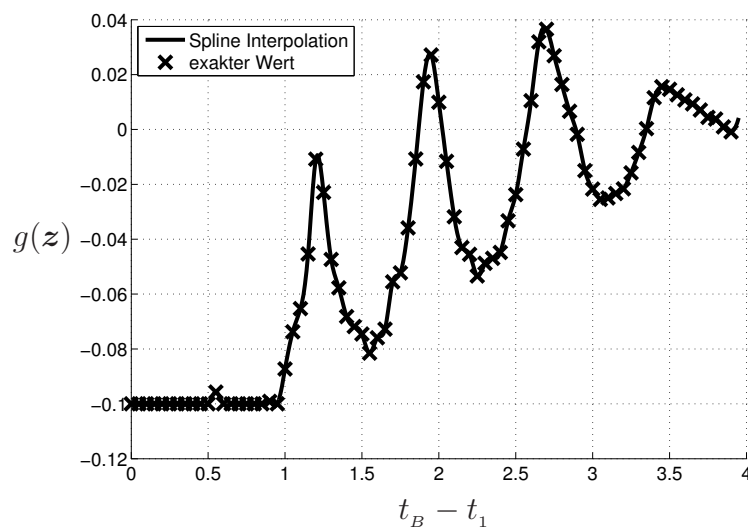


Abbildung 5.15: Schematische Skizze der Tunnel-Exit Windcharakteristik

einer Böe getroffen wird. Für ein Kraftfahrzeug entspricht dieser Windverlauf aber auch zum Beispiel einem Überholvorgang. Ein schematischer Windverlauf der Tunnel-Exit Charakteristik ist in Abbildung 5.15 mit den Zeitpunkten

$$t_0 = 1[\text{s}], \quad t_1 = t_0 + \frac{L_T}{v_0}, \quad t_B \quad (5.58)$$

aufgezeigt. Der große Unterschied zum Embankment Szenario ist, dass sich direkt hin-

Abbildung 5.16: Variation der Grenzzustandsfunktion $g(z)$ mit Änderung der Böen-Spitzenzeit t_B

ter dem linearen Anstieg die Böe mit der Amplitude A anschließt und die Fahrzeuge somit keine Möglichkeit mehr zum Ausschlagen haben. Es ist nicht von vornherein offensichtlich, wie groß die Zeitdifferenz zwischen dem Endpunkt des linearen Anstieges t_1 und dem Böenmaximum t_B sein sollte. Eine detaillierte Untersuchung, siehe Abbildung 5.16 und Abschnitt 6.2, der Seitenwindstabilität des Schienenfahrzeugs in Abhängigkeit der Zeitdifferenz $t_B - t_1$ hat gezeigt, dass der Wert $t_B - t_1 = 0.95$ für das berechnete Schienenfahrzeugmodell eine Worst-Case Abschätzung darstellt und damit als charakteristische Größe gut geeignet ist.

Der Verlauf der Grenzzustandsfunktion in Abbildung 5.16 ähnelt einer Schwingung mit einer dominierenden Frequenz von $f = 1.2$ [Hz], und in Vorgriff auf die in Kapitel 6 vorgestellten Eigenfrequenzen des Schienenfahrzeugs kann darauf hingewiesen werden, dass diese Frequenz ziemlich genau der Hubschwingungsfrequenz des Fahrzeugs entspricht. Somit hat die Dynamik des Schienenfahrzeugs einen erheblichen Einfluss auf seine Seitenwindstabilität.

5.4.6 Überlagerung von Turbulenz

Die vorgestellten, nach der Kohärenzfunktion modellierten, künstlichen Böenmodelle repräsentieren nur die in der Böendauer implizit enthaltenen turbulenten Spektralanteile und vernachlässigen somit höhere Frequenzen in der Anströmung. Zur Umgehung dieses Problems ist es naheliegend, der Böencharakteristik einfach einen verrauschten Zeitprozess, basierend auf der Von Kármán Spektraldichte, zu überlagern. Da die Böenstatistik Frequenzen von $\frac{1}{600}$ [Hz] bis 1 [Hz] abdeckt, es aber auch berücksichtigt werden muss, dass aufgrund der angenommenen extremen Windlasten die obere Grenzfrequenz 1 [Hz] äußerst selten bis niemals erreicht wird, erscheint eine untere Grenzfrequenz für die überlagerte Turbulenz von $f_{Gu} = 0.2$ [Hz] $\approx \frac{1}{2T}$ [Hz] sinnvoll. Dies entspricht ziemlich genau der mittleren Böenfrequenz $N^+(0)$. Eine obere Grenzfrequenz kann nicht so einfach angegeben werden. Eine genauere Untersuchung des Einflusses der oberen Grenzfrequenz auf die Seitenwindstabilität von Schienenfahrzeugen hat aber gezeigt, siehe Abschnitt 6.4.1, dass eine Schranke bei $f_{Go} = 4$ [Hz] konsistente Ergebnisse liefert. Abbildung 5.17 zeigt den Windverlauf $u(t)$ bei einer mittleren Geschwindigkeit von $u_0 = 16$ $\left[\frac{\text{m}}{\text{s}}\right]$ mit und ohne überlagerte Turbulenz.

5.5 Windlast auf bodengestützte Fahrzeuge

Bei der Berechnung der Seitenwindstabilität gibt es zwischen Schienen- und Kraftfahrzeugen deutliche Modellierungsunterschiede in der Windanregung. Schienenfahrzeuge haben keinen Fahrereingriff und sind in ihrer Fahrtrichtung an das Gleis gebunden, während sich die Fahrtrichtung von Kraftfahrzeugen unter den Lenkbewegungen und unter den äußeren Lasten ständig ändert. Bei Schienenfahrzeugen wird im Allgemeinen die Windanregung unabhängig von dem Schwingungsverhalten des Fahrzeugs modelliert, während bei Kraftfahrzeugen die Rückkopplung der Schwingbewegung des Fahrzeugs auf die Windlast berücksichtigt werden muss. Aus diesem Grund kann es bei Kraftfahrzeugen auch zu nichtlinearen, selbsterregten Schwingungen kommen, siehe [111] und [194], wie sie auch aus der Aeroelastik bekannt sind.

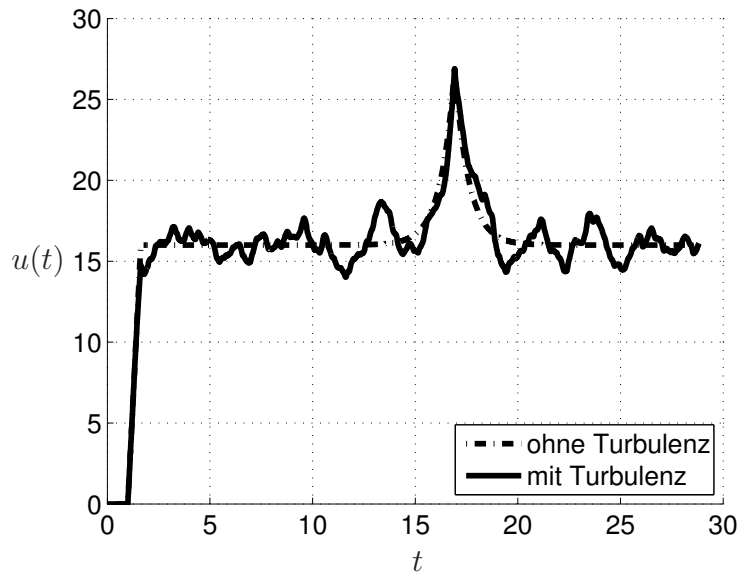
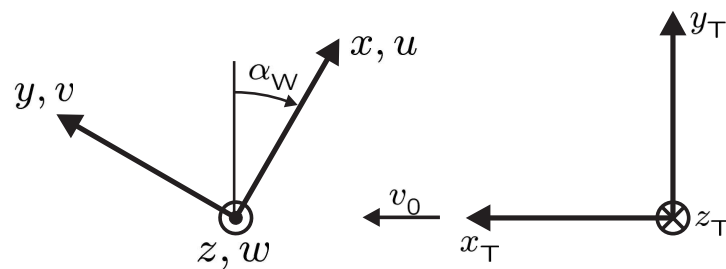


Abbildung 5.17: Embankment Windcharakteristik mit und ohne überlagerte Turbulenz

5.5.1 Schienenfahrzeuge

Zur Beschreibung der Anströmung des Schienenfahrzeugs ist es sinnvoll, nochmals die zwei unterschiedlichen Koordinatensysteme zu erwähnen, die schon in den Abschnitten 4.3.1 und 4.3.3 eingeführt wurden. Zur Beschreibung der aerodynamischen Kräfte wird ein fahrzeugfestes $[x_T, y_T, z_T]$ -Koordinatensystem und zur Charakterisierung des Windes ein raumfestes $[x, y, z]$ -Koordinatensystem eingeführt, dessen x -Achse in Strömungsrichtung des mittleren Windes u_0 ausgerichtet ist. Die Auswertung des resul-

Abbildung 5.18: Raumfestes Wind-Koordinatensystem $[x, y, z]$ und mitbewegtes Fahrzeug-Koordinatensystem $[x_T, y_T, z_T]$ mit Fahrzeuggeschwindigkeit v_0 .

tierenden Windes erfolgt im fahrzeugfesten Koordinatensystem, und daher muss der Windgeschwindigkeitsvektor \mathbf{v}_w in dieses Koordinatensystem transformiert werden:

$$\mathbf{v}_w = \begin{pmatrix} u \\ v \\ w \end{pmatrix}_W = \begin{pmatrix} v \cos \alpha_w - u \sin \alpha_w \\ u \cos \alpha_w + v \sin \alpha_w \\ -w \end{pmatrix}_T. \quad (5.59)$$

Mit der Fahrgeschwindigkeit $\mathbf{v}_T = (v_0 \ 0 \ 0)^T$ ergibt sich hieraus der resultierende Windgeschwindigkeitsvektor

$$\mathbf{v}_{res} = \mathbf{v}_w - \mathbf{v}_T = \begin{pmatrix} v \cos \alpha_w - u \sin \alpha_w - v_0 \\ u \cos \alpha_w + v \sin \alpha_w \\ -w \end{pmatrix}, \quad (5.60)$$

das Betragsquadrat

$$|\mathbf{v}_{res}|^2 = v_{res}^2 = v_0^2 + u^2 + v^2 + w^2 + 2uv_0 \sin \alpha_w - 2vv_0 \cos \alpha_w \quad (5.61)$$

und nach Abbildung 5.19 die beiden resultierenden Windangriffswinkel

$$\beta_w = \arctan \left\{ \frac{|u \cos \alpha_w + v \sin \alpha_w|}{|v \cos \alpha_w - u \sin \alpha_w - v_0|} \right\} \quad (5.62)$$

und

$$\gamma_w = \arctan \left\{ \frac{|-w|}{|u \cos \alpha_w + v \sin \alpha_w|} \right\}. \quad (5.63)$$

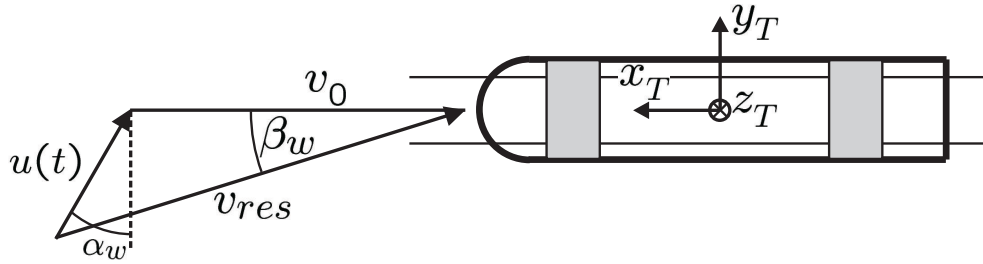


Abbildung 5.19: Skizze des Schienenfahrzeugs mit Windanregung und Koordinatensystem

Eine übliche Approximation der Windanregung ist die Vernachlässigung der Varianzen σ_v^2 und σ_w^2 im Mittelwert der resultierenden Geschwindigkeit. Nach einfacher Rechnung können dann das reduzierte resultierende Geschwindigkeitsbetragsquadrat

$$v_{res}^2 = v_0^2 + u^2 + 2uv_0 \sin \alpha_w \quad (5.64)$$

und der reduzierte Windangriffswinkel

$$\beta_w = \arctan \left\{ \frac{|u \cos \alpha_w|}{|-u \sin \alpha_w - v_0|} \right\} \quad (5.65)$$

angegeben werden. Es muss weiterhin beachtet werden, dass die resultierende Windlast über eine Mittelung des Oberflächendrucks des Schienenfahrzeugs bestimmt wird. Daher muss das Geschwindigkeitsbetragsquadrat über die Fahrzeugoberfläche A_F zu

$$\overline{v_{res}^2} = \frac{1}{A_F} \int_{A_F} (v_0^2 + u^2 + 2uv_0 \sin \alpha_w) dA_F \quad (5.66)$$

gemittelt werden. Unter Berücksichtigung des Constrained Simulation Ansatzes ergibt sich mit Gleichung (5.53) und der Abkürzung

$$b_B = \frac{\dot{u}_B^*(t - t_B) \dot{u}'(t_B)}{\ddot{u}_B^*(t_B)} \quad (5.67)$$

das gemittelte Betragsquadrat der Geschwindigkeit zu

$$\begin{aligned} \overline{v_{res}^2} &= v_0^2 + u_0^2 + [A - u'(t_B)]^2 \overline{u_B^{*2}(t - t_B)} + \overline{b_B^2} + 2u_0 [A - u'(t_B)] \overline{u_B^*(t - t_B)} \\ &\quad - 2u_0 \overline{b_B} + 2 [A - u'(t_B)] \overline{u_B^*(t - t_B) b_B} \\ &\quad + 2 \left\{ [A - u'(t_B)] \overline{u_B^*(t - t_B)} - \overline{b_B} + u_0 \right\} u'(t) \\ &\quad + u'^2(t) + 2 \left\{ u_0 + [A - u'(t_B)] \overline{u_B^*(t - t_B)} - \overline{b_B} + u'(t) \right\} v_0 \sin \alpha_w. \end{aligned} \quad (5.68)$$

Die turbulente Geschwindigkeit $u'(t)$ wird unter Berücksichtigung der aerodynamischen Admittanz simuliert und ist deshalb keine Funktion des Ortes mehr. In Gleichung 5.68 wird somit die Approximation verwendet, dass Zeitmittelungen über Produkte vom Typ $\overline{(\dots)u'(t)}$ in Produkte der jeweiligen Zeitmittelungen vom Typ $\overline{(\dots)u'(t)}$ umgeschrieben werden können. Die räumliche Mittelung des Drucks über die Fahrzeugfläche kann unter Annahme einer konstanten Fahrzeughöhe H_T und mit der Beziehung $L_T = v_0 t_T$ in die gleitende Zeitmittelung

$$\frac{1}{A_F} \int_{A_F} (v_0^2 + u^2 + 2uv_0 \sin \alpha_w) dA_F = \frac{1}{t_T} \int_{t - \frac{t_T}{2}}^{t + \frac{t_T}{2}} (v_0^2 + u^2(t', t) + 2u(t', t)v_0 \sin \alpha_w) dt' \quad (5.69)$$

umgeschrieben werden. Nicht nur das gemittelte resultierende Betragsquadrat der Geschwindigkeit muss bestimmt werden, sondern auch der gemittelte Windangriffswinkel β_w muss zur Berechnung der Windlast bekannt sein. Eine gute Approximation wird mit der über die Fahrzeugfläche gemittelten Geschwindigkeit erzielt, so dass keine Mittelung der nichtlinearen arctan-Funktion erfolgen muss. Damit ergibt sich der wirkende Windangriffswinkel zu

$$\overline{\beta_w} = \arctan \left\{ \frac{\left| \left(u_0 + [A - u'(t_B)] \overline{u_B^*(t - t_B)} - \overline{b_B} + u'(t) \right) \cos \alpha_w \right|}{\left| - \left(u_0 + [A - u'(t_B)] \overline{u_B^*(t - t_B)} - \overline{b_B} + u'(t) \right) \sin \alpha_w - v_0 \right|} \right\}. \quad (5.70)$$

Auf ein Schienenfahrzeug wirken als Kräfte der Fahrtwiderstand F_{x_T} , die Seitenkraft F_{y_T} und die Auftriebskraft F_{z_T} und als Momente das Wankmoment M_{x_T} , das Giermoment M_{y_T} und das Nickmoment M_{z_T} . Die Kräfte können mit den abgeleiteten Beziehungen (5.68) und (5.70) zu

$$F_{x_T, y_T, z_T} = \frac{1}{2} \rho_L A_C C_{x_T, y_T, z_T} (\overline{\beta_w}) \overline{v_{res}^2} \quad (5.71)$$

und die Momente zu

$$M_{x_T, y_T, z_T} = \frac{1}{2} \rho_L A_C \ell_C C_{m_{x_T}, m_{y_T}, m_{z_T}} (\overline{\beta_w}) \overline{v_{res}^2} \quad (5.72)$$

angegeben werden, wobei für das Giermoment die Erhöhung nach Gleichung (5.55) berücksichtigt werden muss. Die Variablen A_C und ℓ_C sind charakteristische Größen, auf die sich bei der Bestimmung der Widerstandskoeffizienten im Windkanal oder über CFD bezogen wird. Sie sind im Allgemeinen nicht identisch mit den wahren Fahrzeugparametern. Die aerodynamischen Widerstandskoeffizienten der Kräfte $C_{x_T, y_T, z_T}(\overline{\beta_w})$ und Momente $C_{mx_T, my_T, mz_T}(\overline{\beta_w})$ sind nichtlineare Funktionen des Windangriffswinkels $\overline{\beta_w}$ und werden zur Berechnung der Windlast meist über Spline-Interpolationen aus Tabellen bestimmt.

5.5.2 Kraftfahrzeuge

Bei Kraftfahrzeugen spielt im Gegensatz zu Schienenfahrzeugen die Interaktion zwischen der Wind- und der Fahrgeschwindigkeit eine Rolle und muss bei der Definition der Windanregung berücksichtigt werden. Die Windlasten werden für Kraftfahrzeuge im körperfesten $[x_1, y_1, z_1]$ -Koordinatensystem bestimmt, siehe Abbildung 5.20, damit sie entsprechend der in Kapitel 7 angegebenen Beschreibung in die Bewegungsgleichungen des Fahrzeugsystems eingebaut werden können.

Im Folgenden gilt die Notation, dass in der Darstellung eines Vektors als Spaltenmatrix \mathbf{r}^1 die Zerlegung des Vektors bezüglich eines Koordinatensystems (z.B. 1) durch eine hochgestellte Zahl gekennzeichnet wird.

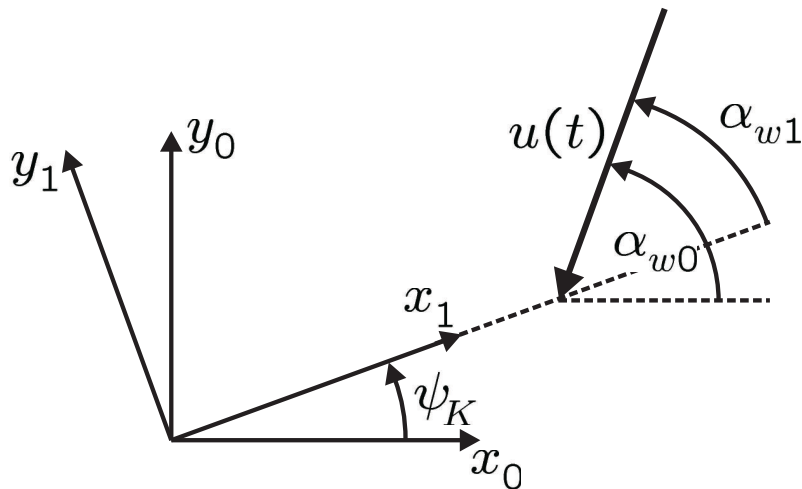


Abbildung 5.20: Skizze des Seitenwinds $u(t)$ und der zugehörigen Koordinatensysteme

Für die Aufstellung der konzentrierten Windkräfte und Windmomente wird zuerst ein beliebiger Punkt P auf der Oberfläche der Aufbaumasse des Kraftfahrzeugs betrachtet, siehe Abbildung 5.21. Die durch die Koordinate γ_K beschriebene Nickbewegung des Fahrzeugs wird bei Berechnung der resultierenden Windgeschwindigkeit v_{res} vernachlässigt. Mit dem körperfesten Vektor $\mathbf{r}_{S_K P}^2$, der Transformationsmatrix \mathbf{T}^{20} und der Winkelgeschwindigkeit $\tilde{\omega}^0 = \dot{\mathbf{T}}^{02} \mathbf{T}^{20}$ als schiefsymmetrische Matrix lässt sich die Geschwindigkeit des Punktes P bezüglich des $[x_1, y_1, z_1]$ -Koordinatensystems als

$$\mathbf{v}_P^1 = \mathbf{T}^{10} \mathbf{v}_{S_K}^0 + \mathbf{T}^{10} \tilde{\omega}^0 \mathbf{T}^{02} \mathbf{r}_{S_K P}^2 \quad (5.73)$$

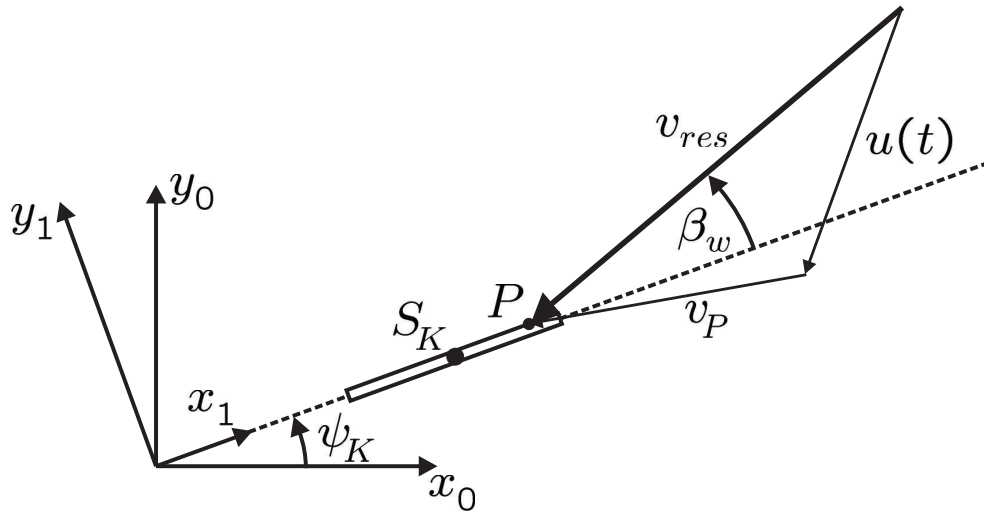


Abbildung 5.21: Resultierende Windgeschwindigkeit v_{res} für den Punkt P auf der Fahrzeugoberfläche

schreiben. Die Windgeschwindigkeit

$$\mathbf{u}^1 = \begin{pmatrix} -u(t) \cos(\alpha_{w0} - \psi_K) \\ -u(t) \sin(\alpha_{w0} - \psi_K) \\ 0 \end{pmatrix} \quad (5.74)$$

wird auch im $[x_1, y_1, z_1]$ -Koordinatensystem zerlegt. Aus diesen beiden Geschwindigkeiten bestimmt sich die resultierende Windgeschwindigkeit zu

$$\mathbf{v}_{res}^1 = \mathbf{u}^1 - \mathbf{v}_P^1 \quad (5.75)$$

und hieraus unter Vernachlässigung der z -Komponente das Betragsquadrat zu

$$\|\mathbf{v}_{res}^1\|^2 = v_{res}^2 = (v_{res}^{1x})^2 + (v_{res}^{1y})^2. \quad (5.76)$$

Der Windangriffswinkel β_w berechnet sich wie beim Schienenfahrzeug aus der arctan-Funktion

$$\beta_w = \arctan \left\{ \frac{v_{res}^{1y}}{v_{res}^{1x}} \right\}. \quad (5.77)$$

Die Mittelung der resultierenden Geschwindigkeit

$$\overline{v_{res}^2} = \frac{1}{A_F} \int_{A_F} v_{res}^2 dA_F \quad (5.78)$$

und des Windangriffswinkels

$$\overline{\beta_w} = \arctan \left\{ \frac{\frac{1}{A_F} \int_{A_F} v_{res}^{1y} dA_F}{\frac{1}{A_F} \int_{A_F} v_{res}^{1x} dA_F} \right\} \quad (5.79)$$

über die Fahrzeugoberfläche A_F wird auf eine gleitende Zeitmittelung reduziert, die sich ohne Weiteres einfach in dem Simulationscode Matlab implementieren lässt. Hierbei muss natürlich darauf geachtet werden, dass die unter Berücksichtigung der aerodynamischen Admittanz simulierten Turbulenzterme nicht noch einmal gemittelt werden dürfen.

Nachdem nun alle erforderlichen Größen bekannt sind, können die konzentrierten Windkräfte und Windmomente über die Gleichungen (5.71) und (5.72) berechnet und als äußere Lasten in das Mehrkörpermodell des Kraftfahrzeugs eingefügt werden.

Kapitel 6

Seitenwindstabilität von Schienenfahrzeugen

In diesem Kapitel wird auf die Seitenwindstabilität von Schienenfahrzeugen eingegangen und die Versagenswahrscheinlichkeit eines Schienenfahrzeugmodells berechnet.

6.1 Mehrkörpermodell des Schienenfahrzeugsystems

Zur Untersuchung der Seitenwindstabilität wurde in dem kommerziellen Mehrkörperdynamikprogramm ADAMS/RAIL ein charakteristischer Steuerwagen aufgebaut. Das implementierte Modell stellt kein reales, wirklich gebautes Fahrzeug dar, sondern wurde so entwickelt, dass es alle charakteristischen Merkmale (z.B. Masse, Trägheitstensor, Schwerpunkthöhe, Eigenfrequenzen) eines echten Schienenfahrzeugs realitätsnah abbildet. Das Kippen und Entgleisen eines Zuges aufgrund von Seitenwind ist ein tieffrequenter, fast quasistatischer Vorgang, so dass eine Starrkörpermodellierung des Schienenfahrzeugs ausreichend ist und keine elastischen Körper berücksichtigt werden müssen. Dieser Umstand ist aus numerischen und Rechenzeit betreffenden Gründen äußerst vorteilhaft und erlaubt eine drastisch schnellere Integration der Bewegungsgleichungen. Ein großer Vorteil des kommerziellen Programms besteht darin, dass lineare

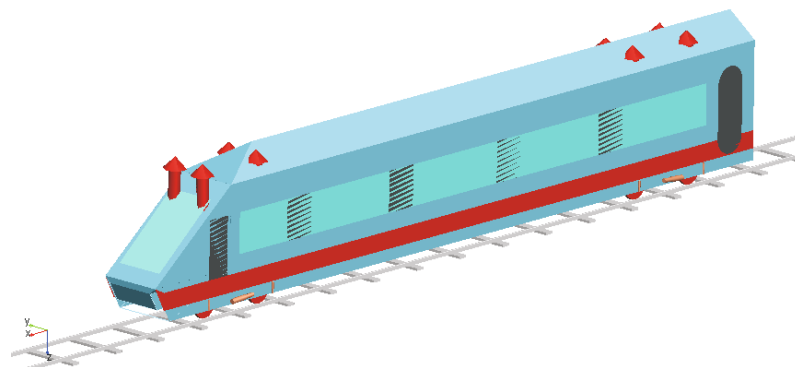


Abbildung 6.1: Darstellung des Schienenfahrzeugs als Mehrkörperdynamikmodell

und nichtlineare Feder- und Dämpferkennlinien, komplizierte Geometrien und nichtlineare Anschläge sehr einfach implementiert werden können. Gerade die genaue Abbil-

derung der Anschläge, die das Querspiel des Wagenkastens bezüglich der Drehgestelle einschränken, ist für die Seitenwindstabilität von großer Bedeutung. Ein Schienenfahrzeug mit blockierten, in Kontakt stehenden Anschlägen hat hierdurch drastisch erhöhte Quersteifigkeiten und kann auf eine noch stärkere Last nur noch als Quasi-Starrkörper reagieren. In ADAMS/RAIL sind weiterhin schon die gängigsten Rad-Schiene Kontaktmodelle vorhanden und können sehr einfach zu- oder abgeschaltet werden. In dieser Arbeit wurde der FASTSIM Algorithmus von Kalker verwendet, siehe [121]. Zusätzlich wurde den UIC 60 Gleisen und den Schwellen Massen, Steifigkeiten und Dämpfungen zugeordnet, wie es für eine Starrkörpermodellierung des flexiblen Unterbaus notwendig ist. Die durchgeführten Untersuchungen fanden auf geradem Gleis mit einer Standardspurweite von 1435 [mm] statt.

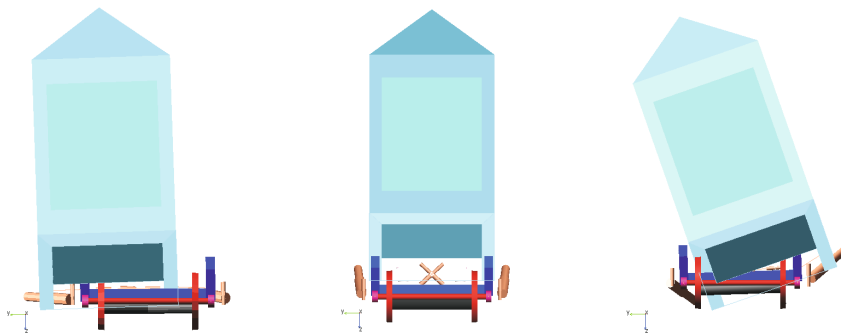


Abbildung 6.2: Quer-, Hub- und Wankeigenformen des Schienenfahrzeugmodells

Eigenfrequenzen und Eigenformen

Zur Kennzeichnung des Schwingungsverhaltens des Schienenfahrzeugs sind die Schwingungsmoden der Quer-, Hub-, Wank-, Gier- und Nickschwingungen besonders ausgezeichnet. Die Eigenfrequenzen dazu sind in Tabelle 6.1 aufgezeigt und die Eigenformen der für die Seitenwindstabilität besonders interessanten Wank-, Hub- und Querschwingungen sind in Abbildung 6.2 dargestellt. Die tiefsten Eigenfrequenzen des Mehrkörper-

Bezeichnung	Imaginärteil [Hz]	Realteil
Querschwingung in y -Richtung	0.470	-0.124
Hubschwingung in z -Richtung	1.129	-0.149
Wankschwingung um x -Achse	2.550	-0.414
Nickschwingung um y -Achse	1.459	-0.199
Gierschwingung um z -Achse	0.483	-0.502

Tabelle 6.1: Eigenfrequenzen des Schienenfahrzeugmodells

perdynamikmodells liegen zwischen etwa 0.5 [Hz] und 2.5 [Hz] und gehören zu Eigenformen, die eine Auslenkung des Wagenkastens beinhalten. Turbulente Anregungsfrequenzen des Windes in diesem Bereich können also den Wagenkasten zu Resonanzschwingungen anregen und somit einen Einfluss auf das Kippen des Schienenfahrzeugs haben.

Aerodynamische Widerstandskoeffizienten

Die aerodynamischen Widerstandskoeffizienten sind, wie in Abbildung 6.3 gut zu sehen ist, hochgradig nichtlineare Funktionen des Windangriffswinkels β_w , und werden deshalb während der Berechnungen über Spline-Interpolationen aus tabellierten Daten approximiert. Die Abhängigkeit von anderen Parametern, wie zum Beispiel von der An-

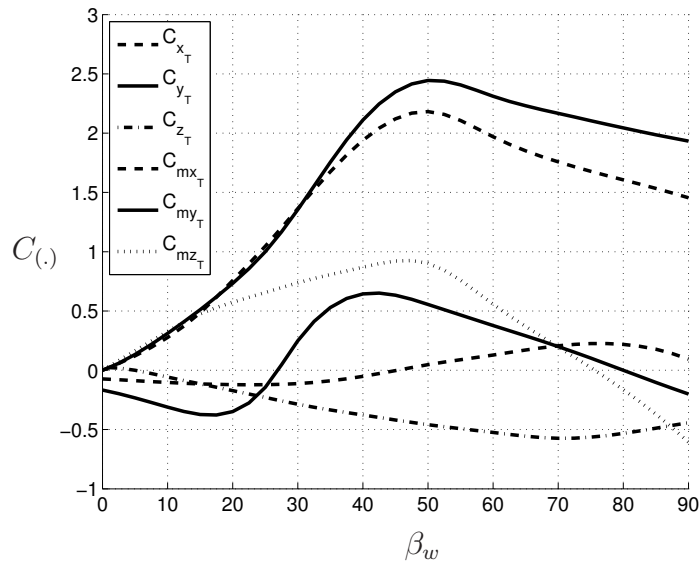


Abbildung 6.3: Charakteristische aerodynamische Widerstandskoeffizienten des Schienenfahrzeugmodells in Abhängigkeit des Winkels β_w

strömgeschwindigkeit v_{res} , oder vom Winkel γ_w aus Gleichung (5.63) wird vernachlässigt. Bei Betrachtung der Widerstandskoeffizienten in Abbildung 6.3 ist die Änderung des qualitativen Kurvenverlaufs zwischen 45 und 55 auffällig. Diese Änderung kann mit dem Übergang der Anströmung von einem schlanken zu einem stumpfen Körper erklärt werden, die jeweils einer anderen aerodynamischen Charakteristik gehorchen, siehe [33].

Wie in den vorhergehenden Kapiteln schon erwähnt, unterliegen die aerodynamischen Koeffizienten relativ großen Unsicherheiten und werden deshalb in dieser Arbeit als Zufallsvariablen modelliert. Aufgrund mangelnder Informationen über die Verteilung der Koeffizienten werden sie als gaußverteilt angenommen, so dass sie vollständig über ihren Mittelwert und ihre Varianz beschrieben werden können. Die in Abbildung 6.3 gezeigten Kurvenverläufe repräsentieren die vom Winkel β_w abhängigen Mittelwerte $\mu_C(\beta_w)$ der Widerstandskoeffizienten. Die Standardabweichungen $\sigma_C(\beta_w) = \delta_C \mu_C(\beta_w)$ sind auf 10% des Mittelwertes ($\delta_C = 0.1$) festgelegt. Mit dieser Definition ergeben sich die in Abbildung 6.4 gelb dargestellten, winkelabhängigen 95% Wahrscheinlichkeitsbereiche um die Verläufe der Mittelwerte.

Gleislagefehler

Die Qualität des Gleises hat einen großen Einfluss auf das Fahrverhalten eines Schienenfahrzeugs, und ein sehr schlechtes Gleis kann, wie es zum Beispiel in den USA immer wieder vorkommt, zum Entgleisen führen. Die Beschreibung der Gleislagefehler in dieser Arbeit orientiert sich sehr stark an der Veröffentlichung von Frederick, siehe [90]. Unregelmäßigkeiten des Gleises werden üblicherweise in die vier Fehlerkategorien: Längshöhenfehler $h_{\text{Gleis}}(x)$, Richtungslagefehler $u_{\text{Gleis}}(x)$, Spurweitenfehler $s_{\text{Gleis}}(x)$ und

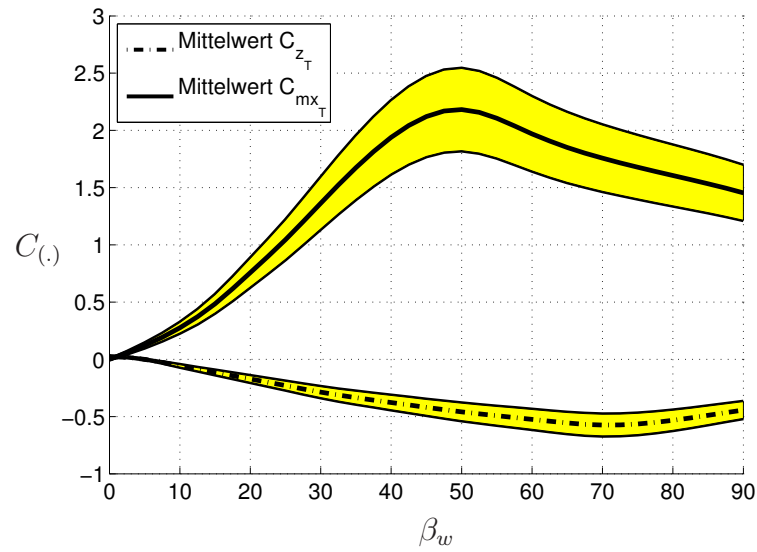


Abbildung 6.4: Aerodynamische Widerstandskoeffizienten C_{z_T} und C_{mx_T} mit 95% Wahrscheinlichkeitsintervallen um ihre Mittelwerte

Querhöhenlagefehler $\psi_{\text{Gleis}}(x)$, eingeteilt. Sie sind Funktionen der Gleislängskoordinate

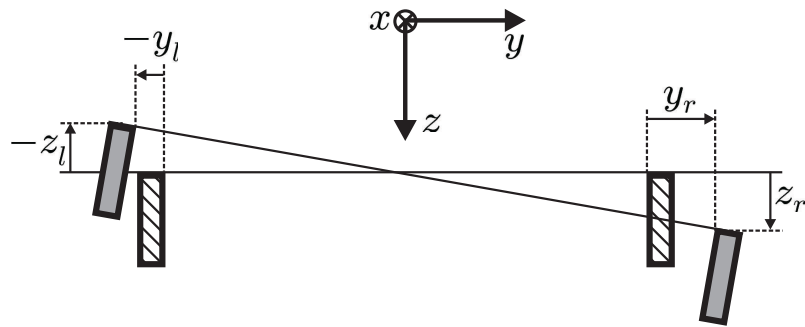


Abbildung 6.5: Skizze der Gleisverschiebungen zur Berechnung von Gleislagefehlern aus [90]

x und berechnen sich unter Bezugnahme auf Abbildung 6.5 und mit den Nenngrößen $h_{\text{Gleis},0}$, $u_{\text{Gleis},0}$, $s_{\text{Gleis},0}$ und $\psi_{\text{Gleis},0}$ über die Gleichungen:

$$\begin{aligned}\Delta h_{\text{Gleis}}(x) &= \frac{z_r(x) + z_l(x)}{2} - h_{\text{Gleis},0}, \\ \Delta u_{\text{Gleis}}(x) &= \frac{y_r(x) + y_l(x)}{2} - u_{\text{Gleis},0}, \\ \Delta s_{\text{Gleis}}(x) &= y_r(x) - y_l(x), \\ \Delta \psi_{\text{Gleis}}(x) &= \arctan \left\{ \frac{z_r(x) - z_l(x)}{s_{\text{Gleis},0} + y_r(x) - y_l(x)} \right\} - \psi_{\text{Gleis},0}.\end{aligned}\quad (6.1)$$

Die Beschreibung der Gleisunregelmäßigkeiten als stochastische Wegprozesse erfolgt mit aus Messungen gewonnenen Spektraldichten, siehe Abbildung 6.6, der Form

$$\Phi_{\text{Gleis}}(f) = \frac{a_{\text{Gleis}}}{(b_{\text{Gleis}} + f)^3} \quad (6.2)$$

mit dem Unebenheitsparameter a_{Gleis} und der Welligkeit b_{Gleis} . Die Parameter a_{Gleis}

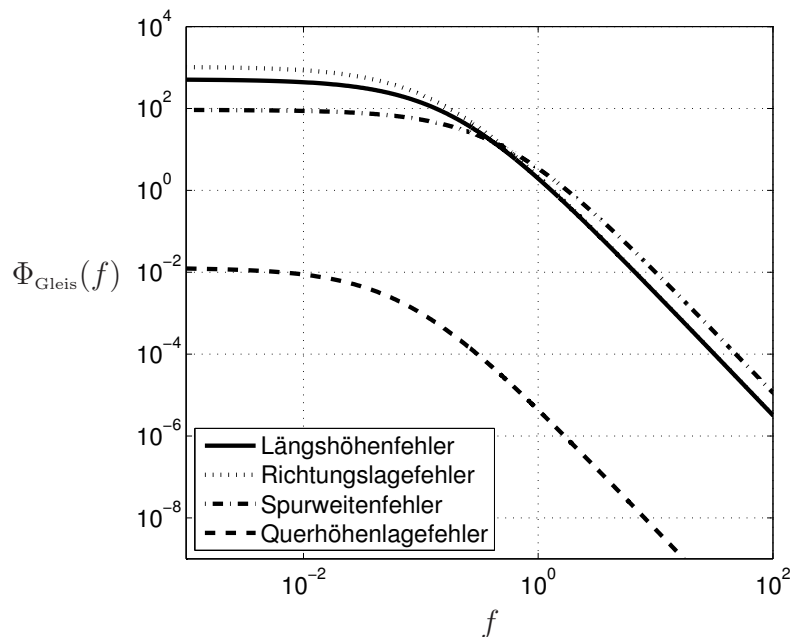


Abbildung 6.6: Spektraldichten der Gleislagefehler als Funktionen der Wegfrequenz f

und b_{Gleis} sind für jede Art der Gleislagefehler verschieden und beschreiben je nach ihrer Größe eine gute, durchschnittliche oder schlechte Gleisqualität, siehe [127], [53] und [90]. Die Simulation der Gleislagefehler erfolgt mit der Spektraldichte (6.2) über spektrale Zerlegungen in harmonische Reihen.

6.2 Versagensmechanismen

Bei der Untersuchung der Seitenwindstabilität von Schienenfahrzeugen müssen die drei unterschiedlichen Versagensmechanismen:

- 1) Querkraftbeanspruchung des Gleisrostes S_Y ,
- 2) Sicherheit gegen Entgleisen $\frac{Y}{Q}$ und
- 3) Radentlastung δQ

berücksichtigt werden, siehe [73]. Umfangreiche Untersuchungen haben gezeigt, dass von diesen drei Kriterien die Radentlastung am kritischsten ist und zuerst die Versagensgrenze erreicht. Aus diesem Grund wurden die Querkraftbeanspruchung S_Y und das Seitenkraft zu Aufstandskraftverhältnis $\frac{Y}{Q}$ zwar protokolliert, aber nicht als Versagenskriterium benutzt.

Die Radentlastung bestimmt sich mit den statischen (Q_0) und dynamischen ($Q(t)$) Radaufstandskräften der luvseitigen Räder, siehe Abbildung 6.7, über die Gleichung

$$\delta Q(t) = \frac{Q_0 - Q(t)}{Q_0} = 1 - \frac{Q(t)}{Q_0}. \quad (6.3)$$

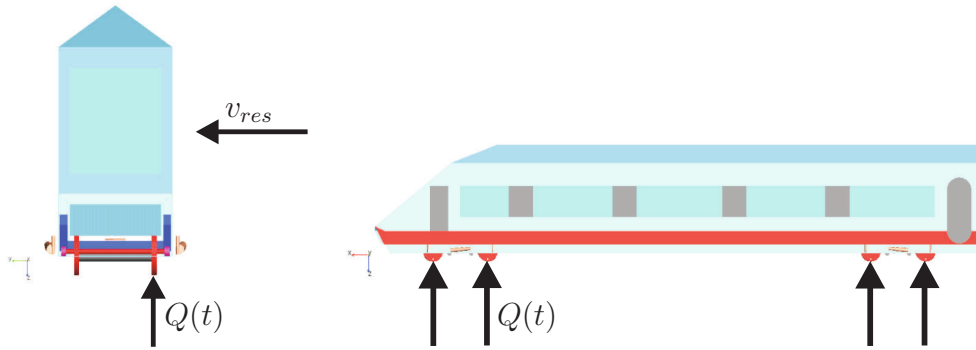


Abbildung 6.7: Schematische Darstellung der Radentlastung eines Schienenfahrzeugs

Bei der Radentlastung wird dann von Versagen ausgegangen, wenn die dynamische Radlast unter 10% der statischen Last fällt. Formelmäßig beschreiben lässt sich dieser Zusammenhang mit der Ungleichung

$$\delta Q(t) \geq 0.9. \quad (6.4)$$

Da das Umkippen eines Schienenfahrzeugs ein langsamer und damit tieffrequenter Vorgang ist, wird in den Normen und Richtlinien, siehe [73] und [165], die Radaufstandskraft vor Auswertung von Gleichung (6.3) tiefpass-gefiltert. Typische Grenzfrequenzen liegen für Fahrgeschwindigkeiten bis $200 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$ bei $f_{\text{Grenz}} = 1.5 \text{ [Hz]}$ und $f_{\text{Grenz}} = 2 \text{ [Hz]}$.

Da die Tiefpassfilterung, z.B. mit einem Butterworth-Filter 4. Ordnung, eine deutliche Phasenverschiebung verursacht und kurze, aber kritische Überschreitungen der Versagensgrenze nicht wiedergeben kann, wird in dieser Arbeit eine gleitende Mittelwertbildung mit einer Mittelungszeit von $t_{\text{GM}} = 0.2 \text{ [s]}$ eingeführt. Zur Unterdrückung

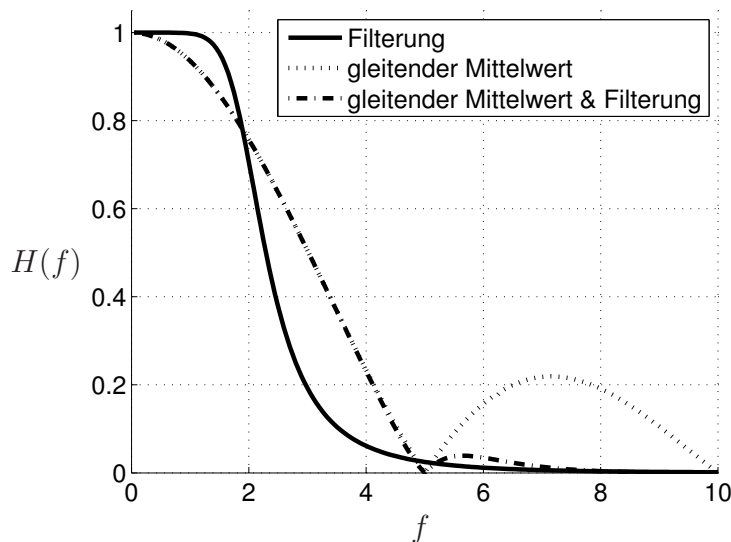


Abbildung 6.8: Übertragungsfunktion des Tiefpassfilters ($f_{\text{Grenz}} = 2 \text{ [Hz]}$), des gleitenden Mittelwertes ($t_{\text{GM}} = 0.2 \text{ [s]}$) und des gleitenden Mittelwertes & Tiefpassfilter ($f_{\text{Grenz}} = 5 \text{ [Hz]}$)

von unerwünschten Oszillationen in der Übertragungsfunktion, siehe Abbildung 6.8,

wird dem gleitenden Mittelwert noch ein Tiefpassfilter mit einer Grenzfrequenz von $f_{\text{Grenz}} = 5$ [Hz] überlagert.

Es muss darauf hingewiesen werden, dass, außer es wird explizit erwähnt, alle in dieser Arbeit präsentierten Ergebnisse ohne Filterung und ohne gleitenden Mittelwert berechnet wurden, um nicht Informationen zu verlieren, die vielleicht für eine physikalische Beschreibung der Seitenwindstabilität notwendig wären.

Das Radentlastungskriterium muss zur Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit noch in die Form einer Grenzzustandsfunktion umgeschrieben werden. Mit der 0.9-Radentlastungsgrenze ergibt sich die zeitabhängige Gleichung

$$g(\mathbf{z}, u_0, v_0, \alpha_w, t) = -0.1 + \frac{Q(\mathbf{z}, u_0, v_0, \alpha_w, t)}{Q_0} \quad (6.5)$$

und daraus als Minimum im Zeitintervall $[0, T_f]$ die endgültige Grenzzustandsfunktion

$$g(\mathbf{z}, u_0, v_0, \alpha_w) = \min_t \left(-0.1 + \frac{Q(\mathbf{z}, u_0, v_0, \alpha_w, t)}{Q_0} \right), \quad t \in [0, T_f], \quad (6.6)$$

die auch eine Funktion der Parameter mittlere Windgeschwindigkeit u_0 , Fahrgeschwindigkeit des Zuges v_0 und Windwinkel α_w ist.

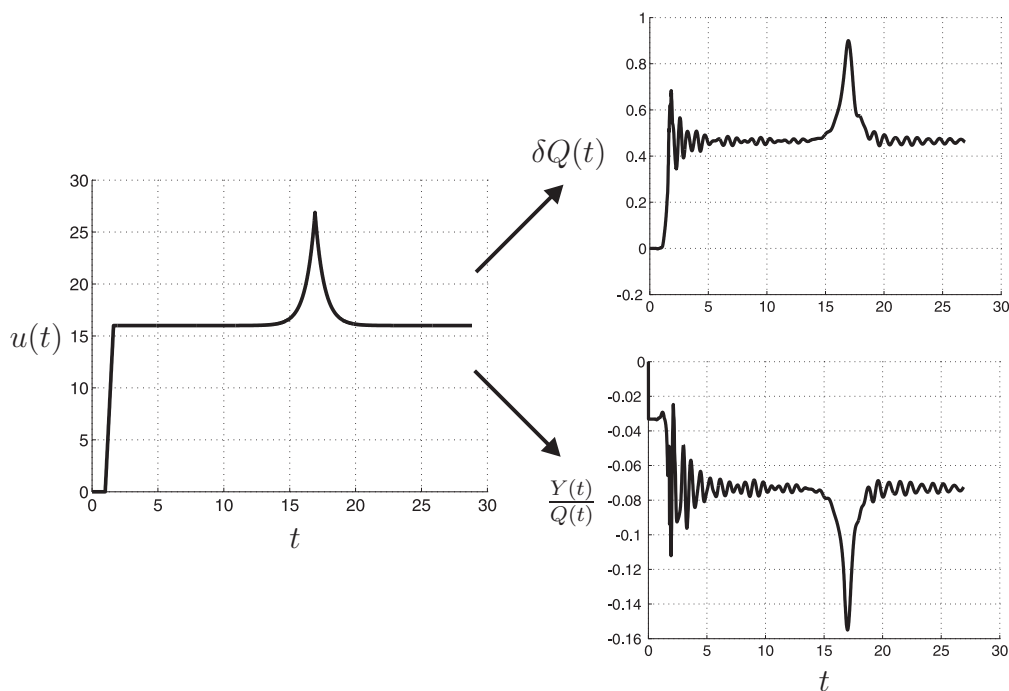


Abbildung 6.9: Charakteristischer Seitenwindverlauf $u(t)$ ohne Turbulenz und korrespondierende Ergebnisse $\delta Q(t)$ und $\frac{Y(t)}{Q(t)}$

In Abbildung 6.9 ist ein charakteristisches Embankment Böenszenario für die Geschwindigkeiten $u_0 = 16$ $\left[\frac{\text{m}}{\text{s}}\right]$ und $v_0 = 160$ $\left[\frac{\text{km}}{\text{h}}\right]$ und die aus dieser Anregung resultierende Radentlastung $\delta Q(t)$ und das Seiten-/Aufstandskraftverhältnis $\frac{Y(t)}{Q(t)}$ dargestellt. Ohne eine überlagerte turbulente Anregung ist das Abklingverhalten der beiden Ergebnisse gut zu erkennen. Der gezeigte, ausgewählte Windverlauf ist genau die MPP-Anregung, die auf eine Radentlastung von $\delta Q(t) = 0.9$ bei maximaler Wahrscheinlichkeit führt. Es ist sehr deutlich zu erkennen, dass bei kritischer Radentlastung das

Seiten-/Aufstandskraftverhältnis noch weit unterhalb des Grenzwertes von 0.8 liegt. Abbildung 6.10 stellt genau dasselbe Szenario mit zusätzlich noch überlagerter, zufälliger Turbulenz dar.

