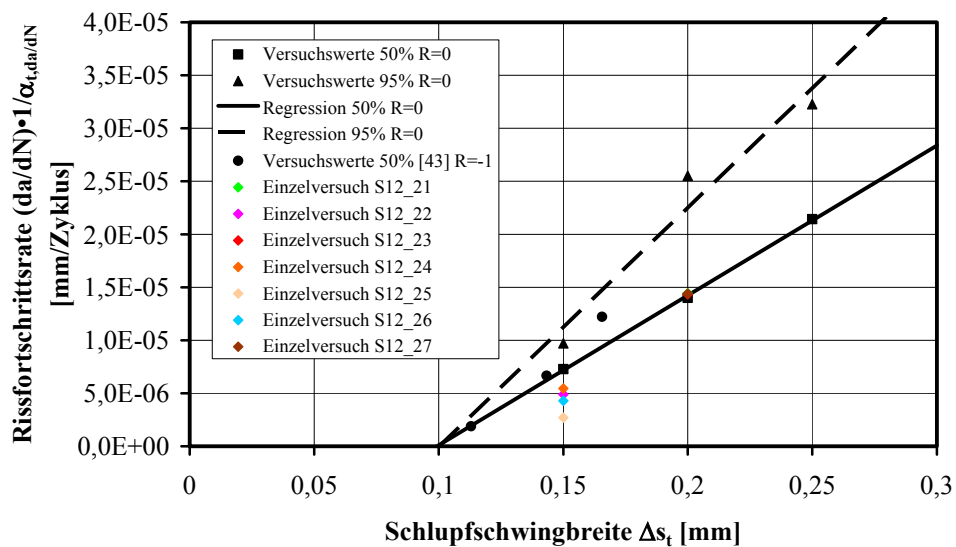
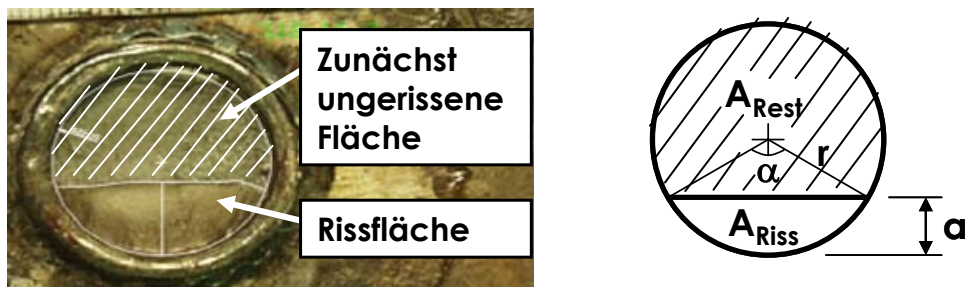


Heiko Gesella

Zur Vorhersage des Rissfortschritts bei einbetonierten Kopfbolzendübeln in Verbundträgern unter nicht ruhender Belastung



**Zur Vorhersage des Rissfortschritts bei einbetonierten Kopfbolzendübeln in
Verbundträgern unter nicht ruhender Belastung**

Vom Fachbereich
Architektur / Raum- und Umweltplanung / Bauingenieurwesen
der TU Kaiserslautern
zur Verleihung des akademischen Grades

DOKTOR – INGENIEUR (Dr.-Ing.)

genehmigte
DISSERTATION

von

DIPL.-ING. HEIKO GESELLA
aus Neustadt/Wstr.

Dekanin:	Prof. Dr.-Ing. G. Troeger-Weiß
1. Berichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. M. Feldmann
2. Berichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. G. Hanswille
Tag der Einreichung:	20.09.2005
Tag der mündlichen Prüfung:	20.06.2006
Vorsitzender:	Prof. Dr.-Ing. J. Schnell

Kaiserslautern 2006

D 386

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter im Fachgebiet Stahlbau der TU Kaiserslautern in den Jahren 2002 bis 2005.

Mein erster, herzlicher Dank gilt Prof. Dr.-Ing. M. Feldmann für die äußerst konstruktive und mir immer in Erinnerung bleibende sympathische Zusammenarbeit, das in mich gesetzte Vertrauen und die Übernahme des Referats.

Weiter danke ich Prof. Dr.-Ing. G. Hanswille für die Übernahme des Koreferats und Prof. Dr.-Ing. J. Schnell für die Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission.

