

TECHNISCHE UNIVERSITÄT MÜNCHEN

Lehrstuhl für Massivbau

Kurzzeitschwingfestigkeit des Verbundes aufgeklebter Bewehrung

Angela Nizic

Vollständiger Abdruck der von der Fakultät für Bauingenieur- und Vermessungswesen der Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktor-Ingenieurs

genehmigten Dissertation.

Vorsitzender: Univ.-Prof. Dr.-Ing. O. Fischer

Prüfer der Dissertation: 1. Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil., Dr.-Ing. E.h. K. Zilch (i.R.)

2. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. habil. G. H. Müller

Die Dissertation wurde am 20.01.2011 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die Fakultät für Bauingenieur- und Vermessungswesen am 15.07.2011 angenommen.

Kurzzeitschwingfestigkeit des Verbundes aufgeklebter Bewehrung

Kurzfassung:

Zum Verbundverhalten aufgeklebter Bewehrung unter statischer Belastung existieren zahlreiche Untersuchungen und Modelle. Zur Beschreibung des Verbundes der aufgeklebten Bewehrung unter nicht ruhender Belastung existieren jedoch sehr wenige Untersuchungen und Ansätze. Nahezu alle dieser Ansätze betrachten die Langzeitermüdung bis hin zur Dauerfestigkeit, eine Betrachtung der Ermüdungsverhaltens des Verbundes unter niedrigen Lastwechselzahlen mit hohen Amplituden, die sogenannte Kurzzeitermüdungsfestigkeit, ist bis zu diesem Zeitpunkt nicht erfolgt. Die vorliegende Arbeit gibt deshalb aufbauend auf experimentellen Untersuchungen ein Ermüdungsmodell für die Kurzzeitschwingfestigkeit des Verbundes aufgeklebter Bewehrung an. Dazu wurde zunächst ein aus der Literatur bekanntes Schädigungsmodell an die speziellen Anforderungen für die Kurzzeitschwingfestigkeit des Verbundes angepasst. Durch eine Kombination dieses Schädigungsmodelles mit einer energetischen Betrachtung der Versuche wurde dann eine Schadensakkumulationshypothese aufgestellt. Mithilfe dieser Schadensakkumulationshypothese ist es nun möglich die Lebensdauer des Verbundes aufgeklebter Bewehrung unter nicht ruhender Belastung mit niedrigen Lastwechselzahlen und hohen Amplituden zu bestimmen.

Low Cycle Fatigue of the bond of externally bonded reinforcement

Abstract:

A lot of investigations and models concern on the bond behavior of externally bonded reinforcement under static loading. For the description of the bond behavior of externally bonded reinforcement under dynamic loading there are only a few investigations and approaches. Most of these approaches concentrate on the High Cycle Fatigue up to the fatigue strength. The bond behavior under low cycles and high amplitudes, the so called Low Cycle Fatigue, isn't considered in the research so far. Therefore, this thesis presents based on experiments a fatigue model on the bond behavior of externally bonded reinforcement under Low Cycle Fatigue. For this first a well-known damage model from the literature was adapted to the specific requirements of the Low Cycle Fatigue of the bond. With the combination of this damage model with an energy based consideration of the experiments a damage accumulation hypothesis was developed. With the use of this damage accumulation hypothesis, it is now possible to determine the fatigue life of the bond of externally bonded reinforcement under Low Cycle Fatigue.

Inhalt:

0	Bezeichnungen	5
1	Einführung	7
1.1	Hintergrund	7
1.2	Problemstellung und Ziel der Arbeit	8
1.3	Aufbau und Gliederung	8
2	Stand des Wissens	9
2.1	Allgemeines zur aufgeklebten Bewehrung unter nicht ruhender Beanspruchung	9
2.2	Grundlagen der Ermüdung von Werkstoffen	9
2.2.1	Einführung in das Ermüdungsverhalten von Bauteilen	9
2.2.2	Betriebsfestigkeitsnachweise	10
2.2.3	Energieverlustbasierte Ermüdungsmodelle	15
2.3	Verbundverhalten aufgeklebter Bewehrung unter statischer Belastung	18
2.3.1	Allgemeines	18
2.3.2	Differentialgleichung des Verschieblichen Verbundes	18
2.3.3	Der bilineare Ansatz	19
2.4	Verbundverhalten aufgeklebter Bewehrung unter dynamischer Belastung	24
2.4.1	Allgemeines	24
2.4.2	Schädigungsmechanismus aufgrund der zyklischen Belastung	26
2.4.3	Verbundansatz nach Hankers	27
2.4.4	Experimentelle Untersuchungen von Budelmann et al.	31
2.4.5	Verbundansatz von Ko und Sato	32
2.4.6	Empirische Untersuchungen zur vereinfachten Lebensdauerprognose	33
2.4.7	Kritische Beurteilung der bisherigen Untersuchungen	33
3	Experimentelle Untersuchungen	35
3.1	Versuchsprogramm	35
3.2	Materialien und Verarbeitung	35
3.2.1	Beton	35
3.2.2	Stahllaschen	37
3.2.3	Epoxidharzklebstoffe	38
3.2.4	Verarbeitung	39
3.3	Versuchsdurchführung	40
3.3.1	Versuchsdurchführung	40
3.3.2	Messtechnische Ausrüstung der Versuchskörper	41
3.4	Versuchsergebnisse	43
3.4.1	Überblick über die Versuchsergebnisse	43
3.4.2	Ausgewählte experimentelle Ergebnisse	46
4	Modellbildung	50
4.1	Vorgehen	50
4.2	Statisches Verbundverhalten der Versuchskörper während der Erstbelastungsphase	51
4.2.1	Bestimmung der Parameter des bilinearen Verbundansatzes aus der Erstbelastungsphase	51
4.2.2	Vergleich der Werte aus den Versuchen mit den Ansätzen aus Abschnitt 2.3	53
4.3	Anpassung des Modelles von Hankers für geringe Lastwechselzahlen	55
4.3.1	Allgemeines	55
4.3.2	Implementierung	56
4.3.3	Ergebnis der numerischen Simulation	59
4.3.4	Modifikation des Schädigungskoeffizienten	61
4.4	Energetische Betrachtung der Versuche	63
4.4.1	Allgemeines	63
4.4.2	Ermittlung des Energieverlustes in Phase II	64
4.4.3	Verknüpfung des Schädigungsmodelles mit dem Energieverlust in Phase II	65
4.5	Schadensakkumulationshypothese	66
4.5.1	Allgemeines	66

4.5.2	Schadensakkumulationshypothese für den Verbund aufgeklebter Bewehrung.....	67
4.5.3	Überprüfung der Schadensakkumulationshypothese anhand der Versuche.....	69
5	Zusammenfassung und Ausblick.....	72
	Literaturverzeichnis.....	73
	Anhang A- Versuchsergebnisse	76
	Anhang B- Rechenergebnisse	80

0 Bezeichnungen

Lateinische Buchstaben

A_{gt}	Gesamte Dehnung bei Höchstkraft des Stahls
A_L	Querschnitt der Lasche
b_c	Breite des zu verstärkenden Betonbauteils
b_L	Breite der Lasche
C_F	Anpassungsfaktor an die Versuchswerte nach Holzenkämpfer
d_{RVE}	Repräsentatives Volumenelement
E_L	E-Modul der Lasche
$f_{c,cube}$	Betonwürfeldruckfestigkeit (150 mm Kantenlänge)
$f_{c,cube,200}$	Betonwürfeldruckfestigkeit (200 mm Kantenlänge)
f_{cm}	Mittlere Betondruckfestigkeit (Zylinder)
f_{ct}	Betonzugfestigkeit
f_{ctk}	Charakteristische Betonzugfestigkeit
f_{ctm}	Mittlere Betonzugfestigkeit
$f_{ctm,surf}$	Mittlere Oberflächenzugfestigkeit des Betons
F_L	Laschenkraft
F_{Lb}	Verbundkraft
$F_{Lb,max}$	Maximale Verbundkraft am auflagnächsten Biegeriss
G_e	Elastische Verbundbruchenergie
G_F	Verbundbruchenergie
k_b	Breiteneinflussfaktor der Lasche zum Bauteil
l_{Lb}	Verbundlänge der geklebten Bewehrung
$l_{Lb,max}$	Effektive Verbundlänge
R_{eH}	Oberer Wert der Streckgrenze nach DIN EN 10002
R_m	Zugfestigkeit nach DIN EN 10002
s_L	Laschenschlupf
s_{L0}	Maximaler Laschenschlupf nach dem bilinearen Verbundansatz
s_{L1}	Elastischer Laschenschlupf des bilinearen Verbundansatzes
t_L	Laschendicke
F_L^U	Laschenkraft bei Unterlast
F_L^O	Laschenkraft bei Oberlast
g	Schädigungskoeffizient
$F_{Lb,stat}$	maximale statische Verbundbruchkraft
$E_{Phase II}$	Energieverlust je Lastwechsel in der stabilen Ermüdungsphase
N	Schwingspielzahl bis zum Versagen
n	Schwingspielzahl
D	Schädigungsmaß
s_L^O	Laschenschlupf bei Erreichen der Oberlast
k	Empirischer Beiwert
G^O	Verbundenergie bei Erreichen der Oberlast

Griechische Buchstaben

ε_L	Dehnung der Lasche
σ_L	Laschenspannung
τ_L	Verbundspannung der Lasche
τ_{L1}	Maximale Verbundspannung des bilinearen Ansatzes
μ	Formänderungsvermögen

1 Einführung

1.1 Hintergrund

Das Nachträgliche Verstärken von Bauteilen ist hinsichtlich der nachhaltigen Nutzung der bestehenden Gebäude von einer immer größer werdenden Bedeutung. Für das Nachträgliche Verstärken von Betonbauteilen hat sich die aufgeklebte Bewehrung als geeignetes Verfahren herausgestellt.

Derzeit existieren international zahlreiche Vorschriften und Richtlinien für die Bemessung von Bauteilen mit geklebter Bewehrung. Hier sind zum Beispiel der ACI 440-02 [1], das fib bulletin 14 [27] sowie die italienische Richtlinie CNR -DT 200 [10] zu nennen. Die Bemessung der gerade genannten Richtlinie basiert in weiten Teilen auf semiempirischen Ansätzen, welche auf Grundlage von Versuchen erstellt wurden. Gerade bei der Verbundkraftübertragung der geklebten Bewehrung, welche im Vergleich zum konventionellen Stahlbetonbau einige Besonderheiten aufweist, werden in diesen Vorschriften stark empirische Ansätze verwendet, welche von den relativ kleinen Versuchskörpern auf größere Bauteile extrapoliert wurden. Nach Meinung einiger Forscher (Pellegrino et al.[47]) ist das aktuelle international verfügbare Wissen über dieses Thema immer noch nicht ausreichend und es bleiben noch zahlreiche Fragen offen. Aus diesem Grund wurden in den letzten Jahren in der Bundesrepublik Deutschland erhebliche Anstrengungen unternommen um die noch offenen Problemstellungen auf Grundlage mechanischer Überlegungen und einer breiten experimentellen Basis zu lösen. (Vergl. Zilch et al. [64], Zilch et al. [62], Budelmann und Leusmann [7], Zilch et al. [63])

Das Ergebnis dieser Forschung ist eine derzeit neu entstehende DAfStb-Richtlinie für das „Verstärken von Betonbauteilen mit geklebter Bewehrung“ [12], bei welcher die Bemessung im Gegensatz zu bisherigen Regelungen nahezu vollständig auf mechanischen Überlegungen beruht.

Wie in den vorherigen Absätzen bereits kurz angeschnitten wurde, weist gerade das Verbundverhalten der aufgeklebten Bewehrung Besonderheiten auf, da es durch die mäßige Betonfestigkeit der oberflächennahen Schichten charakterisiert wird. Als Folge dessen, kann bei der aufgeklebten Bewehrung im Gegensatz zu der einbetonierten Bewehrung am Einzelriss nicht die volle Zugkraft der aufgeklebten Bewehrung verankert werden, wie es Bild 1.1 zeigt.

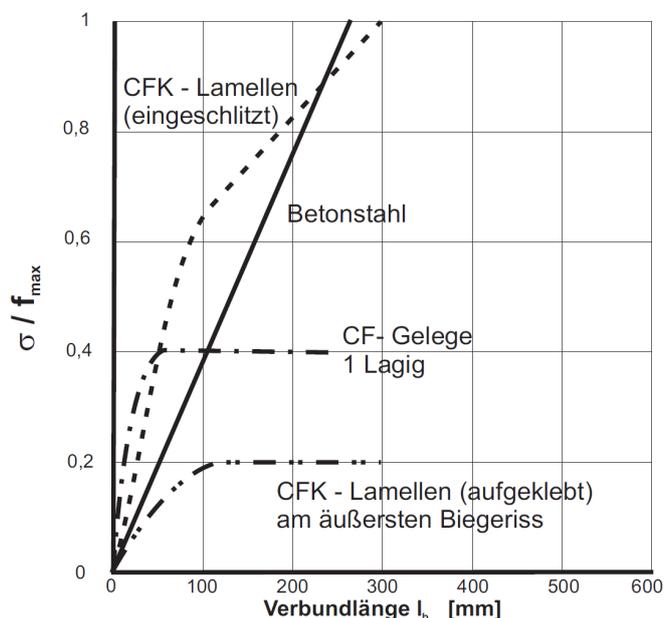


Bild 1.1: Vergleich der Verbundeigenschaften verschiedener Applizierungsarten als eine über die Materialfestigkeit nivellierte Darstellung, entnommen aus [64]

Aus diesem Grund und aufgrund der einseitigen Verbundfläche der Lasche ist der Verbund der aufgeklebten Bewehrung im Gegensatz zur einbetonierten Bewehrung spröde, so dass lokale Verbundentkopplungen zu einem Gesamtversagen der aufgeklebten Bewehrung führen können.

Aufgrund dieses spröden Verbundverhaltens können Belastungen, welche einen bestimmten Wert überschreiten zu einer fortwährenden Schädigung des Verbundes und zu einem plötzlichen Ausfall des Verbundes der aufgeklebten Bewehrung führen. Eine Betrachtung der Ermüdungsfestigkeit des Verbundes der aufgeklebten Bewehrung ist aus Sicht des Autors unbedingt erforderlich.

1.2 Problemstellung und Ziel der Arbeit

Die Mehrzahl der Forschungsarbeiten zur geklebten Bewehrung betrachten den Verbund unter statischer Belastung. Nur wenige Arbeiten untersuchen den Verbund unter nicht ruhender Belastung. In den letzten Jahren wurden an der Technischen Universität Braunschweig ([5], [6], [7]) zahlreiche experimentelle Untersuchungen durchgeführt, mit dem Ziel eine Dauerfestigkeit des Verbundes aufgeklebter Bewehrung mit Hilfe einer Wöhlerlinie zu erhalten.

Bei einem Nachweis üblicher verstärkter Bauteile mit diesen Dauerfestigkeiten des Verbundes auf Ermüdung, stellt sich jedoch im Regelfall heraus, dass der interne Betonstahl für eine Bemessung auf Ermüdung maßgebend ist. (Vergl. z.B. Beispielrechnung im Rahmen der Erstellung der DAfStb-Richtlinie „Verstärken von Betonbauteilen mit geklebter Bewehrung“) [12]. Bei niedrigen Lastwechselzahlen, wie sie zum Beispiel bei Erdbeben erreicht werden, können jedoch einige Betonstähle deutlich höhere Schwingbreiten ertragen. Wie sich jedoch der Verbund aufgeklebter Bewehrung unter diesen niedrigen Lastwechselzahlen bei hoher Beanspruchung verhält, ist weitestgehend ungeklärt.

Diese Arbeit soll deshalb einen Beitrag zur Klärung des Ermüdungsverhaltens des Verbundes aufgeklebter Bewehrung unter niedrigen Lastwechselzahlen liefern. In Teilen der deutschen und in der englisch sprachigen Literatur wird diese Ermüdung bei geringen Lastwechselzahlen als Low-Cycle Fatigue bezeichnet.

Ziel dieser Arbeit ist es auf Basis eigener experimenteller Untersuchungen ein Schädigungsmodell zu entwickeln, welche die gesamte Belastungsgeschichte bis zum Versagen abbildet. Im Gegensatz zu bisherigen Arbeiten, werden keine rein empirischen Bemessungsmodelle erstellt, sondern wird mit Hilfe mechanischer und mathematischer Betrachtungen ein Modell entwickelt, welches auch auf andere Materialkombinationen und Verstärkungssysteme angewendet werden kann.

Die meisten bisherigen Untersuchungen in dem Bereich der Verbundermüdung betrachten die Schädigung mithilfe der Steifigkeitsreduzierung des Gesamtsystems. Eine bessere Alternative, gerade für eine mechanisch begründete Beschreibung der Schädigung ist die Betrachtung des Energieverlustes, welche bei vorlaufender Schädigung des Verbundes auftritt.

Deshalb wird in dieser Arbeit der Energieverlust, welcher auf Grundlage der Versuche bestimmt wurde, mit dem Schädigungsmodell, welches ebenfalls in dieser Arbeit entwickelt wurde, verknüpft. Damit ist es möglich die gesamte Lebensdauer bis zum Beginn des Versagens aufgrund der zyklischen Belastung bei niedrigen Lastwechselzahlen zu beschreiben. Somit erhält man eine Schädigungshypothese auf Basis des Energieverlustes des Verbundes.

1.3 Aufbau und Gliederung

Zunächst werden in dieser Arbeit einige Grundlagen und Fallunterscheidung, welche bei der Betrachtung der Ermüdung eines mit aufgeklebten Stahllaschen verstärkten Stahlbetonbauteils nötig sind in Abschnitt 2.1 erläutert. Anschließend wird in Abschnitt 2.2 kurz auf die Grundlagen der Ermüdung von Werkstoffen eingegangen. In Abschnitt 2.3 werden dann bisherige Modelle zum Verbund aufgeklebter Bewehrung unter statischer Belastung, welche für die nachfolgenden Betrachtungen nötig sind kurz erläutert. Nachfolgend werden in Abschnitt 2.4 die wenigen Modelle und Untersuchungen zum Verbundverhalten unter dynamischer Belastung kurz erläutert.

Im Abschnitt 3 werden die experimentellen Untersuchungen, welche im Rahmen dieser Arbeit durchgeführt wurden, vorgestellt. Diese Versuche werden dann in Abschnitt 4.2 zunächst hinsichtlich ihres statischen Verbundverhaltens ausgewertet.

Mithilfe der experimentellen Untersuchungen wird ein aus der Literatur bekanntes Modell in Abschnitt 4.3 angepasst und erweitert. Auf Grundlage der experimentellen Untersuchungen wird in Abschnitt 4.4 der Energieverlust ermittelt und in Kapitel 4.4.3 mit dem modifizierten Modell aus Abschnitt 4.3 verknüpft. Darauf aufbauend wird in Abschnitt 4.5 eine Schädigungsakkumulationshypothese aufgestellt, welche in Abschnitt 4.5.3 validiert wird.

Abschließend wird in Abschnitt 5 die Arbeit kurz zusammengefasst und ein Ausblick auf noch offene Fragestellungen gegeben.

2 Stand des Wissens

2.1 Allgemeines zur aufgeklebten Bewehrung unter nicht ruhender Beanspruchung

Bei der Verstärkung von Betonbauteilen mit aufgeklebter Bewehrung unter nicht ruhenden Lasten kann es zu einer Ermüdung des Betons auf Druck, der Betonstahl-/ Spannstahlbewehrung, der geklebten Bewehrung sowie des Verbundes kommen.

Im Vergleich zum konventionellen Stahlbetonbau kommen also drei Effekte hinzu und müssen berücksichtigt werden:

1. Ermüdung der Verbundes der geklebten Bewehrung:

Gerade beim Verbund aufgeklebter Bewehrung, welche durch die oberflächennahe Zugfestigkeit des Betons charakterisiert wird und im Allgemeinen durch den bilinearen Verbundansatz beschrieben wird, kann es bei einer zyklischen Belastung zu einer vorwährenden Schädigung des Verbundes kommen. Unter Annahme des bilinearen Verbundansatzes kommt es immer dann zu einer Schädigung, wenn die Grenzverschiebung des elastischen Astes überschritten wird.

2. Umlagerungseffekte zwischen Betonstahl und der geklebten Bewehrung:

Bei der geklebten Bewehrung kommt es zu einer Interaktion zwischen der geklebten und der einbetonierten Bewehrung. Dies kann unter Umständen einen erheblichen Einfluss auf die Schwingbreite des Betonstahls wie auch die ermüdungsrelevante Verbundbeanspruchung der geklebten Bewehrung haben.

3. Ermüdung der geklebten Bewehrung:

Bei der Verwendung von Stahllaschen als geklebte Bewehrung kann es wie bei konventionellen Stahlteilen zu einer Ermüdung kommen. Im Gegensatz dazu ist die Kohlenstofffaser nahezu ermüdungsunempfindlich und muss deshalb für einen Ermüdungsnachweis nicht weiter betrachtet werden

Zahlreiche Bauteilversuche an mit aufgeklebten Faserverbundwerkstoffen verstärkten Bauteilen, welche in Kim und Heffernan [35] zusammengefasst sind, haben jedoch gezeigt, dass im Regelfall bei üblichen Bauteilen im hohen Lastwechselbereich die Ermüdung des Betonstahls maßgebend wird. Dies liegt daran, dass bei den meisten Versuchen Bauteile¹ verwendet werden, bei welchem es sowohl nach den aktuellen Ansätzen wie auch nach Versuchsbeobachtung der statischen Vergleichsversuche es erst zu einer hohen Verbundbeanspruchung in der geklebten Bewehrung kommt, wenn der Betonstahl zu fließen beginnt.

Dies gilt jedoch nicht für Bauteile mit aufgeklebten dicken Stahllaschen, da es hier aufgrund der höheren Steifigkeit und der somit höheren Verbundbeanspruchung im Regelfall zu einer Verbundentkopplung vor dem Fließen der inneren Bewehrung kommt. Desweiteren gilt dies auch nicht für die Ermüdung bei geringen Lastwechselzahlen und hohen Schwingbreiten, der Kurzzeitermüdung, da hier der Verbund teilweise aufgrund seines entfestigenden Astes eine große Schädigung innerhalb weniger Lastwechsel erhalten kann, der Betonstahl mit einer hohen Duktilitätsklasse jedoch diese Lastwechsel ertragen kann. Dies gilt insbesondere für warmgewalzte Glattstähle, welche kaum eine Verfestigung nach der Fließgrenze zeigen.

2.2 Grundlagen der Ermüdung von Werkstoffen

2.2.1 Einführung in das Ermüdungsverhalten von Bauteilen

Die Ermüdung von Werkstoffen oder Bauteilen kennzeichnet die Abnahme der Festigkeit bzw. die Abnahme der Steifigkeit unter fortwährender nicht ruhender Belastung. Dies bedeutet, dass mit zunehmenden Lastwechselzahlen die Festigkeit und Steifigkeit aufgrund von Microrissbildung in den Materialien abnimmt. Es ist leicht vorstellbar, dass diese Microrissbildung in der Regel sowohl von der Höhe der Beanspruchung wie auch von der Anzahl der Lastwechsel abnimmt. Schreitet diese Microrissbildung immer weiter fort, so kommt es aufgrund der Festigkeitsabnahme bzw. der Querschnittschwächung zu einem Ermüdungsversagen bzw. einem Ermüdungsbruch.

Ein solches Ermüdungsversagen wird durch eine Akkumulation (Anreicherung) der während der Lebensdauer eines Bauteils auftretenden Schädigung ausgelöst.

¹ Üblicherweise werden bei den meisten Bauteilversuchen aus Kostengründen Einfeldträger unter ein oder zwei Einzellasten mit nicht abgestufter Bewehrung geprüft. In der Bemessungspraxis treten jedoch meisten Mehrfeldsysteme unter Gleichlasten mit abgestufter Bewehrung auf.

Generell müssen im Zusammenhang mit dem Ermüdungsversagen zwei Belastungs- und Versagensszenarien unterschieden werden:

- Materialermüdung ausgelöst durch kurzzeitige/ niederzyklische Wechselbeanspruchungen mit einer geringen Anzahl von Lastwechseln und hohen Amplituden, gegebenenfalls unter Ausnutzung plastischer Verformungsreserven (z.B. Erdbeben) (engl. low cycle fatigue)
- Materialermüdung durch dauerhafte/hochzyklische Wechselbeanspruchung mit einer hohen Anzahl von Lastwechseln und (relativ) geringen Amplituden (engl. high cycle fatigue)

Derzeit werden in den europäischen Bemessungsnormen (vergl. DIN EN 1992-1-1 [21]) sogenannte Betriebsfestigkeitsnachweise für die hochzyklische Wechselbeanspruchung geführt. Bei diesem Betriebsfestigkeitsnachweis werden die auftretenden Schwingbeanspruchungen mit der Lebensdauer verknüpft. Eine genaue Erklärung wie auch der Hintergrund dieses Nachweises sind in Zilch und Zehetmaier [65] oder in König und Danielewicz [37] enthalten.

Ein normatives Nachweiskonzept für den niederzyklischen Wechselbeanspruchungsbereich steht derzeit im europäischen Normenwerk nicht zur Verfügung. Da der Schwerpunkt dieser Arbeit auf der Beschreibung der Kurzzeitschwingfestigkeit des Verbundes aufgeklebter Bewehrung liegt, wird nachfolgend auf einige Nachweiskonzepte zum Nachweis der Kurzzeitermüdungsfestigkeit eingegangen.

2.2.2 Betriebsfestigkeitsnachweise

2.2.2.1 Allgemeines

Unter einem Betriebsfestigkeitsnachweis, wie er derzeit in den in den europäischen Bemessungsnormen enthalten ist, ist ein rechnerischer Nachweis gegen die Ermüdung eines Bauteils bzw. seiner Komponenten unter Betriebsbeanspruchungen zu verstehen. Ein Betriebsfestigkeitsnachweis beinhaltet daher die Quantifizierung der durch die Belastung hervorgerufenen Schädigung und den anschließenden Vergleich mit Schädigungsgrenzwerten. Für den Nachweis der Betriebsfestigkeit sind drei grundlegende Bausteine erforderlich:

- Beschreibung des Ermüdungsverhaltens der Werkstoffe z.B. durch Wöhlerlinien
- Beschreibung der Betriebsbelastungen
- Nachweiskonzept, mit dessen Hilfe z.B. die fortschreitenden Schädigungen infolge der meist regellosen Betriebslasten mit den Ermüdungsfestigkeiten für regelmäßige Spannungsverläufe verknüpft werden können

Im Weiteren werden die Betriebsfestigkeitsnachweise anhand von Nennspannungen, anhand der Kergrundbeanspruchungen und anhand des Rissfortschritts kurz dargestellt, wobei Informationen größtenteils aus Zilch und Zehetmaier [65], Radja und Vormwald [50] sowie aus Haibach [30] entnommen sind. In diesen Veröffentlichungen finden sich auch weitere Hintergründe und weiterführende Literatur.

2.2.2.2 Lebensdauerberechnung anhand der Nennspannungen

Allgemeines

Das Konzept der Lebensdauerberechnung anhand der Nennspannungen ist im Bauwesen derzeit das gängigste Verfahren für den Nachweis der Ermüdungsfestigkeit und ist zum Beispiel in der DIN EN 1992-1-1 [21] für den Beton- und Spannstahl enthalten. Einen Überblick über die für eine Lebensdauerberechnung notwendigen Schritte zeigt Bild 2.1.

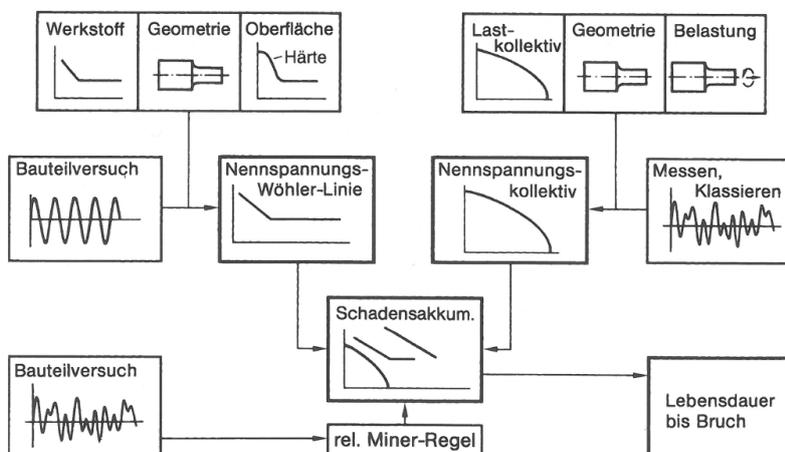


Bild 2.1: Ablaufschema der Lebensdauerabschätzung mithilfe des Nennspannungskonzeptes, entnommen aus Radja und Vormwald [50]

Die einzelnen Schritte werden nachfolgend kurz dargestellt.

Beschreibung des Ermüdungsverhaltens des Werkstoffes durch die Nennspannungswöhlerlinie

Der grundlegende technische Ermüdungsfestigkeitsversuch ist der auf August Wöhler zurückgehende und nach ihm benannte Schwingfestigkeitsversuch, bei dem Proben bis zum Ermüdungsbruch periodisch wiederholten Lastamplituden konstanter Größe unterworfen werden. Die zu einer Kurve verbundenen Versuchsergebnisse bilden eine Wöhlerlinie wie sie in Bild 2.2 dargestellt ist. Für metallische Werkstoffe ergibt sich dabei eine mittelspannungsunabhängige Wöhlerlinie, wie sie in Bild 2.2 links dargestellt ist, im Gegensatz dazu ergibt sich für den Beton aufgrund zahlreicher Ermüdungsversuche eine mittelspannungsabhängige Wöhlerlinie, wie sie in Bild 2.2 rechts dargestellt ist.

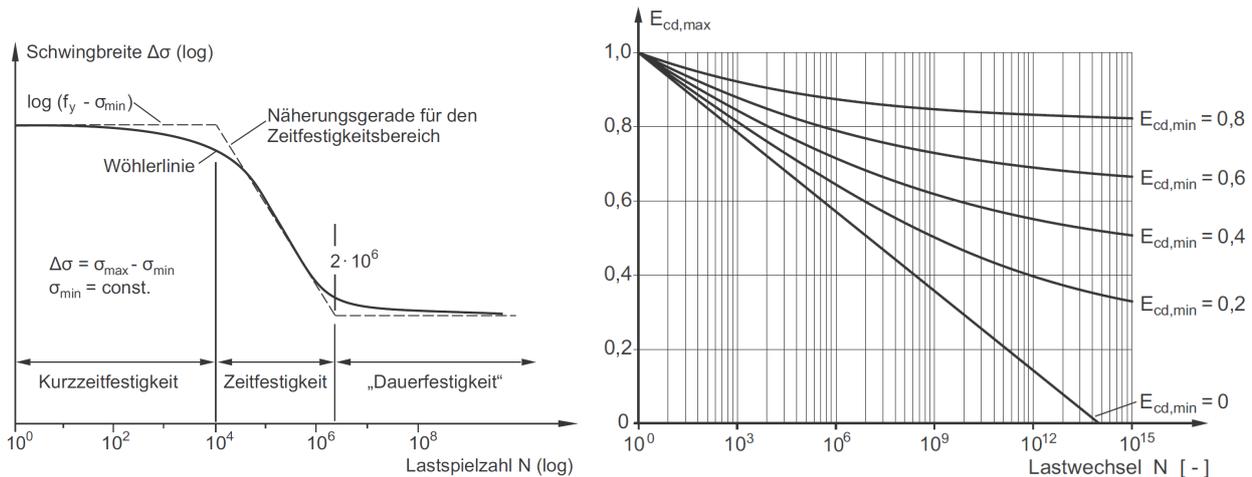


Bild 2.2: Wöhlerlinie – schematische Darstellung am Beispiel metallischer Werkstoffe (links) und am Beispiel von Beton auf Druckbeanspruchung (rechts), beides entnommen aus Zilch und Zehetmaier [65]

Die Wöhlerlinie kann wie in Bild 2.2 links in drei Bereiche unterteilt werden, der Kurzzeitfestigkeit bis etwa 10^4 Lastwechsel, die Zeitfestigkeit bis $2 \cdot 10^6$ Lastwechsel und die Dauerfestigkeit die über $2 \cdot 10^6$ Lastwechsel beginnt.

Beschreibung der Betriebsbelastungen durch Nennspannungskollektive

Im Rahmen eines Betriebsfestigkeitsnachweises müssen anstelle extremer Beanspruchungen wirklichkeitsnahe Betriebsbelastungen betrachtet werden. Die während der Lebensdauer auf ein Bauwerk einwirkenden Lasten treten nicht immer in gleicher Größe auf, sondern schwanken i.Allg. regellos zwischen minimalen und maximalen Werten. Dabei wiederholen sich die einzelnen Schwankungen unterschiedlich oft. Für Nachweise der Ermüdungssicherheit müssen daher abstrahierte Beschreibungen der Einwirkungen verwendet werden. Aus den so beschriebenen Betriebsbelastungen lassen sich Beanspruchungsverläufe errechnen, die im allgemeinen Fall mehrere Maxima bzw. Schwingspiele aufweisen. Die ermüdungsrelevanten Informationen – Spannungsschwingbreiten und zugehörige Häufigkeiten – müssen z. B. mit Zählverfahren daraus extrahiert werden. Sie bilden, als Summenhäufigkeitslinie dargestellt, das Spannungskollektiv wie es in Bild 2.3 dargestellt ist.

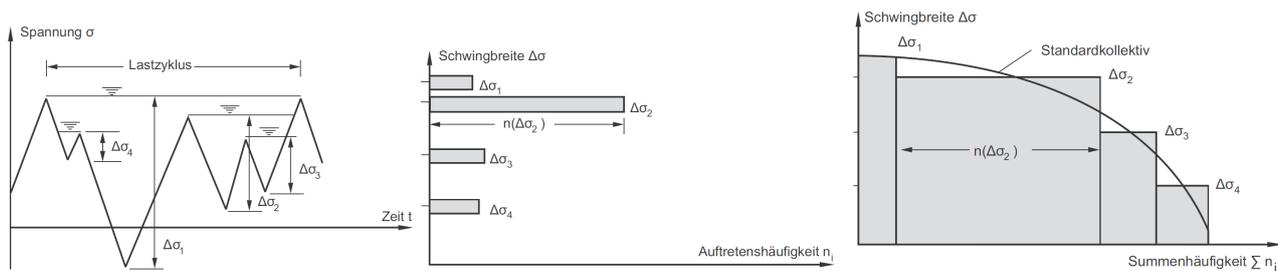


Bild 2.3: Ermittlung von Spannungskollektiven, entnommen aus Zilch und Zehetmaier [65]

Als Zählverfahren für die auftretenden Spannungsschwingbreiten, steht zum Beispiel das einparametrische Zählverfahren, das sogenannte Reservoir Verfahren wie sie in Bild 2.3 rechts dargestellt ist zur Verfügung. Zur Ermittlung des Nennspannungskollektives für den Beton müssen jedoch aufgrund der Mittelspannungsabhängigkeit zweiparametrische Zählverfahren wie das Rainflowverfahren, welches in Abschnitt 2.2.2.3 beschrieben ist, benutzt werden.

Lineare Schadensakkumulation nach Palmgren und Miner

Die Schädigungsberechnung wird bevorzugt auf der Basis von Akkumulationshypothesen durchgeführt, die damit einen Vergleich der nach Spannungsschwingbreite und Auftretenshäufigkeit geordneten Betriebsbelastung (Spannungskollektiv) mit den Ergebnissen aus Einstufenversuchen in Form von Wöhlerlinien ermöglichen. Eines der einfachsten Modelle zur Schadensberechnung unter Betriebsbelastung ist die lineare Schadensakkumulationshypothese nach Palmgren und Miner². Dieser Hypothese liegt der Gedanke zugrunde, dass sich die Schäden aus einzelnen Spannungsspielen – unabhängig von deren zeitlicher Reihung – solange linear addieren, bis mit dem Erreichen eines kritischen Schädigungswertes der Ermüdungsbruch eintritt. Beschrieben wird der Fortschritt der Schädigung des Werkstoffs oder Bauteils durch den dimensionslosen Schädigungsfaktor D , der sich nach Gleichung (2.1) ermitteln lässt.

$$D = \sum \frac{n(\Delta\sigma_i)}{N(\Delta\sigma_i)} \quad (2.1)$$

Dabei steht $n(\Delta\sigma_i)$ für die tatsächlich während der Lebensdauer des Bauteils auftretende Anzahl der Spannungsspiele. Die Schwinganzahl $N(\Delta\sigma_i)$ ist die der Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_i$ zugeordnete Bruchlastspielzahl und kann direkt aus der Wöhlerlinie abgelesen werden. Mit dem Erreichen des Grenzwertes $D = D_{lim} = 1$ ist die Grenzschädigung erreicht; definitionsgemäß tritt ein Ermüdungsversagen ein. Daraus folgt Gleichung (2.2) als grundlegendes Nachweisformat.

$$D \leq 1 \quad (2.2)$$

2.2.2.3 Lebensdauerberechnung anhand der Kerbgrundbeanspruchung bei Stahl

Allgemeines

Bei einer Ermüdungsbeanspruchung im Kurzzeitfestigkeitsbereich stellt die Lebensdauerberechnung anhand der Kerbgrundbeanspruchung ein gängiges Konzept dar, da die im Kurzzeitfestigkeitsbereich überwiegend auftretenden plastischen Dehnungen durch dieses Konzept ebenfalls berücksichtigt werden können. Für einen Betriebsfestigkeits-Nachweis nach dem sogenannten Kerbgrundkonzept wird von der Annahme ausgegangen, dass die am ungekerbten Stab gewonnene Dehnungs-Wöhlerlinie herangezogen werden kann, um die Lebensdauer von gekerbten Bauteilen anhand der ermittelten elastisch-plastischen Kerbgrundbeanspruchung durch eine Schädigungsakkumulationsrechnung zu bestimmen. Einen Überblick über die für eine Lebensdauerberechnung notwendigen Schritte zeigt Bild 2.4.

² Die Grundzüge der linearen Schadensakkumulation wurden erstmals 1924 von Palmgren [45] zur Berechnung von Kugellagern vorgeschlagen. Unabhängig davon wurden sie 1937 von Langer [39] und 1945 von Miner [41] veröffentlicht. Die lineare Schadensakkumulationshypothese wird im Weiteren als Palmgren und Miner –Hypothese oder kurz Miner-Hypothese bezeichnet.

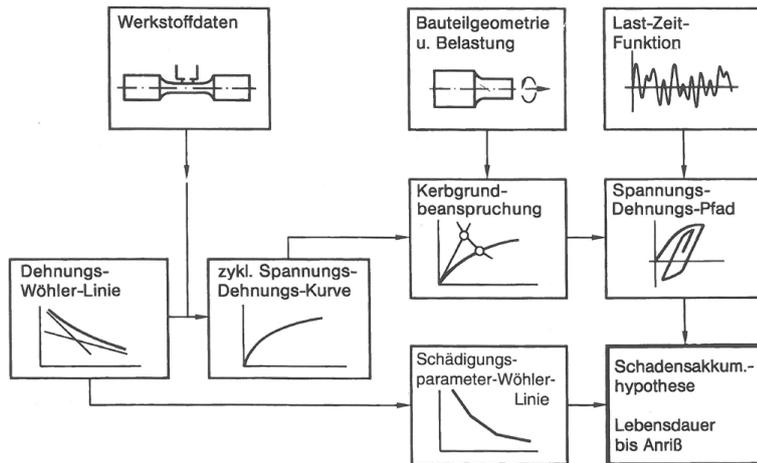


Bild 2.4: Ablaufschema der Lebensdauerabschätzung anhand der Kerbgrundbeanspruchung, entnommen aus Radja und Vormwald [50]

Die einzelnen Schritte werden nachfolgend kurz dargestellt.

Beschreibung des Ermüdungsverhaltens des Werkstoffes durch die Dehnungswöhlerlinie

Während der meist durchgeführte spannungs- bzw. kraftgeregelte Versuch zur Beschreibung der Langzeitfestigkeit aufgrund des elastischen Materialverhaltens gut geeignet ist, ist die Beschreibung der Kurzzeitfestigkeit mit einem solchen Versuch eher ungeeignet, da hier des Öfteren der plastische Bereich des Materials erreicht wird. Aus diesem Grund wurde von Coffin [11] und Manson [40] der dehnungsgeregelte Wöhlerversuch sowie die daraus resultierende Dehnungswöhlerlinie eingeführt, wie diese in Bild 2.5 dargestellt ist.

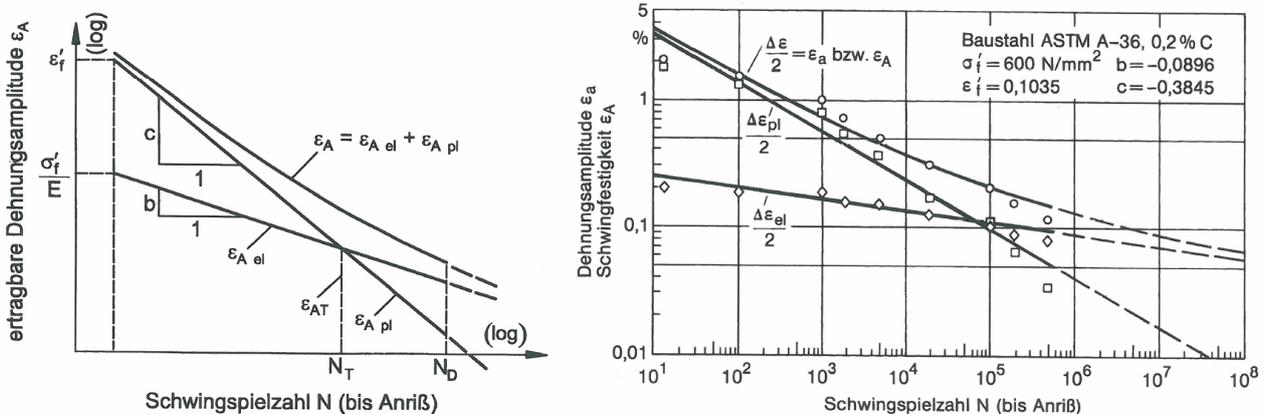


Bild 2.5: Dehnungs-Wöhlerlinie gebildet aus elastischen und plastischen Anteil mit kennzeichnenden Größen (links) und für einen Baustahl (rechts), beides entnommen aus [50]

Im Gegensatz zur Spannungswöhlerlinie weist die Grundform der Dehnungswöhlerlinie weder einen horizontalen Auslauf zur Zugfestigkeit (bei $N=0,5$) noch einen Knickpunkt zur horizontalen Dauerfestigkeit (bei $N_D=10^6-10^7$) auf.

Die Dehnungswöhlerlinie lässt sich durch Überlagerung der elastischen und plastischen Dehnungsanteile darstellen, die im doppeltlogarithmischen Maßstab in guter Näherung als Geraden erscheinen (Bild 2.5). Daraus leitet sich der Vierparameteransatz der ertragbaren Dehnungsamplituden nach Coffin [11] und Manson [40] ab:

$$\varepsilon_A = \varepsilon_{Ael} + \varepsilon_{Apl} = \frac{\sigma_f'}{E} (2N)^b + \varepsilon_f' (2N)^c \quad (2.3)$$

Dabei bedeutet:

- σ_f' : Schwingfestigkeitskoeffizient
- ε_f' : zyklischer Duktilitätskoeffizient

b : Schwingfestigkeitsexponent
 c : zyklischer Duktilitätsexponent
 E : Elastizitätsmodul
 N : Schwingspielzahl bis Anriss

Weitere Informationen zur Dehnungswöhlerlinie finden sich zum Beispiel in Radja und Vormwald [50] und in Haibach [30].

Beschreibung des Spannungsdehnungspfades durch das Rainflow –Verfahren

Mit dem Rainflow-Zählverfahren wird eine Identifikation geschlossener Hystereseschleifen entsprechend Bild 2.6 erreicht. Dabei wird jede einzelne Hystereseschleife durch ihre Umkehrpunkte gekennzeichnet.

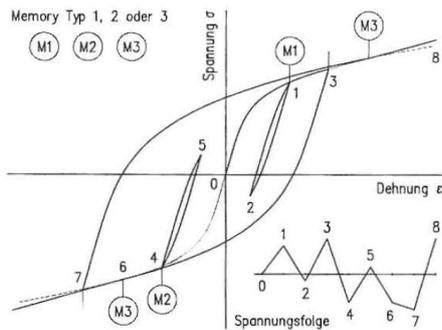


Bild 2.6: Lastfolge und Spannungsdehnungs- Pfad, entnommen aus Haibach [30]

Die Umkehrpunkte werden als Ober- und Unterwert oder als Amplitude und Mittelwert ausgewiesen und in einer Rainflow-Matrix entsprechend dem Bild 2.7 klassiert. Die Matrix-Elemente bezeichnen dann die Zahl der geschlossenen Hystereseschleifen. Die Bezeichnungen „Startklasse“ und „Zielklasse“ beziehen sich auf den Hysteresese-Schleifenast, der die jeweilige Schleife schließt; jede geschlossene Schleife beginnt also in der Zielklasse, kehrt in der Startklasse um und schließt sich in der Zielklasse. Diese Festlegung erlaubt eine Unterscheidung zwischen hängenden Schleifen und stehenden Schleifen (Vergleiche Bild 2.6). Vielfach wird jedoch auf eine Unterscheidung von hängenden und stehenden Schleifen verzichtet, weil auch bei der Schädigungsrechnung keine diesbezügliche Unterscheidung vorgenommen wird. Es wird dann allein die obere rechte Hälfte der Matrix belegt, die dann die Summen der einander entsprechenden Elemente beider Matrix-Hälften enthält. Implizit wird damit Symmetrie beider Matrix-Hälften unterstellt. Für andere Anwendungen ist darin unter Umständen ein Verlust an Reihenfolge-Information zu sehen. Mit seinen Eigenschaften erweist sich das Rainflow-Zählverfahren als ein übergeordnetes (zweiparametrisches) Zählverfahren von allgemeiner Bedeutung, das auf beliebige Beanspruchungs- Zeit-Funktionen auch auf der Basis von Nennspannungen oder Lasten anwendbar ist.

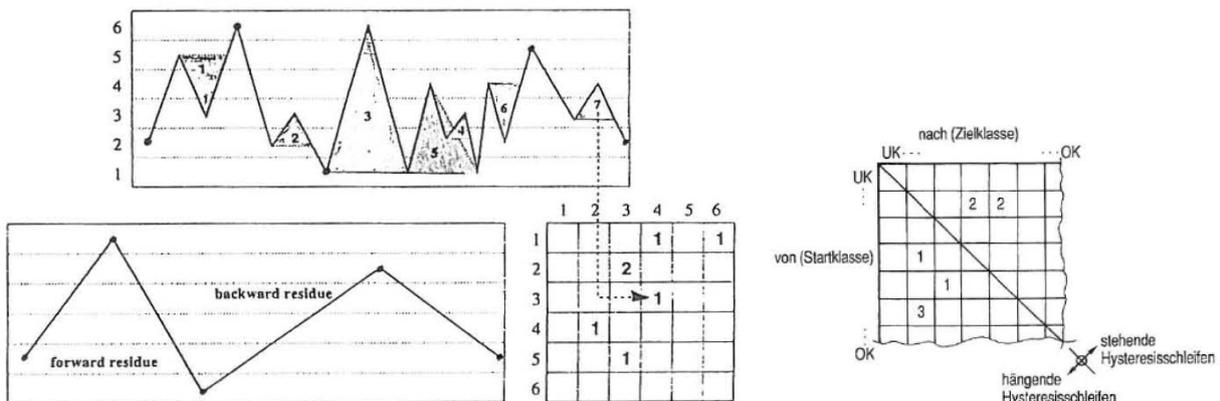


Bild 2.7: Veranschaulichung des Rainflow-Zählverfahrens; geschlossene Hystereseschleifen sind gekennzeichnet durch die nummerierten Dreiecke (1 ... 7) und mit ihren Ober- und Unterwerten in der Matrix klassiert; nach ihrer Eliminierung aus dem Beanspruchungsablauf verbleibt das Residuum, entnommen aus Haibach [30]

Schadensakkumulation

Eine Lebensdauerberechnung anhand der so bestimmten Kerbgrundbeanspruchung verläuft dann in aller Regel nach folgendem Konzept:

Es werden die Schädigungsbeiträge ΔD_i der einzelnen Schwingspiele i errechnet und nach der linearen Schädigungsakkumulations-Hypothese summiert mit der Maßgabe, dass Bauteilversagen durch Schwinganriss eintritt bei einer Schädigungssumme

$$D = \sum \Delta D_i = 1 \quad (2.4)$$

Die Schädigungsbeiträge

$$\Delta D_i = 1/N_i \text{ mit } N_i = N(P_i) \quad (2.5)$$

bestimmen sich aus den Schwingspielzahlen N_i , die aus dehnungskontrollierten Wöhler-Versuchen erhalten wurden und aufgetragen sind in Abhängigkeit von einem als geeignet erachteten Schädigungsparameter P_i , der sich seinerseits aus den Kennwerten der Hystereseschleife errechnet. Die Art, wie der Schädigungsparameter definiert wird, entscheidet letztlich darüber, ob die Lebensdauerberechnung ein verlässliches Ergebnis liefert. Denn mit der Definition des Schädigungsparameters wird bestimmt, in welcher Weise

- den Mittelspannungseinflüssen und
- den Reihenfolgeeinflüssen

Rechnung getragen wird, wie sie mit der betrachteten Beanspruchungs-Zeitfunktion gegeben sind. Insofern steht der Begriff „Schädigungsparameter“ für einen weitergehenden Sachverhalt als der Begriff „Mittelspannungsparameter“. Bislang ist noch keine in dieser Hinsicht vollauf befriedigende Definition eines Schädigungsparameters bekannt. (Vergleiche Haibach [30])

2.2.2.4 Lebensdauerberechnung anhand des Rissfortschritts

Neben der beschriebenen Strategie für den Betriebsfestigkeitsnachweis existieren weitere Verfahren, etwa die Ermüdungsanalyse auf Grundlage der Bruchmechanik, die die Verwendung von physikalisch bzw. mechanisch zum Teil nicht begründeten Akkumulationshypothesen zur Schädigungsberechnung umgeht. Sie basiert auf der Beschreibung des in drei Phasen gegliederten Rissfortschritts – Rissinitiierung, stabiler Rissfortschritt, instabiles bzw. kritisches Risswachstum (Bild 2.8) – und bedient sich eines Spannungsintensitätsfaktors zur Quantifizierung des Spannungszustandes an der Rissspitze und damit der Rissfortschrittsrate. Im Maschinen- und Anlagenbau und z. T. im Stahlbau zählt die bruchmechanische Betrachtung zu den gängigen Verfahren. Ferner können anstelle der deterministischen Abschätzung der ermüdungsbestimmten Lebensdauer probabilistische Verfahren genutzt werden, die den stochastischen Charakter der einzelnen Parameter explizit berücksichtigen. Ziel dieser Verfahren ist die zuverlässigkeitstheoretische Ableitung der ermüdungsbedingten Versagenswahrscheinlichkeit (vgl. z.B. Buba [4]).

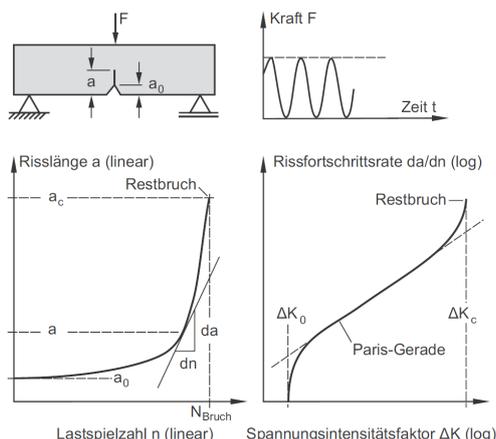


Bild 2.8: Risslänge in Abhängigkeit der Lastspielzahl und daraus abgeleitete Rissfortschrittsrate, entnommen aus Zilch und Zehntemaier [65]

2.2.3 Energieverlustbasierte Ermüdungsmodelle

2.2.3.1 Allgemeines

Im Bauwesen tritt die Ermüdung bei niedrigen Lastwechselzahlen mit hohen Schwingbreiten im Wesentlichen bei Erdbeben auf. Für diese Problemstellung wurden Ermüdungs- bzw. Schädigungsmodelle für den Stahlbetonbau entwickelt, welche als zentralen Parameter den Energieverlust je Lastwechsel betrachten.