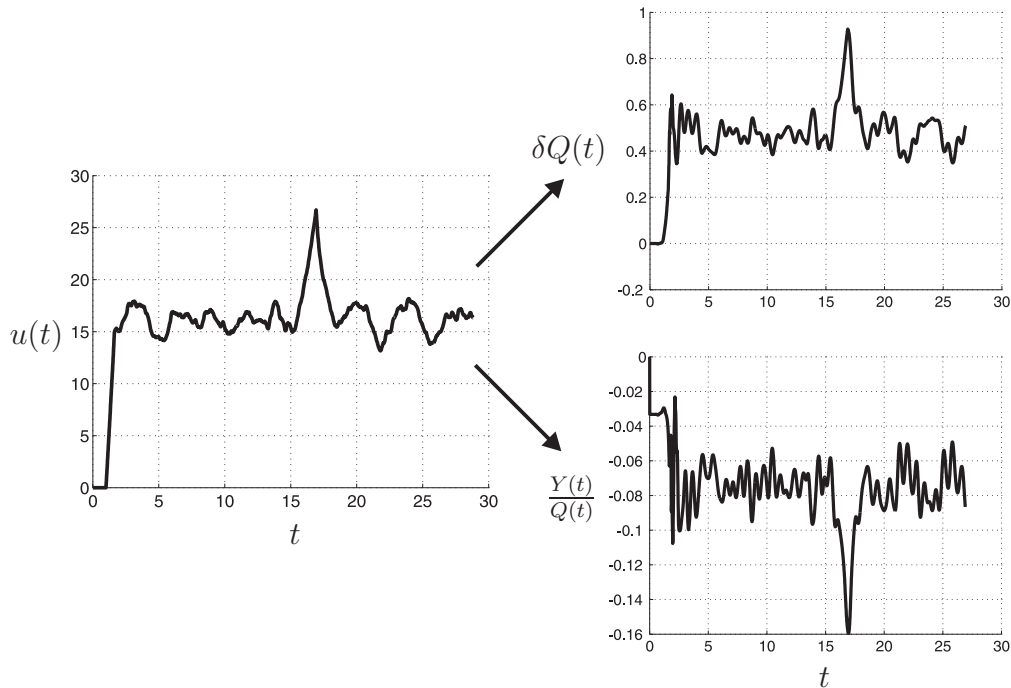


Abbildung 6.10: Charakteristischer Seitenwindverlauf $u(t)$ mit Turbulenz und korrespondierende Ergebnisse $\delta Q(t)$ und $\frac{Y(t)}{Q(t)}$

liger Turbulenz dar. Aufgrund der stochastischen Anregung existiert kein Abklingen der Lösungen mehr, und auch die maximale Radentlastung wurde ein kleines Stück in den Versagensbereich verschoben. Dieses Ergebnis gibt somit schon einen Hinweis darauf, dass die Turbulenz die Seitenwindstabilität eines Schienenfahrzeugs negativ beeinflusst. Abbildung 6.11 zeigt den charakteristischen Verlauf des Windangriffswinkels β_w für das oben beschriebene Windszenario. Der mittlere Angriffswinkel

$$\beta_w = \arctan \left\{ \frac{u_0 = 16}{v_0 = 44.4444} \right\} \frac{180}{\pi} = 19.8 \quad (6.7)$$

ist selbst bei so langsamen Fahrgeschwindigkeiten relativ flach, und auch der Spitzenwert in der Böe überschreitet keine 30.

6.3 Vorüberlegungen zur Zuverlässigkeitsanalyse

Aufgrund der stochastischen Wind- und Gleisanregung und der unsicheren Widerstandskoeffizienten ist es nicht mehr möglich, für das Schienenfahrzeugsystem deterministische Versagensgrenzen zu finden, wie es üblicherweise in der Schienenfahrzeugtechnik mit der Darstellung der Charakteristischen Windkennkurve (CWC), siehe Abbildung 6.12, geschieht. Es muss stattdessen eine probabilistische Untersuchung erfolgen, die vor allem die Bestimmung der Versagenswahrscheinlichkeit des Systems beinhaltet. Bei der Berechnung der Seitenwindstabilität interessiert daher, wie hoch die

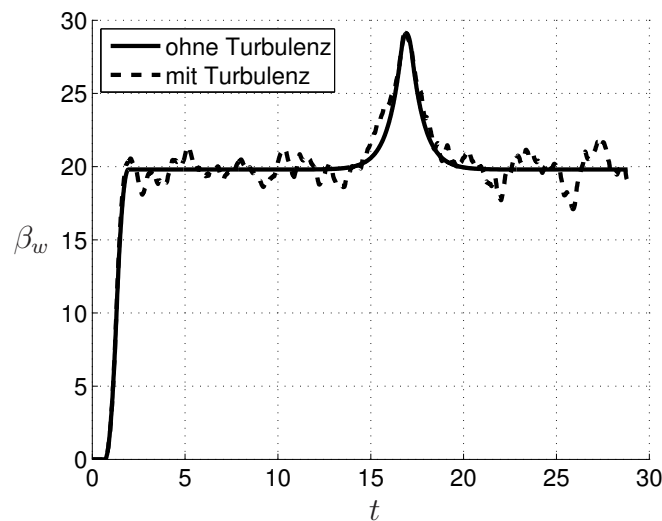


Abbildung 6.11: Charakteristischer Zeitverlauf des Windangriffswinkels β_w (in Grad) mit und ohne überlagerter Turbulenz

Wahrscheinlichkeit $P_{f,T_f}(g(\mathbf{z}) \leq 0 | u_0, v_0, \alpha_w) = P_{f,T_f}(u_0, v_0, \alpha_w)$ ist, dass ein Schienenfahrzeug unter starkem Seitenwind bei gegebener mittlerer Windgeschwindigkeit u_0 , gegebener Fahrgeschwindigkeit v_0 und gegebenem Windwinkel α_w während des Zeitraumes $t = 0 \dots T_f$ versagt. Es sollte an dieser Stelle nochmal erwähnt werden, dass nur Fahrten auf geradem Gleis und keine Kurvenfahrten berücksichtigt werden.

Die Wahrscheinlichkeit $P_{f,T_f}(u_0, v_0, \alpha_w)$ kann prinzipiell über eine Monte-Carlo Simulation gewonnen werden, indem das Fahrzeug virtuell sehr oft durch das turbulente Windfeld, siehe Abbildung 5.7, gefahren wird. Diese Methode ist aber, besonders für längere Zeiträume T_f , numerisch sehr ineffizient und lässt sich auch durch den Einsatz von Verfahren aus der Extremwert Theorie oder z.B. durch Subset Simulation gerade für niedrige mittlere Windgeschwindigkeiten nur geringfügig verbessern.

Eine Möglichkeit diese Schwierigkeiten zu umgehen besteht in der Approximation der zeitabhängigen Versagenswahrscheinlichkeit über einen Poisson-Prozess. Hierbei wird angenommen, dass das Versagen, also die Überschreitung der Grenzzustandsfunktion im Intervall $[0, T_f]$, ein seltenes Ereignis ist und dass es jeweils mit einer extremen Böe einhergeht. Dieses Böenereignis kann durch die Embankment Windcharakteristik beschrieben werden, und damit lässt sich diesem Ereignis die bedingte Versagenswahrscheinlichkeit

$$P_B(u_0, v_0, \alpha_w) = \int_{F(u_0, v_0, \alpha_w)} f(\hat{\mathbf{z}} | u_0) d\hat{\mathbf{z}} \quad (6.8)$$

zuordnen. Gleichung (6.8) beschreibt die Versagenswahrscheinlichkeit eines Schienenfahrzeugs während eines einzelnen Böenereignisses bei gegebener mittlerer Windgeschwindigkeit u_0 , gegebener Fahrgeschwindigkeit v_0 und gegebenem Windwinkel α_w . Die Versagenswahrscheinlichkeit $P_{f,T_f}(u_0, v_0, \alpha_w)$ kann mit der mittleren Böen-Auftretensrate $N^+(0, u_0)$, siehe Gleichung (5.43), über die Gleichung

$$P_{f,T_f}(u_0, v_0, \alpha_w) = 1 - P_0(u_0, v_0, \alpha_w) \exp \{ -N^+(0, u_0) P_B(u_0, v_0, \alpha_w) T_f \} \quad (6.9)$$

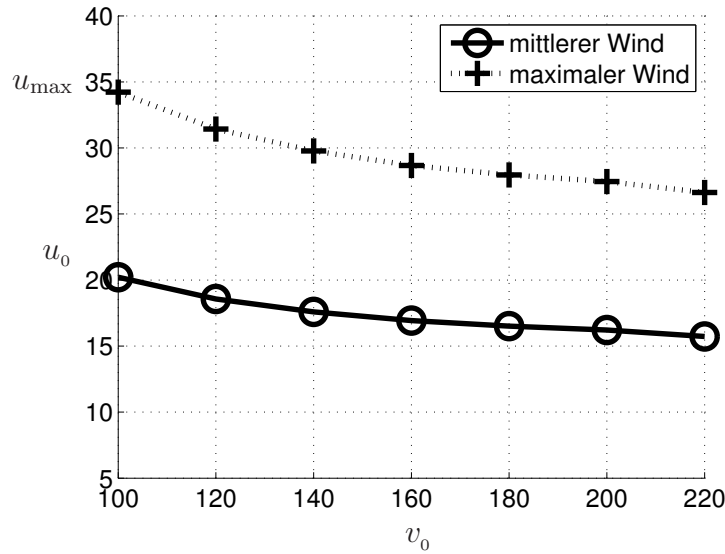


Abbildung 6.12: Deterministische Charakteristische Windkennkurve (CWC) des Schienenfahrzeugmodells nach [165] berechnet, maximale u_{\max} [$\frac{\text{m}}{\text{s}}$] und mittlere Windgeschwindigkeit u_0 [$\frac{\text{m}}{\text{s}}$] in Abhängigkeit der Fahrgeschwindigkeit v_0 [$\frac{\text{km}}{\text{h}}$]

berechnet werden. Der Term $N^+(0, u_0) P_B(u_0, v_0, \alpha_w)$ ist die bedingte mittlere Überschreitungsrate, und der Ausdruck $P_0(u_0, v_0, \alpha_w)$ ist die Anfangsüberlebenswahrscheinlichkeit zum Zeitpunkt $t = 0$, die sich für das Schienenfahrzeugsystem mit der zur Tunnel-Exit Windcharakteristik gehörenden Versagenswahrscheinlichkeit $P_{TE}(u_0, v_0, \alpha_w)$ über die Formel

$$P_0(u_0, v_0, \alpha_w) = 1 - P_{TE}(u_0, v_0, \alpha_w) \quad (6.10)$$

bestimmt. Der Einfluss des mittleren Windes kann über die Integration der bedingten Wahrscheinlichkeit

$$P_{f, T_f}(v_0, \alpha_w) = \int_{u_{0,u}}^{u_{0,o}} [1 - P_0(u_0, v_0, \alpha_w) \exp\{-N^+(0, u_0) P_B(u_0, v_0, \alpha_w) T_f\}] f(u_0) du_0 \quad (6.11)$$

berücksichtigt werden.

Die vorgestellte Poisson-Prozess Methode kann weiterhin, im Rahmen der getroffenen Annahmen über die mittlere Windgeschwindigkeit, verwendet werden, um instationäre Windszenarien zu berechnen. Somit kann auch die Fahrt eines Zuges mit veränderlicher Fahrgeschwindigkeit $v_0(t)$ entlang einer Strecke während des Durchziehens eines Sturmtiefs bei zeitlich variierendem mittleren Wind $u_0(t)$ und Windwinkel $\alpha_w(t)$ behandelt werden. Zur Herleitung des Zusammenhangs ist es vorteilhaft, eine Treppenapproximation der Geschwindigkeiten $v_0(t)$ und $u_0(t)$ und des Winkels $\alpha_w(t)$ einzuführen und mit abschnittsweise konstanter Versagenswahrscheinlichkeit $P_{f, \Delta t_i}(u_{0,i}, v_{0,i}, \alpha_{w,i})$ im Zeitintervall Δt_i zu rechnen. Die zeitliche Abfolge der Intervall-Versagenswahrscheinlichkeiten kann als ein serielles System von n Teilsystemen aufgefasst werden. Somit lässt sich die Versagenswahrscheinlichkeit für den vollständigen

Zeitraum $t = 0 \dots T_f$ als

$$\begin{aligned}
P_{f,T_f} &= 1 - \prod_{i=1}^n (1 - P_{f,\Delta t_i}(u_{0,i}, v_{0,i}, \alpha_{w,i})) \\
&= 1 - \prod_{i=1}^n \exp \left\{ -N^+(0, u_{0,i}) P_B(u_{0,i}, v_{0,i}, \alpha_{w,i}) \Delta t_i \right\} \\
&= 1 - \exp \left\{ - \sum_{i=1}^n [N^+(0, u_{0,i}) P_B(u_{0,i}, v_{0,i}, \alpha_{w,i}) \Delta t_i] \right\} \tag{6.12}
\end{aligned}$$

angeben. Im Grenzübergang $\Delta t_i \rightarrow 0$ und mit den zeitabhängigen Funktionen $u_0(t)$, $v_0(t)$ und $\alpha_w(t)$ kann die Versagenswahrscheinlichkeit dann über die Gleichung

$$P_{f,T_f} = 1 - \exp \left\{ - \int_0^{T_f} N^+(0, u_0(t)) P_B(u_0(t), v_0(t), \alpha_w(t)) dt \right\} \tag{6.13}$$

berechnet werden. Die größte Schwierigkeit bei der Auswertung von Gleichung (6.13) ist vorab die Bestimmung der Wahrscheinlichkeiten $P_B(u_0(t), v_0(t), \alpha_w(t))$ für alle Kombinationen des mittleren Windes, der Fahrgeschwindigkeit und des Windwinkels. Da diese Wahrscheinlichkeiten für jedes Fahrzeug aber nur ein einziges Mal berechnet werden müssen und auch geschickte Inter- und Extrapolationen genutzt werden können, ist dieser Rechenansatz nicht so numerisch kostspielig, wie er auf den ersten Blick erscheinen mag.

Ein weiteres, für die Risikoanalyse wichtiges Entscheidungskriterium ist die Versagenswahrscheinlichkeit eines Schienenfahrzeugs auf einer bestimmten Strecke. Mit dem vorgestellten Poisson-Prozess Modell kann auch diese Versagenswahrscheinlichkeit über eine Treppenapproximation, ähnlich zu Gleichung (6.12), bestimmt werden. Hierzu wird die Strecke in nicht unbedingt äquidistante Abschnitte $\Delta s_i = v_{0,i} \Delta t_i$, $i = 1 \dots n$ eingeteilt, denen aus Messungen und theoretischen Vorüberlegungen jeweils die Wahrscheinlichkeitsdichten $f(u_{0,i}, \alpha_{w,i})$ und $f(v_{0,i})$ zugeordnet werden können. Die Dichte $f(v_{0,i})$ beschreibt hierbei die Variation der Fahrgeschwindigkeit um einen über den Streckenplan vorgegebenen Referenzwert. Die absolute Versagenswahrscheinlichkeit $P_{f,\Delta s_i}$ des betrachteten Schienenfahrzeugs während der Fahrt auf einem Abschnitt bestimmt sich somit unter Vernachlässigung von P_0 zu

$$\begin{aligned}
P_{f,\Delta s_i} &= \int_{u_{0,u}}^{u_{0,o}} \int_0^{2\pi} \int_{v_{0,u}}^{v_{0,o}} \left[1 - \exp \left\{ -N^+(0, u_{0,i}) P_B(u_{0,i}, v_{0,i}, \alpha_{w,i}) \frac{\Delta s_i}{v_{0,i}} \right\} \right] \\
&\quad \cdot f(u_{0,i}, \alpha_{w,i}) f(v_{0,i}) dv_{0,i} d\alpha_{w,i} du_{0,i}. \tag{6.14}
\end{aligned}$$

Die Versagenswahrscheinlichkeit $P_{f,\text{Strecke}}$ für die vollständige Strecke folgt aus der seriellen Betrachtung der Abschnittswahrscheinlichkeiten $P_{f,\Delta s_i}$ und kann mit

$$\begin{aligned}
 P_{f,\text{Strecke}} &= 1 - \prod_{i=1}^n (1 - P_{f,\Delta s_i}) \\
 &= 1 - \prod_{i=1}^n \left(\int_{u_{0,u}}^{u_{0,o}} \int_0^{2\pi} \int_{v_{0,u}}^{v_{0,o}} \left[\exp \left\{ -N^+(0, u_{0,i}) P_B(u_{0,i}, v_{0,i}, \alpha_{w,i}) \frac{\Delta s_i}{v_{0,i}} \right\} \right] \right. \\
 &\quad \cdot \left. f(u_{0,i}, \alpha_{w,i}) f(v_{0,i}) dv_{0,i} d\alpha_{w,i} du_{0,i} \right) \quad (6.15)
 \end{aligned}$$

angegeben werden. Welche Größenordnungen der Streckenversagenswahrscheinlichkeit $P_{f,\text{Strecke}}$ tolerierbar sind und ab wann ein Eingriff zur Verbesserung der Seitenwindstabilität erfolgen muss, ist von der Gesellschaft und damit von der Politik zu entscheiden und kann nicht ohne weiteres angegeben werden.

Die Rückführung der Berechnung der Intervall-Versagenswahrscheinlichkeit P_{f,T_f} und der Streckenversagenswahrscheinlichkeit $P_{f,\text{Strecke}}$ auf eine Bestimmung der Böen-Versagenswahrscheinlichkeit P_B reduziert deutlich den numerischen Rechenaufwand und beschleunigt somit die Untersuchung der Seitenwindstabilität. Außerdem ist die Wahrscheinlichkeit P_B ein gutes Maß zur Charakterisierung und zum Vergleich der Seitenwindstabilität verschiedener Schienenfahrzeugmodelle. Die Rechenzeiten zur Auswertung eines Böenszenarios sind deutlich geringer als die zur Berechnung des gesamten Zeitintervalls $[0, T_f]$, und es können aufgrund der deutlich verringerten Anzahl von Zufallsvariablen die in Kapitel 2 beschriebenen, sehr effizienten Berechnungsmethoden verwendet werden. Ein weiterer Vorteil ist die geänderte Struktur des Problems. Da bei einer Böencharakteristik mit der Böenamplitude A und der Böendauer T Variablen mit hohem Einfluss auf die Grenzzustandsfunktion eingeführt werden, ist für die Auffindung des MPP schon eine herausragende Suchrichtung vorgegeben, die geschickt ausgenutzt werden kann.

Dieser Abschnitt endet mit einer abschließenden Bemerkung zu der postulierten Poisson-Prozess Approximation. Interessanterweise liefert eine alternative Berechnungsmethode ähnliche Ergebnisse für die Wahrscheinlichkeit $P_{f,T_f}(u_0, v_0, \alpha_w)$. Wird jede Böe als unabhängiges Ereignis betrachtet, so ergibt sich mit der mittleren Anzahl $N^+(0, u_0) T_f$ von unabhängigen Böenereignissen im Zeitraum $t = 0 \dots T_f$ die Überlebenswahrscheinlichkeit

$$P_{s,T_f}(u_0, v_0, \alpha_w) = P_0(u_0, v_0, \alpha_w) [1 - P_B(u_0, v_0, \alpha_w)]^{N^+(0, u_0) T_f} \quad (6.16)$$

und damit die Versagenswahrscheinlichkeit

$$P_{f,T_f}(u_0, v_0, \alpha_w) = 1 - P_0(u_0, v_0, \alpha_w) [1 - P_B(u_0, v_0, \alpha_w)]^{N^+(0, u_0) T_f} . \quad (6.17)$$

Ein Vergleich beider Berechnungsansätze kann über eine Taylorreihenentwicklung der Gleichungen (6.9) und (6.17) erfolgen. Der Übersichtlichkeit halber werden in nachfolgenden Rechnungen die funktionellen Abhängigkeiten weggelassen. Für kleine Wahrscheinlichkeiten P_B ergeben sich durch die Reihenentwicklung die beiden Gleichungen

$$1 - P_0 \exp \{ -N^+(0) P_B T_f \} \approx 1 - P_0 + P_0 N^+(0) P_B T_f - \frac{1}{2} P_0 (N^+(0) P_B T_f)^2 \quad (6.18)$$

und

$$1 - P_0 [1 - P_B]^{N^+(0)T_f} \approx 1 - P_0 + P_0 N^+(0) P_B T_f - \frac{1}{2} P_0 N^+(0) P_B^2 T_f (N^+(0) T_f - 1), \quad (6.19)$$

die bis einschließlich der Terme 2. Ordnung identisch sind.

Zusammenfassung der Zufallsvariablen des SimulationsmodellsBöenamplitude A [$\frac{m}{s}$]:

Halbe Gauß-Dichte

$$f(\tilde{A}) = \frac{2}{\sqrt{2\pi\sigma_A^2}} \exp\left(-\frac{\tilde{A}^2}{2\sigma_A^2}\right), \quad A = \tilde{A}\sigma_{u'}$$
 (6.20)

mit Dichteparameter $\sigma_A^2 = 1$ und Standardabweichung der Turbulenz $\sigma_{u'}$, siehe Gleichung (4.13).

Böendauer T [s]:

Bedingte logarithmische Gauß-Dichte

$$f(\tilde{T}|\tilde{A}) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_{\ln\tilde{T}}\tilde{T}} \exp\left\{-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(\tilde{T}) - \ln(0.95\tilde{A}^{1.42})}{\sigma_{\ln\tilde{T}}}\right)^2\right\},$$

$$T = \tilde{T}\bar{T},$$

$$\bar{T} = 7.998u_0^{-0.2183} - 1.4$$
 (6.21)

mit Mittelwert $\mu_{\ln\tilde{T}} = \ln(0.95\tilde{A}^{1.42})$ und Standardabweichung $\sigma_{\ln\tilde{T}} = 0.6$.

Aerodynamische Widerstandskoeffizienten C [-]:

Gauß-Dichte

$$f(C(\beta_w)) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_C(\beta_w)} \exp\left\{-\frac{1}{2}\left(\frac{C(\beta_w) - \mu_C(\beta_w)}{\sigma_C(\beta_w)}\right)^2\right\},$$

$$\sigma_C(\beta_w) = \delta_C \mu_C(\beta_w)$$
 (6.22)

mit Variationskoeffizient $\delta_C = 0.1$, Mittelwert $\mu_C(\beta_w)$ und Standardabweichung $\sigma_C(\beta_w)$ als Funktionen des Winkels β_w .

6.4 Zuverlässigkeitsanalyse

Bei der probabilistischen Betrachtung der Seitenwindstabilität von Schienenfahrzeugen kann, wie auch schon im vorherigen Abschnitt beschrieben wurde, nicht mehr von deterministischen CWC ausgegangen werden, sondern es können den einzelnen Wind szenarien nur noch gewisse Versagenswahrscheinlichkeiten zugeordnet werden. Diese Zuordnung erfolgt in Anlehnung an das deterministische Analogon in der von Carrarini, siehe [41], postulierten Probabilistischen Charakteristischen Windkennkurve (PCWC).

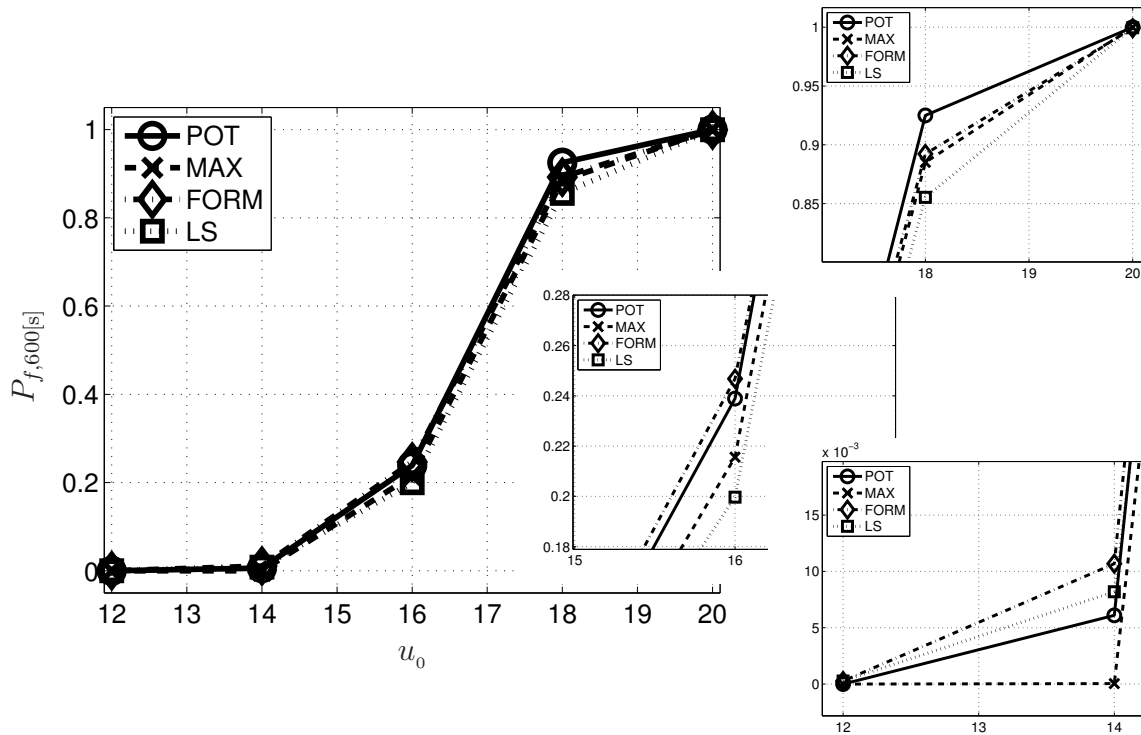


Abbildung 6.13: Vergleich der zeitabhängigen Versagenswahrscheinlichkeit $P_{f,600[s]}$ berechnet über Extremwert Methoden und Poisson-Prozess Approximation für $v_0 = 160 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$

In Abbildung 6.13 ist die zeitabhängige Versagenswahrscheinlichkeit $P_{f,600[s]}$ für unterschiedliche mittlere Windgeschwindigkeiten u_0 aufgetragen. Der Vergleich der über die Monte-Carlo Simulation, MAX-, POT- und Poisson-Prozess Methode berechneten Ergebnisse, siehe Tabelle 6.2, zeigt, dass die Poisson Approximation gerade auch für kleine Wahrscheinlichkeiten sehr gute und zuverlässige Ergebnisse liefert und daher die Annahme von unabhängigen Böenereignissen zutreffend ist. Es muss hierbei erwähnt werden, dass besonders die in Abbildung 6.13 und in Tabelle 6.2 aufgezeigten MAX und POT Ergebnisse natürlich nur Schätzungen der wahren Werte sind, die einer gewissen Streuung unterliegen. Gerade für kleine Wahrscheinlichkeiten sind die Konfidenzintervalle der Schätzungen, siehe Tabelle 6.3, relativ groß.

Die Generalisierte Extremwertverteilung (Gev) und die Generalisierte Pareto Verteilung (W) wurden bezüglich der maximalen Radentlastung δQ_{\max} ermittelt, da für diese Variable die Extremwert Theorie gut anwendbar ist. Es muss aber beachtet werden, dass der Definitionsbereich von δQ_{\max} nach oben durch 1 beschränkt ist. Dies wird in

den Bestimmungsgleichungen

$$P_{f,T_f}^{\text{MAX}} = \frac{\text{Gev}(1) - \text{Gev}(0.9)}{\text{Gev}(1)} = 1 - \frac{\text{Gev}(0.9)}{\text{Gev}(1)} \quad (6.23)$$

und

$$P_{f,T_f}^{\text{POT}} = 1 - \left(\frac{W(0.9)}{W(1)} \right)^{\lambda_p s T_f} \quad (6.24)$$

berücksichtigt, siehe auch Abbildung 6.14.

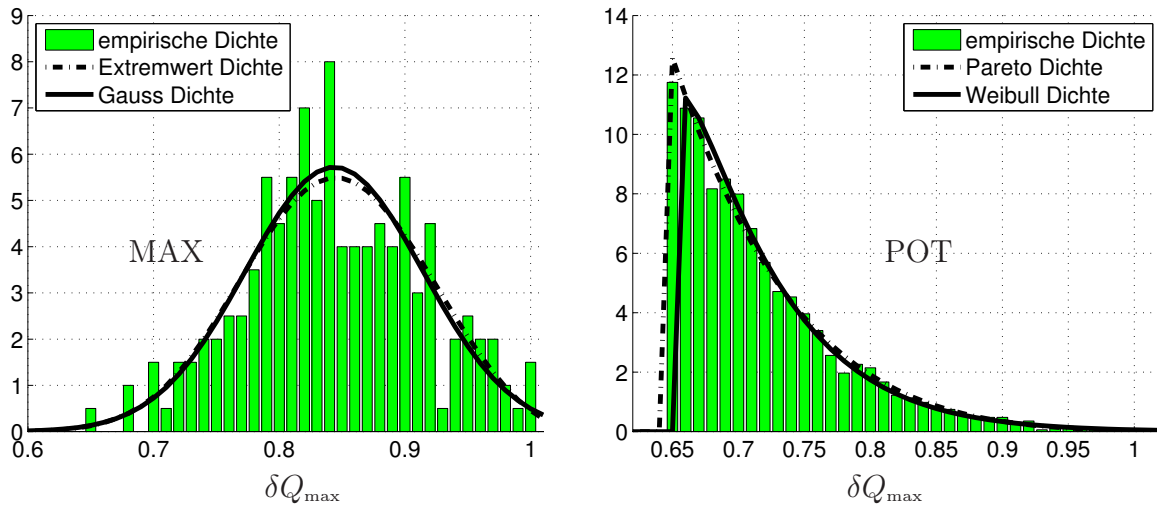


Abbildung 6.14: Empirische und berechnete Dichten aus der Extremwert Theorie

Die Auswertung der Versagenswahrscheinlichkeit über den Poisson-Prozess erfolgt jeweils mit den aus der FORM Approximation und aus der Line Sampling Simulation (mit und ohne überlagerter Turbulenz) gewonnenen Wahrscheinlichkeiten P_B , siehe Tabelle 6.2. Die Ergebnisse zeigen, dass die FORM Approximation oft eine höhere Versagenswahrscheinlichkeit als die Line Sampling Simulation prognostiziert. Ein Rückschluss darauf, dass dieser Zusammenhang immer gilt, ist jedoch nicht erlaubt.

u_0 $\left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$	POT	MAX	MC, N=200	FORM	LS	LS mit Turb
12	$1.44 \cdot 10^{-6}$	0.0	0.0	$2.67 \cdot 10^{-4}$	$2.72 \cdot 10^{-4}$	$2.86 \cdot 10^{-4}$
14	0.0061	$4.50 \cdot 10^{-5}$	0.0	0.0107	0.0082	0.0104
16	0.2389	0.2156	0.22	0.2468	0.1997	0.2468
18	0.9250	0.8851	0.81	0.8922	0.8553	0.9349
20	1.00	1.00	1.00	0.9992	0.9996	1.00

Tabelle 6.2: Zeitabhängige Versagenswahrscheinlichkeit $P_{f,600[\text{s}]}$ berechnet über Extremwert Methoden und Poisson-Prozess Approximation für $v_0 = 160 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$

In Abbildung 6.15 ist die über Gleichung (6.13) berechnete Wahrscheinlichkeit $P_{f,t}$ als

u_0 [$\frac{m}{s}$]	POT, oben	POT, unten	MAX, oben	MAX, unten	δ_{MC}
12	$3.70 \cdot 10^{-5}$	$1.30 \cdot 10^{-8}$	$3.73 \cdot 10^{-9}$	0.0	∞
14	0.0123	0.0027	0.0067	0.0	∞
16	0.2918	0.1884	0.2759	0.1122	0.1331
18	0.9377	0.9094	NAN	NAN	0.0342

Tabelle 6.3: Obere und untere Grenzen des 95% Konfidenzintervalls der zeitabhängigen Versagenswahrscheinlichkeit $P_{f,600[s]}$ berechnet über Extremwert Methoden für $v_0 = 160$ [$\frac{km}{h}$]

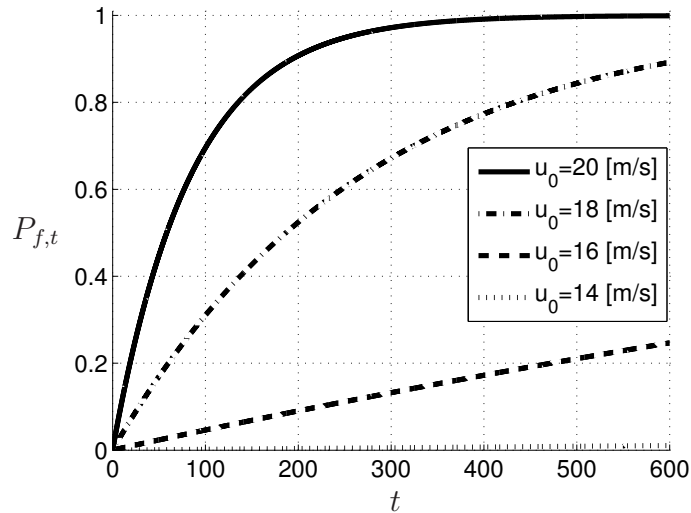


Abbildung 6.15: Zeitlicher Verlauf der Überschreitungswahrscheinlichkeit $P_{f,t}$ für unterschiedliche mittlere Windgeschwindigkeiten im Intervall $t = 0 \dots 600$ [s] für $v_0 = 160$ [$\frac{km}{h}$]

Funktion der Zeit t für unterschiedliche mittlere Windgeschwindigkeiten dargestellt. Für mittlere Windgeschwindigkeiten von 18 [$\frac{m}{s}$] und 20 [$\frac{m}{s}$] ist der exponentielle Verlauf der Überschreitungswahrscheinlichkeit gut zu erkennen, während er für $u_0 = 14$ [$\frac{m}{s}$] und 16 [$\frac{m}{s}$] bis zum Zeitpunkt $T_f = 600$ [s] einem linearen Anstieg ähnelt. Dieser lineare Anstieg ist typisch für kleine Versagenswahrscheinlichkeiten P_B und motiviert zu der in der Praxis oft durchgeführten Linearisierung nach Gleichung (6.18), wobei nur die ersten, linearen Terme berücksichtigt werden.

6.4.1 Einfluss der überlagerten Turbulenz

Wie in Abschnitt 5.4.6 gezeigt wurde, kann zur realistischeren Modellierung der Windgeschwindigkeitsverteilung den Böenverläufen, und hier vor allem dem Embankment Szenario, ein turbulenter Windanteil überlagert werden. Die untere Grenzfrequenz des turbulenten Prozesses ist auf $f_{Gu} = 0.2$ [Hz] und die obere Grenzfrequenz auf $f_{Go} = 4.0$ [Hz] festgesetzt worden. Die Validierung der 4 [Hz] Grenze wurde mit Rechnungen bei mittleren Windgeschwindigkeiten von $u_0 = 12, 14$ und 16 [$\frac{m}{s}$] durchgeführt, und die Ergebnisse dazu sind in Abbildung 6.16 dargestellt. Im linken Teil der Abbildung 6.16 ist die Versagenswahrscheinlichkeit P_B in Abhängigkeit der oberen Grenze

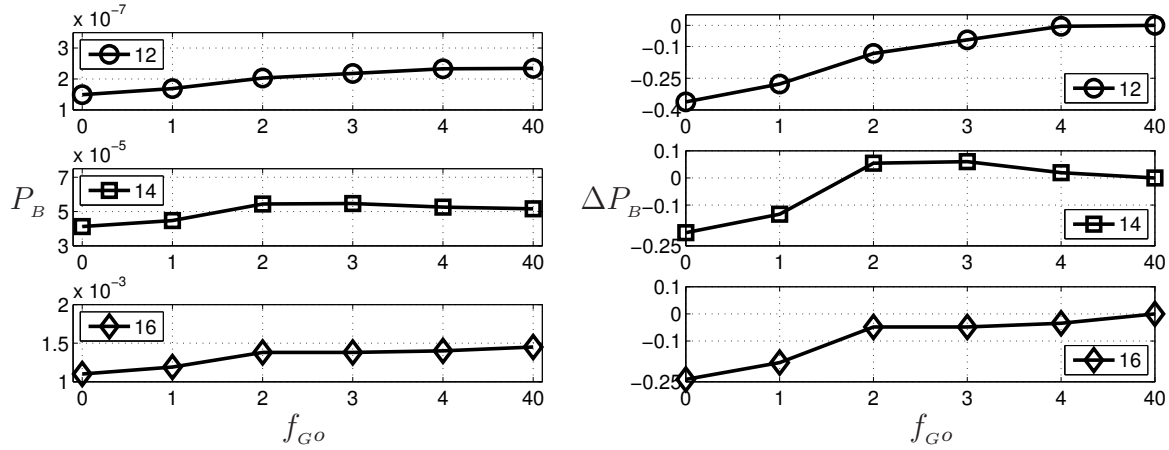


Abbildung 6.16: Einfluss der oberen turbulenten Grenzfrequenz auf die Versagenswahrscheinlichkeit eines Schienenfahrzeugs für $v_0 = 160 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$

$u_0 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$	ohne Turb	$f_{Go} = 1[\text{Hz}]$	$f_{Go} = 2[\text{Hz}]$	$f_{Go} = 3[\text{Hz}]$	$f_{Go} = 4[\text{Hz}]$	$f_{Go} = 40[\text{Hz}]$
12	$1.49 \cdot 10^{-7}$	$1.69 \cdot 10^{-7}$	$2.03 \cdot 10^{-7}$	$2.18 \cdot 10^{-7}$	$2.33 \cdot 10^{-7}$	$2.34 \cdot 10^{-7}$
14	$4.12 \cdot 10^{-5}$	$4.47 \cdot 10^{-5}$	$5.44 \cdot 10^{-5}$	$5.47 \cdot 10^{-5}$	$5.26 \cdot 10^{-5}$	$5.16 \cdot 10^{-5}$
16	$1.10 \cdot 10^{-3}$	$1.19 \cdot 10^{-3}$	$1.38 \cdot 10^{-3}$	$1.38 \cdot 10^{-3}$	$1.40 \cdot 10^{-3}$	$1.45 \cdot 10^{-3}$

Tabelle 6.4: Einfluss der oberen turbulenten Grenzfrequenz auf die Versagenswahrscheinlichkeit eines Schienenfahrzeugs für $v_0 = 160 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$

frequenz f_{Go} aufgetragen und im rechten Teil ist der auf $P_B (f_{Go} = 40)$ bezogene Fehler

$$\Delta P_B = \frac{P_B - P_B (f_{Go} = 40)}{P_B (f_{Go} = 40)} \tag{6.25}$$

dargestellt. Wie auch Tabelle 6.4 zu entnehmen ist, steigt die Versagenswahrscheinlichkeit bei Erhöhung der oberen Grenzfrequenz bis 4 [Hz] an und bleibt dann bei Steigerung der Frequenz auf 40 [Hz] fast konstant. Die durchgeführte Wavelet-Analyse der instationären Windanregung $u(t)$, siehe Abbildung 6.17, zeigt, dass die größten Anregungsfrequenzen in einem Bereich bis etwa 2 [Hz] zu finden sind und die höheren Frequenzanteile deutlich kleinere Amplituden aufweisen. Dieser Umstand hängt vor allem mit der aerodynamischen Admittanz des Schienenfahrzeugs zusammen, die für höhere Frequenzen einen steilen Abfall besitzt. Interessanterweise zeigt die Wavelet Analyse der Radentlastung $\delta Q(t)$ ein Frequenzband von 1 [Hz] bis ungefähr 2 [Hz] mit im Vergleich zur Windanregung vergrößerten Amplituden. Dieser hervorstechende Frequenzbereich passt sehr gut zu den ersten Eigenfrequenzen des Wagenkastens, siehe Tabelle 6.1, und hier besonders zu der Hubschwingung in z -Richtung.

6.4.2 PCWC der Böenszenarien

Da die Versagenswahrscheinlichkeit für ein einzelnes Böenergebnis P_B zur Beschreibung der zeitabhängigen Überschreitungswahrscheinlichkeit P_{f,T_f} ausreichend ist, wird sich in diesem Abschnitt bei der Darstellung der PCWC auf dieses Ergebnis bezogen.

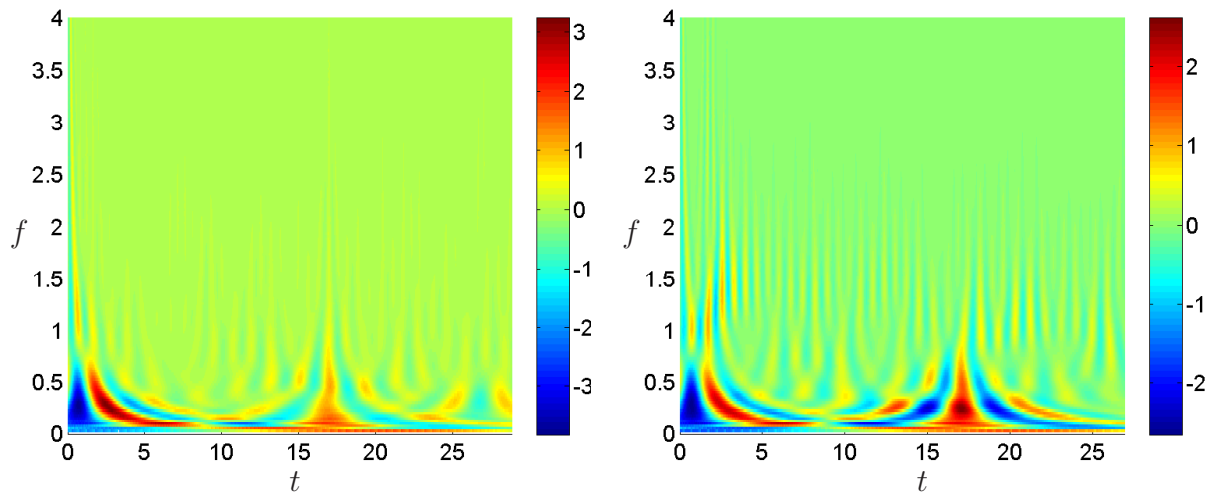


Abbildung 6.17: Wavelet-Analyse der Windgeschwindigkeit $u(t)$ (linke Abb.) und der korrespondierenden Radentlastung $\delta Q(t)$ (rechte Abb.)

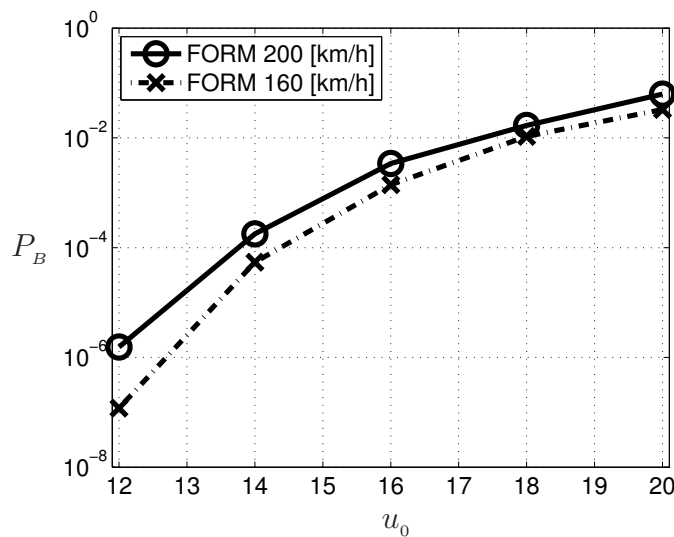


Abbildung 6.18: Probabilistische Charakteristische Windkennkurve (PCWC) mit FORM berechnet für die Fahrgeschwindigkeiten $v_0 = 160$ $\left[\frac{\text{km}}{\text{h}}\right]$ und $v_0 = 200$ $\left[\frac{\text{km}}{\text{h}}\right]$

Abbildung 6.18 stellt den Unterschied zwischen den Versagenswahrscheinlichkeiten bei Fahrgeschwindigkeiten von $v_0 = 160$ $\left[\frac{\text{km}}{\text{h}}\right]$ und $v_0 = 200$ $\left[\frac{\text{km}}{\text{h}}\right]$ dar. Wie zu erwarten, fällt die Seitenwindstabilität mit höherer Geschwindigkeit des Zuges ab. Wird diese Stabilitätsdifferenz auf die mittlere Windgeschwindigkeit bezogen, so ergibt sich, dass ein Schienenfahrzeug mit $v_0 = 160$ $\left[\frac{\text{km}}{\text{h}}\right]$ einen um ungefähr 0.5 $\left[\frac{\text{m}}{\text{s}}\right]$ höheren mittleren Wind ertragen kann. Ein Vergleich der Versagenswahrscheinlichkeiten, jeweils berechnet mit dem Embankment und dem Tunnel-Exit Szenario, siehe Abbildung 6.19, ergibt in etwa dasselbe Bild. Wird ein Schienenfahrzeug direkt während der Ausfahrt aus einem Tunnel oder hinter einer Versperrung hervortretend von einer starken Böe getroffen, so entsteht eine kritische Situation, die möglichst vermieden werden sollte. Typische Gegenmaßnahmen sind in solchen Fällen das Aufstellen von Windzäunen oder die Re-

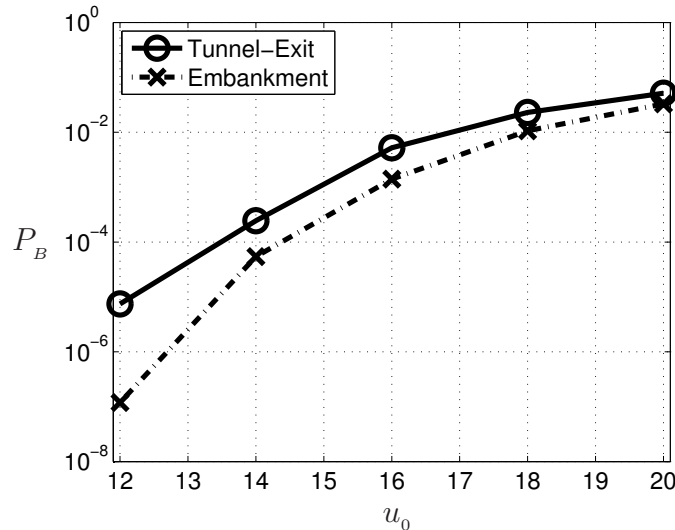


Abbildung 6.19: Vergleich der PCWC von Embankment und Tunnel-Exit Szenario für $v_0 = 160 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$ mit FORM berechnet

duktion der Geschwindigkeit, wobei bei Windzäunen auf einen fließenden Übergang der Windangriffsfläche geachtet werden muss. Weht der Seitenwind nicht direkt recht-

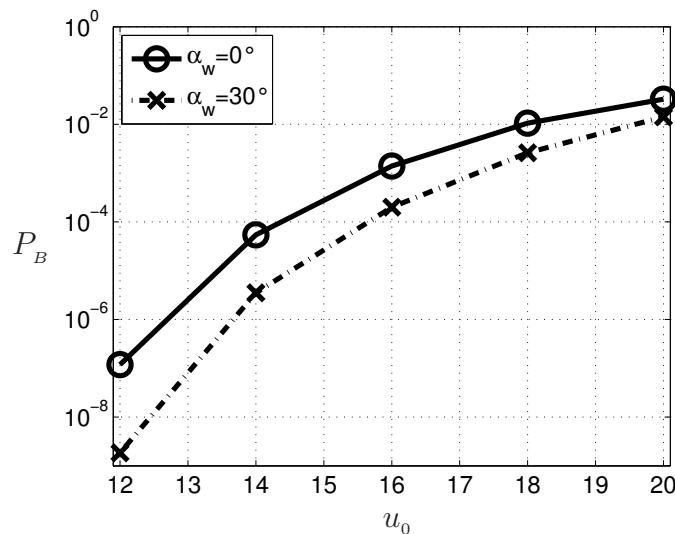


Abbildung 6.20: Vergleich der PCWC bei unterschiedlichen Windwinkeln $\alpha_w = 0$ und 30 für $v_0 = 160 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$ mit FORM berechnet

winklig zum Gleis, sondern schließt er einen gewissen Windwinkel α_w ein, siehe Skizze gemäß Abbildung 5.19, so reduziert auch dies deutlich die Versagenswahrscheinlichkeit, siehe Abbildung 6.20.