Dank gilt auch meinen Kollegen für die äußerst produktive, gemeinsame Zeit am Lehrstuhl, die hauptsächlich durch ein großartiges Miteinander geprägt war. Besonders zu erwähnen in diesem Zusammenhang sind Dipl.-Ing. B. Abeln, Dr.-Ing. A. Leffer und Dipl.-Ing. T. Pinger.

Die unzählbaren Stunden im Labor für Konstruktiven Ingenieurbau der TU Kaiserslautern waren äußerst lehrreich und werden ebenfalls unvergessen bleiben. Für die tatkräftige Unterstützung möchte ich der gesamten Labormannschaft danken, ohne die das vorliegende Versuchsprogramm undenkbar gewesen wäre.

Heiko Gesella

Kurzfassung

Zur Vorhersage des Rissfortschritts bei einbetonierten Kopfbolzendübeln in Verbundträgern unter nicht ruhender Belastung

Die vorliegende Arbeit liefert zutreffende zyklische Lastverformungs- und Rissfortschrittsbeziehungen für Trägerverbundfugen mit Kopfbolzendübel $\varnothing 22\text{mm}$ anhand derer man in der Lage ist, den Schädigungs- und Lastverformungszustand in einem Verbundträger unter zyklischer Belastung zu bestimmen. Die Modelle wurden auf Grundlage einer hohen Anzahl von weggeregelten Push-Out-Versuchen abgeleitet und an einigen zyklischen Trägerversuchen verifiziert. Mit den gefundenen Zusammenhängen ist es möglich, sehr genaue Lebensdauerprognosen für Kopfbolzendübel in Trägerverbundfugen abzugeben. Weiter wird ein einfaches Bemessungskonzept für Kopfbolzenermüdung vorgeschlagen.

Summary

Realistic prediction of crack propagation of headed studs in composite beams under cyclic loading

This work gives appropriate cyclic load-displacement-laws and crack-propagation-laws in composite gaps of beams with headed studs $\varnothing 22\text{mm}$ as well as realistic analytical procedures to determine the load-displacement state of a composite beam under cyclic loading. The given models are based on a series of displacement controlled push-out-tests and verified by cyclically loaded beam tests. Using the derived relationships it is now possible to predict rather exactly the fatigue lifetime of headed studs in composite beams. Further a design method in the limit state of fatigue is proposed.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Allgemeines.....	1
1.2	Vorgehensweise	2
1.3	Grundlagen der Materialermüdung	3
1.3.1	Nennspannungskonzept.....	3
1.3.2	Konzept der örtlichen Beanspruchungen (Örtliches Konzept)	7
1.3.3	Rissfortschrittskonzept.....	7
1.4	Nachweis einbetonierter Kopfbolzendübel im Grenzzustand der Ermüdung nach EC 4, Teil 2, Absatz 6 [20].....	10
2	Stand der Forschung.....	15
2.1	Oehlers	15
2.1.1	Risswachstum bei kraftkontrollierten Push-Out-Versuchen	15
2.1.2	Bemessungskonzept (Widerstandseite) [36]	25
2.1.3	Zusammenfassung und Schlussfolgerungen	29
2.2	Leffer [43]	30
2.3	Dorka.....	33
3	Eigene Untersuchungen.....	37
3.1	Vorüberlegungen.....	37
3.1.1	Die „richtige“ Regelungsgröße im Push-Out-Versuch	37
3.1.2	Vorüberlegungen zum Rissfortschritt	41
3.2	Zyklische Push-Out-Versuche.....	42

3.2.1	Versuchsaufbau	43
3.2.2	Versuchsauswertung und Ergebnisse einstufiger Versuche.....	49
3.2.3	Vergleich kraftgeregelter und weggeregelter Push-Out-Versuche	70
3.2.4	Versuchsauswertung und Ergebnisse zweistufiger Versuche	72
3.2.5	Nachrechnung von Lebensdauern in zweifeldrigen Verbundträgern.....	80
3.3	Differentialgleichung des elastischen Verbunds als Übertragungsfunktion	81
3.4	Trägerversuch.....	85
3.4.1	Versuchskörper, Vorbemessung, Messtechnik	85
3.4.2	Versuchsergebnisse und Modelle.....	88
4	Vorschläge für die Bemessung.....	99
4.1	Realistischer Bemessungsvorschlag.....	99
4.2	Vereinfachter Bemessungsvorschlag	99
5	Zusammenfassung.....	101
6	Literaturverzeichnis.....	103
A	Anhang A: Versuchsergebnisse.....	1
A.1	S12_1	1
A.2	S12_2.....	3
A.3	S12_3.....	5
A.4	S12_4.....	7
A.5	S12_5.....	9
A.6	S12_6.....	11