In den nachfolgenden Abschnitten wird zuerst auf lineare Schädigungsmodelle und angepasste Schädigungsmodelle eingegangen. Zum Schluss wird der Zusammenhang zwischen den energiebasierten Modellen und der Dehnungswöhlerlinie hergestellt.

2.2.3.2 Lineare energiebasierte Schädigungsmodelle

Ein bekanntes Schädigungsmodell für Erdbebenbeanspruchung im Stahlbetonbau wird von Park und Ang [46] vorgestellt. Dieses Modell beruht auf einer linearen Kombination der Schädigung aufgrund der hohen Verformungen und der kumulativen Energie aufgrund der plastischen Dehnungen. Der zentrale Parameter dieses Modells ist der Schädigungskoeffizient, welcher in Gleichung (2.6) über die maximale Verformung aufgrund der Belastung Δ_m , die maximale Verformung unter statischer Belastung Δ_{um} , die plastische Arbeit (der plastische Energieverlust) des Bauteils E_h , die Fließgrenze des Bauteils V_y und über den Festigkeitsminderungsparameter β , welcher die fortlaufende Schädigung des Bauteils aufgrund der abgebauten plastischen Energie charakterisiert, beschrieben wird.

$$D_i = \frac{\Delta_m}{\Delta_{um}} + \frac{\beta \cdot E_h}{V_y \Delta_{um}} \quad (2.6)$$

Das Modell wurde ursprünglich zur Schadensbeurteilung von Stahlbetonkonstruktionen infolge schwerer Erdbebenbeanspruchung entwickelt. Falls der Schädigungskoeffizient $D_i \leq 0,4$ ist gehen Park und Ann von einem reparablen Schaden aus, eine Schädigung zwischen 0,4 und 1,0 steht für einen irreparablen Schaden und eine Schädigung über 1,0 führt zu einem Versagen des Bauteils. Der Faktor β in diesem Modell ist dabei anhand der Versuche so kalibriert, das der Versagenszyklus des Versuches zu $D_i = 1,0$ führt.

Chai et al. [8] modifizieren das Park und Ann Modell, da nach ihrer Meinung in dem Modell von Park und Ann der Energieverlust aufgrund der statischen Grundlast vor den Schädigungszyklen E_{hm} nicht berücksichtigt wird. Mit dem Abzug dieser Energie von dem restlichen plastischen Energieverlust erhalten Sie die Gleichung (2.7).

$$D_i = \frac{\Delta_m}{\Delta_{um}} + \frac{\beta^* (E_h - E_{hm})}{V_y \Delta_{um}} \quad (2.7)$$

2.2.3.3 Angepasste energiebasierte Schädigungsmodelle

Sucuoglu und Erberik [53] geben auf Basis des Energieverlustes aufgrund der Verformungsänderung ein zweiparametrisches Ermüdungsmodell für niedrige Lastwechselzahlen an. Das Modell baut auf einer schematischen Beschreibung jedes einzelnen Lastwechsels nach Bild 2.9 auf.

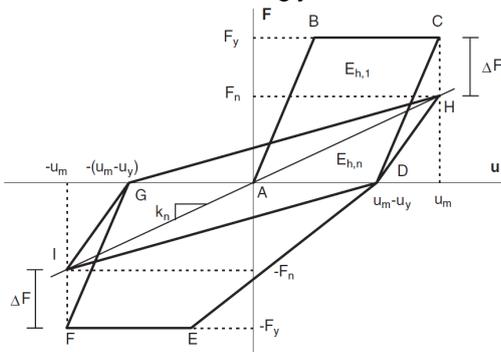


Bild 2.9: Geometrische Beschreibung des Ermüdungsmodells von Sucuoglu und Erberik, entnommen aus [25]

Der Energieverlust während des ersten Lastwechsels kann über die Fläche des ersten schematischen Zyklus in Bild 2.9 (A-B-C-D-E-F-G) mit Gleichung (2.8), über die Fließgrenze F_y , die maximale Verschiebung u_m sowie die Verschiebung bei Erreichen der Fließgrenze u_y beschrieben werden.

$$E_{h,1} = \frac{5}{2} \cdot F_y \cdot (u_m - u_y) \quad (2.8)$$

Der Energieverlust aller nachfolgenden Zyklen (G-H-D-I) kann ebenfalls über die Fläche dieser Zyklen (Bild 2.9) bestimmt werden, wobei F_n die reduzierte Festigkeit des einzelnen Zyklus ist.

$$E_{h,n} = 2 \cdot F_n \cdot (u_m - u_y) \quad (2.9)$$

Durch die Division der Gleichung (2.8) und (2.9) erhält man das Verhältnis aus dem Energieverlust zwischen jedem weiteren Lastwechsel und dem ersten Lastwechsel.

$$\frac{E_{h,n}}{E_{h,1}} = \frac{4}{5} \cdot \frac{F_n}{F_y} \quad (2.10)$$

Aufbauend auf dieser Überlegung geben Erberik und Sucuoglu [25] ein Schädigungsmodell basierend auf den Tragfähigkeitsanforderungen für einen nicht-elastischen Einmassenschwinger an. Diese Tragfähigkeitsanforderung drücken sie mit Gleichung (2.10) über das geforderte Formänderungsvermögen μ und das maximale Formänderungsvermögen des System μ_u aus.

$$D = \frac{\mu - 1}{\mu_u - 1} \quad (2.11)$$

Wenn das Einmassensystem im elastischen Bereich bleibt, so ist die Schädigung D gleich 0, beim Versagen wird D zu 1,0. Dieses Modell wird von Erberik und Sucuoglu mit dem Ermüdungsmodell für niedrige Lastwechselzahlen kombiniert. Dazu wird die Schädigung zum n -ten Lastwechsel D_n in zwei Teile unterteilt, der bisherigen Schädigung aus dem ersten Lastwechsel D_m und der Schädigung die aus den weiteren Lastwechseln dazugekommen ist ΔD_n .

$$D_n = D_m + \Delta D_n \quad (2.12)$$

Den geometrischen Zusammenhang des Schädigungsfortschrittes des betrachteten Einmassenschwingers zeigt Bild 2.10.

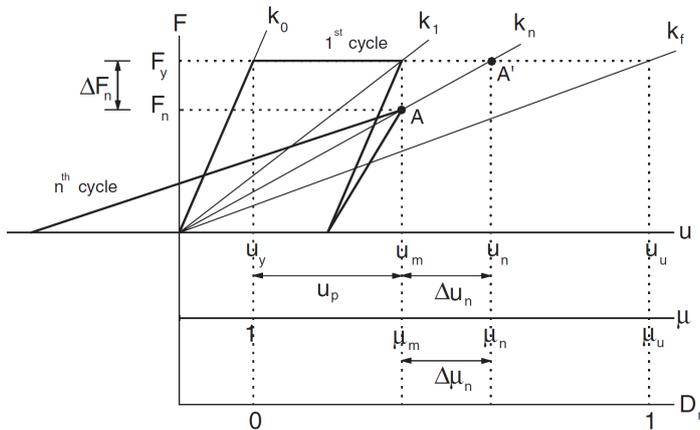


Bild 2.10: Geometrische Beschreibung des Schädigungsmodells von Erberik und Sucuoglu, entnommen aus [25]

Mithilfe des Zusammenhangs aus Bild 2.10 lässt sich die bisherige Schädigung aus dem ersten Lastwechsel D_m in Abhängigkeit des Formänderungsvermögens herleiten.

$$D_m = \frac{\mu_m - 1}{\mu_u - 1} \quad (2.13)$$

Die Schädigung aus den zusätzlichen Lastwechseln kann zu Gleichung (2.14) bestimmt werden.

$$\Delta D_n = \frac{\Delta \mu_n}{\mu_u - 1} \quad (2.14)$$

Durch die Kombination der vorherigen Gleichungen mit Gleichung (2.15) erhält man für die Schädigung zum n -ten Lastwechsel D_n folgende Gleichung.

$$D_n = \frac{\mu_{e,m} - 1}{\mu_u - 1} + \frac{\mu_{e,m}}{\mu_u - 1} \left(\frac{4}{5 \bar{E}_{h,neq,n}} - 1 \right) \quad (2.15)$$

In dieser Gleichung ist $E_{h,neq,n}$ der Energieverlust je Zyklus, welche von Sucuoglu und Erberik [53] aus Versuchen zu Gleichung (2.16) bestimmt wurde.

$$\bar{E}_{h,neq,n} = \alpha + (1 + \alpha) e^{\beta(1-n_{eq,n})} \quad (2.16)$$

2.2.3.4 Vergleich der energiebasierten Schädigungsmodelle mit der Dehnungswöhlerlinie

Chai und Romstad [25] sowie Erberik und Sucuoglu [9] vergleichen ihr Ermüdungsmodell mit der Dehnungswöhlerlinie von Coffin [11] und Manson [40]. Der Vergleich der Modelle ist in Bild 2.11 für das Modell

von Chai et al. [8] und rechts für das von Erberik und Sucuolgo [9] dargestellt. Aus diesem Vergleich lässt sich erkennen, dass das Ermüdungsverhalten im Bereich von niedrigen Lastwechselzahlen sowohl mit einem energiebasierten wie einem dehnungsbasierten Modell beschrieben werden kann.

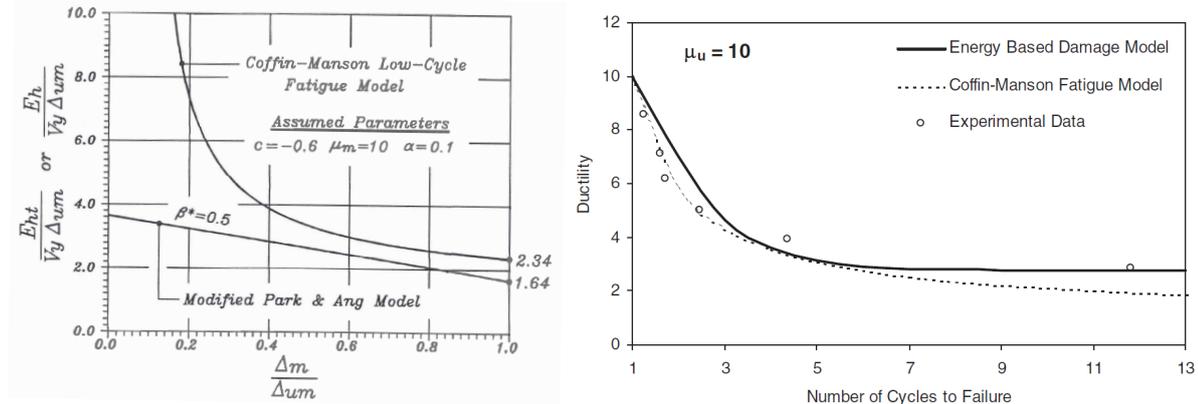


Bild 2.11: Vergleich der energiebasierten Schädigungsmodelle von Chai et al. (links) und Erberik und Sucuoglu (rechts) mit der Dehnungswöhlerlinie von Coffin und Manson, entnommen aus [25] und [9]

2.3 Verbundverhalten aufgeklebter Bewehrung unter statischer Belastung

2.3.1 Allgemeines

Der Verbund aufgeklebter Bewehrung wurde von zahlreichen Forschern untersucht, daraus resultieren unzählige Versuche und Modelle. Ein Überblick über diese Modelle wird in [54], [34] und [64] gegeben. Im Allgemeinen hat sich für den Endverankerungsbereich, welcher in dieser Arbeit für die Ermüdung unter niedrigen Lastwechselzahlen genauer betrachtet wird, der bilineare Verbundansatz als geeignete Beschreibung herausgestellt. Je nach Ansatz variieren die einzelnen Parameter des bilinearen Ansatzes in der Beschreibung und der Größe. Dies ist neben den unterschiedlichen Materialien, welche von den einzelnen Forschern in den Kalibrierungsversuchen verwendet wurden, auch auf die unterschiedlichen Auswertemethoden zurückzuführen.

Neben dem bereits erwähnten Endverankerungsbereich, auf welchen sich die meisten Untersuchungen zum Verbund beziehen, gibt es auch noch den restlichen Bereich im Bauteil. Hierzu wurden in letzter Zeit zahlreiche Untersuchungen durchgeführt um das Verhalten in diesem Bereich besser beschreiben zu können. Da in diesem Bereich gerade in Bauteilmitte andere Effekte auftreten wurde erstmalig von Finckh [28] der bilineare Ansatz um diese Effekte erweitert.

Im Folgenden werden nur die Ansätze wiedergegeben, welche in der Auswertung der Versuche herangezogen werden. Die nachfolgenden Informationen sind weitestgehend unverändert aus dem Sachstandsbericht „geklebte Bewehrung“ [64] sowie aus dem DAfStb Heft 592 [62] entnommen.

2.3.2 Differentialgleichung des Verschieblichen Verbundes

Alle diese vorgestellten Modelle basieren auf der Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes, welche bereits 1938 von Volkersen [55] für genietete Verbindungen aufgestellt wurde.

Der Verbund aufgeklebter Bewehrung wurde erstmals konsequent nach Holzenkämpfer unter Vernachlässigung der Betonverformungen mit dieser Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes, wie sie in Gleichung (2.17) dargestellt ist, über den Laschenschlupf s_L , die Verbundspannungsschlupfbeziehung $\tau(s_L)$, die Laschendicke t_L und den Elastizitätsmodul E_L der Lasche beschrieben.

$$s_L'' - \frac{1}{E_L \cdot t_L} \cdot \tau(s_L) = 0 \quad (2.17)$$

Die Verbundspannung wird hierbei als Funktion in Abhängigkeit des Laschenschlupfes beschrieben. Diese Differentialgleichung wird in den unterschiedlichen Ansätzen mit verschiedenen Funktionen und Größen zwischen Verbundspannung und Schlupf beschrieben. In Abhängigkeit der Komplexität der Funktion können die Differentialgleichungen damit für die Randbedingungen des Endverankerungsnachweises geschlossen, bereichsweise oder numerisch gelöst werden.

2.3.3 Der bilineare Ansatz

2.3.3.1 Allgemein

Als Verbundspannungsschlupfbeziehung hat sich der bilineare Verbundansatz, wie er in Bild 2.12 dargestellt ist, mit einem linear elastischen Ast und einem plastisch entfestigten Ast als brauchbare näherungsweise Beschreibung für den idealisierten Endverankerungsversuch herausgestellt.

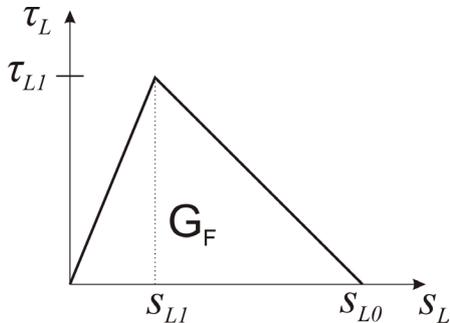


Bild 2.12: Bilineare Verbundspannungsschlupfbeziehung zur Beschreibung des Verbundes aufgeklebter Bewehrung, entnommen aus [62]

Die drei Parameter, die maximale Verbundspannung τ_{L1} , die zugehörige Verschiebung s_{L1} sowie die Grenzverschiebung s_{L0} , werden an idealisierten Endverankerungsversuchen bestimmt.

2.3.3.2 Lösung von Holzenkämpfer

Holzenkämpfer [33] stellt eine sehr gute Übereinstimmung der rechnerischen Analyse mit den Versuchsergebnissen fest, wenn er von dem bilinearen Verbundansatz ausgeht.

Für den bilinearen Verbundansatz, wie er in Bild 2.13 dargestellt ist, kann die DGL des verschieblichen Verbundes nur bereichsweise gelöst werden.

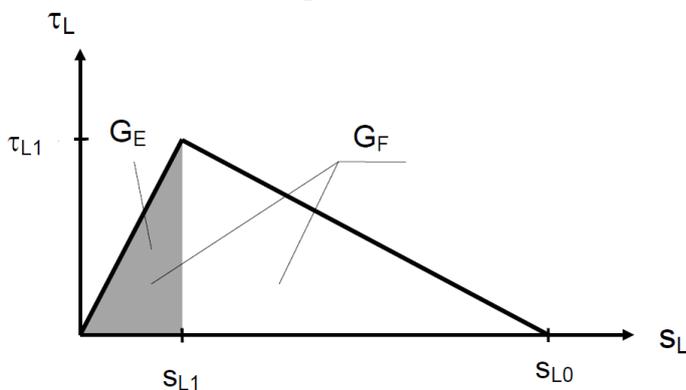


Bild 2.13: Bilineare Verbundspannungs-Schlupf Beziehung für die Beschreibung des Verbundes aufgeklebter Bewehrung nach Holzenkämpfer, entnommen aus [64]

Für den linear elastischen Teil ergibt sich ein Ansatz mit hyperbolischen Funktionen, für den plastisch entfestigten Bereich wird eine Lösung mit trigonometrischen Funktionen gefunden. Zur Bestimmung der Verbundkraft in Abhängigkeit der Verbundlänge muss der elastische Verbundbereich ermittelt werden. Dazu müssen beide Lösungen gleichgesetzt werden, was jedoch nur iterativ möglich ist. Holzenkämpfer ersetzte deshalb für sein Rechenmodell den bilinearen Ansatz durch ein lineares Verbundgesetz (Siehe Bild 2.14).

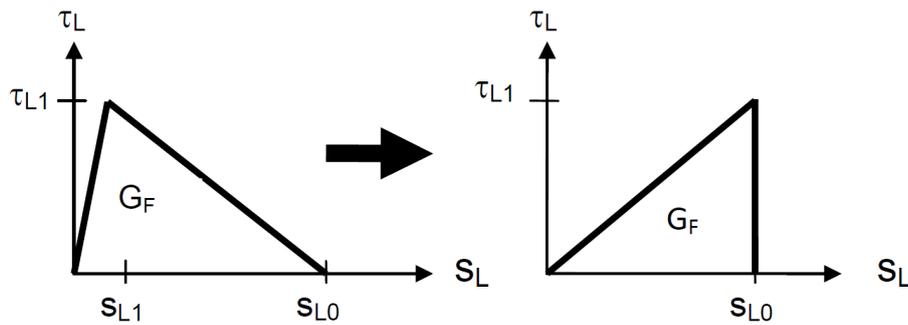


Bild 2.14: Linearisierung der bilinearen Verbundspannungsschlupfbeziehung über ein flächengleiches Dreieck, entnommen aus [64]

Er begründet dieses Vorgehen mit den geringen Abweichungen, die sich bei gleich großer, vom Klebeverbund aufnehmbare Verbundbruchenergie G_F zwischen den beiden Ansätzen ergeben. Die aufnehmbare Verbundbruchkraft F_{Lb} kann für einen linearen Verbundansatz mit dem Rechenmodell in Abhängigkeit von der Verbundbruchenergie G_F , der maximalen Verbundspannung τ_{L1} und der Verbundlänge l_{Lb} mit der folgenden Gleichung bestimmt werden.

$$F_{Lb} = b_L \cdot \sqrt{2 \cdot G_F \cdot E_L \cdot t_L} \tanh \sqrt{\frac{\tau_{L1}^2 \cdot l_{Lb}^2}{2 \cdot G_F \cdot E_L \cdot t_L}} \quad (2.18)$$

Die maximale Verbundspannung des bilinearen Ansatzes leitet er über den Mohr-Coulomb'schen Spannungskreis über 1,8-mal die Zugfestigkeit her. Zusätzlich führt er einen Faktor k_c für den Einfluss der Betonierrichtung ein, sowie einen Faktor k_b zur Berücksichtigung des Verhältnisses zwischen der Laschenbreite und der Bauteilbreite. Somit kommt er auf die Gleichung (2.19) für die maximale Verbundspannung.

$$\tau_{L1} = k_b \cdot k_c \cdot 1,8 \cdot f_{ctm} \quad (2.19)$$

Dabei wird der Breitereinflussfaktor k_b mit der Gleichung (2.20) beschrieben. Dieser Breitereinflussfaktor soll einerseits berücksichtigen, dass mit steigender Probengröße die Festigkeit des Werkstoffes abnimmt (k_{b1}) und andererseits soll damit die Mitwirkung der seitlich zur Lasche angrenzenden Fläche berücksichtigt werden (k_{b2}).

$$k_b = k_{b1} \cdot k_{b2} = \sqrt{\frac{1,125 \cdot b_L}{1 + \frac{b_L}{400}}} \cdot \sqrt{\left(2 - \frac{b_L}{b_c}\right)} = \sqrt{\frac{1,125 \cdot \left(2 - \frac{b_L}{b_c}\right)}{1 + \frac{b_L}{400}}} \quad (2.20)$$

Der Faktor k_c für den Einfluss der Betonierrichtung bestimmt sich mit 1 für die Betonierunterseite und zu 0,866 für die Betonieroberseite.

Die gesamte Verbundbruchenergie beschreibt Holzenkämpfer mit Gleichung (2.21) ebenfalls über die Faktoren k_b und k_c sowie über die Betonzugfestigkeit. Zusätzlich hängt diese von dem empirischen Faktor C_F ab, den er durch eine Regressionsanalyse seiner Verbundversuche zu 0,092 bestimmt. Die Faktoren k_b und k_c werden bei der Verbundbruchenergie quadriert, da Holzenkämpfer annimmt, dass die damit beschriebenen Einflüsse linear in die Verbundkraft eingehen, in welche die Verbundbruchenergie unter der Wurzel eingeht.

$$G_F = k_b^2 \cdot k_c^2 \cdot C_F \cdot f_{ctm} \quad (2.21)$$

Neben dem Verbundansatz und der Linearisierung schlägt Holzenkämpfer ein vereinfachtes Bemessungsmodell vor. Dazu nähert er die hyperbolische Funktion aus Gleichung (2.18) durch eine quadratische Parabel an, wie es in Bild 2.15 dargestellt ist.

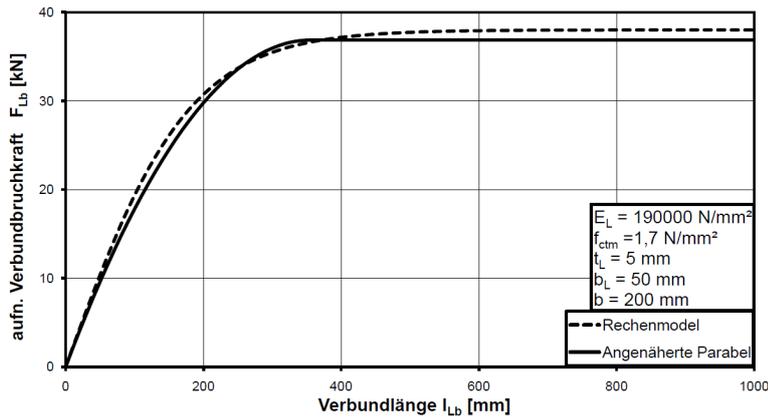


Bild 2.15: Annäherung des linearisierten Verbundmodelles durch eine Parabel und einen konstanten Ansatz nach dem Vorschlag von Holzenkämpfer, entnommen aus [64]

Die aufnehmbare Verbundkraft berechnet sich in Abhängigkeit der vorhandenen Verbundlänge l_{Lb} mit Gleichung (2.22). Nach einer bestimmten Verbundlänge, der sogenannten effektiven Verbundlänge, ist keine weitere Steigerung der Verbundkraft mehr möglich und es ergibt sich die maximale Verbundkraft aus Gleichung (2.23).

für $0 \leq l_{Lb} \leq l_{Lb,max}$

$$F_{Lb} = 0,97 \cdot b_L \cdot \sqrt{2 \cdot G_F \cdot E_L \cdot t_L} \cdot \left(2 \cdot \frac{l_{Lb}}{l_{Lb,max}} - \frac{l_{Lb}^2}{l_{Lb,max}^2} \right) \quad (2.22)$$

für $l_{Lb} > l_{Lb,max}$

$$F_{Lb} = 0,97 \cdot b_L \cdot \sqrt{2 \cdot G_F \cdot E_L \cdot t_L} \quad (2.23)$$

Dabei ergibt sich die effektive Verbundlänge, nach welcher bei größeren Verbundlängen keine Verbundkraftsteigerung mehr möglich ist, mit Gleichung (2.24)

$$l_{Lb,max} = 2 \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot E_L \cdot t_L}{\tau_{L1}^2}} \quad (2.24)$$

2.3.3.3 Modifizierung des Ansatzes von Holzenkämpfer durch Neubauer

Neubauer [42] adaptiert das Verbundmodell von Holzenkämpfer [33], welches für aufgeklebte Stahllaschen aufgestellt wurde, auf CFK-Lamellen. Dabei leitet er wie auch Holzenkämpfer [33] die Parameter für den bilinearen Verbundansatz aufgrund mechanischer Überlegungen her. Die maximale Verbundspannung leitet er über den Mohr-Coulombschen Spannungskreis anhand der Betonzugfestigkeit her und kommt somit auf die Gleichung (2.25), wobei er noch einen Faktor k_b zur Berücksichtigung der Lastausbreitung im Beton einfügt.

$$\tau_{L1} = 1,8 \cdot k_b \cdot f_{ct} \quad (2.25)$$

Den Schlupf für den ansteigenden elastischen Ast leitet er über die elastische Verformung einer repräsentativen Volumeneinheit des Betons her. Damit kommt er auf Gleichung (2.26). Die Tiefe der repräsentative Volumeneinheit d_{RVE} beträgt hierbei nach Holzenkämpfer [33] 50 mm.

$$s_{L1} = 4,5 \cdot k_b \cdot f_{ct} \cdot \frac{d_{RVE}}{E_c} \quad (2.26)$$

Über die Verbundenergie rechnet er sich aus der maximalen Verbundspannung des bilinearen Verbundansatzes über die Dreiecksfläche den maximalen Schlupf zurück.

$$s_{L0} = \frac{1,11 \cdot G_F}{k_b \cdot f_{ct}} \quad (2.27)$$

Die Verbundenergie berechnet er sich in Abhängigkeit der Zugfestigkeit aus den Versuchen zurück. Dabei berücksichtigt er ebenfalls eine günstige Lastausbreitung mit dem Faktor k_b aus Gleichung (2.29). Die Ver-

suchsergebnisse berücksichtigt er mit dem Faktor C_F , welchen er für den Mittelwert der Versuche zu 0,202 bestimmt.

$$G_F = k_b^2 \cdot f_{ct} \cdot C_F \quad (2.28)$$

$$k_b = 1,06 \cdot \sqrt{\frac{2 - \frac{b_L}{b_c}}{1 + \frac{b_L}{400}}} \quad 1,0 \leq k_b \leq 1,29 \quad (2.29)$$

Aus den Beziehungen der Gleichungen (2.25)-(2.29) und seinen Versuchen kommt er zu den Randwerten des bilinearen Verbundansatzes nach Tabelle 2.1. Einen 5% Fraktilwert bestimmt er nachträglich aus dem nivellierten Ansatz und kommt auf 78% der mittleren Verbundkraft F_{Lbm} . Mit einer Zurückrechnung kommt man auf einen C_F Wert von 0,123.

Tabelle 2.1: Parameter des bilinearen Verbundansatzes nach Neubauer für CFK-Lamellen, entnommen aus [62][64]

Maßzahl	τ_{L1}	s_{L1}	s_{L0}
-	N/mm ²	Mm	mm
Mittelwerte	$\tau_{L1} = 1,8 \cdot k_b \cdot f_{ct}$	$s_{L1} = 4,5 \cdot k_b \cdot f_{ct} \cdot \frac{d_{RVE}}{E_c}$	$s_{L0} = 0,224 \cdot k_b$
5 % Fraktilwert	$\tau_{L1} = 1,8 \cdot k_b \cdot f_{ct}$	$s_{L1} = 4,5 \cdot k_b \cdot f_{ct} \cdot \frac{d_{RVE}}{E_c}$	$s_{L0} = 0,136 \cdot k_b$

2.3.3.4 Lösung von Niedermeier

Niedermeier [43] unterscheidet in seiner Arbeit zwischen Stahllaschen und CFK-Gelegen. Zeitgleich zu Neubauer [42] betrachtet er neben dem Endverankerungsbereich auch erstmals das Zwischenrisselement. Wie auch Holzenkämpfer [33] beschreibt er sein Verbundmodell über die Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes mit dem bilinearen Ansatz als Verbundspannungsschlupfbeziehung. Im Gegensatz zu Holzenkämpfer beschreibt er die Randwerte des bilinearen Ansatzes nicht primär über bruchmechanische Überlegungen, sondern über die tatsächlich in den Versuchen vorkommenden Werte. Zur Ermittlung der Randwerte des bilinearen Verbundansatzes wertet er deshalb erstmals die im Versuch auftretenden Laschenschlüpfe aus. Dazu löst er zunächst die Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes für den bilinearen Verbundansatz unter Vernachlässigung der Betonverformungen allgemein. Diese allgemeine Lösung wird dann an die in den Verbundversuchen vorliegenden Randbedingungen angepasst. Mit dieser speziellen Lösung kann anschließend der Verlauf der Relativverschiebungs-Längsdehnungskurve für verschiedene Kombinationen der Parameter des bilinearen Verbundansatzes bestimmt werden. Über die Methode der kleinsten Abstandskvadrat hat Niedermeier dann die Parameterkombination festgelegt, die in ausgewählten Stützpunkten die geringste Abweichung zu der experimentell ermittelten Relativverschiebungs-Längsdehnungskurve aufweist. Bild 2.16 zeigt seinen prinzipiellen Ablauf der Auswertung. Exemplarisch ist eine solche Auswertung für einen Verbundversuch von Niedermeier in Bild 2.17 dargestellt. In Bild 2.17 ist die Relativverschiebungs-Längsdehnungskurve mit den zur Auswertung herangezogenen Stützstellen sowie der Verlauf der rechnerischen Anpassung dargestellt.

Bild 2.16: Bestimmung der Randwerte des bilinearen Verbundansatzes über die Auswertung der auftretenden Lamellenverschiebungen der Verbundversuche nach Niedermeier, aus [43]

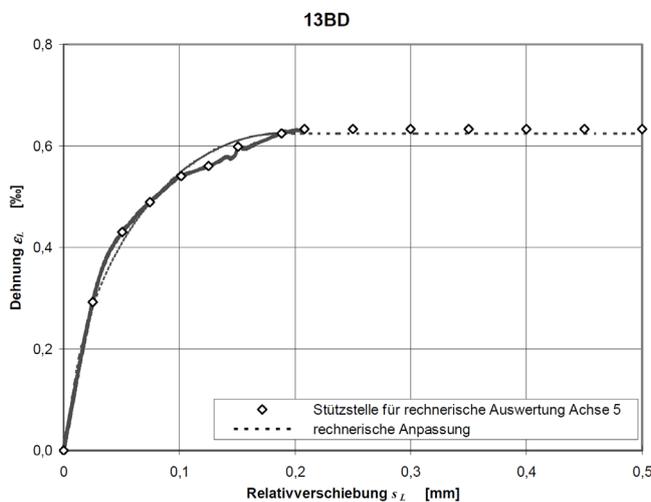


Bild 2.17: Exemplarische Darstellung einer Auswertung eines Verbundversuches von Niedermeier, aus [43]

Mit dieser Methode ist es Niedermeier möglich, als erster alle Randwerte statistisch hinsichtlich eines 5% Fraktiles aus seinen Versuchen zu bestimmen. Daraus ergeben sich für die charakteristischen Werte auch andere maximale Verbundlängen, was bei dem Ansatz von Holzenkämpfer [33] und Neubauer [42] nicht der Fall ist. Im Folgenden sind die Werte des bilinearen Ansatzes nach Niedermeier für Stahllaschen und CFK-Gelege aufgelistet.

Stahllaschen

Niedermeier [43] bestimmt aus achtundzwanzig³ an der Technischen Universität München durchgeführten Verbundversuchen mit verschiedenen Betonfestigkeiten, Laschenbreiten und Dicken die Größen des bilinearen Ansatzes nach Tabelle 2.2. Die Größen und die Korrelation zur Betonfestigkeit sind immer die Werte, bei welchem sich die geringste Standardabweichung zwischen den Versuchen ergab.

³ Bei den Versuchen handelt es sich um so genannte Doppellaschenkörper. Deshalb kann man aus jedem Versuch jeweils zwei Versuchskurven zur Auswertung heranziehen

Tabelle 2.2: Parameter des bilinearen Verbundansatzes nach Niedermeier für Stahlflaschen, entnommen aus [64]

Maßzahl	τ_{L1}	S_{L1}	S_{L0}
-	N/mm ²	mm	mm
Mittelwerte	$3,9363 \cdot 10^{-1} \cdot \sqrt{f_{cm,cube,200} \cdot f_{ctm,surf}}$	$3,4858 \cdot 10^{-2}$	$1,9517 \cdot 10^{-1}$
5 % Fraktilwert	$2,7349 \cdot 10^{-1} \cdot \sqrt{f_{cm,cube,200} \cdot f_{ctm,surf}}$	$1,9420 \cdot 10^{-2}$	$1,8472 \cdot 10^{-1}$

Aus den Werten der Tabelle 2.2 kann die Verbundbruchenergie G_F des bilinearen Verbundansatzes nach Gleichung (2.30) bestimmt werden.

$$G_F = \frac{S_{L0} \cdot \tau_{L1}}{2} \quad (2.30)$$

Über eine linearisierte Zurückrechnung kann die maximal aufnehmbare Lamellenspannung am idealisierten Endverankerungspunkt mit Gleichung (2.31) bestimmt werden. Die zugehörige maximale Verbundlänge $l_{Lb,max}$, nach der die bruchmechanisch begrenzte Lamellenspannung am Endverankerungspunkt nicht mehr ansteigt, kann mit Gleichung (2.32) bestimmt werden. Der Bereich vor der maximalen Verbundlänge wird von Niedermeier über eine Parabel der exakten Lösung aus dem bilinearen Verbundansatz mit Gleichung (2.33) angenähert. Um eine bessere Übereinstimmung dieser Näherung mit den Versuchswerten zu erreichen, wurde noch der empirische Faktor $k=1,128$ von Niedermeier in die Gleichung für die maximale Verbundlänge eingeführt.

$$\text{aufn. } \sigma_{L,max}^a = \sqrt{\frac{E_L \cdot \tau_{L1} \cdot S_{L0}}{t_L}} \quad (2.31)$$

$$l_{Lb,max} = \frac{2}{k} \sqrt{\frac{E_L \cdot t_L \cdot S_{L0}}{\tau_{L1}}} \quad (2.32)$$

$$\text{aufn. } \sigma_L^a = \begin{cases} \text{aufn. } \sigma_{L,max}^a \cdot \frac{l_{Lb}}{l_{Lb,max}} \left(2 - \frac{l_{Lb}}{l_{Lb,max}} \right) & l_{Lb} < l_{Lb,max} \\ \text{aufn. } \sigma_{L,max}^a & l_{Lb} \geq l_{Lb,max} \end{cases} \quad (2.33)$$

Im Folgenden werden die Ansätze von Niedermeier für Stahlflaschen und CFK-Gelege gelöst, um die Werte aus den Versuchen mit dem Ansatz vergleichen zu können.

2.3.3.5 Modifizierung des Ansatzes von Niedermeier durch Zehetmaier

Zehetmaier [57] adaptiert das Verbundmodell von Niedermeier [43] auf CFK-Lamellen. Er wertet hierfür 6 Endverankerungsversuche und 32 Dehnkörperversuche, welche im Rahmen eines DFG und eines DIBt Forschungsvorhaben durchgeführt wurden, auf die gleiche Weise wie Niedermeier aus und kommt somit auf die Faktoren für den bilinearen Ansatz in Tabelle 2.3.

Tabelle 2.3: Parameter des bilinearen Verbundansatzes nach Zehetmaier für CFK-Lamellen, entnommen aus [64]

Maßzahl	τ_{L1}	S_{L1}	S_{L0}
-	N/mm ²	mm	mm
Mittelwerte	$4,80 \cdot 10^{-1} \cdot \sqrt{f_{c,cube,200} \cdot f_{ctm,surf}}$	$6,33 \cdot 10^{-3}$	$2,12^{-1}$
5 % Fraktilwert	$1,93 \cdot 10^{-1} \cdot \sqrt{f_{c,cube,200} \cdot f_{ctm,surf}}$	$2,89 \cdot 10^{-4}$	$3,07^{-1}$

2.4 Verbundverhalten aufgeklebter Bewehrung unter dynamischer Belastung

2.4.1 Allgemeines

Der Verbund aufgeklebter Bewehrung unter dynamischer Belastung ist wie der Verbund unter statischer Belastung abhängig von der Betonfestigkeit und der Steifigkeit des aufgeklebten Bewehrungselementes. Zu einer Ermüdung des Klebstoffes kommt es in der Regel nicht, da die Beanspruchungen in der Klebstoff-

schicht weit unter der Festigkeit des Klebstoffes liegen. In der Literatur finden sich einige Versuche an sogenannten Endverankerungskörpern, welche den eigenen Versuchen in Abschnitt 3 ähnel, unter unterschiedlichster dynamischer Belastung. In Bild 2.18 ist für einen solchen Endverankerungsversuch von Bizindavyi et al. [2] die Verbundspannung in Abhängigkeit des Schlupfes und der Lastwechsel dargestellt.

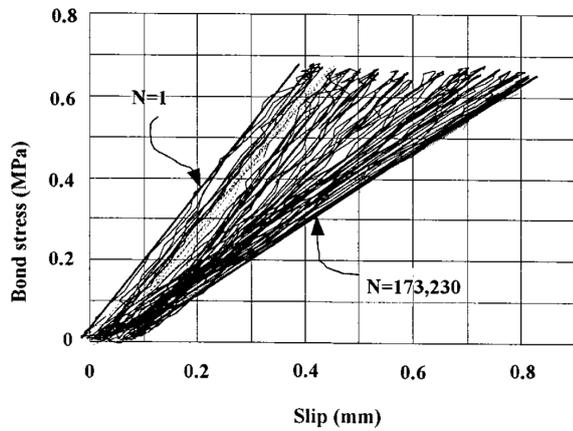


Bild 2.18: Verbundspannung in Abhängigkeit des Schlupfes und der Lastwechsel als Versuchsergebnis eines Endverankerungsversuches unter dynamischer Belastung, entnommen aus Bizindavyi et al. [2]

Die Kurven der einzelnen Lastwechsel in Bild 2.18 zeigen eine vorlaufende Schädigung je Lastwechsel, was durch eine Steifigkeitsreduzierung bzw. der Abnahme der Steigung der Kurven gekennzeichnet ist. Die einzelnen Kurven zeigen eine Abnahme der Steigung, besitzen jedoch keinen großen Flächeninhalt was darauf deuten lässt, dass die Schädigung im Verbund bzw. in der oberflächennahen Betonschicht und nicht in dem aufgeklebten Bewehrungselement stattfindet. Weitere Messungen und Versuchsbeobachtung haben zudem gezeigt, dass unter dynamischer Belastung die Verbundentkopplung schrittweise mit der Erhöhung der Lastwechselzahl entlang der Verbundlänge erfolgt. Eine längere Verbundlänge als die effektive Verbundlänge führt unter dynamischer Belastung folglich zu einem erhöhten Widerstand, was bei der statischen Belastung nicht der Fall ist.

In Bild 2.19 ist für einen Endverankerungsversuch von Dai et al. [13] die Verbundspannung in Abhängigkeit des Schlupfes und der Lastwechsel für zwei unterschiedliche Oberlasten und Spannungsschwingbreiten dargestellt. Man erkennt, dass bei einer Oberlast von 73% der statischen Bruchkraft lediglich 285 Lastwechsel aufgenommen werden konnten. Im Gegensatz dazu konnte bei einer Oberlast von 51% der statischen Bruchkraft circa 1,5 Millionen Lastwechsel aufgenommen werden. Diese Versuchsergebnisse sowie das Verbundverhalten unter statischer Belastung lassen folglich vermuten, dass der Verbund unter dynamischer Belastung sowohl Spannungsamplitude wie auch von der Mittelspannung abhängig ist, wie es ebenfalls bei der Ermüdung des Betons der Fall ist. Da der Verbundbruch der aufgeklebten Bewehrung meist in der oberflächennahen Betonschicht erfolgt und von den Betonfestigkeiten abhängt, ist eine Ähnlichkeit der Verbundermüdung der aufgeklebten Bewehrung zum Ermüdungsverhalten des Betons leicht nachvollziehbar.

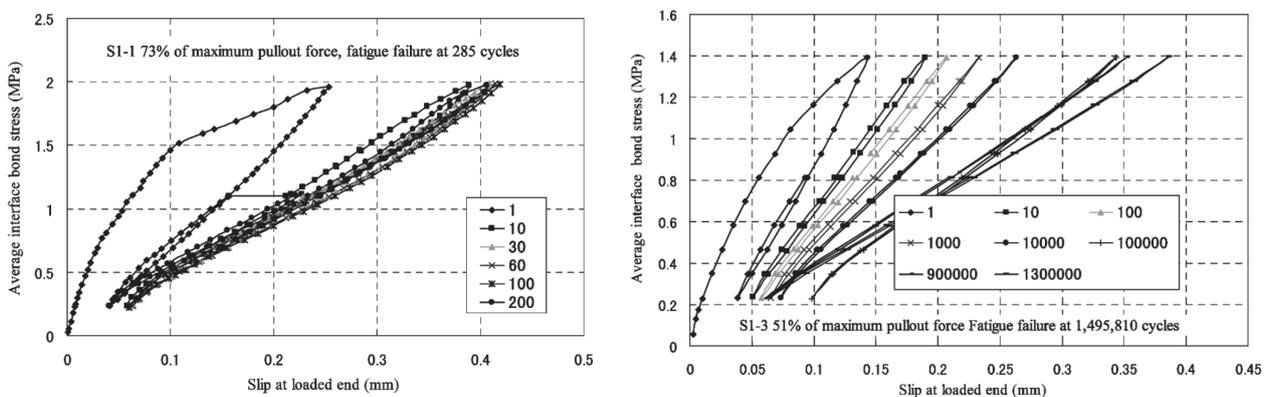


Bild 2.19: Verbundspannung in Abhängigkeit des Schlupfes und der Lastwechsel als Versuchsergebnis eines Endverankerungsversuches unter dynamischer Belastung mit hoher Oberlast und niedriger Oberlast, entnommen aus Dai et al. [13]

2.4.2 Schädigungsmechanismus aufgrund der zyklischen Belastung

Wie aus dem vorherigen Abschnitt ersichtlich ist, kommt es unter zyklischer Belastung bei jedem Lastwechsel zu einer Schädigung. In Bild 2.20 sind die verschiedenen Stadien eines Lastwechsels in Anlehnung an Hankers [31] dargestellt und werden im Folgenden kurz erläutert.

Bei der Erstbelastung entstehen in Bild 2.20 (a) Verbundrisse in der oberflächennahen Betonschicht, da sich die Belastung im Punkt D im plastisch entfestigenden Ast der Verbundspannungsschlupfbeziehung befindet. Das Verhalten unter Erstbelastung verhält sich genauso wie im statischen Verbundversuch. Für diese Erstbelastung können deshalb auch die Verbundspannungsschlupfbeziehungen verwendet werden, welche anhand der statischen Verbundversuche ermittelt wurden.

In Bild 2.20 (b) wird der Körper und damit der Verbund entlastet. Da die Verbundbeanspruchung sich bereits im plastisch entfestigenden Ast befand, schließen sich die entstanden Verbundrisse nur teilweise und ein Schlupf in der Lasche bleibt im verbundspannungsfreien Punkt E vorhanden.

Wird nun wie im Bild 2.20 (c) die Beanspruchungsrichtung umgekehrt kommt es zu aufgrund der Schließung der bereits vorhandenen Verbundrisse zu einem weicherem Verbundverhalten. Bei weiterer Steigerung entstehen dann weitere Risse welche die vorherigen Verbundrisse kreuzen.

Bei erneuter Umkehr der Belastungsrichtung zur Wiederbelastung, wie es das Bild 2.20 (d) zeigt, ist der Verbundwiderstand aufgrund der vorherigen Schädigung reduziert. Der Ausgangspunkt auf der Verbundspannungsschlupfbeziehung der statischen Belastung kann nicht mehr erreicht werden.

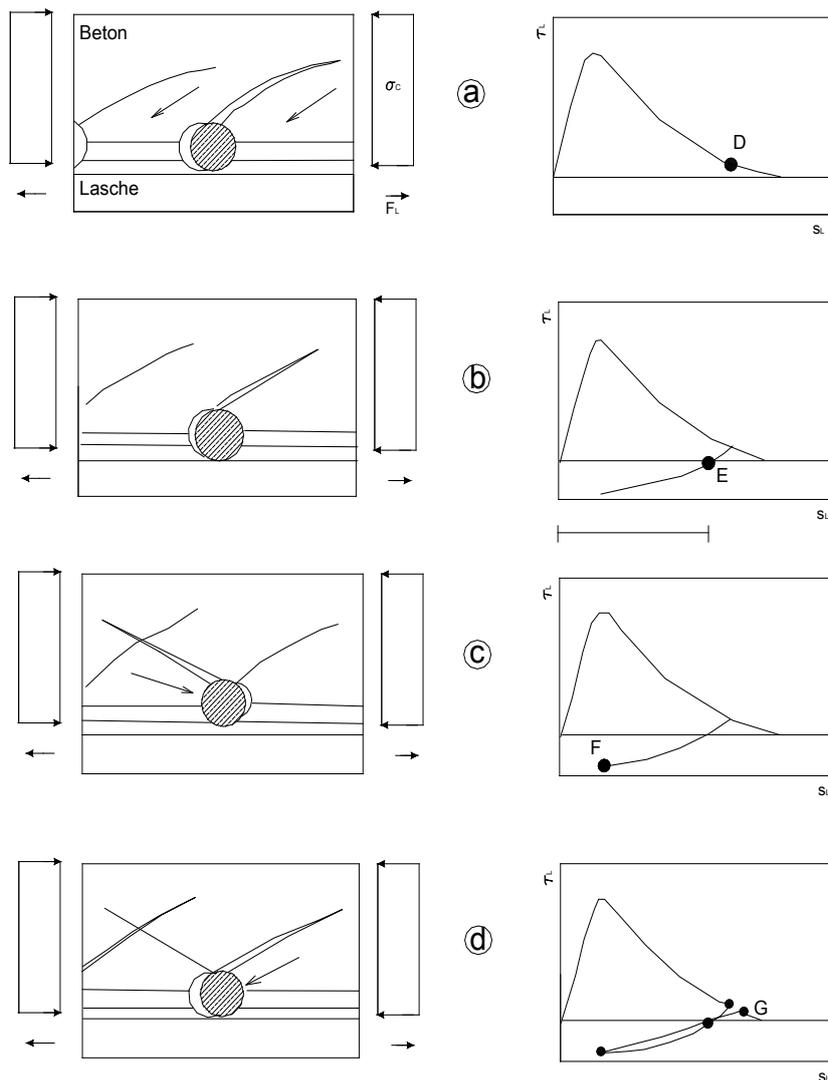


Bild 2.20: Mechanische Modellvorstellung der Verbundschädigung unter dynamischer Belastung in Anlehnung an Hankers [31]

2.4.3 Verbundansatz nach Hankers

2.4.3.1 Allgemeines

Hankers [31] entwickelt auf Basis von acht Endverankerungsversuchen, welche im Bereich von 952 bis 110000 Lastwechsel belastet wurden, ein bruchmechanisch begründetes Rechenmodell für das Verbundverhalten von aufgeklebten Stahllaschen. Dieses Modell leitet er anhand des bilinearen Verbundansatzes und der in den Versuchen aufgetretenen Verschiebungen her. Mithilfe einer Parameterstudie über sein Rechenmodell leitet er anschließend ein Schädigungsmodell her. Da das Rechenmodell als Basis für das eigene Rechenmodell in Abschnitt 4.3 verwendet wird, wird im Folgenden in Abschnitt 2.4.3.2 das Rechenmodell von Hankers näher erläutert und wiedergeben. Anschließend wird noch kurz das Schädigungsmodell welches aufgrund der Parameterstudie über das Rechenmodell von Hankers erstellt wurde in Abschnitt 2.4.3.3 kurz vorgestellt.

2.4.3.2 Rechenmodell unter zyklischer Belastung

Hankers [31] entwickelt basierend auf dem statischen Verbundansatz für aufgeklebte Bewehrung von Holzenkämpfer [33] und dem Betonermüdungsmodell von Gylltoft [29] ein Modell für den Verbund aufgeklebter Bewehrung unter mehreren Lastwechseln. Sein Modell gliedert er in drei Stadien, welche nachfolgend kurz dargestellt werden:

- Erstbelastung und Entlastung
- Erneute Belastung
- Wiederholte Be-, Ent- und Wiederbelastung

Erstbelastung und Entlastung

Der Verbundansatz für erstmalige Belastung entspricht dem Verbundansatz nach Holzenkämpfer [33] für statische Kurzzeitbelastung. Eine Entlastung im elastischen Anstiegsbereich der Verbundspannungsschlupf- beziehung für monotone Erstbelastung führt zu keiner Schädigung. Die Verschiebungen und die Verbund- spannungen sind vollständig reversibel. Im entfestigenden Ast der Verbundspannungsschlupf- beziehung bewirkt eine Entlastung, z.B. in Punkt C nach Bild 2.21, zunächst ein Rückfedern des elastischen Anteiles. Dies erfolgt parallel zur elastischen Anstiegsgeraden der monotonen Verbundspannungsschlupf- beziehung. Der lokale Energieverlust G_{diss} wird mit Erreichen der Abszisse sichtbar, wie es in Bild 2.11 schraffiert darge- stellt. Als lokaler Verbundwiderstand für positive Verschiebungen steht nur noch die Differenz zur Verfügung. Der Betrag von ΔG wird nach Hankers bei Ent- und Wiederbelastung nicht verändert.

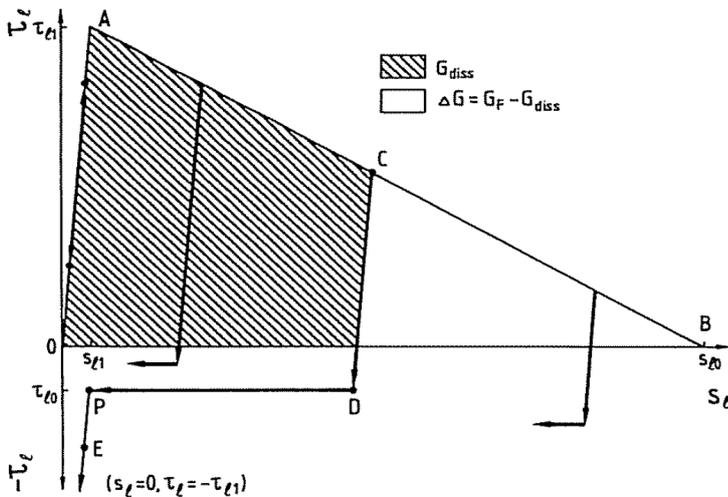


Bild 2.21: Zustand bei der ersten Entlastung im plastisch entfestigendem Bereich nach Hankers [31]

Nach Erreichen des Wertes τ_{L0} in Punkt D führt eine weitere Rücknahme der Relativverschiebung bei konstantem Widerstand zunächst zu einem Schließen der Verbundrisse. Die Größe von τ_{L0} wird in Abhängigkeit von der Relativverschiebung bei Entlastungsbeginn zu Gleichung (2.34) festgelegt.

$$\tau_{L0} = \tau_{L0,\min} \frac{s_{LC} - s_{L1}}{s_{L0} - s_{L1}} \quad (2.34)$$

Dabei ist $\tau_{L0,\min} = 1,0 \text{ N/mm}^2$

Erneute Belastung

In Bild 2.22 ist der mögliche Pfad der Wiederbelastung für Verbundelemente nach Hankers mit unterschiedlichem Erstbelastungszustand dargestellt. Die neue lokale Verbundspannungsschlupf- beziehung startet vom Punkt der Entlastung, z.B. Punkt E. Nach Erreichen des Niveaus τ_{L0} erfolgt eine Verschiebungszunahme unter konstantem Verbundwiderstand τ_{L0} bis zum Punkt F. Ab hier erfolgt der Anstieg in Form einer Geraden bis zum Punkt G auf der Verbundspannungsschlupf- beziehung für monotone Erstbelastung.