Die bisher gezeigten PCWC sind alle über eine FORM Approximation bestimmt worden und somit nur Näherungen der exakten Lösungen. Eine Möglichkeit der Validierung dieser FORM Ergebnisse kann über einen Vergleich mit Monte-Carlo Methoden erfolgen. Im linken Teil von Abbildung 6.21 sind die Versagenswahrscheinlichkeiten P_B , berechnet über Line Sampling Simulation mit und ohne Turbulenz und über FORM,

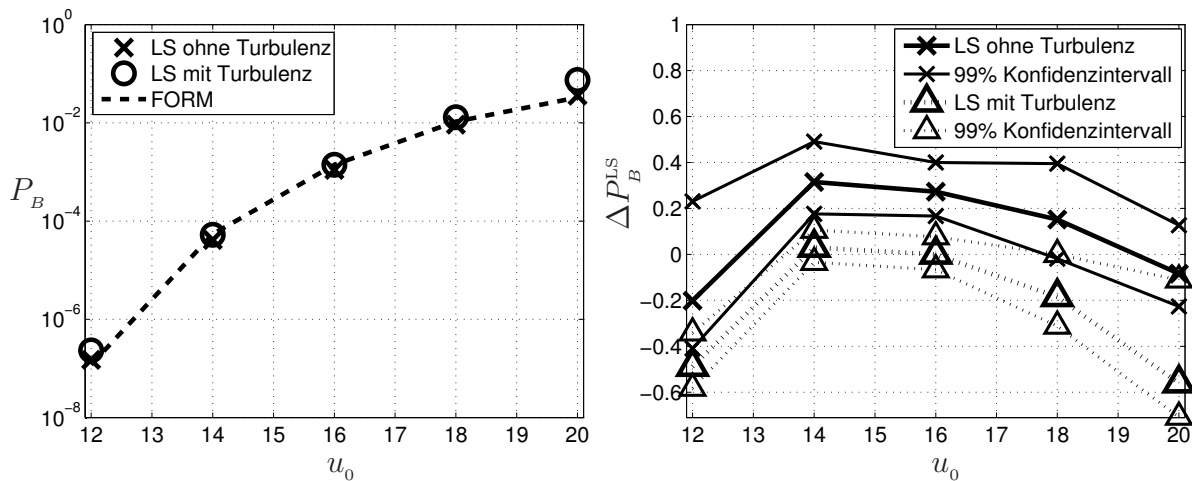


Abbildung 6.21: Vergleich von FORM und Line Sampling Simulation mit und ohne Einfluss der Turbulenz

aufgezeigt. In diesem semi-logarithmischen Diagramm sind mit dem Auge kaum Unterschiede auszumachen, da die Größenordnungen der Wahrscheinlichkeiten mit allen drei Methoden richtig getroffen werden. Daher ist im rechten Teil von Abbildung 6.21 die normierte Variation

$$\Delta P_B^{\text{LS}} = \frac{P_B^{\text{FORM}} - P_B^{\text{LS}}}{P_B^{\text{LS}}} \quad (6.26)$$

und die dazu gehörigen 99% Konfidenzintervalle als Funktionen der mittleren Windgeschwindigkeit u_0 dargestellt. In diesem Diagramm sind nun Unterschiede von bis zu 60% gut erkennbar, wobei die Line Sampling Simulation mit überlagerter Turbulenz als die realistischste Betrachtung anzusehen ist. Da zur Durchführung einer effizienten

u_0	$\frac{\text{m}}{\text{s}}$	FORM	LS	δ_{LS}	LS mit Turbulenz	$\delta_{\text{LS}}^{\text{Turb}}$
12		$1.19 \cdot 10^{-7}$	$1.49 \cdot 10^{-7}$	0.13	$2.33 \cdot 10^{-7}$	0.09
14		$5.41 \cdot 10^{-5}$	$4.12 \cdot 10^{-5}$	0.04	$5.26 \cdot 10^{-5}$	0.03
16		$1.40 \cdot 10^{-3}$	$1.10 \cdot 10^{-3}$	0.04	$1.40 \cdot 10^{-3}$	0.02
18		$1.06 \cdot 10^{-2}$	$9.20 \cdot 10^{-3}$	0.06	$1.30 \cdot 10^{-2}$	0.07
20		$3.28 \cdot 10^{-2}$	$3.58 \cdot 10^{-2}$	0.07	$7.46 \cdot 10^{-2}$	0.19

Tabelle 6.5: Vergleich von FORM und Line Sampling Simulation mit und ohne Einfluss der Turbulenz

Line Sampling Simulation eine, meist durch eine vorgeschaltete FORM Approximation bestimmte, ausgezeichnete Richtung bekannt sein muss, und außerdem die Größenordnungen der FORM Ergebnisse richtig sind, siehe Tabelle 6.5, wird für Schienenfahrzeuge meistens nur FORM verwendet. Eine Validierung einzelner Punkte durch Monte-Carlo Methoden ist dabei aber trotzdem wichtig und unverzichtbar. Nur so können große Nichtlinearitäten im System erkannt und berücksichtigt werden.

Der Einfluss der Gleislagefehler ist in Tabelle 6.6 aufgezeigt, und es ist deutlich zu sehen, dass die Versagenswahrscheinlichkeit teilweise deutlich erhöht ist, aber wie auch

u_0 $\left[\frac{\text{m}}{\text{s}}\right]$	LS	δ_{LS}	LS mit GF	$\delta_{\text{LS}}^{\text{GF}}$	LS mit GF und GM	$\delta_{\text{LS}}^{\text{GF, GM}}$
12	$1.49 \cdot 10^{-7}$	0.13	$3.59 \cdot 10^{-7}$	0.11	$2.08 \cdot 10^{-7}$	0.12
14	$4.12 \cdot 10^{-5}$	0.04	$5.80 \cdot 10^{-5}$	0.04	$4.44 \cdot 10^{-5}$	0.04
16	$1.10 \cdot 10^{-3}$	0.04	$1.53 \cdot 10^{-3}$	0.03	$1.10 \cdot 10^{-3}$	0.03
18	$9.20 \cdot 10^{-3}$	0.06	$1.15 \cdot 10^{-2}$	0.04	$1.03 \cdot 10^{-2}$	0.04
20	$3.58 \cdot 10^{-2}$	0.07	$4.15 \cdot 10^{-2}$	0.05	$4.01 \cdot 10^{-2}$	0.05

Tabelle 6.6: Vergleich Line Sampling Simulation mit und ohne Einfluss der Gleislagefehler (GF) und Vergleich mit gleitendem Mittelwert (GM) für $v_0 = 160 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}}\right]$

u_0 $\left[\frac{\text{m}}{\text{s}}\right]$	LS mit Turb. & GF & GM	$\delta_{\text{LS}}^{\text{Turb.,GF,GM}}$	LS mit Turb. & GF ohne GM	$\delta_{\text{LS}}^{\text{Turb.,GF}}$
12	$2.52 \cdot 10^{-7}$	0.05	$4.45 \cdot 10^{-7}$	0.07
14	$5.39 \cdot 10^{-5}$	0.02	$7.46 \cdot 10^{-5}$	0.02
16	$1.38 \cdot 10^{-3}$	0.02	$1.75 \cdot 10^{-3}$	0.02
18	$1.13 \cdot 10^{-2}$	0.02	$1.48 \cdot 10^{-2}$	0.05
20	$5.24 \cdot 10^{-2}$	0.03	$1.99 \cdot 10^{-1}$	0.04

Tabelle 6.7: Vergleich Line Sampling Simulation mit Einfluss der Gleislagefehler (GF) und der Turbulenz (Turb.) und Vergleich mit gleitendem Mittelwert (GM) für $v_0 = 160 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}}\right]$

bei der Turbulenz die Größenordnung der Wahrscheinlichkeiten unverändert bleiben. Aufgrund der mit Gleislagefehler stark verrauschten Grenzzustandsfunktion ist in diesem Fall eine FORM Approximation nicht mehr möglich und es muss zwingend auf eine Line Sampling Simulation übergegangen werden.

u_0 $\left[\frac{\text{m}}{\text{s}}\right]$	FORM	FORM mit GM
12	$1.19 \cdot 10^{-7}$	$1.09 \cdot 10^{-7}$
14	$5.41 \cdot 10^{-5}$	$4.08 \cdot 10^{-5}$
16	$1.40 \cdot 10^{-3}$	$9.8 \cdot 10^{-4}$
18	$1.06 \cdot 10^{-2}$	$1.03 \cdot 10^{-2}$
20	$3.28 \cdot 10^{-2}$	$2.93 \cdot 10^{-2}$

Tabelle 6.8: Vergleich von FORM mit und ohne gleitenden Mittelwert (GM) für $v_0 = 160 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}}\right]$

Bei der Mitnahme von Gleislagefehlern in der Simulation ist es aufgrund der direkt am Rad angreifenden, hochfrequenten Störungen sinnvoll, die Grenzzustandsfunktion über einen gleitenden Mittelwert zu berechnen, da ein kurzes, auf die Gleislagefehler zurückzuführendes Überschreiten der kritischen Grenze normalerweise nicht zu einem Versagen des Schienenfahrzeugs führt. Ein Vergleich der in Tabelle 6.6 dargestellten Wahrscheinlichkeiten ohne Mitnahme von turbulenten Anteilen im Wind zeigt, dass die Ergebnisse mit Gleislagefehlern und mit gleitendem Mittelwert den Ergebnissen ohne Gleislagefehler und ohne gleitenden Mittelwert ähneln. Wird bei der Berechnung der Seitenwindstabilität aber zusätzlich zu den Gleislagefehlern auch die Turbulenz

berücksichtigt, siehe Tabelle 6.7 und Abbildung 6.22, so ergeben sich ohne gleitenden Mittelwert der Grenzzustandsfunktion im Vergleich mit Tabelle 6.6 deutlich höhere Versagenswahrscheinlichkeiten. Besonders hervorstechend ist die Wahrscheinlichkeit von $P_B = 0.199$ für eine mittlere Windgeschwindigkeit u_0 von $20 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$. Deutlich niedrigere Wahrscheinlichkeiten werden jedoch nach gleitender Mittelung der Grenzzustandsfunktion erzielt. Somit erscheint es in diesem Falle tragbar, den Einfluss der Gleislagefehler zu vernachlässigen. Auch der Unterschied zwischen einer FORM Approximation mit und ohne gleitenden Mittelwert, siehe Tabelle 6.8, ist relativ gering.

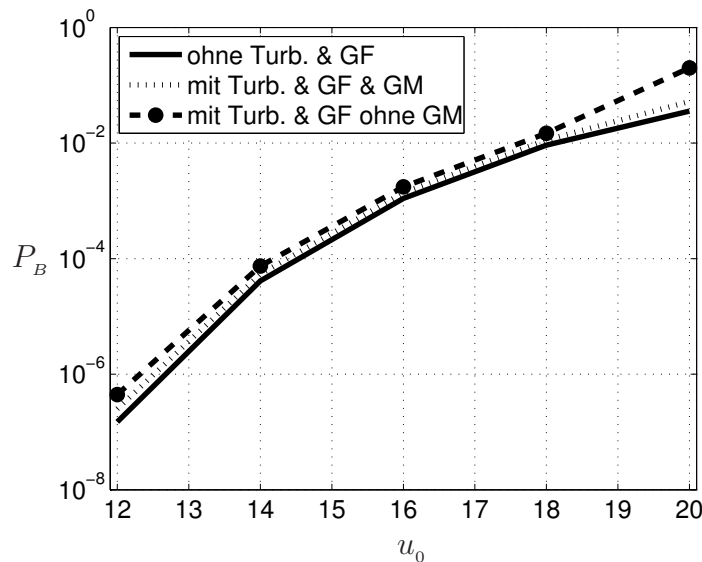


Abbildung 6.22: Vergleich der PCWC ohne Turbulenz und Gleislagefehler und mit PCWC mit Turbulenz und Gleislagefehler mit und ohne gleitenden Mittelwert für $v_0 = 160 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$ mit LS berechnet

6.5 Sensitivitätsanalyse

Im Rahmen einer Sensitivitätsanalyse des Schienenfahrzeugs werden die Einflüsse der zufälligen Eingangsvariablen, die Empfindlichkeit des Systems gegenüber Änderungen der deterministischen Konstruktionsparameter und die Sensitivitäten bezüglich der Parameter der Wahrscheinlichkeitsdichten untersucht.

$u_0 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$	C_{z_T}	C_{mx_T}	A	T	C_{y_T}	C_{my_T}	C_{mz_T}	P_B	$P_{B+\Delta f}$
12	0.036	0.475	0.861	0.173	0.001	0.049	0.021	$1.2 \cdot 10^{-7}$	$2.9 \cdot 10^{-8}$
14	0.114	0.281	0.931	0.180	0.066	0.021	0.065	$5.4 \cdot 10^{-5}$	$8.1 \cdot 10^{-5}$
16	0.105	0.333	0.928	0.133	0.009	0.002	0.009	0.0014	$9.2 \cdot 10^{-4}$
18	0.040	0.313	0.915	0.191	0.090	0.031	0.132	0.0106	0.0078
20	0.081	0.508	0.835	0.191	0.051	0.004	0.014	0.0328	0.0266
Mittel	0.075	0.382	0.894	0.174	0.043	0.021	0.048	–	–

Tabelle 6.9: Gradienten am MPP bezüglich stochastischer Variablen und Änderung von P_B bei Vergrößerung von z_{MPP} um 5%

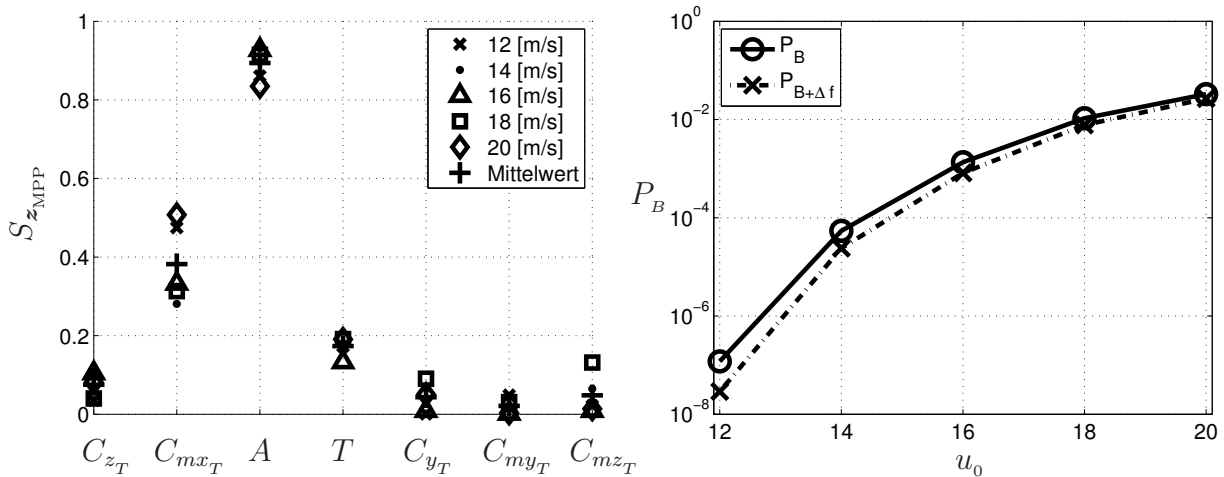


Abbildung 6.23: Gradienten am MPP bezüglich stochastischer Variablen und Änderung von P_B bei Vergrößerung von z_{MPP} um 5%

Eine Änderung der Werte der Zufallsvariablen z am MPP resultiert in einer Variation des Abstandes β vom Ursprung des Koordinatensystems zur Grenzzustandsfunktion $g(z) = 0$ und damit auch in einer Variation der Versagenswahrscheinlichkeit P_B . Die direkt aus der FORM Rechnung kommenden Gradienten, siehe Abschnitt 3.1.1, sind für unterschiedliche mittlere Windgeschwindigkeiten und für eine Fahrgeschwindigkeit von $v_0 = 160 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$ in Abbildung 6.23 links dargestellt. Im rechten Teil von Abbildung 6.23 sind die Ausgangswahrscheinlichkeit und die Versagenswahrscheinlichkeit nach Variation der Zufallsvariablen um 5% aufgezeigt.

Da die Berechnung des Zuverlässigkeitsindex β durch eine Optimierungsroutine immer mit Unsicherheiten behaftet ist und auch niemals absolute Gewissheit existiert, dass ein globales Minimum gefunden worden ist, kann mit dieser lokalen Sensitivitätsmethode eine erste Fehlerabschätzung der Versagenswahrscheinlichkeit durchgeführt werden. In der zur Abbildung 6.23 korrespondierenden Tabelle 6.9 sind die numerischen Werte der Sensitivitätskoeffizienten und der Versagenswahrscheinlichkeiten eingetragen. Aus den vorgestellten Ergebnissen können drei herausragende Variablen identifiziert werden. Mit abnehmender Wichtigkeit sind dies die Böenamplitude A , der aerodynamische Wank-Widerstandskoeffizient C_{mx_T} und die Böendauer T .

	C_{z_T}	C_{mx_T}	A	T	C_{y_T}	C_{my_T}	C_{mz_T}
μ^*	0.0104	0.0518	0.2014	0.0384	0.0070	0.0009	0.0045
δ_{μ^*}	0.3369	0.1564	0.0888	0.3253	1.3464	4.2486	1.3209
σ	0.0352	0.0809	0.1789	0.1250	0.0940	0.0381	0.0600
$\sigma_{95\%}^{\text{oben}}$	0.0408	0.0940	0.2078	0.1452	0.1092	0.0442	0.0697
$\sigma_{95\%}^{\text{unten}}$	0.0309	0.0711	0.1571	0.1097	0.0826	0.0334	0.0527

Tabelle 6.10: Mittelwert μ^* und Standardabweichung σ aus Morris-Methode für $v_0 = 160 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$ und $u_0 = 16 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$

Zur Überprüfung dieser, aus einer lokalen Methode gewonnenen Größen wurde die

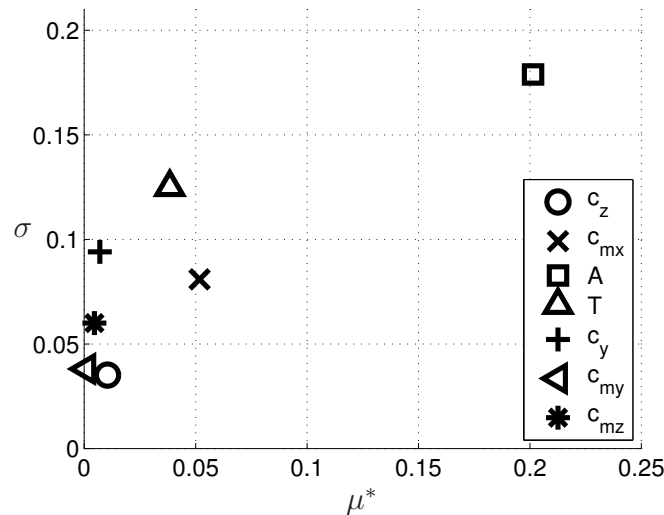


Abbildung 6.24: Mittelwert μ^* und Standardabweichung σ aus Morris-Methode für $v_0 = 160 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$ und $u_0 = 16 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$

globale Morris-Methode angewendet. Die Ergebnisse der für eine Fahrgeschwindigkeit $v_0 = 160 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$ und für eine mittlere Windgeschwindigkeit $u_0 = 16 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$ durchgeführten Sensitivitätsuntersuchung sind graphisch in Abbildung 6.24 und numerisch in Tabelle 6.10 dargestellt. Sie stützen die Wichtigkeit der drei Zufallsvariablen A , C_{mx_T} und T und zeigen außerdem den hohen nichtlinearen Einfluss dieser Parameter auf das Systemverhalten.

Basierend auf diesen Resultaten scheint es möglich die unwichtigen Variablen zu vernachlässigen, da sie nur einen kleinen Beitrag zum Abstand β und damit zur Versagenswahrscheinlichkeit P_B liefern. Eine vergleichende FORM Approximation, siehe Tabelle

$u_0 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$	P_B - 7 Variablen	P_B - 3 Variablen
12	$1.19 \cdot 10^{-7}$	$1.20 \cdot 10^{-7}$
14	$5.41 \cdot 10^{-5}$	$5.38 \cdot 10^{-5}$
16	$1.40 \cdot 10^{-3}$	$1.40 \cdot 10^{-3}$
18	$1.06 \cdot 10^{-2}$	$1.17 \cdot 10^{-2}$
20	$3.28 \cdot 10^{-2}$	$4.13 \cdot 10^{-2}$

Tabelle 6.11: Vergleich der Versagenswahrscheinlichkeit P_B berechnet mit 7 und 3 stochastischen Variablen mit FORM für $v_0 = 160 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$

6.11, hat fast keine Unterschiede zwischen einer mit 7 und einer mit 3 Zufallsvariablen durchgeführten Rechnung ergeben. Dies lässt darauf schließen, dass die Bestimmung der Seitenwindstabilität mit nur 3 Variablen möglich ist. In dieser Arbeit wurden aber trotz dieses Ergebnisses alle Rechnungen mit 7 Zufallsvariablen durchgeführt, um keine möglicherweise wichtigen Informationen zu verlieren.

Ein weiterer wichtiger Punkt ist der Einfluss der deterministischen Konstruktionsparameter auf die Seitenwindstabilität von Schienenfahrzeugen. In Abbildung 6.25 sind die nach Abschnitt 3.1.2 berechneten Gradienten dargestellt. Wie auch in Tabelle 6.12 zu

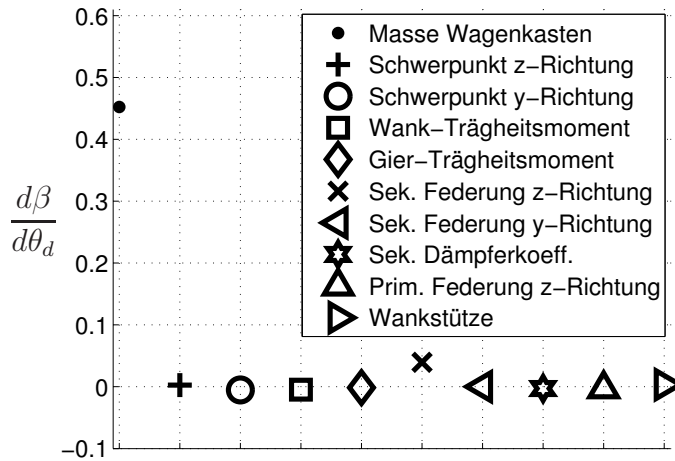


Abbildung 6.25: Gradienten am MPP bezüglich deterministischer Konstruktionsparameter für $v_0 = 160 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$ und $u_0 = 14 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$

sehen ist, hat die Masse des Wagenkastens den größten Einfluss. Ein zusätzlicher her-

Konstruktionsparameter	Gradienten
Masse Wagenkasten	+0.4524
Schwerpunktsverschiebung z -Richtung	+0.0025
Schwerpunktsverschiebung y -Richtung	-0.0053
Wank-Trägheitsmoment	-0.0046
Gier-Trägheitsmoment	-0.0014
Sek. Federung z -Richtung	+0.0394
Sek. Federung y -Richtung	+0.0000
Sek. Dämpferkoeff.	-0.0029
Prim. Federung z -Richtung	-0.0034
Wankstütze	+0.0034

Tabelle 6.12: Gradienten am MPP bezüglich deterministischer Konstruktionsparameter für $v_0 = 160 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$ und $u_0 = 14 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$

ausragender Parameter ist die Federsteifigkeit der sekundären Federung in z -Richtung. Gegenüber allen anderen untersuchten Konstruktionsparametern zeigte das Schienenfahrzeugsystem fast keine Empfindlichkeit. Somit lassen sich hier mit einer lokalen Sensitivitätsanalyse nur eingeschränkt Schlussfolgerungen ziehen. Werden für die Parameter $v_0 = 160 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$ und $u_0 = 14 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$ am Bemessungspunkt die Masse des Wagenkastens $M_{\text{Wagenkasten}}$ und die Federsteifigkeit der Sekundären Federung in z -Richtung $c_{\text{SS-}z}$ variiert, so ergeben sich für die Änderung der Grenzzustandsfunktion $g(\mathbf{z}, \boldsymbol{\theta}_d)$ als Funktion der beiden Parameter die Abbildungen 6.26. Der Nominalwert der Wagenkastenmasse liegt bei $M_{\text{Wagenkasten}} = 38000 \text{ [kg]}$ und der der Federsteifigkeit bei $c_{\text{SS-}z} = 5.0 \cdot 10^5 \left[\frac{\text{N}}{\text{m}} \right]$. Für die Änderung der Wagenkastenmasse ergibt sich in sehr guter Näherung ein linearer Verlauf, und es ist eindeutig zuzuordnen, dass eine Erhöhung der Masse eine Steigerung

der Seitenwindstabilität bewirken wird. Bei Variation der Federsteifigkeit der Sekundären Federung ergibt sich ein oszillierender Verlauf der Grenzzustandsfunktion. Es ist somit keine eindeutige Bewertung des globalen Einflusses möglich. Die lokale, auf Gradienten am Nominalwert basierende, Sensitivitätsmethode versagt in diesem Fall vollständig und liefert keine zuverlässigen Ergebnisse. Werden die Wagenkastenmasse

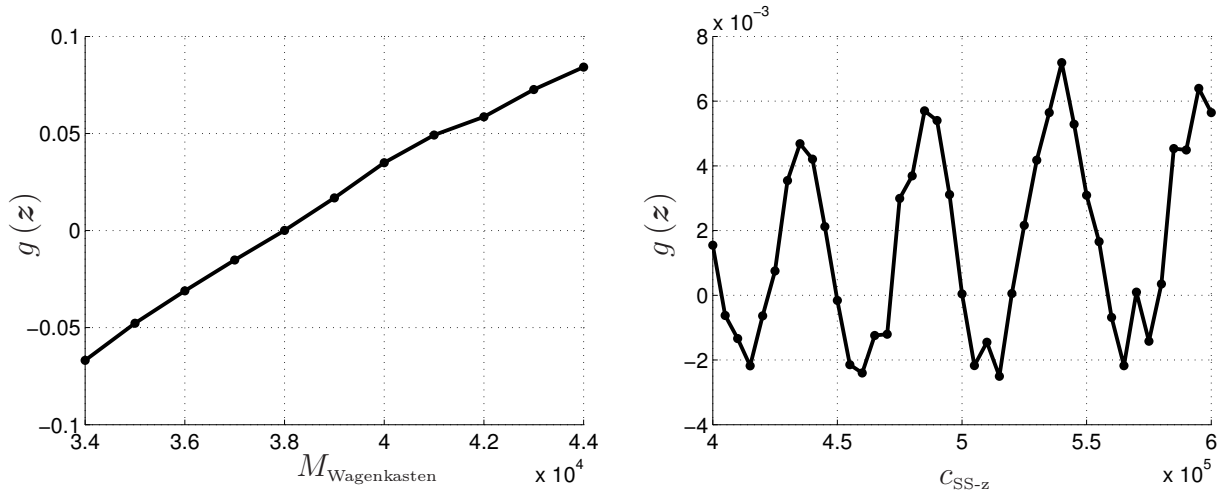


Abbildung 6.26: Änderung der Grenzzustandsfunktion als Funktion der Konstruktionsparameter $M_{\text{Wagenkasten}}$ und $c_{\text{SS-z}}$

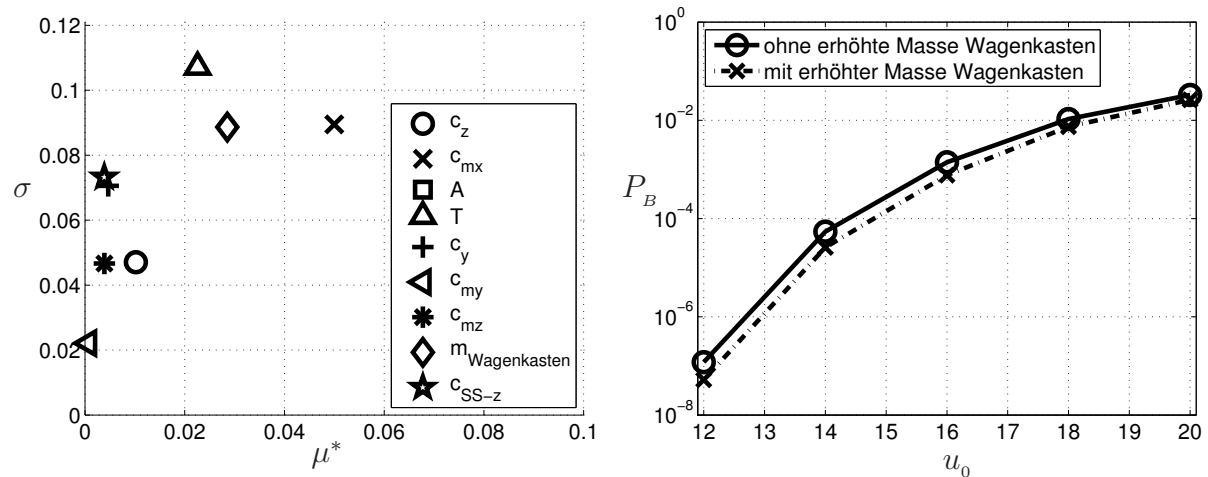


Abbildung 6.27: Morris-Sensitivitätsmethode mit $M_{\text{Wagenkasten}}$ und $c_{\text{SS-z}}$ als Zufallsvariablen modelliert und PCWC mit und ohne Erhöhung der Wagenkastenmasse berechnet mit FORM für $v_0 = 160 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$

und die Federsteifigkeit als Zufallsvariablen modelliert (als normalverteilte Variablen um den Nominalwert mit einem Variationskoeffizienten von $\delta = 0.05$), so ergeben sich über eine Morris-Sensitivitätsanalyse die globalen Einflüsse dieser Variablen. In Abbildung 6.27 sind die Mittelwerte μ^* und die Standardabweichungen σ der Zufallsvariablen ohne die Amplitude A dargestellt. Es ist gut zu erkennen, dass eine Variation der Wagenkastenmasse im Gegensatz zu einer Änderung der Federsteifigkeit der Sekundären

Federung eine deutlich größere Auswirkung auf das Schienenfahrzeugsystem hat. Wie sich eine Erhöhung der Wagenkastenmasse von 38000 [kg] auf 40000 [kg] auf die Versagenswahrscheinlichkeit auswirkt, ist in Abbildung 6.27 rechts aufgezeigt. Die Verbesserung der Seitenwindstabilität ist deutlich zu erkennen. Es sollte an dieser Stelle nicht unerwähnt bleiben, dass natürlich die Ballastierung moderner Leichtbau-Konstruktionen nicht erwünscht ist, aber nach diesen Ergebnissen ein vollbesetzter Zug eine niedrigere Versagenswahrscheinlichkeit hat als ein vollständig leerer Zug.

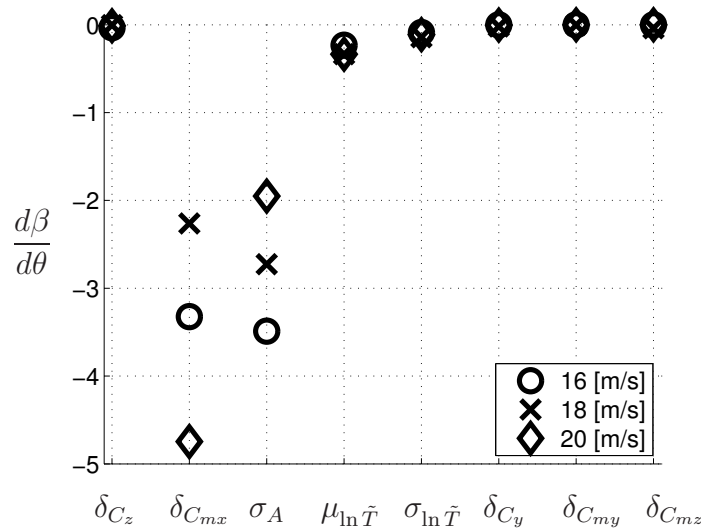


Abbildung 6.28: Gradienten am MPP bezüglich der Parameter der Wahrscheinlichkeitsdichten für $v_0 = 160 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$

$u_0 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$	δ_{C_z}	$\delta_{C_{mx}}$	σ_A	$\mu_{\ln \tilde{T}}$	$\sigma_{\ln \tilde{T}}$	δ_{C_y}	$\delta_{C_{my}}$	$\delta_{C_{mz}}$
16	-0.033	-3.324	-3.489	-0.233	-0.089	-0.000	-0.000	-0.000
18	-0.004	-2.262	-2.727	-0.336	-0.141	-0.019	-0.002	-0.040
20	-0.012	-4.745	-1.951	-0.335	-0.113	-0.005	-0.000	-0.000

Tabelle 6.13: Gradienten am MPP bezüglich der Parameter der Wahrscheinlichkeitsdichten für $v_0 = 160 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$

Bei allen durchgeführten Rechnungen wurde immer davon ausgegangen, dass die Wahrscheinlichkeitsdichten feste, vorgegebene Funktionen sind und damit auch deren Dichteparameter (z.B. Mittelwert und Standardabweichung) konstant sind. Die statistischen Charakteristiken der Zufallsvariablen werden aber oft aus Messungen oder approximativen Überlegungen gewonnen und unterliegen somit auch teilweise starken Unsicherheiten. Diese Unsicherheiten müssen untersucht und quantifiziert werden. In Abbildung 6.28 ist die Änderung des Zuverlässigkeitsindex β bei Variation unterschiedlicher Dichteparameter dargestellt, siehe auch Tabelle 6.13. Erstaunlicherweise sind alle Gradienten negativ und somit verringert eine Parametererhöhung den Wert β und vergrößert damit die Versagenswahrscheinlichkeit P_B , siehe hierzu Tabelle 6.14. Bei der Interpretation der Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse bezüglich der Dichteparameter

u_0	$\frac{m}{s}$	P_B	$P_{B+\Delta f}$
16		0.0014	0.0024
18		0.0106	0.0147
20		0.0328	0.0555

Tabelle 6.14: Änderung von P_B bei Vergrößerung der Dichteparameter $\delta_{C_{mx}}$ und σ_A um 5% berechnet über Gradienten am MPP

muss beachtet werden, dass bei der Berechnung der Gradienten nach Gleichung (3.11) auch die Einflüsse der zugehörigen Zufallsvariablen einfließen und damit mitbewertet werden. Somit sind die großen Gradienten bezüglich der wichtigen Dichteparameter $\delta_{C_{mx}}$, σ_A und $\mu_{\ln \tilde{T}}$ nicht verwunderlich.

Die Ergebnisse zeigen, dass eine genaue Bestimmung der Versagenswahrscheinlichkeiten in hohem Maße von der präzisen Kenntnis der Statistik der stochastischen Eingangsvariablen abhängt, und eine große Berechnungsgenauigkeit und der einhergehende große Berechnungsaufwand sich nicht lohnen, wenn die Eingangsparameter mit zu hohen und unbekanntem Unsicherheiten behaftet sind.

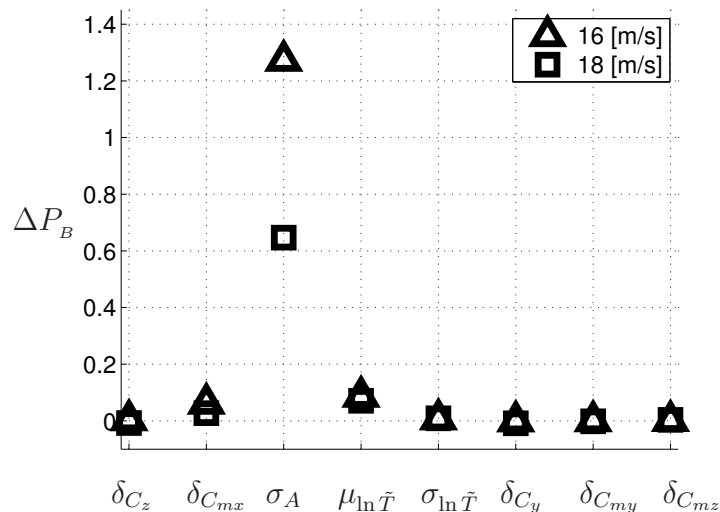


Abbildung 6.29: Änderung ΔP_B der Versagenswahrscheinlichkeit bei Erhöhung der jeweiligen Dichteparameter um 10% für $v_0 = 160 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$

Ähnlich Ergebnisse wie bei den lokalen Gradienten ergeben sich auch bei einer globalen Sensitivitätsanalyse unter Benutzung von Gleichung (3.22) aus Abschnitt 3.2.3. In Abbildung 6.29 sind die über den MLSQ-IS Ansatz berechneten Wahrscheinlichkeitsänderungen bei Variation jeweils eines Dichteparameters um 10% dargestellt. Der starke Einfluss des Dichteparameters σ_A der Böenamplitude ist klar erkennbar. Der Vergleich des über die MLSQ-IS Methode für $v_0 = 160 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$ und $u_0 = 16 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$ gewonnenen Ergebnisses mit einer Line Sampling Simulation hat eine sehr gute Übereinstimmung ergeben, siehe Abbildung 6.30, und zeigt die gute Genauigkeit dieser globalen Sensitivitätsanalyse für das vorliegende Problem. Obwohl die MLSQ-IS Methode für das Schienenfahrzeug gute Ergebnisse liefert, ist dies keine Garantie dafür, dass dies auch

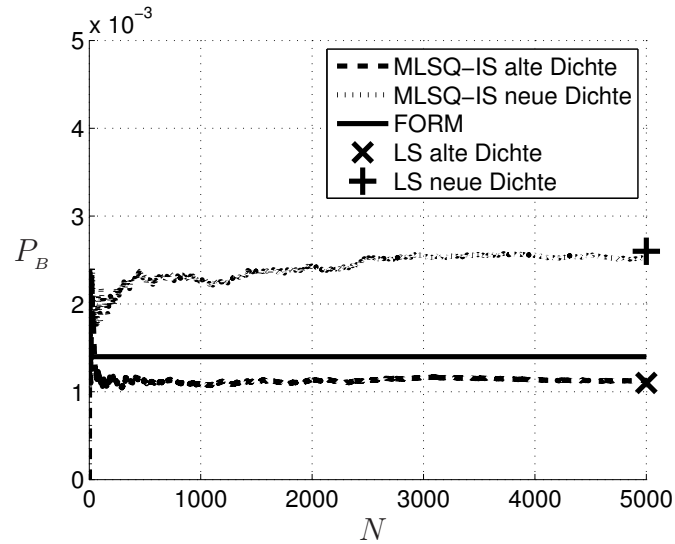


Abbildung 6.30: Änderung der Versagenswahrscheinlichkeit P_B bei Erhöhung von σ_A um 10% für $v_0 = 160 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$ und $u_0 = 16 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$

für beliebige Systeme funktioniert. Besonders für hochdimensionale und hochgradig nichtlineare Probleme muss eine jeweils genauere Untersuchung erfolgen.

6.6 Weitergehende Untersuchungen

In diesem Kapitel werden zusätzlich zu den durchgeführten Untersuchungen zwei wichtige Aspekte und Analysemethoden vorgestellt und beschrieben. Zum Abschluss wird dann noch die Versagenswahrscheinlichkeit für einen charakteristischen Streckenabschnitt bestimmt.

6.6.1 Einfluss unsicherer Wahrscheinlichkeitsdichten

Bei der Modellierung von Systemen mit unsicheren und damit zufälligen Parametern werden diesen Variablen im Allgemeinen gewisse Wahrscheinlichkeitsdichtefunktionen zugeordnet, nach denen sie verteilt sind. Diese Dichten mit ihren zugehörigen Dichteparametern (z.B. Mittelwert und Standardabweichung) müssen im Vorfeld bestimmt und festgelegt werden. Oft geschieht dies über Messungen und Parameterschätzungen oder über theoretische, meist approximative Überlegungen. Somit unterliegen die Wahrscheinlichkeitsdichten auch genau wie die Variablen, die sie beschreiben sollen, gewissen Unsicherheiten. Anhand der beiden Dichteparameter $\delta_{C_{mx}}$ und σ_A sollen diese Einflüsse aufgezeigt werden.

Erfolgt zum Beispiel die Schätzung des Dichteparameters σ_A über die Momentenmethode

$$\sigma_A^2 \approx \bar{s}_A^2 = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \left(A_i - \underbrace{\mu_A^*}_{=0} \right)^2, \quad (6.27)$$

so kann dem Schätzer s_A^2 die χ^2 - oder Gamma-Verteilung

$$f(s_A^2) = \frac{N}{2^{\frac{N}{2}} \bar{s}_A^2 \Gamma(\frac{N}{2})} \left(\frac{N s_A^2}{\bar{s}_A^2} \right)^{\frac{N}{2}-1} \exp \left\{ - \left(\frac{N s_A^2}{2 \bar{s}_A^2} \right) \right\} \quad (6.28)$$

mit dem Mittelwert $E[s_A^2] = \bar{s}_A^2$ und der Varianz $\text{Var}[s_A^2] = \frac{2\bar{s}_A^2}{N}$ zugeordnet werden. Eine analoge Vorgehensweise ist auch für den Parameter $\delta_{C_{mx}}$ möglich, wird hier aber nicht angegeben.

Werden zum Beispiel $N = 100$ Messpunkte berücksichtigt und die Annahmen $\bar{s}_A^2 = \sigma_A^2 = 1$ und $\bar{s}_C^2 = \delta_C^2 = 0.01$ getroffen, so können die beiden Dichteparameter als Zufallsvariablen in der Zuverlässigkeitsrechnung berücksichtigt werden. Aus den Gleichungen für die Varianz der Parameter ist ersichtlich, dass über die Anzahl der Messpunkte N die Unsicherheiten in den Schätzern deutlich reduziert werden können. Es ist weiterhin interessant, dass nach dem zentralen Grenzwertsatz sich für große N die Gamma-Verteilung (6.28) einer Normalverteilung annähert, siehe Abbildung 6.31.

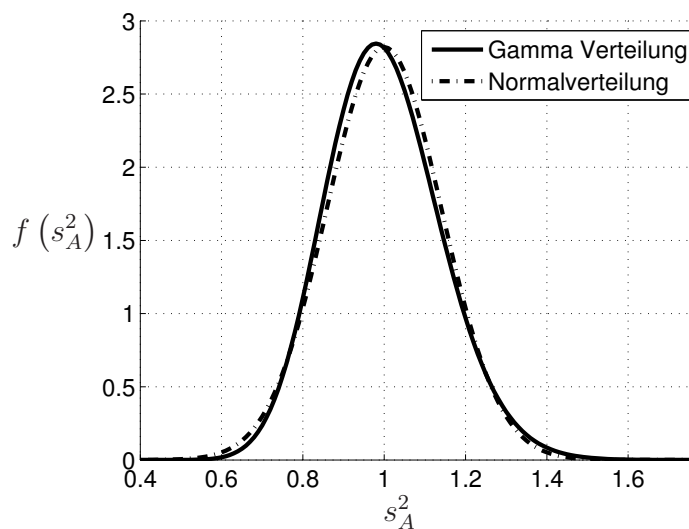


Abbildung 6.31: Dichten der Gamma- und Normalverteilung von s_A^2 für $N = 100$

Der Einfluss der stochastischen Dichteparameter wird im Folgenden über die in Abschnitt 3.1.3 und 3.2.3 beschriebenen lokalen und globalen Methoden ausgewertet. In Abbildung 6.32 ist die nach der lokalen Methode von Der Kiureghian [70] berechnete Versagenswahrscheinlichkeit pro Böenereignis ($P_B = \Phi(-\bar{\beta})$) vergleichend mit der FORM Approximation ohne stochastische Dichteparameter ($\Phi(-\beta(\boldsymbol{\mu}_\theta))$) aufgetragen. Wie auch in Tabelle 6.15 deutlich zu sehen ist, liegt die Versagenswahrscheinlichkeit $\Phi(-\bar{\beta})$ mit zufälligen Dichteparametern deutlich über der Wahrscheinlichkeit $\Phi(-\beta(\boldsymbol{\mu}_\theta))$ ohne stochastische Dichteparameter. Weiterhin sind in Abbildung 6.32 die großen 95% Konfidenzintervalle auffallend, die auf eine sehr große Unsicherheit in der Bestimmung der Versagenswahrscheinlichkeit aufmerksam macht. Da eine derart große Unsicherheit aufgrund der doch relativ schmalen Wahrscheinlichkeitsdichten der Dichteparameter, siehe z.B. Abbildung 6.31, eher unwahrscheinlich ist und auf einen größeren Fehler in der lokalen Approximation der Varianz σ_β^2 hindeutet, wurde eine globale Bestimmung der Versagenswahrscheinlichkeit unter Berücksichtigung von zufälligen Dichteparametern über die modifizierte MLSQ-IS Methode durchgeführt, siehe

$u_0 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$	$\beta(\boldsymbol{\mu}_\theta)$	$\bar{\beta}$	σ_β^2	$\Phi(-\beta(\boldsymbol{\mu}_\theta))$	$\Phi(-\bar{\beta})$
14	3.8711	3.2838	0.3897	$5.41 \cdot 10^{-5}$	$5.12 \cdot 10^{-4}$
16	2.9993	2.6897	0.2434	$1.35 \cdot 10^{-3}$	$3.58 \cdot 10^{-3}$
18	2.3050	2.1506	0.1487	$1.06 \cdot 10^{-2}$	$1.58 \cdot 10^{-2}$

Tabelle 6.15: Zuverlässigkeitsindex β und Versagenswahrscheinlichkeit P_B berechnet über lokale Methode nach Der Kiureghian [70] für stochastische Dichteparameter $\boldsymbol{\theta}$ für $v_0 = 160 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$

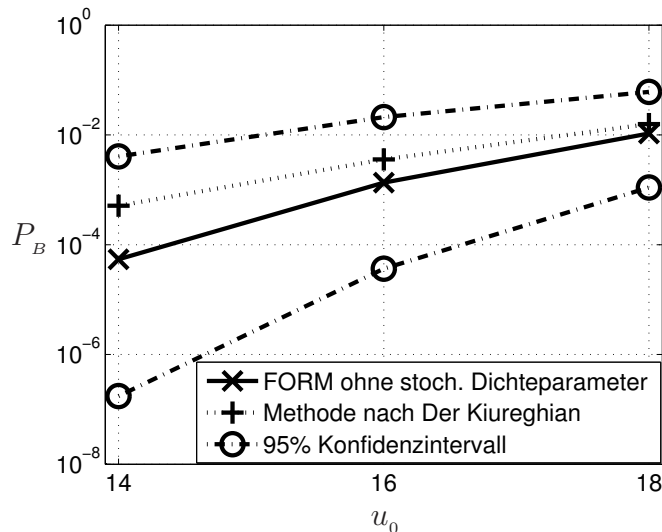


Abbildung 6.32: Versagenswahrscheinlichkeit P_B berechnet über FORM ohne Berücksichtigung stochastischer Dichteparameter und berechnet über lokale Methode nach Der Kiureghian für $v_0 = 160 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$

$u_0 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$	$P_{B,\text{MLSQ-IS, alte Dichten}}$	$P_{B,\text{MLSQ-IS, stoch. Dichten}}$	ΔP_B
14	$4.08 \cdot 10^{-5}$	$5.88 \cdot 10^{-5}$	0.4417
16	$1.13 \cdot 10^{-3}$	$1.22 \cdot 10^{-3}$	0.0789
18	$9.48 \cdot 10^{-3}$	$1.00 \cdot 10^{-2}$	0.0581

Tabelle 6.16: Versagenswahrscheinlichkeit P_B berechnet über globale MLSQ-IS Methode ($N = 10000$) für stochastische Dichteparameter $\boldsymbol{\theta}$ für $v_0 = 160 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$

Tabelle 6.16. Die direkte Gegenüberstellung der lokal und global approximierten Ergebnisse zeigt eine deutliche Überschätzung der Verschlechterung der Versagenswahrscheinlichkeiten durch die lokale Methode. Die Erhöhung ist auch bei der globalen Methode zu erkennen, ist aber bei weitem nicht so gravierend, wie es von der lokalen prognostiziert wird. Der Grund dafür liegt in der stark nichtlinearen Transformation $\mathbf{z} = \mathbf{T}^{-1}(\mathbf{y}, \boldsymbol{\theta})$, die zum Beispiel für eine normalverteilte physikalische Variable y mit Mittelwert $\mu_y = 1$ und Standardabweichung $\sigma_y = 0.1$

$$z = T^{-1}(y, \mu_y, \sigma_y) = \frac{y - \mu_y}{\sigma_y} = \frac{y - 1}{0.1} \tag{6.29}$$

lautet. Hieraus ergibt sich nach Differentiation am Nominalwert bezüglich σ_y der Gradient zu

$$\frac{dT^{-1}}{d\sigma_y} = -\frac{y - \mu_y}{\sigma_y^2} = -\frac{y - 1}{0.01}. \quad (6.30)$$

Eine Näherung der Varianz σ_β^2 über Gleichung 6.30 und 3.15 führt in diesem Fall zu einer Überschätzung derselben.