A.7 S12_7.....	13
A.8 S12_8.....	15
A.9 S12_9.....	17
A.10 S12_10.....	19
A.11 S12_11.....	21
A.12 S12_12.....	23
A.13 S12_13.....	25
A.14 S12_14.....	27
A.15 S12_15.....	29
A.16 S12_16.....	31
A.17 S12_17.....	33
A.18 S12_18.....	35
A.19 S12_19.....	37
A.20 S12_20.....	39
A.21 S12_21.....	41
A.22 S12_22.....	43
A.23 S12_23.....	45
A.24 S12_24.....	47
A.25 S12_25.....	49
A.26 S12_26.....	51
A.27 S12_27.....	53
A.28 S12_31.....	55

A.29 S12_32	57
A.30 S12_33	59
A.31 S12_34	61
B Anhang B: Schlupforientierte Wöhlerlinie	1

1 Einleitung

Die Regeln zum Nachweis der Ermüdung von einbetonierten Kopfbolzendübeln erfolgen zur Zeit gemäß des EC 4, Teil 2 [20]. Dabei wird auf Grundlage des Nennspannungskonzepts eine Wöhlerlinie mit der Steigung $m = 8$ und dem Einhängewert $\tau = 95 \text{ N/mm}^2$ verwendet (95%-Fraktile), siehe Bild 1.5. Zusätzlich wird die Oberspannung limitiert. Gemischtartige Beanspruchungskollektive werden durch die lineare Schadensakkumulation nach Miner erfasst.

Der Vergleich mit Ergebnissen aus 1:1-Trägerversuchen zeigt, dass die Vorhersage der Ermüdung mit den Regeln des EC 4, Teil 2 nicht zutreffend ist, und zwar sowohl für Einstufenbelastung als auch für gemischte Kollektive, siehe Bild 2.8. Hinweise für Gründe dafür ergeben sich aus den Beobachtungen der Großversuche:

- Die Ableitung der Wöhlerlinien erfolgte anhand kraft geregelter Push-Out-Versuche. Das zyklische Kraft-Verformungsverhalten kraft geregelter Push-Out-Versuche weicht jedoch von Verhältnissen in der wirklichen, weitgehend weggeregelten Trägerverbundfuge ab, siehe Kap. 3.1.1.
- Die Erfassung gemischtartiger Kollektive mit Hilfe der linearen Miner-Regel trifft nicht die Wirklichkeit, da Nichtlinearitäten aus Betonzerstörung und frühzeitiger Rissentwicklung Reihenfolgeeffekte erzeugen.
- Die Ermüdung von Kopfbolzendübeln ist im Wesentlichen durch Risswachstum und nicht durch Rissinitiierung geprägt.

Dies gab Anlass, mit Hilfe von weggeregelten Push-Out-Versuchen ein auf Risswachstum basierendes Konzept zur Ermüdungsvorhersage zu entwickeln.

1.1 Allgemeines

Der Verbundbau zeichnet sich dadurch aus, dass die eingesetzten Materialien hinsichtlich ihrer Baustoffeigenschaften optimal eingesetzt werden. Im Bauwesen werden Stahl und Beton schubfest durch ein geeignetes Verbundmittel miteinander verbunden, so dass äußerst trag- und widerstandsfähige Konstruktionen sowie Bauteile mit hoher Schlankheit entstehen.

Bei der Wahl des Verbundmittels haben sich weitestgehend Kopfbolzendübel im Hoch- und Brückenbau durchgesetzt. Der Grund dafür liegt hauptsächlich in der kostengünstigen Verteilung der Bolzen mit dem Stahlprofil. Die Bolzen werden halbautomatisch mittels einer Bolzenschweißanlage mit Schweißpistole im Bolzenschweißverfahren mit Hubzündung verschweißt. Unter Berücksichtigung von Vorrichtzeiten und Nebenarbeiten können etwa 90 Stück je Stunde und Schweißer verarbeitet werden [1].

Die Kopfbolzendübel bieten neben dem Vorteil der kostengünstigen Aufbringung den Vorteil eines duktilen Tragverhaltens im Grenzzustand der Tragfähigkeit. Im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit zeigt der Kopfbolzendübel ein sehr vorteilhaftes Last-Verformungsverhalten. Es liegt bei statischer Beanspruchung sofort eine große Steifigkeit vor, die große Verbundkräfte zulässt und fast bis zum Punkt der maximalen Traglast reicht.