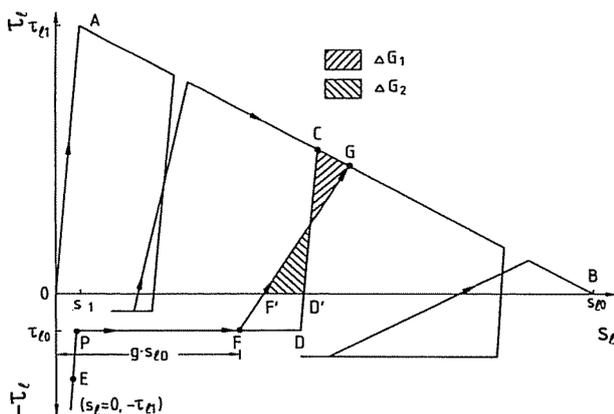


Bild 2.22: Verbundspannungsschlupfbeziehung für Wiederbelastung nach Hankers [31]

Die Neigung der Anstiegsgeraden wird von Hankers über eine Energiegleichgewichtsbetrachtung ermittelt. Aus der Arbeit von Gylltoft [29] entnimmt Hankers, dass bei Beton unter Zugbeanspruchung wiederholte Be- und Entlastungen die Größe der Bruchenergie G_F nicht beeinflussen, was er auf die Verbundbeanspruchung überträgt. Aus dieser Überlegung folgt, dass der Inhalt der durch die Ent- und Wiederbelastungsfunktionen eingeschlossenen Flächen oberhalb der Abszisse ΔG_1 und ΔG_2 in Bild 2.22 identisch sein müssen. Diese Annahme dient Hankers zur Festlegung des Zielpunktes G auf dem abfallenden Ast der Verbundspannungsschlupfbeziehung. Mit den Bezeichnungen aus Bild 2.22 folgt:

$$\tau_{LG} = \tau_{LC} \frac{s_{L0} - s_{LC} + \tau_{LC} \frac{s_{L1}}{\tau_{L1}}}{s_{L0} - s_{LF'}} \quad (2.35)$$

Der Beginn der Wiederanstiegsgeraden vom Niveau τ_{L0} , Punkt F in Bild 2.22, bestimmt den Schädigungsgrad. Aus seinen Versuchen beobachtet Hankers, dass mit zunehmender Entfernung des Entlastungspunktes auf dem abfallenden Ast von τ_{L1} der Wiederanstieg flacher wird und somit eine Verbunderweichung auftritt. Hankers führt deshalb einen Schädigungsfaktor $g < 1$ ein, der in Abhängigkeit von der Lage des Entlastungspunktes die Basis des Zyklus auf dem Niveau τ_{L0} bestimmt. Der Schädigungsparameter g wird von Hankers durch Versuche bestimmt. Nach Überschreiten der Verschiebung s_{LG} wird dem ursprünglichen abfallenden Ast der Verbundspannungsschlupfbeziehung für monotone Erstbelastung gefolgt. Damit ist die lokale Verbundspannungsschlupfbeziehung als Pfad EFGB für eine Wiederbelastung festgelegt. Der Verbundspannungs- und Verschiebungszustand des betrachteten Elementes ist jedoch dadurch noch nicht bekannt. Der Zustand wird von Hankers ebenfalls durch eine Energiegleichgewichtsbetrachtung ermittelt. Nach Hankers wird die Verbundenergie bei Ent- und Wiederbelastung nicht verändert. Bei Wiederbelastung mit konstanter Oberlast muss die Verbundenergie unabhängig von der Form der lokalen Verbundspannungsschlupfbeziehung wieder erreicht werden. Mit der vereinfachten Annahme, dass die Verbundspannung-Verschiebungszustände jeden Elementes im entfestigten Bereich der Verbundspannungsschlupfbeziehung ebenfalls durch eine Gerade abgebildet werden können, lässt sich die Lage des Endpunktes auf der Wiederanstiegsgeraden mit der Bedingung, dass die Verbundenergie bei Ent- und Wiederbelastung nicht verändert wird, zu Gleichung (2.36) bestimmen.

$$\tau_{LH} = \frac{2 \cdot G^{o2} - \tau_{LH} s_{LH}}{s_{LH} - s_{L1}} \quad (2.36)$$

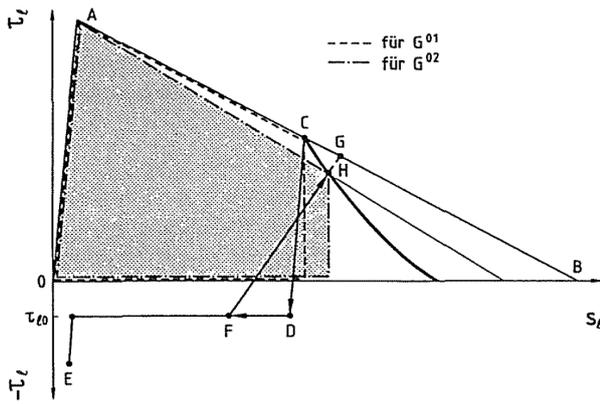


Bild 2.23: Verbundenergie unter Oberlast nach 1. und 2. Belastung nach Hankers [31]

Bild 2.23 zeigt den Funktionsverlauf von Gleichung (2.36) in der Verbundspannungsschlupfbeziehung. Die Gleichung (2.36) ist gültig vom Ausgangspunkt auf der Verbundspannungsschlupfbeziehung für monotone Erstbelastung C bis zum Erreichen der Abzisse. Die Ermittlung des Verbundspannung-Verschiebungszustands des belasteten Laschenanfangs nach Be-, Ent- und Wiederbelastung kann nun durch Schnittpunktbildung der Wiederanstiegsgeraden mit Gleichung (2.36) erfolgen.

Wiederholte Be-, Ent- und Wiederbelastung

Eine erneute Entlastung erfolgt nach Hankers, analog zur erstmaligen Entlastung, parallel zur elastischen Anstiegsgeraden der Verbundspannungsschlupfbeziehung für monotone Erstbelastung. Bei Wiederbelastung ist zu beachten, dass Gleichung (2.35) nur gültig ist, wenn der Entlastungsbeginn auf der Verbundspannungsschlupfbeziehung für monotone Erstbelastung erfolgte. Trifft dies nicht zu, sind die in Bild 2.24 schraffiert dargestellten Flächen zu berücksichtigen und Gleichung (2.35) wird zu

$$\tau_{LN} = \tau_{LG} \frac{s_{L0} - s_{LF'}}{s_{L0} - s_{LL'}} - \tau_{LN} \frac{s_{LJ'} - s_{LF'}}{s_{L0} - s_{LL'}} \quad (2.37)$$

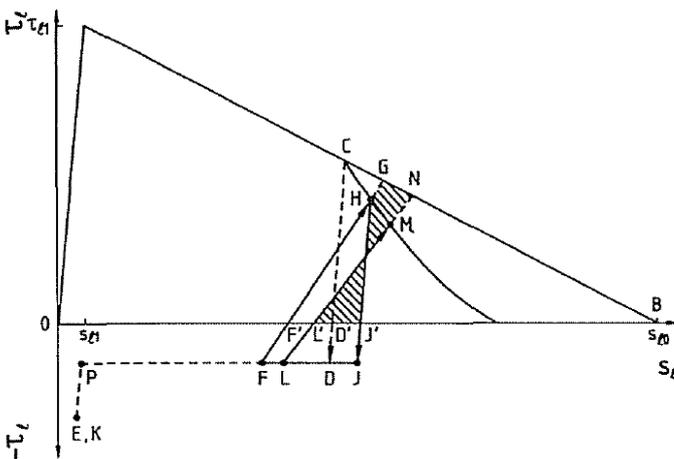


Bild 2.24: Verbundenergie unter Oberlast nach 1. und 2. Belastung nach Hankers [31]

Veränderungen bei der Verwendung des Modells von Hankers

Das Modell von Hankers wird für die Auswertung der in dieser Arbeit durchgeführten Versuche verwendet, jedoch werden die Gleichungen (2.35) bis (2.37) nicht explizit verwendet, sondern es erfolgt eine iterative Anpassung der experimentellen Ergebnisse an den Verlauf der dargestellten Bilder.

2.4.3.3 Schädigungsmodell

Mit dem im Vorherigen vorgestellten Rechenmodell lässt sich die Zunahme der Relativverschiebung s_L in Abhängigkeit der Lastwechsel ermitteln, wie es in Bild 2.25 dargestellt ist. Bei Oberlasten, die mehr als 40 % der statischen Bruchkraft betragen stellt sich nach Hankers [31] eine Schädigung ein.

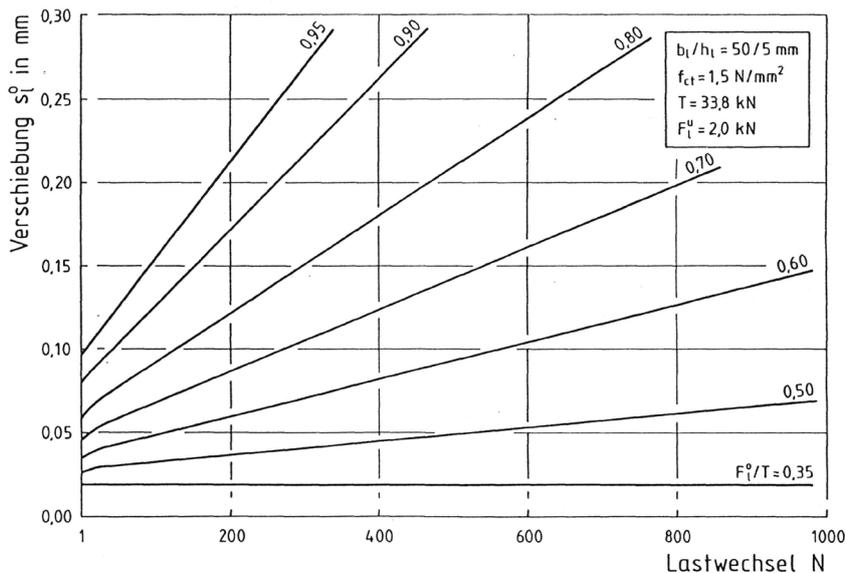


Bild 2.25: Zunahme der Relativverschiebung in Abhängigkeit der Lastwechsel bei unterschiedlichen Oberlasten nach Hankers [31]

Als Schädigungsmaß benutzt Hankers die Steigung m der in Bild 2.25 dargestellten Geraden. Ausgehend von seinen Versuchen mit konstanter Unterlast beschreibt Hankers den Einfluss der Lastkonfiguration mit dem R -Faktor, welcher das Verhältnis von Unterlast F_L^U zu Oberlast F_L^O beschreibt. Weitere Einflussgrößen auf die Schädigung m sind die Betonzugfestigkeit f_{ct} , der Geometriefaktor k_b und der Schädigungsfaktor g . Nach Hankers ergibt sich für die Schädigung die Gleichung (2.38).

$$m = 15,2 \cdot 10^{-4} \cdot \left(\frac{F_L^O}{F_{Lb}} - 0,348 \cdot f_{ct}^{1/4} \right)^2 \cdot k(f_{ct}) \cdot k(k_b) \cdot k(R) \cdot k(g) \quad (2.38)$$

Dabei ist:

$$\begin{aligned} k(f_{ct}) &= 0,65 \cdot \sqrt{f_{ct}} + 0,2 \\ k(k_b) &= 1,26 \cdot k_b - 0,66 \\ k(R) &= -3,1(R - 0,2)^2 + 1,0 \quad \text{für } 0,2 \leq R \leq 0,75 \\ k(R) &= 1,0 \quad \text{für } 0 \leq R \leq 0,2 \\ R &= \frac{F_L^U}{F_L^O} \end{aligned}$$

Der Term $0,348 \cdot f_{ct}^{1/4}$ markiert den elastischen Bereich der bilinearen Verbundspannungs-Verschiebungsbeziehung nach Holzenkämpfer [33]. Liegt die Oberlast F_L^O bezogen auf die Verbundbruchkraft F_{Lb} unterhalb dieses Wertes, wird die maximale Verbundspannung τ_{L1} nicht überschritten, Be- und Entlastungspfade liegen übereinander und es kommt zu keiner Zunahme der Relativverschiebung und damit auch zu keiner Schädigung. Eine weitere Grenze für die Schädigung liefert der Faktor R . Liegt dieser oberhalb von 0,75 wird der Faktor $k(R) = 0$ und damit tritt nach diesem Modell keine Schädigung ein.

2.4.4 Experimentelle Untersuchungen von Budelmann et al.

Aufgrund der Kritikpunkte am Modell von Hankers [31] wurden in den letzten Jahren an der Technischen Universität Braunschweig ([5], [6], [7]) zahlreiche experimentelle Untersuchungen durchgeführt mit dem Ziel eine Dauerfestigkeit des Verbundes aufgeklebter Bewehrung mit Hilfe einer Wöhlerlinie zu erhalten. Die Kritikpunkte am Modell von Hankers sind laut Budelmann und Leusmann [7]:

- Das Modell von Hankers wurde mit relativ geringen Lastwechselzahlen von bis zu 110 000 Lastwechseln anhand von Verbundversuchen mit Stahllaschen ermittelt.
- Versuche haben gezeigt, dass bei einem Verhältnis von Oberlast zu Unterlast von 0,75 im Gegensatz zum Modell von Hankers auch eine Schädigung eintritt

Aufgrund der Versuchsergebnisse aus [5], [6], [7], welche alle mit 2 Mio Lastwechseln belastet wurden und dem Verfahren von Block und Dreier [3] werden von Budelmann und Leusmann [7] Wöhlerlinie für verschiedenen Oberlasten angegeben. Daraus entwickeln sie das Goodman Smith Diagramm aus Bild 2.25 für den Verbund aufgeklebter CFK-Lamellen, in welchem die Dauerfestigkeit in Abhängigkeit der Oberlast dargestellt ist.

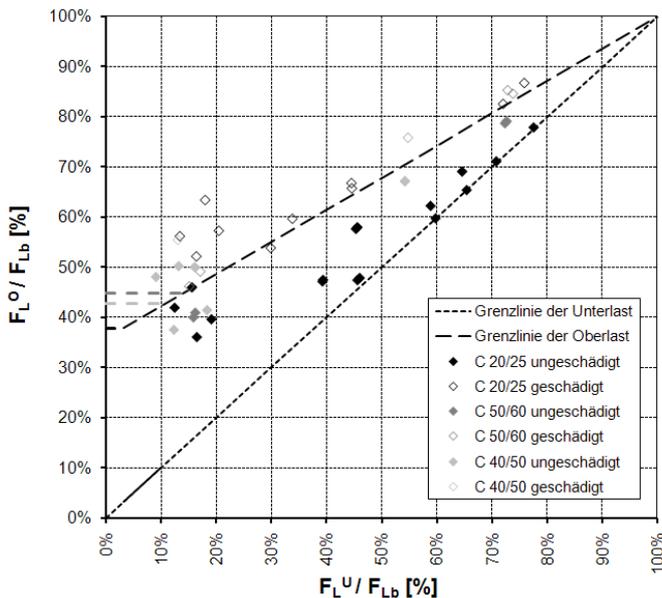


Bild 2.26: Goodman Smith Diagramm mit den Ergebnissen der Versuche aus [7], entnommen aus [7]

Mithilfe des Diagrammes kann für die Dauerfestigkeit die Gleichung (2.39) in Abhängigkeit der statischen Bruchkraft F_{LbRd} angegeben werden.

$$F_{Lb,Rd,fat2} = \alpha \cdot F_{LbRd} \geq F_{Ld}^O - F_{Ld}^U \quad (2.39)$$

Dabei ist:

- α Abminderungsbeiwert zur Ermittlung von $F_{Lb,Rd,fat,2}$:
 $\alpha = -0,342 \cdot F_{Ld}^U / F_{LbRd} + 0,342$
- F_{Ld}^U unterer Wert der Schwingbreite (unter Eigengewicht) der zu verankernden Lamellenzugkraft F_L
- F_{Ld}^O oberer Wert der Schwingbreite (unter Vollast) der zu verankernden Lamellenzugkraft F_L
- F_{LbRd} maximale statische Verbundbruchkraft

2.4.5 Verbundansatz von Ko und Sato

Ko und Sato [36] leiten eine nichtlineare Verbundschlupfbeziehung anhand von zahlreichen Verbundversuchen mit aufgeklebter Faserverbundbewehrung her. Ihre Verbundversuche belasten sie statisch zyklisch unter nicht konstanter Oberlast, wobei in jedem Lastwechsel entweder der Weg oder die Kraft erhöht wird. Durch diese Methode kommen Sie im Regelfall auf 18 Lastwechsel. Die Untersuchungen sind demzufolge eindeutig der Kurzzeitermüdung bei niedrigen Lastspielzahlen zuzuordnen.

Aufbauend auf den Verbundversuchen schlagen sie ein empirisches Verbundmodell zur Beschreibung des statischen und dynamischen Verbundverhaltens vor. Dazu wurde die Verbundspannungsschlupfbeziehung (Gleichung (2.40)) von Sato und Vecchio [51] verwendet, welche eine auf geklebte Bewehrung adaptierte Popovics Kurve [49] ist. Die einzelnen Parameter der Gleichung (2.40) wurden von Ko und Sato [36] aus den Dehnungs- und Verschiebungsmessung ermittelt.

$$\tau = \tau_{max} a s / s_{max} / \left[(a + 1) + (s / s_{max})^a \right] \quad (2.40)$$

Zur Berücksichtigung der Schädigung führen sie einen Steifigkeitsreduktionsfaktor K sowie eine negative und positive Reibverbundspannung τ_{fn} und τ_{fp} in die Verbundspannungsschlupfbeziehung ein und erhalten

somit Bild 2.27 links. Diesen Steifigkeitsreduktionsfaktor ermitteln Ko und Sato ebenfalls aus den Versuchen, wie es zum Beispiel Bild 2.27 rechts zeigt.

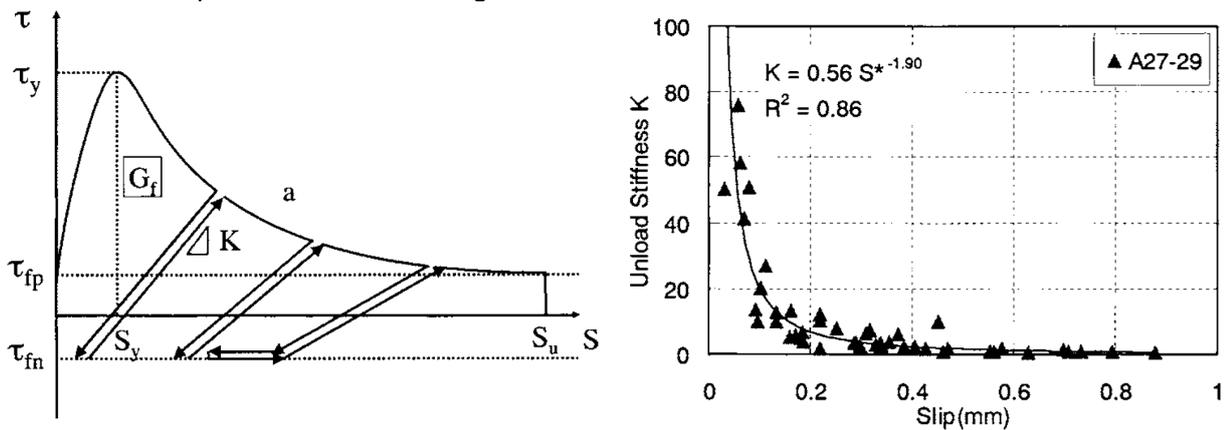


Bild 2.27: Verbundansatz mit Schädigung von Ko und Sato (links) und zugehöriger Steifigkeitsreduktionsfaktor, entnommen aus [36]

Mithilfe der Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes und der aus den Versuchen gewonnen Verbundspannungsschlupfbeziehung, welche die Schädigung berücksichtigt rechnen Ko und Sato ihre Versuche wieder zurück.

2.4.6 Empirische Untersuchungen zur vereinfachten Lebensdauerprognose

Mithilfe von zahlreichen Versuchen wurde von einigen Wissenschaftlern versucht empirische Nennverbundspannungswöhlerlinien für ihre Systeme anzugeben. So untersuchen Dai et al. [13] ein Verstärkungssystem mit immer gleichen geometrischen Abmessungen mit unterschiedlichen Vorschädigungsgraden und erhalten so die Nennverbundspannungswöhlerlinie in Bild 2.28 links. Allerdings ist der Versuchsumfang eher gering, so dass die Aussage wenig abgesichert ist. Deutlich mehr Versuche werden von Bizindavyi et al. [2] an unbeschädigten Versuchskörpern mit unterschiedlichen Materialien und geometrischen Abmessungen durchgeführt. Für jede Abmessung und Materialkombination geben sie eine unterschiedliche Wöhlerlinie an, wie sie für zwei Versuchskörper mit unterschiedlicher Verbundlänge in Bild 2.28 rechts dargestellt sind. Eine Rückschluss, woher das unterschiedliche Verhalten kommt oder ein Berechnungsmodell, welches die unterschiedlichen geometrischen Parameter und Materialfestigkeiten berücksichtigen geben sie jedoch nicht an.

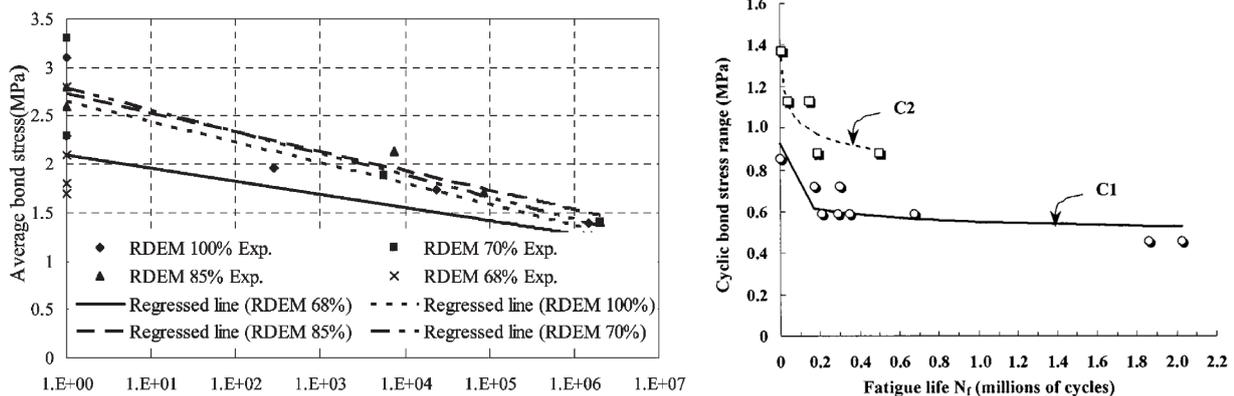


Bild 2.28: Nennverbundspannungswöhlerlinie aus den Versuchen von Dai et al. [13] (links) und Bizindavyi et al. [2] (rechts), entnommen aus [13],[2]

2.4.7 Kritische Beurteilung der bisherigen Untersuchungen

Die meisten der durchgeführten Untersuchungen weisen einen starken empirischen Charakter auf, lediglich die Untersuchungen von Hankers [31] haben einen fundierten mechanischen Hintergrund. Dieses sind jedoch eher der Ermüdung unter hohen Lastwechselzahlen zuzuordnen, da Hankers den Ablöseprozess in seinem Modell nicht berücksichtigt.

Durch die Versuche und deren Auswertung von Budelmann et al. [5], [6], [7] kann im Bereich von hohen Lastwechselzahlen eine Dauerfestigkeit der Verbundes aufgeklebter CFK-Lamellen angegeben werden. Wie weit diese Untersuchungen jedoch auf andere Arten der geklebten Bewehrung übernommen werden können muss jedoch noch überprüft werden.

Die einzigen Untersuchungen zu geringen Lastwechselzahlen (Low Cycle Fatigue) sind von Ko und Sato [36]. Die nachfolgende Modellbildung ist jedoch stark empirisch geprägt und lässt sich nur mit erheblichem Aufwand auf andere Systeme übertragen.

Aus diesem Grund wird im weiteren Verlauf dieser Arbeit ein allgemeingültiges Ermüdungsmodell für den Verbund aufgeklebter Bewehrung für geringe Lastwechselzahlen erarbeitet.

3 Experimentelle Untersuchungen

3.1 Versuchsprogramm

Zur Beurteilung der Verbundermüdung bei niedrigen Lastwechselzahlen wurden zwölf statisch-zyklische Verbundversuche mit aufgeklebten Stahllaschen im gemeinsamen Laborbetrieb des Instituts für Baustoffe und Konstruktion der Technischen Universität München durchgeführt.

Die Verbundversuche wurden an sogenannten Zug-Zug Doppellaschenkörpern nach den Empfehlungen von Zilch und Niedermeier [61] durchgeführt. Bei diesen Zug-Zug Doppellaschenkörpern handelt es sich um Betonkörper der Abmessung 200 mm x 300 mm x 1500 mm, auf welche beidseitig eine Stahllasche der Abmessung 50 mm x 5 mm geklebt wurde. Die aufgeklebte Stahllasche dient hierbei als Zugbewehrung, welche über den Klebeverbund mit dem Betonkörper verbunden ist.

Der Zug-Zug Doppellaschenkörper besteht aus zwei Teilen, welche durch ein Rissblech getrennt und durch die Stahllasche verbunden sind. Die beiden Teile werden im Versuch durch eine Prüfmaschine auseinandergezogen. In dem einen Teil des Versuchskörpers wird ein Verbundversagen der aufgeklebten Stahllasche durch das Aufbringen eines aktiven Anpressdrucks verhindert. Somit findet eine Verbundentkopplung nur in dem anderen Teil des Doppellaschenkörpers statt. In diesem Teil waren bei allen Versuchen eine Verbundlänge von 800 mm sowie eine Verbundfreivorlänge von 100 mm zur Vermeidung eines Ausbruchskeils ausgebildet. Der Doppellaschenversuchkörper ist schematisch in Bild 3.1 dargestellt

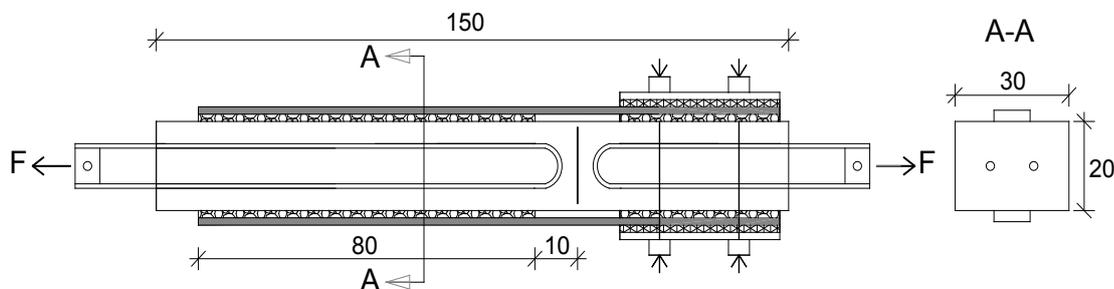


Bild 3.1: Für die Versuche verwendeter Zug-Zug Doppellaschenkörper

Insgesamt wurden sechs Doppellaschenkörper geprüft. Dadurch, dass die Doppellaschenkörper zwei Laschen haben, kann man durch aktives Anpressen einer Seite zwei Versuche je Körper durchführen. Somit war es möglich zwölf Versuchsergebnisse zu erzielen.

Bei den hier durchgeführten Versuchen wurden immer die Betonieroberseite und die Betonierunterseite der Doppellaschenkörper geprüft. Die Schalseitenflächen der Doppellaschenkörper wurden bereits in den Vorhaben [60] bzw. [44] durch Verbundversuche geprüft.

Aufgrund der unterschiedlichen Lage der Seitenflächen zur Betonierrichtung unterschieden sich die Festigkeiten an den einzelnen Seitenflächen des Doppellaschenkörpers. Der Beton an der Betonieroberseite weist dabei die geringsten Zug- und Druckfestigkeiten auf. Im Gegensatz dazu erhält man an der Betonierunterseite die höchsten Werte.

Bei der Durchführung und der Auswertung der Verbundversuche wurden die unterschiedlichen Lagen der Betonierrichtung bzw. die unterschiedlichen Festigkeiten berücksichtigt. Nach den Versuchen wurden die Oberflächenzugfestigkeiten und die Druckfestigkeiten je geprüfter Seite ermittelt.

3.2 Materialien und Verarbeitung

3.2.1 Beton

Herstellung

Die Probekörper wurden im Rahmen der Untersuchungen [58] und [44] im gemeinsamen Laborbetrieb des Instituts für Baustoffe und Konstruktion der Technischen Universität München hergestellt. Das Betonrezept sowie die 28 Tage Druckfestigkeit sind in Zilch und Niedermeier [58] dokumentiert. Die Betonfestigkeit der Körper entsprach in etwa einem C40/50 nach DIN EN 206-1 [22] / DIN 1045-2 [15].

Druckfestigkeit

Zur genauen Feststellung der Druckfestigkeit der einzelnen Seitenflächen, welche auf Grund der Betonierrichtung unterschiedlich waren, wurde je verklebter Seite die Druckfestigkeit mit dem Rückprallhammer nach E. Schmidt gemäß DIN EN 13791 [18] kurz nach dem Versuch bestimmt. Um eine ordnungsgemäße Prüfung durchzuführen, wurde an den zu untersuchenden Stellen die bereits gestrahlte Oberfläche zur Druckfestigkeitsprüfung mit dem Rückprallhammer glattgeschliffen. An jeder Seite wurden so insgesamt zwölf Rückprallwerte ermittelt, wobei alle Werte durch dasselbe Gerät und den gleichen Prüfer ermittelt wurden, um die Streuung der Ergebnisse zu verringern.

Die Rückprallwerte wurden gemäß der vom Hersteller angegebenen Bezugskurve, welche in Bild 3.2 abgebildet ist, in Würfeldruckfestigkeiten umgerechnet.

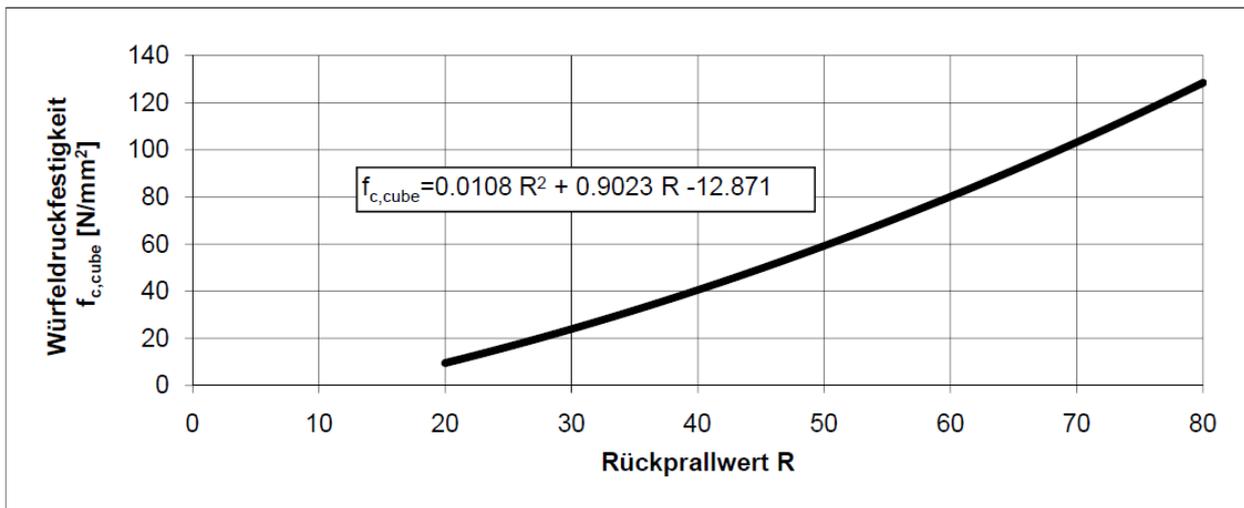


Bild 3.2: Kurve zur Umrechnung der Rückprallwerte in die Würfeldruckfestigkeit

Alle Rückprallwert sowie die sich daraus ergebenden Betonwürfeldruckfestigkeiten für die beiden geprüften Seitenflächen für alle Probekörper in Tabelle 3.1 aufgelistet. Aus der Tabelle 3.1 ist bei einigen Körpern ein deutlicher Unterschied zwischen den beiden Seiten zu erkennen, was wie bereits erwähnt auf den Einfluss der Lage der Fläche zur Betonierrichtung zurückzuführen ist.

Tabelle 3.1: Rückprallwerte und Druckfestigkeit der beiden Seitenflächen der Prüfkörper

Versuchskörper	1		2		3		4		5		6	
Seite	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2
Rückprallwert R	54	67	45	45	50	52	48	53	55	53	54	50
	68	52	49	49	40	50	45	53	52	54	54	49
	52	53	48	58	46	51	47	52	55	61	51	61
	52	42	62	60	41	55	58	52	40	52	53	50
	52	58	49	48	43	57	46	61	48	46	61	53
	53	56	65	54	42	55	52	52	50	53	44	56
	52	59	45	56	50	58	59	66	53	59	65	54
	57	54	46	52	47	65	50	56	45	52	52	60
	48	54	48	52	45	52	50	49	42	49	49	56
	58	56	63	53	46	51	48	52	51	52	50	51
	60	58	55	57	33	58	48	53	47	51	46	53
	58	57	55	62	42	53	53	61	55	46	49	44
Mittelwert Rückprallwert R	55,3	55,5	52,5	53,8	43,8	54,8	50,03	55,0	49,4	52,3	52,3	53,1
Würfeldruckfest $f_{c,cube}$ [N/mm ²]	69,9	70,4	64,2	66,8	47,3	68,9	59,8	69,3	58,00	63,8	63,8	65,4
Mittelwert aller Körper und Flächen	64,00											

Oberflächenzugfestigkeit

An allen Probekörpern und Seitenflächen wurde im Bereich neben den Klebeflächen nach Abschluss der Versuchsdurchführung die Oberflächenzugfestigkeit nach DIN EN 1542 [20] mit drei Stahlstempeln des Durchmessers 50 mm an einer durch eine Ringnut begrenzten Prüffläche ermittelt. Die Prüffläche war wie die mit den aufgeklebten Stahllaschen versehene Oberfläche vorbereitet worden und die Stahlstemple wurden mit einem Schnellklebstoff der Firma Hottinger verklebt. Bei allen Haftzugprüfungen kam es zu einem Bruch im Betongefüge wie er in Bild 3.3 dargestellt ist.



Bild 3.3: Bruchbild bei der Ermittlung der Oberflächenzugfestigkeit

In der Tabelle 3.2. sind die Ergebnisse der Oberflächenzugfestigkeitsprüfung für alle Körper und Seitenflächen zusammengestellt.

Tabelle 3.2: Oberflächenzugfestigkeit der Betonkörper

Versuchskörper	1		2		3		4		5		6	
Seite	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2
$f_{ctm,surf}$ [N/mm ²]	4	3,64	3,18	3,65	2,47	3,84	3,36	4,8	2,51	3,81	3,94	3,72
	4,22	4,21	3,71	3,54	2,63	4,22	3,27	4,28	2,17	3,18	3,25	3,98
	4,59	3,3	3,24	4,36	2,71	3,52	3,96	4,87	3,03	3,64	3,32	3,19
Mittelwert je Seite	4,27	3,72	3,38	3,85	2,6	3,86	3,53	4,65	2,57	3,54	3,5	3,63
Mittelwert je Körper	4,00		3,62		3,23		4,09		3,06		3,57	
Mittelwert gesamt	3,6											

Vergleicht man die Werte aus der Tabelle 3.1 und der Tabelle 3.2 so kann man einen eindeutigen Zusammenhang zwischen der Druckfestigkeit und der Zugfestigkeit erkennen. Je größer die Druckfestigkeit der Seitenfläche war, desto größer war auch die Oberflächenzugfestigkeit dieser Seitenfläche. Betrachtet man zum Beispiel den Probekörper 3, so wies die Seite 1 eine Druckfestigkeit von 47,3 N/mm² und eine Oberflächenzugfestigkeit von 2,60 N/mm² und die Seite 2 eine höhere Druckfestigkeit von 68,9 N/mm² wie auch eine höhere Zugfestigkeit von 3,86 N/mm² auf. An diesem Körper lässt sich ebenfalls der Einfluss der Betonierrichtung deutlich erkennen. So wird es sich bei der Seite 1 um die Betonieroberseite und bei der Seite 2 um die Betonierunterseite handeln.

3.2.2 Stahllaschen

Für die Versuche wurden Stahllaschen der Güte S235 nach DIN EN 10025-2 [17] verwendet. Planmäßig wurde das Verhalten von 5 mm dicken und 50 mm breiten Stahllaschen untersucht. Die Oberfläche wurde vor dem Verkleben mit Feststoffen gestrahlt, bis sie einen Reinheitsgrad Sa 2½ nach DIN EN ISO 12944-4 [23] aufwies, um Roststellen in der Verklebung zu vermeiden. In Tabelle 3.3 sind die mechanischen Eigenschaften der verwendeten Stahlproben zusammengestellt. Der Elastizitätsmodul wurde neben den anderen mechanischen Kenngrößen an je einer Probe einer verwendeten Stahllasche gemäß DIN EN 10002-1 [16] ermittelt. Die Spannungsdehnungslinien der einzelnen Proben sind in Bild 3.4 abgebildet.

Tabelle 3.3: Mechanische Eigenschaften der verwendeten Stahlflaschen

Probennummer	Veruschlasche	E-Modul	ReH	Rp 0,2	Rm	F max	Agf	S0
-	-	kN/mm ²	N/mm ²	N/mm ²	N/mm ²	kN	%	mm ²
1	6.2	208,5	347,58	345,24	441,28	36,20	17,65	82,04
2	6.1	201,7	352,78	338,66	441,25	35,97	17,59	81,53
3	5.2	203,0	355,54	341,27	439,52	36,01	19,38	81,94
4	5.1	204,0	368,13	325,53	437,05	36,14	18,77	82,68
5	4.2	204,0	403,01	332,33	438,96	35,72	18,35	81,38
6	4.1	203,5	383,39	330,37	438,23	35,77	18,57	81,63
7	3.2	205,8	346,00	334,58	437,96	36,04	17,68	82,28
8	3.1	205,9	350,00	335,48	431,74	35,70	17,93	82,68
9	2.2	209,2	380,89	328,21	438,09	35,96	18,85	82,08
10	2.1	211,2	350,36	337,53	431,22	35,58	18,83	82,51
11	1.2	204,0	371,25	316,38	439,72	35,69	18,19	81,17
12	1.1	203,6	391,08	327,80	432,71	35,82	18,51	82,78
Statistische Auswertung für die 12 Proben								
Mittelwert x		204,0	366,67	332,78	437,31	35,88	18,36	82,06
Standardabweichung s		7,3	19,24	7,79	3,51	0,20	0,56	0,55
Variationskoeffizient v		0,036	0,052	0,023	0,008	0,006	0,031	0,007

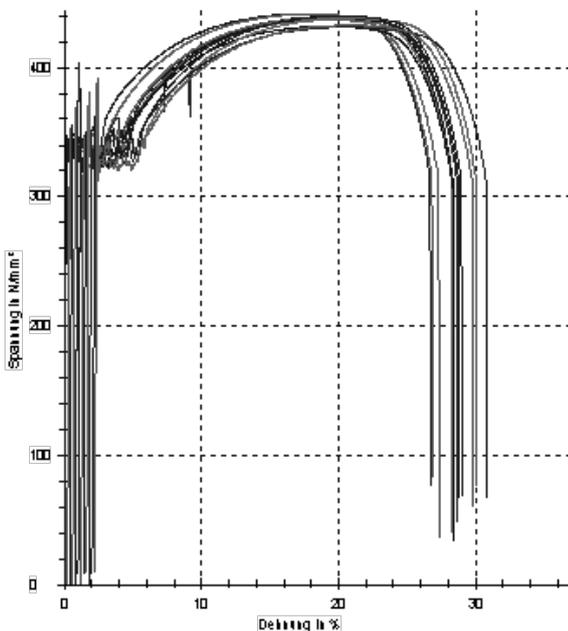


Bild 3.4: Spannungsdehnungsverlauf aller Stahlproben der Stahlflaschen

3.2.3 Epoxidharzklebstoffe

Die Stahlflaschen wurden mit dem Zweikomponenten Epoxidharzklebstoff Sikadur 30 DUE nach Zulassung Z.36.12-80 [14] bzw. DIN 1504-4 [19] auf den Beton verklebt. Die Verarbeitung erfolgte gemäß des technischen Merkblattes [52] durch die geschulten Mitarbeiter des gemeinsamen Laborbetriebs des Instituts für Baustoffe und Konstruktion der Technischen Universität München. Die mechanischen Eigenschaften wurden dem technischen Merkblatt entnommen und sind in Tabelle 3.4 aufgelistet. Da die Zugfestigkeiten deutlich

über dem des Betons liegen und es somit immer zu einem Bruch im Beton kommt wurde auf eine eigene Ermittlung der mechanischen Eigenschaften verzichtet. Zahlreiche andere Untersuchungen [62], [24], [38] an diesem Klebstoff, welche an der Technischen Universität München durchgeführt wurden, spiegeln jedoch diese Werte gut wieder.

Tabelle 3.4: Mechanische Eigenschaften des verwendeten Klebstoffes nach technischem Merkblatt

Rohdichte	Zugfestigkeit auf Stahl	Druckfestigkeit	E-Modul
kg/dm ³	N/mm ²	N/mm ²	N/mm ²
Circa 1,65	Circa 30	Circa 95	Circa 11 000

3.2.4 Verarbeitung

Die Herstellung aller Prüfkörper erfolgte durch das Personal des gemeinsamen Laborbetriebes des Instituts für Baustoffe und Konstruktion der Technischen Universität München. Auf der Schalunterseite und der Betonoberseite der Versuchskörper wurde zunächst durch Druckluftstrahlen mit trockenem Strahlgut die oberste Zementsteinschicht abgetragen, bis der Grobzuschlag sichtbar wurde.

Die Oberfläche der Stahllaschen wurde ebenfalls kurz vor dem Verkleben durch Feststoffe gestrahlt und mit einem Reiniger entfettet. Zum Verkleben der Stahllasche wurde der Klebstoff innerhalb der zulässigen Verarbeitungstemperatur mithilfe einer Schablone dachförmig auf die Lasche aufgebracht und anschließend auf die Betonoberfläche gedrückt, bis der Klebstoff an der Seite der Lasche sichtbar war. Durch dieses Vorgehen konnten Luftpneinschlüsse vermieden werden.

Zur Sicherstellung einer gleichmäßigen 1mm dicken Klebstoffschicht wurden zusätzlich Abstandshalter in Form von Blechstreifen zwischen dem Beton und der Lasche verwendet.



Bild 3.5: Vorbereitung der zu verklebenden Stahllaschen



Bild 3.6: Aufkleben der Stahllaschen

3.3 Versuchsdurchführung

3.3.1 Versuchsdurchführung

Die Zug-Zug Doppellaschenkörper wurden in einer servohydraulischen Universalprüfmaschine MFL EVO 1600, der Firma Zwick Ulm, geprüft. Der Prüfaufbau ist in Bild 3.7 im linken Foto dargestellt. Durch das auseinanderziehen des Doppellaschenkörpers stellt sich in der Lasche eine Zugkraft ein, welche über Verbund in die untere Hälfte eingetragen wurde. Diese Zugkraft in jeder der beiden Laschen ist aufgrund der kardani-sche Aufhängung der Versuchskörper nahezu identisch. Um die Verbundschädigung bei niedrigen Lastwechselzahlen zu untersuchen wurde der Körper einer zyklischen Belastung ausgesetzt. Dabei wurde die Kraft so festgelegt, dass es zu einer fortwährenden Verbundschädigung aufgrund der hohen Schwingbreiten kommt jedoch die Stahllasche nicht ins Fließen kommt.

Da der Versuchskörper zwei mit Stahlaschen verklebte Seiten hatte, welche aufgrund Ihrer Lage beim Betonieren erhebliche Festigkeitsunterschiede aufwiesen, trat bei einer Seite meist eine Ablösung vor der anderen Seite auf. Um jedoch die noch nicht entkoppelte Seite weiter Prüfen zu können wurde im weiteren Versuchsverlauf die abgelöste Seite über eine Anpresskonstruktion aus Kanthölzern, wie sie Bild 3.7 rechts zeigt, angepresst. Durch dieses Anpressen konnte aufgrund des wieder vorhandenen Kräftegleichgewichtes die nicht angepresste Seite weiter geprüft werden.



Bild 3.7: In der Prüfmaschine eingebauter Versuchskörper (links) und Anpressen der bereits versagten Seite zur weiteren Prüfung der nicht versagten Seite (rechts)

Die Versuchsdurchführung wurde in zwei Phasen aufgeteilt:

- **Erstbelastungsphase:** In der Erstbelastungsphase wurde die Belastung weggesteuert bis knapp unter die effektive Verbundkraft gesteigert und dann auf die Unterlast von circa 2 kN entlastet. Die Erstbelastungsphase entspricht einem statischen Verbundversuch, welcher nicht bis zum Bruch belastet wurde. Aufgrund der sich ergebenden Verschiebung wurde die Oberlast für die darauffolgende Schwingphase festgelegt. Die Oberlast für die Schwingphase wurde so festgelegt, dass die Verbundbeanspruchung immer im plastisch entfestigen Ast des bilinearen Verbundansatz war, da hier davon ausgegangen wird, dass es eine fortwährende Schädigung des Verbundes gibt.
- **Schwingphase:** Der Versuchskörper wurde nach der Erstbelastungsphase auf die Unterlast von circa 2 kN entlastet, danach wurde der Körper kraftgesteuert mit mehreren konstanten Lastwechsel mit

der festgelegten Oberlast belastet, bis es entweder zu einer Schädigung und einem Versagen kam. Falls nach mehreren Lastwechseln keine Schädigung des Versuchskörpers beobachtet wurde, wurde die Oberlast erhöht und mit dieser erhöhten Oberlast weitergeschwungen. Die Belastungszyklen wurden sinusförmig mit einer Frequenz von circa 0,04 Hz kraftgesteuert von der Prüfmaschine aufgebracht.

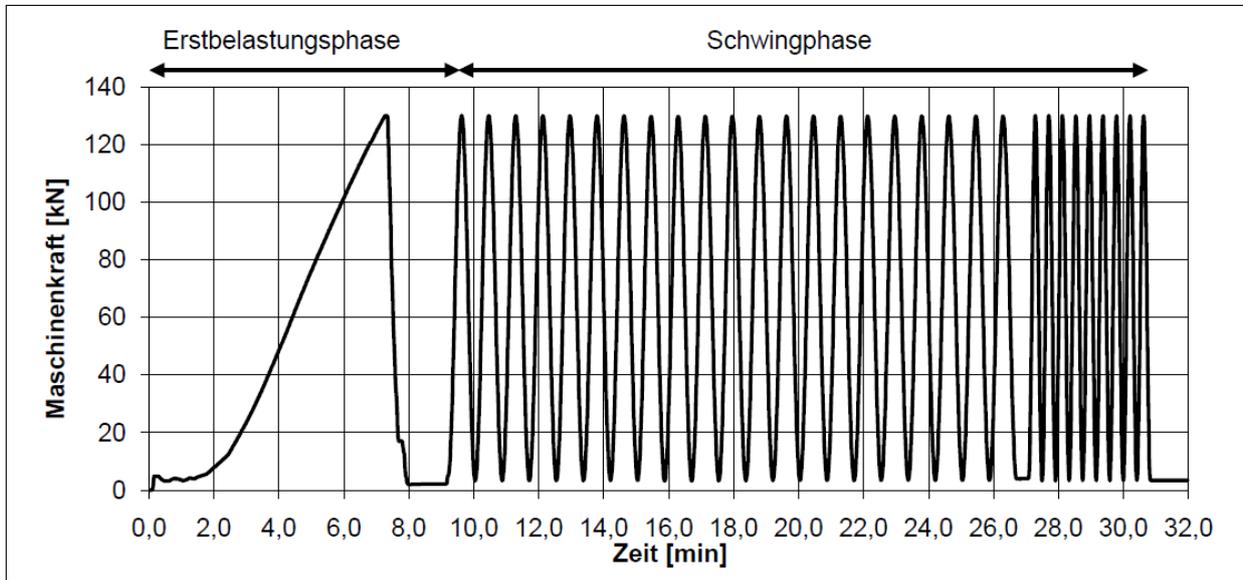


Bild 3.8: Aufbringen der Belastung im Versuch

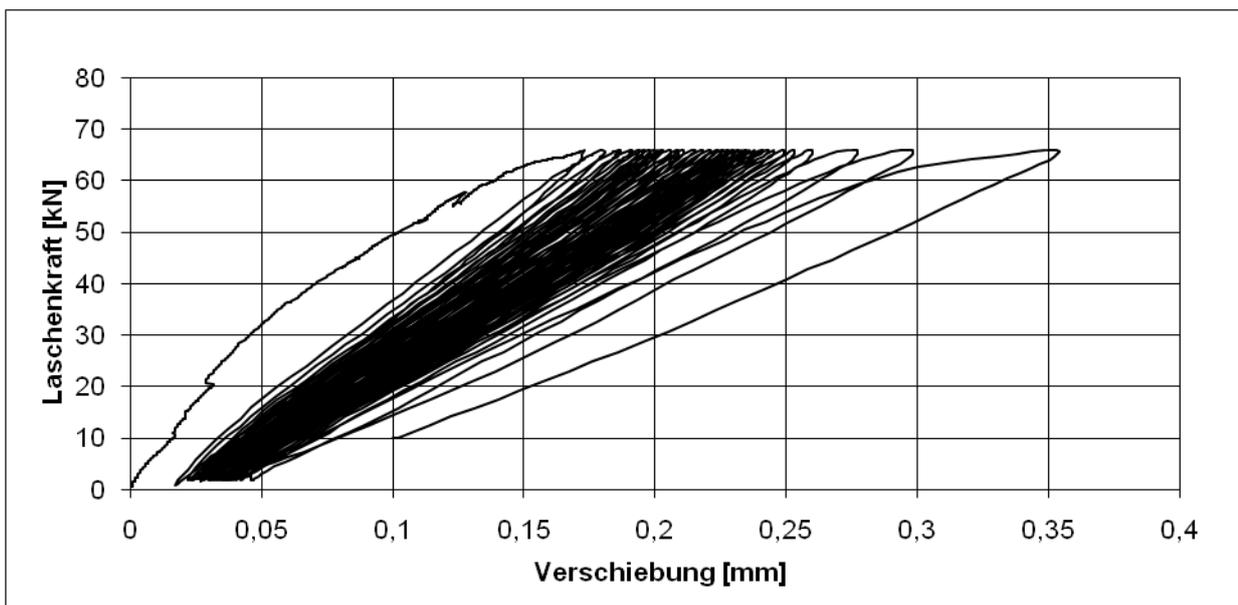


Bild 3.9: Beispielhafte Kraft-Verschiebungslinie eines Versuches

3.3.2 Messtechnische Ausrüstung der Versuchskörper

Bei jedem Versuch wurden auf jeder Stahllasche Dehnmessstreifen und Wegaufnehmer zur Verschiebungsmessung angebracht. Zusätzlich wurden die Gesamtkraft und der Gesamtweg durch die Universalprüfmaschine gemessen und geregelt.

Es wurden je Stahllasche 11 bzw. 13 Dehnungen mit Dehnmessstreifen und vier Verschiebungen mit Wegaufnehmern gemessen, wie es in Bild 3.10 dargestellt ist. Die Dehnmessstreifen wurden mit einem Achsabstand von 100 und 50 mm im Bereich der Verbundlänge angeordnet. Am Anfang der Verbundlänge wurde der kurze Abstand von 50 mm gewählt, um die fortschreitende Verbundentkopplung besser beobach-

ten zu können. Bei einigen Verbundversuchen wurden 13 Dehnmessstreifen angebracht, da zusätzlich zwei Messstreifen in verbundfreier Vorlänge mit dem Abstand von 50 mm angeordnet wurden. Alle Dehnmessstreifen wurden an die Seitenfläche der Stahllasche angebracht um eventuell auftretende Biegespannungen bei der Entkopplung in der Lasche nicht zu erfassen.

Die Messung der Verschiebungen erfolgte über induktive Wegaufnehmer mit einem Messbereich von 10 mm am Anfang der Verbundlänge und 4 mm am Ende der Verbundlänge. Drei Wegaufnehmer wurden am lastseitigen Anfang der Verbundlänge mit einem Abstand von 100 mm angeordnet und ein Wegaufnehmer am Ende der Verbundlänge angeordnet. Die Wegaufnehmer wurden auf eine Trägerkonstruktion, wie sie in Bild 3.11 links abgebildet ist, angebracht. Die Spitzen der Wegaufnehmer ruhten auf Metallwinkeln, die durch eine Punktschweißung mit den Stahllaschen verbunden waren.