Eine globale Abschätzung der Verteilungen des Zuverlässigkeitsindex β und der Versagenswahrscheinlichkeit P_B wurde ebenfalls über eine modifizierte MLSQ-FORM Methode durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Rechnungen sind zusammen mit der FORM Approximation ohne Einfluss von zufälligen Dichteparametern in Tabelle 6.17 aufgeführt. Die über das MLSQ-FORM Verfahren bestimmten Varianzen σ_β^2 sind etwa

u_0 [$\frac{\text{m}}{\text{s}}$]	μ_β	σ_β^2	$\Phi(-\mu_\beta)$	μ_{P_B}	FORM stoch. Dichten	LS stoch. Dichten
14	3.9030	0.0632	$4.75 \cdot 10^{-5}$	$7.39 \cdot 10^{-5}$	$1.92 \cdot 10^{-5}$	$5.32 \cdot 10^{-5}$
16	3.0061	0.0385	$1.32 \cdot 10^{-3}$	$1.57 \cdot 10^{-3}$	$1.19 \cdot 10^{-3}$	$1.16 \cdot 10^{-3}$
18	2.3067	0.0224	$1.05 \cdot 10^{-2}$	$1.12 \cdot 10^{-2}$	$9.87 \cdot 10^{-3}$	$9.57 \cdot 10^{-3}$

Tabelle 6.17: Mittelwert und Varianz des Zuverlässigkeitsindex β und der Versagenswahrscheinlichkeit P_B berechnet über MLSQ-IS Methode ($N = 10000$) und Vergleich mit FORM und LS Berechnungen unter Berücksichtigung stochastischer Dichteparameter für $v_0 = 160$ [$\frac{\text{km}}{\text{h}}$]

eine Größenordnung kleiner als die über das Gradientenverfahren berechneten Varianzen, während die über das MLSQ-IS und MLSQ-FORM Verfahren approximierten Versagenswahrscheinlichkeiten ähnlich sind. Die Validierung der MLSQ-IS/FORM Berechnungen mit FORM und Line Sampling Simulationen unter voller Mitnahme der Dichteparameter als Zufallsvariablen zeigt eine gute Übereinstimmung mit den Line-Sampling Ergebnissen, während die FORM Resultate sogar eine Verringerung der Versagenswahrscheinlichkeit angeben. Diese eindeutig falsche Vorhersage der Wahrscheinlichkeit durch die FORM Approximation liegt, wie auch beim lokalen Gradientenverfahren, an den hochgradig nichtlinearen Transformationsbeziehungen der Zufallsvariablen. Hieraus lässt sich schlussfolgern, dass für Schienenfahrzeuge die lokale Methode nach Der Kiureghian nur qualitativ aber nicht quantitativ richtige Ergebnisse liefert und der Einfluss von zufälligen Dichteparametern auf die Versagenswahrscheinlichkeit P_B nicht so gravierend ist, wie zuerst vermutet. Eine Vernachlässigung dieses Effektes führt also keinesfalls zu einer groben Verfälschung der Ergebnisse.

In Tabelle 6.17 ist der relativ große, für höhere mittlere Windgeschwindigkeiten u_0 abnehmende Unterschied zwischen der Wahrscheinlichkeit $\Phi(-\mu_\beta)$ und der Wahrscheinlichkeit μ_{P_B} auffallend. Diese Diskrepanz basiert auf der nichtlinearen Transformation des Zuverlässigkeitsindex β durch die kumulative Normalverteilung $\Phi(\cdot)$. Diese Transformationsbeziehung führt besonders für größere β zu einer ausgeprägten Schiefe der Wahrscheinlichkeitsverteilung $f(P_B)$, siehe Abbildung 6.33, die der Grund für die Differenz ist. Bei höheren mittleren Windgeschwindigkeiten reduziert sich die Größe des Zuverlässigkeitsindex und damit auch die Schiefe der Verteilung der Versagenswahrscheinlichkeit.

Für analytisch angebbare Dichtefunktionen $f(\beta)$ des Zuverlässigkeitsindex β können über Integraltransformationen auch die Dichtefunktionen $f(P_B)$ bestimmt werden. Mit den Gleichungen

$$\beta = \Phi^{-1}(1 - P_B) \quad \text{und} \quad \frac{d\beta}{dP_B} = -\frac{1}{\varphi(\beta)} \quad (6.31)$$

ergibt sich für normalverteilte β mit der Dichtefunktion

$$f(\beta) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_\beta} \exp\left\{-\frac{1}{2}\left(\frac{\beta - \mu_\beta}{\sigma_\beta}\right)^2\right\} \quad (6.32)$$

die Dichtefunktion

$$f(P_B) = \frac{1}{\sigma_\beta} \exp\left\{-\frac{1}{2}\left[\left(\frac{\Phi^{-1}(1 - P_B) - \mu_\beta}{\sigma_\beta}\right)^2 - (\Phi^{-1}(1 - P_B))^2\right]\right\} \quad (6.33)$$

für die Versagenswahrscheinlichkeit P_B . Für logarithmisch normalverteilte Werte β mit der Dichtefunktion

$$f(\beta) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_{\ln(\beta)}\beta} \exp\left\{-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(\beta) - \mu_{\ln(\beta)}}{\sigma_{\ln(\beta)}}\right)^2\right\} \quad (6.34)$$

kann die Dichtefunktion

$$f(P_B) = \frac{1}{\sigma_{\ln(\beta)}\Phi^{-1}(1 - P_B)} \exp\left\{-\frac{1}{2}\left[\left(\frac{\ln(\Phi^{-1}(1 - P_B)) - \mu_{\ln(\beta)}}{\sigma_{\ln(\beta)}}\right)^2 - (\Phi^{-1}(1 - P_B))^2\right]\right\} \quad (6.35)$$

hergeleitet werden. Da die Dichtefunktionen (6.34) und (6.35) die empirischen Dichten gut beschreiben, sind sie in Abbildung 6.33 dargestellt.

Sind bei einer Zuverlässigkeitsanalyse nicht nur die Dichteparameter unsicher, sondern besteht auch Zweifel an der Gültigkeit der gewählten Wahrscheinlichkeitsverteilung der stochastischen Parameter, so liefert auch hier das MLSQ-IS Verfahren eine erste Abschätzung.

Bei der Untersuchung der Seitenwindstabilität von Schienenfahrzeugen ist hierzu die Verteilung der Böenamplitude A ein gutes Beispiel. Wie in Abschnitt 5.4.2 aufgezeigt wurde, kann die Böenamplitude mit einer halben Gaußverteilung oder mit einer ermittelten Verteilung nach Bergström, siehe Gleichung (5.49), beschrieben werden. In einer semi-logarithmischen Darstellung der beiden Dichten, siehe Abbildung 6.34, ist der große Unterschied in den Schwänzen der Verteilungen gut zu erkennen. Diese Differenz lässt auf große Abweichungen besonders für sehr kleine Versagenswahrscheinlichkeiten schließen. Die in Abbildung 6.35 und Tabelle 6.18 dargestellten Ergebnisse zeigen, gerade für niedrige mittlere Windgeschwindigkeiten, eine deutliche Erhöhung der Versagenswahrscheinlichkeit, falls nicht die halbe Gauß, sondern die von Bergström postulierte Dichte für die Böenamplitude benutzt wird. Hierbei sind die über eine FORM

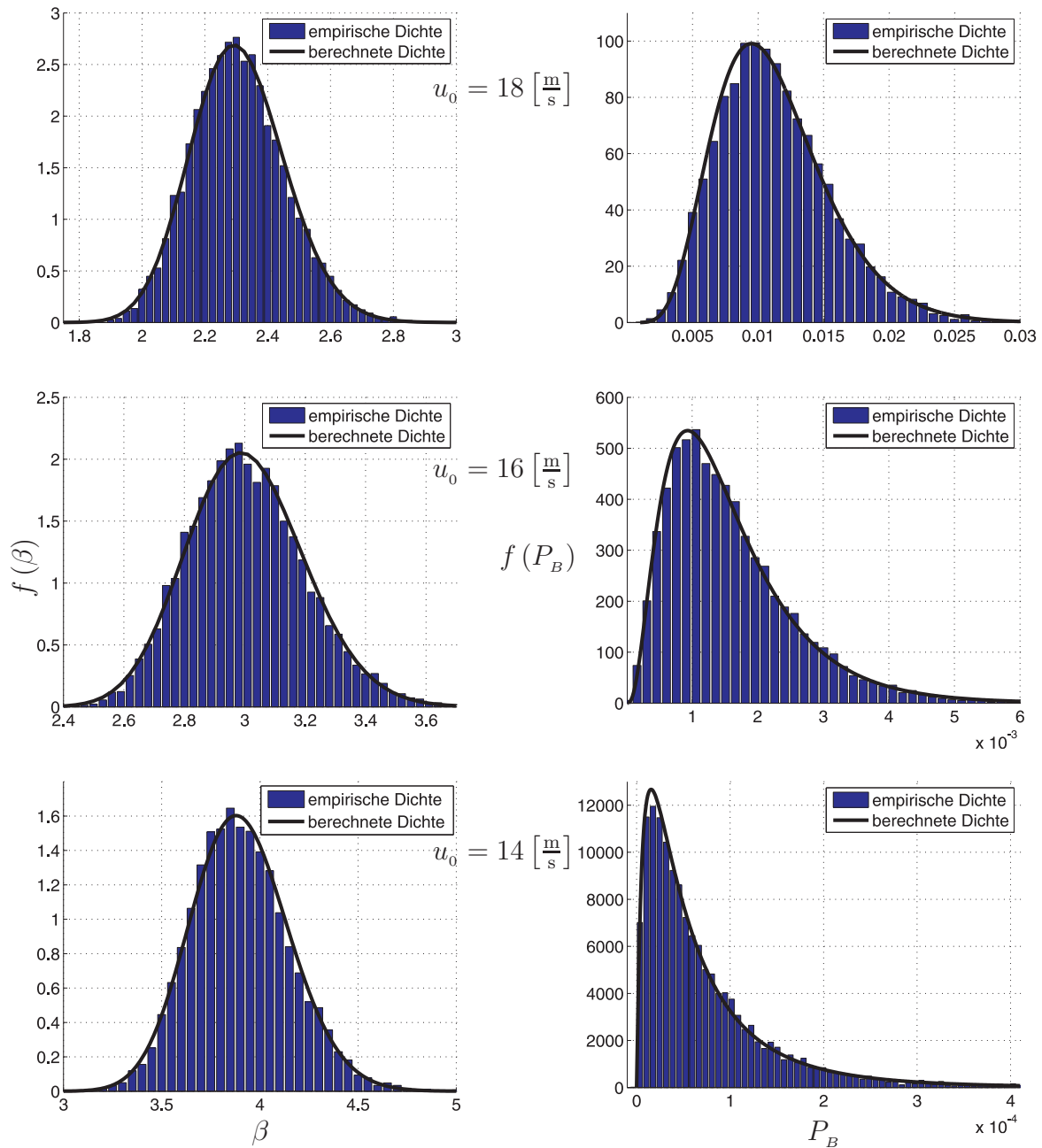


Abbildung 6.33: Vergleich der empirischen und berechneten Wahrscheinlichkeitsdichten $f(\beta)$ und $f(P_B)$ unter Berücksichtigung stochastischer Dichteparameter berechnet über MLSQ-FORM Verfahren für $v_0 = 160 \left[\frac{km}{h} \right]$

Approximation und die über das MLSQ-IS Verfahren berechneten Wahrscheinlichkeiten sehr ähnlich. Dies bedeutet, dass auch für mindestens leicht geänderte Wahrscheinlichkeitsdichten der stochastischen Parameter das Antwortflächenverfahren gute Resultate erzielt und für eine erste Abschätzung verwendet werden kann.

Der Vergleich der beiden unterschiedlichen Dichtefunktionen hat gezeigt, dass die Art der Verteilung einen großen Einfluss auf das Versagen des Schienenfahrzeugs haben kann. Zur Reduktion der Unsicherheiten sollten in diesem Fall neue und umfangreiche meteorologische Messungen durchgeführt werden.

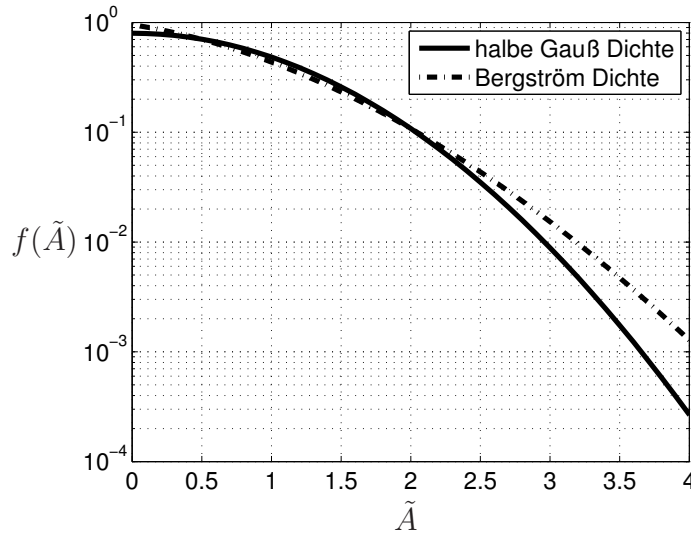


Abbildung 6.34: Vergleich der halben Gauß und Bergström Dichten mit Betonung der Unterschiede in den Schwänzen der Verteilungen

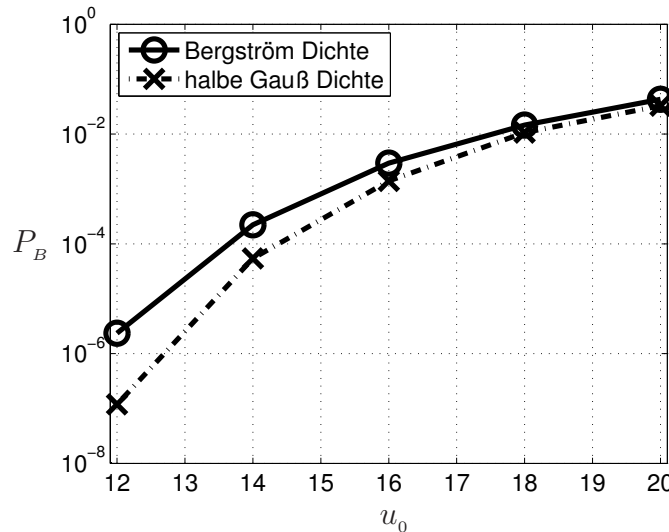


Abbildung 6.35: Vergleich der Versagenswahrscheinlichkeiten P_B unter Berücksichtigung von halber Gauß und Bergström Dichten berechnet über FORM für $v_0 = 160 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$

$u_0 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$	FORM halbe Gauß	FORM Bergström	MLSQ-IS Bergström
12	$1.19 \cdot 10^{-7}$	$2.34 \cdot 10^{-6}$	$1.54 \cdot 10^{-6}$
14	$5.41 \cdot 10^{-5}$	$2.23 \cdot 10^{-4}$	$1.85 \cdot 10^{-4}$
16	$1.40 \cdot 10^{-3}$	$2.95 \cdot 10^{-3}$	$2.34 \cdot 10^{-3}$
18	$1.06 \cdot 10^{-2}$	$1.46 \cdot 10^{-2}$	$1.28 \cdot 10^{-2}$
20	$3.28 \cdot 10^{-2}$	$4.29 \cdot 10^{-2}$	$4.06 \cdot 10^{-2}$

Tabelle 6.18: Vergleich der Versagenswahrscheinlichkeiten P_B unter Berücksichtigung von halber Gauß und Bergström Dichten für $v_0 = 160 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$

6.6.2 Fahrt durch einen Sturm

Der in Abschnitt 6.3 vorgestellte Zuverlässigkeitsansatz, bei dem die Analyse der zeitabhängigen Versagenswahrscheinlichkeit P_{f,T_f} auf die Bestimmung der Versagenswahrscheinlichkeit pro Böenereignis P_B zurückgeführt wird, kann benutzt werden, um die Seitenwindstabilität eines Schienenfahrzeugs bei Fahrt durch einen Sturm zu berechnen. Hierzu wird das in [112] für tropische Zyklone entwickelte analytische Windmodell auf Winterstürme in Europa angewendet, wie es in [80] vorgestellt wurde. Die Idee dieser Methode besteht darin, einen Zug entlang einer festgelegten, ortsfesten Strecke durch einen vorbeiziehenden, stationären Sturm fahren zu lassen und dabei die Versagenswahrscheinlichkeit des Schienenfahrzeugs während dieser Durchfahrt zu berechnen. Die hier vorgestellte Analyse basiert auf einem erweiterten Konzept von Ding, Sterling und Baker, siehe [80].

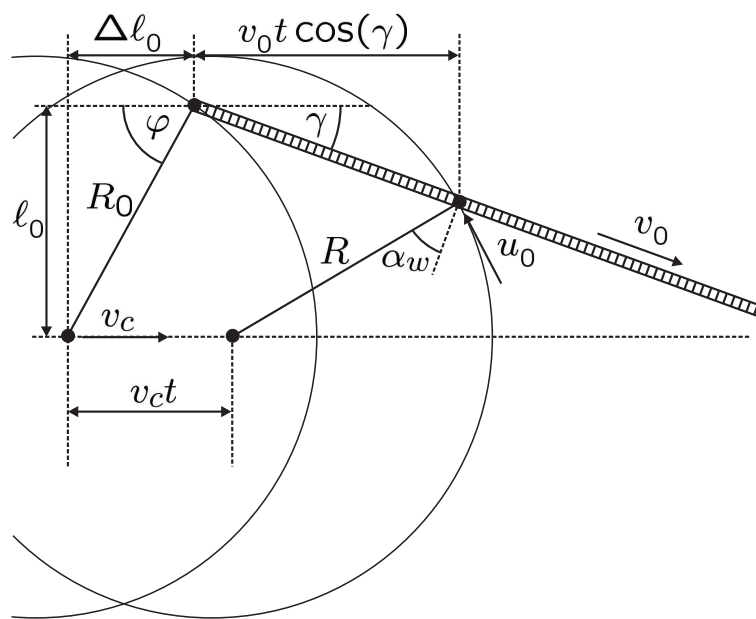


Abbildung 6.36: Schematische Skizze der Fahrt eines Zuges durch ein Tiefdruckgebiet

Der Gradientwind in 10 [m] Höhe kann nach [112] und [80] über die Gleichung

$$v_G(R) = 0.865 \sqrt{\frac{\beta^*}{\rho_L} \left(\frac{R_{\max}}{R}\right)^{\beta^*} (P_{\text{um}} - P_{\text{mittel}}) \exp\left\{-\left(\frac{R_{\max}}{R}\right)^{\beta^*}\right\} + \frac{R^2 f^2}{4} - \frac{Rf}{2}} \quad (6.36)$$

als Funktion des Abstandes R vom Kern des Tiefdruckgebiets berechnet werden, wobei β^* ein Formparameter ist. R_{\max} ist der Radius des maximalen Windes, P_{um} ist der Umgebungsdruck, P_{mittel} ist der Druck im Kern des Tiefs, ρ_L ist die Dichte der Luft und $f = 2\omega_{\text{Erde}} \sin(\phi)$ ist der Coriolisparameter mit der Winkelgeschwindigkeit der Erde ω_{Erde} und der geographischen Breite ϕ . Die Übertragung auf eine für das Fahrzeug relevante Höhe erfolgt mit dem logarithmischen Grenzschichtgesetz (4.1).

Mit dem in Abbildung 6.36 dargestellten Zusammenhang und der konstanten translatoischen Geschwindigkeit v_c des Tiefdrucksystems ergibt sich für einen über die Strecke fahrenden Zug der Radius R als Funktion der Zeit zu

$$R(t) = \sqrt{(\ell_0 - v_0 t \sin(\gamma))^2 + (\Delta\ell_0 + v_0 t \cos(\gamma) - v_c t)^2}, \quad (6.37)$$

während sich der Windwinkel α_w zu

$$\alpha_w(t) = \varphi(t) + \gamma \quad (6.38)$$

mit

$$\varphi(t) = \arctan \left\{ \frac{\ell_0 - v_0 t \sin(\gamma)}{\Delta\ell_0 + v_0 t \cos(\gamma) - v_c t} \right\} \quad (6.39)$$

bestimmt. In Abbildung 6.37 sind drei zu den Zeitpunkten $t = 0, 5$ und 15 Minuten berechnete Konfigurationen des Tiefdruckgebiets mit dem fahrenden Schienenfahrzeug auf der Zugstrecke dargestellt. Es ist klar zu erkennen, dass der Zug während seiner Fahrt auf dem Gleis von hohen zu niedrigen Windgeschwindigkeiten gelangt und sich auch die immer tangential zu den Isolinien zeigende Windrichtung verändert.

Die Parameter für das Sturmmodell wurden auf $\beta^* = 1.5$, $R_{\max} = 20$ [km], $P_{\text{um}} = 101500$ $\left[\frac{\text{N}}{\text{m}^2}\right]$, $P_{\text{mittel}} = 97000$ $\left[\frac{\text{N}}{\text{m}^2}\right]$, $\rho_L = 1.225$ $\left[\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}\right]$, $\ell_0 = 15$ [km], $\Delta\ell_0 = 50$ [km], $\phi = \frac{\pi}{4}$, $\gamma = -5$, $v_c = 15$ $\left[\frac{\text{m}}{\text{s}}\right]$, $v_0 = 160$ $\left[\frac{\text{km}}{\text{h}}\right]$ und die Streckenlänge auf 50 [km] gesetzt.

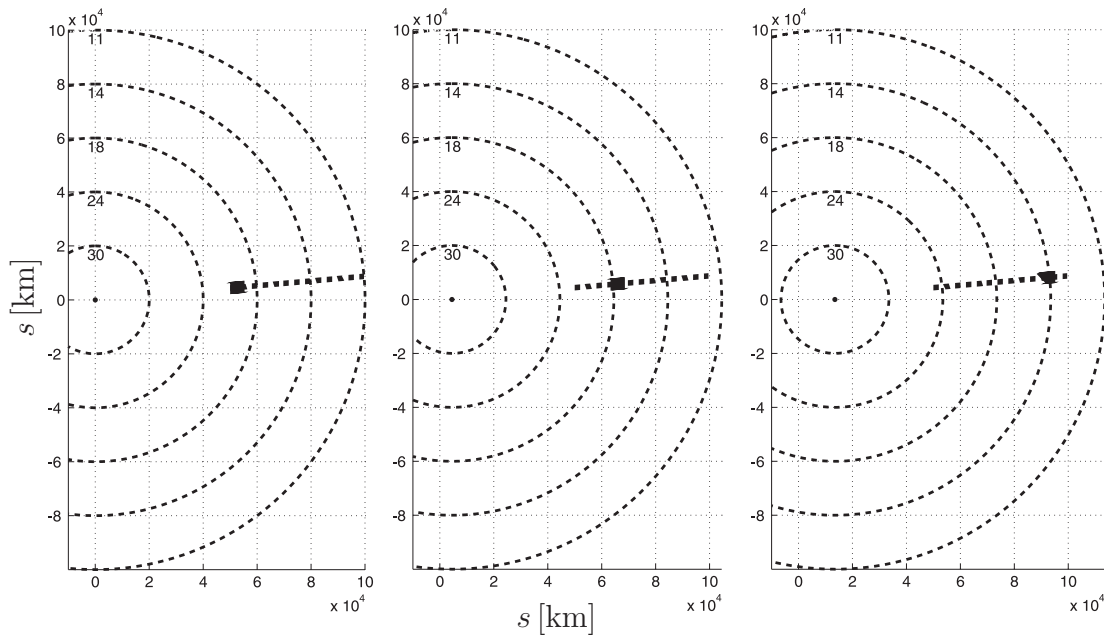


Abbildung 6.37: Berechnete Isolinien der Windgeschwindigkeit u_0^* und Position des Schienenfahrzeugs auf der Strecke für die Zeitpunkte $t = 0, 5$ und 15 Minuten

Die sich aus den Gleichungen (6.36) und (4.1) ergebende Windgeschwindigkeit u_0^* ist im Sinne von u_0 keine mittlere Windgeschwindigkeit, da sie kein 10 Minuten Mittel ist. Trotz dieses Mangels wird in der folgenden Rechnung so getan, als ob alle für die mittlere Windgeschwindigkeit u_0 hergeleiteten Beziehungen auch für u_0^* gelten. Für eine lange Beobachtungsperiode und langsam fluktuierende Windgeschwindigkeiten wird diese Betrachtung auch keine allzu großen Fehler verursachen. Es ist aber klar, dass eigentlich eine instationäre Betrachtung der Von Kármán Spektraldichte und der Verteilungsfunktionen für die Böenamplitude und die Böendauer erfolgen müsste.

Unter Vernachlässigung der genannten instationären Effekte berechnet sich die zeitliche Versagenswahrscheinlichkeit $P_{f,t}$ des Schienenfahrzeugs bei der Fahrt entlang der

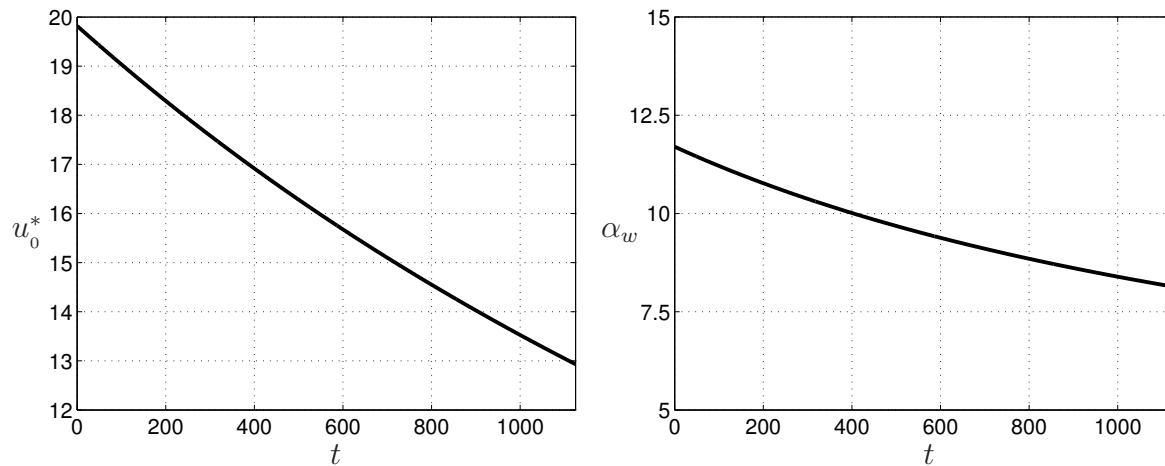


Abbildung 6.38: Verlauf der Windgeschwindigkeit u_0^* und des Windwinkels α_w für den Zeitraum $t = 0 \dots 1251$ [s]

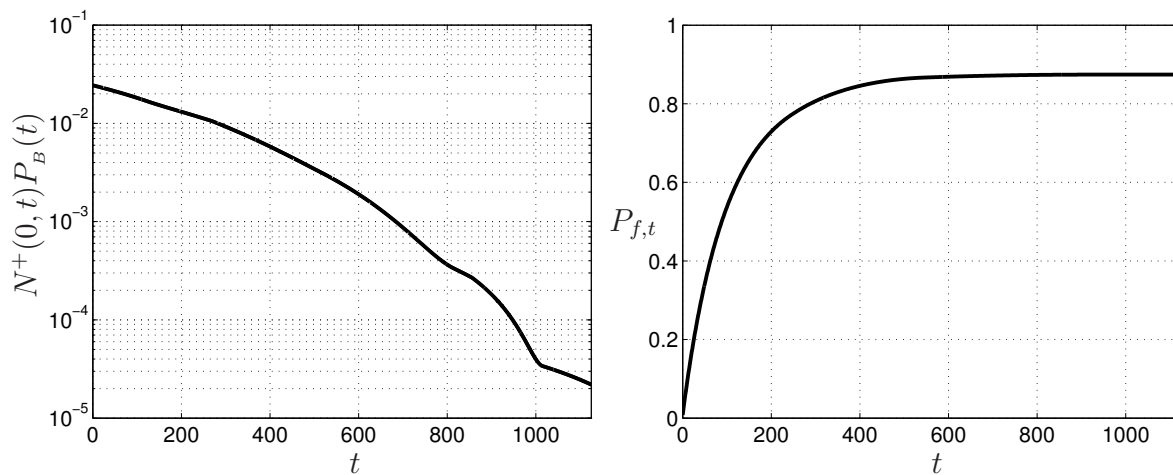


Abbildung 6.39: Verlauf der mittleren Überschreitungsrate $N^+(0,t)P_B(t)$ und der zeitlichen Versagenswahrscheinlichkeit $P_{f,t}$ für den Zeitraum $t = 0 \dots 1251$ [s]

Strecke über Gleichung (6.13) mit der mittleren, zeitvarianten Überschreitungsrate $N^+(0,t)P_B(t)$. In Abbildung 6.39 sind die mittlere Überschreitungsrate $N^+(0,t)P_B(t)$ und die zeitliche Versagenswahrscheinlichkeit $P_{f,t}$ als Funktionen der Zeit aufgetragen. Da das Schienenfahrzeug sich von einem Gebiet mit hohen Windgeschwindigkeiten zu niedrigen Geschwindigkeiten bewegt, siehe Abbildung 6.38, und die daraus resultierende Abnahme der Versagenswahrscheinlichkeit pro Böenereignis durch die Abnahme des Windwinkel α_w nicht kompensiert werden kann, werden die Zuwächse von $P_{f,t}$ immer geringer und ab einem Zeitpunkt von ungefähr $t = 600$ [s] kann fast keine Änderung der Versagenswahrscheinlichkeit mehr erkannt werden.

Eine mögliche Anwendung dieser Methodik kann in der Online-Überwachung von Schienenfahrzeugen während der Fahrt durch einen starken Sturm liegen. Sind nämlich die Wahrscheinlichkeiten $P_B(u_0, \alpha_w, v_0)$ für die im Argument stehenden Variablen bekannt

und liegen Messungen oder numerische Rechnungen für die Windverhältnisse entlang der Strecke vor, so können aktive Eingriffe in die Fahrt des Zuges vorgenommen werden, um zum Beispiel ein vorher festgelegtes Wahrscheinlichkeitsmaß nicht zu überschreiten. Sind durch Berechnungen sogar die zukünftigen Windverhältnisse bekannt, so kann eine auf dem obigen Formalismus basierende Änderung des Fahrplans erfolgen (z.B. Reduktion der Fahrgeschwindigkeit des Zuges an exponierten Stellen), ohne dass der Zugverkehr komplett eingestellt werden müsste. Weiterhin ist über die Versagenswahrscheinlichkeit ein Kriterium definiert, mit dem kritische Stellen für infrastrukturelle Baumaßnahmen (z.B. Windzäune) entlang der Strecke bestimmt werden können. Bei der Bestimmung der Windgeschwindigkeit und der Windrichtung entlang der Strecke müssen selbstverständlich lokale topographische Einflüsse genau berücksichtigt werden.

6.6.3 Untersuchung für einen Streckenabschnitt

Ausgehend von Gleichung (6.14) soll in diesem Abschnitt die Versagenswahrscheinlichkeit $P_{f,\Delta s}$ für einen Streckenabschnitt berechnet werden. Unter Vernachlässigung der Windrichtungsabhängigkeit und unter Annahme einer konstanten Fahrgeschwindigkeit ergibt sich die Wahrscheinlichkeit zu

$$P_{f,\Delta s} = \int_{u_{0,u}}^{u_{0,o}} \left[1 - \exp \left\{ -N^+(0, u_0) P_B(u_0) \frac{\Delta s}{v_0} \right\} \right] f(u_0) du_0. \quad (6.40)$$

Der gerade Streckenabschnitt, der hier modellhaft betrachtet wird, hat eine Länge von 1000 [m] und wird mit einer Geschwindigkeit von $v_0 = 160 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$ durchfahren. Für die mittlere Windgeschwindigkeit wird eine Rayleigh Verteilung nach Gleichung (4.5) mit einem Modalwert von $u_{0m} = 4 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$ angenommen, siehe Abbildung 6.40.

Damit die Versagenswahrscheinlichkeit P_B im Windbereich von $0 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$ bis etwa $30 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$ für die Integration zur Verfügung steht, wurde eine Extrapolation durchgeführt. Den mittleren Winden $u_0 = 0 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$ und $u_0 = 30 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$ wurden jeweils die Wahrscheinlichkeiten 10^{-100} und 1 zugeordnet, siehe Abbildung 6.40.

In Abbildung 6.41 ist der Integrand der Gleichung (6.40) als Funktion des mittleren Windes aufgetragen, und es ist sehr deutlich zu sehen, dass nur ein kleiner Bereich zwischen $u_0 = 12 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$ und $u_0 = 25 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$ einen nennenswerten Beitrag zum Integral liefert. Dieses Geschwindigkeitsintervall kann somit als kritischer Bereich angesehen werden. Die mittleren Windgeschwindigkeiten haben hier noch eine relativ hohe Auftretenswahrscheinlichkeit, und die Versagenswahrscheinlichkeiten pro Böenereignis P_B sind noch so groß, dass das Produkt aus diesen beiden Wahrscheinlichkeiten einen nicht verschwindenden Wert ergibt.

Diese Eigenschaft der Gleichung (6.40) ist auch in Abbildung 6.41 gut zu erkennen, in der die Wahrscheinlichkeit $P_{f,\Delta s}(u_{0,o})$ als Funktion der oberen Integrationsgrenze $u_{0,o}$ aufgetragen ist. Der größte Gradient tritt zwischen $14 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$ und $22 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$ auf. Abschließend kann die sich für den betrachteten Abschnitt ergebende jährliche Versagenswahrscheinlichkeit $P_{f,\Delta s}$ mit $7.558 \cdot 10^{-6}$ angegeben werden, wobei hier erwähnt werden soll, dass die Aufenthaltswahrscheinlichkeit des Zuges auf diesem Streckenabschnitt in dem vorgestellten Formalismus enthalten ist. Bis jetzt ist aber natürlich nur eine einzige Durchfahrt eines Zuges betrachtet worden. Bei insgesamt K Zugdurchfahrten pro Jahr

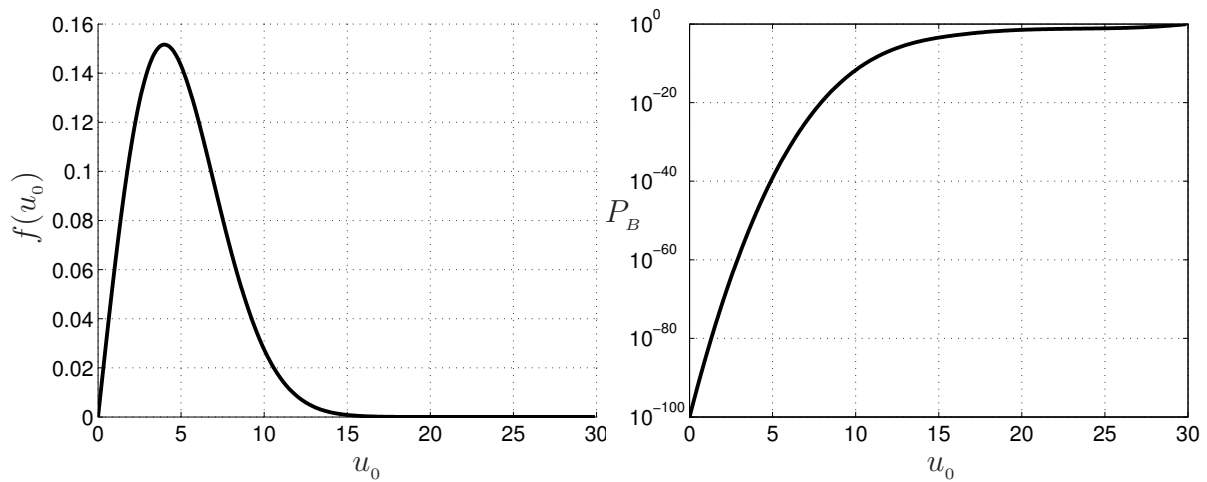


Abbildung 6.40: Rayleigh Dichte des mittleren Windes (links) und extrapolierte Versagenswahrscheinlichkeit P_B (rechts)

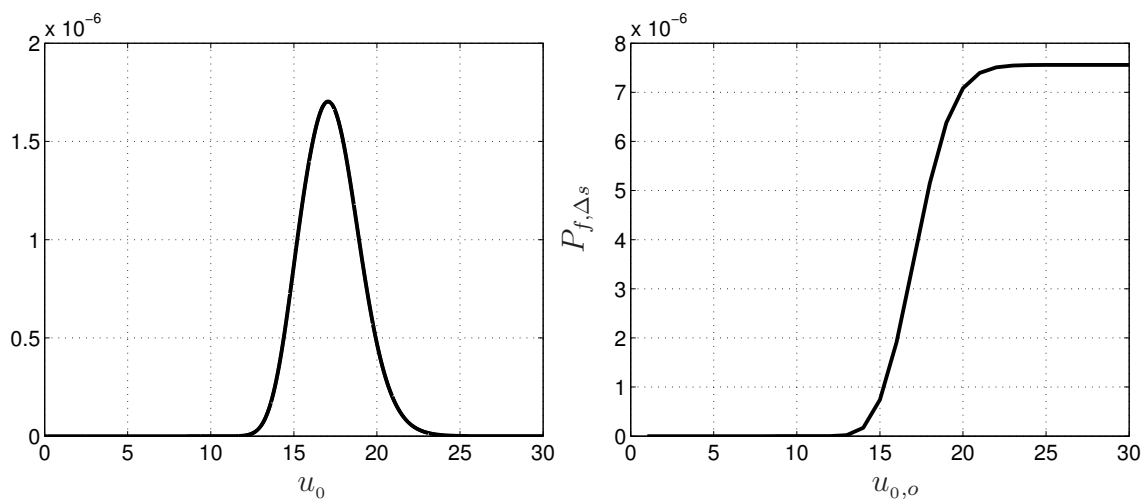


Abbildung 6.41: Integrand der Gleichung (6.40) (links) und kumulative Versagenswahrscheinlichkeit in Abhängigkeit von $u_{0,o}$ (rechts)

bestimmt sich die jährliche Wahrscheinlichkeit für mindestens ein Versagen zu

$$P_{f,\Delta s,a} = 1 - (1 - P_{f,\Delta s})^K \approx KP_{f,\Delta s}. \quad (6.41)$$

Für eine angenommene Anzahl von $K = 20 \cdot 365$ Durchfahrten pro Jahr nimmt die Versagenswahrscheinlichkeit den Wert $P_{f,\Delta s,a} = 0.0537 \approx 0.0552$ an.

Kapitel 7

Seitenwindstabilität von Kraftfahrzeugen

In diesem Kapitel wird auf die Seitenwindstabilität von Kraftfahrzeugen eingegangen und die Versagenswahrscheinlichkeit eines LKW-Modells berechnet.

7.1 Mehrkörpermodell des Kraftfahrzeugsystems

Die Herleitung der Bewegungsgleichungen des Fahrzeug-Mehrkörpersystems erfolgte in dem Computeralgebra-System MAPLE 11 unter Anwendung des Prinzips von Jourdain

$$\sum_{i=1}^2 \{ \delta \dot{\mathbf{r}}_i \cdot (m_i \ddot{\mathbf{r}}_i - \mathbf{F}_i) + \delta \boldsymbol{\omega}_i \cdot (\mathbf{J}_i \cdot \dot{\boldsymbol{\omega}} + \boldsymbol{\omega}_i \times \mathbf{J}_i \cdot \boldsymbol{\omega}_i - \mathbf{M}_i) \} = 0, \quad (7.1)$$

siehe [214] und [162].

Das in dieser Arbeit verwendete Halbfahrzeug-Modell (auch oft Einspurmodell genannt) ist eine Erweiterung des in der Arbeit [135] eingeführten und in [159] weiterentwickelten Systems. Im Unterschied zu den genannten Veröffentlichungen erfolgt in dieser Arbeit aber eine vollständig nichtlineare Modellierung des Fahrzeugs.

Es besteht aus 2 Massen, dem Unterbau mit Schwerpunkt S_K und dem Aufbau mit Schwerpunkt S_A . Insgesamt hat das System die 6 mechanischen Freiheitsgrade: Longitudinaldynamik x_0 , Lateraldynamik y_0 , Vertikaldynamik z_0 , Gierwinkel ψ_K , Nickwinkel γ_K und Wankwinkel φ_K , siehe Abbildungen 7.1, 7.2 und 7.3. Die Fahrgeschwindigkeit $v(t)$ ist ebenso wie der Lenkwinkel δ_L eine Funktion der Zeit.

Der für die Kraftfahrzeugdynamik wichtige Schwimmwinkel β_K und seine Zeitableitung $\dot{\beta}_K$ berechnen sich aus den Gleichungen

$$\beta_K = \arctan \left\{ \frac{\dot{y}_0}{\dot{x}_0} \right\} - \psi_K \quad (7.2)$$

und

$$\dot{\beta}_K = \frac{\ddot{y}_0}{\left(1 + \frac{\dot{y}_0^2}{\dot{x}_0^2}\right) \dot{x}_0} - \frac{\dot{y}_0 \ddot{x}_0}{\left(1 + \frac{\dot{y}_0^2}{\dot{x}_0^2}\right) \dot{x}_0^2} - \dot{\psi}_K. \quad (7.3)$$

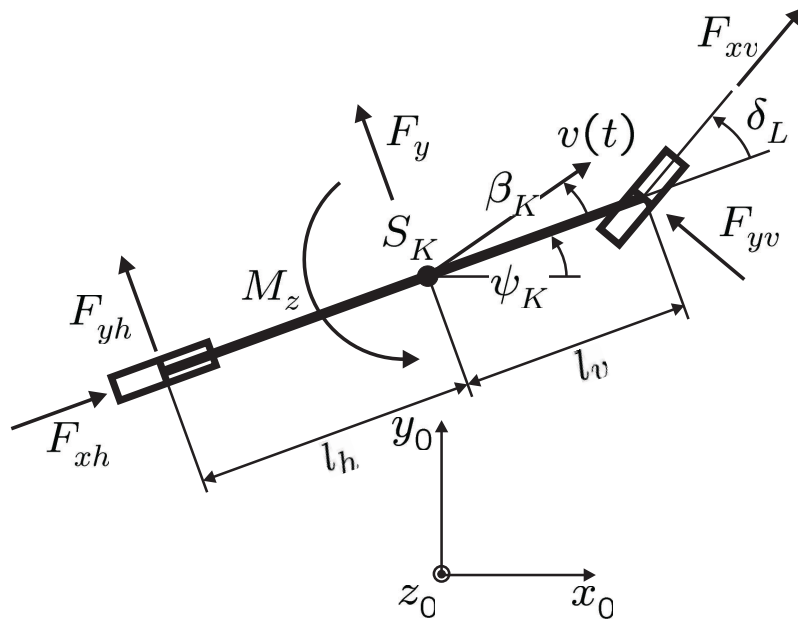


Abbildung 7.1: Draufsicht von oben auf das Halffahrzeug-Modell

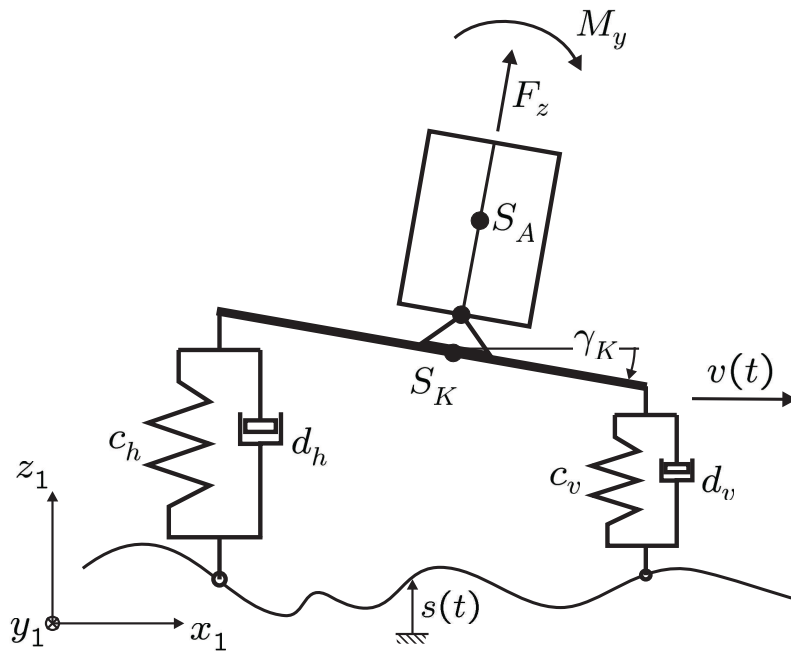


Abbildung 7.2: Seitenansicht auf das Halffahrzeug-Modell

Auf das Fahrzeug wirken die Windlasten F_y, F_z, M_x, M_y, M_z und die Radkräfte am Vorderrad F_{xv}, F_{yv} und am Hinterrad F_{xh}, F_{yh} . Die Radmassen werden vernachlässigt und die Reifen- und Federungselastizitäten und Dämpfungen sind in den Federsteifigkeiten c_v, c_h und den Dämpfungsparametern d_v, d_h zusammengefasst. Die Aufbaumasse (Schwerpunkthöhe h_A) ist über ein Feder-Dämpferpaar c_A, d_A mit dem Unterbau verbunden, und weiterhin wirkt zwischen den beiden Körpern ein Reibmoment M_R , das die trockene Reibung in den Federungssystemen beschreiben soll. Das Wanken

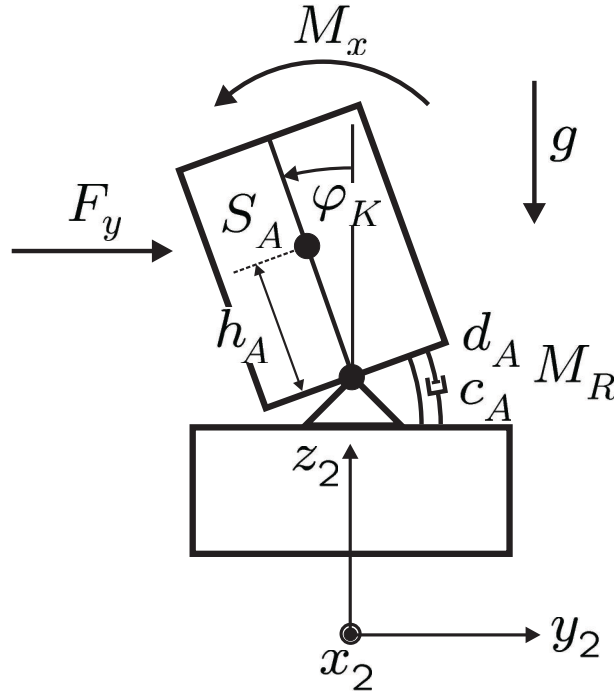


Abbildung 7.3: Vorderansicht auf das Halbfahrzeug-Modell

φ_K der Aufbaumasse tritt um die in dieser Arbeit festgehalten modellierte Rollachse/Momentanachse auf, wobei hochfrequente Schüttelschwingungen, siehe [152], nicht berücksichtigt werden. Das in der Realität oft anzutreffende seitliche Gefälle der Straße wird beachtet und durch den Neigungswinkel ϑ_N beschrieben.

Für das Fahrzeugverhalten haben die longitudinalen und lateralen Reifenkräfte eine große Bedeutung. Ihre Modellierung erfolgt in dieser Arbeit als von den Schräglaufwinkeln vorne α_v und hinten α_h abhängige, nichtlineare Kräftelemente. Diese sogenannten Schräglaufräfte sind nichtlineare Funktionen der Schräglaufwinkel

$$\alpha_v = \arctan \left\{ \frac{v(t) \sin \beta_K + l_v \dot{\psi}_K}{v(t) \cos \beta_K} \right\} \quad \text{und} \quad \alpha_h = \arctan \left\{ \frac{v(t) \sin \beta_K - l_h \dot{\psi}_K}{v(t) \cos \beta_K} \right\}, \quad (7.4)$$

siehe Abbildung 7.4, und können unter Mitnahme eines gewissen Sättigungseffektes über die Gleichungen

$$F_{yv} = - \max \left\{ 0, \mu_{\text{St}} \frac{F_F^{\text{dyn}}}{F_F^{\text{stat}}} \right\} c_{sv} \arctan(\alpha_v - \delta_L) \quad (7.5)$$

und

$$F_{yh} = - \max \left\{ 0, \mu_{\text{St}} \frac{F_F^{\text{dyn}}}{F_F^{\text{stat}}} \right\} c_{sh} \arctan(\alpha_h) \quad (7.6)$$

berechnet werden. Über die Maximum-Funktion, über die dynamischen und statischen Aufstandskräfte F_F^{dyn} und F_F^{stat} und über den Reibungskoeffizienten μ_{St} der Straße kommen die veränderlichen Schräglaufsteifigkeiten der Reifen in das System. Somit ist

die seitliche Haftung des Fahrzeugmodells auch von der Radbelastung und von der Oberflächenbeschaffenheit der Fahrbahn abhängig. Typische Werte für den Reibungskoeffizienten μ_{St} sind für trockene Straßen $\mu_{St} = 1.0$ und für nasse bis glatte Straßen $\mu_{St} = 0.5 - 0.1$. Das in der Realität auch auftretende Bohrmoment der Reifen wird vernachlässigt.