Die rechnerischen Nachweise der Kopfbolzendübel werden in der aktuellen Normengeneration [2] [3] nach semiprobabilistischem Grenzzustandskonzept geführt. Dabei werden die einbetonierten Bolzen im Grenzzustand der Tragfähigkeit und im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit untersucht.

Sind Anteile der Belastung der Verbundstruktur nicht ruhend, muss zusätzlich der Grenzzustand der Ermüdung untersucht werden. Dieser Fall kann erforderlich werden bei Brücken, aber auch im Hoch- und Industriebau, wenn Decken von schweren Gabelstaplern, LKW oder Flurfördergeräten befahren werden. Nicht ruhende Belastungen können auch durch Schwingungen verursacht werden, beispielsweise durch Maschinen. An dieser Stelle setzt die vorliegende Arbeit an, es sollen realistische Modelle gefunden werden, das Last-Verformungs- und Schädigungsverhalten im Grenzzustand der Ermüdung einbetonierter Kopfbolzendübel in Trägerverbundfugen zutreffend zu beschreiben.

1.2 Vorgehensweise

Zum Einstieg werden die Grundlagen der Konzepte zur Beurteilung von Materialermüdung für Metalle wieder gegeben, soweit sie für diese Arbeit von Relevanz sind. Anschließend wird die aktuelle Normung des Grenzzustands der Ermüdung von Kopfbolzendübeln wiedergegeben und der Stand der Forschung wird zusammengefasst. Darauf aufbauend werden die Notwendigkeit der vorliegenden Arbeit und die Unterschiede zu früheren Forschungsarbeiten auf diesem Gebiet aufgezeigt.

In Abschnitt 3 werden die durchgeführten Versuche und die daraus abgeleiteten Ergebnisse vorgestellt. Es werden Rissfortschrittsgesetze auf der Grundlage wegeregelter Push-Out-Versuche abgeleitet, die die Basis des Verhaltens einbetonierter Kopfbolzendübel in Trägerverbundfugen unter zyklischer Beanspruchung darstellen. Die formulierten Gesetzmäßigkeiten werden mit Hilfe eines geeigneten Trägerversuchs überprüft und an den Verbundträger angepasst.

1.3 Grundlagen der Materialermüdung

Bei häufig wiederholter Beanspruchung liegt der Material- und damit auch der Bauteilwiderstand in der Regel deutlich unterhalb dessen bei einmaliger Beanspruchung. Die Ursache für dieses Phänomen findet sich im strukturellen Aufbau der Werkstoffe, woraus die mikroskopischen und makroskopischen Verformungs- und Versagensvorgänge hervorgehen, die sich i. a. als sehr komplex erweisen. Im Folgenden wird nicht die werkstoffliche Seite des Ermüdungsphänomens im Sinne der Werkstoffkunde erläutert. Vielmehr werden die phänomenologischen Erscheinungsmerkmale erfasst und mit mathematischen Modellen beschrieben. Auf die Werkstoffermüdung wird beispielsweise in [4] [5] eingegangen, dort finden sich auch die entsprechenden Literaturverweise.

In der Vergangenheit wurden mehrere Konzepte aufgestellt, um Festigkeits- oder Lebensdauernachweise führen zu können, wobei nicht alle baupraktische Relevanz besitzen. Die vorgestellten Konzepte stellen eine Auswahl dar, die im Bauwesen verwendet werden oder für die vorliegende Arbeit von Interesse sind.

1.3.1 Nennspannungskonzept

Die wissenschaftliche Untersuchung der Materialermüdung begründete August Wöhler im 19. Jahrhundert mit Einstufenschwingversuchen an unterschiedlichen Bauteilen [6] [7]. Im Jahr 1910 stellte Basquin [8] im Rahmen seiner Forschungsarbeiten fest, dass im doppellogarithmischen Netz ein linearer Zusammenhang zwischen aufgebrachtener Schwingbreite $\Delta\sigma$ und ertragbarer Lastspielzahl N besteht, dieser Zusammenhang wird als Wöhler-Linie bezeichnet.

$$\Delta\sigma = \left(\frac{N_e}{N}\right)^{1/m} \cdot \sigma_e \quad (1.1)$$

Dabei ist die jeweilige Spannung als Nennspannung zu verwenden, wie sie sich nach elementarstatischen Methoden ermitteln lässt. Eventuelle spannungserhöhende Faktoren wie

Kerbwirkungen, etc. bleiben in der Berechnung außer acht. Sie werden in Form des Kerbde-tails durch die Wöhler-Linie erfasst.