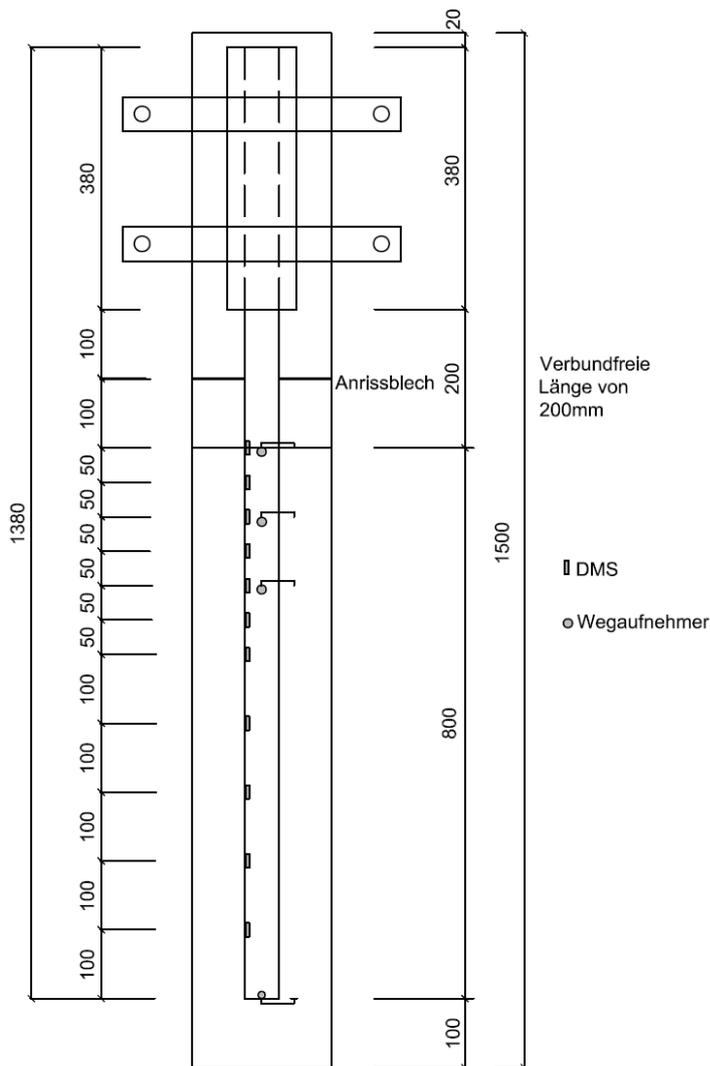


Bild 3.10: Messtechnische Ausrüstung der Versuchskörper schematisch und im Foto

Die Messdatenerfassung erfolgte kontinuierlich mit einer Messrate von 50 Hz durch fünf miteinander verbundene Messverstärker Spider 8 der Firma Hottinger, wie sie in Bild 3.11 rechts dargestellt sind.

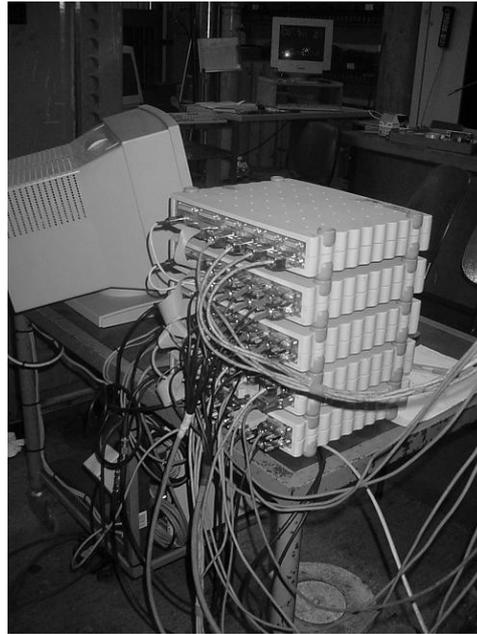
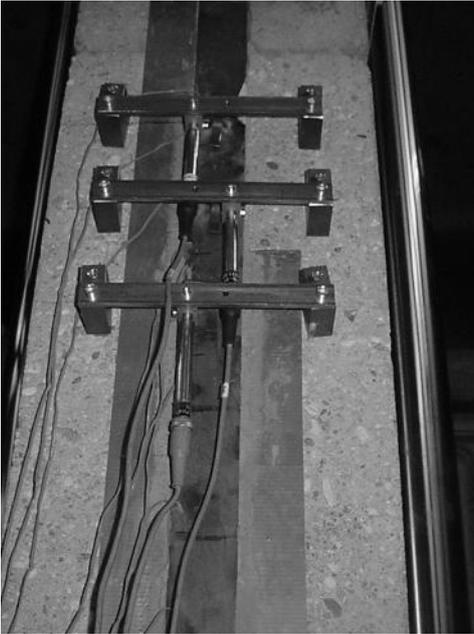


Bild 3.11: Befestigung der Wegaufnehmer (links) und elektronische Messdatenerfassung (rechts)

3.4 Versuchsergebnisse

3.4.1 Überblick über die Versuchsergebnisse

Im Rahmen dieser Arbeit wurden zwölf Verbundversuche an sechs Doppellaschenkörpern nach der Beschreibung der vorherigen Kapitel durchgeführt. Die Versuche wurden bei Eintreten eines der drei nachfolgenden Ereignisse gestoppt:

- **Ablösung (AL):** Die Stahllaschen lösten sich aufgrund des Verbundversagens von dem Betonkörper ab. Dieser Bruch war immer durch ein oberflächennaher Betonausbruch gekennzeichnet, so dass auf den Stahllaschen immer eine Betonschicht nach dem Ablösen zurückbleibt, wie dies Bild 3.12 zeigt. Die Bruchfläche des Betonkörpers nach dem Ablösen zeigt Bild 3.13. Bei allen Versuchen war die Ablösung ein schneller Prozess welcher sich maßgeblich unter den letzten wenigen Zyklen einstellte. Dieser Ablöseprozess war deutlich an der Zunahme der Verschiebung bei den letzten Lastzyklen vor der Ablösung zu erkennen.
- **Streckgrenze erreicht (SG):** Die Stahlstreckgrenze wurde bei den Versuchen 3.2, 5.2 und 6.2. erreicht, bevor es zu einer vollständigen Entkopplung der Lasche kam. Eine Verbundschädigung kann jedoch in einigen Fällen ermittelt werden.
- **Kein Ende (KE):** Bei einigen Verbundversuchen wurde weder die Streckgrenze erreicht noch kam es zu einem Ablösen der Lasche. Nach einer hohen Lastwechselzahl wurden diese Versuche gestoppt. Später wurde erkannt, dass die Oberlast bei diesen Versuchen zu niedrig war. Dies war der Fall bei den Versuchen 1.1 und 2.2.

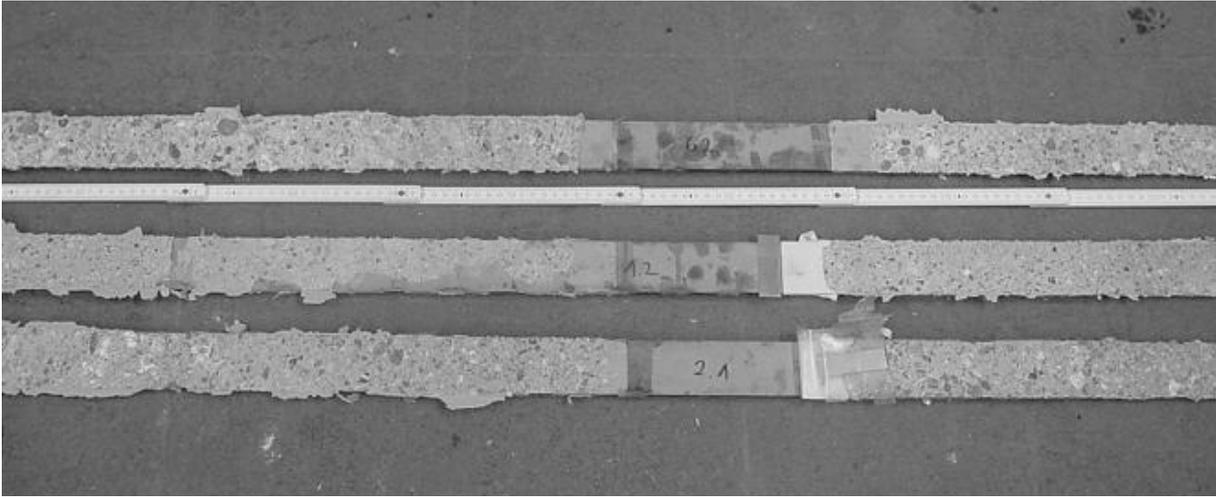


Bild 3.12: Geprüfte Stahllaschen mit oberflächennahem Betonausbruch



Bild 3.13: Ausgebrochene Betonoberfläche

Aufgrund der unterschiedlichen Festigkeiten wiesen die beiden Seiten der Doppellaskenkörper ein unterschiedliches Verhalten auf. Die Seite mit der geringsten Festigkeit, die Betonieroberseite, versagte im Regelfall zuerst durch ein Verbundversagen. Der Abbruchgrund der Versuche sowie die aufgetragenen Lastwechsel mit der zugehörigen Oberlast sind für alle Versuche in Tabelle 3.5 aufgelistet.

Tabelle 3.5: Ausfallsarten und maximale experimentelle Kraft

Körper und Seite	Zyklen	Oberlast je Seite	Abbruchgrund
-	-	kN	-
1.2.	11429	51,4	KE
2.1.	1-3	72,3	AL
	4-114	65,8	
2.2.	1-3	72,3	KE
	4-114	65,8	
3.1.	1	56,6	AL
	2-33	51,8	

Körper und Seite	Zyklen	Oberlast je Seite	Abbruchgrund
-	-	kN	-
3.2.	1	56,6	SG
	2-33	51,8	
	33-1553	66,25	
	1554	85,5	
4.1.	32	65,1	AL
4.2.	284	65,1	AL
5.1.	36	66,0	AL
5.2.	1-44	66,0	SG
	45-71	75,1	
	72-113	79,35	
	114-136	83,7	
	137-157	86,0	
	158	90,5	
6.1.	1-48	70,2	KE
	49-495	70,2	
6.2.	1-48	73,0	SG
	49-495	70,2	

Für die weiterführende Modellbildung und die Beschreibung der Kurzzeitschwingfestigkeit des Verbundes aufgeklebter Bewehrung sind die Versuche 2.1, 3.1, 4.1, 4.2 und 5.1, bei welchen eine vollständig Ablösung eingetreten ist, am wichtigsten. Die anderen Versuche, bei welchen die Stahllasche ins Fließen kam, können jedoch bis zum Fließbeginn ebenfalls für die Auswertung herangezogen werden. Nachfolgend sind deshalb nochmals alle Versuche kurz beschrieben

Doppellaschenkörper 1

Der Doppellaschenkörper 1 wurde je Laschenseite mit einer Oberlast von 51,4 kN je Seite belastet, welche auch der Maximallast der Erstbelastungsphase entsprach. Aufgrund der relativ kleinen Oberlast war der Schädigungsprozess bei diesem Versuchskörper relativ langsam, aus diesem Grund wurde nach 140 Lastwechseln die Messung von der kontinuierlichen Dauermessung auf eine periodische Messung umgestellt. Nach 11429 Lastwechseln unter der konstanten Oberlast von 51,4 kN je Seite wurde der Versuch der Seite 2 gestoppt, ohne dass eine gesamte Ablösung stattgefunden hat oder ein Fließen der Stahllasche eingetreten ist. Nach dieser Lastwechselzahl wies die Seite 2, welche die niedrige Betonfestigkeit hatte, die größere Verschiebung von 0,55 mm auf. Die Seite 1 wies lediglich eine Verschiebung von 0,24 mm auf.

Im Versuch war zunächst der Verschiebungszuwachs in den ersten Lastwechsel größer und stabilisierte sich dann. Die Ablösung schritt kontinuierlich voran, was auch an der Steifigkeitsreduktion des Verbundes zu erkennen ist, wobei diese Reduktion bei der Seite 2 deutlich größer war.

Für die Auswertung kann nur die zweite Versuchsseite herangezogen werden, da bei der ersten Versuchsseite keine fortwährenden Schädigung eingetreten ist.

Doppellaschenkörper 2

Beim Doppellaschenkörper 2 wurden zunächst 3 Lastwechsel mit einer Oberlast von 72,3 kN je Seite durchgeführt. Da eine sehr schnelle Schädigung zu erkennen war, wurde die Oberlast danach auf 65,8 kN je Seite reduziert.

Aus der Kraft-Verformungskurve der Seite 1, welche die niedrigen Betonfestigkeiten hatte, ist eine deutlich größere Neigung als beim Versuchskörper 1 zu erkennen, was auf eine deutlich höhere Verbundschädigung hinweist. Nach dem Lastwechsel 112 vergrößerten sich die Verschiebung der Seite 1 erheblich und bei 114 Lastwechseln trat die Gesamtablösung ein.

Da bei der Seite 1 die ganze Ablösung und der Ausfall im Gesamten schlagartig eintrat, konnte die zweite Seite nicht weiter geprüft werden, da diese durch den Schlag ebenfalls beschädigt wurde. Bei den vorherigen Lastwechseln war die Kraft-Verformungskurve dieser Seite 2 für alle Belastungszyklen annähernd parallel.

Bei einer nachträglichen Analyse der Bruchflächen wurde bei diesem Versuchskörper eine Vorschädigung in Form von diagonalen Rissen in dem Bereich der Verbundflächen festgestellt, welche wahrscheinlich durch die vorherige Versuchserie verursacht wurde. Aus diesem Grund werden die Versuche an diesem Versuchskörper nicht für die Auswertung herangezogen.

Doppellaschenkörper 3

Der Doppellaschenkörper 3 wurde zunächst mit einer Erstbelastung von 56,6 kN je Seite belastet, danach wurde die Oberlast auf 51,8 kN festgelegt und mit dem statisch-zyklischen Versuch begonnen. Nach dem 33. Lastwechsel trat auf der Seite 1 die Ablösung der Stahllasche ein, worauf diese angepresst wurde um die Seite 2 weiter belasten zu können. Für die weitere Belastung wurde die Oberlast auf 66,5 kN erhöht. Nachdem die Seite 2 1553 Lastwechsel überstanden hatte und die Kraft-Verformungskurve immer noch annähernd parallel verlief wurde die Oberlast auf 85,5 kN erhöht. Bei dieser Last wurde jedoch die Streckgrenze der Stahllasche überschritten und der Versuch wurde gestoppt. .

Doppellaschenkörper 4

Der Versuchskörper 4 wurde mit einer Oberlast von 65,1 kN bis zur Ablösung belastet. Die Ablösung der Stahllasche auf der Seite 1 erfolgte nach dem 32. Lastwechsel. Die zweite Seite wurde nach dem Anpressen der 1.Seite weiter geprüft. Nach dem Erreichen des 63. Lastwechsels wurde die Messung von konstanter Dauermessung auf periodische Messung umgestellt. Nach dem 284. Lastwechsel trat auch bei der zweiten Seite die vollständige Ablösung der Lasche ein.

Das deutlich unterschiedliche Verhalten der beiden Seiten lässt sich auf die Unterschiede in der Betonfestigkeit zurückführen. Bei diesem Versuchskörper unterschied sich die Seite 1 mit einer Oberflächenzugfestigkeit von 3.53 N/mm² erheblich von der Seite 2 mit dem Wert 4.65 N/mm².

Doppellaschenkörper 5

Der Versuchskörper 5 wurde mit 66,0 kN als Oberlast je Seite belastet. Nach dem 36. Lastwechsel trat bei diesem Versuchskörper die Ablösung auf der Seite 1 ein. Die Ablösung war wie bei den vorherigen Versuchen durch eine erhebliche Vergrößerung der Verschiebung vorab erkennbar. Nach dem Anpressen der Seite 1 wurde die Seite 2 weiter belastet, dabei wurde die Oberlast stufenweise erhöht. Die Oberlast wurde von 75,1 kN, auf 79,35 kN, 83,7kN, 86 kN und 90,5 kN je Seite erhöht. Die Oberlast von 90 kN je Seite überstieg jedoch die Fließgrenze der Stahllasche und der Versuch wurde gestoppt.

Doppellaschenkörper 6

Der Versuchskörper 6 wurde mit einer Oberlast von 70,2 kN belastet. Von dem ersten bis zum 48. Lastwechsel wurden die Messdaten kontinuierlich und danach nur noch periodisch bis zum 495. Lastwechsel erfasst. Danach wurde dieser mit einer höheren Oberlast von 80 kN weiter belastet. Dieser Wert überstieg jedoch die Streckgrenze der Stahllasche, woraufhin der Versuch abgebrochen wurde.

Bei allen Versuchen ist ein Zusammenhang zwischen den aufnehmbaren Lastwechseln der Oberflächenzugfestigkeit und der Oberlast zu erkennen.

Der Einfluss der Oberflächenzugfestigkeit lässt sich deutlich an dem unterschiedlichen Verhalten der beiden Seiten der Versuchskörper erkennen. Dies erkennt man zum Beispiel ganz deutlich an dem Versuch 1.1 und 2.1 im Vergleich zu 1.2 und 2.2.

3.4.2 Ausgewählte experimentelle Ergebnisse

In diesem Abschnitt sind für einige Versuche exemplarisch einige anschauliche Ergebnisse aus den erfassten Messdaten aufgelistet. Zunächst wird auf die Ergebnisse der Dehnungsmessung eingegangen und dann auf die Ergebnisse der Verschiebungsmessung.

Ausgewählte Ergebnisse der Dehnungsmessung

Bei allen Verbundversuchen wurden die Dehnungen mithilfe von mehreren Dehnmessstreifen über die ganze Verbundlänge gemessen. Im Allgemeinen nehmen die Dehnungen bei steigender Kraft zu, aus diesem Grund sind die Dehnungen bei der Unterlast am geringsten und bei der Oberlast am größten. Da die Dehnungen bei der Unterlast sehr gering waren, und aus diesem Grund einem höheren prozentualen Messrauschen unterlagen, werden im folgenden nur die Ergebnisse für die Oberlast für die verschiedenen Lastwechsel wiedergegeben.

Für den Versuch 2.1 sind in Bild 3.14 exemplarisch die Dehnungen der Stahllasche über die gesamte Verbundlänge bei jedem Lastwechsel zur Oberlast dargestellt. Aus diesem Bild lässt sich erkennen, dass der Bereich, in welchem sich die Dehnungen aufgrund des Verbundes abbauen, im Weiteren als effektiver Verbundbereich bezeichnet, bei den ersten Lastwechseln sich im Anfangsbereich von 600-800 mm befindet. Dieser Bereich verschiebt sich in den ersten drei Lastwechseln relativ weit nach hinten, verschiebt sich dann bei 3 bis 108 Lastwechseln relativ konstant mit geringer Änderung nach hinten. Der Bereich mit den konstanten hohen Dehnungen ist der Bereich in welchem sich der Verbund bereits gelöst hat. Es ist aus dem Bild 3.14 zu erkennen, dass ab dem Lastwechsel 108 sich der effektive Verbundbereich wieder stärker zum

Laschenende verschiebt und ab dem Lastwechsel 112 ist durch die schnelle Verschiebung zum Laschenende der Ablöseprozess deutlich zu erkennen.

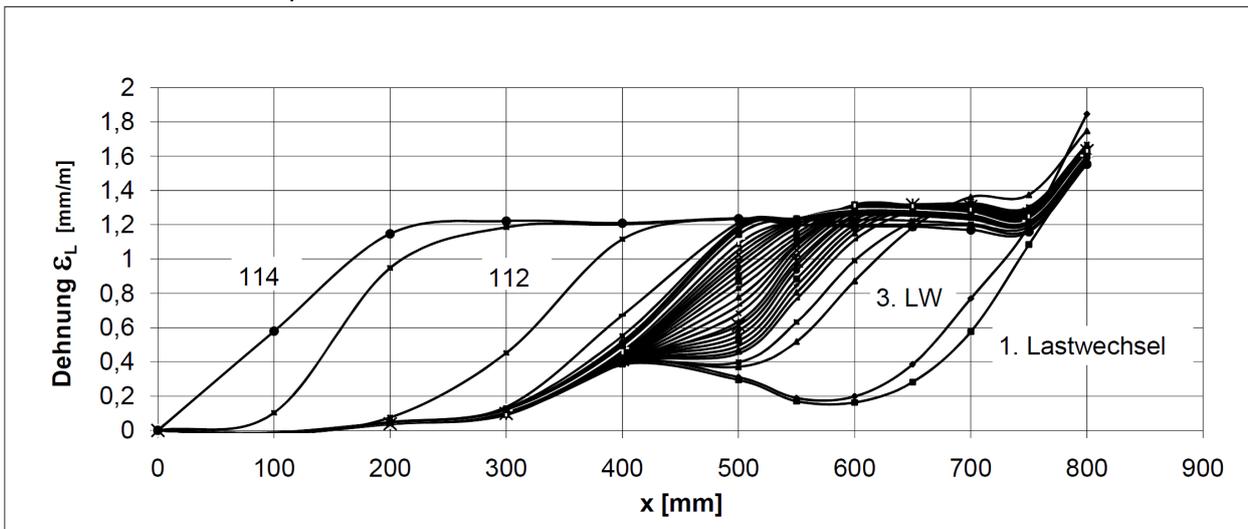


Bild 3.14: Laschendehnungen über die Verbundlänge des Versuches 2.1 bei der Oberlast der verschiedenen Lastwechsel

In Bild 3.15 sind für einen weiteren Versuch, den Versuch 4.1 die Dehnungen der Stahllasche über die Verbundlänge bei der Oberlast der verschiedenen Lastwechsel dargestellt. Auch hier ist eine deutliche Verschiebung des effektiven Verbundbereiches zum Laschenende mit zunehmender Lastwechselzahl zu erkennen.

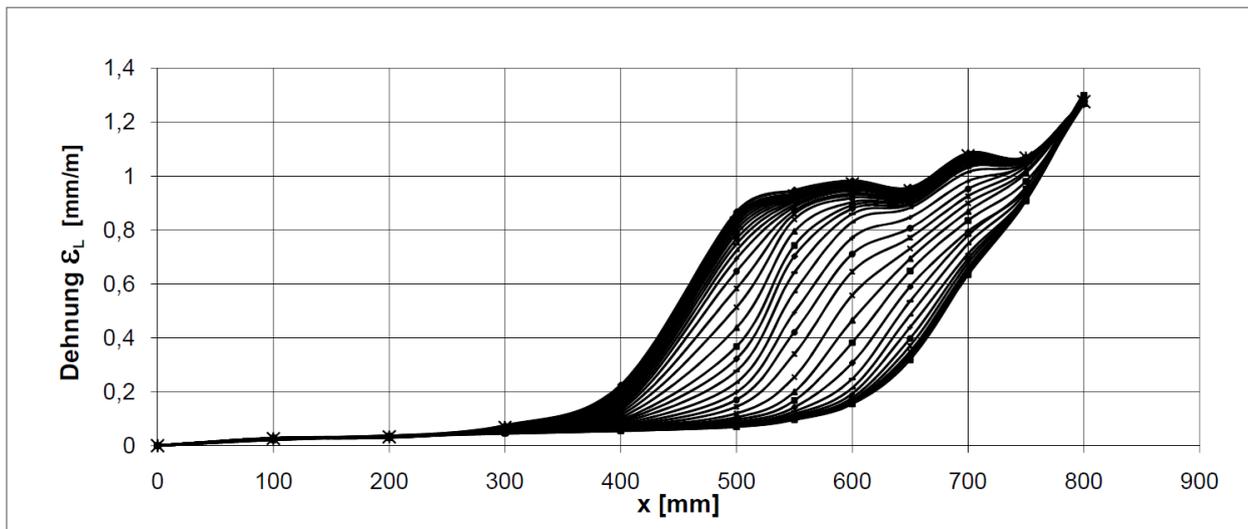


Bild 3.15: Laschendehnungen über die Verbundlänge des Versuches 4.1 bei der Oberlast der verschiedenen Lastwechsel

Ausgewählte Ergebnisse der Verschiebungsmessung

Neben den Dehnungen wurden in den Versuchen auch die Verschiebungen an bestimmten Bereichen gemessen. Nachfolgend werden diese Verschiebungen für ausgewählte anschauliche Versuche exemplarisch im Verlauf des Versuches dargestellt. Zunächst werden die Verschiebungen den experimentell ermittelten Verbundspannungen gegenübergestellt. Dabei wurden die Verbundspannungen aus der Differenz zweier Dehnmessstreifen ermittelt und in diesem Bereich näherungsweise als konstant betrachtet.

Diese Verbundspannung bei 50 mm vom lastseitigen Beginn der Verbundlänge ($x = 750$ mm) ist in Abhängigkeit der Verschiebung am lastseitigen Beginn der Verbundlänge für die Versuch in Bild 3.16 dargestellt. Aus diesem Bild lässt sich erkennen, dass bei der Erstbelastungsphase die Verbundspannung schnell ohne große Verschiebung ansteigt und somit ein sehr steifer Verbund vorhanden ist. Diese Verbundsteifigkeit reduziert sich jedoch schon beim zweiten Lastwechsel deutlich und die Steigung der Kurve wird flacher. Im

Lauf der weiteren Lastwechsel wird der Verbund immer schlechter und weicher, da die Verschiebungen größer werden und die Verbundspannungen kleiner werden. Je flacher die Verbundspannungs-Verschiebungskurve wird desto näher ist man an der Ablösung, welche durch eine horizontale Kurve gekennzeichnet ist.

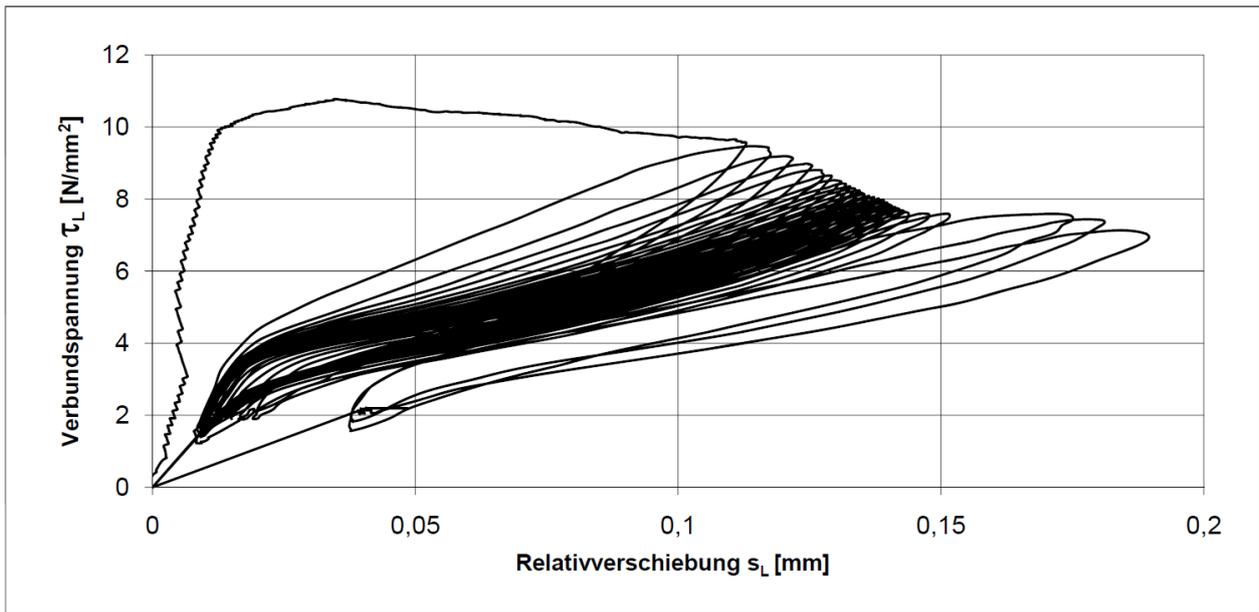


Bild 3.16: Verbundspannungen in Abhängigkeit der Relativverschiebungen des Versuches 4.1 an der Position $x=750$, welche 50 mm vom lastseitigen Anfang der Verbundlänge entfernt ist

Ein sehr ähnliches Verhalten zeigt dieser Versuch 4.1 auch bei der Auswertung der Verschiebung und der Verbundspannung welche 100 mm nach dem lastseitigen Beginn der Verbundlänge aufgetreten sind, wie es Bild 3.17 zeigt, lediglich die Höhe der Verbundspannungen und Verschiebung sind hier geringer.

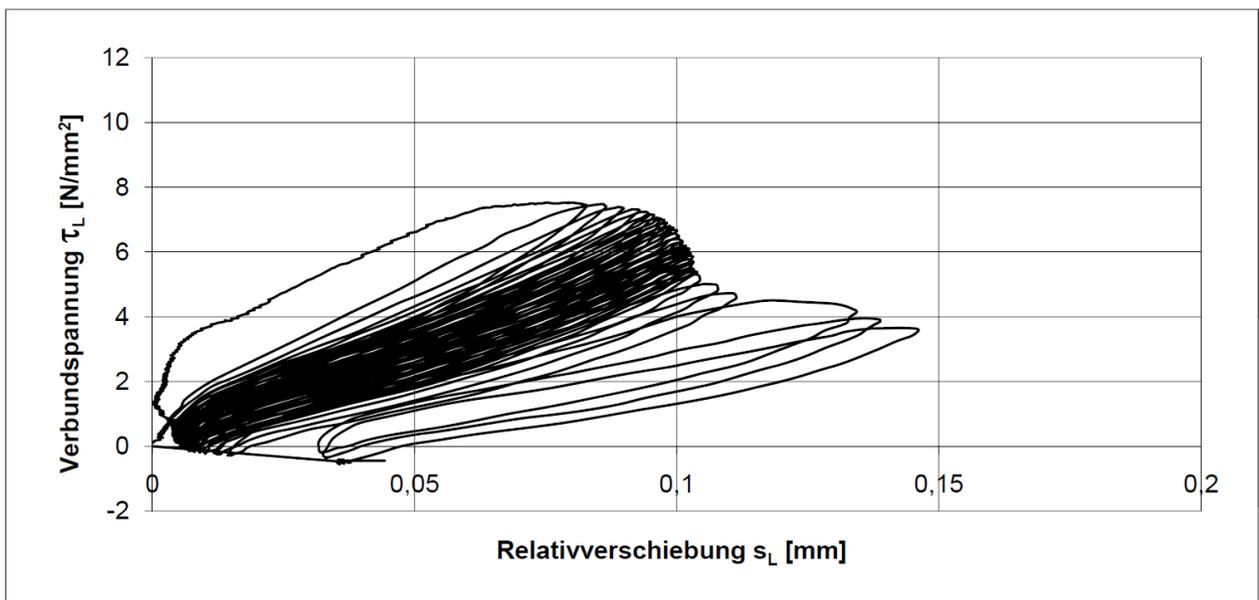


Bild 3.17: Verbundspannungen in Abhängigkeit der Relativverschiebungen des Versuches 4.1 an der Position $x=700$, welche 100 mm vom lastseitigen Anfang der Verbundlänge entfernt ist

Ein noch deutlicheres Verhalten zeigt der Versuch 5.1, dessen Verbundspannungs-Relativverschiebungskurve an der Stelle $x=750$ mm in Bild 3.18 dargestellt ist. In diesem Bild ist neben der stetigen Abnahme der Steigung der Kurve auch die Ablösung deutlich zu erkennen, welche durch den horizontalen Ast gekennzeichnet ist.

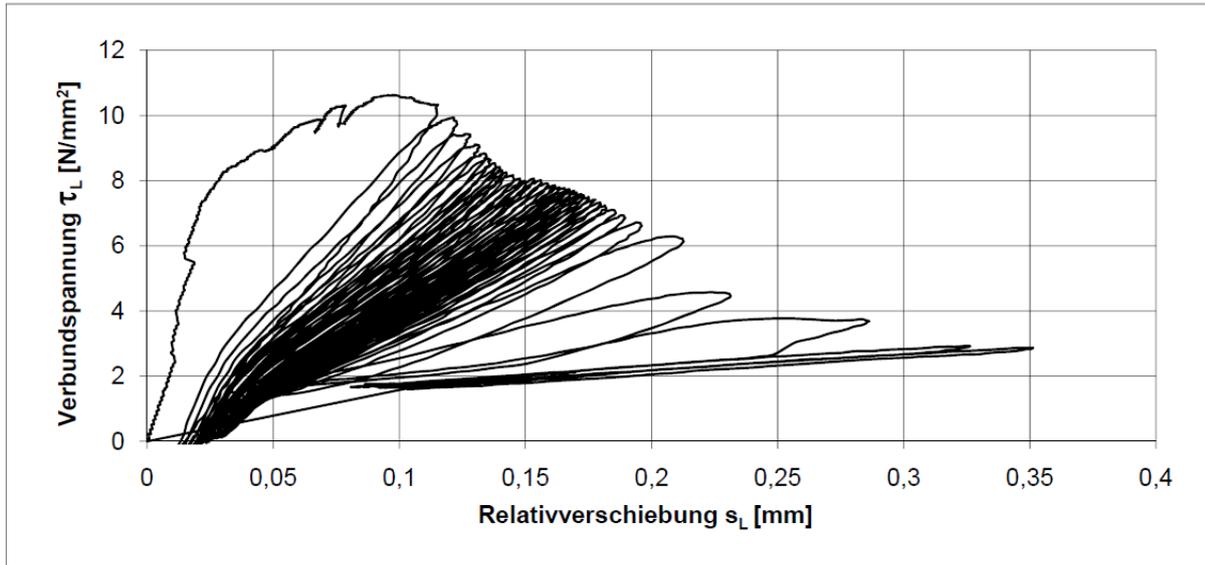


Bild 3.18: Verbundspannung-Relativverschiebung bei Körper 5.1. für $x=700$ mm

Bei allen Versuchen tritt die maximale Relativverschiebung am lastseitigen Beginn des Verbundbereiches bei Oberlast auf. In Bild 3.19 ist diese Relativverschiebung in Abhängigkeit der Lastwechsel logarithmisch dargestellt. Bei der Betrachtung dieses Bildes können drei Phasen des Versuches erkannt werden:

- **Phase 1:** In der ersten Phase, welche die ersten wenigen Lastwechsel einschließt, findet ein schnelles Verschiebungswachstum statt, welches ebenfalls eine rasche Verbundsteifigkeitsreduktion bewirkt.
- **Phase 2:** In der zweiten Phase wächst die Verschiebung langsam kontinuierlich weiter.
- **Phase 3:** In der dritten und letzten Phase tritt hingegen ein instabiles Verschiebungswachstum auf, welches die Steifigkeitsabnahme des Verbundes stark beschleunigt und letztendlich zur kompletten Ablösung führt

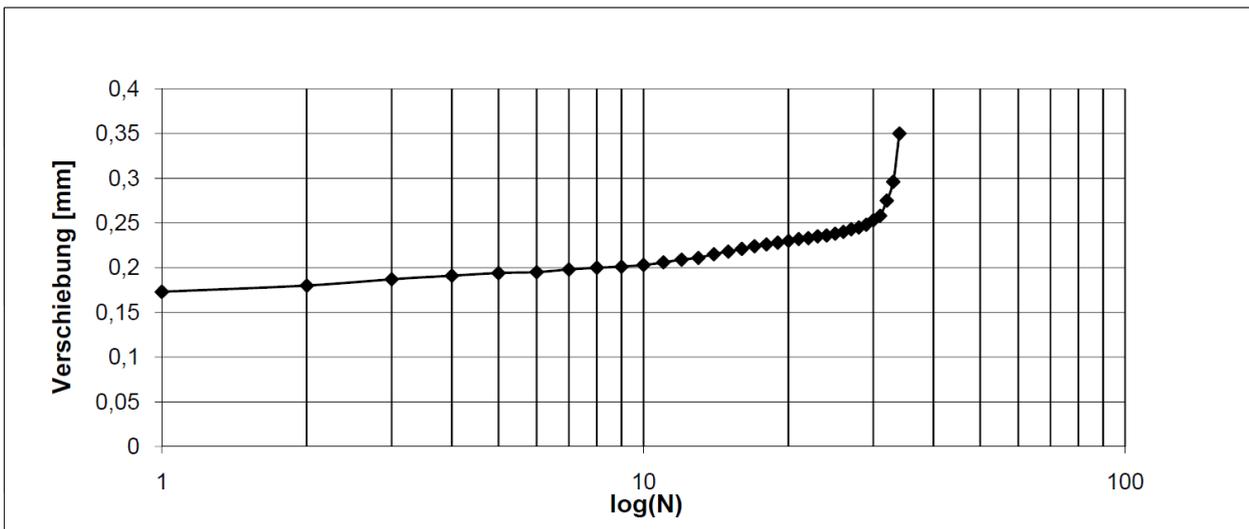


Bild 3.19: Die Relativverschiebung am lastseitigen Beginn des Verbundbereiches bei Oberlast in Abhängigkeit der Lastwechsel im logarithmischen Maßstab

4 Modellbildung

4.1 Vorgehen

In Bild 4.1 ist eine Übersicht über das Gesamtverfahren der Modellbildung in diesem Abschnitt zur Beschreibung des Kurzzeitermüdungsverhaltens des Verbundes aufgeklebter Bewehrung dargestellt.

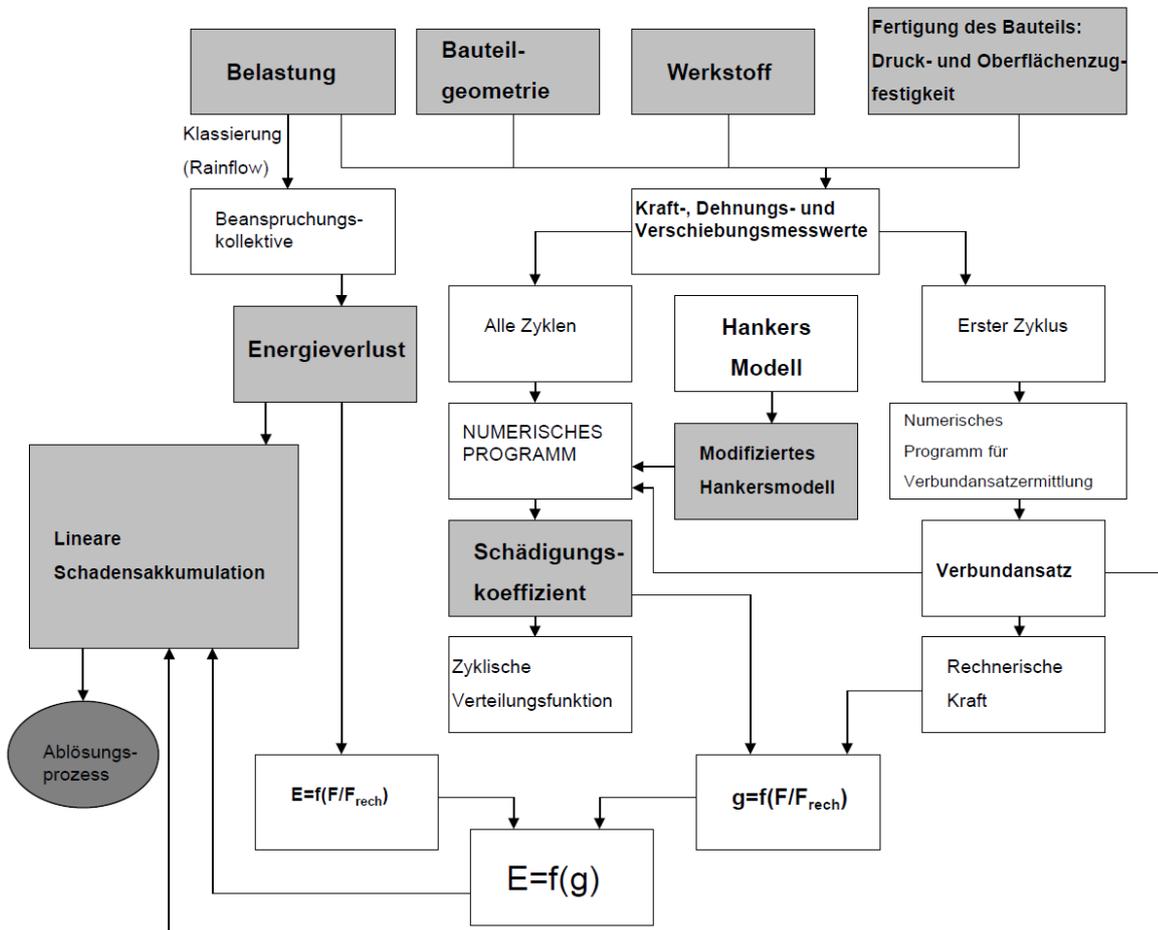


Bild 4.1: Gesamtübersicht über das Vorgehen zur Beschreibung des Kurzzeitermüdungsverhaltens des Verbundes aufgeklebter Bewehrung

Zur Beschreibung der Kurzzeitermüdungsfestigkeit des Verbundes aufgeklebter Bewehrung muss zunächst das Verbundverhalten der aufgeklebten Bewehrung unter statischer Belastung ermittelt werden. Dieses wird in Abschnitt 4.2 mithilfe eines vereinfachten bilinearen Verbundansatzes und einer Auswertemethode nach Niedermeier [43] aus der Erstbelastungsphase der Versuche ermittelt.

Mit den nun bekannten Randwerten des Verbundes unter statischer Belastung wird in Abschnitt 4.3 das Schädigungsmodell von Hankers [31] für Kurzzeitermüdungsprobleme erweitert. Mit dem Modell von Hankers ist es möglich einen Schädigungskoeffizienten nach der ersten Lastwechselzahl zu berechnen. Im Gegensatz zu dem Modell von Hankers wird jedoch der Schädigungskoeffizient nicht global über den ganzen Versuch betrachtet, sondern wird mithilfe eines numerischen Programmes für jeden Lastwechsel ermittelt. Mit den so ermittelten Schädigungskoeffizienten können die Versuche in drei Phasen, eine Erstbelastungsphase, eine stabile Schädigungsphase und eine Ablösephase unterteilt werden. Desweiteren wurde auf Grundlage der ermittelten Schädigungskoeffizienten ein Modell zur Beschreibung der Schädigung in Abhängigkeit der Oberlast entwickelt.

Nachfolgend wird in Abschnitt 4.4 der Energieverlust aus den Kraft-Verschiebungskurven über eine Integration bestimmt. Aus dem so ermittelten Energieverlust können analog zum Schädigungskoeffizient wieder die drei Phasen des Versuches erkannt werden. Für die Phase II, bei welcher sowohl der Schädigungskoeffizient wie auch der Energieverlust konstant sind, wird aufbauend auf den Versuchsergebnissen ein Modell zur Beschreibung des Energieverlustes angegeben.

Mithilfe dieses Modells zur Beschreibung des Energieverlustes und der Beschreibung der Anfangsverschiebung des ersten Lastwechsels wird eine Schadensakkumulationshypothese in Abschnitt 4.5 aufgestellt. Mithilfe dieser Schadensakkumulationshypothese kann die Kurzzeitermüdungslebensdauer des Verbundes aufgeklebter Bewehrung bis zum Eintreten der instabilen Entkopplungsphase abgeschätzt werden.

4.2 Statisches Verbundverhalten der Versuchskörper während der Erstbelastungsphase

4.2.1 Bestimmung der Parameter des bilinearen Verbundansatzes aus der Erstbelastungsphase

In Abschnitt 2.3 wurde bereits das Verbundverhalten der aufgeklebten Bewehrung unter statischer Belastung beschrieben, welches auch einen wesentlichen Einfluss auf das Verbundverhalten unter nicht ruhender Belastung hat. Aus diesem Grund wird in diesem Abschnitt die Erstbelastungsphase der Verbundversuche so ausgewertet, wie es normalerweise für einen statischen Verbundversuch nach Niedermeier [43] durchgeführt wird. Mithilfe dieser Auswertung können die drei Parameter, der elastische Laschenschlupf s_{L1} , der plastisch entfestigende Laschenschlupf s_{L0} sowie die maximale Verbundspannung τ_{L1} des bilinearen Ansatzes für jeden Versuch bestimmt werden.

Zur Bestimmung der Parameter des bilinearen Verbundansatzes nach Abschnitt 2.3.3 wird zunächst die allgemeine Lösung der Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes nach Abschnitt 2.3.2 für die Randbedingungen des idealisierten Endverankerungsversuches nach Niedermeier⁴ [43] verwendet. Mithilfe dieser allgemeinen Lösung erhält man für jede Kombination der Parameter s_{L1} , s_{L0} , τ_{L1} des bilinearen Ansatzes eine errechnete Laschendehnung-Schlupf Kurve. Die drei Parameter des bilinearen Ansatzes werden nun so lange angepasst, bis man eine bestmögliche Übereinstimmung der experimentellen mit der errechneten Laschendehnung-Schlupf Kurve erhält. Zur Minimierung des Rechenaufwandes werden die rechnerischen mit den experimentellen Kurven lediglich an 15-20 gleichmäßig verteilten Stützstellen mit Hilfe der Methode der kleinsten Abstandsquadrate verglichen. Die Parameterkombination, bei welcher die Summe der Abstandsquadrate am geringsten ist, wird als die Kombination angesehen, welche im Versuch aufgetreten ist.

In Bild 4.2 ist eine solche Auswertung dargestellt. In dieser Auswertung sind drei rechnerische Kurven aus drei Parameterkombinationen den Stützstellen aus dem Versuch gegenübergestellt. Man kann erkennen, dass alle drei Kurven die Versuchswerte passabel treffen, die durchgezogene Linie liefert jedoch die geringste Fehlerquadratsumme. Eine Aussage, ob die strichpunktierete Linie oder die durchgezogene Linie die „richtige“ Parameterkombination sind, ist jedoch nicht direkt ersichtlich, da die Erstbelastung nach einer gewissen Verschiebung gestoppt wurde, um keine zu große Schädigung durch diese Phase zu erhalten.

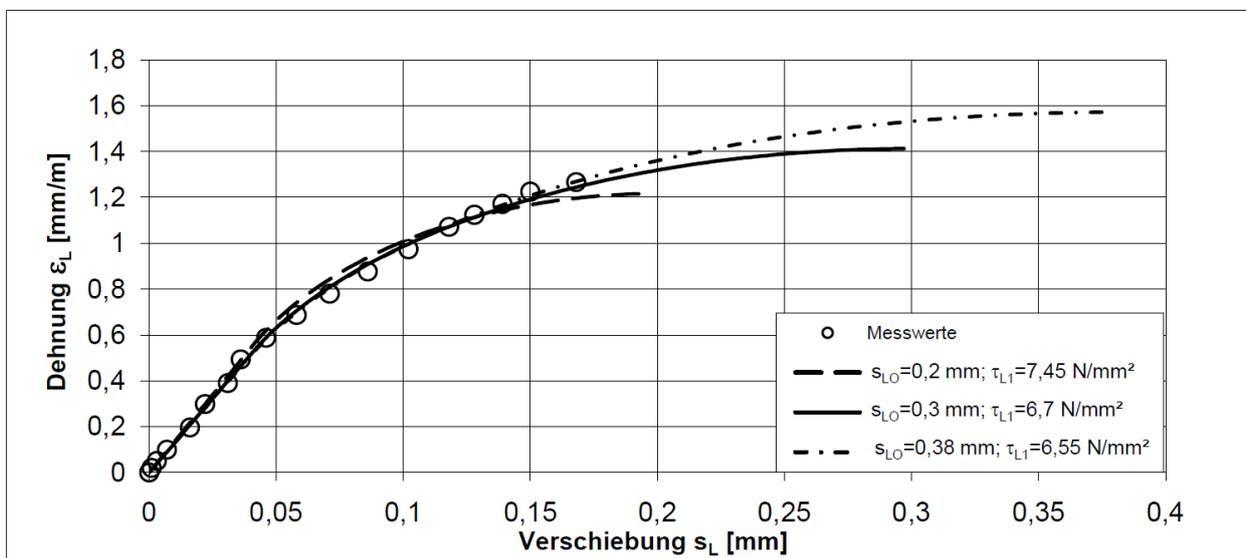


Bild 4.2: Relativverschiebungs-Laschendehnungskurve aus dem Versuch gegenübergestellt mit drei rechnerischen Kurven

Die vorher beschriebene Auswertung wurde für alle Versuche durchgeführt. Die so erhalten Parameter sowie die Materialeigenschaften der einzelnen Versuche sind in Tabelle 4.1 aufgelistet. Ebenfalls ist in dieser Tabelle die Verbundbruchenergie aufgelistet, welche sich aus der Fläche des bilinearen Ansatzes errechnen lässt.

⁴ Vergleiche Dissertation Niedermeier Abschnitt 3.5

Tabelle 4.1: Materialeigenschaften und berechnete Parameter des bilinearen Verbundansatzes für alle Versuche

Versuchskörper	Seite	$f_{ctm,surf}$	$f_{c,cube}$	E_L	t_L	b_L	l_{Lb}	s_{L1}	s_{L0}	τ_{L1}	G_F
-	-	N/mm ²	N/mm ²	N/mm ²	mm	mm	mm	mm	mm	N/mm ²	N/mm
1	1	4,27	69,9	203600	5,5	50	800	0,015	0,285	7,6	1,083
1	2	3,72	70,4	204000	5,39	50	800	0,005	0,2	7,9	0,79
2	1	3,38	64,2	211200	5,49	50	800	-	0,2	7,6	0,76
2	2	3,85	66,8	209200	5,45	50	800	-	0,285	7,15	1,0188
3	1	2,6	47,3	205900	5,49	50	800	0,01	0,185	5,8	0,5365
3	2	3,86	68,9	205800	5,46	50	800	0,01	0,2	8,8	0,88
4	1	3,53	59,8	203500	5,42	50	800	0,03	0,24	7	0,84
4	2	4,65	69,3	204000	5,4	50	800	0,01	0,3	7,45	1,12
5	1	2,57	58	204000	5,49	50	800	0,03	0,3	6,7	1,005
5	2	3,54	63,6	203000	5,43	50	800	0,015	0,3	8,05	1,2075
6	1	3,5	63,8	201700	5,41	50	800	0,023	0,3	7,3	1,095
6	2	3,63	65,4	208500	5,44	50	800	-	0,3	8,5	1,275

Die rechnerischen Kurven für die Parameterkombinationen aus Tabelle 4.1 sind in Bild 4.3 zusammen mit einer quadratischen Regressionskurve, welche den Mittelwert der Versuche repräsentieren soll, dargestellt. Die Annäherung des Endverankerungsverbundes durch eine quadratische Parabel mit einem zusätzlichen konstanten linearen Ansatz nach Erreichen des Grenzschlupfes s_{L0} wird in der Literatur oft durchgeführt und geht auf Holzenkämpfer zurück.

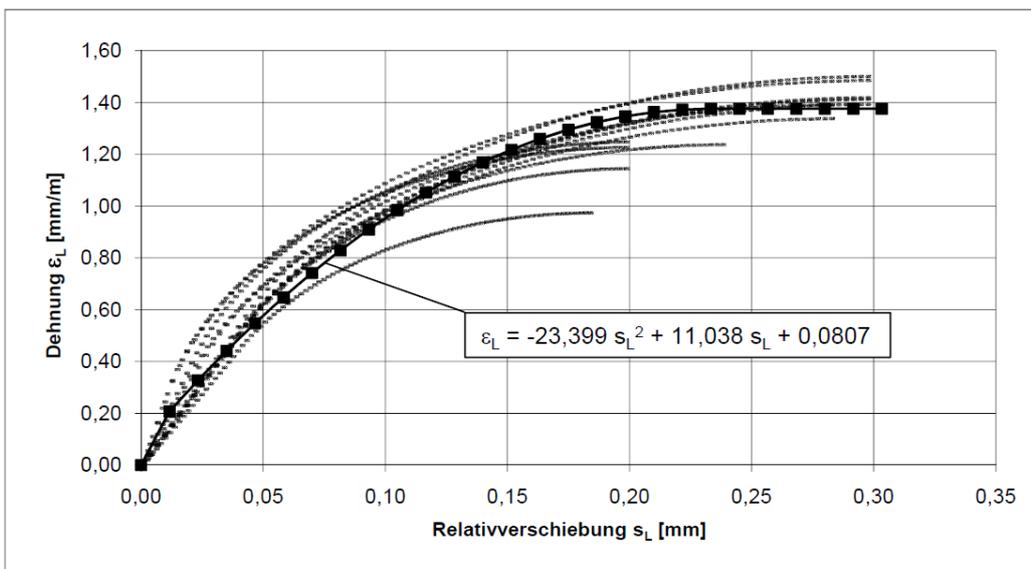


Bild 4.3: Rechnerische Relativverschiebungs-Dehnungskurven aller Versuche zusammen mit einer quadratischen Regression

Diese quadratische Gleichung aus Bild 4.3 wurde wieder in Stützstellen unterteilt, mit welchen wieder eine Anpassung der Parameter des bilinearen Ansatzes mit dem im vorherigen beschriebenen Verfahren nach Niedermeier erfolgte. Die daraus gewonnen Mittelwerte der Versuche von $s_{L0} = 0,3$ mm und $\tau_{L1} = 7,45$ N/mm² werden im Weiteren nicht für Modellbildung verwendet, sondern es werden die aus dem spezifischen Versuch erhaltenen Werte verwendet. Die rechnerischen Relativverschiebungs-Dehnungskurven aller Versuche sowie des Mittelwertes sind in Bild 4.4 dargestellt.