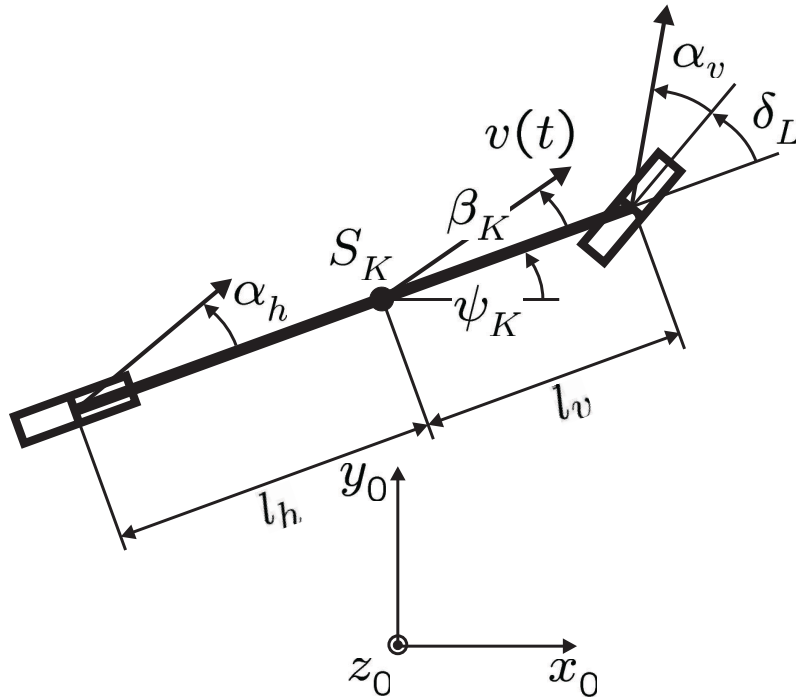


Abbildung 7.4: Schematische Skizze zur Erklärung der Schräglaufwinkel α_v und α_h

Die Aufbaumasse m_A und die Schwerpunkthöhe h_A werden während der Zuverlässigkeitsanalyse als Zufallsvariablen betrachtet und somit auch bezüglich ihrer Verteilungsfunktionen variiert. Da die Masse und die Schwerpunktlage einen Einfluss auf das Trägheitsmoment J_{Ax} der Aufbaumasse um die x_2 -Achse haben, wurde eine Approximation dieser Änderung miteinbezogen. Hierzu wird der Aufbau zunächst als rechteckiger Körper der Breite b_A , der Höhe $2h_A$ und der Länge L mit einem Trägheitsmoment

$$J_{Ax} = \frac{m_A}{3} \left(\frac{b_A^2}{4} + h_A^2 \right) \quad (7.7)$$

angenommen. Variation der Aufbaumasse zu $m_A + \Delta m_A$ und der Schwerpunkthöhe zu $h_A + \Delta h_A$ und Einsetzen in Gleichung (7.7) liefert das geänderte Trägheitsmoment

$$J_{Ax}^* = J_{Ax} + \frac{m_A}{3} (\Delta h_A^2 + 2h_A \Delta h_A) + \frac{\Delta m_A}{3} \left(\frac{b_A^2}{4} + (h_A + \Delta h_A)^2 \right). \quad (7.8)$$

Die für die Seitenwindstabilität wichtigsten Eigenfrequenzen des Kraftfahrzeugmodells sind in Tabelle 7.1 aufgezeigt. Bei der Bestimmung der Eigenfrequenzen wurde das Fahrermodell berücksichtigt, da das System ansonsten Starrkörperfreiheitsgrade aufweisen würde.

Bezeichnung	Imaginärteil [Hz]	Realteil
Quer-, Gierschwingung in y/ψ_K -Richtung	0.1423	-0.4997
Hubschwingung in z -Richtung	1.2773	-0.7061
Wankschwingung φ_K um x -Achse	0.3925	-1.2382
Nickschwingung γ_K um y -Achse	1.4690	-0.9663

Tabelle 7.1: Eigenfrequenzen des Kraftfahrzeugmodells bei $v_0 = 100 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$

Aerodynamische Widerstandskoeffizienten

Die aerodynamischen Widerstandskoeffizienten des vorgestellten Fahrzeugmodells sind nicht aus der Literatur bekannt und müssen daher plausibel geschätzt werden. Typischerweise werden hierfür harmonische Funktionen verwendet, siehe [14], [15], [19] und [202], mit denen gute Approximationen für die Widerstandskoeffizienten C_y , C_z , C_{mx} , C_{my} und C_{mz} als Funktionen des Windangriffswinkels β_w erzielt werden können. Der betrachtete Winkelbereich liegt hierfür bei 0 bis etwa 90 Grad.

Aerodynamischer Widerstandskoeffizient der Seitenkraft:

$$\begin{aligned} C_y &= K_C C_y^0 \beta_w \sin(\beta_w + e_y \sin(\beta_w)), \\ K_C &= (\max\{\beta_w \sin(\beta_w + e_y \sin(\beta_w))\})^{-1}, \quad C_y^0 = 8.0, \quad e_y = 0.9. \end{aligned} \quad (7.9)$$

Aerodynamischer Widerstandskoeffizient der Auftriebskraft:

$$\begin{aligned} C_z &= K_C C_z^0 \beta_w \sin(\beta_w + e_z \sin(\beta_w)), \\ K_C &= (\max\{\beta_w \sin(\beta_w + e_z \sin(\beta_w))\})^{-1}, \quad C_z^0 = 2.0, \quad e_z = 0.9. \end{aligned} \quad (7.10)$$

Aerodynamischer Widerstandskoeffizient des Wankmoments:

$$\begin{aligned} C_{mx} &= K_C C_{mx}^0 \beta_w \sin(\beta_w + e_{mx} \sin(\beta_w)), \\ K_C &= (\max\{\beta_w \sin(\beta_w + e_{mx} \sin(\beta_w))\})^{-1}, \quad C_{mx}^0 = 1.0, \quad e_{mx} = 0.9. \end{aligned} \quad (7.11)$$

Aerodynamischer Widerstandskoeffizient des Nickmoments:

$$\begin{aligned} C_{my} &= C_{my}^0 \sin(4\beta_w + e_{my} \sin(\beta_w) + a_{my}), \\ C_{my}^0 &= 1.0, \quad e_{my} = 0.1, \quad a_{my} = 0.1. \end{aligned} \quad (7.12)$$

Aerodynamischer Widerstandskoeffizient des Giermoments:

$$\begin{aligned} C_{mz} &= C_{mz}^0 \sin(2\beta_w + e_{mz} \sin(\beta_w)), \\ C_{mz}^0 &= 3.0, \quad e_{mz} = 0.1. \end{aligned} \quad (7.13)$$

Straßenunregelmäßigkeiten

Die Beschreibung der Straßenunregelmäßigkeiten orientiert sich stark an der in [152] und [164] vorgestellten Vorgehensweise. Mit dem Unebenheitsmaß $\Phi_{\text{Weg},0}$, der Bezugswegkreisfrequenz Ω_0 und der Welligkeit w ergibt sich die genäherte Spektraldichte

$$\Phi_{\text{Weg}}(\Omega) = \Phi_{\text{Weg},0} \left(\frac{\Omega_0}{\Omega} \right)^w \quad (7.14)$$

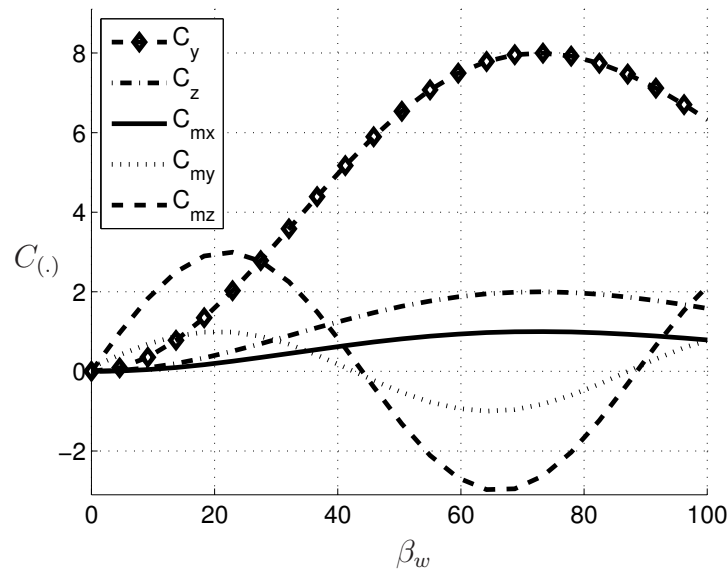


Abbildung 7.5: Charakteristische Verläufe der aerodynamischen Widerstandskoeffizienten des Kraftfahrzeugs als Funktionen des Winkel β_w

der Straßenunebenheiten als Funktion der Wegkreisfrequenz Ω .

Unter Berücksichtigung der Beziehung $\Omega = \frac{\omega}{v_0} = \frac{2\pi f}{v_0}$ transformiert sich die Spektraldichte in den Zeitbereich:

$$\Phi_{\text{Weg}}(f) = \frac{\Phi_{\text{Weg},0}}{v_0} \left(\frac{\Omega_0 v_0}{2\pi f} \right)^w. \quad (7.15)$$

Da nicht nur $s(t)$, sondern für die Fahrwerksdämpfer auch $\dot{s}(t)$ benötigt wird, muss auch die Spektraldichte der Geschwindigkeit

$$\Phi_{\text{Geschwindigkeit}}(f) = (2\pi f)^2 \Phi_{\text{Weg}}(f) \quad (7.16)$$

angegeben werden.

In Abbildung 7.6 ist die Spektraldichte für unterschiedliche Fahrgeschwindigkeiten dargestellt. Der Anstieg der Amplituden bei höherer Fahrgeschwindigkeit ist klar zu erkennen. Für $v_0 = 100 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$ sind in Abbildung 7.7 typische Weg- und Geschwindigkeitsanregungen, berechnet über eine spektrale Zerlegung, aufgezeigt.

7.1.1 Fahrermodelle

Im Gegensatz zu einem Schienenfahrzeug benötigt ein Kraftfahrzeug für einen stabilen Betrieb einen Fahrer, der das Fahrzeug in der Spur hält. Aus einer systemtheoretischen Sicht heraus übernimmt der Fahrer also die Aufgabe eines Reglers. Aus diesem Grunde wird in der Fahrzeugtechnik der Fahrer sehr oft über Reglergleichungen beschrieben. Diese Regler sind im einfachsten Falle algebraische Gleichungen oder bei ausgefeilteren Modellen auch Differentialgleichungen. Einen guten Überblick über die gängigsten Fahrermodelle liefern die Veröffentlichungen [163] und [152].

In dieser Arbeit wird ein relativ einfaches kompensatorisches Fahrermodell aus [163]

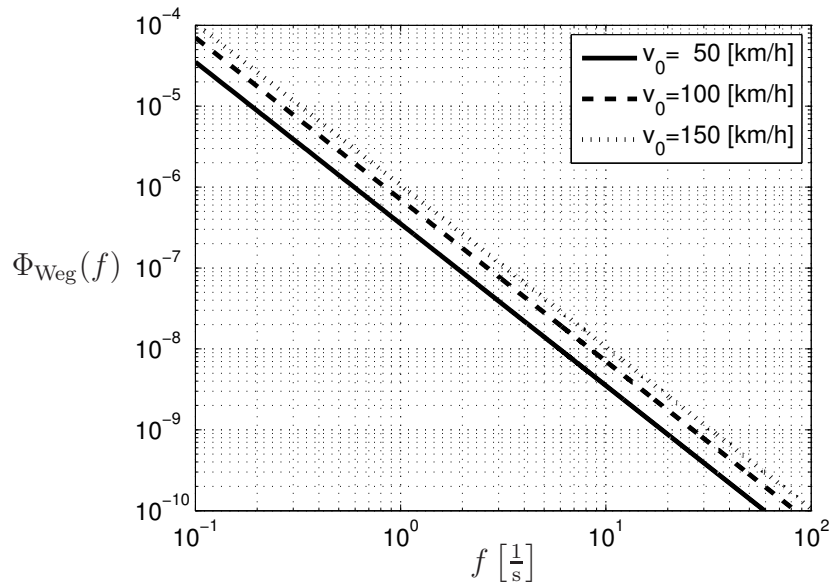


Abbildung 7.6: Spektraldichten der Fahrbahnunregelmäßigkeiten für die Fahrgeschwindigkeiten $v_0 = 50, 100, 150 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$, siehe [164]

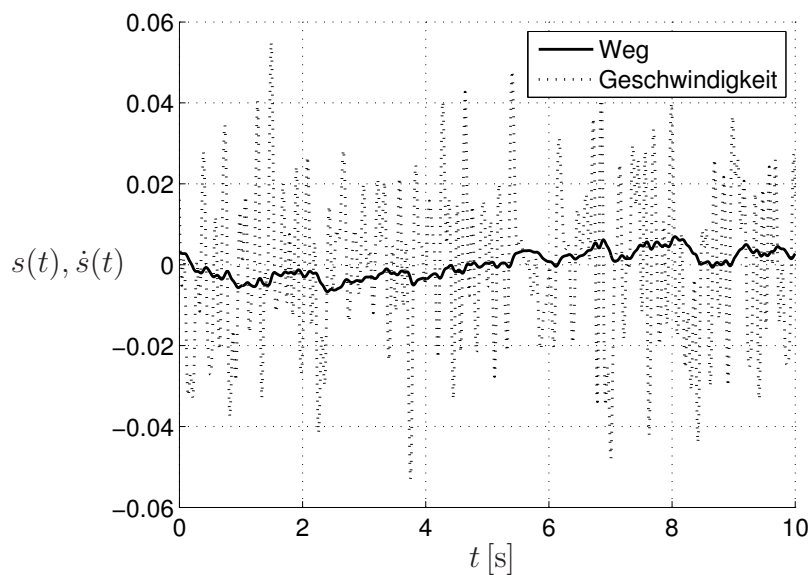


Abbildung 7.7: Berechnete Fahrbahnanregung $s(t), \dot{s}(t)$ für $v_0 = 100 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$

verwendet und erweitert. In Abbildung 7.8 ist ein Fahrzeug mit Geschwindigkeit v_0 , Anfangsauslenkung $y(t)$ und Gier- und Schwimmwinkel $\psi_K(t)$ und $\beta_K(t)$ dargestellt. Mit der Beziehung $L_p = v_0 T_p$ kann die zukünftige Auslenkung

$$y(t + T_p) \approx y(t) + T_p \dot{y}(t) + \frac{T_p^2}{2} \ddot{y}(t) \quad (7.17)$$

in eine Taylorreihe entwickelt werden. Weiterhin gelten die Zusammenhänge

$$\dot{y} = v_0 \sin(\beta_K + \psi_k) \quad (7.18)$$

und

$$\ddot{y} = v_0 \left(\dot{\beta}_K + \dot{\psi}_K \right) \cos(\beta_K + \psi_K), \quad (7.19)$$

die in (7.17) eingesetzt die Gleichung

$$y(t + T_p) \approx y(t) + T_p v_0 \sin(\beta_K + \psi_K) + \frac{T_p^2}{2} v_0 \left(\dot{\beta}_K + \dot{\psi}_K \right) \cos(\beta_K + \psi_K) \quad (7.20)$$

ergeben. Der kompensatorische Regler kann als Differentialgleichung 1. Ordnung

$$T_I \dot{\delta}_L + \delta_L = V_m \Delta y \quad (7.21)$$

mit dem Prädiktionsterm $\Delta y = y_{\text{Soll}}(t + T_p) - y(t + T_p)$ angenommen werden. Prädiktion bedeutet in diesem Kontext, dass der Fahrer nicht den momentanen Zustand $y(t)$ betrachtet, sondern auf den Zustand $y(t + T_p)$ vorausschaut. Die drei unbekannt Parameter Verzögerungskonstante T_I , Vorhaltekonstante T_p und Verstärkungsfaktor V_m sind hierbei aus [152] übernommen worden. Wird in dem Reglermodell zusätzlich eine Reaktionszeit τ_R des Fahrers beachtet, so reduziert sich die Vorhaltekonstante T_p auf den Wert $T_{p,\text{red}} = T_p - \tau_R$.

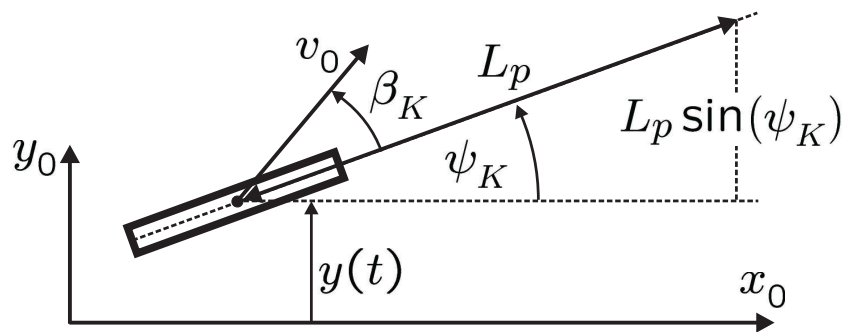


Abbildung 7.8: Skizze zum Fahrer/Reglerentwurf

Eine Abschätzung des Reglerverhaltens kann mit einem linearen Einspurmodell unter-
nommen werden. Unter Vernachlässigung der Wankbewegung der Aufbaumasse und
der Nickbewegung des kompletten Fahrzeugs ergibt sich das linearisierte Differential-
gleichungssystem zu

$$\begin{aligned} m v_0 \left(\dot{\beta}_K + \dot{\psi}_K \right) &= F_y - c_{sh} \left(\beta_K - \frac{l_h \dot{\psi}_K}{v_0} \right) - c_{sv} \left(\beta_K + \frac{l_v \dot{\psi}_K}{v_0} - \delta_L \right), \\ J_z \ddot{\psi}_K &= M_z + c_{sh} l_h \left(\beta_K - \frac{l_h \dot{\psi}_K}{v_0} \right) - c_{sv} l_v \left(\beta_K + \frac{l_v \dot{\psi}_K}{v_0} - \delta_L \right), \\ T_I \dot{\delta}_L + \delta_L &= V_m \Delta y, \\ \dot{y} &= v_0 (\beta_K + \psi_K). \end{aligned} \quad (7.22)$$

Nach Einführung der Zustandsvariablen $\mathbf{z}_z = [\beta_K, \psi_K, \dot{\psi}_K, \delta_L, y]$ und Übergang auf
das lineare Zustandssystem

$$\dot{\mathbf{z}}_z = \mathbf{A}_z \mathbf{z}_z + \mathbf{f}_z \quad (7.23)$$

kann die Stabilität und das Übertragungsverhalten der gekoppelten System- und Fahrergleichungen (7.22) untersucht werden. In den Abbildungen 7.9 und 7.10 ist je-

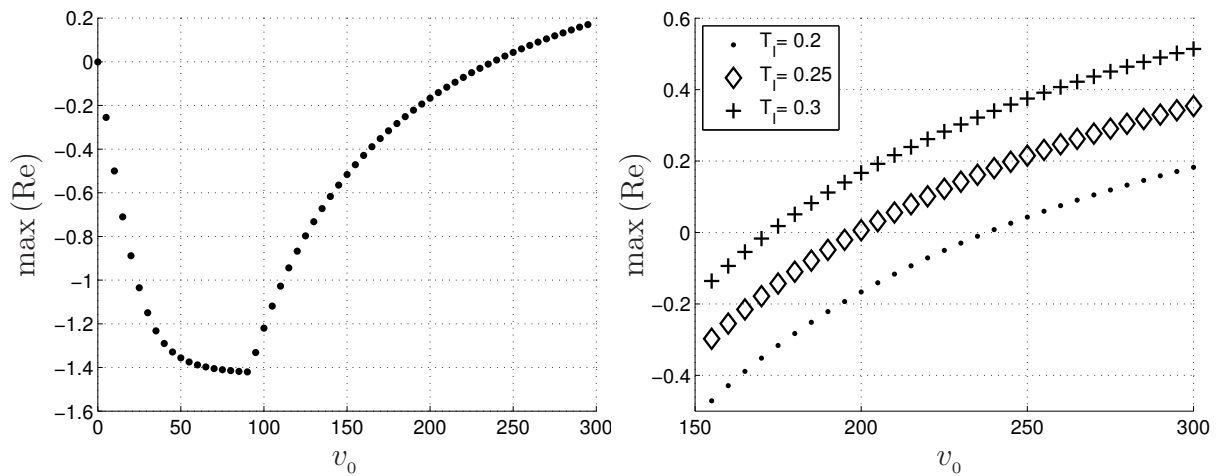


Abbildung 7.9: Verlauf des größten Realteils der Eigenwerte in Abhängigkeit der Fahrgeschwindigkeit v_0 $\left[\frac{\text{km}}{\text{h}}\right]$

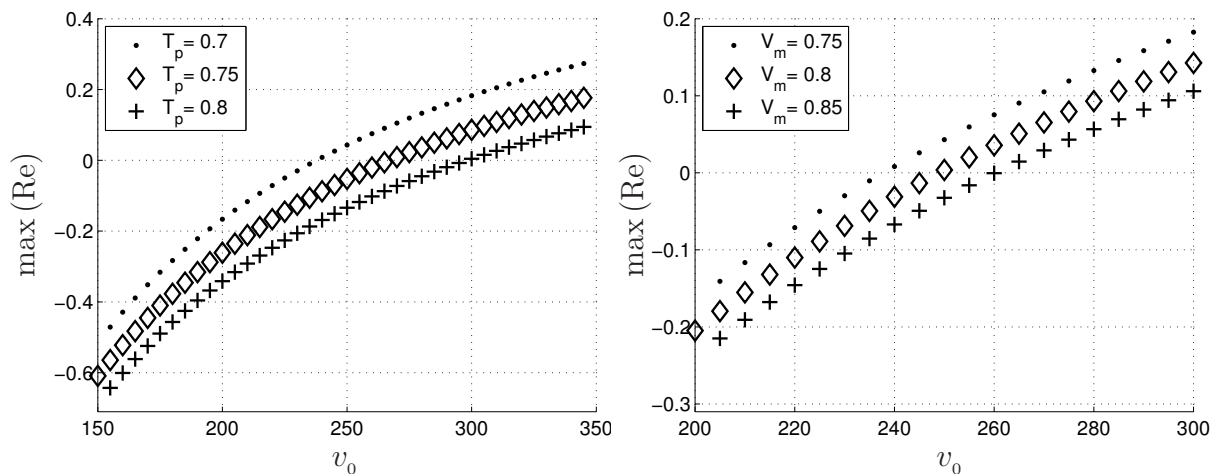


Abbildung 7.10: Verlauf des größten Realteils der Eigenwerte in Abhängigkeit der Fahrgeschwindigkeit v_0 $\left[\frac{\text{km}}{\text{h}}\right]$

weils der maximale Realteil des Systems in Abhängigkeit der Fahrgeschwindigkeit v_0 und der drei Reglerparameter T_I , T_p und V_m aufgetragen. Für die Nominalwerte $T_I = 0.2$, $T_p = 0.7$ und $V_m = 0.75$ ergibt sich aus Abbildung 7.9 (links) die kritische Geschwindigkeit zu $v_{0,\text{kritisch}} = 237.8 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}}\right]$. Die Überprüfung dieser kritischen Geschwindigkeit anhand des nichtlinearen Modells mit festgehaltener Aufbaumasse bestätigt sehr gut das aus dem linearen Modell gewonnene Ergebnis. Weitere Untersuchungen des Reglers am nichtlinearen System mit freier Aufbaumasse haben aber eine deutliche Verschiebung der kritischen Fahrgeschwindigkeit zu höheren Werten gezeigt. Für das System mit frei beweglicher Aufbaumasse ergibt sich eine kritische Fahrgeschwindigkeit von $v_{0,\text{kritisch,Aufbau}} = 381.5 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}}\right]$. Alle diese Werte liegen weit über denen im normalen

LKW-Betrieb auftretenden Fahrgeschwindigkeiten.

Aus den Abbildungen 7.9 (rechts) und 7.10 ist zu erkennen, dass eine Erhöhung der Verzögerungskonstante T_I die kritische Geschwindigkeit absenkt, während im Gegensatz dazu die Vergrößerung der Vorhaltekonstante T_p und des Verstärkungsfaktors V_m eine Anhebung der kritischen Fahrgeschwindigkeit bewirken.

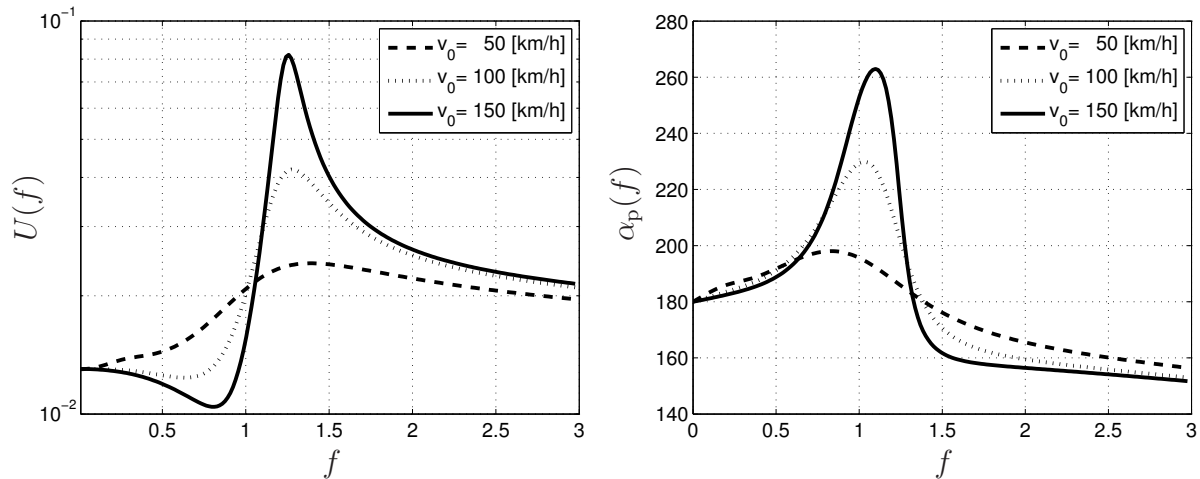


Abbildung 7.11: Übertragungsfunktion $U(f)$ und Phasengang $\alpha_p(f)$ des Lenkwinkels δ_L in Abhängigkeit der Frequenz f $\left[\frac{1}{s}\right]$

In den Abbildungen 7.11 sind die Übertragungsfunktion $U(f)$ und der Phasenwinkel $\alpha_p(f)$ des Lenkwinkels δ_L dargestellt. Besonders interessant ist der Verlauf des Phasenwinkels α_p , da er ein Maß für die Güte des Fahrermodells ist. Bei einem konstanten Seitenwind beträgt der Phasenwinkel genau $\alpha_p(0) = 180$. Dies bedeutet, dass der Fahrer dem Wind direkt gegenlenkt und damit kompensiert. Bei einer Anregungsfrequenz von $f \approx 1.2$ [Hz] liegt eine Phasenverschiebung von etwa $\alpha_p(1.2) \approx 270$ vor und das System schwingt in Resonanz. Ein Phasenwinkel von $\alpha_p = 0$ liegt in diesem System nicht vor, da dies bedeuten würde, dass der Fahrer in Phase mit der Windanregung lenkt und sie damit noch verstärkt. Ein Phasenwinkel von 0 zwischen Anregung und Lenkwinkel kennzeichnet also das Versagen eines Fahrermodells für diese Anregungsfrequenz.

Drei wichtige Eigenschaften des virtuellen Fahrers müssen noch erwähnt werden. Das Fahrermodell ist ein rein proportionaler Regler ohne integralen Anteil. Dies bedeutet, dass bei einem konstanten Seitenwind die Abweichung zur Sollspur nicht ausgeglichen werden kann und somit keine stationäre Genauigkeit vorliegt. Weiterhin ist der Regler nicht adaptiv, kann sich also nicht auf die Windanregung einstellen, und er ist nicht antizipatorisch (vorausschauendes Fahren). Die Vernachlässigung dieser drei Einflusssterme ist für die in dieser Arbeit betrachtete kurzzeitige Böenanregung des Fahrzeugs zulässig, da sich in der relativ kurzen Auftretenszeit der Böe kein Fahrer adaptieren kann und auch der Ausgleich der Spurabweichung ein mittelfristiger Vorgang ist. Aufgrund des plötzlichen, unvorhersehbaren Windstoßes ist auch die Antizipation einer zukünftigen Lenkbewegung nicht gegeben.

Somit scheint das vorgestellte Fahrermodell einen guten Kompromiss zwischen Einfachheit und guter Fahrermodellierung darzustellen. Selbstverständlich sind Erweiterungen, zum Beispiel auf eine Differentialgleichung 2. Ordnung, möglich und sinnvoll.

7.1.2 Zusammenfassung der Zufallsvariablen des Simulationsmodells

Böenamplitude A [$\frac{\text{m}}{\text{s}}$]:

Halbe Gauß-Dichte

$$f(\tilde{A}) = \frac{2}{\sqrt{2\pi\sigma_A^2}} \exp\left(-\frac{\tilde{A}^2}{2\sigma_A^2}\right), \quad A = \tilde{A}\sigma_{u'}$$
 (7.24)

mit Dichteparameter $\sigma_A^2 = 1$ und Standardabweichung der Turbulenz $\sigma_{u'}$, siehe Gleichung (4.13).

Böendauer T [s]:

Bedingte logarithmische Gauß-Dichte

$$f(\tilde{T}|\tilde{A}) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_{\ln\tilde{T}}\tilde{T}} \exp\left\{-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(\tilde{T}) - \ln(0.95\tilde{A}^{1.42})}{\sigma_{\ln\tilde{T}}}\right)^2\right\},$$

$$T = \tilde{T}\bar{T},$$

$$\bar{T} = 7.998u_0^{-0.2183} - 1.4$$
 (7.25)

mit Mittelwert $\mu_{\ln\tilde{T}} = \ln(0.95\tilde{A}^{1.42})$ und Standardabweichung $\sigma_{\ln\tilde{T}} = 0.6$.

Aerodynamische Widerstandskoeffizienten C [-]:

Gauß-Dichte

$$f(C(\beta_w)) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_C(\beta_w)} \exp\left\{-\frac{1}{2}\left(\frac{C(\beta_w) - \mu_C(\beta_w)}{\sigma_C(\beta_w)}\right)^2\right\},$$

$$\sigma_C(\beta_w) = \delta_C \mu_C(\beta_w)$$
 (7.26)

mit Variationskoeffizient $\delta_C = 0.1$, Mittelwert $\mu_C(\beta_w)$ und Standardabweichung $\sigma_C(\beta_w)$ als Funktionen des Winkels β_w .

Reibwert der Straße μ_{St} [-]:

Gauß-Dichte mit unterschiedlichen Dichteparametern für trockene und glatte Straße:

Trockene Straße: Mittelwert $E[\mu_{St}] = 1$, Variationskoeffizient $\delta_{\mu_{St}} = 0.1$.

Glatte Straße: Mittelwert $E[\mu_{St}] = 0.5$, Variationskoeffizient $\delta_{\mu_{St}} = 0.1$.

Straßenneigung ϑ_N [-]:

Gauß-Dichte mit Dichteparametern:

Mittelwert $E[\vartheta_N] = 0$, Standardabweichung $\sigma_{\vartheta_N} = 0.0175 \stackrel{\Delta}{=} 1$.

Aufbaumasse m_A [kg]:

Gauß-Dichte mit Dichteparametern:

Mittelwert $E[m_A] = 12487$, Standardabweichung $\sigma_{m_A} = 250$.

Dichte der Luft ρ_L $\left[\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}\right]$:

Gauß-Dichte mit Dichteparametern:

Mittelwert $E[\rho_L] = 1.225$, Variationskoeffizient $\delta_{\rho_L} = 0.05$.

Schwerpunktshöhe h_A [m]:

Gauß-Dichte mit Dichteparametern:

Mittelwert $E[h_A] = 1.15$, Variationskoeffizient $\delta_{h_A} = 0.1$.

Wankdämpfung d_A [Nms]:

Gauß-Dichte mit Dichteparametern:

Mittelwert $E[d_A] = 1.75 \cdot 10^3$, Variationskoeffizient $\delta_{d_A} = 0.05$.

Wanksteifigkeit c_A [Nm]:

Gauß-Dichte mit Dichteparametern:

Mittelwert $E[c_A] = 4.57 \cdot 10^3$, Variationskoeffizient $\delta_{c_A} = 0.05$.

Wank-Reibmoment M_R [Nm]:

Gauß-Dichte mit Dichteparametern:

Mittelwert $E[M_R] = 50$, Variationskoeffizient $\delta_{M_R} = 0.1$.

Vorhaltekonstante T_p [s]:

Gauß-Dichte mit Dichteparametern:

Mittelwert $E[T_p] = 0.7$, Variationskoeffizient $\delta_{T_p} = 0.05$.

Verstärkungsfaktor V_m $\left[\frac{1}{\text{m}}\right]$:

Gauß-Dichte mit Dichteparametern:

Mittelwert $E[V_m] = 0.75$, Variationskoeffizient $\delta_{V_m} = 0.05$.

Verzögerungskonstante T_I [s]:

Gauß-Dichte mit Dichteparametern:

Mittelwert $E[T_I] = 0.2$, Variationskoeffizient $\delta_{T_I} = 0.05$.

7.2 Versagensmechanismen

Die Seitenwindstabilität von Kraftfahrzeugen wird von zwei unterschiedlichen Versagenskriterien bestimmt. Das erste ist das Kippkriterium R_K , das angibt, ab wann sich ein Fahrzeug überschlägt und das zweite ist das Rutschkriterium S_K , das die Spurabweichung des Kraftfahrzeugs bewertet. In der Literatur sind viele unterschiedliche Kippkriterien vorgeschlagen worden, von denen in diesem Abschnitt die vier wichtigsten vorgestellt und verglichen werden sollen.

Das einfachste Kriterium ist das Static-Rollover-Threshold (SRT) Modell, das auch als Static Stability Factor (SSF) bekannt ist, siehe [213]. Es basiert auf dem in Abbildung 7.12 dargestellten Fahrzeugmodell der Masse m mit der Schwerpunkthöhe h_S und der Spurweite T_K . Mit dem Momentengleichgewicht um den Punkt MR

$$ma_y h_S = \frac{T_K}{2} (F_{Rz} - F_{Lz}) - mg \Delta_y \quad (7.27)$$

und dem Kräftegleichgewicht in z -Richtung $F_{Rz} + F_{Lz} = mg$ ergibt sich die maximal ertragbare Querbeschleunigung a_y bevor das Fahrzeug kippt zu

$$a_y = g \left(\frac{T_K - 2\Delta_y}{2h_S} \right). \quad (7.28)$$

Typische kritische Querbeschleunigungswerte für Kraftfahrzeuge liegen für PKW deutlich über $1g$, für Vans, Transporter und kleine LKW zwischen $0.8g$ und $1.2g$ und für schwere LKW manchmal sogar deutlich unter $0.5g$. Diese kritischen g -Werte können schwere LKW bei engen Kurvenfahrten, überhöhter Geschwindigkeit oder starkem Seitenwind leicht erreichen, siehe [213].

Schon anhand der relativ einfachen Gleichung (7.28) kann eine Diskussion der Kippstabilität erfolgen. Es ist offensichtlich, dass ein starres/steifes Fahrwerk (kleineres Δ_y) besser als ein elastisches ist, und dass eine verrutschte oder schlecht gesicherte Ladung (permanentes Δ_y), ein platter Reifen und die Neigung der Fahrbahn die Überschlagsgefahr erhöhen. Als Gegenmaßnahme erscheint in diesem Fall eine zusätzliche Wankstütze sinnvoll.

Ein auf Energien basierender Ansatz ist der Rollover Prevention Energy Factor (RPERF). Er definiert sich als das Verhältnis unterschiedlicher potentieller und kinetischer Energien. Im Zähler steht die potentielle Energie $V_{\text{pot}}^{\text{Kipp}}$ des Fahrzeugs an der kritischen Kippposition, minus der momentanen kinetischen Rollenergie $T_{\text{kin}}^{\text{momentan}}$, minus der momentanen potentiellen Energie $V_{\text{pot}}^{\text{momentan}}$. Im Nenner steht die Differenz von $V_{\text{pot}}^{\text{Kipp}}$ und der potentiellen Energie $V_{\text{pot}}^{\text{Ruhe}}$ im ruhenden, statischen Fall. Hieraus ergibt sich die Formel

$$\text{RPERF} = \frac{V_{\text{pot}}^{\text{Kipp}} - T_{\text{kin}}^{\text{momentan}} - V_{\text{pot}}^{\text{momentan}}}{V_{\text{pot}}^{\text{Kipp}} - V_{\text{pot}}^{\text{Ruhe}}}. \quad (7.29)$$

Versagen wird detektiert, wenn der RPERF kleiner oder gleich Null ist, siehe [140]. Dieses Kriterium ist konservativ, da die bei Kraftfahrzeugen sicherlich nicht kleine

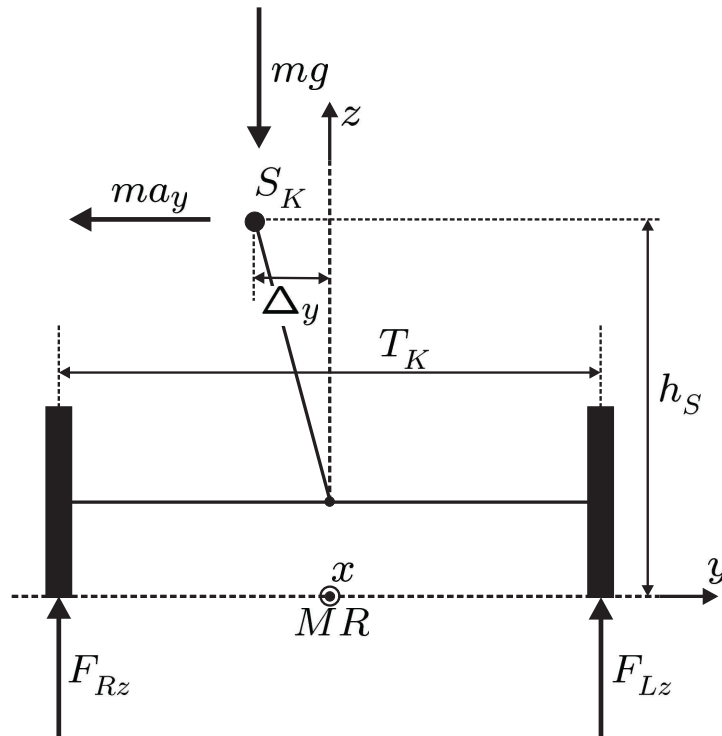


Abbildung 7.12: Skizze zum SRT-Kippkriterium für ein elastisches Fahrwerk

Dämpfungsarbeit vollständig vernachlässigt wird.

Ein weiteres Kippkriterium ist das Critical Distance Ratio (CDR), das den lateralen Abstand zwischen dem Schwerpunkt des Fahrzeugs und dem äußeren Aufstandspunkt des Reifens zur halben Spurweite ins Verhältnis setzt. Das CDR ist ein sehr anschauliches Maß zur Bestimmung der Überschlagsstabilität von Kraftfahrzeugen und liefert realistischere Ergebnisse als der RPERF, siehe [140].

Für das in dieser Arbeit verwendete Halbfahrzeugmodell sind die Kriterien RPERF und CDR ungeeignet, da für diese ein vollständiges Fahrzeugmodell mit zwei Spuren vorhanden sein muss. Das Kippen des Fahrzeugmodells wird über ein dem SRT ähnliches Kriterium bestimmt. Das Load Transfer Ratio (LTR) ist über die Gleichung

$$\text{LTR} = \frac{F_{Rz} - F_{Lz}}{F_{Rz} + F_{Lz}} \quad (7.30)$$

definiert und zeigt Versagen an, wenn $\|\text{LTR}\| \geq 1$ ist. Unter Bezugnahme auf Abbildung 7.13 kann mit der Momentenbilanz um den Punkt MR und mit der Kräftebilanz in z -Richtung das LTR als Gleichung

$$\text{LTR} = \frac{2(M_x + m_K a_y z_0 - F_z z_0)}{T_K (m_K g + m_K a_z - F_z)} = R_K \quad (7.31)$$

und damit als Kippkoeffizient R_K beschrieben werden, siehe [140], [117], [100] und [159].

Ein in [140] durchgeführter Vergleich des RPERF, des CDR und des LTR hat gezeigt, dass das LTR eine sehr konservative Schätzung des Überschlagens liefert, gefolgt vom

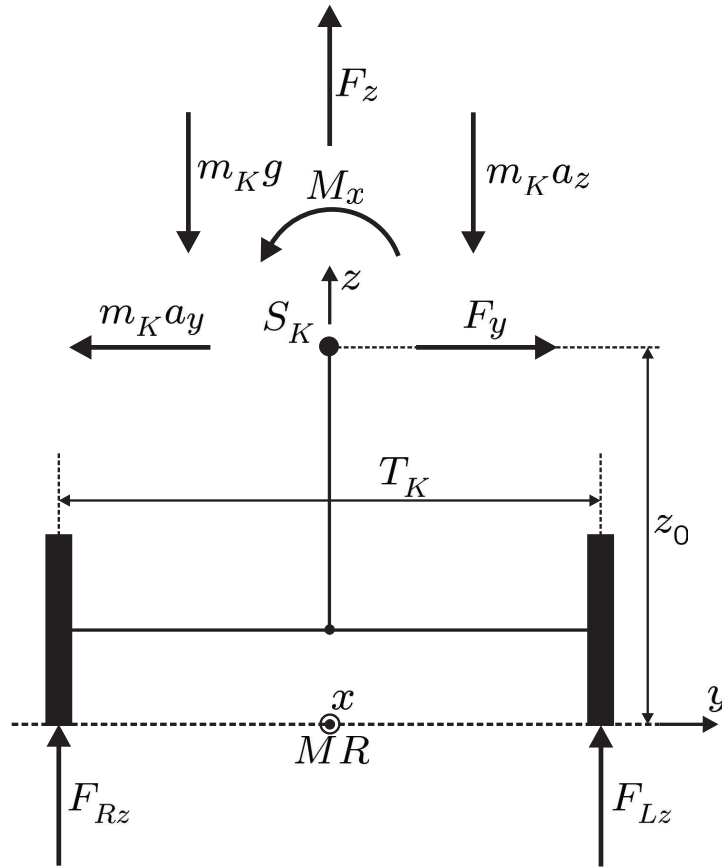


Abbildung 7.13: Skizze zum LTR-Kippkriterium für das in dieser Arbeit verwendete Halbfahrzeugmodell

RPERF. Das CDR ist das realistischste Kriterium. Hierbei muss aber natürlich berücksichtigt werden, dass die Kriterien RPERF und CDR wirklich das Kippen abbilden, während der LTR nur angibt, dass ein Rad keine Aufstandskraft mehr besitzt. Dies bedeutet aber natürlich nicht sofort ein Versagen des Fahrzeugs. Trotz dieser Nachteile des LTR-Kriteriums wurde es in dieser Arbeit erfolgreich verwendet.

Im Gegensatz zum Kippkriterium ist das Rutschkriterium sehr einfach mit

$$S_K = \frac{y_0(t)}{y_{0\max}} \quad (7.32)$$

angebar, wobei Versagen wieder bei $\|S_K\| \geq 1$ detektiert wird und $y_{0\max}$ eine vorzugebende Versagensschranke ist.

Die Zusammenfassung der beiden Versagenskriterien in eine einzige Grenzzustandsfunktion erfolgt mit der Gleichung

$$g(\mathbf{z}) = 1 - \max \{\|R_K\|, \|S_K\|\}, \quad (7.33)$$

welche für Subset Simulationen mit der variablen Schranke $b_{\text{Schranke}} \in [0, 1]$ zu

$$g(\mathbf{z}, b_{\text{Schranke}}) = b_{\text{Schranke}} - \max \{\|R_K\|, \|S_K\|\} \quad (7.34)$$

umgeschrieben werden muss, um die Abfolge der einzelnen Versagensgebiete zu konstruieren.

7.3 Sensitivitätsanalyse

Aufgrund der hohen Anzahl (18) von Zufallsvariablen des Böenmodells ohne Turbulenz wird eine Sensitivitätsanalyse durchgeführt, um die wichtigsten Variablen zu extrahieren, die den größten Einfluss auf die Versagenswahrscheinlichkeit des Kraftfahrzeugs haben.

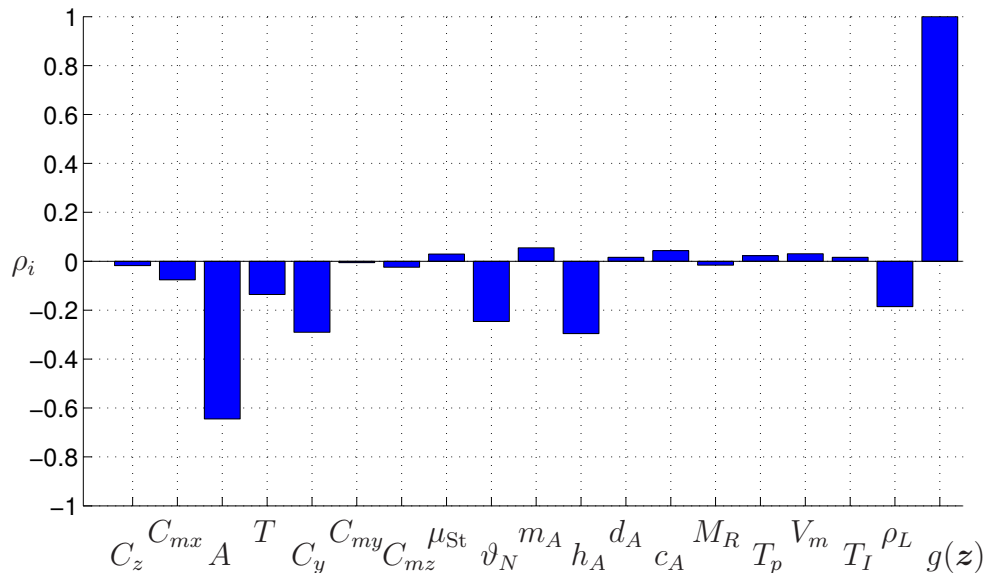


Abbildung 7.14: Lineare Korrelationskoeffizienten ρ_i der Zufallsvariablen bezüglich der Grenzzustandsfunktion $g(\mathbf{z})$ (R_K & S_K berücksichtigt) berechnet über ein LHS-Verfahren am Ursprung des Koordinatensystems für $u_0 = 16 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$, $v_0 = 100 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$ und trockener Fahrbahn

Hierzu werden in einem ersten Anlauf über eine globale Korrelationsanalyse mit vorhergehendem Latin-Hypercube-Sampling (LHS) die Korrelationskoeffizienten ρ_i bezüglich der Grenzzustandsfunktion $g(\mathbf{z})$ bestimmt (Kriterien R_K & S_K berücksichtigt). Die Berechnung erfolgt um den Ursprung des Koordinatensystems herum, da noch kein Wissen über den Einfluss der einzelnen Zufallsvariablen bekannt ist. In Abbildung 7.14 sind die Korrelationskoeffizienten dargestellt. Die herausragenden negativen Variablen sind die Böenamplitude A , der aerodynamische Widerstandskoeffizient der Seitenkraft C_y , die Schwerpunkthöhe des Aufbaus h_A , der Neigungswinkel der Straße v_N , die Dichte der Luft ρ_L und die Böenlänge T . Eine Erhöhung dieser Variablen führt zu einer Absenkung des Wertes der Grenzzustandsfunktion. Positive Variablen sind die Aufbaumasse m_A , die Wank-Federsteifigkeit c_A , der Verstärkungsfaktor V_m und der Reibwert der Straße μ_{St} . Eine Erhöhung dieser Variablen führt zu einer Vergrößerung des Wertes der Grenzzustandsfunktion. Die Berücksichtigung der beiden Versagenskriterien R_K und S_K in einer einzigen Grenzzustandsfunktion bedeutet hierbei, dass die Korrelationskoeffizienten gemittelte Einflüsse beider Kriterien beinhalten und somit keine Unterscheidung mehr vorgenommen werden kann.

Ein Vergleich der Abbildung 7.14 (R_K & S_K) mit den Abbildungen 7.15 (nur R_K) und 7.16 (nur S_K) zeigt eindeutig, dass für trockene Fahrbahnen vor allem das Kippkriterium R_K überwiegt und das Schlupfkriterium S_K fast keinen Einfluss auf die Größe der

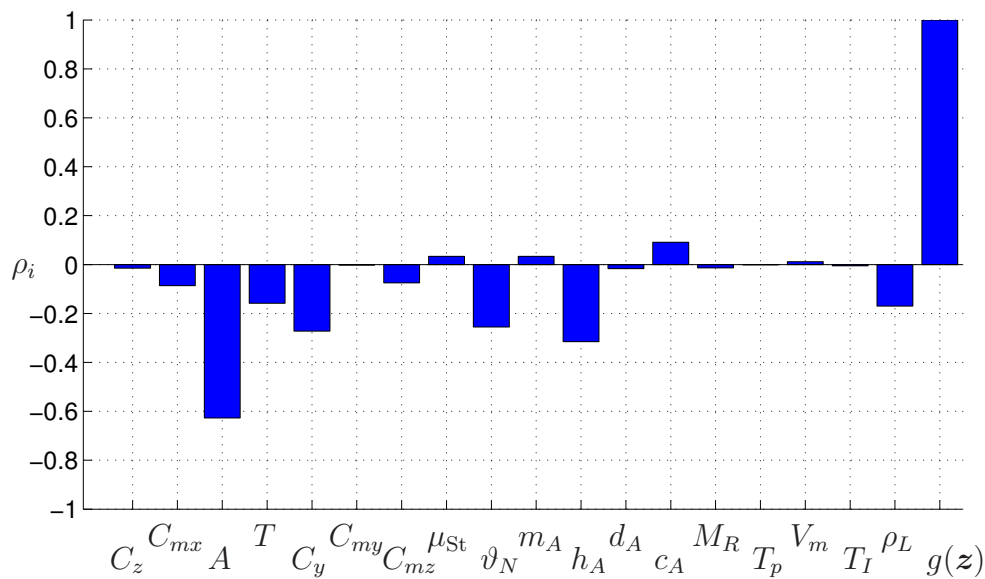


Abbildung 7.15: Lineare Korrelationskoeffizienten ρ_i der Zufallsvariablen bezüglich der Grenzzustandsfunktion $g(\mathbf{z})$ (nur R_K berücksichtigt) berechnet über ein LHS-Verfahren am Ursprung des Koordinatensystems für $u_0 = 16 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$, $v_0 = 100 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$ und trockener Fahrbahn

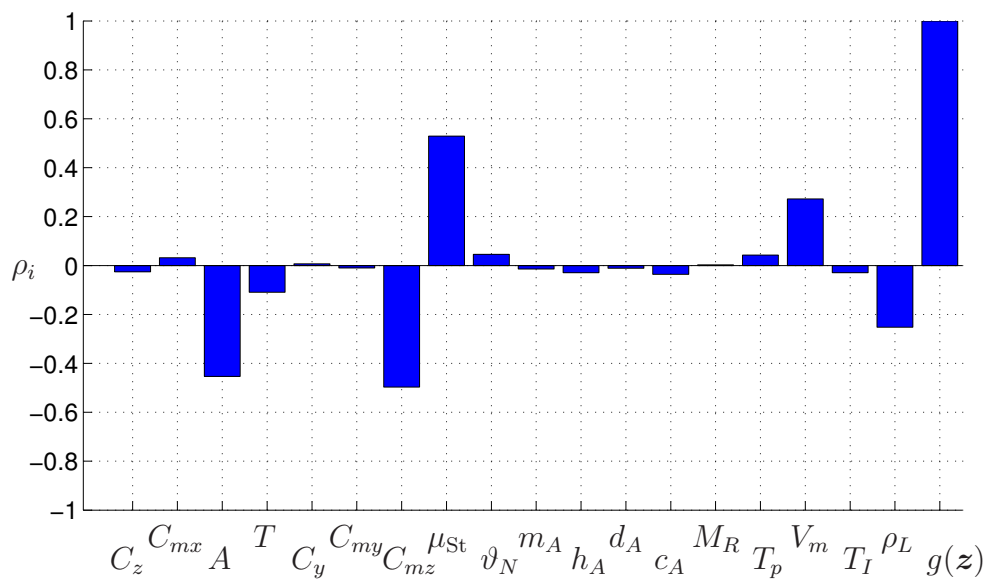


Abbildung 7.16: Lineare Korrelationskoeffizienten ρ_i der Zufallsvariablen bezüglich der Grenzzustandsfunktion $g(\mathbf{z})$ (nur S_K berücksichtigt) berechnet über ein LHS-Verfahren am Ursprung des Koordinatensystems für $u_0 = 16 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$, $v_0 = 100 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$ und trockener Fahrbahn

Korrelationskoeffizienten hat.