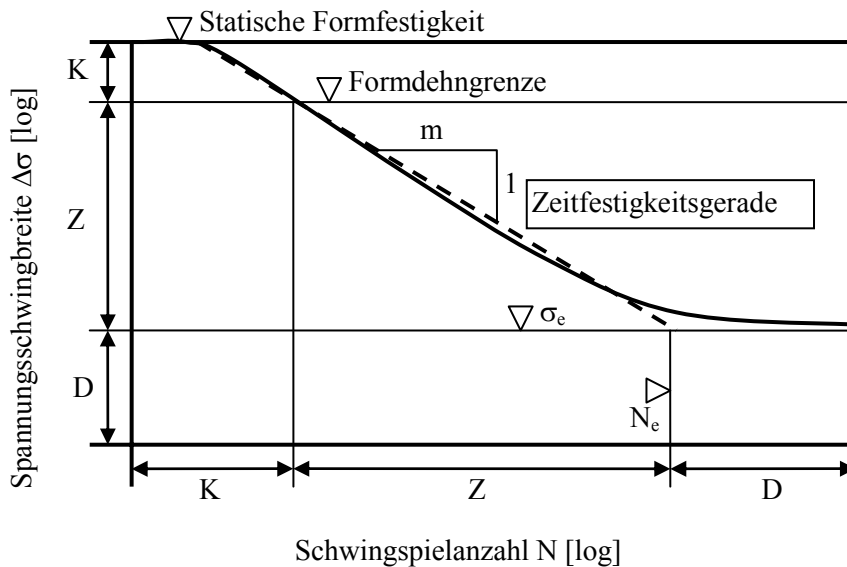


Bild 1.1 Prinzipdarstellung einer Wöhler-Linie mit Bereichseinteilung Kurzzeitfestigkeit (K), Zeitfestigkeit (Z) und Dauerfestigkeit (D)

Bild 1.1 zeigt ein Wöhler-Diagramm, in dem auf der Abszisse die ertragbaren Schwingspiele N und auf der Ordinate die aufgebrachte Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ im doppellogarithmischen Netz aufgetragen sind. Gezeigt ist das Verhalten eines Bauteils, wie es sich aus Versuchen ableiten lässt. Dabei werden drei Bereiche unterschieden:

- Kurzzeitfestigkeitsbereich
- Zeitfestigkeitsbereich
- Dauerfestigkeitsbereich

Mit Gleichung 1.1 lässt sich der Zeitfestigkeitsbereich funktional beschreiben. Die Gültigkeit der Funktion endet im Bereich der Kurzzeitfestigkeit, hier nähert sich der Verlauf der statischen Tragfähigkeit. Treten sehr kleine Beanspruchungen auf, ist häufig keine Schädigung feststellbar, der Verlauf der Wöhler-Linie knickt in eine horizontale Linie ab, man spricht vom Dauerfestigkeitsbereich.

In Verbindung mit der von Palmgren [9] 1924 und dann von Miner [10] 1945 veröffentlichten linearen Schadensakkumulationshypothese, der sog. Miner-Regel, lassen sich beliebige Kollektivformen schädigungswirksam beurteilen. Zur Ermittlung eines schädigungswirksa-

men Kollektivs muss der Beanspruchungs-Zeit-Verlauf klassiert werden, wobei jede Klasse anschließend auf ihre Schädigungswirkung hin untersucht wird. Die dimensionslose Schädigung ergibt sich aus:

$$S_i = \frac{n_i}{N_i} \quad (1.2)$$

Die ertragbaren Schwingspiele N_i werden in Abhängigkeit der Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ in Einstufenversuchen ergibt und finden sich im Wöhler-Diagramm wieder. Nach der Regel der linearen Schadensakkumulation ermittelt sich die durch das Kollektiv verursachte Gesamtschädigung durch die Summation der Teilschädigungen. Das Versagenskriterium, i. a. in Form eines Anrisses, ist i. d. R. erreicht, wenn der Summand gleich 1 ist.

$$\sum_i S_i = \sum_i \frac{n_i}{N_i} = 1 \quad (1.3)$$

Das Nennspannungskonzept wird im Bauwesen häufig angewandt, weil es durch einfache Handhabbarkeit besticht und der in der Praxis tätige Ingenieur mit Nennspannungen aus der Stabtheorie bestens vertraut ist.