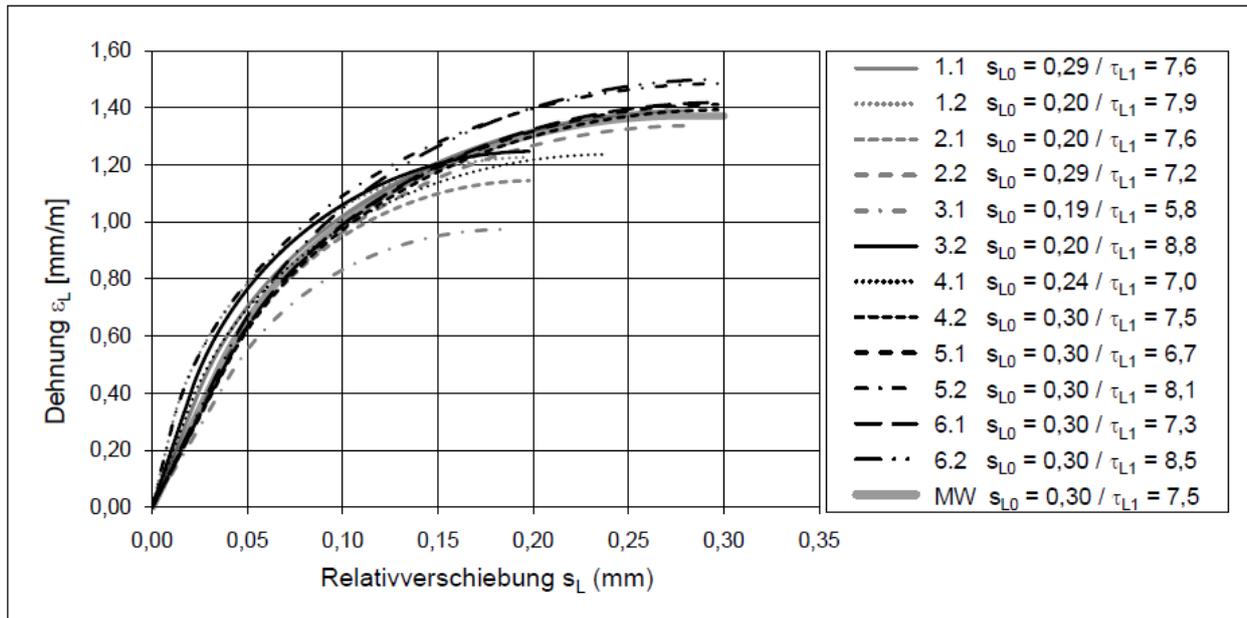


Bild 4.4: Rechnerische Relativverschiebungs-Dehnungskurven aller Versuche zusammen mit dem rechnerischen Mittelwert

4.2.2 Vergleich der Werte aus den Versuchen mit den Ansätzen aus Abschnitt 2.3

Im Folgenden werden die in Abschnitt 4.2.1 ermittelten Werte sowie die Versuchsergebnisse mit den in Abschnitt 2.3 erwähnten und dargestellten Ansätzen verglichen.

Als wichtige Eingangsgröße werden zunächst die Werte für die Oberflächenzugfestigkeit der Körper nochmals betrachtet. Die Werte für die Oberflächenzugfestigkeit der geprüften Oberfläche sind in Abhängigkeit der zugehörigen Druckfestigkeit aus den Rückprallwerten für die einzelnen Betonieroberflächen in Bild 4.5 mit der Relation von Heilmann [32] gegenübergestellt. Man erkennt, dass im Wesentlichen der Ansatz von Heilmann getroffen wird, die einzelnen Seitenflächen sich jedoch aufgrund der Betonierrichtung unterschiedlich verhalten. Die Werte für die Schalunterseite übersteigen den Wert nach der Heilmannrelation leicht, die Werte für die Betonieroberseite unterschreiten die Heilmannrelation im Gegensatz dazu deutlich.

Dieser Sachverhalt wurde ebenfalls von Niedermeier erkannt und deckt sich mit diesen Aussagen.

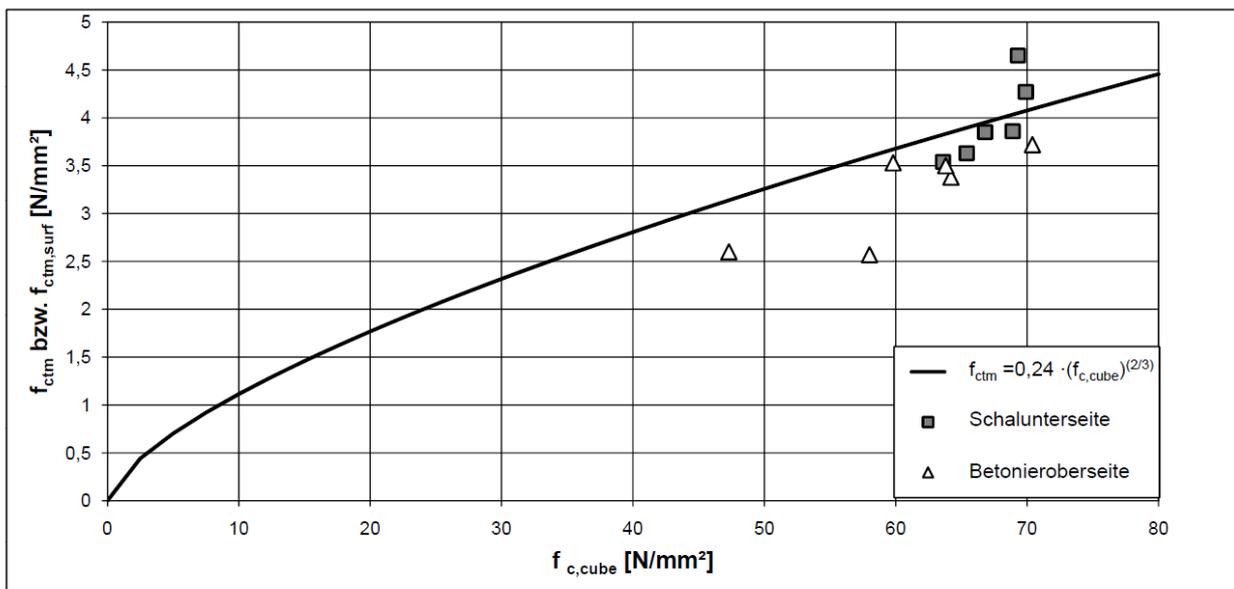


Bild 4.5: Gegenüberstellung der Oberflächenzugfestigkeit aus den verschiedenen Seitenflächen mit der Relation von Heilmann

Die in Abschnitt 4.2.1 ermittelten maximalen Verbundspannungen der Versuche werden im Folgenden mit den Ansätzen auf Basis von Mittelwerten von Holzenkämpfer [33], Neubauer [42], Niedermeier [43] und Zehetmaier [57] aus Abschnitt 2.3 verglichen. Da der Ansatz von Holzenkämpfer von der mittleren zentrischen Zugfestigkeit f_{ctm} abhängt, welche im Rahmen der Versuche nicht ermittelt wurde, jedoch in diesem Ansatz ein Korrekturfaktor k_c zu Beschreibung des Einflusses der Betonierichtung besitzt, wurde in dem nachfolgenden Vergleich dieser Faktor zu 1,0 gesetzt und statt der zentrischen Zugfestigkeit f_{ctm} die Oberflächenzugfestigkeit $f_{ctm,surf}$ eingesetzt.

In Bild 4.6 sind für jeden Versuch die Werte für die maximale Verbundspannung des Versuches $exp. \tau_{L1}$ den rechnerischen Werten der einzelnen Ansätze $calc. \tau_{L1}$ als Quotient gegenübergestellt. Liegt dieser Quotient über 1,0 so ist die Verbundspannung des Versuches größer als die des Ansatzes, liegt diese unter 1,0 ist diese im Umkehrschluss kleiner.

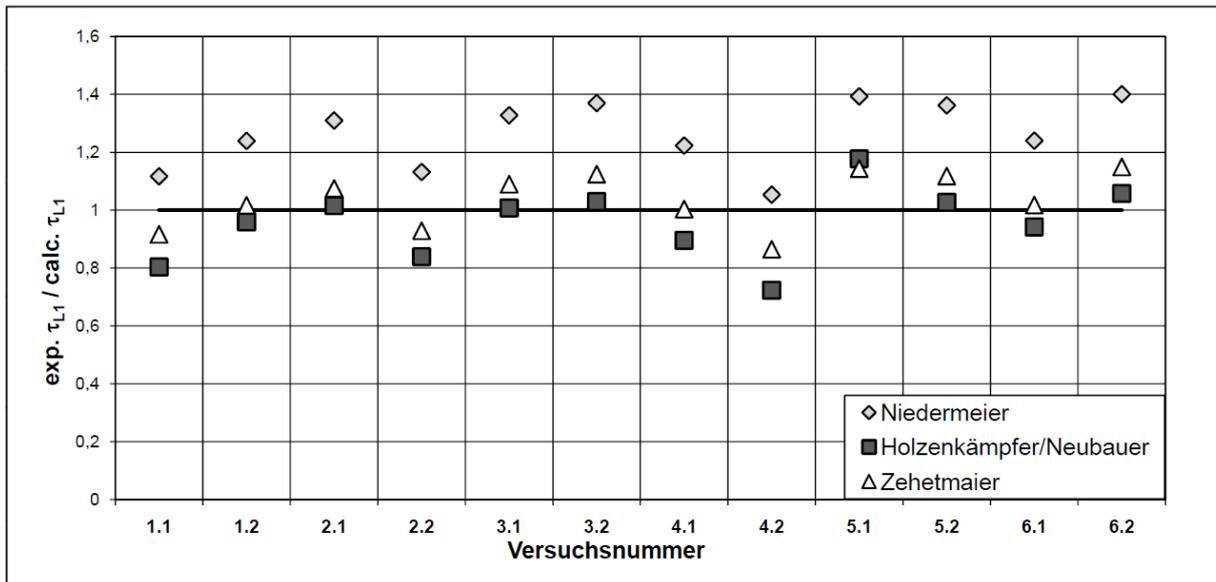


Bild 4.6: Gegenüberstellung der experimentell ermittelten maximalen Verbundspannungen mit den maximalen Verbundspannungen der verschiedenen rechnerischen Ansätzen

Man erkennt, dass die in Abschnitt 4.2.1 bestimmten maximalen Verbundspannungen für die verschiedenen Versuche die Ansätze im Mittel gut treffen, wobei die Formulierung von Holzenkämpfer etwas höhere Verbundspannungen und die Formulierung von Niedermeier etwas zu niedrige Verbundspannungen liefern. Der Ansatz von Zehetmaier trifft die Versuchswerte am besten.

Eine weitere wichtige Größe ist die Verbundbruchenergie der Versuche, welche sich aus der Fläche der bilinearen Verbundspannungs-Relativverschiebungskurve mit Gleichung (2.30) ergibt. Wie auch die maximalen Verbundspannungen werden die aus den Versuchen bestimmt Verbundbruchenergien mit den Ansätzen aus Abschnitt 2.3 verglichen. In Bild 4.4 ist für jeden Versuch die experimentell ermittelte Verbundbruchenergie $exp. G_F$ dem rechnerischen Werten für den jeweiligen Ansatz $calc. G_F$ als Quotient gegenübergestellt. Liegt dieser Quotient über 1,0 so ist die Verbundspannung des Versuches größer als die des Ansatzes, liegt diese unter 1,0 ist diese im Umkehrschluss kleiner.

Aus dem Bild 4.4 lässt sich erkennen, dass die experimentelle Verbundbruchenergie der Versuche 1.1 bis 4.2 von den Ansätzen recht gut erfasst wird, wobei wieder der Ansatz von Zehetmaier die beste Übereinstimmung hat. Für die Versuche 5.1 bis 6.2 wird die Verbundbruchenergie durch die Ansätze unterschätzt.

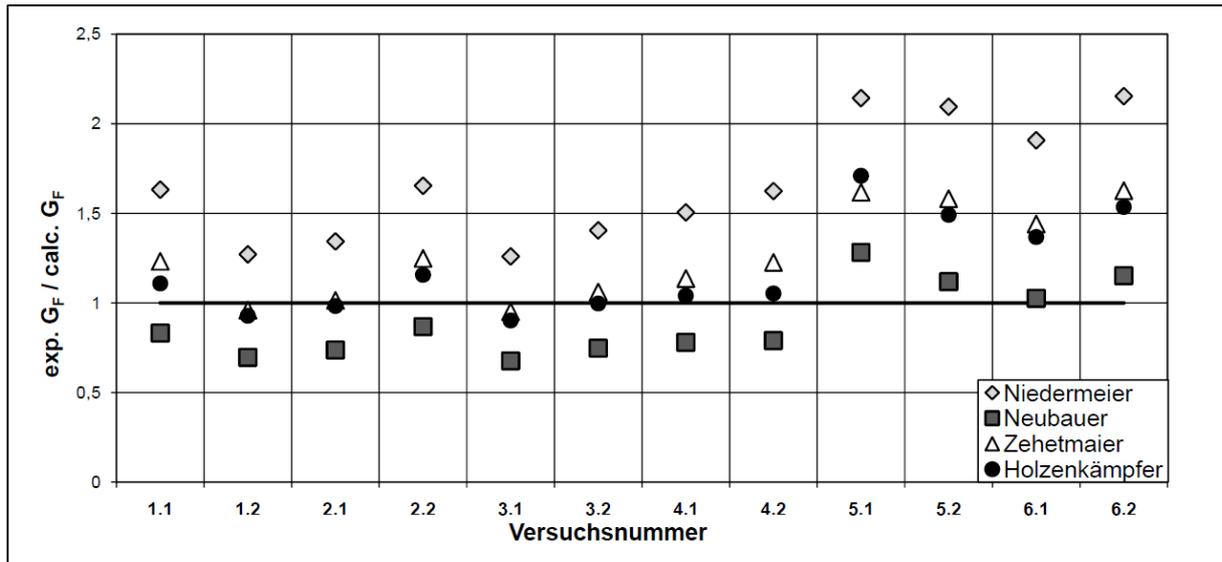


Bild 4.7: Gegenüberstellung der experimentell Verbundbruchenergie mit der Verbundbruchenergie der verschiedenen rechnerischen Ansätzen

Die Ergebnisse des Vergleichs der maximalen Verbundspannungen τ_{L1} und der Bruchenergien G_F aus dem Bild 4.6 und dem Bild 4.4 wurden statistisch in Tabelle 4.1 ausgewertet. Aus dieser Tabelle lässt sich erkennen, dass der Variationskoeffizient für die Ansätze von Holzenkämpfer und Neubauer identisch ist, ebenfalls ist der Variationskoeffizient für die Ansätze von Niedermeier und Zehetmaier identisch. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die Ansätze mit dem jeweilig identischen Variationskoeffizienten die gleichen Abhängigkeiten von den Betonfestigkeiten haben, so sind die Ansätze von Holzenkämpfer und Neubauer alleinig von der Zugfestigkeit abhängig, die Ansätze von Niedermeier und Zehetmaier hängen jedoch von der Wurzel aus der Druck und Zugfestigkeit ab.

Da die Ansätze von Niedermeier und Zehetmaier einen leicht geringeren Variationskoeffizienten haben, stimmt für die hier durchgeführten Versuche die Relation aus Zug und Druckfestigkeit besser als die der reinen Zugfestigkeit.

Tabelle 4.2: Statistische Auswertung der Ergebnisse des Vergleiches aus den rechnerischen Werten mit den experimentellen Werten

Wert	Statistische Größe	Holzenkämpfer	Neubauer	Niedermeier	Zehetmaier	Mittelwert Abschnitt 4.2.1
τ_{L1}	Mittelwert	0,96	0,96	1,26	1,04	1,00
	Standardabweichung	0,12	0,12	0,12	0,10	0,11
	Variationskoeffizient	0,13	0,13	0,09	0,09	0,11
G_F	Mittelwert	1,19	0,89	1,67	1,26	0,86
	Standardabweichung	0,27	0,20	0,33	0,25	0,19
	Variationskoeffizient	0,23	0,23	0,20	0,20	0,22

4.3 Anpassung des Modelles von Hankers für geringe Lastwechselzahlen

4.3.1 Allgemeines

Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Versuche wurden, wie in Abschnitt 3.3 beschrieben, in zwei Phasen unterteilt, der Erstbelastungsphase und der Schwingphase. Die Erstbelastungsphase diente dazu die drei Randwerte des bilinearen Ansatzes zu ermitteln, welches in Abschnitt 4.2 durchgeführt wurde. Die Schwingphase wird nun in diesem Abschnitt mit dem Modell von Hankers [31] ausgewertet.

Nach dem bilinearen Ansatz kann die Verbundbeanspruchung in drei Bereiche gegliedert werden, wie es Bild 4.8, dem elastischen Bereich, dem plastisch entfestigenden Bereich sowie dem Bereich an welchem eine lokale Entkopplung stattgefunden hat. Die Versuche wurden alle so durchgeführt, dass zum Beginn der Schwingphase der Verbund schon hoch beansprucht war und am lastseitigen Laschenanfang im Bereich

des maximalen Schlupfes lag, um ein Entkoppeln nach wenigen Lastwechseln zu gewährleisten, da die Verbundermüdung unter niedrigen Lastwechselzahlen geprüft werden sollte.

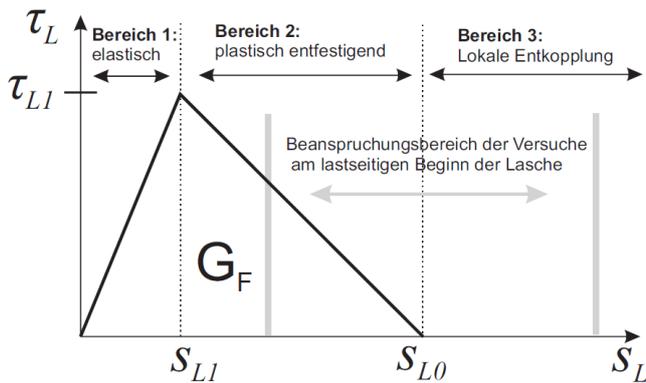


Bild 4.8: Unterteilung des bilinearen Verbundansatzes in drei Bereiche sowie der Bereich in welchem die Versuche durchgeführt wurden.

Die Versuchsergebnisse aus der Schwingphase werden in den folgenden Abschnitten mit dem Modell von Hankers [31], welches in Abschnitt 2.4.3 bereits erläutert wurde ausgewertet. Um eine Übertragung des Modells auf die Ermüdung mit niedrigen Lastwechseln zu übertragen wurden jedoch folgenden Änderungen vorgenommen:

- Eine Betrachtung des Verbundes über die gesamte Verbundlänge erfolgt auch noch, falls am lastseitigen Beginn die maximale Verschiebung überschritten wurde
- Der Schädigungskoeffizient g wurde im Gegensatz zu Hankers [31] nicht als Konstante betrachtet, sondern wird je Lastwechsel aus den Versuchswerten bestimmt.
- Für die Auswertung der in dieser Arbeit durchgeführten Versuche werden die Gleichungen (2.35) bis (2.37) aus Abschnitt 2.4.3 nicht explizit verwendet, sondern es erfolgt eine iterative Anpassung der experimentellen Ergebnisse an den Verlauf der dargestellten Bilder.

Im Folgenden wird zunächst im Abschnitt 4.3.2 auf die programmatische Umsetzung des modifizierten Hankers Konzept eingegangen. In Abschnitt 4.3.3 wird dann auf die Ergebnisse der Simulation der Versuche eingegangen. Aufbauend auf diese Ergebnisse wird dann in Abschnitt 4.3.4 eine Modifikation des Schädigungskoeffizient g für die Kurzzeitermüdungsfestigkeit angegeben.

4.3.2 Implementierung

Zur Umsetzung des modifizierten Hankers Modelles wurde ein Fortran Programm geschrieben. Ein Überblick über den Ablauf der Berechnung ist in Bild 4.9 dargestellt. Dieses Berechnungsschema wurde bei jedem Lastwechsel bei Oberlast angewendet. Die einzelnen Schritte des Berechnungsschemas nach Bild 4.9 werden nachfolgend gemäß dem Ablauf kurz erläutert:

1. Zunächst werden die geometrischen Randbedingungen wie die Verbundlänge Laschenbreite und dicke festgelegt. Außerdem werden die Werkstoffeigenschaften wie die der E-Modul des Stahls und der Verbundansatz mit den in Abschnitt 4.2 ermittelten Größen festgelegt
2. Bei jedem Lastwechsel wird nun die Unterlast und die Oberlast eingeben
3. Der eigentliche Iterationsprozess beginnt mit der Festlegung einer Laschenendverschiebung $s_L (x=0)$
4. Auf Basis des modifizierten Modelles von Hankers werden nun die Verbundspannungen aufgrund der Verschiebungen schrittweise in einem Abstand von 25 bis 50 mm ermittelt. In Abhängigkeit der Verschiebung wird der Schädigungsparameter gewählt.
5. Durch die Integration der Verbundspannungen über die Verbundlänge erhält man eine Oberlast.
6. Nach der Berechnung über die Verbundlänge werden die sich ergebende Oberlast und die sich ergebenden Verschiebungen am lastseitigen Anfang der Stahllasche mit den Werten des Versuches verglichen. Falls diese Abweichen wird ein neuer Schädigungskoeffizient g sowie eine neue Laschenendverschiebung $s_L (x=0)$ festgelegt. Dies wird solange wiederholt bis für diesen Lastwechsel diese beiden Bedingungen erfüllt sind.

Als Ergebnis dieser Simulation erhält man je Lastschritt einen Schädigungskoeffizienten g sowie eine Verteilungsfunktion des Schlupfes, der Laschendehnung sowie der Verbundspannungen. Dadurch, dass die Simulation je Lastschritt erfolgt, können mit diesem Programm auch Versuche mit unterschiedlicher Oberlast in den verschiedenen Lastwechseln betrachtet werden.

Die Erfahrungen mit dem vorgestellten Simulationskonzept zeigten ein weitgehend robustes Verhalten hinsichtlich der Wahl der Schrittweite. Für eine höhere Aussagekraft der Ergebnisse wurde die Schrittweite in der Nähe der Lasteinleitungen halb so groß gewählt wie im restlichen Bereich der Verbundlänge.

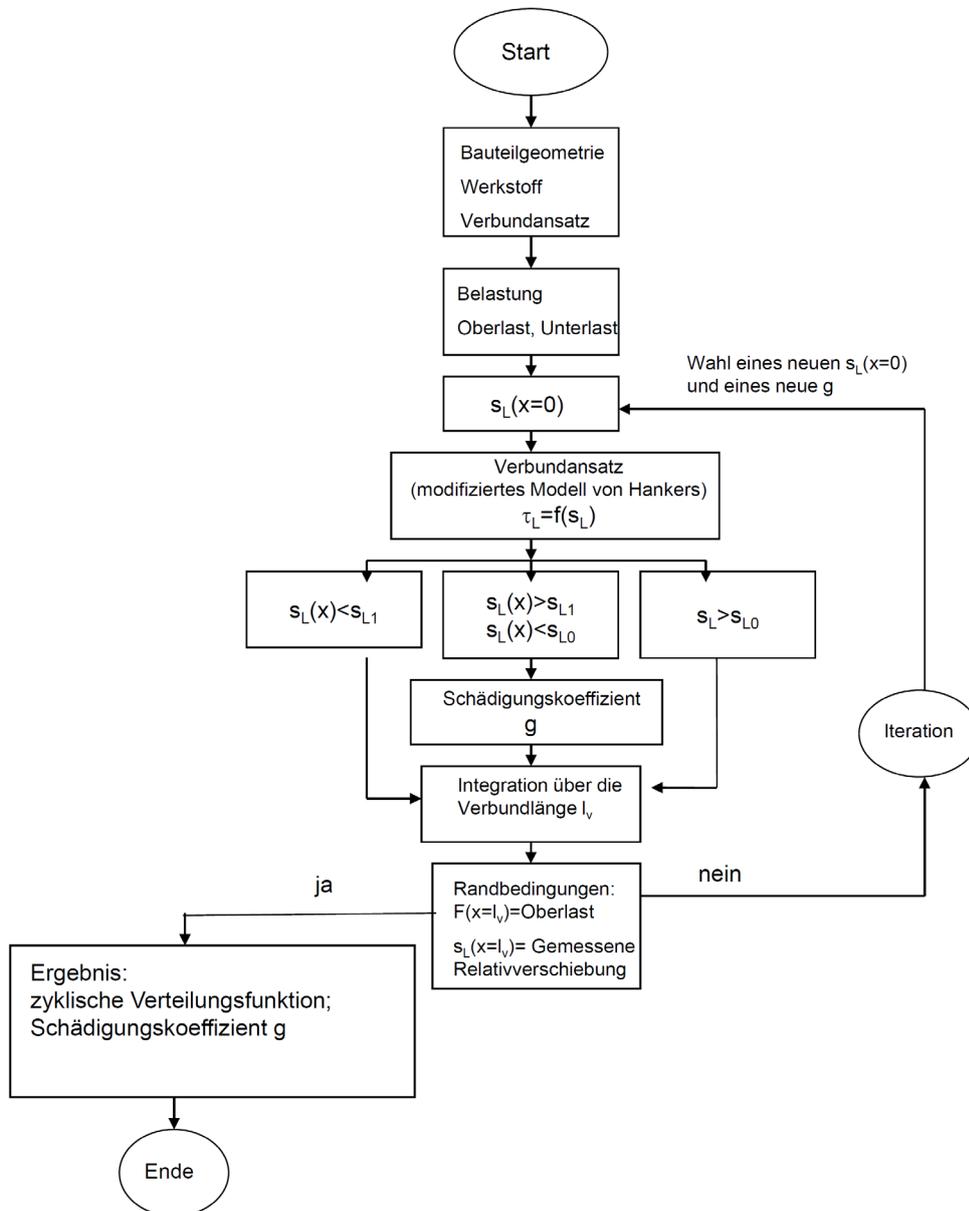


Bild 4.9: Schematische Darstellung des Berechnungsablaufes

Mit dem so beschriebenen Verfahren wurden die Verbundspannungen, Dehnungen und Relativverschiebungen über die ganze Verbundlänge je Lastwechsel berechnet. Der Verlauf der Verbundspannungen, Dehnungen und Relativverschiebungen für eine vorlaufende zyklische Belastung ist schematisch in Bild 4.10 dargestellt.

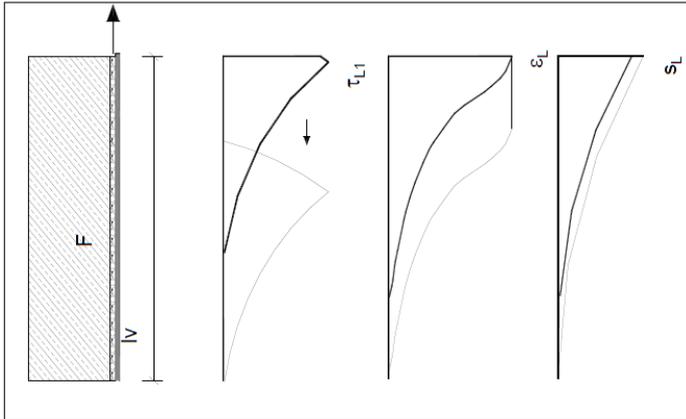


Bild 4.10: Verbundspannungen, Laschendehnungen und Relativverschiebung bei einer vorlaufenden zyklischen Belastung

Das Hauptziel dieser Simulation war es jedoch die Schädigungsentwicklung während des Versuchs, welche durch die kontinuierliche Zunahme der Verschiebung während des Versuches beobachtet wurde, durch den Schädigungskoeffizienten g zu beschreiben. Mithilfe des modifizierten Modelles von Hankers wird die Schädigung über die kontinuierliche Neigungsänderung der Anfangsgeraden berücksichtigt wie es in Bild 4.11 dargestellt wird. Bei einem konstanten Schädigungskoeffizienten g bleibt die Änderung der Neigung je Lastwechsel konstant. Falls der Schädigungskoeffizient g größer wird, ist die Änderung der Neigung der Verbundspannungsschlupfbeziehung je Lastwechsel kleiner.

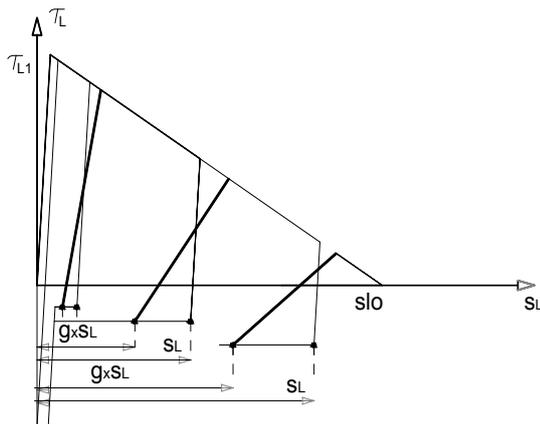


Bild 4.11: Neigungsänderung im Verbundmodell bei vorlaufender Schädigung aufgrund der dynamischen Belastung

Ein ähnlicher Verlauf der Neigungsänderung wie das Verbundmodell in Bild 4.11 zeigten auch die Schädigungsmodelle für den druckbeanspruchten Beton, wie sie in Bild 4.12 dargestellt sind. In Anlehnung an Pölling [48] können bei Beton unter Druckbeanspruchung das Schädigungsverhalten, Bild 4.12 (a), und das plastische Verhalten, Bild 4.12 (b) zu einem schädigenden plastischen Verhalten wie es Bild 4.12 (c) zeigt kombiniert werden. Das Bild 4.12 (c) zeigt einen sehr ähnlichen Verlauf wie das Verhalten des modifizierten Modelles von Hankers, welches in Bild 4.11 dargestellt ist.

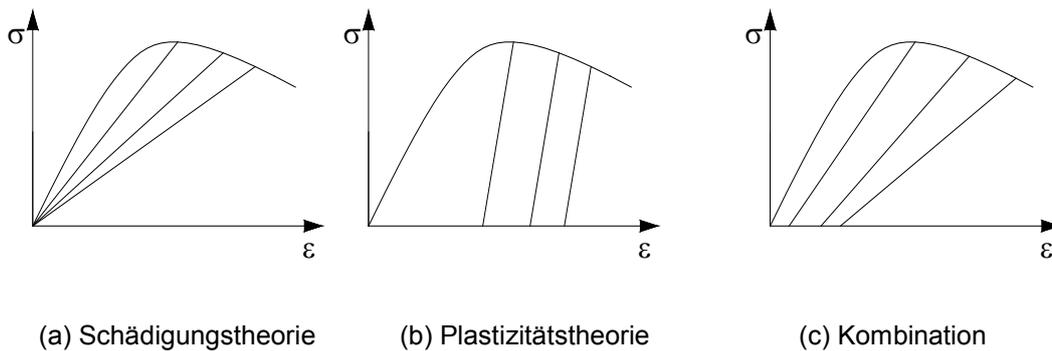


Bild 4.12: Idealisierung zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens des Betons bei Ent- und Wiederbelastung, in Anlehnung an Fäcke [26]

4.3.3 Ergebnis der numerischen Simulation

Mithilfe der numerischen Simulation, welche in Abschnitt 4.3.2 beschrieben wurde, können die Versuchswerte gut nachvollzogen werden. Ein Vergleich zwischen dem berechneten Schlupf und dem aufgetretenen Schlupf je Lastwechsel aus dem Versuche 5.1 zeigt das Bild 4.13. Aus diesem Bild lässt sich erkennen, dass die rechnerischen Werte durch die ständige Anpassung der Verbundspannungsschlupfbeziehung die Versuchswerte durch die numerische Simulation nahezu exakt getroffen werden. Lediglich im letzten Bereich der Ablösephase bei den Lastwechseln 34- 36 werden die Versuchswerte deutlich größer.

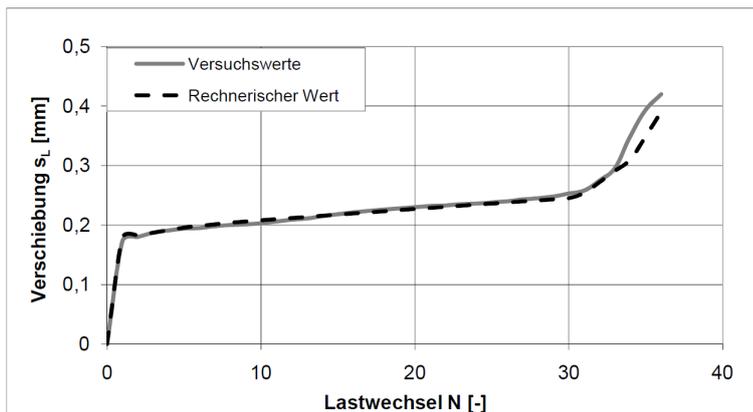


Bild 4.13: Gegenüberstellung der berechneten Relativverschiebung mit den gemessenen Relativverschiebungen des Versuchs 5.1

Mithilfe der mit den Versuchswerten gut übereinstimmenden numerischen Simulation können auch die Verschiebung, die Verbundspannungen und die Dehnungen der Lasche über die gesamte Verbundlänge betrachtet werden. Den berechneten Verlauf der Verschiebungen über die Verbundlänge bei den einzelnen Lastwechseln des Versuchs 5.1 zeigt das Bild 4.14. Aus diesem Bild ist ein moderater Anstieg der Verschiebung bei den ersten Lastwechseln zu erkennen. Von den Lastwechseln 4 -32 findet nur ein sehr geringer konstanter Anstieg der Verschiebung statt. Ein starkes instabiles Wachstum der Verschiebung findet ab dem Lastwechsel 32 bis zum Ende des Versuches bei Lastwechsel 36 statt. Ein nahezu gleiches Verhalten ist bei den Laschendehnungen zu erkennen, deren Verlauf über die gesamte Verbundlänge ebenfalls für jeden Lastwechsel in Bild 4.15 dargestellt ist.

In Bild 4.16 ist für jeden Lastwechsel des Versuches die Verbundspannung über die Verbundlänge aufgetragen. Man erkennt, dass mit jedem Lastwechsel der vom Verbund aktivierte Bereich weiter zum Laschenende wandert. Da der Versuch vor der gesamt Ablösung der Lasche beendet wurde, um die zweite Seite⁵ des Körpers (Versuch 5.2) noch prüfen zu können ist die Verbundspannungskurve nicht bis ganz zum Ende gewandert. Falls am lastabgewandten Ende noch Verbundspannungen vorhanden wären, würde es zur

⁵ Vergleiche Abschnitt 3.4.1

schlagartigen Gesamtkopplung kommen, da dann zwischen der Lasche und dem Beton kein Gleichgewicht mehr herrscht.

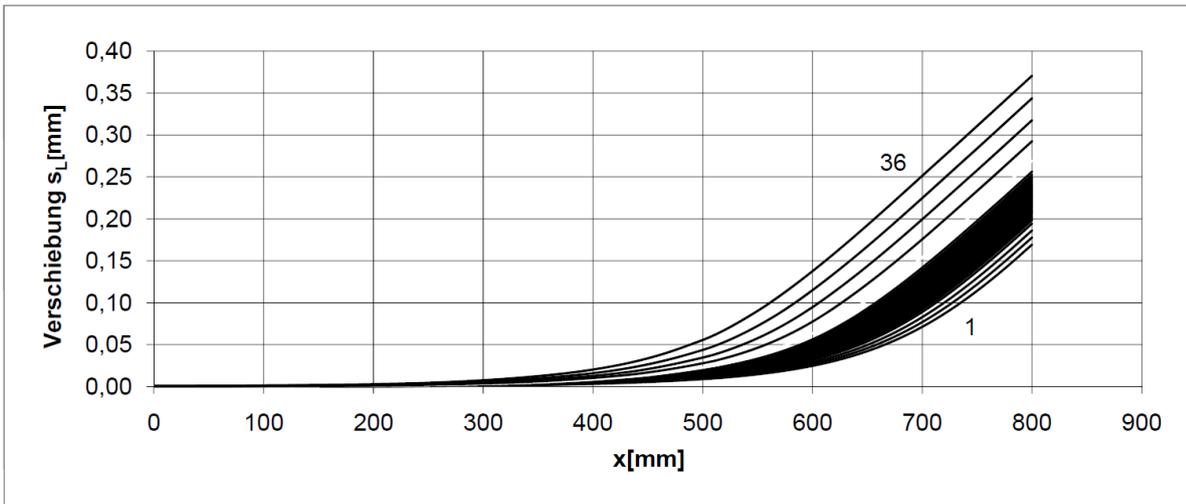


Bild 4.14: Berechnete Verschiebungen über die Verbundlänge des Versuches 5.1

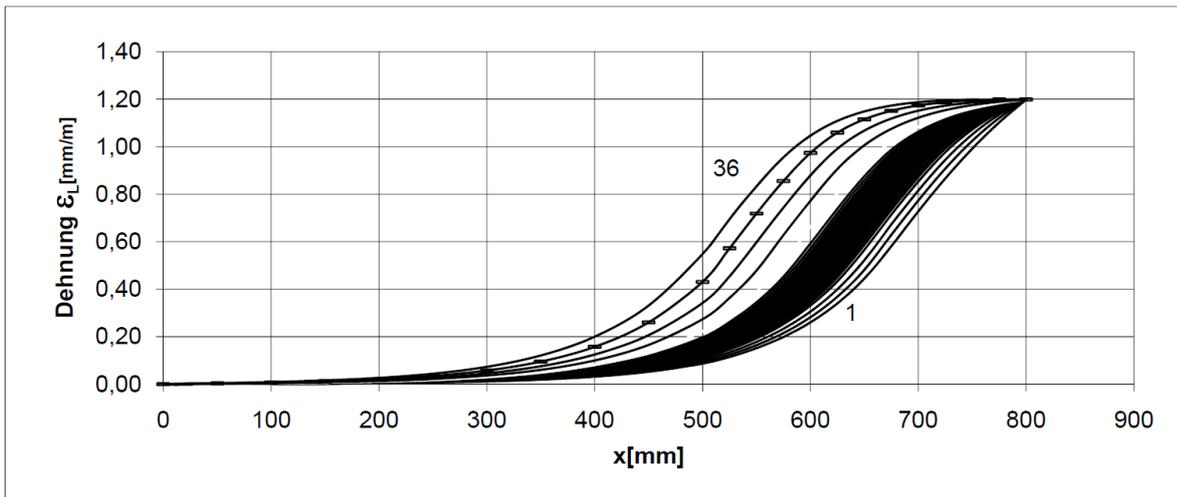


Bild 4.15: Berechnete Laschendehnungen über die Verbundlänge des Versuches 5.1

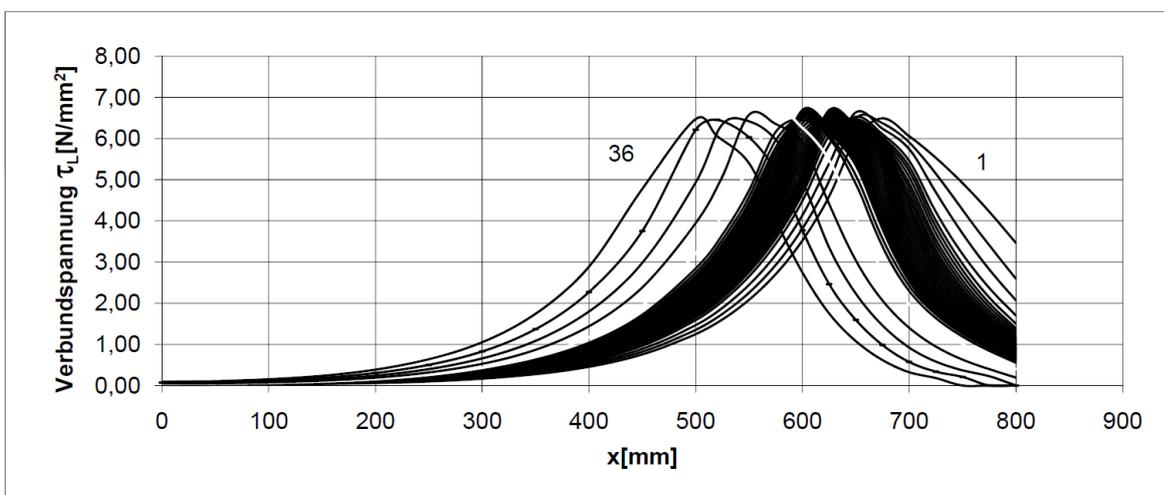


Bild 4.16: Berechnete Verbundspannung des Versuches 5.1 in Anhängigkeit des Lastwechselzahl

Im Bild 4.17 sind nochmals die berechneten und experimentellen Relativverschiebungen am lastseitigen Beginn der Verbundlänge über die Lastwechsel in logarithmischer Skalierung dargestellt.

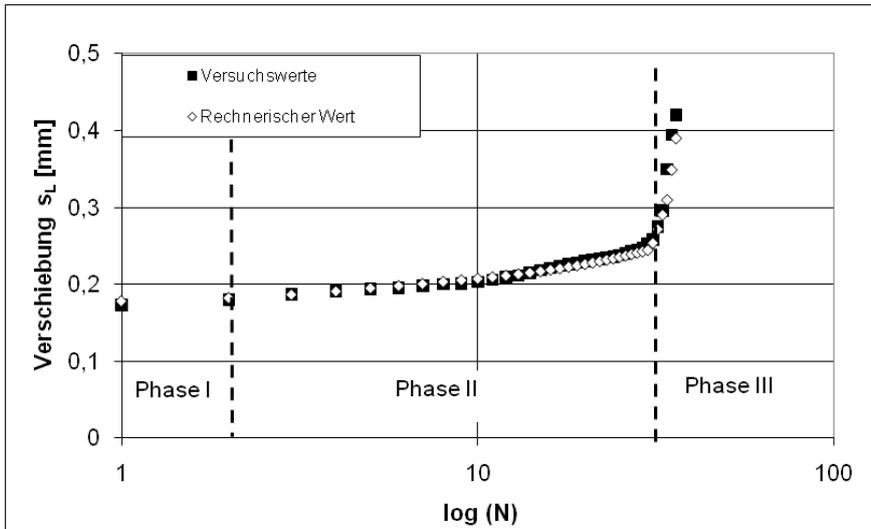


Bild 4.17: Einteilung des Versuchsverlaufes 5.1 in drei Bereiche aufgrund der aufgetretenen Relativverschiebung

Die auf Bild 4.17 dargestellten Kurvenverläufe lassen sich in Anlehnung an Weigler und Klausen [56] in drei charakteristische Phasen aufteilen, denen nach allgemeiner Vorstellung bestimmte Stadien der inneren Rissbildung entsprechen. Danach führen bereits wenige Lastspiele zu gewissen Veränderungen, etwa durch das Auftreten von Mikrorissen (Phase I). Es findet dann aber zunächst keine nennenswerte Zunahme der Schädigung statt (Phase II). Diese setzt anscheinend erst im letzten Viertel der Lebensdauer ein (Phase III). Ein hohes und dichtes Impulsspektrum sowie der steile Anstieg der Summenlinie signalisieren eine instabile Rissfortpflanzung, die zum Bruch führt.

Aus dem Bild 4.17 lässt sich zusätzlich erkennen, dass die Phase III mit dem instabilen Wachstum der Verschiebung circa bei Erreichen der Grenzverschiebung s_{L0} nach dem bilinearen Ansatz beginnt, da ab dieser Verschiebung in einem je Lastwechsel weiter wachsenden geschädigten Bereich der Verbundlänge keine Verbundspannungen mehr übertragen werden können.

4.3.4 Modifikation des Schädigungskoeffizienten

Zur Beschreibung der Kurzzeitschwingfestigkeit des Verbundes aufgeklebter Bewehrung ist die Beschreibung des Modelles von Hankers [31], welcher von einer konstanten Schädigungszunahme ausgeht, beschrieben durch den Schädigungskoeffizienten von $g = 0,98$, nicht ausreichend. In den Versuchen hat sich gezeigt, dass gerade im Bereich vor der Ablösung in Phase III nach Bild 4.17 und im Bereich hoher Oberlasten, wie sie im Kurzzeitermüdungsbereich auftreten, die Beschreibung durch einen konstanten Koeffizienten von $g = 0,98$ nicht ausreichend ist. Das Modell von Hankers scheint für eine Ermüdung mit sehr hohen Lastwechselzahlen und kleinen Amplituden jedoch eine ausreichende Beschreibung zu sein, da hier die hohen Oberlasten wie sie bei der Kurzzeitermüdung vorhanden sind nicht auftreten können.

Im Folgenden wird deshalb für die Phase II, in welchem eine konstante stabile Schädigung auftritt ein Modell für den Schädigungskoeffizient in Abhängigkeit von dem Verhältnis von Oberlast zu statischer Bruchkraft entwickelt.

Zunächst wird der mittlere Schädigungskoeffizient der Phase II aus der numerischen Simulation nach Abschnitt 4.3.2 ermittelt. Dieser Schädigungskoeffizient g liegt immer zwischen 1,0 und 0. Bei einem Koeffizient von 1,0 tritt keine Schädigung ein und beim Schädigungskoeffizient von 0 tritt ein sofortiges Versagen ein. In Tabelle 4.3 sind für alle Versuche die berechneten Schädigungskoeffizienten, die Oberlasten sowie die in Abschnitt 4.2 ermittelten statischen Bruchkräfte der Versuch aufgelistet. Aus dieser Tabelle kann man eindeutig den Einfluss des Verhältnisses zwischen Oberlast und statischer Bruchkraft auf den Schädigungskoeffizient beobachten. Betrachtet man zum Beispiel den Versuch 1.2, welcher im Vergleich zur statischen Bruchkraft eine relativ geringe Oberlast hatte, so hat dieser auch einen Schädigungskoeffizient von nahezu eins, was einen sehr geringen Schädigungsfortschritt bedeutet. Im Gegensatz dazu hat der Versuch 3.1 mit einer Oberlast, welche nahezu der statischen Verbundbruchkraft entsprach, eine sehr hohe Schädigung mit einem Schädigungskoeffizienten von 0,13.

Tabelle 4.3: Aus den Versuchen berechnete Schädigungskoeffizienten g

Versuch	E _L	l _{Lb}	f _{c,cube}	f _{ctm,surf}	G _F	F _{Lb,stat}	F ^o /F _{Lb,stat}	Schädigungskoeffizient g in Phase II
-	N/mm ²	mm	N/mm ²	N/mm ²	N/mm ²	kN	-	-
1.1	203600	800	69,9	4,27	1,083	77,81	0,66	-
1.2	204000	800	70,4	3,72	0,79	65,89	0,78	0,996
2.1	211200	800	64,2	3,38	0,76	66,89	0,98	Fehlversuch vergl. Abschnitt 3.4.1
2.2	209000	800	66,8	3,85	1,019	76,12	0,86	Fehlversuch vergl. Abschnitt 3.4.1
3.1	205900	800	47,3	2,6	0,537	57,37	0,99	0,13
3.2	205800	800	68,9	3,86	0,88	70,87	0,79	0,998
4.1	203500	800	59,8	3,53	0,84	68,02	0,96	0,97
4.2	204000	800	69,3	4,65	1,12	78,46	0,83	0,96
5.1	204000	800	58	2,57	1,005	74,90	0,88	0,95
5.2	203000	800	63,6	3,54	1,208	81,51	0,80	0,98
6.1	201700	800	63,8	3,5	1,095	78,05	0,90	0,73

Zur Beschreibung dieses Schädigungsverhaltens, wurde das Verhalten in drei Bereiche analog dem Bild 4.8 eingeteilt. Dieses dreistufige Verhalten ist auch in den verschiedenen Phasen der einzelnen Versuche wie sie in Bild 4.17 dargestellt sind, zu erkennen.

In dem Bereich I bleibt der Verbund im elastischen Bereich, eine Schädigung tritt deshalb bei niedrigen Lastwechselzahlen nicht ein und der Schädigungskoeffizient ist 1,0. Im Bereich II ist der Verbund aufgrund der höheren Oberlast teilweise im plastisch entfestigenden Bereich und es tritt eine Schädigung ein. Die Schädigung ist umso größer je höher die Oberlast ist, da durch die höheren Oberlasten die aufnehmbaren Verbundspannungen in bestimmten Verbundbereichen aufgrund des entfestigenden Ast des bilinearen Ansatzes immer kleiner werden. In diesem Bereich II wird der Schädigungskoeffizient als linear abhängig von der Oberlast angenommen. Im Bereich III bei sehr hohen Oberlasten ist der Verbund in einigen Bereichen schon entkoppelt und es kommt zu einer sehr schnellen Schädigung. In diesem Bereich III wird der Schädigungskoeffizient als parabolische Abhängigkeit von der Oberlast beschrieben.

Aufgrund der Versuchswerte wird für die Beschreibung des Schädigungskoeffizienten g in Abhängigkeit der Oberlast die dreiteilige Funktion aus Gleichung (4.1) vorgeschlagen.

$$g = \begin{cases} 1,0 & \text{für } \frac{F_L^o}{F_{Lb,stat}} < 0,32 \\ -0,04 \cdot \frac{F_L^o}{F_{Lb,stat}} + 1,013 & \text{für } 0,32 \leq \frac{F_L^o}{F_{Lb,stat}} \leq 0,83 \\ -33,7 \cdot \left(\frac{F_L^o}{F_{Lb,stat}} \right)^2 + 55,9 \cdot \frac{F_L^o}{F_{Lb,stat}} - 22,2 & \text{für } \frac{F_L^o}{F_{Lb,stat}} > 0,83 \end{cases} \quad (4.1)$$

In der Gleichung (4.1) bestimmt sich der erste Grenzwert von 0,32 über die Oberlast, welche noch keine Relativverschiebungen im plastisch entfestigenden Bereich verursacht. Dies bedeutet, dass die entsprechende Oberlast über die die rein elastische Verbundenergie G_e bestimmt werden kann.

Der zweite Grenzwert in Gleichung (4.1) wurde so festgelegt, dass sich eine möglichst gute Übereinstimmung der Werte aus den Versuchen mit dem linearen und dem parabolischen Modell erzielt wurde.

Diese Funktion ist zusammen mit dem Modell von Hankers und den Versuchswerten in Bild 4.18 dargestellt. Zusätzlich ist auch der Versuch 8 von Hankers dargestellt, welcher mit 952 Lastwechseln bis zum Versagen ebenfalls der Ermüdung für niedrige Lastwechselzahlen zugeordnet werden kann. Die restlichen Versuche von Hankers waren im Bereich von 10 000 bis 110 000 Lastwechseln und übersteigen den hier untersuchten Lastwechselbereich teilweise deutlich. Aus Bild 4.18 ist zu erkennen, dass die Versuche bis auf den Versuch 4.1 eine sehr gute Übereinstimmung mit dem Modell zeigen. Dies ist darauf zurückzuführen, dass Versuchskörper 4 aus einem anderen Beton hergestellt war (vergleiche Abschnitt 3.2) und somit ein zusätzlicher Einfluss der Betonzusammensetzung bzw. der Festigkeit vorhanden sein könnte, was sich jedoch auf Grund der relativ geringen Versuchsanzahl nicht weiter quantifizieren lässt.