Die bezüglich des Rutschkriteriums kritischen Zufallsvariablen (siehe Abbildung 7.16) sind die Böenamplitude A , das aerodynamische Gier-Widerstandsmoment C_{mz} , der Reibwert μ_{St} der Rad-Straßenpaarung, der Verstärkungsfaktor V_m und die Dichte der

Luft ρ_L . Hierbei führt eine Erhöhung des Reibwertes und des Verstärkungsfaktors zu einer größeren Schlupfstabilität, während eine Vergrößerung der Böenamplitude, des Gier-Widerstandmoments und der Dichte der Luft eine Verkleinerung der Schlupfstabilität bewirkt.

Eine für eine glatte Fahrbahn ausgeführte lineare Korrelationsanalyse um den Ursprung herum hat keine nennenswert anderen Ergebnisse ergeben, als in den vorhergehenden Abbildungen gezeigt. Deshalb werden hierzu keine Berechnungen dargestellt.

Eine Sensitivitätsanalyse um den Bemessungspunkt (MPP) herum wurde bis jetzt aufgrund mangelnder Informationen über die Lage dieses Punktes nicht vorgenommen. Im Vorgriff auf die im nächsten Abschnitt vorgestellte Zuverlässigkeitsanalyse kann auch hier schon erwähnt werden, dass das Auffinden des MPP über eine normale Optimierungsroutine nicht möglich war. Ohne vorhergehende Kenntnis eines sehr guten Einzugsbereiches bricht die Suche erfolglos ab.

Eine Möglichkeit den Einzugsbereich kennenzulernen, besteht über eine vorgeschaltete Subset Simulation (siehe Anhang C und Abschnitt 7.4 zur Zuverlässigkeitsanalyse).

In den Abbildungen 7.17 und 7.18 ist eine Morris-Sensitivitätsanalyse für $u_0 = 16 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$, $v_0 = 100 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$ und trockener Fahrbahn dargestellt, wobei die einzelnen Bilder jeweils einen anderen Zahlenbereich auflösen. Der Übersichtlichkeit halber werden den einzelnen Zufallsvariablen Zahlen zugeordnet, die wie folgt definiert sind:

1 $\hat{=}$ C_z , 2 $\hat{=}$ C_{mx} , 3 $\hat{=}$ A , 4 $\hat{=}$ T , 5 $\hat{=}$ C_y , 6 $\hat{=}$ C_{my} , 7 $\hat{=}$ C_{mz} , 8 $\hat{=}$ μ_{St} , 9 $\hat{=}$ ϑ_N , 10 $\hat{=}$ m_A , 11 $\hat{=}$ h_A , 12 $\hat{=}$ d_A , 13 $\hat{=}$ c_A , 14 $\hat{=}$ M_R , 15 $\hat{=}$ T_p , 16 $\hat{=}$ V_m , 17 $\hat{=}$ T_I , 18 $\hat{=}$ ρ_L . Aus

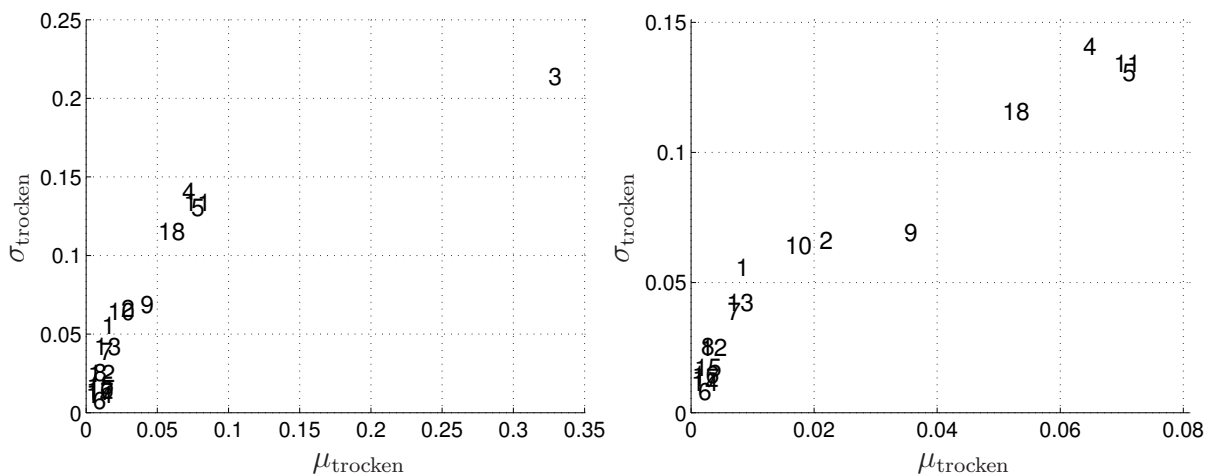


Abbildung 7.17: Morris-Sensitivitätsanalyse um den MPP für $u_0 = 16 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$, $v_0 = 100 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$ und trockener Fahrbahn

den Ergebnissen ist zu erkennen, dass die Zufallsvariablen A , h_A , C_y , T , ρ_L und ϑ_N einen großen Einfluss haben, während die Variablen c_A , C_{mz} , d_A , μ_{St} , T_p , V_m , T_I , M_R und C_{my} fast keine Änderung der Versagenswahrscheinlichkeit bewirken. Die Variablen C_{mx} , m_A und C_z liegen zwischen diesen beiden Extremen.

Interessanterweise ist bei trockener Fahrbahn die Empfindlichkeit der Versagenswahrscheinlichkeit auf eine Änderung der Fahrerparameter relativ gering. Da bei trockener Fahrbahn das Kraftfahrzeug deutlich eher umkippt als zur Seite wegrutscht, bedeutet dieses Ergebnis, dass das Überschlagen unabhängig vom Fahrerverhalten stattfindet

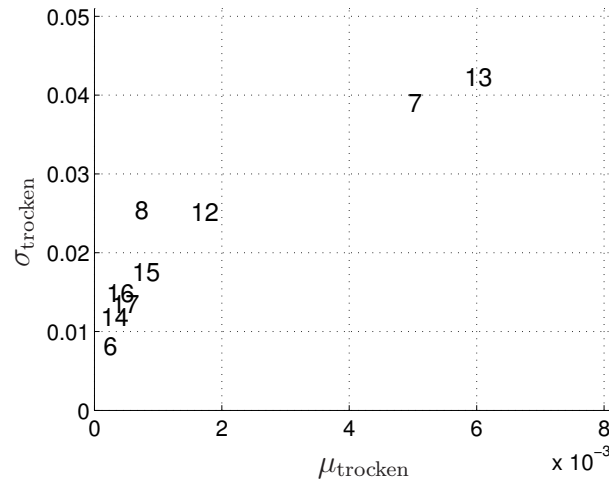


Abbildung 7.18: Morris-Sensitivitätsanalyse um den MPP für $u_0 = 16 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$, $v_0 = 100 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$ und trockener Fahrbahn

und auch ein sehr guter Fahrer das Kraftfahrzeug nicht stabilisieren kann, falls eine kritische Situation auftritt.

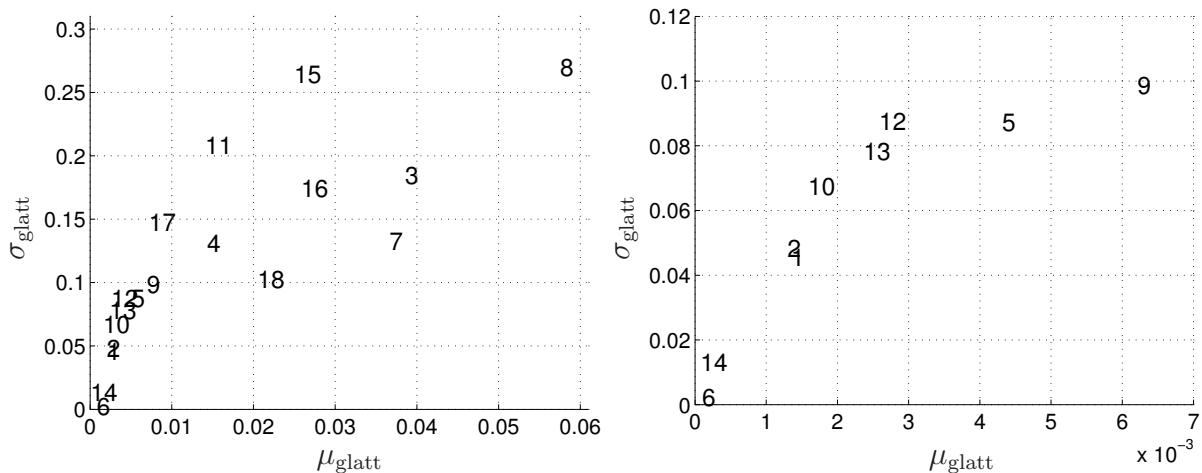


Abbildung 7.19: Morris-Sensitivitätsanalyse um den MPP für $u_0 = 10 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$, $v_0 = 100 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$ und glatter Fahrbahn

In Abbildung 7.19 ist eine Morris-Sensitivitätsanalyse für $u_0 = 10 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$, $v_0 = 100 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$ und glatter Fahrbahn dargestellt. Die geringe mittlere Windgeschwindigkeit von $u_0 = 10 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$ wurde gewählt, da hier ein vollständig anderer wichtiger Bereich im Raum der Zufallsvariablen existiert als für höhere mittlere Windgeschwindigkeiten. Die Auswertungen der Subset Simulationen für eine glatte Fahrbahn haben gezeigt, dass zwar bei hohen mittleren Windgeschwindigkeiten das Kippkriterium dominiert, aber für niedrigere mittlere Windgeschwindigkeiten eine starke Verschiebung in Richtung des Schlupfkriteriums stattfindet.

Die herausragenden Variablen für glatte Fahrbahnen sind, wie in Abbildung 7.19 deutlich zu sehen ist, μ_{St} , A , C_{mz} , T_p , V_m , ρ_L , h_A , T und T_I . Eher unwichtige Zufallsvariablen

sind ϑ_N , C_y , d_A , c_A , m_A , C_{mx} , C_z , M_R und C_{my} . Besonders auffällig ist an den Ergebnissen, dass im Gegensatz zur trockenen Fahrbahn die Fahrerparameter und damit der Fahrer an sich einen großen Einfluss auf das Versagen des Kraftfahrzeugs haben. Ein sehr guter, vorausschauender Fahrer mit einer schnellen und ausreichend starken Reaktion ist somit für eine Fahrt auf glatter Fahrbahn im Vorteil.

7.4 Zuverlässigkeitsanalyse

Bei der Zuverlässigkeitsanalyse von Kraftfahrzeugen unter starkem Seitenwind hat die reine Böenanregung gegenüber der Anregung durch einen turbulenten Zeitprozess einen deutlich höheren Stellenwert. Dieser Umstand liegt vor allem darin begründet, dass für Kraftfahrzeuge keine Risikoanalyse einer Fahrstrecke durchgeführt wird und aufgrund der Individualität jedes Fahrzeugs auch nicht durchgeführt werden kann. Weiterhin würde sich ein realer, menschlicher Fahrer sehr schnell an ein turbulentes Windfeld adaptieren und dann ein temporär besseres Lenkverhalten besitzen. Das in dieser Arbeit verwendete Fahrermodell ist aber ein nicht-adaptiver Regler, so dass hier keine realistische Simulation des Fahrzeug- und Fahrerverhaltens möglich wäre. Einer der wichtigsten Gründe, der für eine Betonung der Böenlasten spricht, ist aber die Tatsache, dass Untersuchungen, siehe [145], gezeigt haben, dass Unfälle vor allem an besonders gefährlichen Stellen passieren, an denen extreme Böengeschwindigkeiten auftreten. Diese extremen Böenlasten führen dann zum Versagen der Kraftfahrzeuge. Basierend auf diesen Überlegungen werden in diesem Kapitel Kraftfahrzeuge unter kurzzeitiger Böenbelastung betrachtet.

Ähnlich zur Zuverlässigkeitsanalyse von Schienenfahrzeugen berechnet sich die bedingte Versagenswahrscheinlichkeit pro Böenereignis

$$P_B(u_0, v_0, \alpha_{w0}) = \int_{F(u_0, v_0, \alpha_{w0})} f(\hat{z}|u_0) d\hat{z} \quad (7.35)$$

als Integral über das nur punktweise bekannte Versagensgebiet $F(u_0, v_0, \alpha_{w0})$. Hieraus ist ohne weiters über eine Integration von Gleichung (7.35)

$$P_B^{\text{gesamt}} = \int_{u_{0,u}}^{u_{0,o}} \int_0^{2\pi} \int_{v_{0,u}}^{v_{0,o}} P_B(u_0, v_0, \alpha_{w0}) f(u_0, \alpha_{w0}) f(v_0) dv_0 d\alpha_{w0} du_0 \quad (7.36)$$

die vollständige Versagenswahrscheinlichkeit P_B^{gesamt} pro Böenereignis bestimmbar. Bei einer Untersuchung mit zeitlich variabler Fahrgeschwindigkeit $v(t)$ ist die Wahrscheinlichkeit $P_B(u_0, v(t), \alpha_{w0})$ eine Funktion des Geschwindigkeitsverlaufs und eine Integration über die Fahrgeschwindigkeit ist nicht mehr so einfach durchführbar.

Ähnlich wie beim Schienenfahrzeug ist die Berechnung des 18-dimensionalen Wahrscheinlichkeitsintegrals (7.35) die größte Herausforderung bei der Bestimmung der Versagenswahrscheinlichkeit des Kraftfahrzeugs. Im vorhergehenden Abschnitt 7.3 zur Sensitivitätsanalyse wurde schon erwähnt, dass aufgrund der hochgradig nichtlinearen Struktur der Grenzzustandsfunktion und der hohen Dimension des Problems eine einfache Bestimmung des MPP nicht möglich ist. Da auch für das Line Sampling eine

herausragende Simulations-Richtung notwendig ist, kann diese Monte-Carlo Methode zunächst nicht eingesetzt werden.

Für solche Probleme ist die Subset Simulation sehr gut geeignet, da diese Methode keine Informationen über das Versagensgebiet benötigt. Die erzeugten Markov-Ketten werden so simuliert, dass sie quasi von alleine in die wichtigen Gebiete hineinlaufen und damit den guten Einzugsbereich für eine anschließende FORM Approximation oder für eine Line Sampling Simulation markieren, siehe Anhang C. Diese Vorgehensweise wurde bei der Untersuchung der Versagenswahrscheinlichkeit des Kraftfahrzeugmodells durchgängig eingehalten, da sie sehr gute Ergebnisse bei überschaubarem, numerischem Aufwand liefert.

7.4.1 Konstante Geschwindigkeit

Die in diesem Abschnitt dargestellten Ergebnisse basieren auf Rechnungen, die eine konstante Geschwindigkeit des Fahrzeugs voraussetzen. Hiermit wird das Szenario abgebildet, dass aufgrund der Plötzlichkeit der Böe und der Trägheit des Fahrzeugs die Fahrgeschwindigkeit annähernd konstant bleibt. Die Ergebnisse teilen sich weiterhin in die beiden Bereiche trockene und glatte Fahrbahn auf, da bei glatter Fahrbahn das seitliche Wegrutschen des Fahrzeugs eine deutlich wahrscheinlichere Versagensart ist.

Trockene Fahrbahn

In Abbildung 7.20 ist repräsentativ der Verlauf der Startpunkte der Markov-Ketten einer Subset Simulation aufgezeigt.

Von den Startpunkten aus werden jeweils die Markov-Ketten neu gestartet, die in das neue Unter-Versagensgebiet laufen sollen. Diese Punkte verteilen sich daher so im Versagensgebiet, dass sie eine maximale Auftretenswahrscheinlichkeit besitzen. Somit sind die Koordinaten dieser Startpunkte für das Auffinden wichtiger Bereiche im Zufallsraum von großer Bedeutung.

In Abbildung 7.20 ist weiterhin sehr schön zu sehen, wie im Verlauf der Subset Simulation die einzelnen Zufallsvariablen vom Mittelwert 0 in positive oder negative Richtung wegwandern und damit ihren großen Stellenwert anzeigen. Besonders offensichtlich ist dies an der Böenamplitude A , an der Schwerpunktshöhe h_A und an dem Seiten-Widerstandsmoment C_y zu sehen.

Eine geschätzte ausgezeichnete Richtung e_α für die Line Sampling Simulation kann dann über eine Mittelwertbildung aller letzten Startpunkte erfolgen, siehe Abbildung 7.21.

Ein Vergleich der Versagenswahrscheinlichkeiten pro Böenereignis P_B berechnet über Subset Simulation und über Line Sampling Simulation mit Verwendung der ausgezeichneten Richtung aus der Subset Simulation ist in Abbildung 7.22 links dargestellt. Die näherungsweise Übereinstimmung der beiden Ergebnisse ist sehr gut zu erkennen und zeigt, dass die vorgeschlagene Methode für das vorliegende Problem zu vernünftigen Lösungen führt. Hierbei sollte aber noch erwähnt werden, dass die Line Sampling Methode bei kleinerer Stichprobenzahl deutlich niedrigere Variationskoeffizienten liefert und somit eine bessere numerische Effizienz besitzt.

Wie in Abbildung 7.22 rechts zu sehen ist, hat bei trockener Fahrbahn die Turbulenz nur einen geringen Einfluss auf die Versagenswahrscheinlichkeit des Kraftfahrzeugs. Da

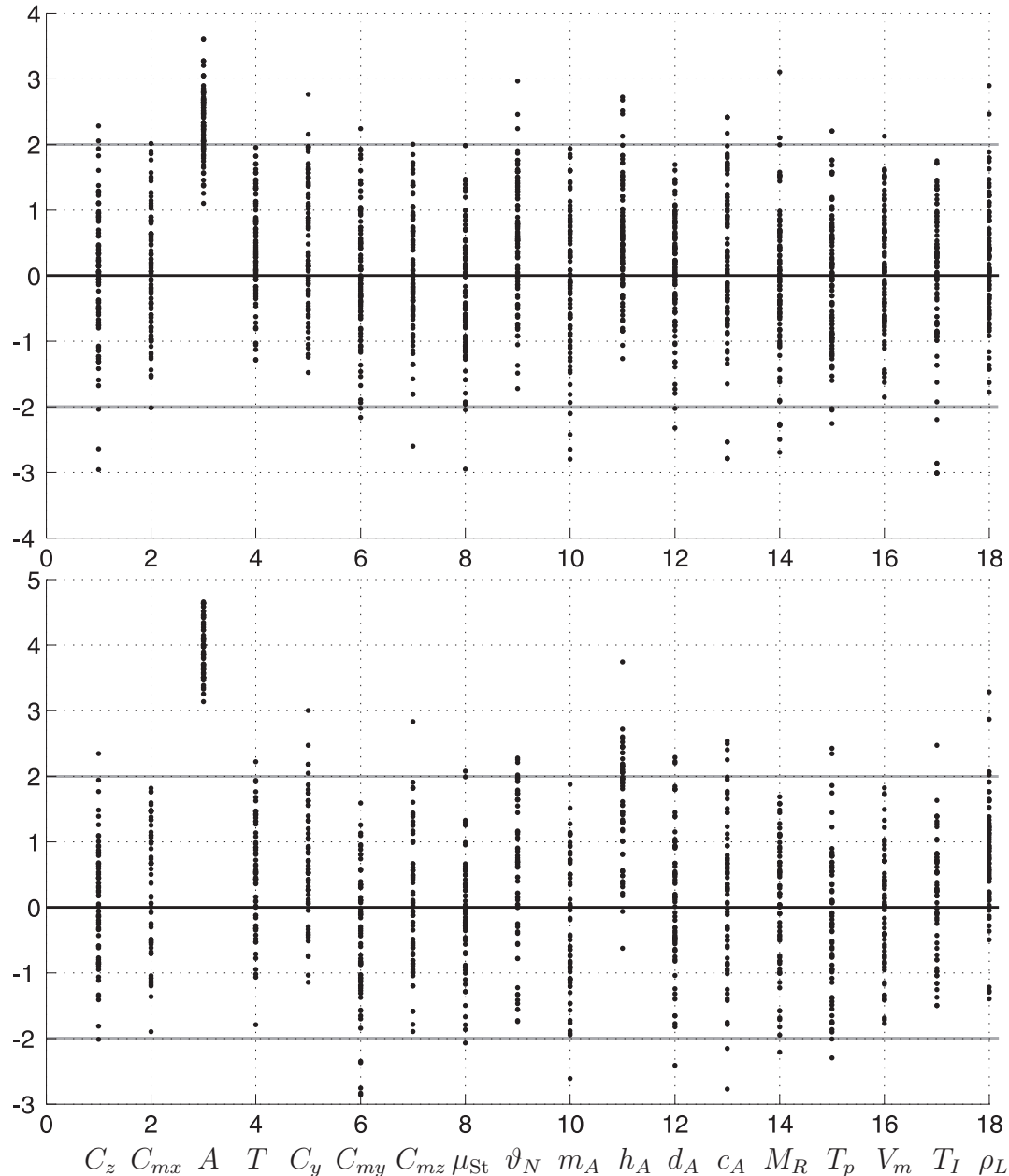


Abbildung 7.20: Startpunkteverlauf der ersten und letzten Markov-Ketten einer Subset Simulation für $u_0 = 12 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$, $v_0 = 80 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$ und trockener Fahrbahn

die turbulenten Schwankungen in der Windgeschwindigkeit vor allem zu einer Störung des Lenkverhaltens des Fahrers führen, könnte dieser geringe Einfluss mit der Tatsache verbunden sein, dass für das Kippkriterium die Fahrerreaktion weniger wichtig ist. Die Empfindlichkeit gegenüber der Turbulenz ist bei höheren mittleren Windgeschwindigkeiten größer als bei geringeren mittleren Windgeschwindigkeiten.

Erstaunlicherweise hat für Kraftfahrzeuge die Fahrgeschwindigkeit v_0 einen viel geringeren Einfluss auf die Versagenswahrscheinlichkeit als von den Schienenfahrzeugen her erwartet wurde, siehe Abbildung 7.23. Die Verringerung der Geschwindigkeit von $v_0 = 100 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$ auf $v_0 = 60 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$ reduziert P_B für $u_0 = 10 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$ um den Faktor 10 und für $u_0 = 20 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$ gerade mal um den Faktor 1.5. Hieraus kann geschlussfolgert werden,

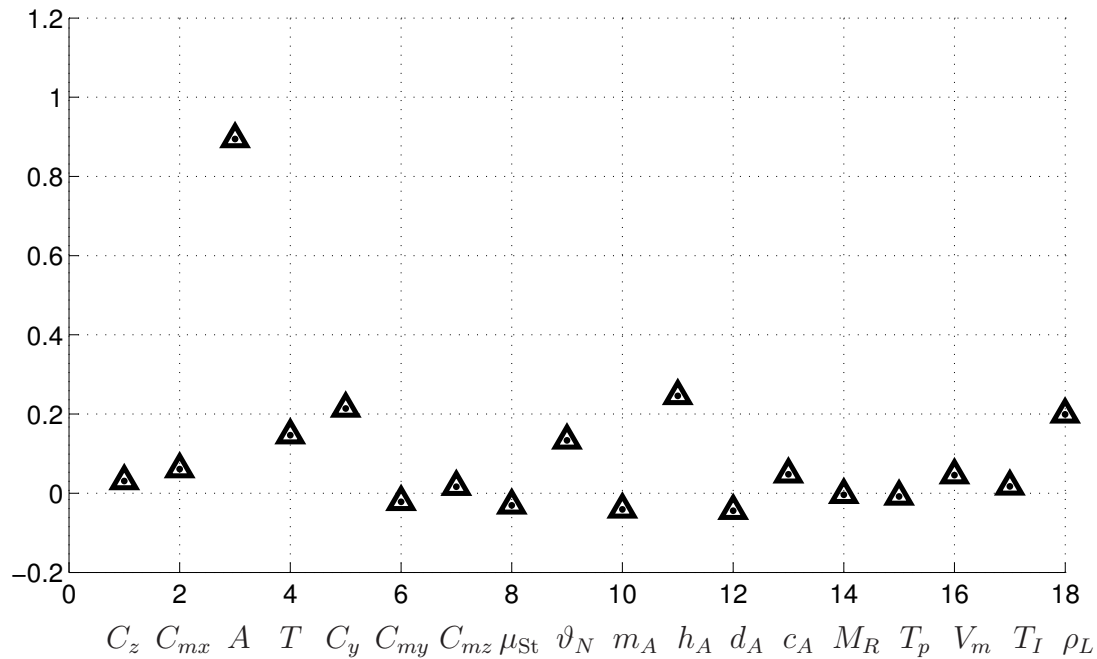


Abbildung 7.21: Gemittelte, ausgezeichnete Richtung e_α aus einer Subset Simulation für $u_0 = 12 \frac{m}{s}$, $v_0 = 80 \frac{km}{h}$ und trockener Fahrbahn

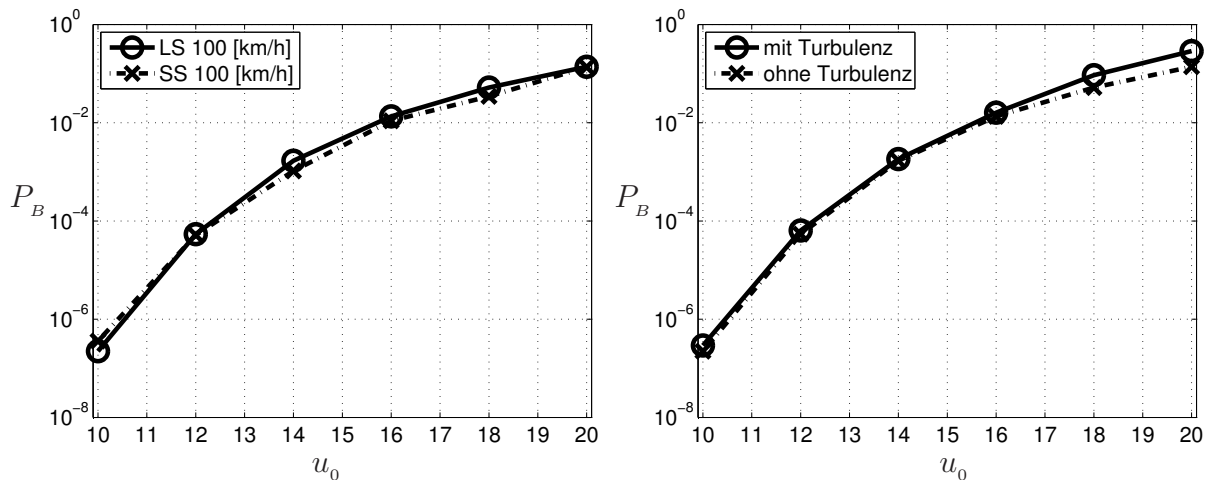


Abbildung 7.22: Vergleich der Versagenswahrscheinlichkeit P_B berechnet über Subset Simulation und Line Sampling, und Einfluss der Turbulenz auf P_B für $v_0 = 100 \frac{km}{h}$

dass an besonders gefährlichen Stellen eine Geschwindigkeitsreduktion einen sehr viel geringeren Sicherheitsgewinn liefert, als der Aufbau von Windzäunen entlang dieser Streckenabschnitte. Diese Ergebnisse entsprechen soweit der gewonnenen Erfahrung, dass bei extremen Windlasten auch äußerst vorsichtige und umsichtige Fahrer ihren LKW nicht vor dem Umkippen bewahren können.

In Abbildung 7.23 rechts ist die Reduktion der Versagenswahrscheinlichkeit für einen spitzeren Anströmwinkel α_{w0} des Windes dargestellt. Es ist klar zu erkennen, dass ein senkrecht zum Fahrzeug wehender Wind ein Worst-Case Szenario ist, und dass der

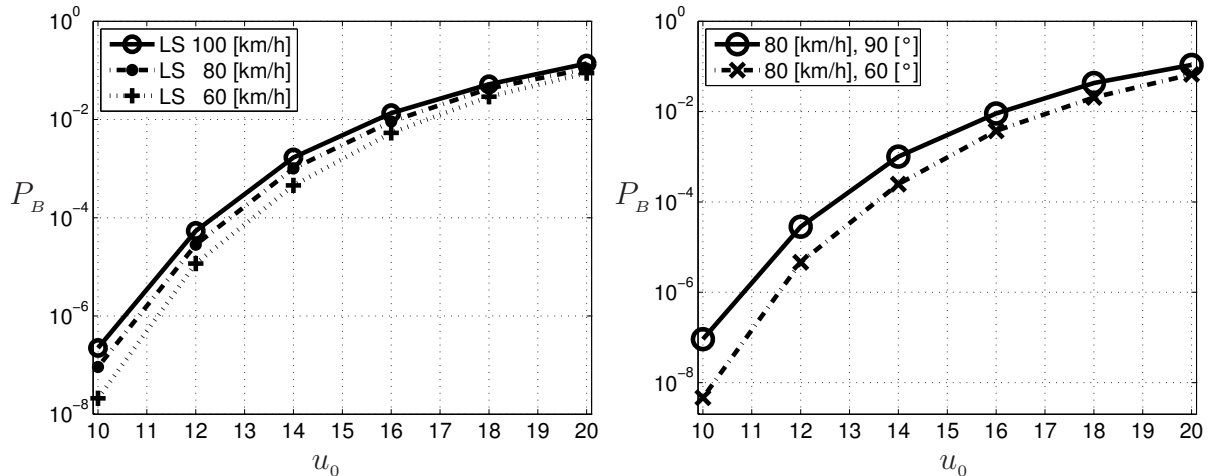


Abbildung 7.23: Versagenswahrscheinlichkeit P_B berechnet über Line Sampling für $v_0 = 60, 80, 100 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$, und P_B für die Windwinkel $\alpha_{w0} = 60, 90 [^\circ]$ für $v_0 = 80 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$

Anstieg in der Seitenwindstabilität bei Verkleinerung des Anströmwindwinkels relativ groß ist.

Wie in den Abbildungen 7.24 zu sehen ist, hat für trockene Fahrbahnen die Fahrweganregung nur einen verschwindend geringen Einfluss auf die Versagenswahrscheinlichkeit des Kraftfahrzeugmodells. Auch die kombinierte Belastungsart mit Fahrweganregung und Turbulenz erhöht die Versagenswahrscheinlichkeit nur soweit, wie es schon bei der Turbulenzanregung alleine der Fall war.

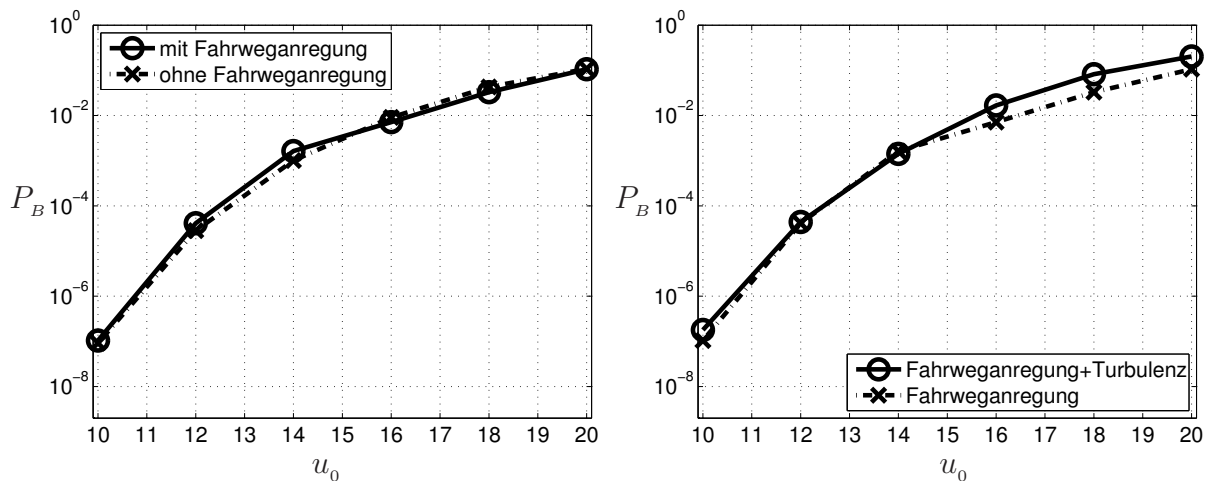


Abbildung 7.24: Versagenswahrscheinlichkeit P_B berechnet unter dem Einfluss von Fahrweganregung alleine und unter dem Einfluss von Fahrweg- und Turbulenzanregung für $v_0 = 80 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$

Glatte Fahrbahn

Für den Fall einer glatten Fahrbahnoberfläche und damit für einen deutlich geringeren Reibkoeffizienten zwischen den Rädern und der Straße werden mittlere Windgeschwin-

digkeiten von $6 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$ bis $20 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$ untersucht, da es, wie in Abbildung 7.25 gut zu sehen ist, bei einer mittleren Windgeschwindigkeit von etwa $12 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$ zu einem Wechsel des Versagensszenarios kommt.

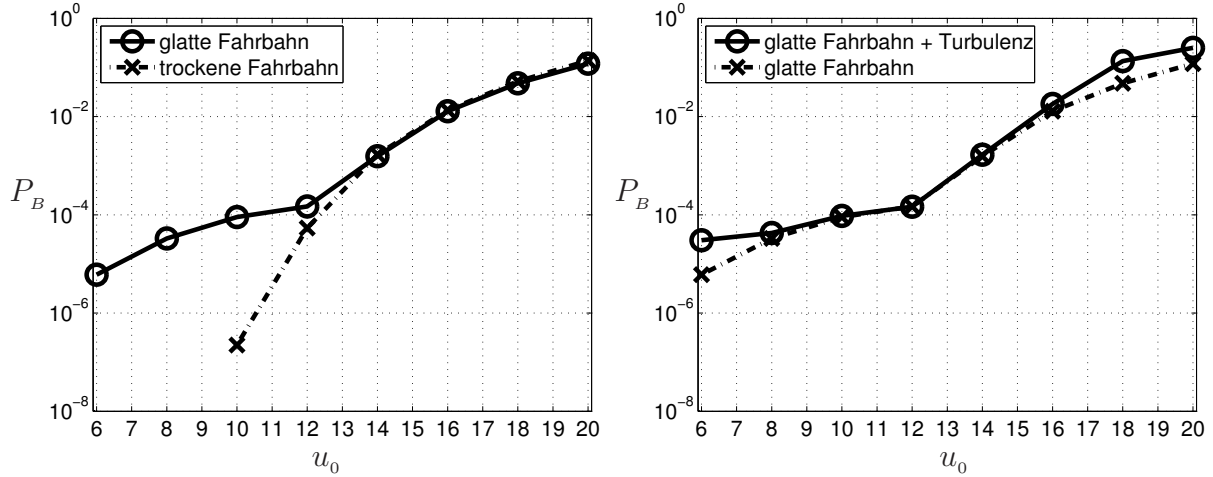


Abbildung 7.25: Vergleich von P_B für trockene und glatte Fahrbahnen und für glatte Fahrbahnen mit und ohne Turbulenz für $v_0 = 100 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$

Für höhere Windgeschwindigkeiten dominiert das Kippen des Fahrzeugs, während für niedrigere Windgeschwindigkeiten das seitliche Wegrutschen überwiegt. Dieser Zusammenhang ist auch gut in den über die Subset Simulation geschätzten MPP Punkten zu sehen. Für das Kippkriterium ergeben sich große Böenamplituden A , während für das Rutschkriterium große negative Reibwerte μ_{St} auftreten. Die Ergebnisse hierzu sind ähnlich zu den Resultaten aus den Morris-Simulationen, siehe Abbildungen 7.17 und 7.19.

Wie es aus den Ergebnissen für trockene Fahrbahnen zu erwarten war, spielt die Fahrweganregung für die mittleren Windgeschwindigkeiten, bei denen das Kippkriterium überwiegt, fast keine Rolle. In diesem Windgeschwindigkeitsbereich hat die turbulente Windanregung einen größeren Einfluss auf die Versagenswahrscheinlichkeit. In den niedrigeren Windgeschwindigkeitsbereichen erfolgt das Versagen des Kraftfahrzeugmodells hauptsächlich über das Rutschkriterium. Hier haben die Unregelmäßigkeiten der Fahrbahnoberfläche einen dominierenden Effekt und verschlechtern die Seitenwindstabilität des Kraftfahrzeugs teilweise beträchtlich, siehe Abbildungen 7.26.

7.4.2 Abgebremste Fahrt

Eine konstante Fahrgeschwindigkeit v_0 des Kraftfahrzeugs während einer starken Böe ist in der Realität ein wahrscheinlich eher seltener anzutreffender Fall. Normalerweise wird ein Fahrer die äußere Windstörung als unangenehm und gefährlich wahrnehmen und somit die Geschwindigkeit reduzieren. Diese Tatsache wird in dem folgenden Abschnitt untersucht.

Es wird die Annahme einer linear abfallenden Fahrgeschwindigkeit

$$v(t) = v_0 - \Delta v_0 t \quad (7.37)$$

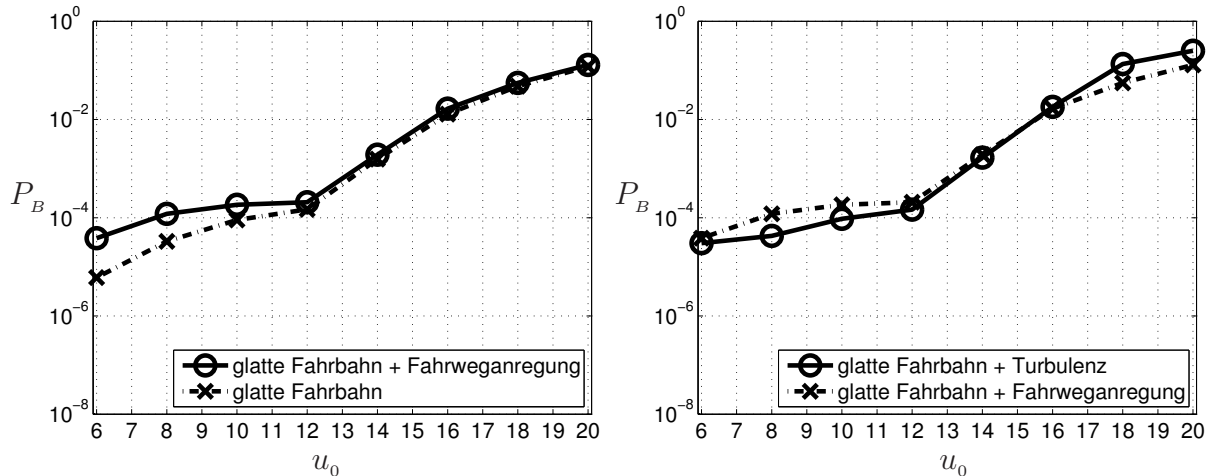


Abbildung 7.26: Vergleich von P_B für glatte Fahrbahnen mit und ohne Fahrweganregung und Turbulenz für $v_0 = 100 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$

getroffen, wie sie auch schon in Abschnitt 4.3.3 eingeführt wurde. Die Böen-, Turbulenz- und Fahrweganregung müssen also bezüglich dieser zeitvarianten Geschwindigkeit modifiziert werden, wie es in Abschnitt A.2.1 aufgezeigt wird. Die Ergebnisse der Rech-

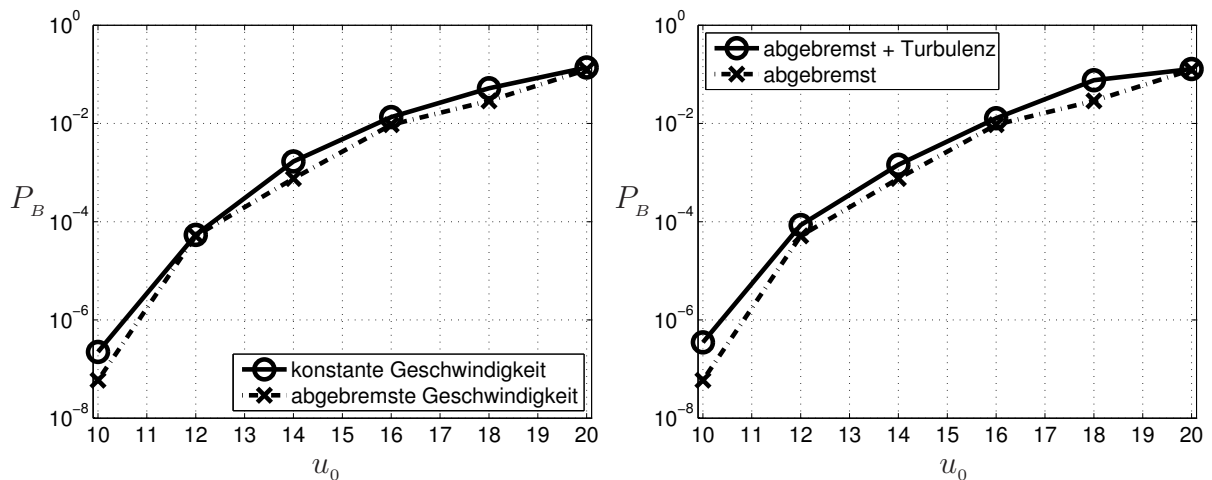


Abbildung 7.27: Vergleich von P_B für konstante und abnehmende Geschwindigkeit und für abgebremste Fahrt mit und ohne Turbulenz für $v_0 = 100 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$

nungen für eine abgebremste Fahrgeschwindigkeit zeigen, siehe Abbildungen 7.27, dass es zwischen konstanter und abgebremster Fahrt fast keinen Unterschied in der Versagenswahrscheinlichkeit gibt. Dies deckt sich gut mit den Beobachtungen zu Versagenswahrscheinlichkeiten für unterschiedliche Fahrgeschwindigkeiten, siehe Abbildung 7.23, bei denen festgestellt wurde, dass die Fahrgeschwindigkeit nur einen geringen Einfluss auf P_B besitzt.

Weiterhin sind auch die Einflüsse der Fahrweganregung und der Turbulenz erkennbar, aber nicht besonders signifikant, siehe Abbildungen 7.27 und 7.28. Die Turbulenz führt zu einer geringen Erhöhung der Versagenswahrscheinlichkeit, während für die

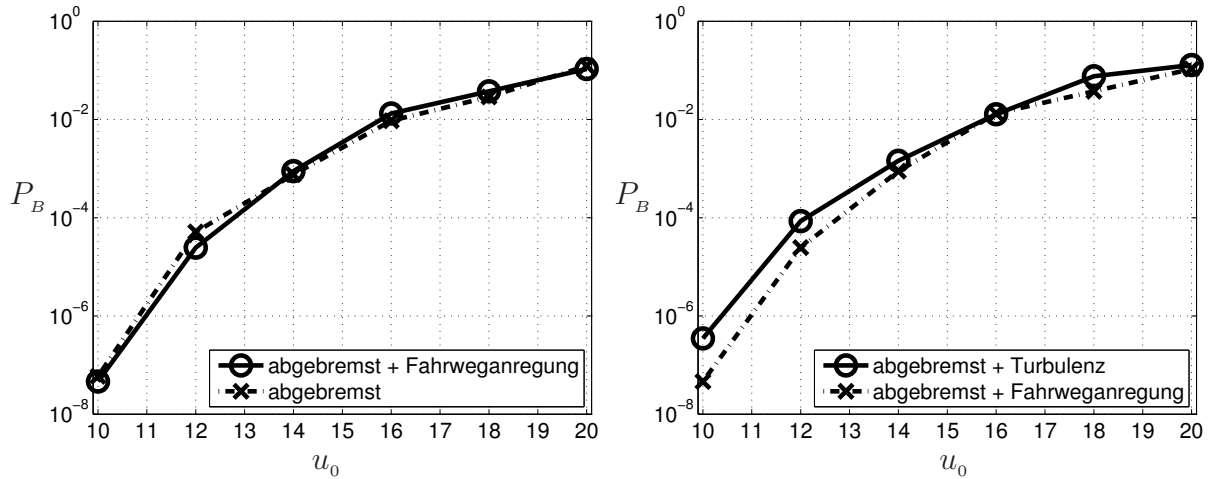


Abbildung 7.28: Vergleich von P_B für abgebremste Fahrt mit und ohne Fahrweganregung und für abgebremste Fahrt mit Fahrweganregung und mit Turbulenz für $v_0 = 100 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$

Fahrplananregung kein Trend ausgemacht werden kann und die Einflüsse in der statistischen Unsicherheit des Wahrscheinlichkeitsschätzers untergehen. Somit kann auch hier geschlossen werden, dass eine Geschwindigkeitsreduktion des Fahrzeugs die Seitenwindstabilität nur geringfügig erhöht.

7.5 Weitergehende Untersuchungen

7.5.1 Einfluss unsicherer Wahrscheinlichkeitsdichten

Wie auch beim Schienenfahrzeug sind beim Kraftfahrzeugmodell die Wahrscheinlichkeitsdichten der Zufallsvariablen selbst unsicher. Aufgrund des begrenzten Wissens werden z.B. die Aufbaumasse m_A und die Schwerpunktshöhe h_A als normalverteilt angenommen. Diese Annahme wird in diesem Abschnitt aufgehoben. Für die Aufbaumasse und die Schwerpunktshöhe erscheint eine zu kleineren Werten schiefe Extremwertverteilung

$$f(m_A) = \frac{\exp\left(\frac{m_A - \mu_{m_A}}{\sigma_{m_A}}\right)}{\sigma_{m_A}} \exp\left\{-\exp\left(\frac{m_A - \mu_{m_A}}{\sigma_{m_A}}\right)\right\} \quad (7.38)$$

bzw.

$$f(h_A) = \frac{\exp\left(\frac{h_A - \mu_{h_A}}{\sigma_{h_A}}\right)}{\sigma_{h_A}} \exp\left\{-\exp\left(\frac{h_A - \mu_{h_A}}{\sigma_{h_A}}\right)\right\} \quad (7.39)$$

sinnvoll, da die Beladung eines LKW nach oben beschränkt ist, siehe hierzu auch Abbildung 7.29.

Die Analyse der Einflüsse der geänderten Wahrscheinlichkeitsdichten kann effizient über einen MLSQ-IS Ansatz erfolgen. In Abbildung 7.30 ist gut zu erkennen, dass

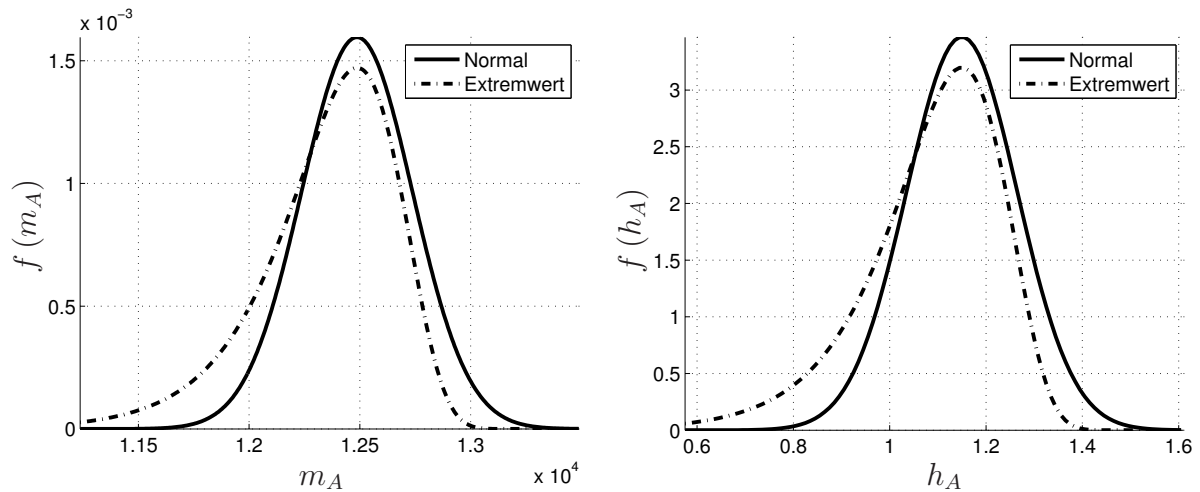


Abbildung 7.29: Vergleich der Normalverteilung mit der Extremwertverteilung für die Parameter m_A und h_A

bei Änderung der Dichte für die Aufbaumasse die Versagenswahrscheinlichkeit steigt, während für die Schwerpunkthöhe der gegenteilige Effekt eintritt und die Versagenswahrscheinlichkeit fällt. Diese Zusammenhänge können auch gut aus der Anschauung heraus erklärt werden. Die Gewichtskraft ist bezüglich des Kippkriteriums die einzige Rückstellkraft, so dass eine Verringerung der Masse auch sofort zu einer höheren Kippgefahr führt. Bei Variation der Dichte der Schwerpunkthöhe stellt sich der genau gegenteilige Effekt ein.