Diese Vorteile erkaufte sich das Konzept mit einer Reihe von Nachteilen. Es wird rein elastisches Verhalten vorausgesetzt, das heißt, die Struktur muss nach jedem Schädigungsereignis wieder exakt seine Ausgangskonfiguration erreichen. Ist dieser Punkt nicht sicher gestellt, spielt die Art der Beanspruchung, weg- oder kraftgesteuert, eine herausragende Rolle, insbesondere im Hinblick auf die Untersuchung des Ermüdungsverhaltens einbetonierter Kopfbolzendübel.

- Eventuell auftretende Reihenfolgeeffekte können nicht nachvollzogen werden.
- Trainierwirkungen hervorgerufen durch extreme Lastkonfigurationen werden nicht berücksichtigt.
- In realen Bauwerken liegt i. a. kein sinusförmiger Beanspruchungsablauf vor.
- Effekte wie Alterung und Kaltverfestigungen finden keine Berücksichtigung.
- Die Erfassung des Dauerfestigkeitsbereichs ist ebenfalls kritisch zu beurteilen, da sich das angesetzte Niveau durch Vorschädigungen absenken kann.

Besonders die Erfassung eines veränderten Dauerfestigkeitsbereichs infolge vorheriger Schädigungsereignisse war lange Zeit Gegenstand einer Diskussion. Die meisten Literaturangaben setzen das Dauerfestigkeitsniveau bei 2 Millionen Schwingspielen an. Werden Versuche mit einer Versagensschwingspielzahl von mehr als 2 Millionen Zyklen berücksichtigt, kann sich eine zu flach geneigte Wöhler-Linie ergeben, die ertragbare Schwingenspielzahl im Zeitfestigkeitsbereich wird überschätzt [11]. In [11] werden oben genannte Einflussgrößen mit ihren Auswirkungen bei Abweichungen von den Eingangsvoraussetzungen diskutiert.

Liegen nur wenige Schädigungsereignisse im Dauerfestigkeitsbereich vor, ist es möglich, mit der elementaren Form der Miner-Regel das Absinken des Dauerfestigkeitsbereichs durch einen flacher geneigten Fortsatz der Zeitfestigkeitsgeraden ab dem Dauerfestigkeitspunkt zu berücksichtigen. Liegt jedoch ein Großteil der Schwingspiele des Kollektivs im Dauerfestigkeitsbereich, bedingt die elementare Form der Miner-Regel unwirtschaftliche Ergebnisse.