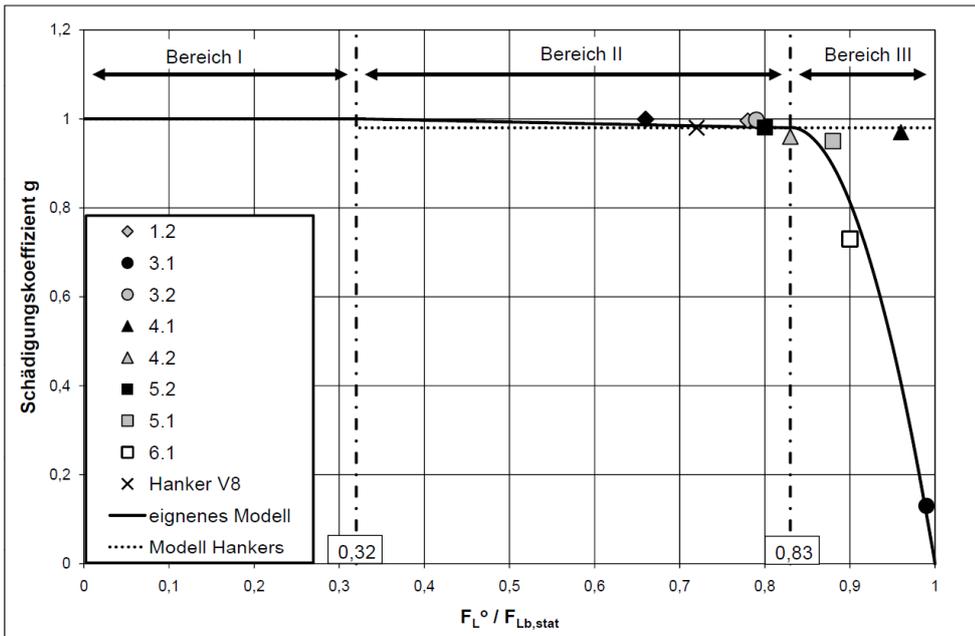


Bild 4.18: Berechneter Schädigungskoeffizient g für unterschiedliche Belastungshöhen

4.4 Energetische Betrachtung der Versuche

4.4.1 Allgemeines

In diesem Abschnitt wird der Energieverlust der Versuche betrachtet. Der Energieverlust ist gerade im Bereich der Ermüdung mit geringen Lastwechseln ein zentraler Parameter, da diese niedrigen Lastwechsel mit der zugehörigen hohen Amplitude meist in Ausnahmefällen wie z.B. Erdbeben vorkommen. Dieser Energieverlust der einzelnen Bauteile infolge der zyklischen Belastung ist bei dieser Art der Belastung ein zentraler Parameter, da durch diese Energie die eingetragene Energie durch den Ausnahmefall abgetragen werden kann.

Der Energieverlust des Versuches kann über die Laschenkraft-Verformungskurve am lastseitigen Beginn der Verbundlänge, wie sie in Bild 4.19 abgebildet ist, bestimmt werden. Der Energieverlust ist dabei die Fläche, welche durch eine Lastwechselschleife eingeschlossen wird. Damit lässt sich aus jedem Lastwechsel die Energie bestimmen. Prinzipiell lässt sich der Energieverlust entweder aus den Versuchskurven oder aus den Kurven aus der numerischen Simulation bestimmen.

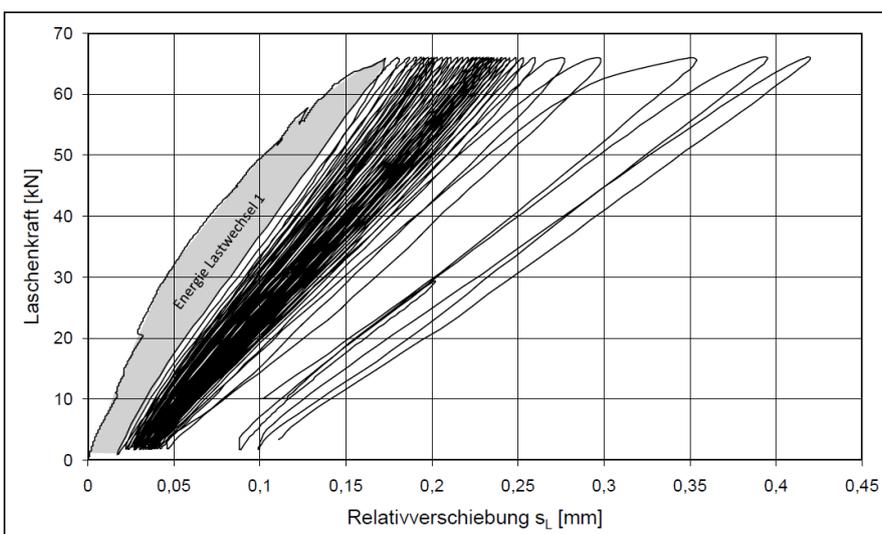


Bild 4.19: Ermittlung des Energieverlustes aus den Versuchen

In Bild 4.20 ist der aus dem Versuch 5.1 ermittelte Energieverlust je Lastwechsel dargestellt. In Bild 4.20 lassen sich wie in Bild 4.17 in Anlehnung an Weigler und Klausen [56] die drei charakteristische Phasen erkennen:

- **Phase I:** Erstbelastungsphase, welche in Abhängigkeit der Oberlast durch einen relativ hohen Energieverlust gekennzeichnet ist.
- **Phase II:** Stabile Ermüdungsphase, in welcher der Energieverlust je Lastwechsel nahezu konstant ist.
- **Phase III:** Entkopplungsphase, bei welcher sich die Lasche nach und nach von der Betonoberfläche löst. Diese Phase ist durch einen großen Energieverlust je Lastwechsel gekennzeichnet, welcher schnell und instabil anwächst.

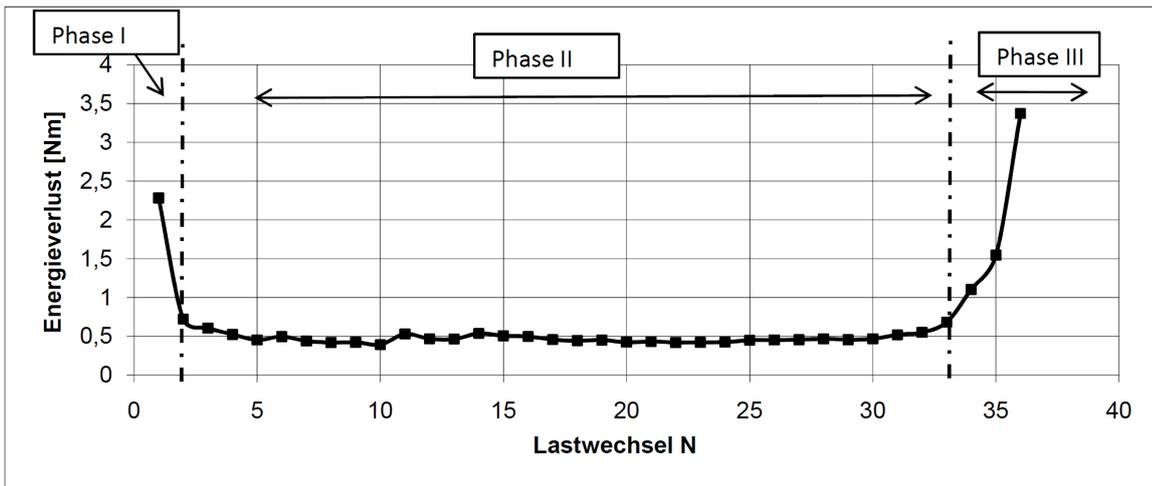


Bild 4.20: Ermittelter Energieverlust des Versuches 5.1. je Lastwechsel

Wenn man den Energieverlust je Lastwechsel aufsummiert erhält man den Gesamtenergieverlust wie er in Bild 4.21 für den Versuch 5.1 dargestellt ist. In dem Verlauf des Gesamtenergieverlusts sind ebenfalls die gerade beschriebenen drei Phasen wieder zu erkennen.

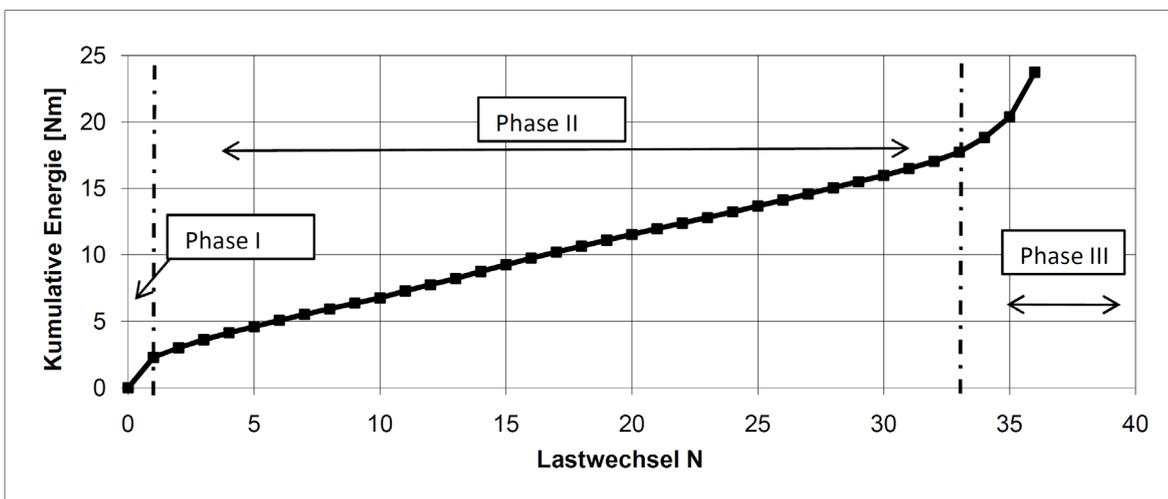


Bild 4.21: Gesamter Energieverlust des Versuches 5.1

4.4.2 Ermittlung des Energieverlustes in Phase II

In der Tabelle 4.4 wurden für alle Versuche die rechnerischen und gemessenen Energieverluste je Lastwechsel in Phase II ($E_{\text{Phase II}}$) ermittelt.

Tabelle 4.4: Aus den Versuchen und den Rechnungen ermittelter Energieverlust der Versuche

Versuch	$F^0/F_{Lb,stat}$	Schädigungs- koeffizient g	$E_{Phase II}$ (gemessen) Nm
-	-	-	Nm
1.1	0,66	-	0,07854
1.2	0,78	0,996	0,34611
3.1	0,99	0,13	0,54461
3.2	0,79	0,998	0,23329
4.1	0,96	0,97	0,37716
4.2	0,83	0,96	0,30658
5.1	0,88	0,95	0,47051
5.2	0,80	0,98	0,53353
6.1	0,90	0,73	0,77650

Auf Grundlage der gemessenen Energieverluste je Lastwechsel in Phase II wurde mit Hilfe einer Regressionsanalyse eine Exponentialfunktion, die Gleichung (4.2) gefunden, welche den Energieverlust in Abhängigkeit der Oberlast beschreibt.

$$E_{Phase II}(F_L^0 / F_{Lb,stat}) = 0,01 \cdot \left(e^{(4,4 \cdot (F_L^0 / F_{Lb,stat}))} - 1 \right) \quad (4.2)$$

Die Gleichung (4.2) ist zusammen mit den gemessenen Energieverlusten je Lastwechsel in Phase II in Bild 4.22 dargestellt

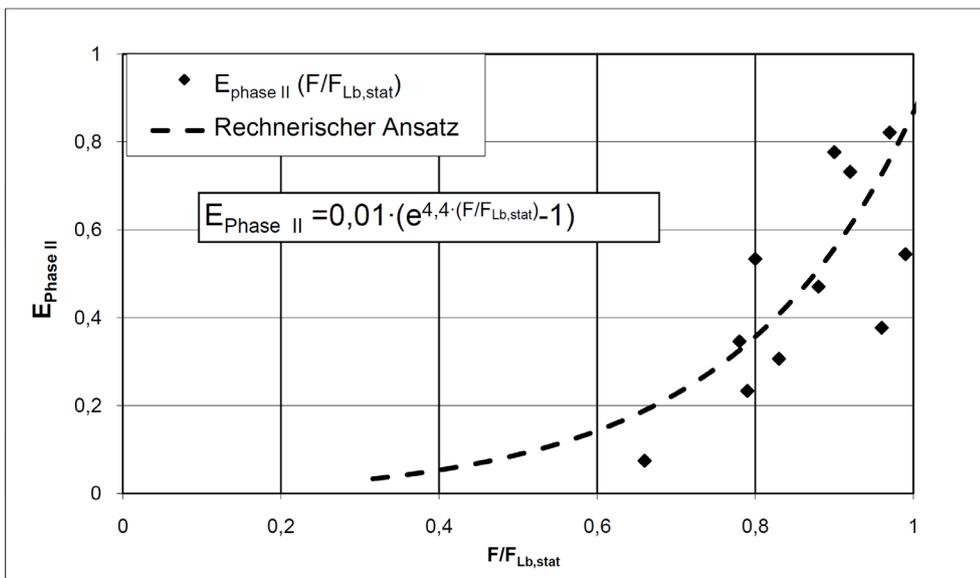


Bild 4.22: Energieverlust je Lastwechsel in Phase II in Abhängigkeit des Belastungsverhältnis

4.4.3 Verknüpfung des Schädigungsmodelles mit dem Energieverlust in Phase II

Das Modell zur Beschreibung des Energieverlustes in Phase II lässt sich mit dem Modell zur Beschreibung der Schädigung in Phase II kombinieren indem man das Modell zur Beschreibung der Schädigung nach dem Verhältnis aus Oberlast und statischer Verbundbruchkraft auflöst und in das Modell für den Energieverlust in Phase II einsetzt. Durch diese Kombination erhält man ein Modell, die Gleichung (4.3), für den Energieverlust in Phase II, welche nicht von der Oberlast sondern vom Schädigungskoeffizienten abhängig ist. Dieses Modell ist zweigeteilt, da das Modell für den Schädigungskoeffizient dreigeteilt ist, jedoch der erste Fall bei einer Betrachtung über den Schädigungskoeffizient g nicht eintreten kann.

$$E_{Phase II}(g) = \begin{cases} 0,01 \cdot e^{(-110 \cdot g + 111,43)} - 0,01 & \text{für } g \geq 0,98 \\ 0,01 \cdot e^{(3,65 + 0,0065 \cdot \sqrt{13225 - 13480 \cdot g})} - 0,01 & \text{für } g < 0,98 \end{cases} \quad (4.3)$$

Einen Vergleich des Modelles mit den in Abschnitt 4.4.2 ermittelten Energien der Versuche zeigt das Bild 4.23

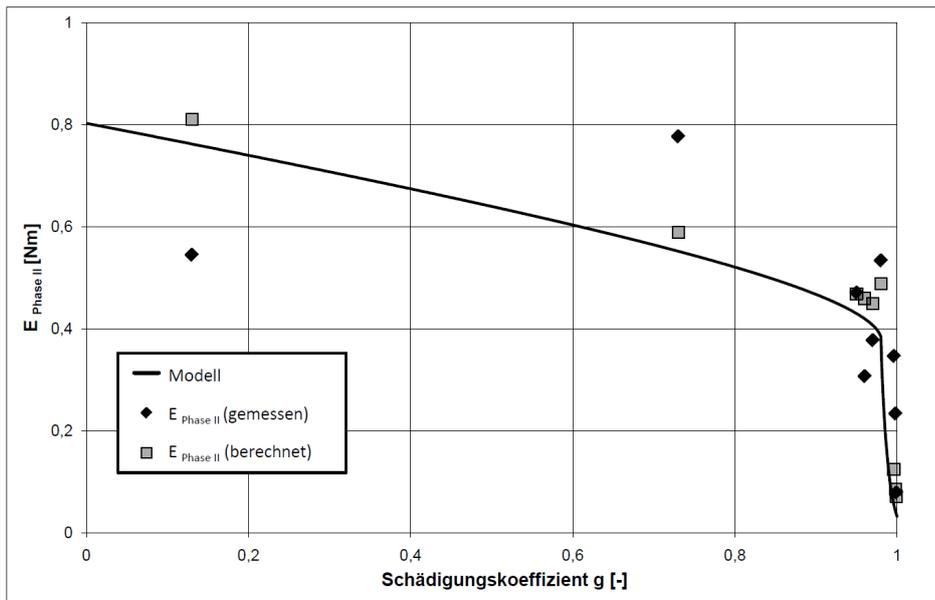


Bild 4.23: Vergleich der aus den Versuchen ermittelten Energien mit dem Modell aus Gleichung (4.3)

4.5 Schadensakkumulationshypothese

4.5.1 Allgemeines

Zur Abschätzung der Lebensdauer des Verbundes aufgeklebter Bewehrung unter niedrigen Lastwechselzahlen kann eine Schadensakkumulationshypothese dienen. Der Begriff „Schadensakkumulation“ umfasst die Anhäufung von Teilschädigungen, welche durch verschiedene Schädigungstheorien ermittelt und auf der Grundlage von Schadensakkumulationshypothesen aufsummiert werden. Bei einem Ermüdungsfestigkeitsnachweis mittels Schadensakkumulationshypothesen wird von der Ermüdungsfestigkeit bei einstufiger Beanspruchung unter konstanter dynamischer Belastung auf die Ermüdungsfestigkeit bei mehrstufiger Beanspruchung unter variierender dynamischer Belastung geschlossen. Mittels Schadensakkumulationshypothese wird jedem Schwingspiel eine Teilschädigung zugeordnet, deren bis zur Gesamtschädigung akkumulierter Betrag durch Erreichen einer bestimmten Schadenssumme auf ein mögliches Bauteilversagen hinweist. Auf diese Weise kann die Schädigung quantifiziert und berechnet werden.

Als Schädigungstheorie für den Verbund aufgeklebter Bewehrung wird das Modell für den Energieverlust in Phase II nach Bild 4.24 verwendet. In Bild 4.24 sind wie in Bild 4.20 und Bild 4.17 die drei Phasen, die Erstbelastungsphase, die stabile Ermüdungsphase und die Entkopplungsphase in Anlehnung an Weigler und Klausen [56] eingezeichnet. Im Weiteren wird jedoch auf der sicheren Seite liegend davon ausgegangen, dass bei dem Erreichen der Phase III, der Entkopplungsphase, das Gesamtversagen eintritt, da die Schädigung in Phase III instabil ist und progressiv ansteigend zum Bruch führt. Desweiteren wird davon ausgegangen, dass die Phase III bei dem Erreichen der Grenzverschiebung s_{L0} nach dem bilinearen Verbundansatz eintritt. Dies haben auch die Versuche gezeigt, bei welchen nach Erreichen des Grenzwertes s_{L0} nur noch ein bis drei Lastwechsel möglich waren und es danach zu einem schlagartigen Versagen kam.

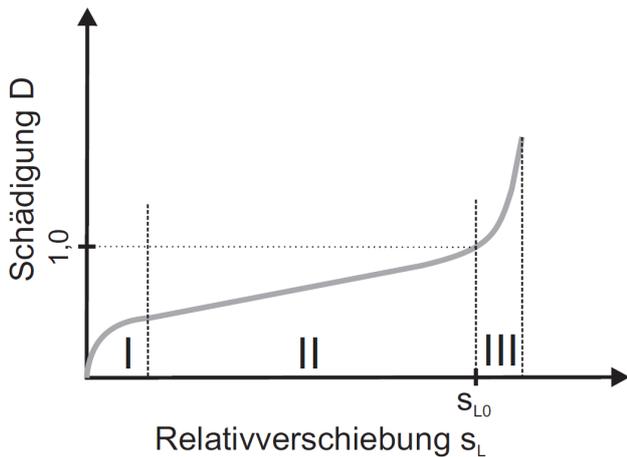


Bild 4.24: Beschreibung der Schädigung D in drei Phase in Abhängigkeit der Relativverschiebung

Im folgenden Abschnitt 4.5.2 wird ausgehend von der linearen Schadensakkumulationshypothese nach Palmgren und Miner eine Schadensakkumulationshypothese für die Kurzzeitermüdfestigkeit des Verbundes aufgeklebter Bewehrung abgeleitet. Diese Schadensakkumulationshypothese wird dann in Abschnitt 4.5.3 mit den experimentellen Ergebnissen aus Abschnitt 3 verglichen.

4.5.2 Schadensakkumulationshypothese für den Verbund aufgeklebter Bewehrung

Die Palmgren Miner Hypothese geht davon aus, dass die Gesamtlebensdauer durch lineares Aufaddieren von Schädigungsanteilen, welche relativ aus bekannten Schädigungsmodellen bestimmt wurden, ermittelt werden kann. Beschrieben wird die Schädigung bei der Palmgren Miner Hypothese durch den dimensionslosen Schädigungsfaktor D, der sich nach Gleichung (4.4) ermitteln lässt. Falls dieser Schädigungsfaktor Null wird, ist keine Schädigung eingetreten, wird diese Faktor zu 1,0 so tritt ein Ermüdungsversagen ein.

$$D = \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_i} \quad (4.4)$$

Die Palmgren Miner Hypothese wird von Sucuoglu und Erberik [53]⁶ auf ein energiebasiertes Kurzzeitermüdfestigkeitsmodell für Stahlbeton angewendet. Diese Schadensakkumulationshypothese beschreiben sie mit Gleichung (4.5) in Abhängigkeit des Formänderungsvermögens des Bauteils bzw. des Werkstoffes, wobei μ_m die Formänderung durch die Lastwechsel ist und μ_u das maximale Formänderungsvermögen des Bauteils ist.

$$D = \frac{\mu_m - 1}{\mu_u - 1} \quad (4.5)$$

Adaptiert man dieses Modell für den Verbund der aufgeklebten Bewehrung so erhält man aufgrund des bilinearen Ansatzes das maximale Formänderungsvermögen von s_{L0}/s_{L1} , welches gewährleistet, dass bei Erreichen der elastischen Verschiebung s_{L1} der Schädigungsfaktor D zu 0 wird und bei Erreichen der Grenzverschiebung s_{L0} der Schädigungsfaktor D zu 1,0 wird. Setzt man nun für die Verschiebung, welche aufgrund der Belastung bzw. Lastwechsel entsteht die Verschiebung zum Anfangszustand der Phase I s_L^0 addiert mit dem Verschiebungszuwachs aus den Lastwechseln $s_L(n)$ ein, so erhält man Gleichung (4.6).

$$D = \frac{\frac{s_{L,i} - 1}{s_{L1}} - \frac{s_L^0 + s_L(n) - 1}{s_{L1}}}{\frac{s_{L0} - 1}{s_{L1}} - \frac{s_{L0} - 1}{s_{L1}}} = \frac{s_{L1}}{s_{L1}} \quad (4.6)$$

Beschreibung des Ausgangszustandes aus Phase I

Der Anfangszustand bei Erreichen der Oberlast kann nach Hankers [31] über die „verbrauchte“ Verbundbruchenergie G^0 nach Bild 4.25 beschrieben werden.

⁶ Vergleiche Abschnitt 2.2.3.3

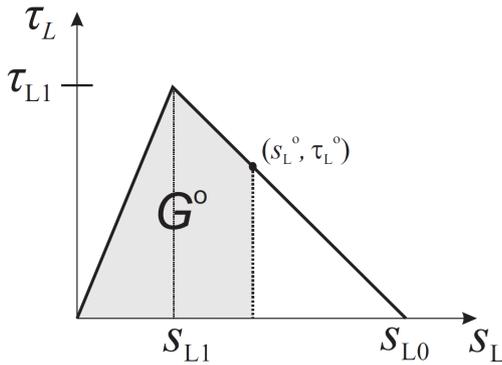


Bild 4.25: Verbundenergie G^o unter Oberlast, in Anlehnung an Hankers [31]

Mit der Beschreibung des Ausgangszustandes aus dem ersten Lastwechsel erhält man nach dem Bild 4.25 für die Anfangsverschiebung bei Erreichen der Oberlast die Gleichung (4.7) in Abhängigkeit der Verbundenergie bei Oberlast aus Gleichung (4.8).

$$s_L^o = s_{LO} - \sqrt{s_{LO}^2 - s_{L1}s_{LO} - 2G^o \frac{s_{LO} - s_{L1}}{\tau_{L1}}} \quad (4.7)$$

$$G^o = \frac{(F_L^o / b_L)^2}{2E_L t_L} \quad (4.8)$$

Die Modellvorstellung von Hankers wird in Tabelle 4.5 mit den gemessenen Verschiebungen bei Erreichen der ersten Oberlast verglichen. Aus Tabelle 4.5 ist ersichtlich, dass die rechnerischen Werte nach Gleichung (4.7) gut mit den Versuchswerten übereinstimmen. Der einzige Versuche, welcher durch die Beschreibung nach Gleichung (4.7) nicht gut getroffen wird, ist der Versuch 3.1.

Tabelle 4.5: Vergleich der gemessenen Verschiebungen bei Erreichen der ersten Oberlast mit der Modellvorstellung nach Hankers (Gleichung (4.7))

Versuch	exp. s_L^o	calc. s_L^o
-	mm	mm
1.1	0,087	0,0766
1.2	0,083	0,0764
3.1	0,202	0,1231
3.2	0,081	0,0788
4.1	0,162	0,1737
4.2	0,142	0,1354
5.1	0,173	0,1599
5.2	0,125	0,1256
6.1	0,19	0,1952

Beschreibung des Verschiebungszuwachses aufgrund der Lastwechsel

Der Verschiebungszuwachs in Abhängigkeit der Lastwechselzahl $s_L(n)$ wird mit der Gleichung (4.9) aus der Multiplikation des Energieverlustes der Phase II (Gleichung (4.2)) mit den Lastwechseln n und einem empirischen Faktor k beschrieben, dabei muss der Energieverlust noch durch die zugehörige Oberlast dividiert werden um die zugehörige Verschiebung zu erhalten.

$$s_L(n) = k(F_L^o / F_{Lb,stat}) \cdot n \cdot \frac{E_{PhaseII}(F_L^o / F_{Lb,stat})}{F_L^o} \quad (4.9)$$

Der empirische Koeffizient k dient zur Berücksichtigung der Form sowie der Neigung der Last-Verformungszyklen der Versuche. In der Tabelle 4.6 wurde für jeden Versuch der Koeffizient k bestimmt, wobei es aufgrund der unterschiedlichen Oberlasten des Versuches 5.2 möglich war, mehrere Koeffizienten für diesen Versuch zu bestimmen.

Tabelle 4.6: Aus den Versuchen ermittelter Koeffizient k

Versuch	$F_L^o/F_{Lb,stat}$	k
1.2	0,78	0,025
3.1	0,99	0,5
3.2	0,79	0,03
4.1	0,96	0,33
4.2	0,83	0,4
5.1	0,88	0,55
5.2	0,80	0,45
	0,92	0,45
	0,97	0,37
6.1	0,90	0,36

Mithilfe der Werte aus der Tabelle 4.6 und einer Regressionsanalyse wurde zur Beschreibung des Koeffizienten k in Abhängigkeit des Oberlastniveaus die Gleichung (4.10) gefunden.

$$k(F_L^o/F_{Lb,stat}) = 8 \cdot 10^{-5} \cdot \left(e^{9,03 \cdot F_L^o/F_{Lb,stat}} - 1 \right) \quad (4.10)$$

Die Gleichung (4.10) ist in Bild 4.26 den Werten aus der Tabelle 4.6 gegenübergestellt.

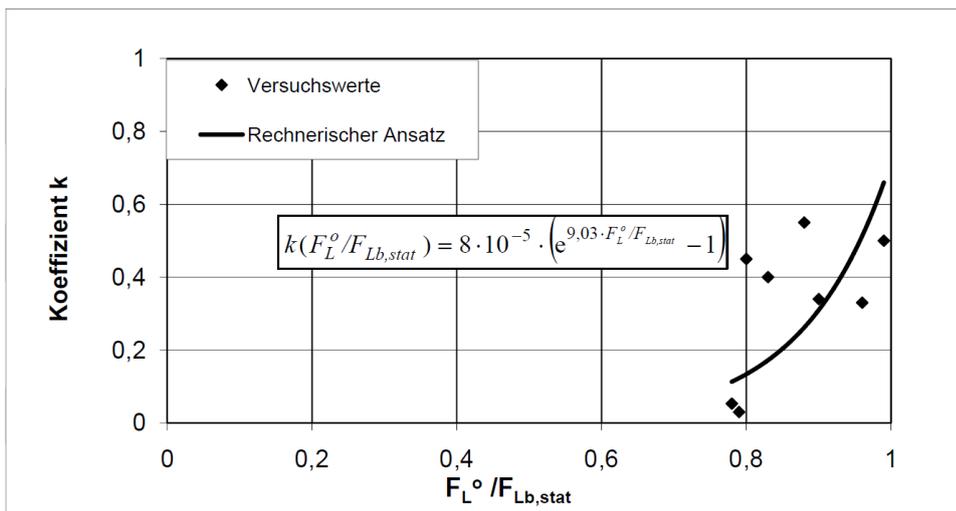


Bild 4.26: Gegenüberstellung des Rechenmodells und Versuchswerte für den Koeffizienten k

4.5.3 Überprüfung der Schadensakkumulationshypothese anhand der Versuche

Die in Abschnitt 4.5.2 entwickelte Schadensakkumulationshypothese wird in diesem Abschnitt mit den Werten aus den Versuchen in Phase I und II verglichen. In Bild 4.27 sind für den Versuch 4.1 und in Bild 4.28 sind für den Versuch 5.1 der Vergleich zwischen den gemessenen Relativverschiebungen und den nach dem Modell aus Abschnitt 4.5.2 berechneten Verschiebungen für die Phase I und II dargestellt. Man erkennt aus beiden Bildern, dass die Rechenergebnisse bis zum Beginn der Phase III gut mit den Versuchen übereinstimmen. Auch das Ende der Phase I wird durch die Beschreibung der Anfangsverschiebung gut getroffen.

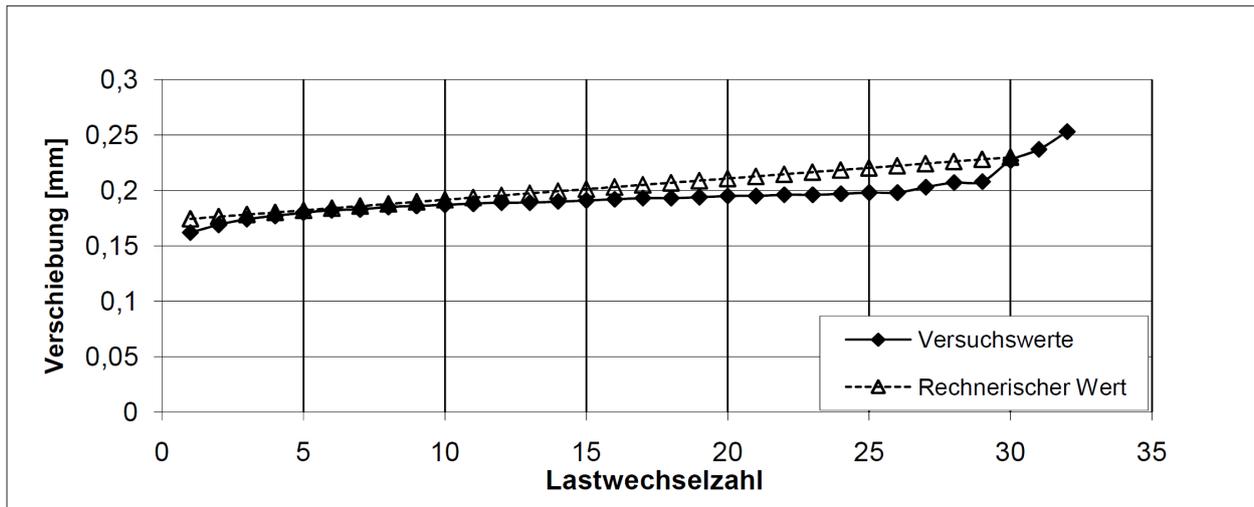


Bild 4.27: Vergleich der Relativverschiebungen aus dem Versuch 4.1 mit den berechneten Werten nach Abschnitt 4.5.2 bis zum Erreichen der Grenzverschiebung s_{L0}

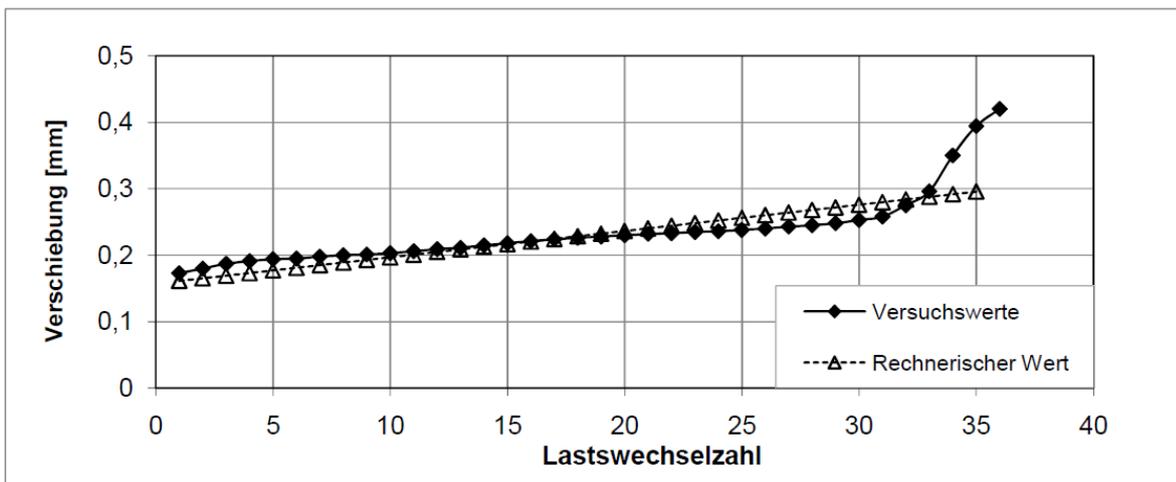


Bild 4.28: Verschiebung aus dem Experiment 5.1 und aus den ermittelten Formeln bis Erreichung s_{L0}

In Tabelle 4.7 ist der gemessene Energieverlust in der Phase II dem Energieverlust in Phase II des Modells gegenübergestellt. Desweiteren wurde die gemessene Gesamtenergie der Phase I + II mit der Gesamtenergie, welche sich aus der Phase II bis zum Erreichen der akkumulierten Schädigung von $D=1$ ergibt gegenübergestellt. Die Lastwechsel (S-A-H) welche bis zum Erreichen dieser Gesamtschädigung von $D=1$ benötigt wurden sind ebenfalls in der Tabelle 4.7 aufgelistet.

Tabelle 4.7: Aus den Versuchen und den Rechnungen ermittelter Energieverlust der Versuche

Versuch	Lastwechsel (S-A-H)	$F^0/F_{Lb,stat}$	$E_{Gesamt, Phase I+II}$ (gemessen) Nm	$E_{Gesamt, Phase II}$ (rechnerisch) Nm	$E_{Phase II}$ (gemessen) Nm	$E_{Phase II}$ (rechnerisch) Nm
1.2	735	0,78	253,0	91,1	0,34611	0,124
3.1	3	0,99	6,32	2,43	0,54461	0,81
3.2	537	0,79	126,5	45,7	0,23329	0,085
4.1	34	0,96	15,3	15,26	0,37716	0,449
4.2	87	0,83	32,1	40,0	0,30658	0,459
5.1	35	0,88	20,4	16,4	0,47051	0,468
5.2	47	0,80	34,8	23,0	0,53353	0,488
6.1	28	0,90	26,4	16,5	0,77650	0,5888

Für alle Versuche wurden für die aufgebrauchten Zyklen bis zum Erreichen der Phase III, die nach der Schadensakkumulationshypothese aus Abschnitt 4.5.2 errechneten maximalen Verschiebungen berechnet. Diese berechneten Verschiebungen sind in Tabelle 4.8 den gemessenen Verschiebungen gegenübergestellt.

Tabelle 4.8: Vergleich der berechneten Werte und der Messwerte der maximalen Verschiebung der Lasche

Versuch	Zyklen(S-A-H)	Calc. $s_{L,max}$	Exp. $s_{L,max}$
-	-	mm	mm
1.2	735	0,2	0,205
3.1	3	0,186	0,214
3.2	537	0,151	0,150
4.1	34	0,243	0,253 (32. LW)
4.2	87	0,287	0,29
5.1	35	0,296	0,296 (33. LW)
5.2	47	0,289	0,348
6.1	28	0,296	0,369

Aus dem Vergleich der Energien sowie der aufgetretenen Lastwechsel und Verschiebungen kann man im Mittel eine passable Übereinstimmung feststellen. Die Differenzen aus den gemessenen und berechneten Ergebnissen sind hauptsächlich darauf zurückzuführen, dass rechnerisch im Wesentlichen die Phase II der Versuche betrachtet wurde und in der Messung auch die Phase I und III enthalten sind.

5 Zusammenfassung und Ausblick

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurde ein Modell zur Kurzzeitschwingfestigkeit des Verbundes aufgeklebter Bewehrung vorgestellt. Zur Entwicklung dieses Modelles wurden zunächst zwölf Verbundversuche an Zug- Zug Doppellaschenkörpern mit unterschiedlichen Betonfestigkeiten an den verklebten Oberflächen durchgeführt. Bei der Durchführung der Versuche wurde zur Ermittlung des statischen Verbundverhaltens der Versuchskörper bis zu einer definierten Verschiebung weggesteuert belastet. Danach wurde der Körper zyklisch unter einer Oberlast belastet, welche nur geringfügig niedriger als die theoretisch ermittelte maximale Verbundbruchkraft war. Mit dieser Oberlast wurden die Körper belastet, bis es zu einem Ermüdungsver-sagen kam, welches je nach der Höhe der Oberlast bei den Versuchen zwischen 32 und 11429 Lastwech-seln eintrat.

Mithilfe der Erstbelastungsphase der Versuche wurde das spezifische Verbundverhalten der Versuchskörper unter statischer Belastung auf Grundlage des bilinearen Verbundansatzes und der Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes und mithilfe eines Auswerteverfahrens nach Niedermeier [43] ermittelt. Es konnte festgestellt werden, dass das Verbundverhalten gut mit dem bilinearen Verbundansatz beschrieben werden kann und die Versuchswerte gut mit den bisherigen Ansätzen zum statischen Verbundverhalten übereinstimmen.

Zur Beschreibung der Schwingphase der Versuche wurde zunächst das Schädigungsmodell von Hankers [31] an die Erfordernisse zur Beschreibung der Kurzzeitermüdung des Verbundes aufgeklebter Bewehrung angepasst. So wurde der Schädigungskoeffizient im Gegensatz zum Modell von Hankers in jedem Lastwechsel angepasst und die Schädigung wurde auch nach dem Überschreiten der Grenzverschiebung s_{L0} weiter betrachtet. Als Ergebnis kann der Schädigungskoeffizient, die Laschendehnungen, die Verbundspannungen und die Relativverschiebungen zu jedem Lastwechsel angegeben werden. Mithilfe des Schädigungs-koeffizienten in Abhängigkeit der Lastwechselzahl kann die Schädigung analog zum Schädigungsmodell von Weigler und Klausen [56] in drei Phasen aufgeteilt werden: Die Erstbelastungsphase, die stabile Ermü-dungsphase und die Entkopplungsphase. In der stabilen Ermüdungsphase bleibt der Schädigungskoeffizient und der Verschiebungszuwachs nahezu konstant. Im Gegensatz dazu steigert sich die Schädigung und Ver-schiebung in der Entkopplungsphase progressiv. Für die stabile Ermüdungsphase (Phase II) konnte dann auf Basis der aus den Versuchen ermittelten Schädigungskoeffizienten ein Modell zu vereinfachten Ermittlung des Schädigungskoeffizienten in Abhängigkeit des Oberlastniveaus entwickelt werden.

Für die stabile Ermüdungsphase wurde danach der Energieverlust je Lastwechsel aus den Versuchen ermit-telt, welcher unter Anderem in der Erdbebenbemessung eine entscheidende Größe ist. Dieser Energiever-lust kann dann rückwirkend wieder mit dem Schädigungskoeffizient verknüpft werden. Es konnte so ein ein-faches Modell zur Ermittlung des Energieverlust in Abhängigkeit der Oberlast oder des Schädigungs-koeffizienten angegeben werden.

Aufbauend auf dem Energieverlust und der linearen Schadensakkumulation nach Palmgren und Miner wur-de eine Schadensakkumulationshypothese aufgestellt, mit welcher es nun möglich ist mithilfe von einer einfachen Handrechnung die Lebensdauer des Verbundes aufgrund der Kurzzeitermüdung vorherzusagen.

Mit dem vorliegenden Modell ist es nun möglich, die Lebensdauer und das Verhalten des Verbundes von aufgeklebter Bewehrung zu beschreiben. Da jedoch die Versuchsanzahl in der vorliegenden Arbeit relativ klein ist und der Fokus der Untersuchungen auf ein unterschiedliches Oberlastniveau gelegt wurde, sollte in weiteren Arbeiten überprüft werden, in wie weit das vorliegende Modell auf andere Materialkombinationen übertragen werden kann. So wurde in dieser Arbeit ein relativ fester Beton untersucht, in der Verstärkungs-praxis werden jedoch die niedrig festen Betone überwiegen. Desweiteren sollte überprüft werden, in wie weit das an den Stahllaschenversuchen kalibrierte Modell auch auf andere Verstärkungssysteme wie CFK-Lamellen, CF-Gelege oder auf das Verstärken mit textilibewehrten Beton übertragen werden kann.

Da das vorliegende Modell lediglich die Kurzzeitschwingfestigkeit des Verbundes der aufgeklebten Bewehrung an idealisierten Endverankerungsversuchen betrachtet sind für die Übertragung auf ein verstärktes Bauteil noch mehrere weitere Schritte notwendig. Zunächst sollten die Ansätze auf das von Niedermeier [43] zur Verbundkraftübertragung am Bauteil eingeführte Zwischenrisselement übertragen werden und überprüft werden, in wie weit die von Finckh [28] entdeckten bauteilspezifischen Effekte das Ermüdungsverhalten beeinflussen. Desweiteren werden im Regelfall Bauteile verstärkt, welche auch eine innenliegende Beton-stahlbewehrung haben. Seit Zehetmaier [57] ist jedoch bekannt, dass sich die Kräfte in den verschiedenen Bewehrungssträngen analog zu den Verbundsteifigkeiten dieser Bewehrungsstränge verteilen. Diese Tatsache ist jedoch gerade bei der Ermüdung von hohem Interesse, da durch die Schädigung des Verbundes die Steifigkeit des Verbundes abnimmt und sich die Kräfte eventuell weiter auf die innenliegende Bewehrung umlagern. So kann es eventuell zu einem vorzeitigen Versagen der innenliegenden Bewehrung kommen, als es die derzeitigen Modelle vorhersagen, welche die Kräfte anhand der Bernoulli Hypothese aufteilen.

Literaturverzeichnis

- [1] ACI 440.2R-02.: Guide for the design and construction of externally bonded FRP systems for strengthening concrete structures, American Concrete Institute, USA, 2002
- [2] Bizindavyi, L.; Neale, K.W.; Erki, M.A.: Experimental Investigation of Bonded Fiber Reinforced Po-lymer-Concrete Joints under Cyclic Loading, In: Journal of Composites for Construction 7, S. 127-134, 2003
- [3] Block, K. ; Dreier, F. : Das Ermüdungstragverhalten von Dübelbefestigungen, DAfStb Heft 541, Beuth, Berlin, 2003
- [4] Buba, R.: Zur stochastischen Zuverlässigkeit bestehender Spannbetonbrücken gegen Ermüdung, Dissertation, Lehrstuhl für Massivbau, Technische Universität München, 2003
- [5] Budelmann, H., Husemann, U., K. Block, F. Dreier: Einfluss von nicht vorwiegend ruhender Belastung auf die Verbundtragfähigkeit von CFK-Lamellen zur Bauteilverstärkung, Forschungsbericht, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, Technische Universität Braunschweig gemeinsam mit der Universität Dortmund, 2006
- [6] Budelmann, H., Husemann, U.: Einfluss von nicht vorwiegend ruhender Belastung auf die Verbundtragfähigkeit von CFK-Lamellen zur Bauteilverstärkung, Forschungsbericht, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, Technische Universität Braunschweig, 2008
- [7] Budelmann, H.; Leusmann, T.: Praxisgerechte Bemessungsansätze für das wirtschaftliche Verstärken von Beton-bauteilen mit geklebter Bewehrung - Verbundtragfähigkeit unter dynamischer Belastung, DAfStb Heft 593, Beuth, Berlin, 2011
- [8] Chai YH, Romstad KM, Bird SM: Energy based linear damage model for high intensity seismic loading, Journal of Structural Engineering 121, S. 857–864, 1995
- [9] Chai, Y. H.; Romstad, K. M.: Correlation between Strain-Based Low-Cycle Fatigue and Energy-Based Linear Damage Models, In: Earthquake spectra 13, S. 191-209, 1997
- [10] CNR-DT 200/2004: Guide for Design and Construction of Externally Bonded FRP Systems for Strengthening Existing Structures, Advisory Committee on technical recommendations for construction, Italien, 2004
- [11] Coffin, L. F.: A study of effects of cyclic thermal stresses on ductile metal, In: Transactions of the American Society of Mechanical Engineers 76, S. 931–950, 1954
- [12] DAfStb: Gelbdruck der Richtlinie "Verstärken von Betonbauteilen mit geklebter Bewehrung", Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Berlin, März 2011
- [13] Dai, J.G.; Saito, J.; Ueda, T.; Sato Y.: Static and Fatigue Bond Characteristics of Interfaces between CFRP Sheets and Frost Damage Experienced Concrete; In 7th International Symposium on Fiber Reinforced Polymer Reinforcement for Reinforced Concrete Structures (FRPRCS 7), ACI SP-230-88, New Orleans, USA, S.1515-1530, 2005
- [14] DIBt: Z-36.12-80: Verstärken von Stahlbetonbauteilen durch schubfest aufgeklebte Kohlenfaserlamellen "Sika CarboDur" nach DIN 1045-1:2008-08, Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin, 2010
- [15] DIN 1045-2: Tragwerke aus Beton, Stahlbeton und Spannbeton - Teil 2: Beton - Festlegung, Eigenschaften, Herstellung und Konformität - Anwendungsregeln zu DIN EN 206-1, Deutsches Institut für Normung, Berlin, 2008
- [16] DIN EN 10002-1: Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur, Deutsches Institut für Normung, Berlin, 2001
- [17] DIN EN 10025-2: Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen - Teil 2: Technische Lieferbedingungen für unlegierte Baustähle, Deutsches Institut für Normung, Berlin, 2005
- [18] DIN EN 13791: Bewertung der Druckfestigkeit von Beton in Bauwerken oder in Bauwerksteilen, Deutsches Institut für Normung, Berlin, 2008
- [19] DIN EN 1504-4: Produkte und Systeme für den Schutz und die Instandsetzung von Betontragwerken - Definitionen, Anforderungen, Qualitätsüberwachung und Beurteilung der Konformität - Teil 4: Kleber für Bauzwecke, Deutsches Institut für Normung, Berlin, 2005
- [20] DIN EN 1542: Produkte und Systeme für den Schutz und die Instandsetzung von Betontragwerken - Prüfverfahren - Messung der Haftfestigkeit im Abreißversuch, Deutsches Institut für Normung, Berlin, 1999

- [21] DIN EN 1992-1-1: Eurocode 2: Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken - Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau, Deutsches Institut für Normung, Berlin, 2005
- [22] DIN EN 206-1: Beton - Teil 1: Festlegung, Eigenschaften, Herstellung und Konformität, Deutsches Institut für Normung, Berlin, 2001
- [23] DIN EN ISO 12944-4: Beschichtungsstoffe - Korrosionsschutz von Stahlbauten durch Beschichtungssysteme - Teil 4: Arten von Oberflächen und Oberflächenvorbereitung, Deutsches Institut für Normung, Berlin, 1998
- [24] Ellinger, M.: Analyse des Reibverbundes geklebter Bewehrung, Master's Thesis, Lehrstuhl für Massivbau, Technische Universität München, 2010
- [25] Erberik, A.; Sucuoglu, H.: Seismic energy dissipation in deteriorating systems through low-cycle fatigue, In: Earthquake Engineering and Structural Dynamics 33, S.49-67, 2004
- [26] Fäcke, A.: Numerische Simulation des Schädigungsverhaltens von Brückenpfeilern aus Stahlbeton unter Erdbebenlasten, Dissertation, Universität Fridericiana zu Karlsruhe, 2006
- [27] fib Bulletin 14: Externally bonded FRP reinforcement for RC structures, federation internationale du beton, Lausanne, 2001
- [28] Finckh W.: Einfluss bauteilspezifischer Effekte auf die Bemessung von mit CFK-Lamellen verstärkten Stahlbetonbauteilen, In: Tagungsband zum 51. Forschungskolloquium des Deutschen Ausschuss für Stahlbeton, S.435-446, Kaiserslautern, 2010
- [29] Gylltoft, K.: Fracture mechanics models for fatigue in concrete structures, Dissertation, Luleå University of Technology; 1983
- [30] Haibach, E.: Betriebsfestigkeit: Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung. Düsseldorf , VDI-Verlag, 2006
- [31] Hankers, C.: Zum Verbundverhalten laschenverstärkter Betonbauteile unter nicht vorwiegend ruhender Beanspruchung; Dissertation, TU Braunschweig; 1996
- [32] Heilmann, H: Beziehung zwischen Zug- und Druckfestigkeiten des Betons, beton, 69, S 68-70, 1969
- [33] Holzenkämpfer, P.: Ingenieurmodelle des Verbundes geklebter Bewehrung für Betonbauteile; Dissertation, Technischen Universität Braunschweig; 1994
- [34] Holzenkämpfer, P: Ingenieurmodelle des Verbunds geklebter Bewehrung für Betonbauteile, In: DAfStb Heft 473, Beuth Verlag, 1997
- [35] Kim, Y.; Heffernan, P: Fatigue Behavior of Externally Strengthened Concrete Beams with Fiber-Reinforced Polymers: State of the Art, In: Journal for Composite for Construction 12, S. 246-256, 2008
- [36] Ko, H.; Sato Y.: Bond Stress–Slip Relationship between FRP Sheet and Concrete under Cyclic Load, In: Journal for Composite for Construction 11, S. 419-426, 2007
- [37] König, G.; Danielewicz, I.: Ermüdungsfestigkeit von Stahlbeton und Spannbetonbauteilen mit Erläuterungen zu den Nachweisen gemäß CEB-FIP. Model Code 1990, DAfStb Heft 439, Beuth, Berlin, 1994
- [38] Kresser, M.: Einfluss der thermischen Lagerbedingungen auf die mechanischen Eigenschaften von Epoxidharzklebstoffen, Bachelor's Thesis, Lehrstuhl für Massivbau, Technische Universität München, 2010
- [39] Langer, B. F.: Fatigue failure from stress cycles of varying amplitude, Trans. ASME, Journal of Applied Mechanics 59, S. 160-162, 1937
- [40] Manson, S.S.: Fatigue: a complex subject - some simple approximations, In: Experimental Mechanics 5, S. 193-226, 1965
- [41] Miner, M. A.: Cumulative damage in fatigue, Trans. ASME, Journal of Applied Mechanics 67, S. 159-164, 1945
- [42] Neubauer U.: Verbundtragverhalten geklebter Lamellen aus Kohlenstoffaser-Verbundwerkstoff zur Verstärkung von Betonbauteilen, Dissertation, Technischen Universität Carolo-Wilhelmina Braunschweig; 2000
- [43] Niedermeier, R.: Zugkraftdeckung bei klebarmierten Bauteilen; Dissertation, Technischen Universität München; 2001
- [44] Niedermeier, R.; Mühlbauer, C.: Prüfung von laminierten und verklebten CF-Gelegen, Untersuchungsbericht, Lehrstuhl für Massivbau, Technische Universität München, 2007