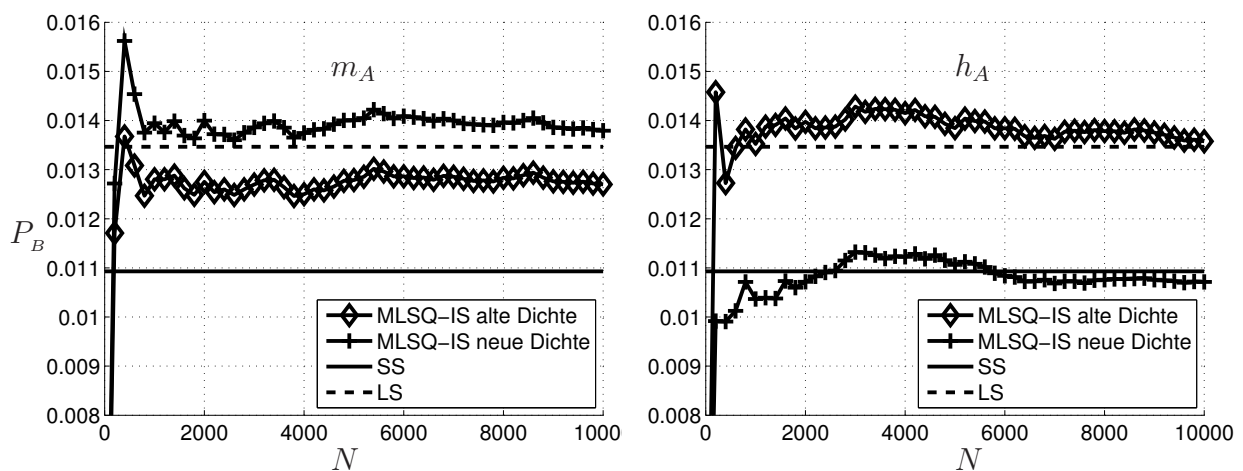


Abbildung 7.30: Variation der Versagenswahrscheinlichkeit P_B bei Änderung der Dichten $f(m_A)$ (links) und $f(h_A)$ (rechts) für $v_0 = 100 \left[\frac{\text{km}}{\text{h}} \right]$ und $u_0 = 16 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$ berechnet über MLSQ-IS

7.5.2 Untersuchung für eine ausgezeichnete Wegstrecke

In diesem Abschnitt wird unter Vernachlässigung des Windwinkels α_{w0} die kumulative Versagenswahrscheinlichkeit P_B^{gesamt} des Kraftfahrzeugmodells nach Gleichung (7.36) für eine Fahrt entlang einer gefährlichen Stelle (z.B. Brücke) betrachtet. Die mittlere Windgeschwindigkeit u_0 folgt hierbei der Rayleigh Verteilung nach Gleichung (6.40) und die Fahrgeschwindigkeit gehorcht einer Extremwertverteilung, siehe Abbildung 7.31.

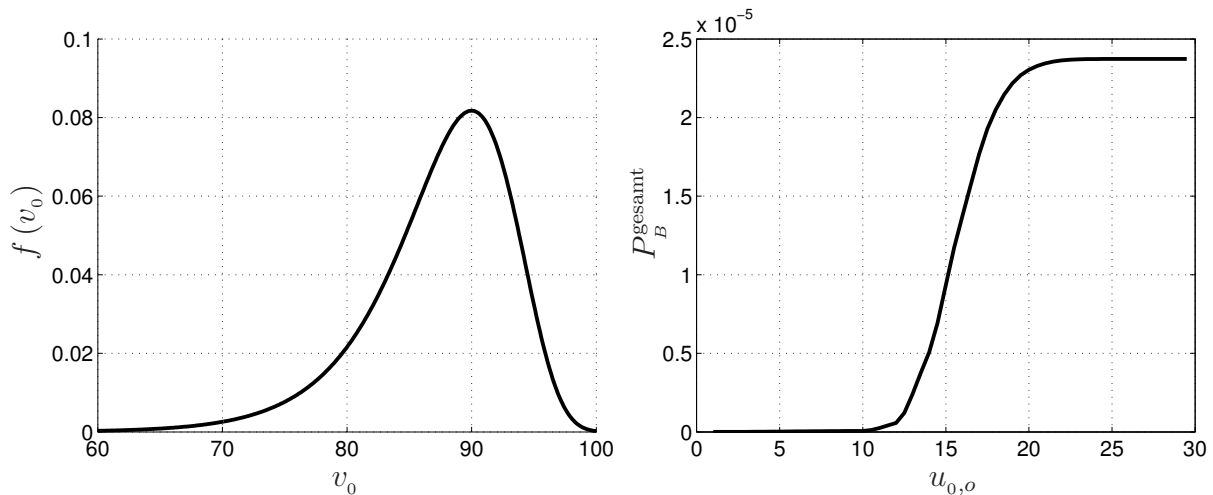


Abbildung 7.31: Wahrscheinlichkeitsdichte $f(v_0)$ der Fahrgeschwindigkeit und kumulative Versagenswahrscheinlichkeit P_B^{gesamt} in Abhängigkeit von $u_{0,o}$

In Abbildung 7.31 rechts ist die kumulative Versagenswahrscheinlichkeit in Abhängigkeit der oberen Integrationsgrenze $u_{0,o}$ des mittleren Windes dargestellt. Es ist gut zu erkennen, dass der größte Beitrag zur Versagenswahrscheinlichkeit im Windintervall von $u_0 = 12 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$ bis $u_0 = 20 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$ liegt und der untere und obere Windbereich fast keinen Einfluss auf die kumulative Versagenswahrscheinlichkeit hat. Die auf ein Jahr bezogene Versagenswahrscheinlichkeit ergibt sich aus diesen Rechnungen zu $P_B^{\text{gesamt}} = 2.3734 \cdot 10^{-5}$.

Kapitel 8

Zusammenfassung und Ausblick

8.1 Zusammenfassung

Die vorliegende Arbeit behandelt einen probabilistischen Ansatz zur Betrachtung der Seitenwindstabilität von Schienen- und Kraftfahrzeugen und gliedert sich grob in die drei Themengebiete: Zuverlässigkeits- und Sensitivitätsanalyse, Windanregung und Schienen- und Kraftfahrzeugdynamik.

In den Kapitel 2 bis 3 werden grundlegende Methoden aus der Zuverlässigkeits- und der Sensitivitätsanalyse vorgestellt, soweit sie für die Untersuchung der Seitenwindstabilität von Fahrzeugen notwendig sind.

Ausgehend von einer allgemeinen Zuverlässigkeitsbetrachtung von seriellen und parallelen Systemen werden typische Transformationsbeziehungen von Zufallsvariablen eingeführt und Approximations- und Monte-Carlo Methoden zur Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit eines Systems aufgezeigt. Bei den Approximationsmethoden hat die First Order Reliability Method (FORM) eine herausragende Position, während bei den Monte-Carlo Verfahren dem Line Sampling und der Subset Simulation eine wichtige Bedeutung zukommt. Vor allem diese drei unterschiedlichen Verfahren werden in dieser Arbeit mit Erfolg verwendet. Außerdem werden kurz die relevanten Antwortflächenverfahren und die Verfahren der Extremwerttheorie behandelt.

Kapitel 3 beschäftigt sich mit lokalen und globalen Sensitivitätsmethoden für Systeme mit Unsicherheiten. Hierbei werden drei unterschiedliche Klassen von Problemen behandelt. Die erste Klasse ist eine Sensitivitätsanalyse bezüglich der Einflüsse der Zufallsvariablen des Systems, die zweite Klasse ist eine Empfindlichkeitsuntersuchung bezüglich der deterministischen Parameter und die dritte Klasse betrachtet die Einflüsse der Wahrscheinlichkeitsdichteparameter auf die Versagenswahrscheinlichkeit. Diese dritte und letzte Art der Sensitivitätsanalyse ist weniger bekannt und wird auch seltener angewandt, obwohl auch hier große Unsicherheiten versteckt sein können. In dieser Arbeit wird eine neue, auf Line Sampling und Antwortflächenverfahren basierende, Sensitivitätsmethode entwickelt, die numerisch sehr effizient die Änderung der Versagenswahrscheinlichkeit bei Variation der Dichteparameter bestimmt. Weiterhin ist mit dieser Methode die Berechnung der Wahrscheinlichkeitsdichtefunktionen $f(\beta)$ und $f(P_B)$ des Zuverlässigkeitsindex β und der Versagenswahrscheinlichkeit P_B einfach möglich.

In den Kapiteln 4 und 5 werden die notwendigen Grundlagen der zufälligen Windan-

regung der Fahrzeugsysteme bereitgestellt. Das 4. Kapitel beschreibt den atmosphärischen Wind als räumlich und zeitlich verteilten, gaußschen Prozess und gibt die Von Kármán Spektraldichten und die zugehörigen Korrelationsfunktionen an. Mit der konstanten Fahrgeschwindigkeit der Fahrzeuge wird das räumliche Windfeld in einen reinen Zeitprozess transformiert. Die für ein bewegtes Objekt geltenden Korrelationsfunktionen und Spektraldichten werden angegeben. Darüberhinaus können die instationäre Korrelationsfunktion und die instationäre, evolutionäre Spektraldichte für ein Fahrzeug mit linear abnehmender Geschwindigkeit skizziert werden.

Der Übergang vom Windprozess zu einer Windanregung wird in Kapitel 5 vollzogen. Die Windlasten werden über konzentrierte Kräfte und Momente in das mit Starrkörpern modellierte Mehrkörper-Fahrzeugsystem eingeleitet. Nach einer generischen Betrachtung der aerodynamischen Widerstandskoeffizienten und einer statistischen Beschreibung der Windanregung werden die für ein ausgedehntes Objekt geltenden Kräfte und Momente hergeleitet und die linearen und nichtlinearen aerodynamischen Admittanzfunktionen eingeführt. Die lineare Admittanzfunktion ist eine aus der Strukturmechanik der Bauwerke gut bekannte Größe, während der nichtlinearen Admittanzfunktion bis jetzt weniger Aufmerksamkeit geschenkt wird. Da eine nicht-linearisierte, konzentrierte Strömungsanregung aber immer auch einen quadratischen Term beinhaltet, tritt diese Funktion bei winderregten Systemen zwingend auf. Aus dem vollständigen turbulenten Zeitprozess der Windgeschwindigkeit wird ein theoretisch fundiertes, exponentielles Böenmodell hergeleitet. Aus dem Constrained Simulation Ansatz ergibt sich mit dem Böenmodell und den Embankment und Tunnel-Exit Szenarien der Übergang auf eine konsistente, statistisch abgesicherte Böenanregung, die im Gegensatz zum vollständig turbulenten Windsignal deutliche rechentechnische Vorteile aufweist. Am Ende des Kapitels wird auf die unterschiedliche Beschreibung der Windlasten für Schienen- und Kraftfahrzeuge eingegangen.

Das 6. Kapitel beschäftigt sich mit der Zuverlässigkeits- und Sensitivitätsanalyse der Seitenwindstabilität von Schienenfahrzeugen. Am Anfang werden das Mehrkörpermodell des Schienenfahrzeugs mit den zugehörigen aerodynamischen Koeffizienten und die Gleislagefehler beschrieben. Wichtige Bestandteile der probabilistischen Betrachtung sind die Versagensmechanismen und die korrespondierende Grenzzustandsfunktion, die den Versagens- vom Überlebensbereich trennt. Die zeit- und streckenabhängige Versagenswahrscheinlichkeit wird über eine Poisson-Prozess Approximation näherungsweise beschrieben. Mit diesem Poisson-Prozess Ansatz ist eine konsistente, probabilistische Beschreibung der Seitenwindstabilität eines Schienenfahrzeugs und eines Schienenfahrzeugs auf einer bestimmten Strecke möglich. Der große Vorteil des Poisson-Prozesses besteht in der Rückführung der zeitabhängigen Versagenswahrscheinlichkeit auf eine statische Versagenswahrscheinlichkeit pro Böenereignis, die numerisch deutlich effizienter und damit schneller ausgewertet werden kann. Die Verifikation der Ergebnisse der Poisson Approximation über einen Extremwertansatz hat auch eine gute Übereinstimmung beider Berechnungsmethoden gezeigt, so dass die Versagenswahrscheinlichkeit des Schienenfahrzeugmodells ausreichend durch die Probabilistische Charakteristische Windkennkurve (PCWC) quantifiziert werden kann.

Weiterhin hat sich über den Vergleich von FORM und Line Sampling Rechnungen gezeigt, dass die Versagenswahrscheinlichkeit sehr gut über den Most Probable Point (MPP) abgebildet werden kann, und somit die FORM Approximation für das gewähl-

te Beispiel eine zufriedenstellende Näherung ist. In Kapitel 6 werden außerdem die Turbulenz- und Fahrbahnanregung, unterschiedliche Fahrgeschwindigkeiten und geänderte Windwinkel untersucht.

Aus den lokalen und globalen Sensitivitätsanalysen können die drei herausragenden Zufallsvariablen Böenamplitude, Böendauer und aerodynamisches Wankmoment isoliert und die Variation der Versagenswahrscheinlichkeit bei Änderung dieser Variablen angegeben werden. Bei den deterministischen Konstruktionsparametern werden die Einflüsse der Wagenkastenmasse und der Federsteifigkeit der Sekundärfederung untersucht. Wie aus der Anschauung heraus erwartet werden kann, hat eine Erhöhung der Masse einen deutlich positiven Effekt auf die Seitenwindstabilität. Im Gegensatz hierzu ergibt sich bei Variation der Federsteifigkeit ein oszillierender Effekt und es kann keine klare positive oder negative Kennung erfolgen. Dieses Phänomen ist ein gutes Beispiel dafür, dass bei hochgradig nichtlinearen Systemen eine lokale Sensitivitätsanalyse irreführende Ergebnisse liefern kann.

Ein weiterer Schwerpunkt der Sensitivitätsanalyse des Schienenfahrzeugmodells ist die Empfindlichkeit der Versagenswahrscheinlichkeit auf Änderungen in den Wahrscheinlichkeitsdichtefunktionen. Es wird der Einfluss der Parameter der Dichtefunktionen untersucht und weiterhin berechnet, wie stark sich eine geänderte Dichtefunktion auf die Seitenwindstabilität auswirkt. Zusätzlich wird der Fall betrachtet, wenn die Parameter der Dichtefunktionen unsicher sind und somit auch als Zufallsvariablen berücksichtigt werden müssen. Diese Berechnungen erfolgen effizient über die entwickelte MLSQ-IS/FORM Methode, die im Gegensatz zu lokalen Betrachtungen sehr gute Ergebnisse liefert und eine genaue Darstellung der Wahrscheinlichkeitsdichtefunktionen des Zuverlässigkeitsindex und der Versagenswahrscheinlichkeit überhaupt erst ermöglicht.

In zwei abschließenden Untersuchungen wird die Fahrt eines Schienenfahrzeugs durch einen fiktiven Sturm analysiert, und es wird eine probabilistische Untersuchung für einen einzelnen Streckenabschnitt vorgestellt. Diese Anwendung zeigt beispielhaft, wie eine Betrachtung einer kompletten Strecke erfolgen kann.

Im 7. Kapitel wird die Seitenwindstabilität eines Kraftfahrzeugmodells untersucht. Es wird ein neues, nichtlineares Mehrkörpermodell des Kraftfahrzeugs mit den zugehörigen aerodynamischen Widerstandskoeffizienten und der unregelmäßigen Fahrweganregung vorgestellt. Das verwendete Fahrzeugmodell ist eine typische, nichtlineare Halbfahrzeug-Approximation mit Wank- und Nickerweiterung, die in dieser Form noch nicht für Untersuchungen zur Seitenwindstabilität verwendet wurde. Als notwendiges Fahrermodell wird ein erweiterter, kompensatorischer Regler verwendet, der als Differentialgleichung 1. Ordnung in das Fahrzeugsystem eingebunden wird. Das Voraussehen des Fahrers auf einen Punkt auf der Straße vor dem Fahrzeug wird durch einen prädiktiven Term realisiert.

Das Versagen des Kraftfahrzeugs wird über die minimale Aufstandskraft der luvwärtigen Räder und über die maximale laterale Abweichung des Schwerpunktes quantifiziert. Für ein Halbfahrzeugmodell, das keine Ausdehnung in Querrichtung besitzt, beschreibt das Load Transfer Ratio (LTR) die Radentlastung in guter Näherung, während für die laterale Abweichung eine einfache Beziehung auf Lageebene ausreicht. Da Kraftfahrzeuge an besonders exponierten Stellen unter extremen Windlasten versagen, ist für sie die Böenanregung von herausragender Bedeutung. Aus diesem Grund werden aus-

schließlich Böenszenarien betrachtet.

Aufgrund des hochgradig nichtlinearen Verhaltens des Fahrzeugmodells, der hohen Dimension des Zufallsraumes und der beiden unabhängigen Versagensmechanismen ist eine direkte FORM Analyse und damit die Bestimmung eines ausgezeichneten Bemessungspunktes nicht möglich. Die Tatsache, dass ein MPP nicht leicht gefunden werden kann, und dass seine Aussagekraft beschränkt ist, liegt zum großen Teil an der relativ hohen Dimension des Problems. In Folge mangelnder Informationen über eine ausgezeichnete Richtung kann auch keine effiziente Line Sampling Simulation durchgeführt werden. Diese Schwierigkeiten können mit einer vorgeschalteten Subset Simulation überwunden werden. Aus der Subset Simulation ist es möglich, einen wichtigen Bereich im Raum der Zufallsvariablen zu bestimmen, aus dem eine ausgezeichnete Richtung für die Line Sampling Simulation geschätzt werden kann. Diese Vorgehensweise hat sich für das vorliegende Problem als äußerst effizient und zielführend erwiesen.

Weiterhin liefert die Subset Simulation über den Verlauf der Markov-Ketten eine erste Sensitivitätsanalyse, die über eine Korrelationsanalyse und eine Morris-Analyse bezüglich der beiden unterschiedlichen Versagenskriterien verbessert wird. Da kein eindeutiger MPP vorliegt, ist eine lokale Sensitivitätsanalyse nicht mehr möglich, und es konnten nur globale Sensitivitätsuntersuchungen durchgeführt werden.

Die Versagenswahrscheinlichkeiten des Kraftfahrzeugs werden für konstante und abnehmende Fahrgeschwindigkeiten sowie für trockene und glatte Fahrbahnen bestimmt. Es zeigt sich hierbei, dass die Reduktion der Fahrgeschwindigkeit nur einen geringen Einfluss auf die Versagenswahrscheinlichkeit besitzt und ein Anströmwinkel kleiner als 90 einen deutlich größeren positiven Effekt hat. Die Turbulenz und die unregelmäßige Fahrbahnanregung verändern auch nur schwach die Seitenwindstabilität des Kraftfahrzeugmodells. Bei glatter Fahrbahn kommt es ab einer mittleren Windgeschwindigkeit von etwa $u_0 = 12 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right]$ zu einem Wechsel im aktiven Versagenskriterium. Oberhalb dieser Windgeschwindigkeit kippt ein LKW um, während unterhalb dieser Grenze das Rutschkriterium dominiert. Die Untersuchungen zu einem abgebremsten Kraftfahrzeug mit linearer Geschwindigkeitsabnahme zeigen nur geringe Verbesserungen der Seitenwindstabilität. Wie schon eine reduzierte konstante Fahrgeschwindigkeit nur einen kleinen Einfluss hat, so gilt dies auch für eine linear abfallende Geschwindigkeit.

Weitere Untersuchungen werden im 7. Kapitel zu geänderten Wahrscheinlichkeitsdichtefunktionen durchgeführt, und es wird für eine exponierte Stelle über eine Integration der Versagenswahrscheinlichkeit pro Böenergebnis die vollständige, jährliche Versagenswahrscheinlichkeit berechnet. Die vorgestellten stochastischen Analysen zum Kraftfahrzeugmodell sind, nach Kenntnis des Authors, bis jetzt nicht in der Literatur zu finden und stellen eine klare probabilistische Erweiterung der Untersuchungsmethoden dar.

8.2 Ausblick

Ein Untersuchung, die in dieser Arbeit nicht durchgeführt wurde, ist die Kurvenfahrt von Schienen- und Kraftfahrzeugen unter starkem Seitenwind. Bei einer Kurvenfahrt sind die resultierende Spektraldichte des bewegten Fahrzeugs, die aerodynamische Admittanzfunktion und der Böenverlauf zeitvariant und können nicht mehr analytisch angegeben werden. Zur Approximation dieser zeitveränderlichen Terme scheint eine

Näherung über stückweise konstante Funktionen sinnvoll und machbar, siehe hierzu Abschnitt 4.3.3. Gerade bei Schienenfahrzeugen, die in der Regel auf genormten Bögen fahren, muss eine solche Approximation für jeden Kurventyp nur ein einziges Mal durchgeführt werden.

Bei der Kraftfahrzeugdynamik wäre eine Analyse unterschiedlicher Fahrermodelle interessant, da diese gerade bei glatter Fahrbahn einen großen Einfluss auf die Versagenswahrscheinlichkeit haben. Auch die Einbindung der Windanregung in eine virtuelle Fahrsimulatorumgebung ist möglich und würde neue Erkenntnisse über die Fahrzeug-Fahrer-Seitenwind Interaktion geben. Ein weiterer interessanter Gesichtspunkt ist der Einfluss mechatronischer Stabilisierungen über geregelte Fahrwerke und Lenkbewegungen auf die Versagenswahrscheinlichkeit bei starkem Seitenwind. Hierbei spielt die Detektion eines kritischen Zustandes, der ein Eingreifen notwendig macht, eine große Rolle, da eine starke Böe im Allgemeinen nicht vorhergesagt werden kann.

Ein nächster, folgerichtiger Schritt nach den Zuverlässigkeits- und Sensitivitätsuntersuchungen ist die Optimierung der Fahrzeugsysteme. Da bei Schienen- und Kraftfahrzeugen nicht nur die Seitenwindstabilität wichtig erscheint, sondern auch noch andere Kriterien (z.B. Komfort, Spritverbrauch/Leichtbau, ...) beachtet werden müssen, wäre eine äußerst aufwendige zuverlässigkeitsorientierte Mehrkriterien-Optimierung notwendig.

Anhang

Anhang A

Begriffe aus der Wahrscheinlichkeitstheorie

In diesem Kapitel sollen Begriffe, Definitionen, Schreibweisen und Verfahren aus der Wahrscheinlichkeitstheorie aufgeführt werden, soweit sie in der folgenden Arbeit grundlegend benötigt werden und nicht als für den Leser bekannt vorausgesetzt werden können. Die Aufzählung und Darstellung der Elemente erfolgt heuristisch ohne Anspruch auf vollständige mathematische Strenge. Für eine ausführliche allgemeine Einführung in die Wahrscheinlichkeitstheorie sei auf die Bücher [64], [170], [182], [109] und [6] verwiesen. Einen guten Überblick über die Anwendungen von stochastischen Verfahren im Ingenieurwesen und in der Physik geben die Bücher [107], [136], [157] und [178].

A.1 Zufallsvariablen

Betrachtet werden die zwei kontinuierlichen Zufallsvariablen x_1 und x_2 . Die Wahrscheinlichkeit, dass $x_1 \leq a$ und $x_2 \leq b$ ist, berechnet sich über das Integral

$$P(x_1 \leq a, x_2 \leq b) = F(a, b) = \int_{-\infty}^b \int_{-\infty}^a f(\hat{x}_1, \hat{x}_2) d\hat{x}_1 d\hat{x}_2 = \int_{-\infty}^b \int_{-\infty}^a f(\hat{\mathbf{x}}) d\hat{\mathbf{x}}, \quad (\text{A.1})$$

mit der monoton steigenden Verteilungsfunktion $F(x_1, x_2)$ und der stetigen Dichtefunktion

$$f(x_1, x_2) = \frac{\partial^2 F(x_1, x_2)}{\partial x_1 \partial x_2} = f(\mathbf{x}). \quad (\text{A.2})$$

Bedingte Wahrscheinlichkeiten ergeben sich unter Berücksichtigung von gewissen Nebenbedingungen für die Zufallsvariablen. Rein formal ergibt sich dafür die Gleichung

$$P(A|B) = \frac{P(A \cap B)}{P(B)} = \frac{P(A, B)}{P(B)}, \quad (\text{A.3})$$

die gelesen werden kann als Wahrscheinlichkeit, dass das Ereignis A auftritt unter der Bedingung, dass das Ereignis B aufgetreten ist. Für die beiden Zufallsvariablen x_1 und

x_2 ergeben sich hierzu z.B. die Beziehung

$$P(x_1 \leq a | x_2 = b) = \frac{\int_{-\infty}^a f(\hat{x}_1, b) d\hat{x}_1}{\int_{-\infty}^{\infty} f(\hat{x}_1, b) d\hat{x}_1} = \int_{-\infty}^a f(\hat{x}_1 | b) d\hat{x}_1 \quad (\text{A.4})$$

und die Randwahrscheinlichkeit

$$P(x_1 \leq a) = \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^a f(\hat{x}_1 | b) f(b) d\hat{x}_1 db. \quad (\text{A.5})$$

Der Mittelwert und die Varianz der von der 1-dimensionalen Zufallsvariablen x abhängigen, stetigen Funktion $q(x)$ berechnen sich über die Gleichungen

$$E[q(x)] = \mu_q = \int_{-\infty}^{\infty} q(\hat{x}) f(\hat{x}) d\hat{x} \quad (\text{A.6})$$

und

$$\text{Var}[q(x)] = E[(q(x) - E[q(x)])^2] = \sigma_q^2 = \int_{-\infty}^{\infty} (q(\hat{x}) - E[q(\hat{x})])^2 f(\hat{x}) d\hat{x}. \quad (\text{A.7})$$

Auf den mehrdimensionalen Zufallsvektor \mathbf{x} mit seiner Dichtefunktion $f(\mathbf{x})$ übertragen, folgt aus den Definitionen (A.6) und (A.7) der Mittelwertvektor $\boldsymbol{\mu}_x = E[\mathbf{x}]$ und die Kovarianzmatrix $\mathbf{K} = \text{Var}(\mathbf{x}) = E[(\mathbf{x} - E[\mathbf{x}])(\mathbf{x} - E[\mathbf{x}])^T]$.

Eine wichtige, in dieser Arbeit oft verwendete Dichtefunktion ist die Normalverteilung $\mathcal{N}(\boldsymbol{\mu}_x, \mathbf{K})$, die über den Mittelwertvektor und die Kovarianzmatrix vollständig beschrieben ist. Für verschwindenden Mittelwertvektor und der Einheitsmatrix als Kovarianzmatrix ergibt sich die Dichtefunktion $\varphi(\mathbf{x})$ der Standard-Normalverteilung $\mathcal{N}(\mathbf{0}, \mathbf{I})$ mit N Dimensionen zu

$$\varphi(\mathbf{x}) = \frac{1}{(2\pi)^{\frac{N}{2}}} \exp\left\{-\frac{1}{2}\mathbf{x}^T \mathbf{x}\right\}. \quad (\text{A.8})$$

Die Verteilungsfunktion der Standard-Normalverteilung kann hieraus mit

$$\Phi(\mathbf{x}) = \int_{-\infty}^{\mathbf{x}} \frac{1}{(2\pi)^{\frac{N}{2}}} \exp\left\{-\frac{1}{2}\hat{\mathbf{x}}^T \hat{\mathbf{x}}\right\} d\hat{\mathbf{x}} = \int_{-\infty}^{\mathbf{x}} \varphi(\hat{\mathbf{x}}) d\hat{\mathbf{x}} \quad (\text{A.9})$$

angegeben werden.

A.2 Zufallsprozesse

Im folgenden Abschnitt werden Beziehungen für stationäre Zufallsprozesse angegeben. In der Physik beschreiben Zufallsprozesse oft zeit- und/oder ortsabhängige Funktionen.

Der Zufalls-Zeitprozess $x(t)$ ist dann stationär, wenn seine Dichte $f(x)$ und damit auch der Mittelwert μ_x und die Varianz σ_x^2 keine Funktionen der Zeit sind, und die Korrelationsfunktion

$$R_{xx}(\tau) = E[x(t)x(t+\tau)] = \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} \hat{x}_t \hat{x}_{t+\tau} f(\hat{x}_t) f(\hat{x}_{t+\tau}) d\hat{x}_t d\hat{x}_{t+\tau} \quad (\text{A.10})$$

$$R_{xx}(0) = \sigma_x^2 + \mu_x \quad (\text{A.11})$$

sich nur unter der Verschiebung τ ändert, ansonsten aber unabhängig vom Auswertzeitpunkt t ist. Ähnlich zur Korrelationsfunktion definiert sich dann die Kovarianzfunktion über

$$K_{xx}(\tau) = E[(x(t) - \mu_x)(x(t+\tau) - \mu_x)]. \quad (\text{A.12})$$

Für diesen Zufallsprozess gelten die Beziehungen

$$S_{xx}(\omega) = \int_{-\infty}^{\infty} R_{xx}(\tau) \exp\{-i\omega\tau\} d\tau \quad \text{oder} \quad (\text{A.13})$$

$$S_{xx}(f) = \int_{-\infty}^{\infty} R_{xx}(\tau) \exp\{-i2\pi f\tau\} d\tau \quad (\text{A.14})$$

und

$$R_{xx}(\tau) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} S_{xx}(\omega) \exp\{i\omega\tau\} d\omega = \int_{-\infty}^{\infty} S_{xx}(f) \exp\{i2\pi f\tau\} df \quad (\text{A.15})$$

für die Spektraldichte $S_{xx}(f)$ und für die Korrelationsfunktion $R_{xx}(\tau)$, die Wiener-Chintschin-Relationen genannt werden.

Ein Zufallsprozess heißt ergodisch, wenn die normale Ensemblemittelung einer Funktion dieses Zufallsprozesses, siehe z.B. Gleichung (A.10), als eine Zeitmittelung geschrieben werden darf. Für eine detailliertere Darstellung sei hier auf [107] verwiesen.

Wird die nichtlineare Transformation $y(t) = x^2(t)$ des nun als zwingend normalverteilt angenommenen Zufallsprozesses $x(t)$ betrachtet, so können die Spektraldichte $S_{yy}(f)$ und die Korrelationsfunktion $R_{yy}(\tau)$ des nichtlinearen Prozesses $y(t)$ durch die Funktionen $S_{xx}(f)$ und $R_{xx}(\tau)$ ausgedrückt werden. Die Korrelationsfunktion ergibt sich dann zu

$$R_{yy}(\tau) = \sigma_x^4 + R_{xx}^2(\tau) \quad (\text{A.16})$$

und die Spektraldichte zu

$$S_{yy}(f) = \sigma_x^4 \delta(f) + 2 \int_{-\infty}^{\infty} S_{xx}(\alpha) S_{xx}(f - \alpha) d\alpha. \quad (\text{A.17})$$

A.2.1 Spektrale Zerlegung

Eine wichtige und in dieser Arbeit oft verwendete Methode zur Simulation von zeit- und/oder ortsabhängigen normalverteilten Prozessen ist die spektrale Zerlegung, siehe [196] und [181]. Hierbei werden die Zufallsprozesse in harmonische Reihen mit zufälligen Koeffizienten zerlegt, wobei aber die einzelnen Frequenzanteile noch mit einem aus der Spektraldichte stammenden Gewichtungsfaktor multipliziert werden müssen.

Ist für den zeitabhängigen Prozess $x(t)$ die 1-seitige Spektraldichte $S_{xx}(f)$ bekannt, so ergibt sich eine Realisation dieses Prozesses aus der Gleichung

$$x(t) = \sum_{i=1}^N \sqrt{S_{xx}(f_i) \Delta f_i} [a_i \cos(2\pi f_i t) + b_i \sin(2\pi f_i t)]. \quad (\text{A.18})$$

Die Koeffizienten a_i und b_i sind standard-normalverteilte, unkorrelierte Zufallszahlen, f_i sind die gewählten Frequenzanteile und Δf_i ist der Abstand zwischen den einzelnen Frequenzanteilen. Mit Vorgabe der Grundfrequenz f_0 und der Anzahl der Reihenglieder N kann die Genauigkeit dieser Methode und damit auch der numerische Aufwand beliebig gesteigert werden.

Eine weitere, auf Gleichung (A.18) beruhende, Simulationsmethode ist

$$x(t) = \sum_{i=1}^N \sqrt{2S_{xx}(f_i) \Delta f_i} \cos(2\pi f_i t + \psi_i), \quad (\text{A.19})$$

die den Vorteil hat, dass nur N , im Intervall $[0, 2\pi]$ gleichverteilte, Zufallszahlen ψ_i generiert werden müssen und nicht $2N$ wie beim vorhergehenden Algorithmus.

Der numerische Aufwand und die Rechenzeiten zur Erzeugung stochastischer Prozesse über eine spektrale Zerlegung können drastisch gesenkt werden, wenn eine inverse Fast-Fourier-Transformation (FFT) angewendet wird.

Die Simulation von instationären stochastischen Prozessen erfolgt mit der kontinuierlichen, instationären, evolutionären Spektraldichte $S_{xx}(f, t) = \|a(f, t)\|^2 S_{xx}(f)$ ähnlich zur Gleichung (A.18). Der Term $a(f, t)$ beschreibt hierbei eine langsam veränderliche Amplitudenmodulation des Zufallsprozesses. Wird in (A.18) die stationäre Spektraldichte $S_{xx}(f)$ durch die instationäre Spektraldichte $S_{xx}(f, t)$ ersetzt, so berechnet sich $x(t)$ über eine amplitudenmodulierte harmonische Reihe, siehe [204] und [167].

Anhang B

Poisson-Prozess

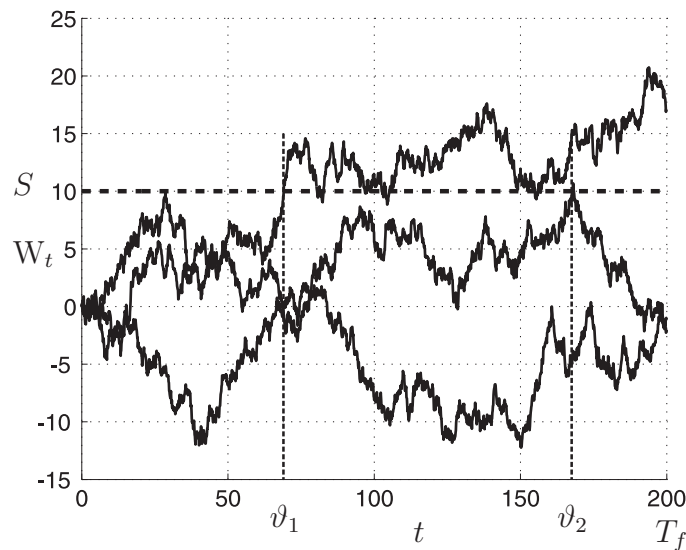


Abbildung B.1: Schematische Darstellung der Erstüberschreitung der Schranke $S = 10$ im Intervall $[0, 200]$ [s]

Der diskrete Poisson-Prozess wird in der Technik oft zur Beschreibung von Zählprozessen seltener Ereignisse verwendet. Solche seltenen Ereignisse sind zum Beispiel Erdbeben in einem Gebiet, das Auftreten von starken Böen oder ein Prozess, der eine bestimmte Schranke überschreitet.

Die Poisson Verteilung ist durch die Wahrscheinlichkeit

$$P(n, t) = \frac{(\lambda t)^n}{n!} \exp(-\lambda t) \quad (\text{B.1})$$

definiert, die angibt, wie hoch die Wahrscheinlichkeit für n Ereignisse während des Zeitintervalls $[0, t]$ ist. Der Parameter λ ist die Überschreitungsrates, die oft auch Ausfallrate genannt wird. Für Erstüberschreitungsprobleme ist vor allem die Wahrscheinlichkeit für mindestens eine Überschreitung im Zeitintervall interessant. Mit der Wahrscheinlichkeit

$$P(0, t) = \exp(-\lambda t) \quad (\text{B.2})$$

für kein Ereignis ergibt sich die Erstüberschreitungswahrscheinlichkeit für mindestens ein Ereignis zu

$$P_f(t) = 1 - \exp(-\lambda t). \quad (\text{B.3})$$

Ist aus Monte-Carlo Simulationen die Erstüberschreitungswahrscheinlichkeit $P_f(t)$ bekannt, so kann die Überschreitungsrates λ aus der Gleichung

$$\lambda = -\frac{\ln(1 - P_f(t))}{t} \quad (\text{B.4})$$

bestimmt werden.

Eine weitere Schätzung für λ ergibt sich bei Anwendung der Subset Simulation. Hier berechnet sich die Versagenswahrscheinlichkeit über

$$P(\Omega_{f,2}) = P(\Omega_{f,2}|\Omega_{f,1})P(\Omega_{f,1}) \quad (\text{B.5})$$

mit den beiden Versagensgebieten $\Omega_{f,2} \subset \Omega_{f,1}$. Diese Beziehung kann auch als

$$1 - \exp(-\lambda_2 t) = (1 - \exp(-\lambda_{2,1} t))(1 - \exp(-\lambda_1 t)) \quad (\text{B.6})$$

mit den aus der Subset Simulation bekannten Überschreitungsrates λ_1 und $\lambda_{2,1}$ geschrieben werden. Auflösen der Gleichung (B.6) nach λ_2 ergibt dann die für den Prozess gültige Überschreitungsrates.

Die Schätzung der Überschreitungsrates λ eines Prozesses W_t mit vordefinierter Schranke S während des betrachteten Zeitintervalls $[0, T_f]$, siehe Abbildung B.1, kann über eine Maximum Likelihood Methode (MLE) erfolgen, die auch die Trajektorien berücksichtigt, welche die Schranke S nicht überschreiten, siehe [24].

Sind ϑ_i die Überschreitungsrates der Prozess-Trajektorien $W_{t,i}$, $i = 1 \dots r$ welche die Schranke schneiden, T_f die Betrachtungsdauer und N die Anzahl aller Trajektorien, so ergibt sich die mittlere Überschreitungsdauer $\bar{\vartheta}$ zu

$$\bar{\vartheta} \approx \bar{\vartheta}_{\text{MLE}} = \left(1 - \frac{1}{N}\right) \left(\frac{\sum_{i=1}^r \vartheta_i + (N - r)T_f}{r}\right). \quad (\text{B.7})$$

Hieraus bestimmt sich die Überschreitungsrates sofort zu

$$\lambda = \frac{1}{\bar{\vartheta}_{\text{MLE}}}. \quad (\text{B.8})$$

Ein Vergleich der Überschreitungsrates λ , berechnet über Gleichung (B.8), FORM und Line Sampling ist in Tabelle B.1 aufgezeigt. Die Übereinstimmung ist akzeptabel, wenn bedacht wird, dass λ_{MLE} einer relativ großen Variation unterliegt, siehe vergleichend Tabelle 6.3.

u_0 $\frac{\text{m}}{\text{s}}$	λ_{MLE}	λ_{FORM}	λ_{LS}
14	$4.1826 \cdot 10^{-6}$	$1.7477 \cdot 10^{-5}$	$1.3309 \cdot 10^{-5}$
16	$3.3741 \cdot 10^{-4}$	$4.7195 \cdot 10^{-4}$	$3.7082 \cdot 10^{-4}$

Tabelle B.1: Vergleich der Überschreitungsrates λ , berechnet über Gleichung (B.8), FORM und Line Sampling

Anhang C

Zusatz zur Subset Simulation

C.1 Ausgewählte Beispiele

Die Subset Simulation ist ein sehr mächtiges Monte-Carlo Verfahren, das auch bei hochgradig nichtlinearen und hochdimensionalen Problemen gute Ergebnisse bei vertretbarem numerischen Aufwand liefert. Weiterhin stellt der Verlauf der Markov-Kette in gewisser Weise eine Sensitivitätsanalyse dar, da die Markov-Kette bei ihrer Simulation die Zufallsvariablen betont, die einen höheren Einfluss auf die Versagenswahrscheinlichkeit haben. An einem 2-dimensionalen statischen Beispiel und an einem dynamischen Beispiel soll dies aufgezeigt werden.

Statisches Beispiel

Das Versagensgebiet des statischen Beispiels wird durch die beiden linearen Grenzzustandsfunktionen

$$g_1(\mathbf{z}) = \mathbf{a}_1^T \mathbf{z} + \beta_1 \quad \text{und} \quad g_2(\mathbf{z}) = \mathbf{a}_2^T \mathbf{z} + \beta_2 \quad (\text{C.1})$$

mit den Zuverlässigkeitsindizes $\beta_1 = \beta_2 = 4$ begrenzt, siehe Abbildung C.1.

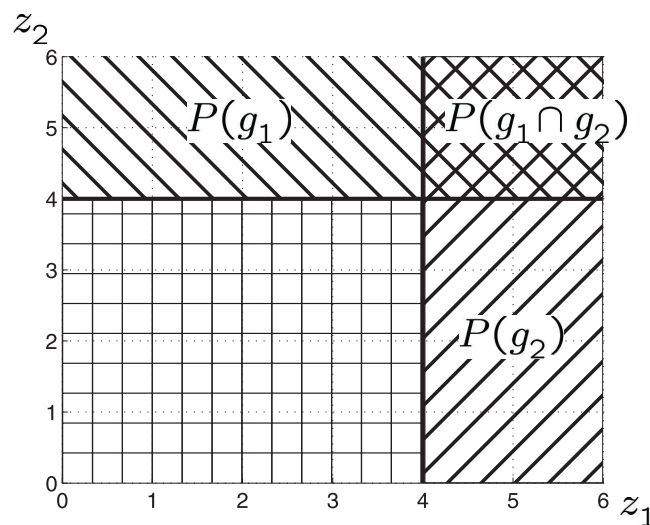


Abbildung C.1: Darstellung der Grenzzustandsfunktionen und der Versagensbereiche für das 2-dimensionale Beispiel

Die theoretisch exakte Versagenswahrscheinlichkeit P_f^{exakt} kann aufgrund der Annahme von standard-normalverteilten Zufallsvariablen \mathbf{z} ohne Probleme mit

$$P_f^{\text{exakt}} = P(g_1) + P(g_2) - P(g_1 \cap g_2) = \Phi(-\beta_1) + \Phi(-\beta_2) - \Phi(-\beta_1, -\beta_2, \rho) \quad (\text{C.2})$$

angegeben werden, wobei der Korrelationskoeffizient ρ über

$$\rho = \frac{\mathbf{a}_1^T \mathbf{a}_2}{\|\mathbf{a}_1\| \|\mathbf{a}_2\|} \quad (\text{C.3})$$

bestimmt wird.

Somit berechnet sich die Versagenswahrscheinlichkeit mit $\rho = 0$ zu

$$\begin{aligned} P_f^{\text{exakt}} &= \Phi(-4) + \Phi(-4) - \Phi(-4, -4, 0) \\ &= 2 \cdot 3.16712 \cdot 10^{-5} - 1.00307 \cdot 10^{-9} = 6.28319 \cdot 10^{-5}. \end{aligned} \quad (\text{C.4})$$

Ein typischer Ablauf einer Subset Simulation ist in den Abbildungen C.2 bis C.4 zu sehen, in denen auch klar der Verlauf der Markov-Ketten dargestellt ist. Um eine Subset Simulation durchführen zu können, werden die Grenzzustandsfunktionen in die Form

$$g_1(\mathbf{z}) = b_{\text{Schranke}} - \frac{\mathbf{a}_1^T \mathbf{z}}{\beta_1} \quad \text{und} \quad g_2(\mathbf{z}) = b_{\text{Schranke}} - \frac{\mathbf{a}_2^T \mathbf{z}}{\beta_2} \quad (\text{C.5})$$

überführt, wobei b_{Schranke} von anfänglich 0 bis zum Endwert 1 läuft.

Die über die Subset Simulation berechnete Versagenswahrscheinlichkeit beträgt $P_f^{\text{SS}} = 1.00002 \cdot 10^{-4}$ mit einem Variationskoeffizienten von $\delta_{SS} = 0.310$. Es wurden $N = 1000$ Punkte pro Versagensgebiet simuliert, so dass die komplette Anzahl von berechneten Markov-Ketten Punkten bei 5 unterschiedlichen Versagensgrenzen 4321 beträgt.

In den Abbildungen C.2 bis C.4 ist deutlich zu sehen, wie die Markov-Ketten in die Bereiche mit den höchsten Wahrscheinlichkeitsdichten laufen und damit die herausragenden und wichtigsten Bereiche des Versagensgebietes kennzeichnen. Somit kann nach einer durchgeführten Subset Simulation anhand der Punkte im Versagensbereich eine Abschätzung über den Einfluss der einzelnen Zufallsvariablen gegeben werden. Bei dem vorliegenden, symmetrischen Problem sind natürlich beide Zufallsvariablen gleich wichtig.

Eine Line Sampling Simulation wäre bei dem vorgestellten Beispiel deutlich ineffizienter, da keine eindeutige Richtung vorgegeben werden kann. Die Verwendung einer wichtigen Richtung aus gemittelten Punkten im Versagensbereich würde den Variationskoeffizienten deutlich vergrößern. Falls aber nur ein einziger herausragender Bereich lokalisiert werden kann, so liefern die Punkte in diesem Versagensgebiet eine sehr gute Schätzung für die ausgezeichnete Line Sampling Richtung \mathbf{e}_α .

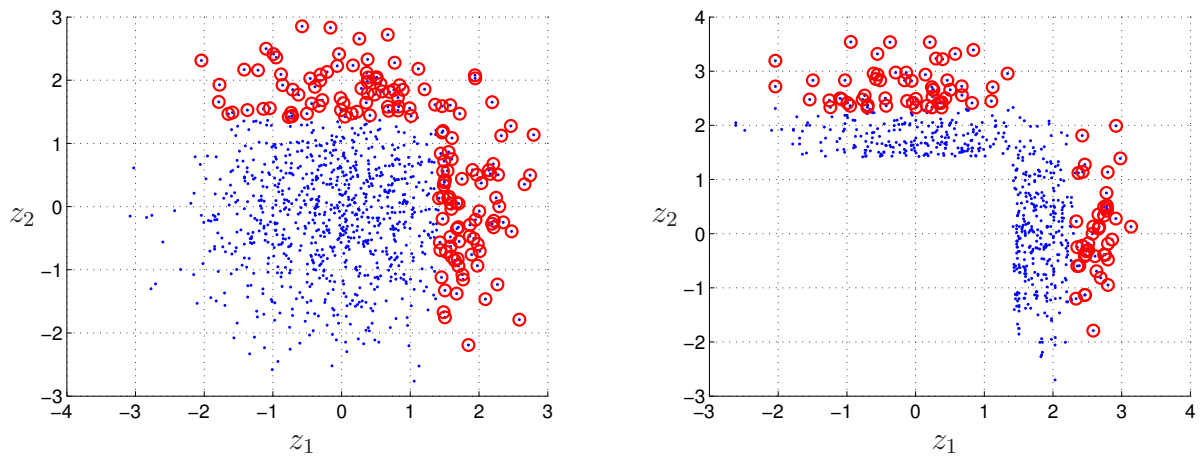


Abbildung C.2: Verlauf der Markov-Ketten. Der Überlebensbereich ist mit blauen Punkten und der Versagensbereich mit roten Kreisen gekennzeichnet

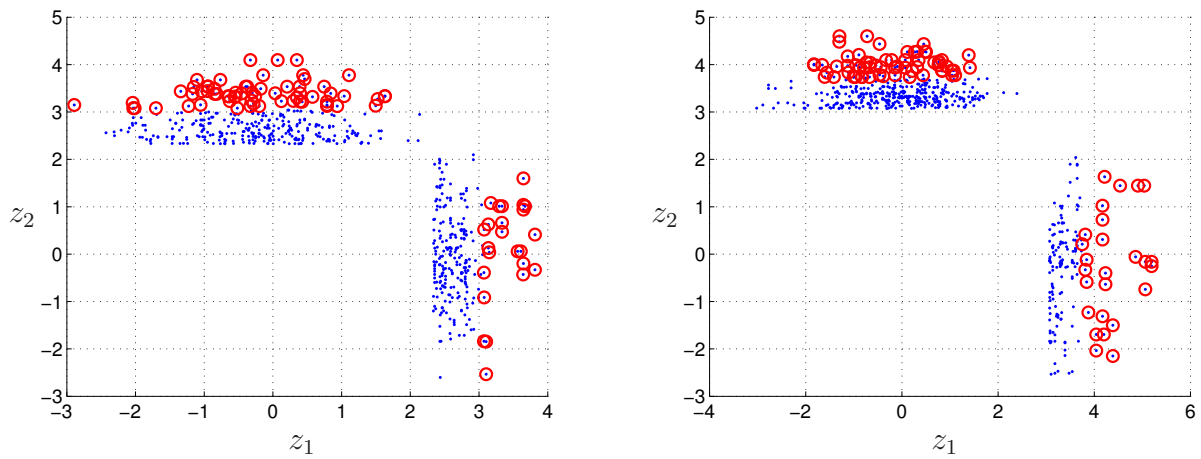


Abbildung C.3: Verlauf der Markov-Ketten

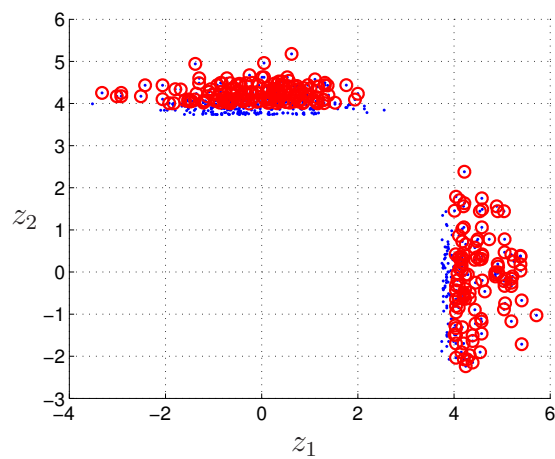


Abbildung C.4: Verlauf der Markov-Ketten

Dynamisches Beispiel

Dieses Beispiel besteht aus einem 1-Massenschwinger mit zufälliger Kraftanregung, der durch die Differentialgleichung

$$\ddot{x}(t) + 2D\omega_0\dot{x}(t) + \omega_0^2x(t) = \sum_{i=1}^M \sqrt{\frac{\sigma^2}{T}} \left(A_i \cos\left(2\pi\frac{i}{T}t\right) + B_i \sin\left(2\pi\frac{i}{T}t\right) \right) \quad (\text{C.6})$$

mit $M = 50$, $\sigma^2 = 1.5 \left[\frac{\text{m}^2}{\text{s}^3}\right]$, $\omega_0 = 6\pi \left[\frac{1}{\text{s}}\right]$, $D = 0.001$ und $T = 10 \text{ [s]}$ beschrieben wird. Die insgesamt 100 unkorrelierten Zufallsvariablen A_i und B_i , ($\mathbf{z} = [\mathbf{A}, \mathbf{B}]^T$) sind hierbei standard-normalverteilt.