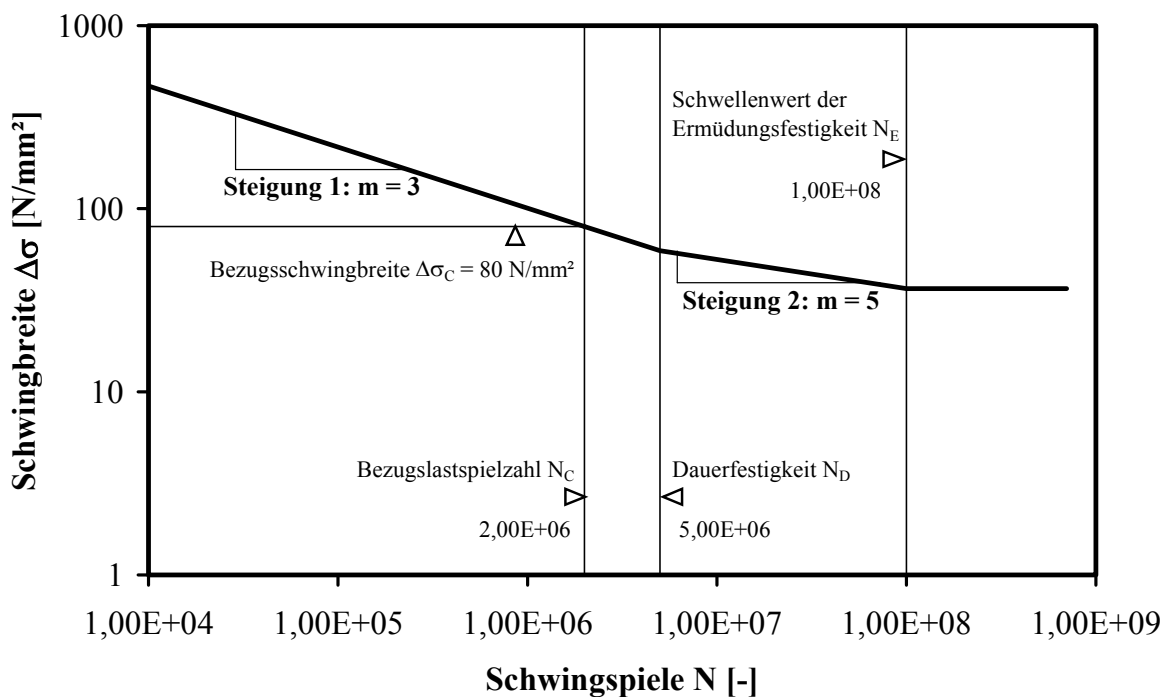


Bild 1.2 Wöhler-Linie für den Kerbfall 80 nach dem Vorschlag von Haibach aus dem EC 3

Ein weiterer Vorschlag, den Abfall des Dauerfestigkeitsniveaus zu berücksichtigen, stammt von Haibach [5]. Er verwendet im Dauerfestigkeitsbereich einen flacher geneigten Fortsatz der Zeitfestigkeitsgeraden, welcher am Schwellenwert der Ermüdungsfestigkeit in einen horizontalen Verlauf wechselt. Dieser Vorschlag wurde in der Europäischen Normung berücksichtigt, wie beispielsweise im EC 3 [12]. Hier wird der Übergang vom Zeitfestigkeitsbereich

in den Dauerfestigkeitsbereich bei $5 \cdot 10^6$ Schwingspielen angesetzt, der Schwellenwert der Ermüdungsfestigkeit bei 10^8 .

1.3.2 Konzept der örtlichen Beanspruchungen (Örtliches Konzept)

Mit diesem Konzept lässt sich die Rissentstehungsphase beschreiben, bis ein makroskopischer Anriss entsteht, i. d. R. in der Größenordnung von 1 mm. Dabei wird vom einachsig elastisch-plastisch beanspruchten Werkstoff ausgegangen, dessen Verhalten mit zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurven beschrieben und mit Dehnungswöhlerlinien schädigungswirksam beurteilt wird. Diese können experimentell bestimmt oder empirisch abgeschätzt werden. Der lokale Dehnungs-Spannungs-Zustand stellt die kennzeichnende Beanspruchung dar. Die Übertragungsfunktion von äußerer Last und lokaler Dehnung, die sog. Bauteilfließkurven, werden durch die Verwendung von elastischen Übertragungsfaktoren oder der Finiten Element Methode gewonnen. Es werden für vorgegebene Belastungsfolgen die örtlichen elastisch-plastischen Spannungs-Dehnungspfade berechnet, die sich als geschlossene Hysteresen darstellen. Jede Hysterese wird als Schädigungsereignis aufgefasst und im Hinblick auf ihre Schädigung bewertet.

Das Konzept wird derzeit überwiegend im Behälterbau und in der Anlagentechnik eingesetzt und ist anwendbar für gekerbte und ungekerbte sowie für geschweißte und nicht geschweißte Konstruktionen [4]. Auch im Bauwesen wird das Konzept verwendet, um Bauteile zu beurteilen. Ein Beispiel stellt die Forschungsarbeit [13] dar, in der Wöhler-Linien für Betondübel mit dem Örtlichen Konzept abgeleitet werden.

1.3.3 Rissfortschrittskonzept

Das Rissfortschrittskonzept geht davon aus, dass das zu untersuchende Bauteil rissbehaftet ist. Dabei werden Rissform und Rissgröße als bekannt vorausgesetzt. Die Risse können fertigungsbedingt angenommen, durch eine Schwingbelastung verursacht oder als Untergrenze einer zerstörungsfreien Erkennbarkeit festgelegt werden. Der Riss kann als scharfe Kerbe mit gegen null gehendem Öffnungswinkel aufgefasst werden. Die Spannungen an der Rissfront sind bei Annahme elastischen Werkstoffverhaltens unendlich groß, also singular, und fallen auf endliche Werte ab [16] [17], siehe Bild 1.3. Der Abfall erfolgt mit \sqrt{r} hyperbelförmig, wobei r den radialen Abstand von der Rissfront bezeichnet. Die Höhenlage der Hyperbel wird durch den Spannungsintensitätsfaktor K_I bestimmt (bei Beschränkung auf die Zugbeanspruchung des Risses nach Modus I). Gleichzeitig verschieben sich die Rissflanken mit \sqrt{r} para-

belförmig gegeneinander. Die Höhenlage des Parabelbogens der Rissöffnung wird ebenfalls durch den Spannungsintensitätsfaktor K_I festgelegt. An dessen Stelle tritt bei größeren plastischen Zonen das sog. J-Integral bzw. die Rissspitzenverschiebung δ .