- [45] Palmgren, A.: Die Lebensdauer von Kugellagern, VDI-Zeitschrift 69, S. 339-341, 1924
- [46] Park YJ, Ang AHS: Mechanistic seismic damage analysis of reinforced concrete, In: Journal of Structural Engineering 111, S. 722–739, 1985
- [47] Pellegrino, C.; Tinazzi, D.; Modena, C.: Experimental Study on Bond Behavior between Concrete and FRP Reinforcement, In: Journal for Composite for Construction 12, S. 180-189, 2008
- [48] Pölling, R.: Eine praxisnahe, schädigungsorientierte Materialbeschreibung von Stahlbeton für Strukturanalysen, Dissertation, Ruhr-Universität Bochum, 2001
- [49] Popovics, S.: A numerical approach to complete stress–strain curve of concrete, In: Cement and Concrete Research 3, S. 538–559, 1973
- [50] Radaj, R.; Vormwald, M.: Ermüdungsfestigkeit, Grundlagen für Ingenieure, 3. Auflage, Springer Verlag, Berlin, 2007
- [51] Sato, Y., and Vecchio, F. J.: Tension stiffening and crack formation in reinforced concrete members with fiber-reinforced polymer sheets, In: Journal of Structural Engineering 129, S. 717–724, 2003
- [52] Sika Chemie: Produktdatenblatt Sikadur®-30 DUE, 2-Komponenten-Klebmörtel, 2010
- [53] Sucuoglu, H.; Erberik, A.: Energy-based hysteresis and damage models for deteriorating systems, In: Earthquake Engineering and Structural Dynamics 33, S.69-88, 2004
- [54] Teng, J. ; Chen, J. ; Smith, S. ; Lam, L.: FRP strengthened RC structures, Wiley, Chichester, 2002
- [55] Volkersen, O.: Die Nietkraftverteilung in zugbeanspruchten Nietverbindungen mit konstanten Laschenquerschnitten, In: Luftfahrtforschung 15, S. 41-47, 1938
- [56] Weigler, H. ; Klausen, D.: Ermüdungsverhalten von Beton, Auswirkung einer Beanspruchung im Dauerfestigkeitsbereich, In: Betonwerk + Fertigteil-Technik, S. 214-220, 1979
- [57] Zehetmaier G.: "Zusammenwirken einbetonierter Bewehrung mit Klebarmierung bei verstärkten Betonbauteilen", Dissertation, Technische Universität München, 2006
- [58] Zilch K., Niedermeier R.: "Festlegung von Anforderungen an die Klebschichtdicke bei Prüfkörpern für Verbundversuche mit oberflächlich aufgeklebten Stahlaschen und CFK-Lamellen" Forschungsbericht, Technische Universität München, (2006)
- [59] Zilch K., Zehetmaier G., Gläser Ch.: "Ermüdungsnachweis bei Massivbrücken, In: Betonkalender 2004 Teil 1, Ernst und Sohn, Berlin, S. 311-405
- [60] Zilch, K. ; Niedermeier, R.: Festlegung von Anforderungen an die Klebschichtdicke bei Prüfkörpern für Verbundversuche mit oberflächlich aufgeklebten Stahlaschen und CFK-Lamellen, Forschungsbericht, Lehrstuhl für Massivbau, Technische Universität München, 2006
- [61] Zilch, K.; Niedermeier, R.: Formulierung von Prüfgrundsätzen bei Verbundversuchen mit oberflächlich aufgeklebten Stahlaschen und CFK-Lamellen, Forschungsbericht, Technische Universität München, 2006
- [62] Zilch, K.; Niedermeier, R.; Finckh W.: Praxisgerechte Bemessungsansätze für das wirtschaftliche Verstärken von Betonbauteilen mit geklebter Bewehrung - Verbundtragfähigkeit unter statischer Belastung, DAfStb Heft 592, Beuth, Berlin, 2011
- [63] Zilch, K.; Niedermeier, R.; Finckh, W.: Praxisgerechte Bemessungsansätze für das wirtschaftliche Verstärken von Betonbauteilen mit geklebter Bewehrung – Querkrafttragfähigkeit " ;DAfStb Heft 594, Beuth, Berlin, 2011
- [64] Zilch, K.; Niedermeier, R.; Finckh, W.: Sachstandbericht „geklebte Bewehrung“; DAfStb Heft 591, Beuth, Berlin, 2011
- [65] Zilch, K.; Zehetmaier, G.: Bemessung im konstruktiven Betonbau, 2. Auflage, Springer Verlag, Berlin, 2010

Anhang A- Versuchsergebnisse

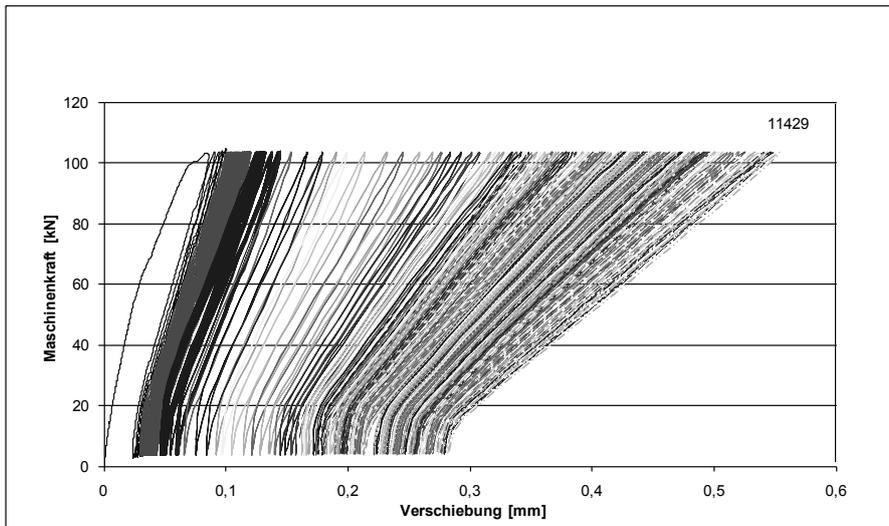


Bild A.1: Maschinenkraft in Abhängigkeit der Relativverschiebung für alle Lastwechsel des Versuchs 1.2

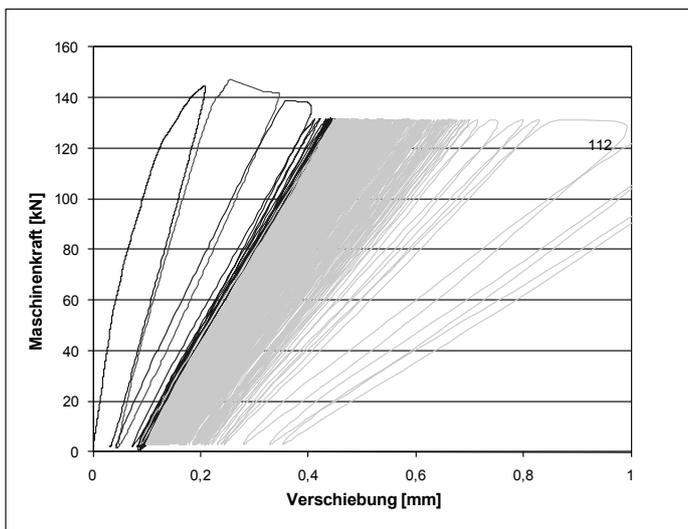


Bild A.2: Maschinenkraft in Abhängigkeit der Relativverschiebung für alle Lastwechsel des Versuchs 2.1

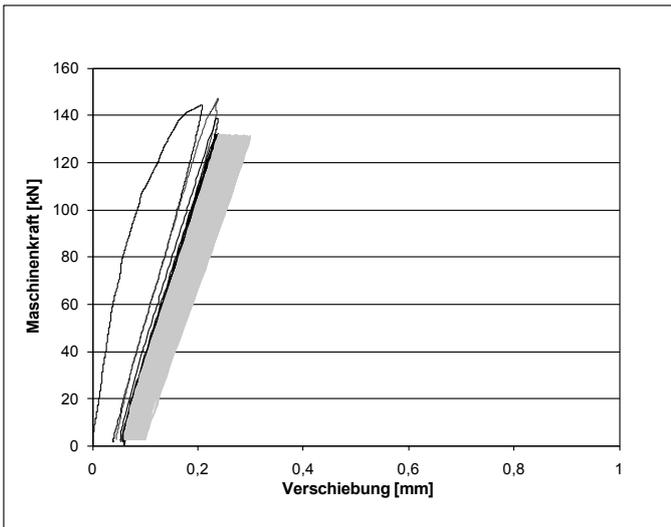


Bild A.3: Maschinenkraft in Abhängigkeit der Relativverschiebung für alle Lastwechsel des Versuchs 2.2

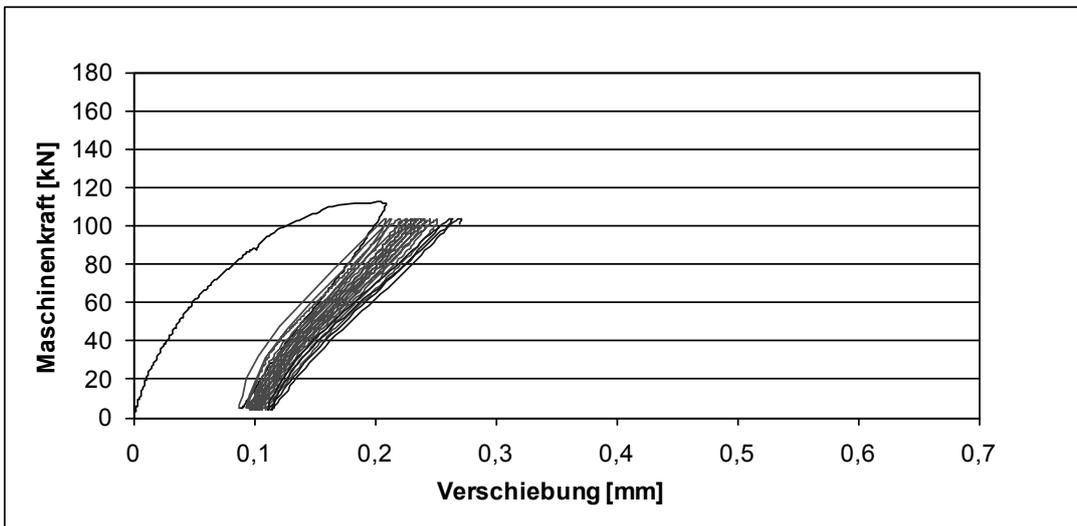


Bild A.4: Maschinenkraft in Abhängigkeit der Relativverschiebung für alle Lastwechsel des Versuchs 3.1

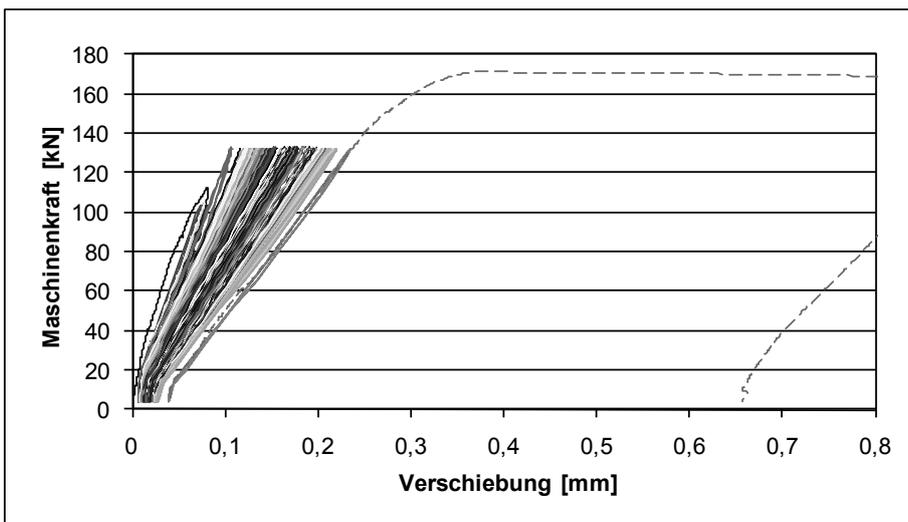


Bild A.5: Maschinenkraft in Abhängigkeit der Relativverschiebung für alle Lastwechsel des Versuchs 3.2

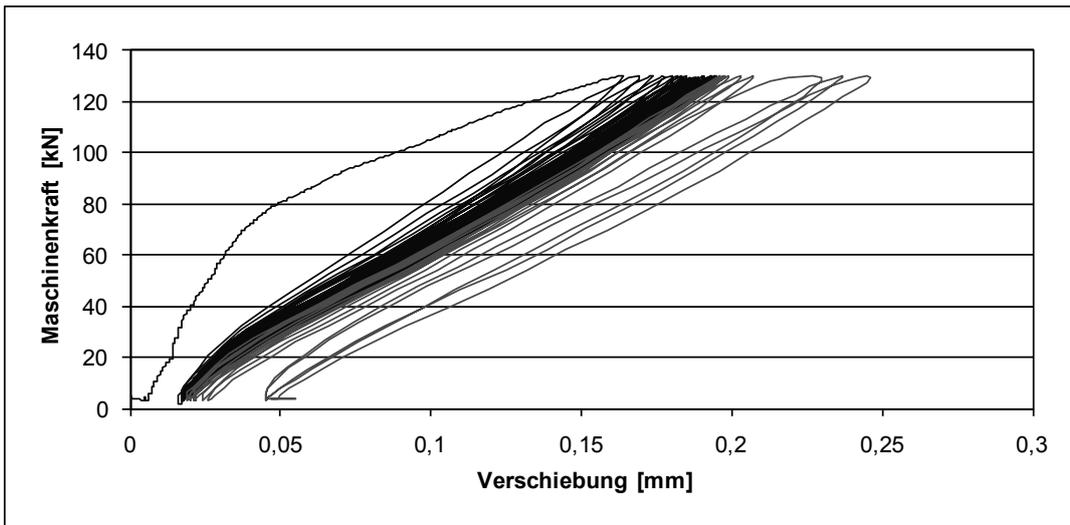


Bild A.6: Maschinenkraft in Abhängigkeit der Relativverschiebung für alle Lastwechsel des Versuchs 4.1

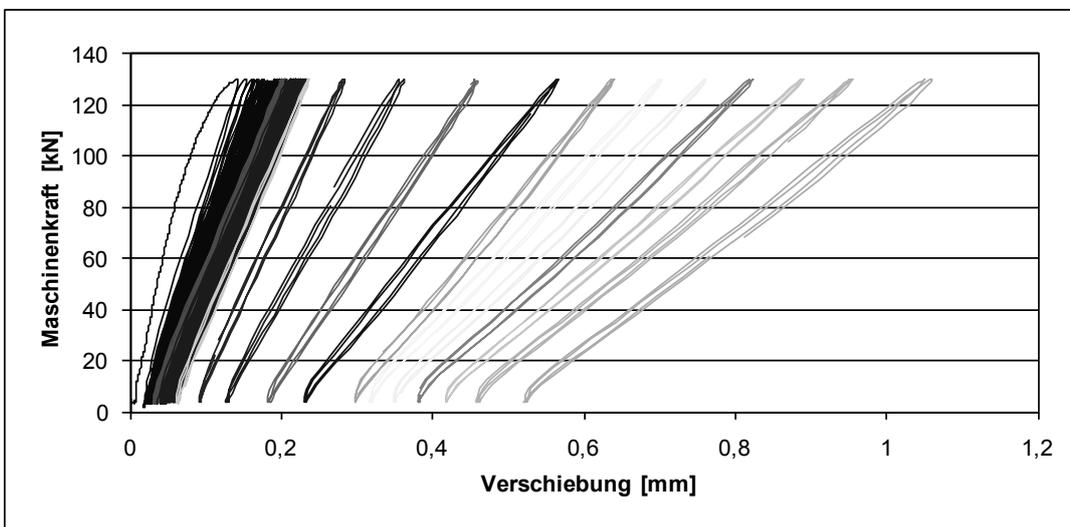


Bild A.7: Maschinenkraft in Abhängigkeit der Relativverschiebung für alle Lastwechsel des Versuchs 4.2

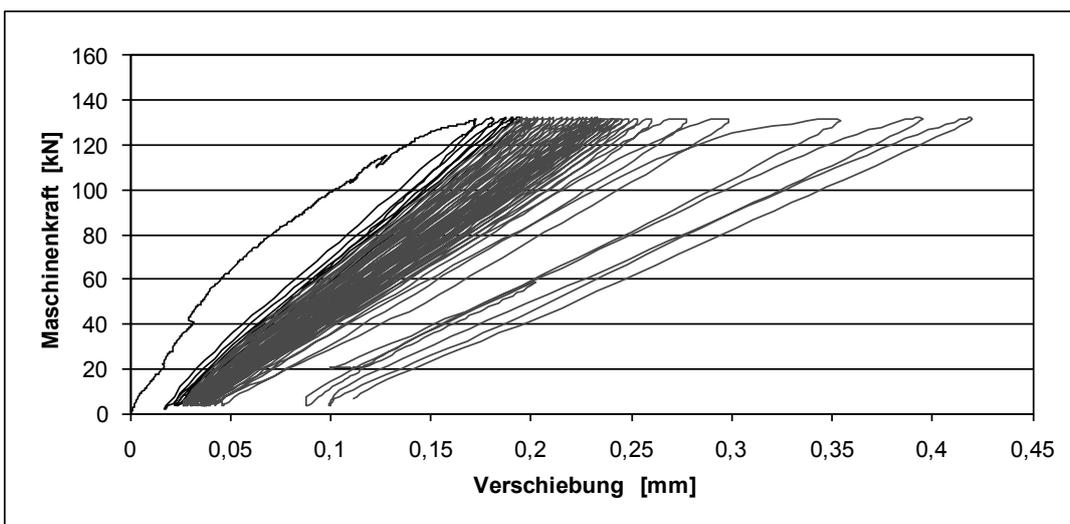


Bild A.8: Maschinenkraft in Abhängigkeit der Relativverschiebung für alle Lastwechsel des Versuchs 5.1

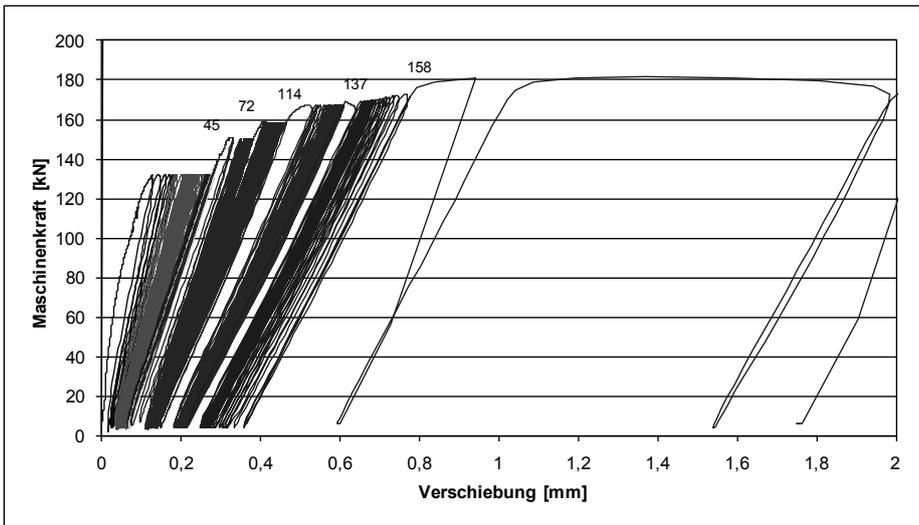


Bild A.9: Maschinenkraft in Abhängigkeit der Relativverschiebung für alle Lastwechsel des Versuchs 5.2

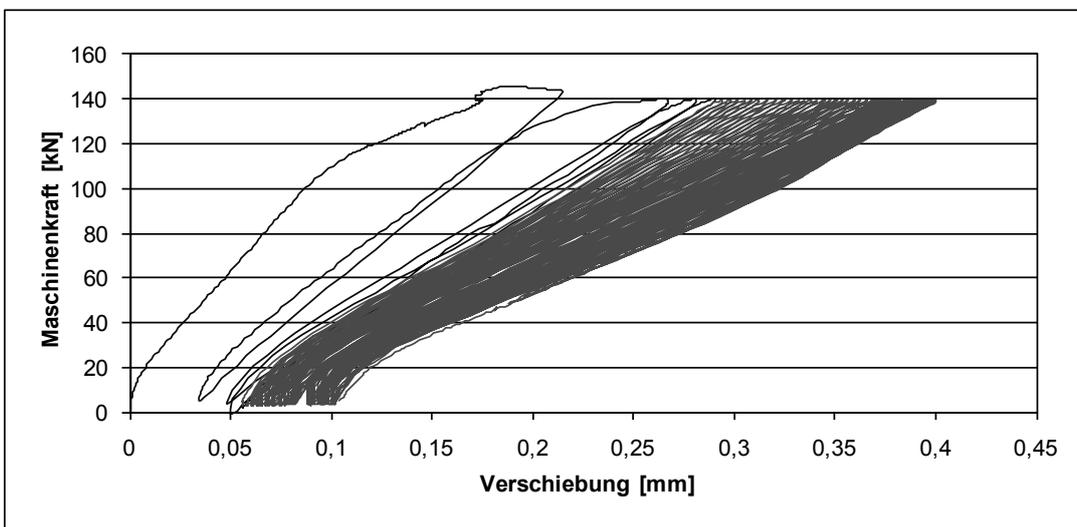


Bild A.10: Maschinenkraft in Abhängigkeit der Relativverschiebung für alle Lastwechsel des Versuchs 6.1

Anhang B- Rechenergebnisse

Schwingphase

Versuch 1.2

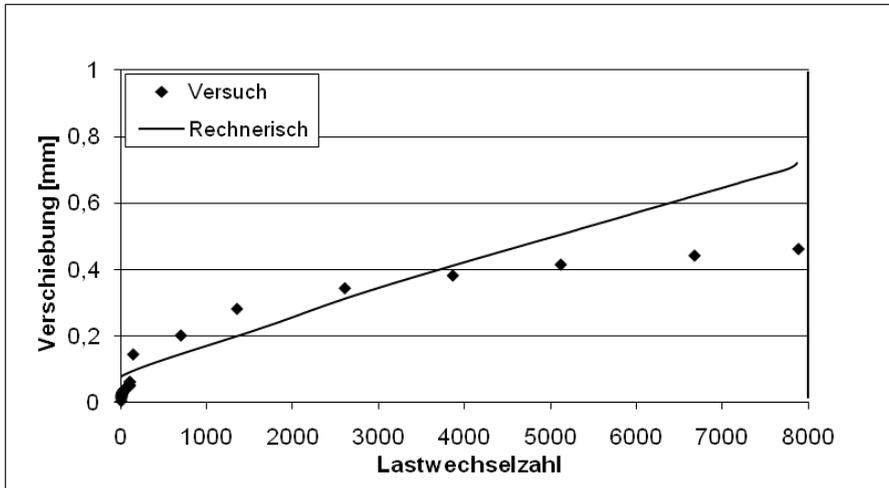


Bild B.1: Gegenüberstellung des berechneten und der gemessenen Verschiebung des Versuchs 1.2

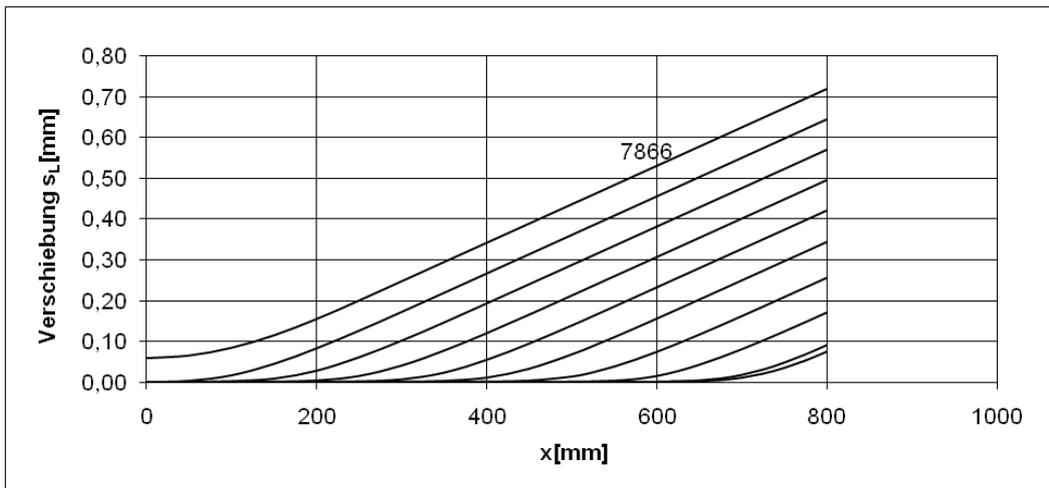


Bild B.2: Berechnete Verschiebungen des Versuches 1.2 in Abhängigkeit der Lastwechselzahl

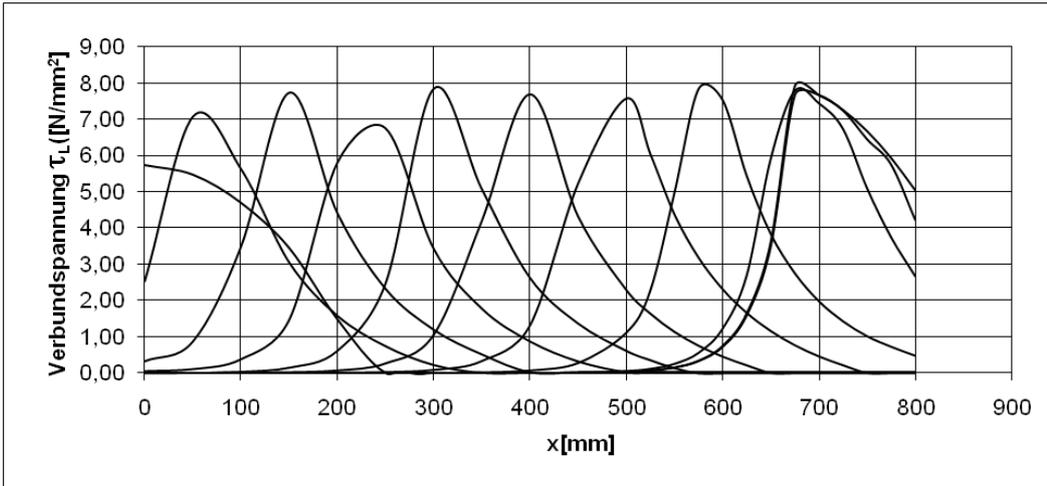


Bild B.3: Berechnete Verbundspannungen des Versuches 1.2 in Abhängigkeit der Lastwechselzahl

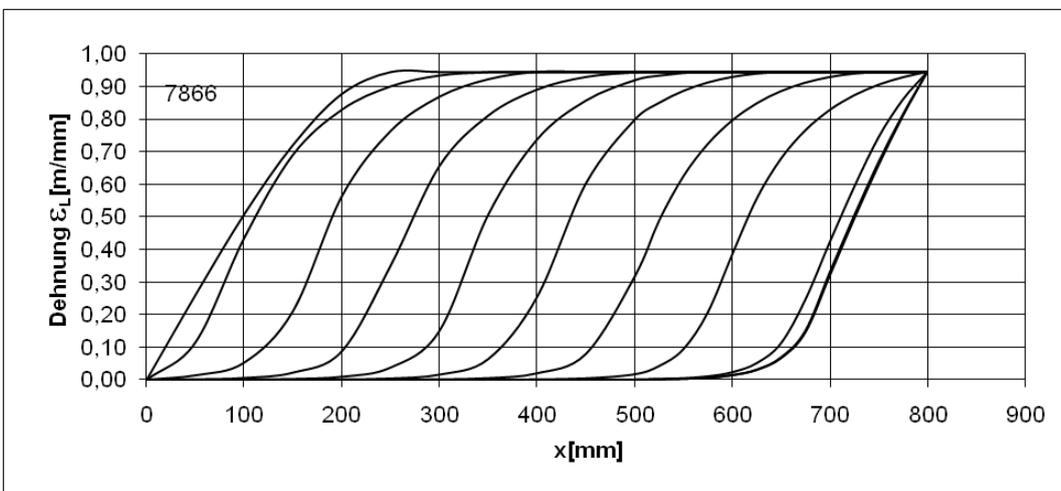


Bild B.4: Berechnete Dehnungen des Versuches 1.2 in Abhängigkeit der Lastwechselzahl

Versuch 3.1

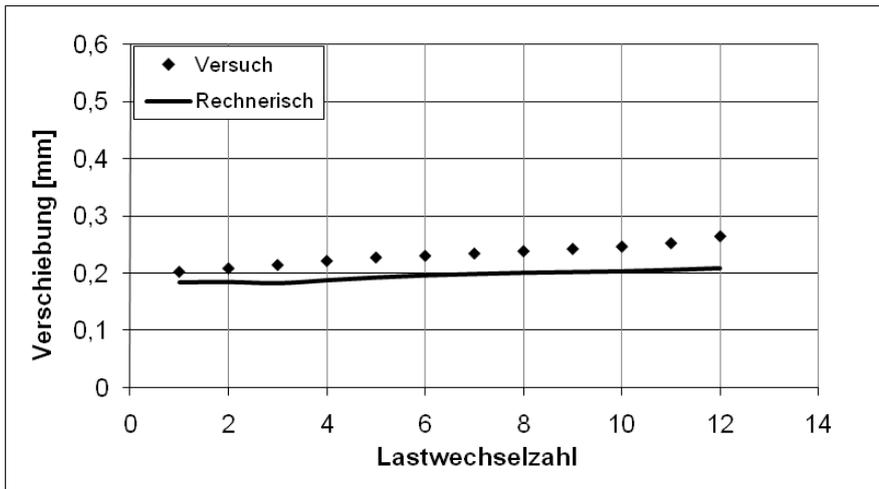


Bild B.5: Gegenüberstellung des berechneten und der gemessenen Verschiebung des Versuchs 3.1

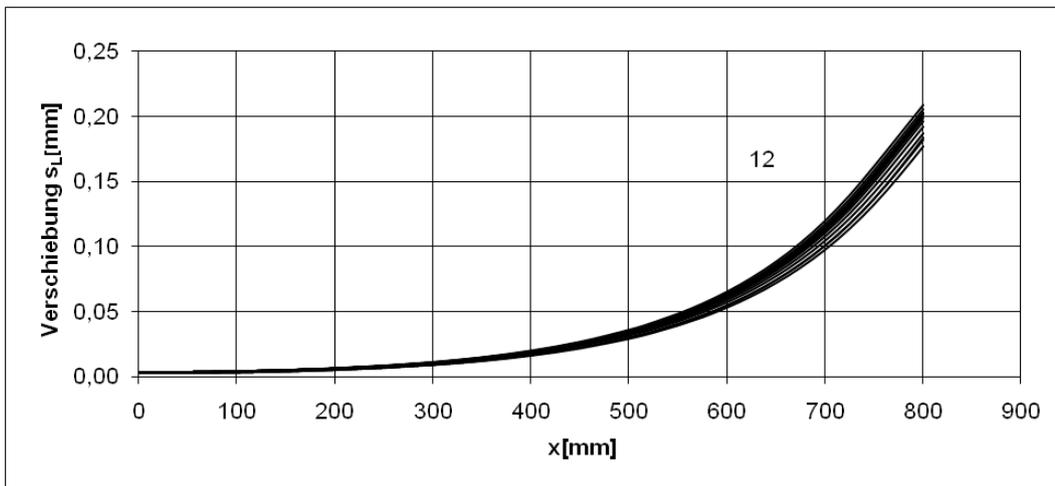


Bild B.6: Berechnete Verschiebungen des Versuchs 3.1 in Abhängigkeit der Lastwechselzahl

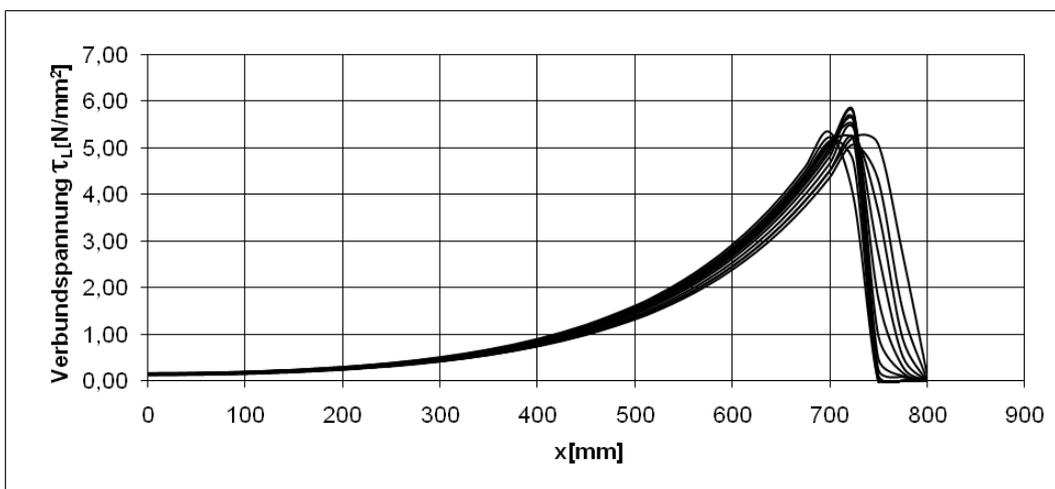


Bild B.7: Berechnete Verbundspannungen des Versuchs 3.1 in Abhängigkeit der Lastwechselzahl

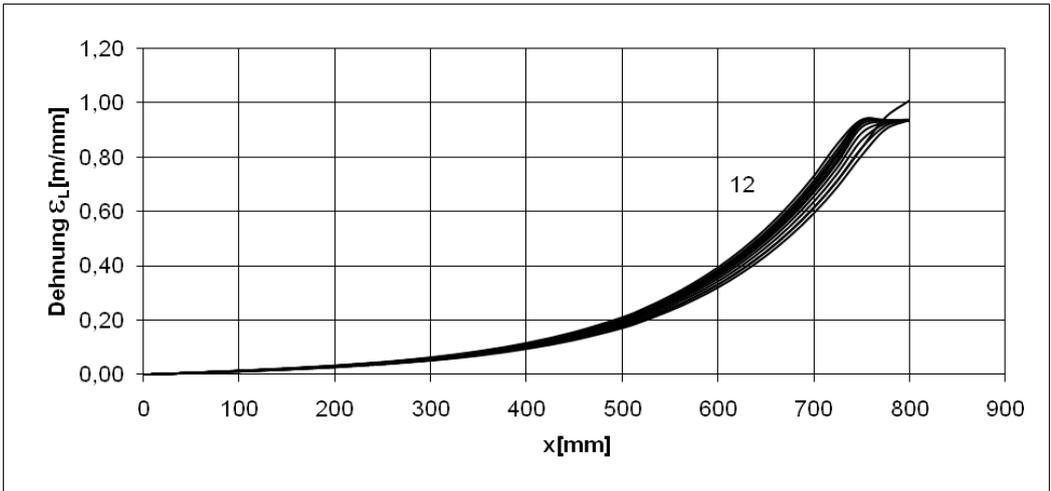


Bild B.8: Berechnete Dehnungen des Versuches 3.1 in Abhängigkeit der Lastwechselzahl

Versuch 3.2

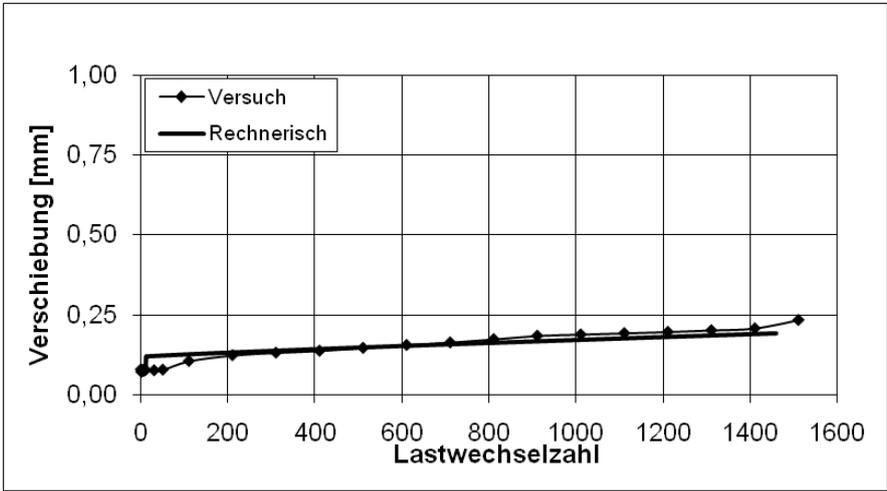


Bild B.9: Gegenüberstellung des berechneten und der gemessenen Verschiebung des Versuches 3.2

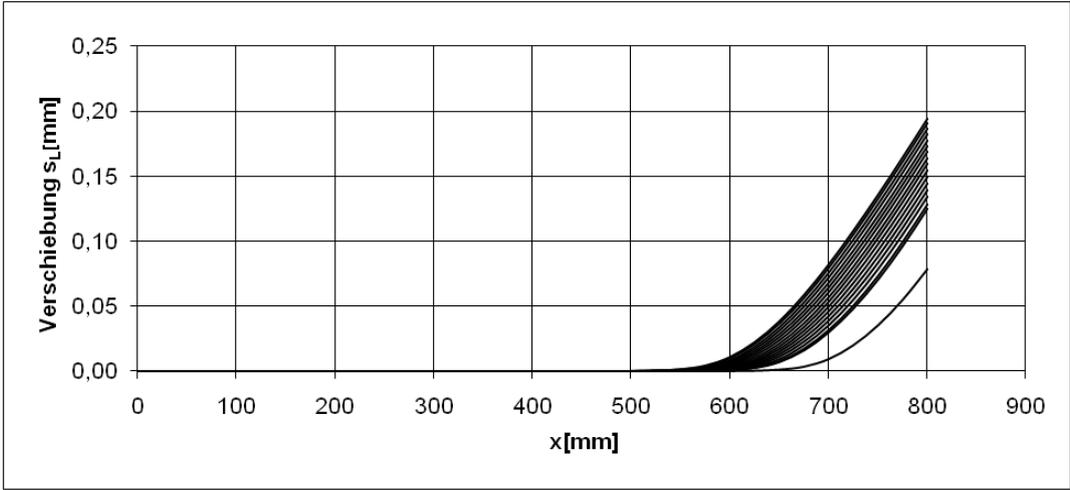


Bild B.10: Berechnete Verschiebungen des Versuches 3.2 in Abhängigkeit der Lastwechselzahl

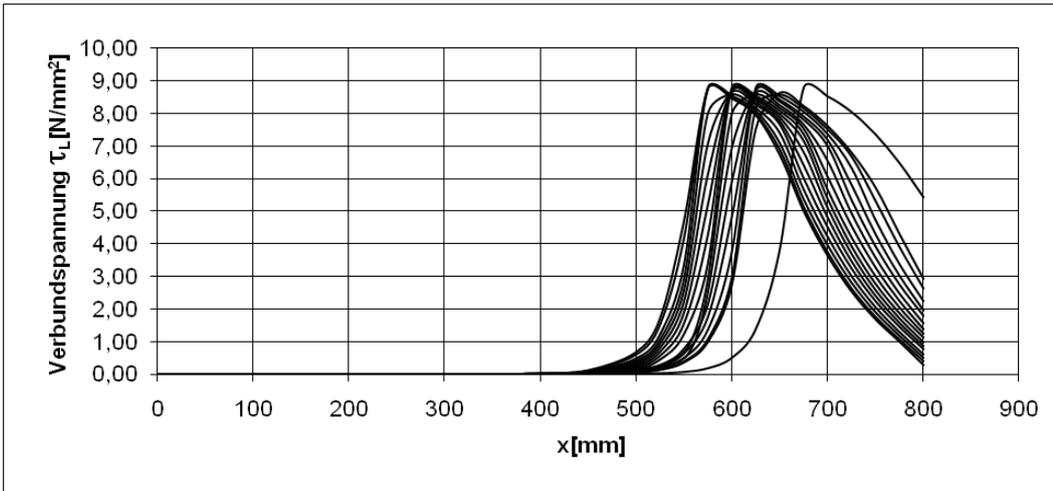


Bild B.11: Berechnete Verbundspannungen des Versuches 3.2 in Abhängigkeit der Lastwechselzahl

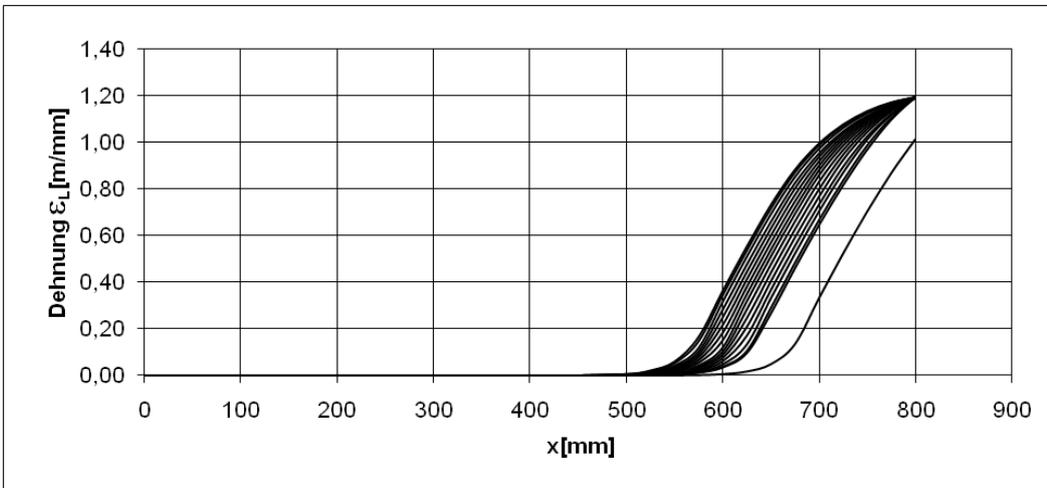


Bild B.12: Berechnete Dehnungen des Versuches 3.2 in Abhängigkeit der Lastwechselzahl

Versuch 4.1

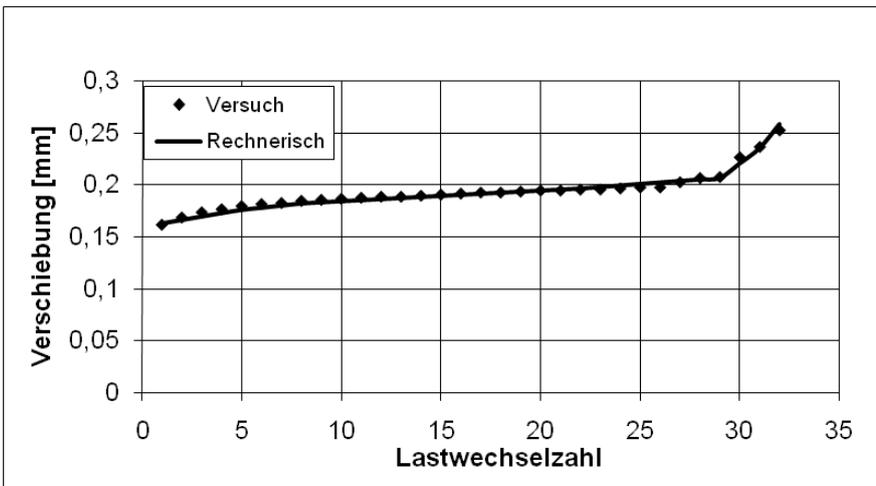


Bild B.13: Gegenüberstellung des berechneten und der gemessenen Verschiebung des Versuches 4.1

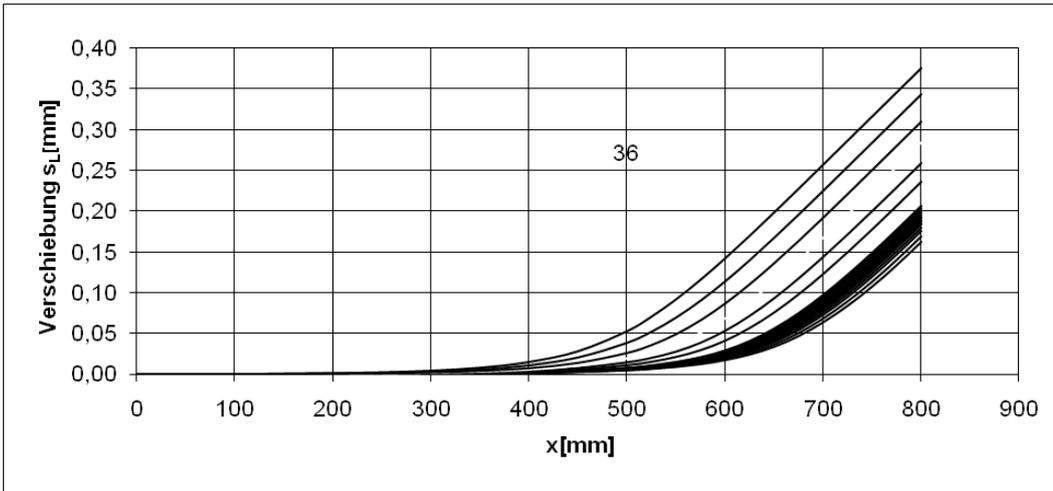


Bild B.14: Berechnete Verschiebungen des Versuches 4.1 in Abhängigkeit der Lastwechselzahl

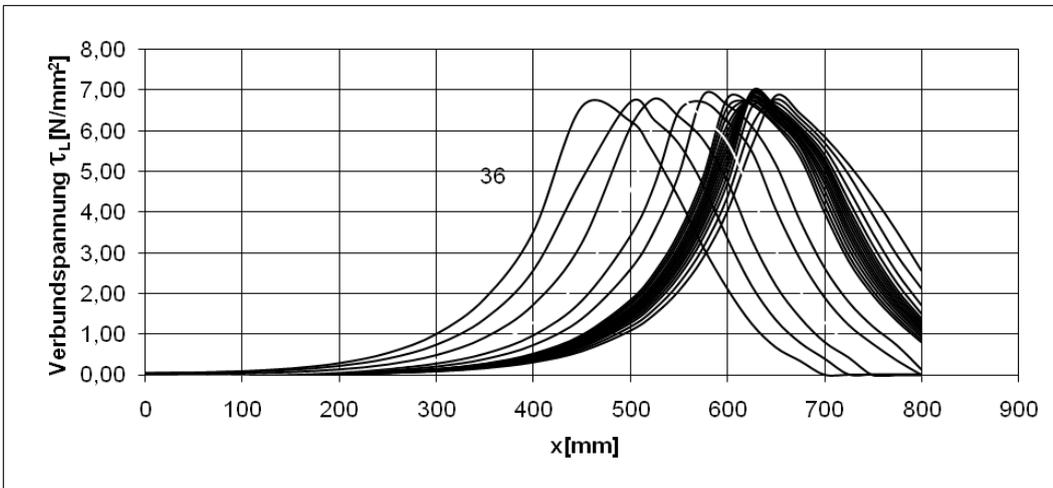


Bild B.15: Berechnete Verbundspannungen des Versuches 4.1 in Abhängigkeit der Lastwechselzahl

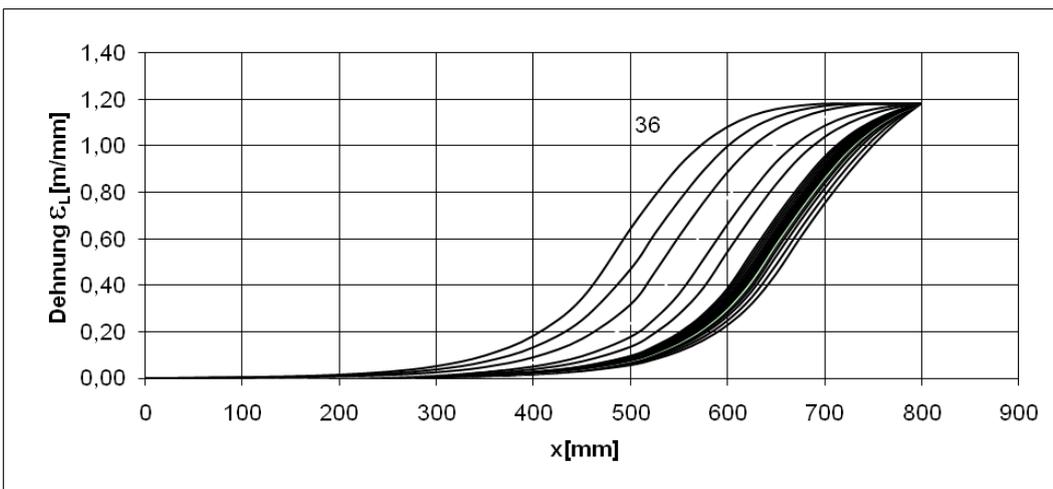


Bild B.16: Berechnete Dehnungen des Versuches 4.1 in Abhängigkeit der Lastwechselzahl

Versuch 4.2

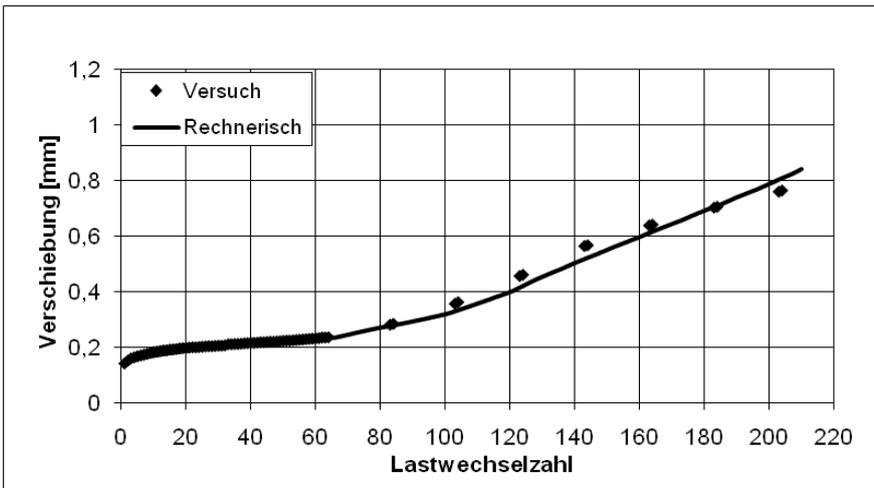


Bild B.17: Gegenüberstellung des berechneten und der gemessenen Verschiebung des Versuchs 4.2

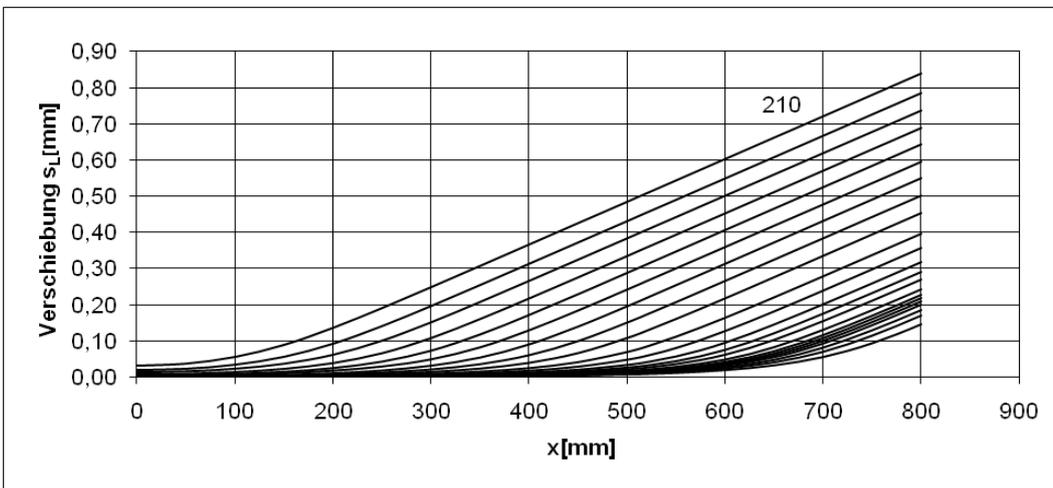


Bild B.18: Berechnete Verschiebungen des Versuchs 4.2 in Abhängigkeit der Lastwechselzahl

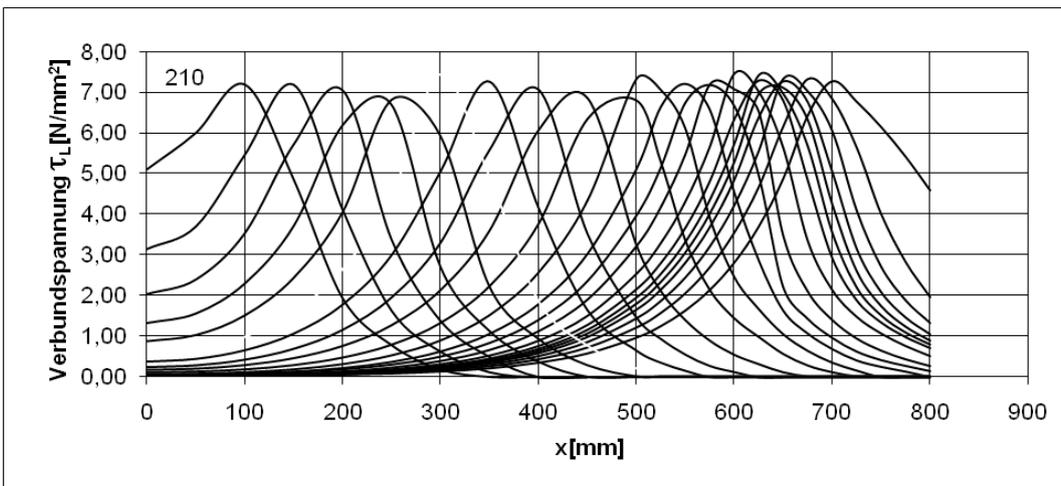


Bild B.19: Berechnete Verbundspannungen des Versuchs 4.2 in Abhängigkeit der Lastwechselzahl