Das Versagen des Systems wird über ein Kriterium auf Lageebene bestimmt, das der Grenzzustandsfunktion

$$g(\mathbf{z}) = b_{\text{Schranke}} - \frac{\max(x(t))}{\text{Grenze}} \quad (\text{C.7})$$

mit der Grenze = 0.45 gehorcht. Eine analytische Lösung für die Versagenswahrscheinlichkeit des Systems ist nicht bekannt, so dass eine Monte-Carlo Simulation mit $N = 200000$ Durchläufen als Referenzlösung festgelegt wird. Aus der Monte-Carlo Simulation ergibt sich eine Versagenswahrscheinlichkeit von $P_{f,MC} = 6.0 \cdot 10^{-4}$ bei einem Variationskoeffizienten von $\delta_{MC} = 0.0913$. Die Simulationsdauer betrug $44661 \text{ [s]} \hat{=} 12.41 \text{ [h]}$.

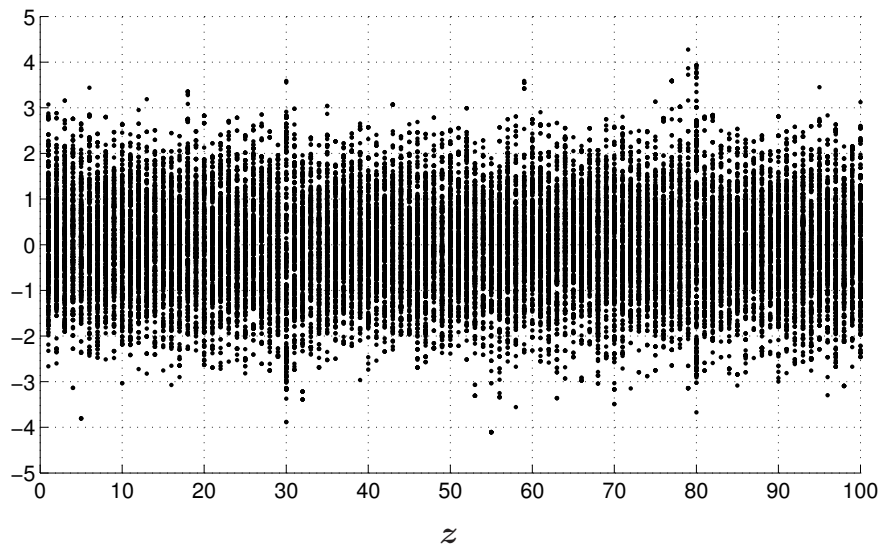


Abbildung C.5: Simulationspunkte der Zufallsvariablen \mathbf{z} des ersten Laufs der Markov-Kette

Die Subset Simulation wurde mit einer Anzahl von $N = 500$ Auswertungen der Grenzzustandsfunktion pro Versagensbereich durchgeführt. Bei insgesamt 4320 Auswertungen ergab sich eine Versagenswahrscheinlichkeit von $P_{f,SS} = 9.0323 \cdot 10^{-4}$ bei einem Variationskoeffizienten von $\delta_{SS} = 0.2315$. Die Simulationsdauer betrug für die Subset Simulation $881 \text{ [s]} \hat{=} 14.68 \text{ [min]}$.

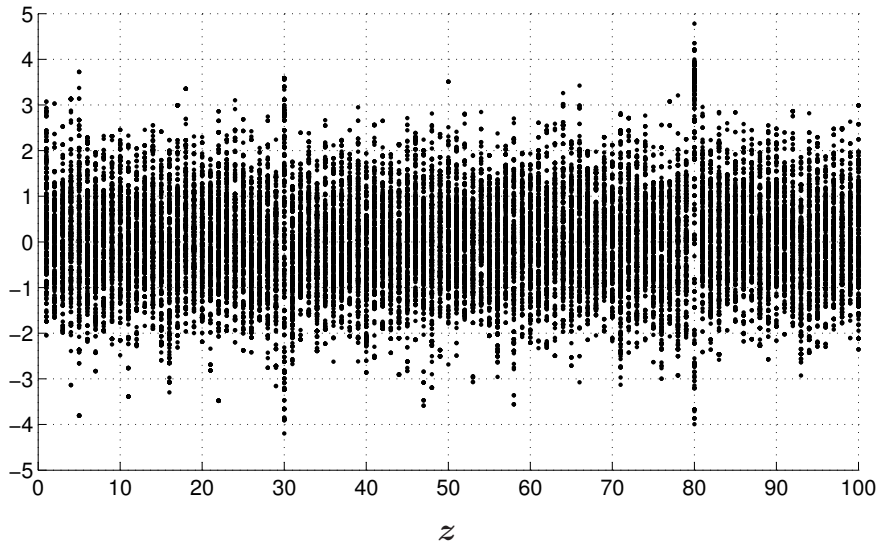


Abbildung C.6: Simulationspunkte der Zufallsvariablen z des letzten Laufs der Markov-Kette

In den Abbildungen C.5 und C.6 ist gut zu erkennen, wie sich die Simulationspunkte der Zufallsvariablen z während des Durchlaufes einer Subset Simulation verändern. Die Markov-Kette läuft in wichtige Bereiche hinein und betont hierbei die Zufallsvariablen besonders stark, die einen großen Beitrag zum Versagen liefern. Auffallende Variablen sind die Nummern 30 und 80. Eine genauere Untersuchung zeigt, dass dies genau die Amplituden zur Eigenkreisfrequenz $\omega_0 = 6\pi \left[\frac{1}{s}\right]$ des linearen Schwingers sind. Im Laufe der Subset Simulation versucht also die Markov-Kette den Schwinger in Resonanz anzuregen.

Eine Untersuchung der Anregungsbeschleunigung im Frequenzbereich, siehe Abbildung C.7, zeigt auch die Überhöhung der Resonanzfrequenz beim letzten Lauf der Markov-Kette.

C.2 Markov-Ketten Monte-Carlo

Zur Simulation von Zufallsvektoren aus ereignisdiskreten Markov-Ketten kann die sogenannte Markov-Ketten Monte-Carlo (MCMC) eingesetzt werden. Besonders dann, wenn die Dichte $f(\hat{\boldsymbol{x}})$, nach der die Zufallszahlen \boldsymbol{x} erzeugt werden sollen, analytisch nur schwer oder explizit nicht darstellbar ist, ist die MCMC sehr effizient oder macht die Simulation überhaupt erst möglich. In der Liste der Top 10 Algorithmen des 20. Jahrhunderts steht der MCMC Algorithmus von Metropolis-Hastings an erster Stelle [82]. Allein dies zeigt schon die herausragende Stellung von MCMC.

In diesem Abschnitt soll kurz der Metropolis-Hastings-Algorithmus vorgestellt werden, wie er im Folgenden für die Zuverlässigkeitsrechnung benötigt wird, siehe auch [148], [105], [97] und [9]. Das Ziel ist die Erzeugung von Zufallszahlen $\hat{\boldsymbol{x}}$, die nach der Dichtefunktion $f(\hat{\boldsymbol{x}})$ verteilt sein sollen.

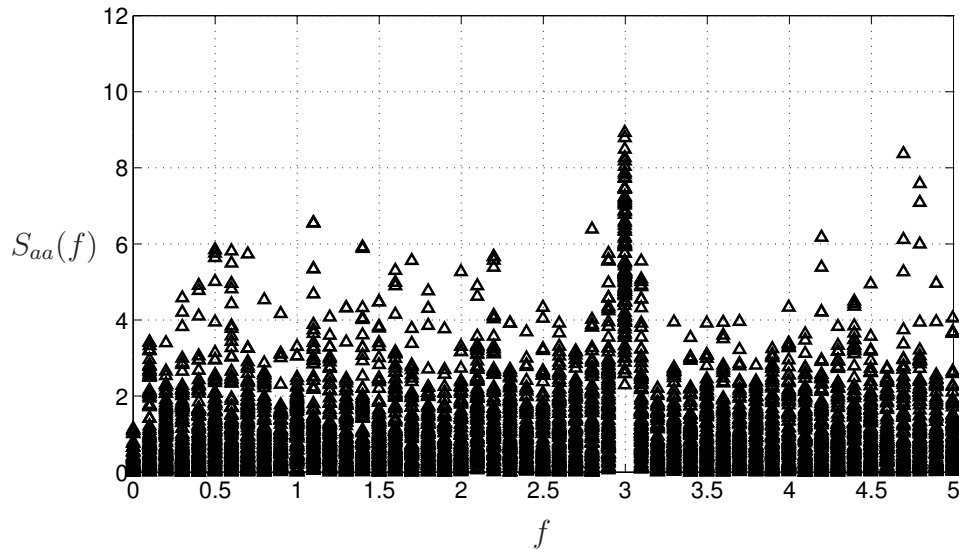


Abbildung C.7: Spektraldichte der Anregungsbeschleunigung der Simulationenpunkte des letzten Laufs der Markov Kette

Metropolis-Hastings-Algorithmus

- 1) Eine gute Startvoraussetzung ist, dass der erste Punkt $\hat{\mathbf{x}}_1$ nach $f(\hat{\mathbf{x}})$ verteilt ist. Dies ist nicht unbedingt notwendig, erhöht aber deutlich die Effizienz des Algorithmus. Nun soll ein Punkt $\hat{\mathbf{x}}_k$ gegeben sein.
- 2) Erzeugung eines Punkts $\hat{\boldsymbol{\xi}}$ bezüglich der bedingten Dichtefunktion $p(\hat{\boldsymbol{\xi}} | \hat{\mathbf{x}}_k)$, wobei $p(\hat{\boldsymbol{\xi}})$ eine prinzipiell beliebige Dichtefunktion darstellt.

- 3) Berechnung der Akzeptanzwahrscheinlichkeit $a = \min \left\{ 1, \frac{f(\hat{\boldsymbol{\xi}}) p(\hat{\mathbf{x}}_k | \hat{\boldsymbol{\xi}})}{f(\hat{\mathbf{x}}_k) p(\hat{\boldsymbol{\xi}} | \hat{\mathbf{x}}_k)} \right\}$.

- 4) Mit Wahrscheinlichkeit a wird nun $\hat{\mathbf{x}}_{k+1} = \hat{\boldsymbol{\xi}}$ als neuer Punkt akzeptiert und mit Wahrscheinlichkeit $1-a$ wird $\hat{\boldsymbol{\xi}}$ abgelehnt. Dann gilt $\hat{\mathbf{x}}_{k+1} = \hat{\mathbf{x}}_k$, die Markov-Kette bewegt sich also nicht.

Die nach dem Metropolis-Hastings-Algorithmus erzeugten Punkte $\hat{\mathbf{x}}_k$ sind asymptotisch für $k \rightarrow \infty$ bezüglich der Dichte $f(\hat{\mathbf{x}})$ verteilt. Ein Nachteil der MCMC liegt darin, dass die simulierten Punkte nicht vollständig unkorreliert sind und es daher bei der Schätzung von stochastischen Größen (z.B. Mittelwert und Varianz) zu einer schlechteren Konvergenz kommen kann. Die Konvergenz kann mit der folgenden Methode abgeschätzt werden, siehe [63].

Es werden m parallele Markov-Ketten mit jeweils n Schritten und die skalare Funktion $q(\mathbf{x})$ betrachtet. Zuerst werden die Größen

$$B = \frac{n}{m-1} \sum_{i=1}^m (\bar{q}_i - \bar{\bar{q}})^2 \quad \text{mit} \quad (C.8)$$

$$\bar{q}_i = \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n q_{i,j}, \quad \bar{\bar{q}} = \frac{1}{m} \sum_{i=1}^m \bar{q}_i \quad (C.9)$$

und

$$W = \frac{1}{m} \sum_{i=1}^m s_i^2 \quad \text{mit} \quad s_i^2 = \frac{1}{n-1} \sum_{j=1}^n (q_{i,j} - \bar{q}_i)^2 \quad (\text{C.10})$$

bestimmt. Hieraus kann eine konservative (Über-)Schätzung der Varianz der Funktion von $q(\mathbf{x})$ von oben mit

$$V = \frac{n-1}{n} W + \frac{B}{n} \quad (\text{C.11})$$

berechnet werden, wobei die Größe W im Allgemeinen eine Unterschätzung der Varianz liefert. Der Quotient von V und W ergibt sich zu

$$R = \sqrt{\frac{V}{W}}, \quad (\text{C.12})$$

der asymptotisch für $n \rightarrow \infty$ von oben zum wahren Wert $\text{Var}[q(\mathbf{x})]$ konvergiert. Somit kann mit R eine Konvergenzabschätzung durchgeführt werden.

Literaturverzeichnis

- [1] *Calculation of Enhanced Permissible Speeds for Tilting Trains, Railway Safety Approved Code of Practice, GC/RC5521, June 2001.*
- [2] *Risikoorientierter Sicherheitsnachweis im Eisenbahnbetrieb, Bundesministerium für Verkehr, Bonn, Ernst Basler + Partner, Oktober 1996.*
- [3] E. Andersson, J. Häggström, M. Sima und S. Stichel. *Assessment of train-overturning risk due to strong cross-winds. Journal of Rail and Rapid Transit*, 218:213–223, 2004.
- [4] G. Archer, A. Saltelli und I. Sobol. *Sensitivity measures, anova-like techniques and the use of bootstrap. J. Statist. Comput. Simul.*, 58:99–120, 1997.
- [5] M. Arnold, A. Carrarini, A. Heckmann und G. Hippmann. *Simulation Techniques for Multidisciplinary Problems in Vehicle System Dynamics. Vehicle System Dynamics*, 40:17–36, 2003.
- [6] H. Athen, H. Griesel und H. Postel. *Mathematik heute, Leistungskurs Stochastik.* Schroedel Schöningh, 1984.
- [7] S. Au. *On the Solution of First Excursion Problems by Simulation with Applications to Probabilistic Seismic Performance Assessment.* Dissertation, California Institute of Technology, Pasadena, California, 2001.
- [8] S. Au und J. Beck. *A new adaptive importance sampling scheme for reliability calculations. Structural Safety*, 21:135–158, 1999.
- [9] S. Au und J. Beck. *Estimation of small failure probabilities in high dimensions by subset simulation. Probabilistic Engineering Mechanics*, 16:263–277, 2001.
- [10] S. Au und J. Beck. *Important sampling in high dimensions. Structural Safety*, 25:139–163, 2003.
- [11] S. Au und J. Beck. *Subset Simulation and its Application to Seismic Risk Based on Dynamic Analysis. Journal of Engineering Mechanics*, 129(8):901–917, August 2003.
- [12] S. Au, J. Ching und J. Beck. *Application of subset simulation methods to reliability benchmark problems. Structural Safety*, 29:183–193, 2007.

- [13] C. Baker. *The Determination of Topographical Exposure Factors for Railway Embankments*. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 21: 89–99, 1985.
- [14] C. Baker. *A simplified analysis of various types of wind-induced road vehicle accidents*. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 22:69–85, 1986.
- [15] C. Baker. *High sided articulated road vehicles in strong cross winds*. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 31:67–85, 1988.
- [16] C. Baker. *Ground Vehicles in High Cross Winds Part I: Steady Aerodynamic Forces*. *Journal of Fluids and Structures*, 5:69–90, 1991.
- [17] C. Baker. *Ground Vehicles in High Cross Winds Part II: Unsteady Aerodynamic Forces*. *Journal of Fluids and Structures*, 5:91–111, 1991.
- [18] C. Baker. *Ground vehicles in high cross winds part III: The interaction of aerodynamic forces and the vehicle system*. *Journal of Fluids and Structures*, 5(2): 221–241, 1991.
- [19] C. Baker. *The behaviour of road vehicles in unsteady cross winds*. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 49:439–448, 1993.
- [20] C. Baker. *The quantification of accident risk for road vehicles in cross winds*. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 52:93–107, 1994.
- [21] C. Baker. *Some complex applications of the wind loading chain*. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 91:1791–1811, 2003.
- [22] C. Baker, J. Jones, F. Lopez-Calleja und J. Munday. *Measurements of the cross wind forces on trains*. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 92:547–563, 2004.
- [23] L. Balzer. *Atmospheric Turbulence Encountered by High-Speed Ground Transport Vehicles*. *Journal of Mechanical Engineering Science, IMechE*, 19(5):227–235, 1977.
- [24] R. Barlow. *Engineering Reliability*. ASA-SIAM series on statistics and applied probability. ASA-SIAM, 1998.
- [25] P. Bearman. *An Investigation of the Forces on Flat Plates in Turbulent Flow*. Npl aero report 1296, National Physical Laboratory, April 1969.
- [26] P. Bearman. *An investigation of the forces on flat plates normal to a turbulent flow*. *Journal of Fluid Mechanics*, 46(1):177–198, 1971.
- [27] H. Bergström. *A Statistical Analysis of Gust Characteristics*. *Boundary-Layer Meteorology*, 39:153–173, 1987.
- [28] W. Bierbooms. *A Gust Model for Wind Turbine Design*. *JSME International Journal, Series B*, 47(2):378–386, 2004.

- [29] W. Bierbooms. *Investigation of Spatial Gusts with Extreme Rise Time on the Extreme Loads of Pitch-regulated Wind Turbines*. *Wind Energy*, 8:17–34, 2005.
- [30] W. Bierbooms. *Constrained stochastic simulation-generation of time series around some specific event in a normal process*. *Extremes*, 8:207–224, 2006.
- [31] W. Bierbooms und P. Cheng. *Stochastic gust model for design calculations of wind turbines*. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 90:1237–1251, 2002.
- [32] W. Bierbooms und J. Dragt. *Verification of the Mean Shape of Extreme Gusts*. *Wind Energy, Wiley*, 2:137–150, 1999.
- [33] M. Bocciolone, F. Cheli, R. Corradi, S. Muggiasca und G. Tomasini. *Crosswind action on rail vehicles: Wind tunnel experimental analyses*. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 96:584–610, 2008.
- [34] F. Böhm. *Über die Fahrtrichtungsstabilität und die Seitenwindempfindlichkeit des Kraftwagens bei Geradeaus-Fahrt*. *ATZ*, 5:128–133, 1961.
- [35] W. Bradbury, P. Pottrill und V. Murthagh. *Enhanced permissible speed on the West Coast mainline: investigations of wind overturning*. In *Proceedings of the 6th World Congress on Railway Research, Edinburgh*, 2003.
- [36] K. Breitung. *Asymptotic Approximations for Multinormal Integrals*. *Journal of Engineering Mechanics*, 110(3):357–366, 1984.
- [37] C. Bucher. *Adaptive Sampling - An Iterative Fast Monte Carlo Procedure*. *Structural Safety*, 5:119–126, 1988.
- [38] D. Cacuci. *Sensitivity and Uncertainty Analysis (Theory)*. Chapman & Hall/CRC, 2003.
- [39] D. Cacuci, M. Ionesu-Bujor und I. M. Navon. *Sensitivity and Uncertainty Analysis (Applications to Large-Scale Systems)*. Chapman & Hall/CRC, 2003.
- [40] A. Carrarini. *Coupled Multibody-Aerodynamic Simulation of High-Speed Trains Manoeuvres*. *Proceedings in Applied Mathematics and Mechanics (PAMM)*, 2:114–115, 2003.
- [41] A. Carrarini. *A probabilistic approach to the effects of cross-winds on rolling stock*. In *Proc. European Congress on Computational Methods in Applied Sciences and Engineering*, Jyväskylä, Finland, July 2004.
- [42] A. Carrarini. *Reliability based analysis of the crosswind stability of railway vehicles*. Dissertation, TU Berlin, 2006.
- [43] A. Carrarini. *Reliability based analysis of the crosswind stability of railway vehicles*. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 95:493–509, 2007.

- [44] D. Cartwright und M. Longuet-Higgins. *The Statistical Distribution of the Maxima of a Random Function*. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences*, 237(1209):212–232, October 1956.
- [45] M. Chay, R. Wilson und F. Albermani. *Gust occurrence in simulated non-stationary winds*. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 96:2161–2172, 2008.
- [46] L. Chen und C. Letchford. *Numerical simulations of extreme winds from thunderstorm downbursts*. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 95:977–990, 2007.
- [47] C. Cheng und D. Cebon. *Improving roll stability of articulated heavy vehicles using active semi-trailer steering*. *Vehicle System Dynamics*, 46:373–388, 2008.
- [48] P. Cheng. *A Reliability Based Design Methodology for Extreme Responses of Offshore Wind Turbines*. Dissertation, Technische Universität Delft, Niederlande, 2002.
- [49] P. Cheng und W. Bierbooms. *Extreme Gust Loading for Wind Turbines during Operation*. *Transactions of the ASME, Journal of Solar Energy Engineering*, 123:356–363, 2001.
- [50] T. Chiu. *A two-dimensional second-order vortex panel method for the flow in a cross-wind over a train and other two-dimensional bluff bodies*. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 37(1):43–64, 1991.
- [51] T. Chiu. *Prediction of the aerodynamic loads on a railway train in a cross-wind at large yaw angles using an integrated two- and three-dimensional source/vortex panel method*. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 57(1):19–39, 1995.
- [52] E. Choi. *Field measurement and experimental study of wind speed profile during thunderstorms*. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 92:275–290, 2004.
- [53] M. Cichon. *Zum Einfluß stochastischer Anregungen auf mechanische Systeme*. Dissertation, Universität Karlsruhe, 2006.
- [54] M. Cipelli, W. Schiehlen und F. Cheli. *Driver-in-the-loop simulations with parametric car models*. *Vehicle System Dynamics*, 46:33–48, 2007.
- [55] S. Coleman und C. Baker. *The reduction of accident risk for high sided road vehicles in cross winds*. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 41-44:2685–2695, 1992.
- [56] S. Coleman und C. Baker. *An experimental study of the aerodynamic behaviour of high sided lorries in cross winds*. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 53:401–429, 1994.
- [57] S. Coles. *An Introduction to Statistical Modeling of Extreme Values*. Springer Series in Statistics. Springer, 2001.

- [58] R. Cooper. *The probability of trains overturning in high winds*. In *Proc. 5th Int. Conf. on Wind Engineering*, Seiten 1185–1194, Fort Collins, Colorado, USA, 1979.
- [59] R. Cooper. *The Effect of Cross-Winds on Trains*. *Journal of Fluids Engineering*, 103:170–178, 1981.
- [60] R. Cooper. *Atmospheric Turbulence with Respect to Moving Ground Vehicles*. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 17:215–238, 1984.
- [61] R. Cooper, A. Anandarajah, R. Clare und C. Pope. *A review of the factors affecting the overturning of trains in crosswinds*. Technical report, Queen 's University Belfast.
- [62] C. Cornell. *A Probability-Based Structural Code*. *Journal of the American Concrete Institute*, 66(12):974–985, 1969.
- [63] M. Cowles und B. Carlin. *Markov Chain Monte Carlo Convergence Diagnostics: A Comparative Review*. *Journal of the American Statistical Association*, 91(434): 883–904, 1996.
- [64] S. Cyganowski, P. Kloeden und J. Ombach. *From Elementary Probability to Stochastic Differential Equations with MAPLE*. Universitext. Springer, 2002.
- [65] A. Davenport. *The application of statistical concepts to the wind loading of structures*. *Proc. Inst. Civil Eng.*, 19:449–472, 1961. Paper No. 6480.
- [66] A. Davenport. *The Response of Slender Line-Like Structures to Gusty Wind*. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers*, 23:389–408, 1962.
- [67] A. Davenport. *The Relationship of Reliability to Wind Loading*. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 13:3–27, 1983.
- [68] D. Delaunay und J. Locatelly. *A gust model for the design of large horizontal axis wind turbines: completion and validation*. In *Proc. European Community Wind Energy Conference*, Seiten 176–180, Madrid, Spain, 1990.
- [69] D. Delaunay, L. Cléon, C. Sacré, F. Sourget und P. Gautier. *Designing a Wind Alarm System for the TGV-Méditerranée*. In *Proc. 11th International Conference on Wind Engineering*, Lubbock, Texas, USA, June 2003.
- [70] A. Der Kiureghian. *Analysis of structural reliability under parameter uncertainties*. *Probabilistic Engineering Mechanics*, 23:351–358, 2008.
- [71] A. Der Kiureghian und P. Liu. *Structural Reliability under Incomplete Probability Information*. *Journal of Engineering Mechanics*, 112(1):85–104, 1986.
- [72] F. Dettki. *A test method for the quantification of on-centre handling with respect to cross-wind*. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers. Part D, Journal of automobile engineering*, 216:259–266, 2002.

- [73] *Handbuch für den Sicherheitsnachweis bei Seitenwind, RIL 401*. Deutsche Bahn AG, 03.2001 Auflage.
- [74] D. S. Deutsche Bahn AG. *DeuFraKo Schlussbericht, Seitenwindverhalten von Schienenfahrzeugen*, 2002.
- [75] B. Diedrichs. *On computational fluid dynamics modelling of crosswind effects for high-speed rolling stock*. *Journal of Rail and Rapid Transit*, 217:203–226, 2003.
- [76] B. Diedrichs, M. Berg und S. Krajnovic. *Large Eddy Simulations of a typical European high-speed train inside tunnels*. In *Society of Automotive Engineers (SAE) World Congress*, number 2004-01-0229, Detroit, USA, 2004.
- [77] B. Diedrichs, M. Ekequist, S. Stichel und H. Tengstrand. *Quasi-static modelling of wheel-rail reactions due to crosswind effects for various types of high-speed rolling stock*. *Journal of Rail and Rapid Transit*, 218:133–148, 2004.
- [78] B. Diedrichs, M. Sima, A. Orellano und H. Tengstrand. *Crosswind stability of a high-speed train on a high embankment*. *Journal of Rail and Rapid Transit*, 221:205–225, 2007.
- [79] DIN-EN-1991-1-4. *Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke - Teil 1-4: Allgemeine Einwirkungen, Windlasten*. Technical report, DIN Deutsches Institut für Normung e.V., 2005.
- [80] Y. Ding, M. Sterling und C. Baker. *An alternative approach to modelling train stability in high cross winds*. *Journal of Rail and Rapid Transit*, 222(138):85–97, 2008.
- [81] O. Ditlevsen und H. Madsen. *Structural Reliability Methods*. Internet edition 2.2.4, <http://www.mek.dtu.dk/staff/od/books.htm>, June 2005.
- [82] J. Dongarra und F. Sullivan. *The top 10 algorithms*. *Computing in Science and Engineering*, 2:22–23, 2000.
- [83] I. Doran und D. Powell. *Gust Characteristics for WECS Design and Performance Analysis*. Pnl.3421, Pacific Northwest Laboratory, May 1980.
- [84] E. Dowell, H. Curtiss, R. Scanlan und F. Sisto. *A modern course in aeroelasticity*. Sijthoff and Noordhoff, 1980.
- [85] R. Eger. *Schätzung von Fahrzeugüberschlägen*. Dissertation, Universität Karlsruhe, 1999.
- [86] S. Engelund und R. Rackwitz. *A benchmark study on importance sampling techniques in structural reliability*. *Structural Safety*, 12:255–276, 1993.
- [87] ESDU. *Characteristics of atmospheric turbulence near the ground, Part 1 74030, Part 2 74031, Part 3 75001*. Technical report, ESDU.
- [88] H. Försting. *Grundlagen der Aeroelastik*. Springer, 1974.

- [89] J. Franke, W. Härdle und C. Hafner. *Statistics of Financial Markets*. Universitext. Springer, 2008.
- [90] F. Frederich. *Die Gleislage - aus fahrzeugtechnischer Sicht*. *ZEV - Glas. Ann.*, 108(12):355–362, 1984.
- [91] T. Fujii, T. Maeda, H. Ishida, T. Imai, K. Tanemoto und M. Suzuki. *Wind-Induced Accidents of Train/Vehicles and Their Measures in Japan*. *Quarterly Report of Railway Technical Research Institut*, 40(1):50–55, 1999.
- [92] D. Gatey und C. Miller. *An investigation into 50-year return period wind speed differences for Europe*. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 95:1040–1052, 2007.
- [93] F. Gauß. *Das Verhalten von Kraftfahrzeugen bei Seitenwind*. *ATZ*, 54(3):64–67, 1952.
- [94] P. Gautier, T. Tielkes, F. Sourget, E. Allain, M. Grab und C. Heine. *Strong wind risks in railways: the DEUFRAKO crosswind program*. In *Proceedings of the 6th World Congress on Railway Research*, Edinburgh, 2003.
- [95] R. Gawthorpe. *Wind effects on ground transportation*. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 52:73–92, 1994.
- [96] R. Ghanem und P. Spanos. *Stochastic Finite Elements, A Spectral Approach*. Dover Publications, 2003.
- [97] W. Gilks, S. Richardson und D. Spiegelhalter. *Markov Chain Monte Carlo in Practice*. Chapman & Hall/CRC, 1996.
- [98] H. Glück. *Aerodynamik der Schienenfahrzeuge*. Verlag TÜV Rheinland, 1985. ISBN 3-88585-242-X.
- [99] R. Gnadler. *Beitrag zum Problem Fahrer-Fahrzeug-Seitenwind, Habilitationsschrift*. Automobil-Industrie, 1973.
- [100] R. Goldman, M. El-Gindy und B. Kulakowski. *Rollover dynamics of road vehicles: Literatur survey*. *Heavy Vehicle Systems, Int. J. of Vehicle Design*, 8(2): 103–141, 2001.
- [101] M. Grigoriu. *Estimates of Design Wind from Short Records*. *Journal of The Structural Division*, 108:1034–1048, 1982.
- [102] M. Grigoriu. *Methods For Approximate Reliability Analysis*. *Structural Safety*, 1:155–165, 1982.
- [103] M. Grigoriu. *Estimates of Extreme Winds from Short Records*. *Journal of Structural Engineering*, 110(7):1467–1484, 1984.
- [104] A. Hasofer und N. Lind. *Exact and Invariant Second Moment Code Format*. *Journal of the Engineering Mechanics Division, ASCE*, 100:111–121, 1974.

- [105] W. Hastings. *Monte Carlo Sampling Methods Using Markov Chains and Their Applications*. *Biometrika*, 57(1):97–109, 1970.
- [106] C. Heine. *Richtlinie Aerodynamik/Seitenwind 807.0401 -Grundlagen Sicherheitsnachweis Seitenwind*. DB Netz AG, April 2006.
- [107] W. Heinrich und K. Henning. *Zufallsschwingungen mechanischer Systeme*. Reihe Wissenschaft. Vieweg, 1978.
- [108] J. Helton und F. Davis. *Latin hypercube sampling and the propagation of uncertainty in analyses of complex systems*. *Reliability Engineering and System Safety*, 81:23–69, 2003.
- [109] N. Henze und D. Kadelka. *Skript zur Vorlesung Wahrscheinlichkeitstheorie und Statistik*. Universität Karlsruhe.
- [110] J. Herb, U. Hoppmann, C. Heine und T. Tielkes. *A new approach to estimate the wind speed probability distribution along a railway track based on international standards*. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 95:1097–1113, 2007.
- [111] P. Hémon. *On the transient response of road vehicles to cross-wind gust*. Technical report, Department of Mechanics, Ecole Polytechnique, Palaiseau Cédex, 2005.
- [112] G. Hollands. *An analytical model of the wind and pressure profiles in hurricanes*. *Monthly Weather Review*, 108:1212–1218, 1980.
- [113] U. Hoppmann, S. Koenig, T. Tielkes und G. Matschke. *A short-term strong wind prediction model for railway application: design and verification*. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 90:1127–1134, 2002.
- [114] J. Howell und K. Everitt. *Gust Response of a High Speed Train Model*. *Aerodynamics of Transportation, ASME*, 7:81–89, 1983.
- [115] W. Hucho, editor. *Aerodynamik des Automobils*. Vieweg, 2005.
- [116] J. Hurtado. *An examination of methods for approximating implicit limit state functions from the viewpoint of statistical learning theory*. *Structural Safety*, 26: 271–293, 2004.
- [117] D. Hyun und R. Langari. *Modeling to Predict Rollover Threat of Tractor-Semitrailers*. *Vehicle System Dynamics*, 39(6):401–414, 2003.
- [118] T. Imai, T. Fujii, T. K, T. Shimamura, T. Maeda, H. Ishida und Y. Hibino. *New train regulation method based on wind direction and velocity of natural wind against strong winds*. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 90:1601–1610, 2002.
- [119] E. Johnson, C. Proppe, B. Spencer, L. Bergman, G. Székely und G. Schuëller. *Parallel processing in computational stochastic dynamics*. *Probabilistic Engineering Mechanics*, 18:37–60, 2003.

- [120] M. Juhlin. *Directional stability of buses under influence of crosswind gusts*. *Vehicle System Dynamics*, 41:93–102, 2004.
- [121] J. Kalker. *A Fast Algorithm for the Simplified Theory of Rolling Contact*. *Vehicle System Dynamics*, 11:1–13, 1982.
- [122] H. Kaltenbach. *Minutes of a discussion of some aspects related to the crosswind assessment of vehicles on embankments*. BBAA VI, Milano, Italy, July 2008.
- [123] L. Katafygiotis und K. Zuev. *Geometric insight into the challenges of solving high-dimensional reliability problems*. *Probabilistic Engineering Mechanics*, 23: 208–218, 2008.
- [124] I. Kaymaz und C. McMahon. *A response surface method based on weighted regression for structural reliability analysis*. *Probabilistic Engineering Mechanics*, 20:11–17, 2005.
- [125] H. Kiefer. *Windlasten an quaderförmigen Gebäuden in bebauten Gebieten*. Dissertation, Universität Karlsruhe (TH), 2003.
- [126] J. Klasson. *A Generalised Crosswind Model for Vehicle Simulation Purposes*. *Vehicle System Dynamics*, 37:350–359, 2002.
- [127] K. Knothe und S. Stichel. *Schienefahrzeugdynamik*. Springer, 2003.
- [128] P. Koutsourelakis, H. Pradlwarter und G. Schuëller. *Reliability of structures in high dimensions, part I: algorithms and applications*. *Probabilistic Engineering Mechanics*, 19:409–417, 2004.
- [129] S. Krajnovic. *Novel development in numerical simulations for aerodynamics of high-speed trains*. In *20th Nordic Seminar on Computational Mechanics*, Gothenburg, Sweden, November 2007.
- [130] W. Krüger und M. Spieck. *Aeroelastic Effects in Multibody Dynamics*. *Vehicle System Dynamics*, 41(5):383–399, 2004.
- [131] L. Kristensen. *On Longitudinal Spectral Coherence*. *Boundary-Layer Meteorology*, 16:145–153, 1979.
- [132] L. Kristensen, H. Panofsky und S. Smith. *Lateral Coherence of Longitudinal Wind Components in Strong Winds*. *Boundary-Layer Meteorology*, 21:199–205, 1981.
- [133] l. Kristensen, M. Casanova, M. Courtney und I. Troen. *In Search of a Gust Definition*. *Boundary-Layer Meteorology*, 55:91–107, 1990.
- [134] Y. Li, H. Liao und S. Qiang. *Simplifying the simulation of stochastic wind velocity fields for long cable-stayed bridges*. *Computers and Structures*, 82:1591–1598, 2004.
- [135] R. Lin und D. Cebon. *Optimal roll control of a single-unit lorry*. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers. Part D, Journal of automobile engineering*, 210:45–55, 1996.

- [136] Y. Lin. *Probabilistic Theory of Structural Dynamics*. McGraw-Hill, 1967.
- [137] H. Liu, W. Chen und A. Sudjianto. *Probabilistic Sensitivity Analysis Methods for Design under Uncertainty*. In *10th AIAA/ISSMO Multidisciplinary Analysis and Optimization Conference*, Albany, New York, August 2004.
- [138] P. Liu und A. DerKiureghian. *Multivariate distribution models with prescribed marginals and covariances*. *Probabilistic Engineering Mechanics*, 1(2):105–112, 1986.
- [139] P. Liu und A. DerKiureghian. *Optimization Algorithms For Structural Reliability*. *Structural Safety*, 9:161–177, 1991.
- [140] P. Liu, S. Rakheja und A. Ahmed. *Dynamic roll instability analysis of heavy vehicles using energy approach*. *Heavy Vehicle Systems, Int. J. of Vehicle Design*, 8(2):177–194, 2001.
- [141] C. Macadam, M. Sayers, J. Pointer und M. Gleason. *Crosswind Sensitivity of Passenger Cars and the Influence of Chassis and Aerodynamic Properties on Driver Preferences*. *Vehicle System Dynamics*, 19:201–236, 1990.
- [142] H. Madsen, S. Krenk und N. Lind. *Methods of Structural Safety*. Dover Publications, 2006.
- [143] Y. Maruyama und F. Yamazaki. *Driving simulator experiment on the moving stability of an automobile under strong crosswind*. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 94:191–205, 2006.
- [144] G. Matschke, M. Grab und B. Bergander. *Nachweis der Sicherheit im Schienenverkehr bei extremem Seitenwind*. *Betrieb und Verkehr*, 51:200–206, april 2002.
- [145] J. McCarthy. *Evaluation of Intelligent Transportation System Alternatives for Reducing the Risks of Truck Rollover Crashes Due to High Winds*. Technical report, R & S Consulting, Wyoming Department of Transportation, February 2007. URL http://www.randmanalytics.com/SafetyStudy-Joe_McCarthy.pdf.
- [146] J. McFadden. *The Axis-Crossing Intervals of Random Functions-II*. *IRE Transactions on Information Theory*, 4(1):14–24, March 1958.
- [147] M. McKay, R. Beckman und W. Conover. *A Comparison of Three Methods for Selecting Values of Input Variables in the Analysis of Output From a Computer Code*. *Technometrics*, 42(1):55–61, 1979.
- [148] N. Metropolis, A. Rosenbluth, M. Rosenbluth, A. Teller und E. Teller. *Equation of State Calculations by Fast Computing Machines*. *Journal of Chemical Physics*, 21(6):1087–1092, 1953.
- [149] A. Miede und D. Cebon. *Optimal roll control of an articulated vehicle: theory and model validation*. *Vehicle System Dynamics*, 43(12):867–893, 2005.

- [150] C. Miller. *A once in 50-year wind speed map for Europe derived from mean sea level pressure measurements*. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 91:1813–1826, 2003.
- [151] M. Mitschke. *Fahrer-Fahrzeug-Windböen*. *ATZ*, 10:347–351, 1969.
- [152] M. Mitschke und H. Wallentowitz. *Dynamik der Kraftfahrzeuge*. Springer, 2004.
- [153] M. Morris. *Factorial Sampling Plans for Preliminary Computational Experiments*. *Technometrics*, 33(2):161–174, 1991.
- [154] T. Most und C. Bucher. *Adaptive Response Surface Approach Using Artificial Neural Networks And Moving Least Squares*. In *17th International Conference on the Application of Computer Science and Mathematics in Architecture and Civil Engineering*, Weimar, Germany, July 2006.
- [155] A. Naess und P. Clausen. *Combination of the peaks-over-threshold and bootstrapping methods for extreme value prediction*. *Structural Safety*, 23:315–330, 2001.
- [156] T. Ngo und C. Letchford. *A comparison of topographic effects on gust wind speed*. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 96:2273–2293, 2008.
- [157] N. Nigam. *Introduction to Random Vibrations*, volume 3 of *The MIT Press Series in Structural Mechanics*. The MIT Press, 1983.
- [158] W. Nitsche und A. Brunn. *Strömungsmesstechnik*. Springer, 2., aktualisierte u. überarb. Aufl. Auflage, 2006. ISBN 3-540-20990-5, 978-3-540-20990-4.
- [159] D. Odenthal. *Ein robustes Fahrdynamik-Regelungskonzept für die Kippvermeidung von Kraftfahrzeugen*. Dissertation, Technische Universität München, 2001.
- [160] A. Olsson, G. Sandberg und O. Dahlblom. *On Latin hypercube sampling for structural reliability analysis*. *Structural Safety*, 25:47–68, 2002.
- [161] T. Payer und H. Küchenhoff. *Modelling extreme wind speeds at a German weather station as basic input for a subsequent risk analysis for high-speed trains*. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 92:241–261, 2004.
- [162] F. Pfeiffer. *Einführung in die Dynamik*. Teubner, 1989.
- [163] M. Plöchl und J. Edelmann. *Driver models in automobile dynamics application*. *Vehicle System Dynamics*, 45:699–741, 2007.
- [164] K. Popp und W. Schiehlen. *Fahrzeugdynamik*. B.G. Teubner, Stuttgart, 1993.
- [165] prEN 14067-6:2007. *Railway applications-, Aerodynamics-, Part 6: Requirements and test procedures for cross wind assessment*. Technical report, DIN Deutsches Institut für Normung e.V., 2007.
- [166] P. Prenninger. *Zuverlässigkeit von Hochhäusern unter Windeinwirkung*. Dissertation, Universität Innsbruck, 1987.

- [167] A. Preumont. *Random Vibration and Spectral Analysis*. Solid Mechanics and its applications. Kluwer, 1994.
- [168] C. Proppe. *Estimation of failure probabilities by local approximation of the limit state function*. *Structural Safety*, 30:277–290, 2008.
- [169] C. Proppe. *Skript zur Vorlesung Robust Design*. Universität Karlsruhe, 2008.
- [170] C. Proppe. *Skript zur Vorlesung Stochastische Mechanik*. Universität Karlsruhe, 2008.
- [171] C. Proppe, H. Pradlwarter und G. Schuëller. *Equivalent linearization and Monte Carlo simulation in stochastic dynamics*. *Probabilistic Engineering Mechanics*, 18:1–15, 2003.
- [172] A. Quinn, M. Sterling, A. Robertson und C. Baker. *An investigation of the wind-induced rolling moment on a commercial vehicle in the atmospheric boundary layer*. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers. Part D, Journal of automobile engineering*, 221:1367–1379, 2007.
- [173] R. Rackwitz. *Reliability Analysis - Past, Present and Future*. In *8th ASCE Specialty Conference on Probabilistic Mechanics and Structural Reliability*, Notre Dame, July 2000.
- [174] R. Rackwitz und B. Fiessler. *Structural Reliability under Combined Random Load Sequences*. *Computer and Structures*, 9:489–494, 1978.
- [175] R. Reiss und M. Thomas. *Statistical analysis of extreme values*. Birkhäuser, 3. ed. Auflage, 2007. ISBN 978-3-7643-7230-9, 3-7643-7230-3.
- [176] S. Rice. *Mathematical Analysis of Random Noise*. In N. Wax, editor, *Selected Papers on Noise and Stochastic Processes*, Seiten 133–294. Dover Publications, 1954.
- [177] P. Riekert und T. Schunk. *Zur Fahrmechanik des gummibereiften Kraftfahrzeugs*. *Ingenieur-Archiv*, 11:210–224, 1940.
- [178] J. Roberts und P. Spanos. *Random Vibration and Statistical Linearization*. Dover Publications, 1999.
- [179] C. Rolén, T. Rung und D. Wu. *Computational Modelling of Cross-Wind Stability of High-Speed Trains*. In *European Congress on Computational Methods in Applied Sciences and Engineering, ECCOMAS*, Jyväskylä, July 2004.
- [180] M. Rosenblatt. *Remarks on a multivariate transformation*. *The Annals of Mathematical Statistics*, 23:470–472, 1952.
- [181] R. Rossi, M. Lazzari und R. Vitaliani. *Wind field simulation for structural engineering purposes*. *Journal for Numerical Methods in Engineering*, 61:738–763, 2004.

- [182] P. Sagirow. *Manuskript zur Vorlesung Stochastische Systeme*. Universität Stuttgart, 1979.
- [183] A. Saltelli. *Global sensitivity analysis: the primer*. Wiley, 2008.
- [184] A. Saltelli, S. Tarantola, F. Campolongo und M. Ratto. *Sensitivity analysis in practice*. John Wiley & Sons, 2005.
- [185] D. Sampson und D. Cebon. *Achievable roll stability of heavy road vehicles*. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers. Part D, Journal of automobile engineering*, 217:269–287, 2003.
- [186] S. Sanquer, C. Barré, M. D. de Virel und L. Cléon. *Effect of cross winds on high-speed trains: development of a new experimental methodology*. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 92:535–545, 2004.
- [187] K. Schönfeld. *Statische und dynamische Kippgrenzen von Sattelkraftfahrzeugen*. *ATZ*, 82(3):119–124, 1980.
- [188] G. Schuëller. *Einführung in die Sicherheit und Zuverlässigkeit von Tragwerken*. Wilhelm Ernst & Sohn, 1981.
- [189] G. Schuëller und R. Stix. *A critical appraisal of methods to determine failure probabilities*. *Structural Safety*, 4:293–309, 1987.
- [190] G. Schuëller, C. Bucher, U. Bourgund und W. Ouypornprasert. *On efficient computational schemes to calculate structural failure probabilities*. *Probabilistic Engineering Mechanics*, 4(1):10–18, 1989.
- [191] G. Schuëller, H. Pradlwarter und P. Koutsourelakis. *A comparative study of reliability estimation procedures for high dimensions*. In *16th ASCE Engineering Mechanics Conference*, Washington, Seattle, July 2003.
- [192] G. Schuëller, H. Pradlwarter und P. Koutsourelakis. *A critical appraisal of reliability estimation procedures for high dimensions*. *Probabilistic Engineering Mechanics*, 19:463–474, 2004.
- [193] B. Schulte-Werning und G. Matschke. *Measures and strategies to minimise the effect of strong cross-winds on high-speed trains*. In *Proceedings of the 3rd World Congress on Railway Research, Florence, Italy*, 1997.
- [194] S. Shen, J. Wang, P. Shi und G. Premier. *Nonlinear dynamics and stability analysis of vehicle plane motions*. *Vehicle System Dynamics*, 45(1):15–35, 2007.
- [195] M. Shimamura und N. Kobayashi. *Development of a strong wind warning system*. *Japanese Railway Engineering*, 150:13–15, 2003.
- [196] M. Shinozuka und C. Jan. *Digital Simulation of Random Processes and its Applications*. *Journal of Sound and Vibration*, 25(1):111–128, 1972.
- [197] R. Sigbjörnsson und J. Snæbjörnsson. *Probabilistic assessment of wind related accidents of road vehicles: A reliability approach*. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 74-76:1079–1090, 1998.

- [198] E. Simiu und J. Filliben. *Weibull Distributions and Extreme Wind Speeds. Journal of The Structural Division*, 106:2365–2374, 1980.
- [199] E. Simiu und R. Scanlan. *Wind Effects on Structures*. John Wiley & Sons, 1986.
- [200] E. Simiu und J. Shaver. *Wind Speed Distributions and Reliability Estimates. Journal of The Structural Division*, 107:1003–1007, 1981.
- [201] A. Slibar und P. Paslay. *Behavior of Vehicles Subjected to Wind Gusts. Ingenieur-Archiv*, 28:313–326, 1959.
- [202] J. Snæbjörnsson, C. Baker und R. Sigbjörnsson. *Probabilistic assessment of road vehicle safety in windy environments. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 95:1445–1462, 2007.
- [203] H. Sockel. *Aerodynamik der Bauwerke*. Vieweg, 1984.
- [204] T. Soong und M. Grigoriu. *Random Vibration of Mechanical and Structural Systems*. Prentice Hall, 1993.
- [205] U. Sorgatz und R. Buchheim. *Untersuchung zum Seitenwindverhalten zukünftiger Fahrzeuge. ATZ*, 84:11–18, 1982.
- [206] E. Strommen. *Theory of Bridge Aerodynamics*. Springer Berlin Heidelberg New York, 2006.
- [207] M. Suzuki, K. Tanemoto und T. Maeda. *Aerodynamic characteristics of train/vehicles under cross winds. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 91:209–218, 2003.
- [208] P. Teufel. *Böenmodellierung und Lastabminderung für ein flexibles Flugzeug*. Dissertation, Universität Stuttgart, 2003.
- [209] T. Tielkes, N. Rüd, C. Heine, M. Möller und J. Driller. *Sicherheit des Eisenbahnverkehrs bei Seitenwind - Fahrzeugseitige Anforderungen der neuen RIL 80704 der DB Netz AG*. 38. Tagung Moderne Schienenfahrzeuge, Technische Universität Graz, September 2008.
- [210] A. Wagner. *Ein Verfahren zur Vorhersage und Bewertung der Fahrerreaktion bei Seitenwind*. Dissertation, Universität Stuttgart, 2003.
- [211] H. Wallentowitz. *Fahrer-Fahrzeug-Seitenwind*. Dissertation, Universität Braunschweig, 1978.
- [212] C. Wetzel. *Analytische Schwingungsuntersuchung von Fahrzeugmodellen bei harmonischer und stochastischer Anregung*. Studienarbeit, Universität Karlsruhe.
- [213] C. Winkler und R. Ervin. *Rollover of Heavy Commercial Vehicles, UMTRI-99-19*. Technical report, University of Michigan, August 1999.
- [214] J. Wittenburg. *Dynamics of Multibody Systems*. Springer, 2008.
- [215] C. Wüst. *Flugangst auf Schienen. der SPIEGEL*, 14:156–158, 2007.

- [216] G. Zhengqi, L. Yufeng und W. Seemann. *The performance of a vehicle with four-wheel steering control in crosswind*. *Int. J. of Vehicle Autonomous Systems*, 1(2): 256–269, 2003.

Schriftenreihe des Instituts für
Technische Mechanik



ISSN 1614-3914

ISBN 978-3-86644-444-7