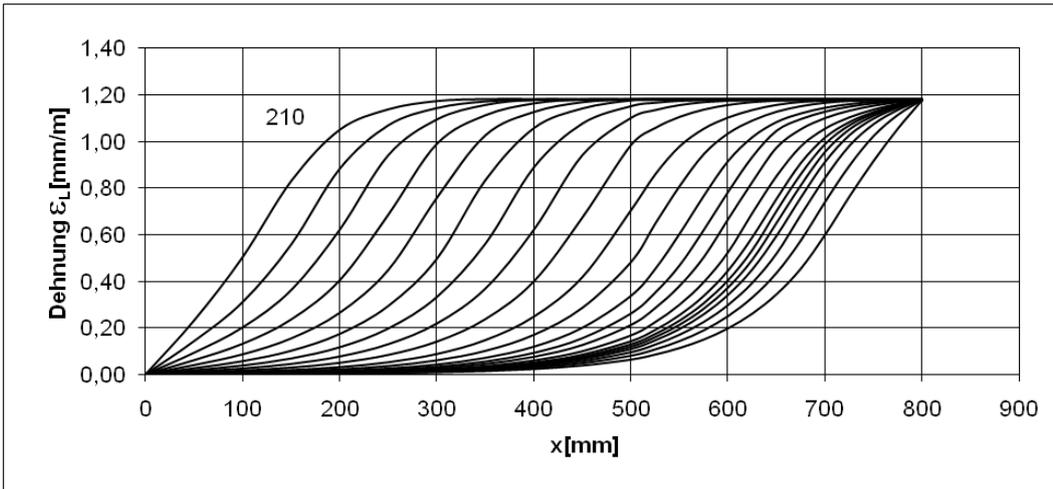


Bild B.20: Berechnete Dehnungen des Versuches 4.2 in Abhängigkeit der Lastwechselzahl

Versuch 5.1

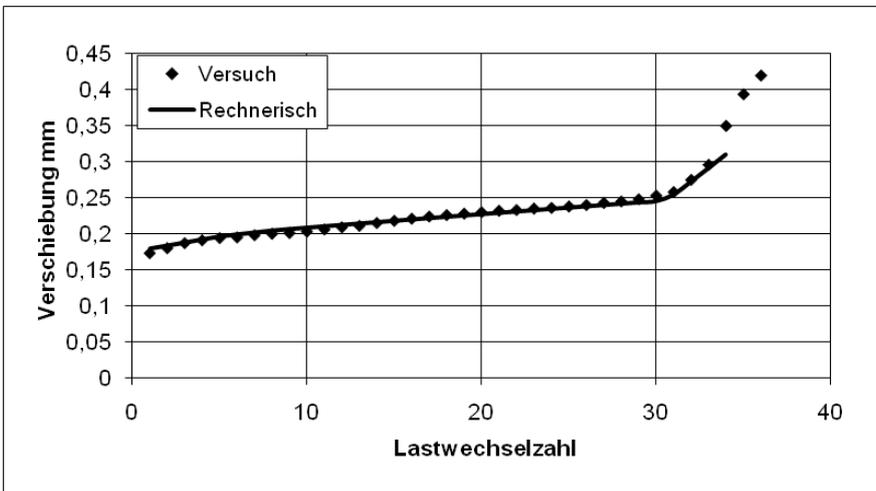


Bild B.21: Gegenüberstellung des berechneten und der gemessenen Verschiebung des Versuches 5.1

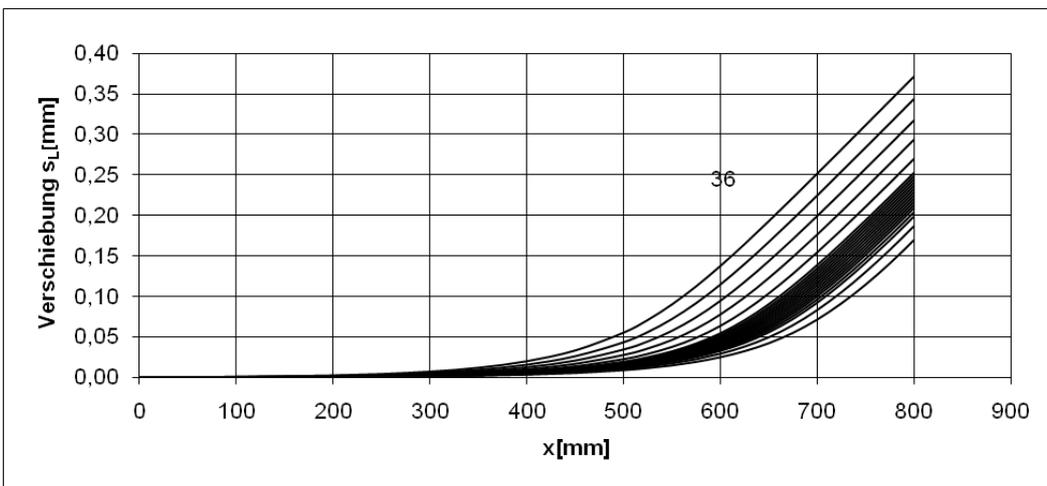


Bild B.22: Berechnete Verschiebungen des Versuches 5.1 in Abhängigkeit der Lastwechselzahl

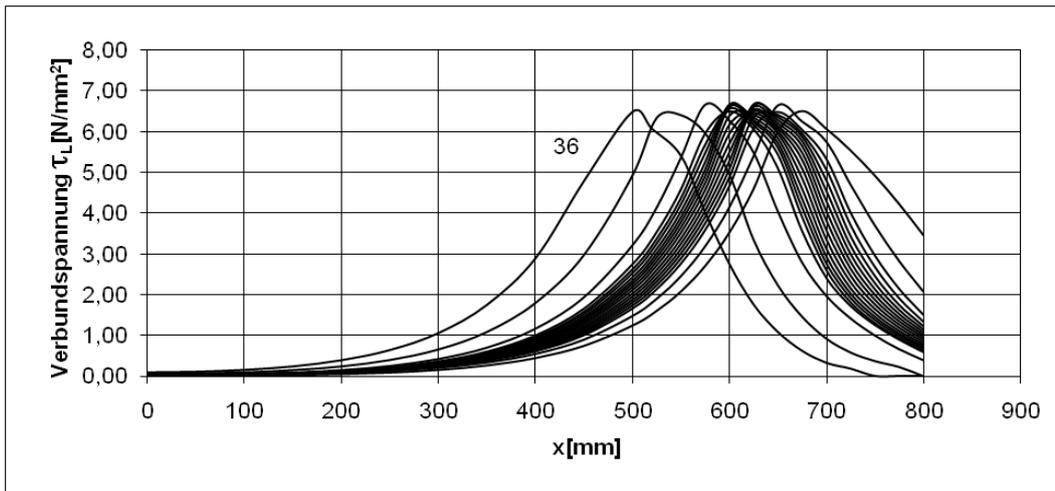


Bild B.23: Berechnete Verbundspannungen des Versuches 5.1 in Abhängigkeit der Lastwechselzahl

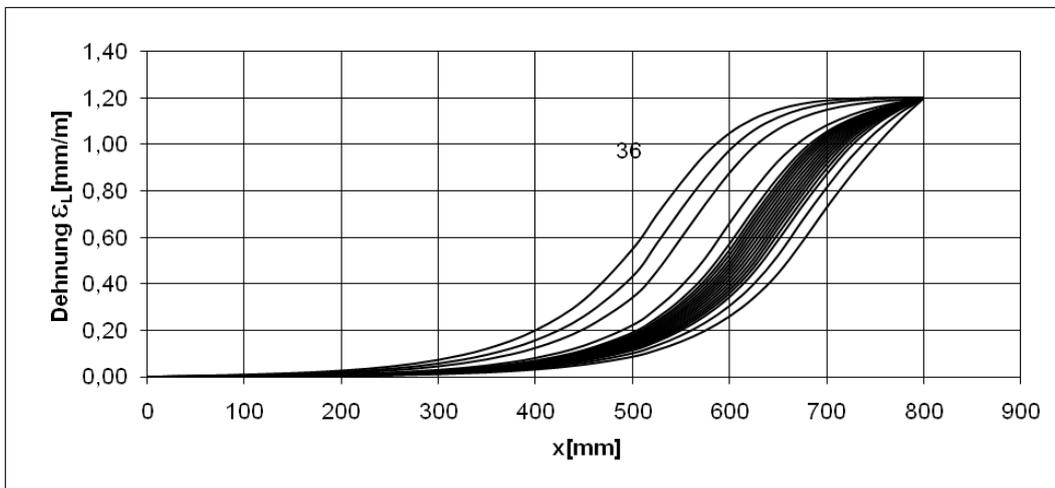


Bild B.24: Berechnete Dehnungen des Versuches 5.1 in Abhängigkeit der Lastwechselzahl

Versuch 5.2

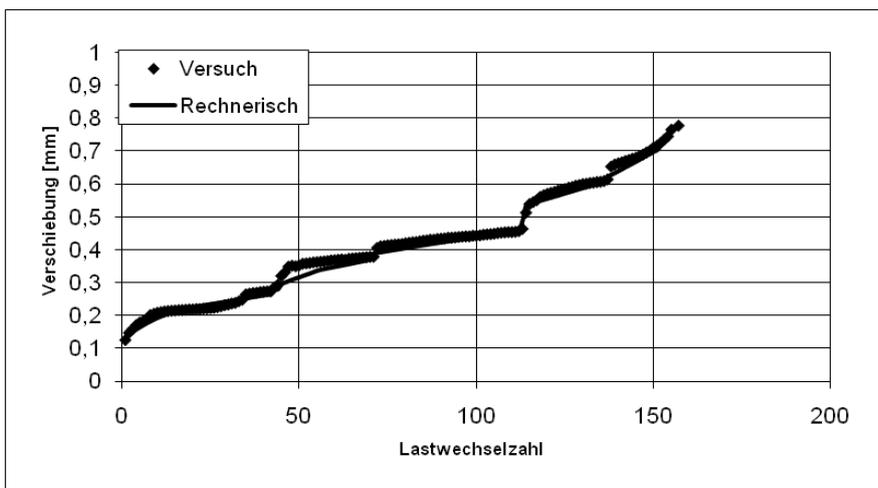


Bild B.25: Gegenüberstellung des berechneten und der gemessenen Verschiebung des Versuches 5.2

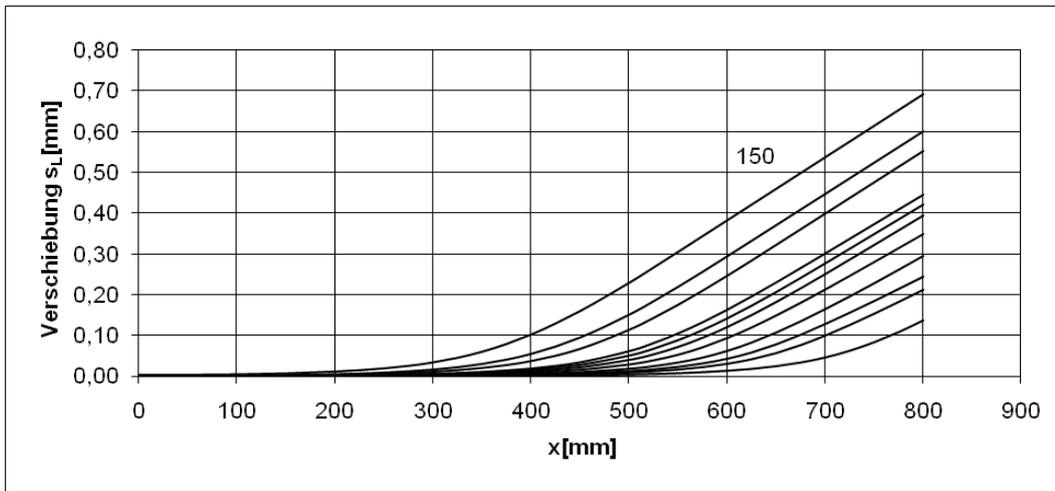


Bild B.26: Berechnete Verschiebungen des Versuches 5.2 in Abhängigkeit der Lastwechselzahl

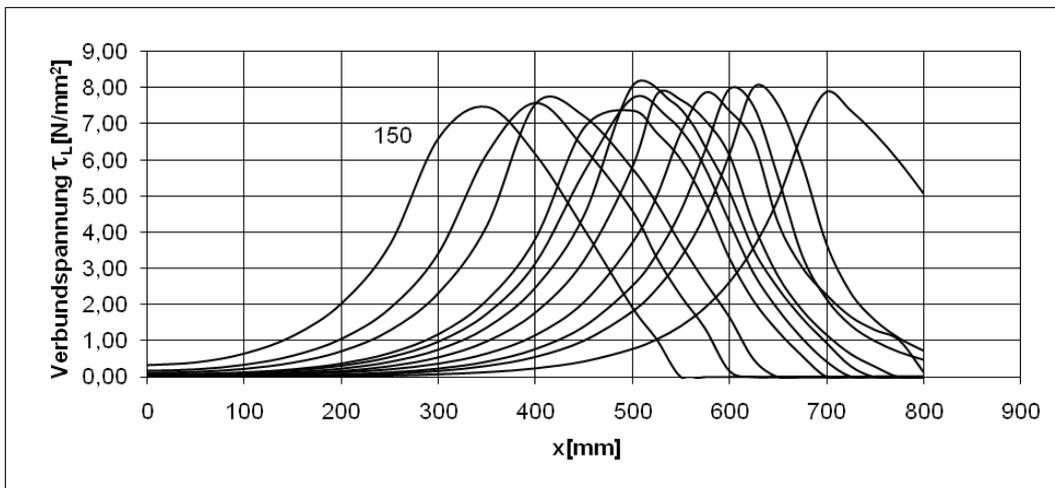


Bild B.27: Berechnete Verbundspannungen des Versuches 5.2 in Abhängigkeit der Lastwechselzahl

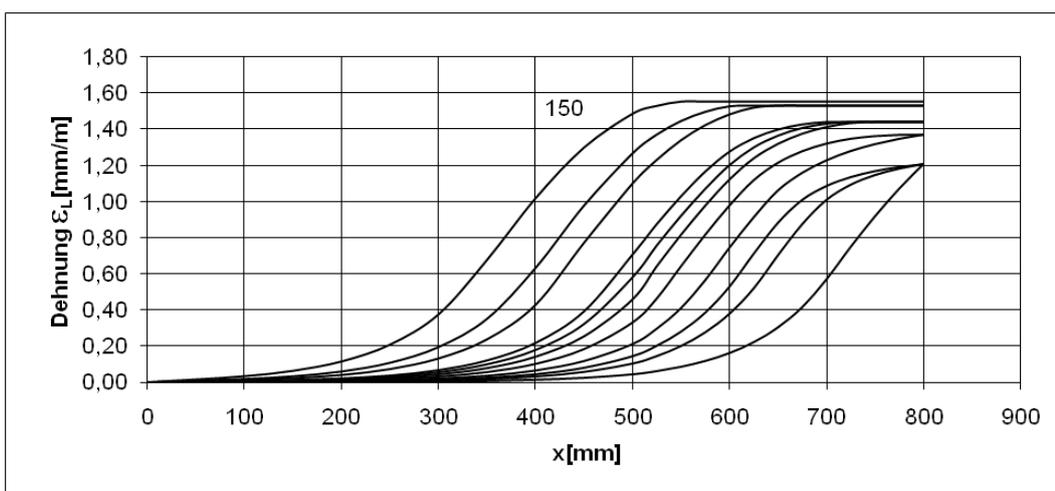


Bild B.28: Berechnete Dehnungen des Versuches 5.2 in Abhängigkeit der Lastwechselzahl

Versuch 6.1

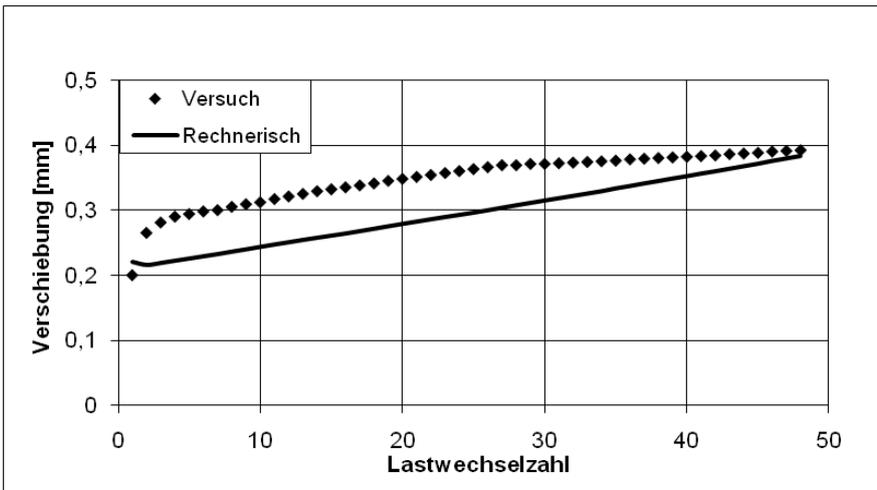


Bild B.29: Gegenüberstellung des berechneten und der gemessenen Verschiebung des Versuchs 6.1

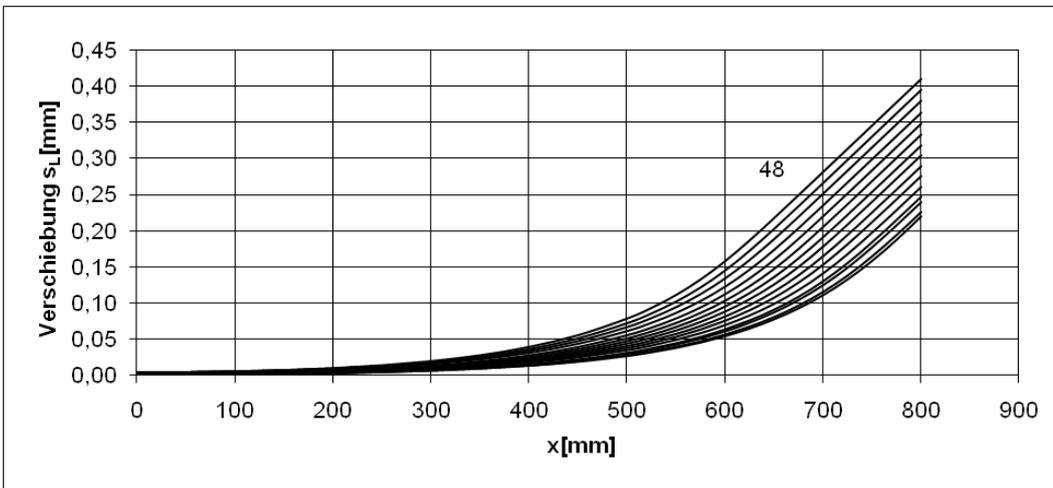


Bild B.30: Berechnete Verschiebungen des Versuches 6.1 in Abhängigkeit der Lastwechselzahl

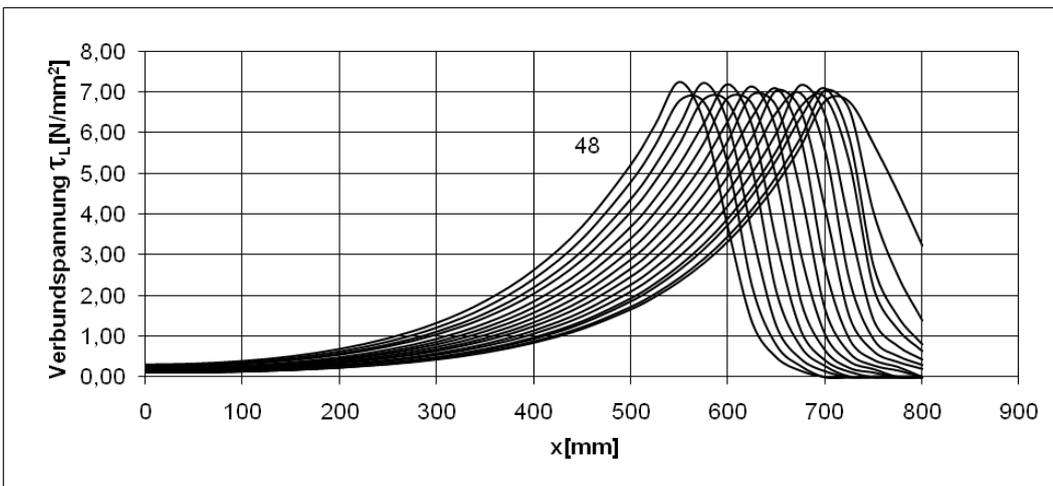


Bild B.31: Berechnete Verbundspannungen des Versuches 6.1 in Abhängigkeit der Lastwechselzahl

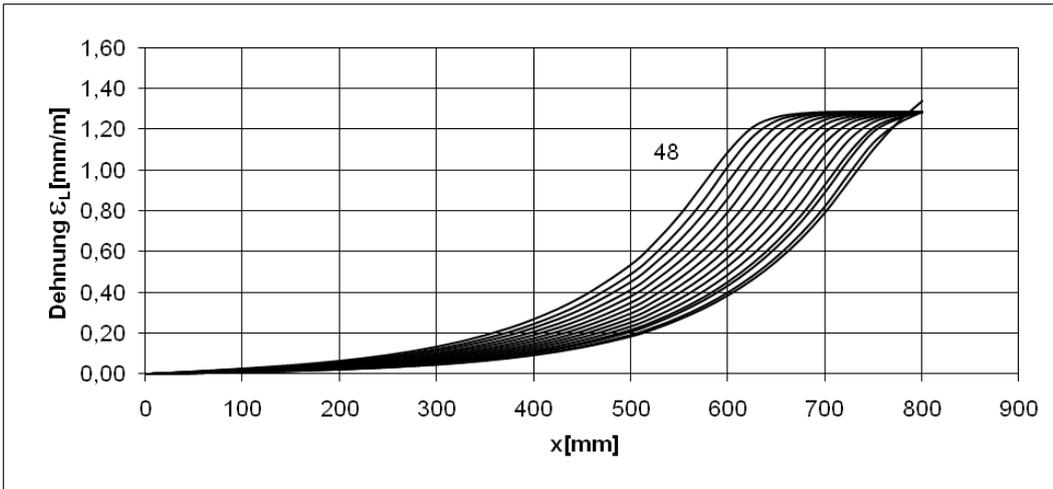


Bild B.32: Berechnete Dehnungen des Versuches 6.1 in Abhängigkeit der Lastwechselzahl

Energetische Auswertung

Versuch 1.1

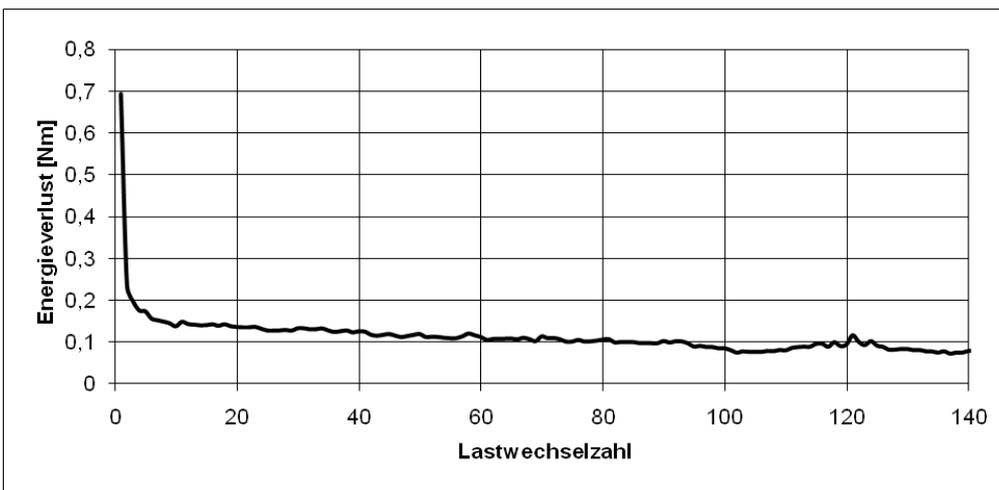


Bild B.33: Energieverlust je Lastwechsel des Versuches 1.1

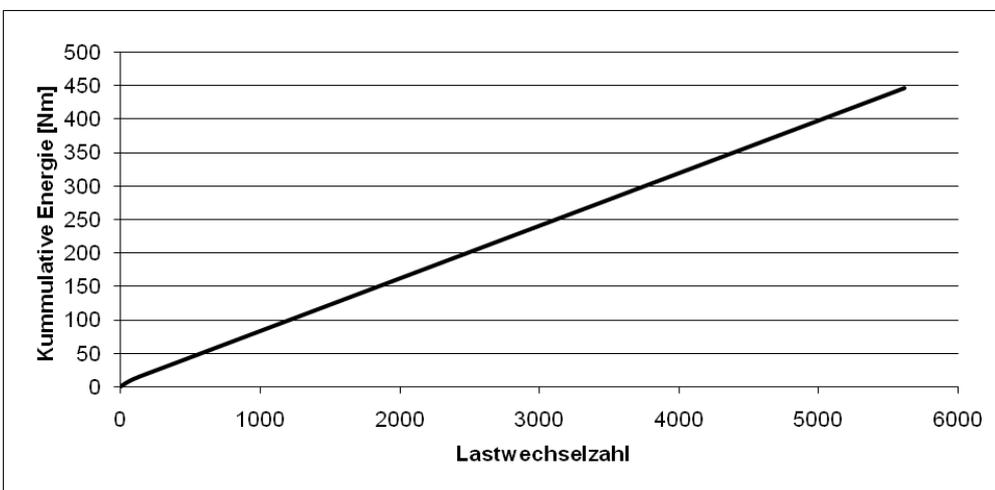


Bild B.34: Gesamtenergieverlust des Versuches 1.1

Versuch 1.2

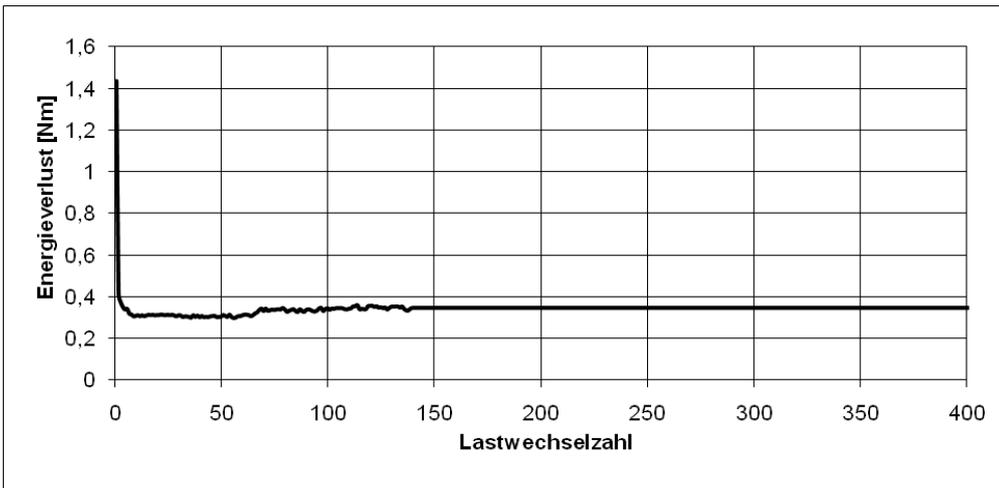


Bild B.35: Energieverlust je Lastwechsel des Versuches 1.2

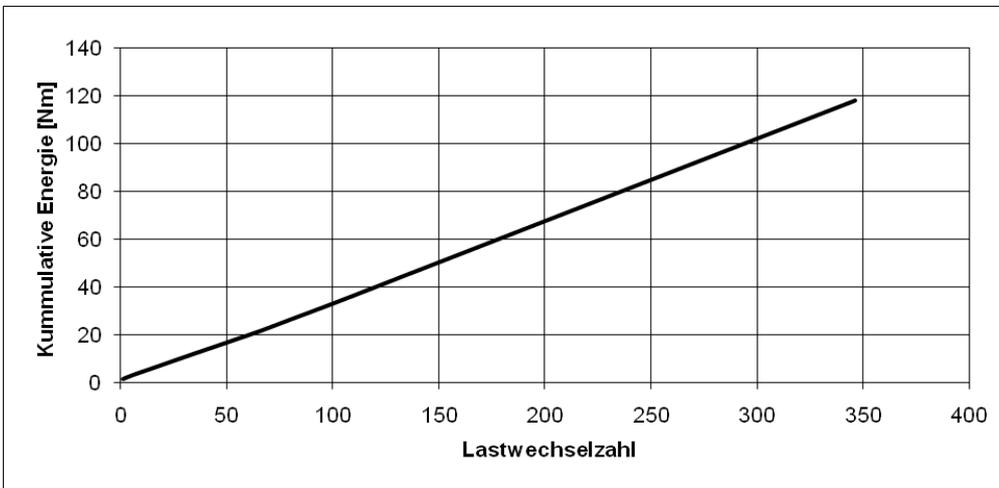


Bild B.36: Gesamtenergieverlust des Versuches 1.2

Versuch 3.1

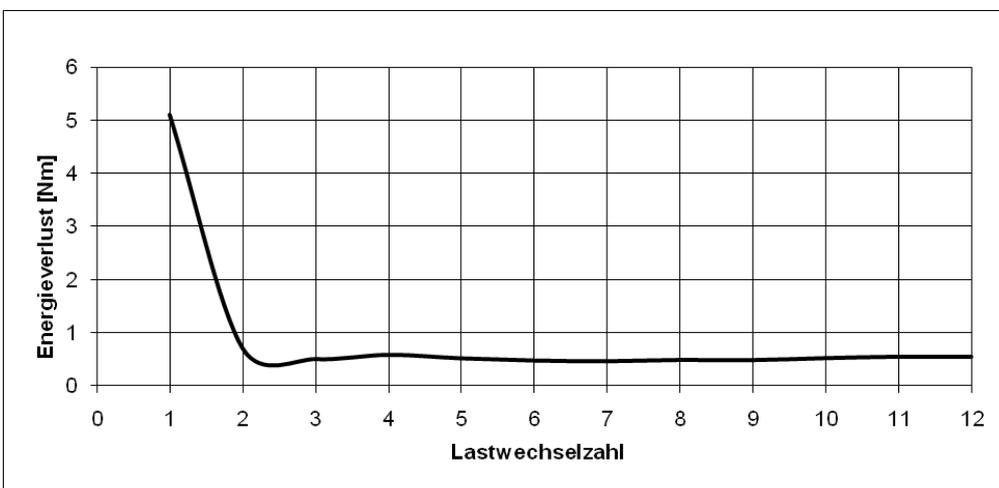


Bild B.37: Energieverlust je Lastwechsel des Versuches 3.1

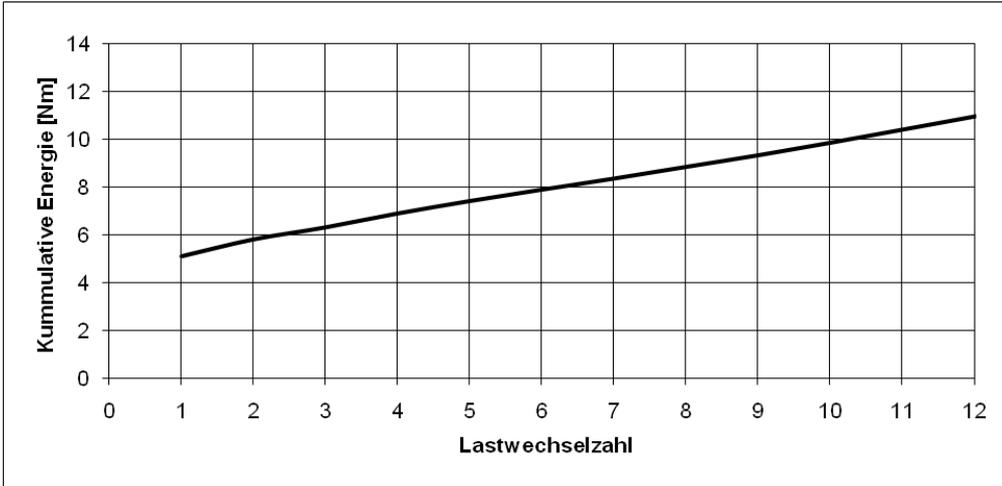


Bild B.38: Gesamtenergieverlust des Versuches 3.1

Versuch 3.2

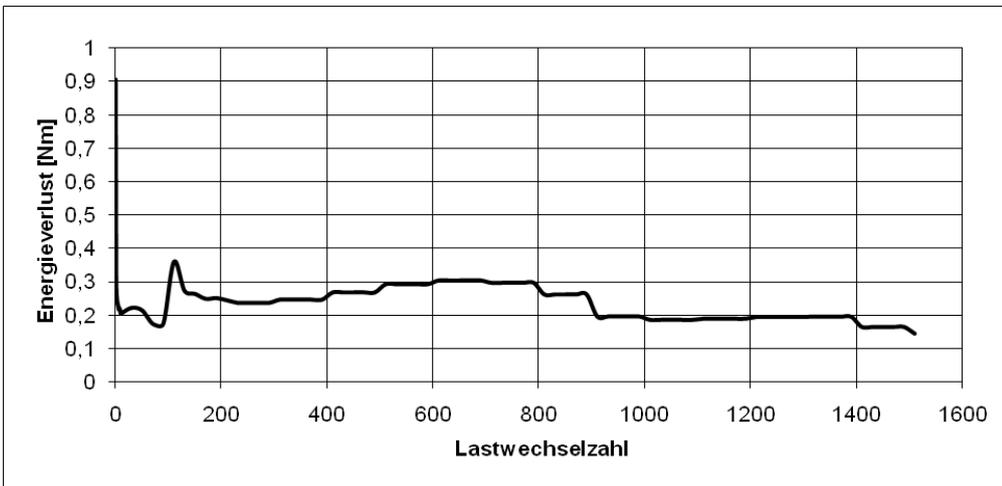


Bild B.39: Energieverlust je Lautwechsel des Versuches 3.2

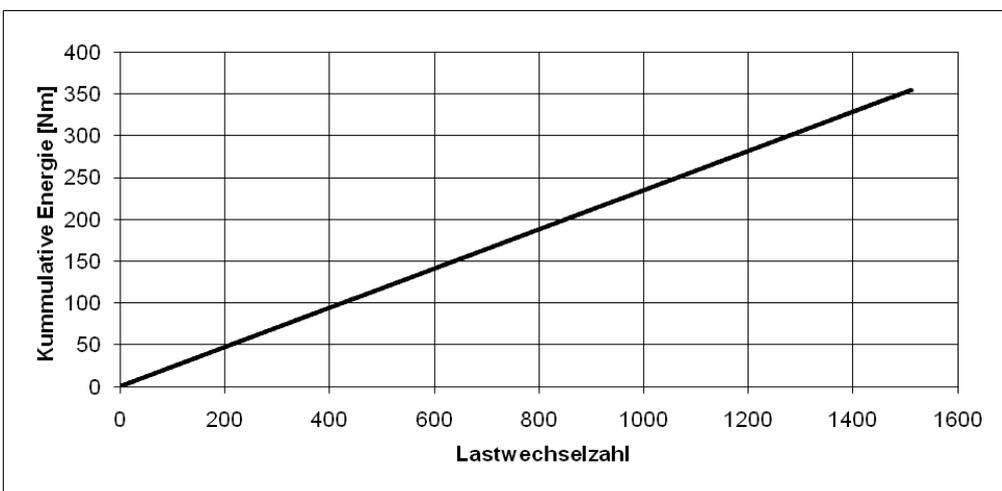


Bild B.40: Gesamtenergieverlust des Versuches 3.2

Versuch 4.1

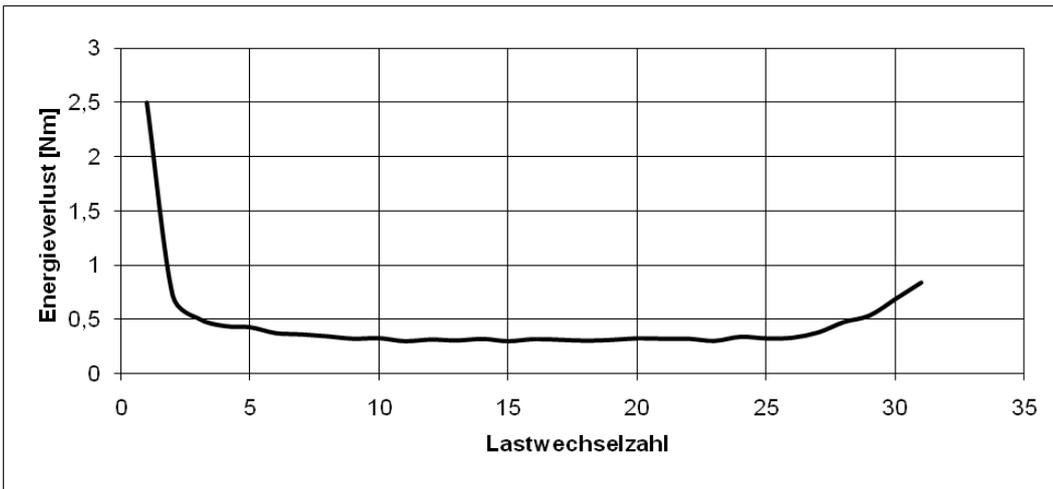


Bild B.41: Energieverlust je Lautwechsel des Versuches 4.1

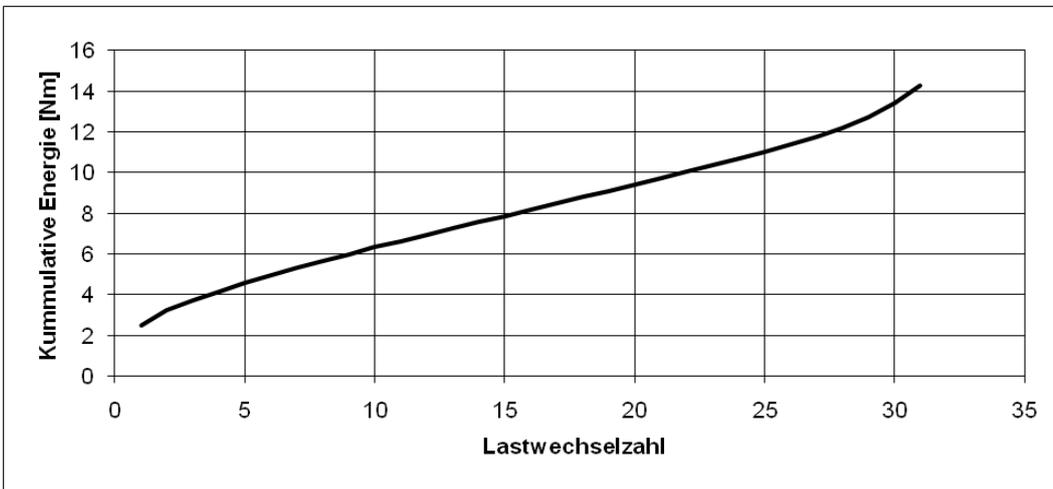


Bild B.42: Gesamtenergieverlust des Versuches 4.1

Versuch 4.2

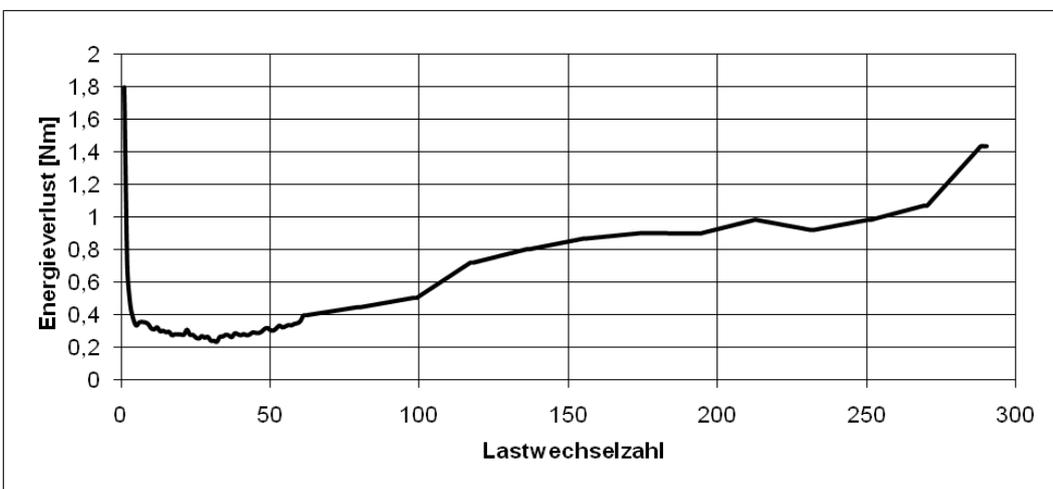


Bild B.43: Energieverlust je Lautwechsel des Versuches 4.2

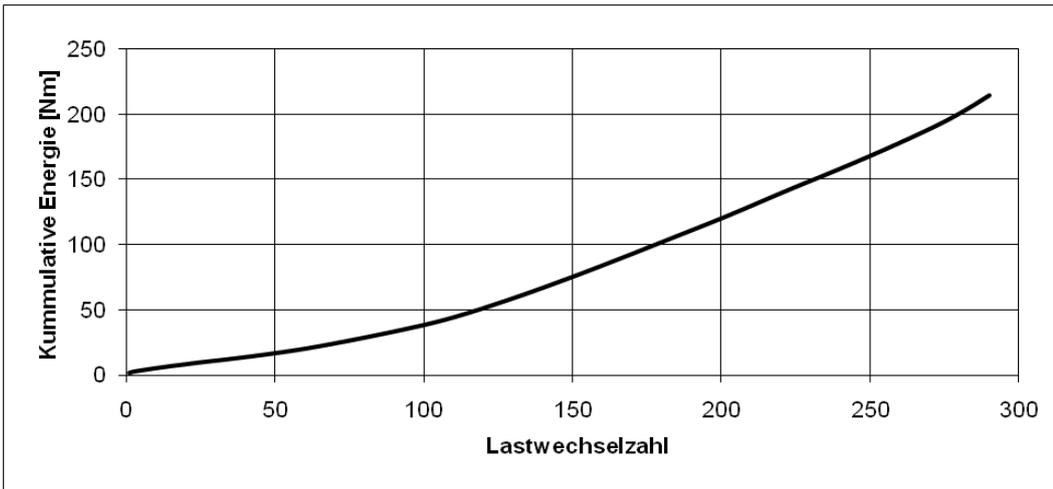


Bild B.44: Gesamtenergieverlust des Versuches 4.2

Versuch 5.1

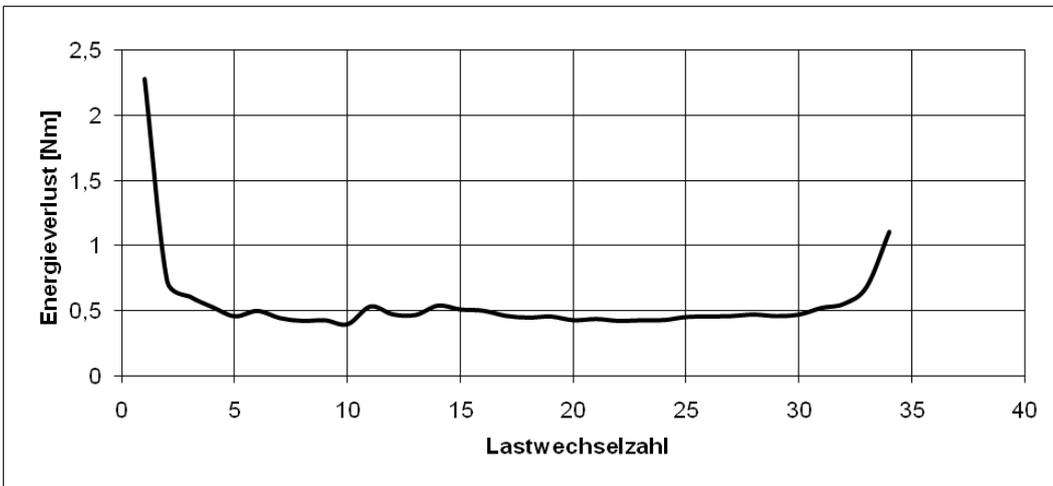


Bild B.45: Energieverlust je Lastwechsel des Versuches 5.1

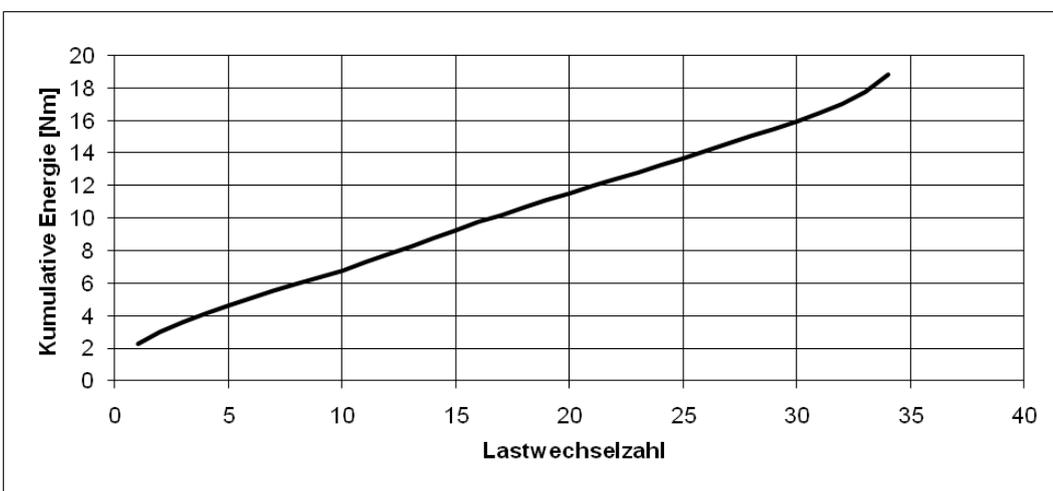


Bild B.46: Gesamtenergieverlust des Versuches 5.1

Versuch 5.2

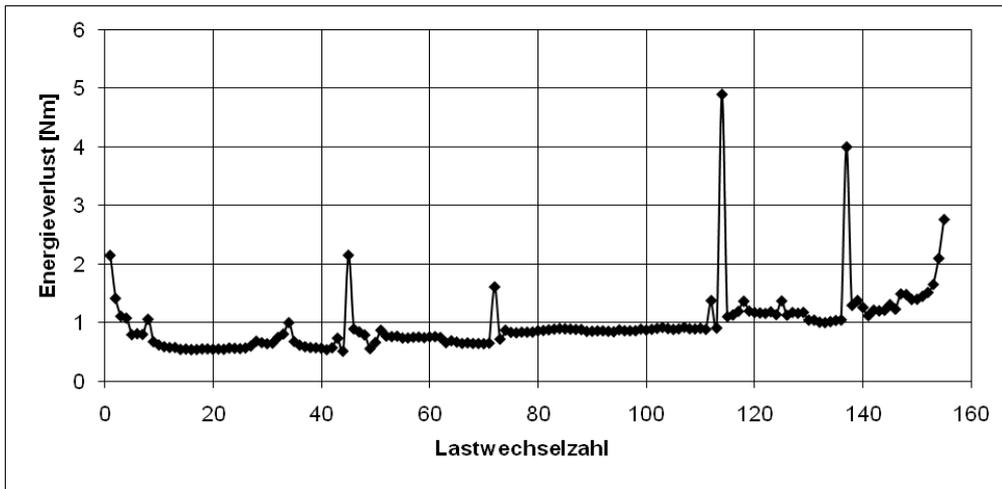


Bild B.47: Energieverlust je Lastwechsel des Versuches 5.2

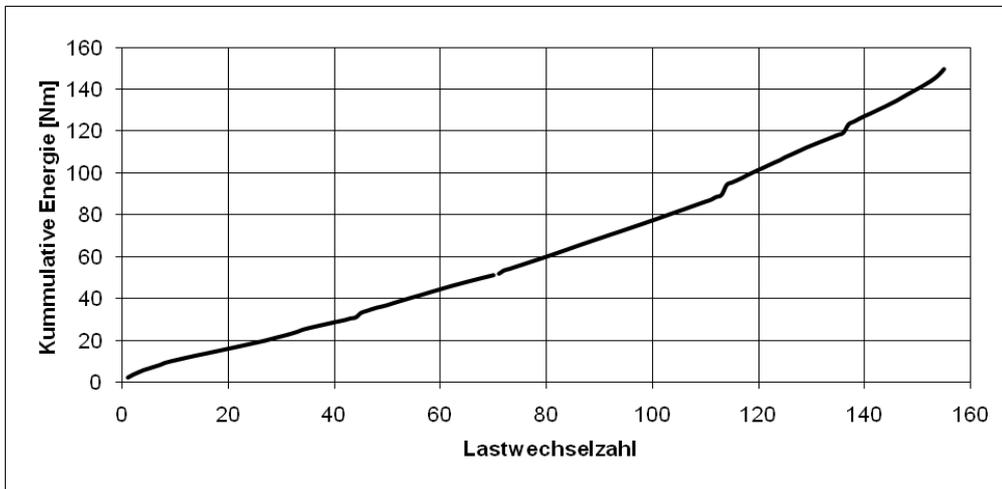


Bild B.48: Gesamtenergieverlust des Versuches 5.2

Versuch 6.1

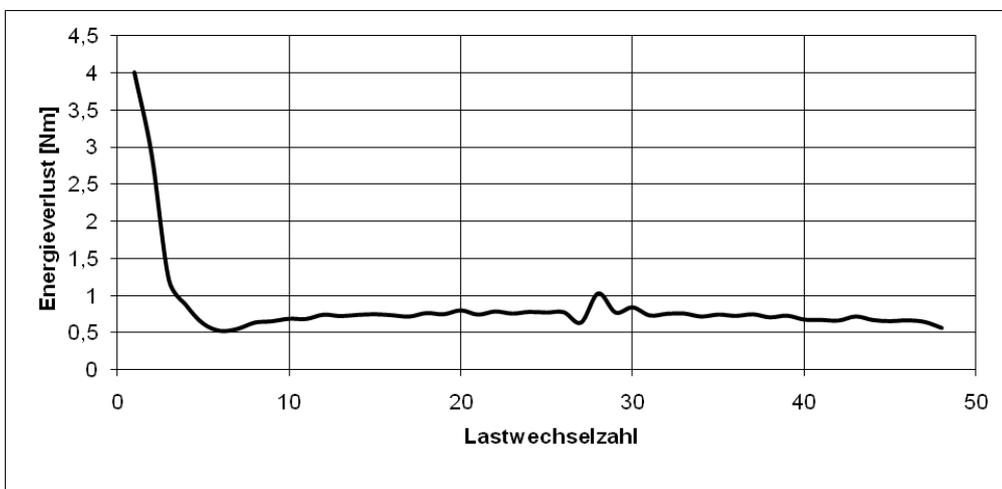


Bild B.49: Energieverlust je Lastwechsel des Versuches 6.1.

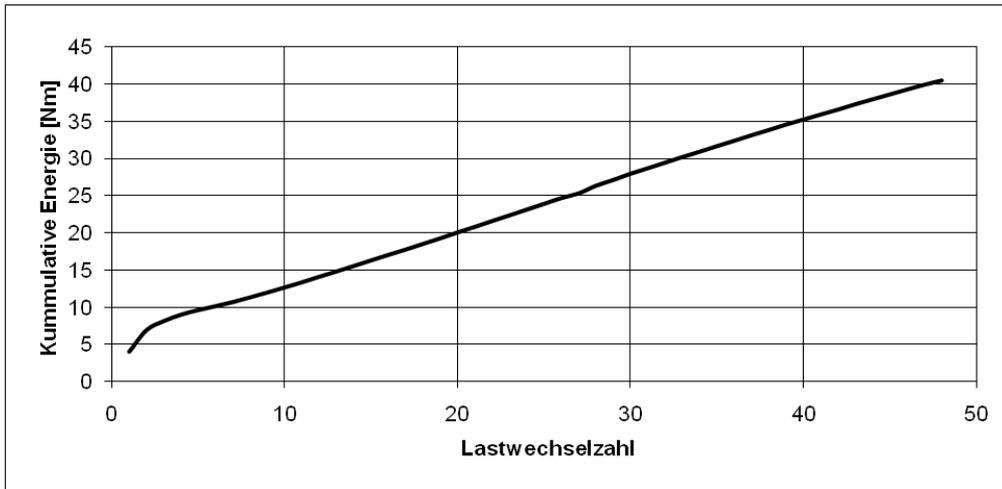


Bild B.50: Gesamtenergieverlust des Versuches 6.1