Der Kerbspannungsintensitätsfaktor ergibt sich dabei aus elastizitätstheoretischer Lösung des jeweiligen Rissproblems unter Beschränkung auf radiale Abstände r von der Rissfront, die klein gegenüber der Risslänge sind (Grenzübergang „Radius r gegen null“).

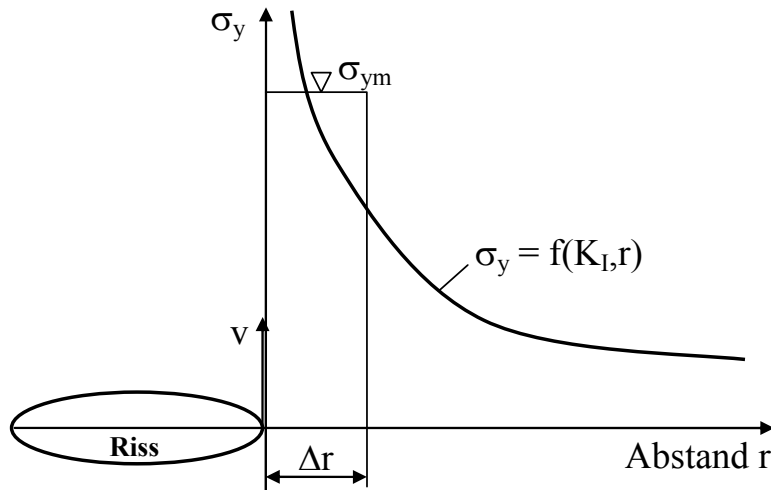


Bild 1.3 Spannung σ_y und Verschiebung v der Rissflanken an der Rissfront senkrecht zur Rissebene, über Δr gemittelter Wert σ_{ym} vor der Rissfront proportional zum Spannungsintensitätsfaktor K_I

Eine Schwingbelastung bewirkt nicht unmittelbar das Versagen des Bauteils, sondern führt zunächst zu einem unterkritischen Risswachstum. Erst wenn eine kritische Risslänge, bzw. ein kritischer Kerbspannungsintensitätsfaktor, erreicht wird, tritt das Bauteilversagen in Form eines Restbruchs ein.

Bei der Untersuchung des wachsenden Risses infolge schwingender Beanspruchung zeigt sich die Rissfortschrittsrate da/dN als zentrale Größe. Sie weist den Risszuwachs pro Schwingenspiel aus und ist durch folgende Beziehung gegeben:

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta K_I, R, H, \dots) \quad (1.4)$$

In dieser Beziehung ist die Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktor ΔK_I abhängig von der Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma$. Weiter spielen das Spannungsverhältnis R und der Term H zur Berücksichtigung der Belastungsgeschichte ein.

Paris [19] stellte eine Gleichung entsprechend (1.4) auf. In dieser Gleichung werden R und H nicht berücksichtigt:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K_I^m \quad (1.5)$$

Die Auftragung von Versuchsergebnissen im doppellogarithmischen Netz weist die Rissfortschrittsrate da/dN als eine von der Schwingbreite des Kerbspannungsintensitätsfaktors ΔK_I abhängige Größe in der Form von Bild 1.4 aus. Es werden drei Bereiche unterschieden:

1. Bei kleinem da/dN nähert sich die Kurve dem unteren Schwellen- oder Threshold-Wert ΔK_{th} . Unterhalb des Werts stellt sich kein Risswachstum ein. In diesem Bereich hängt der Rissfortschritt stark von der Mikrostruktur des Materials ab, damit ist er schwer prognostizierbar.
2. Im mittleren Bereich verhält sich der Rissfortschritt nahezu linear im doppellogarithmischen Netz, es handelt sich um das sog. stabile Risswachstum, die Mikrostruktur des Materials hat kaum Einfluss. Dieser Verlauf ist mit Gleichung 1.5 beschreibbar.
3. Im dritten Bereich handelt sich um instabiles Risswachstum, hier ist der Kerbspannungsintensitätsfaktor wieder stark abhängig von der Mikrostruktur des Materials. Es tritt Versagen durch Bruch ein, wenn die kritische Schwingbreite des Kerbspannungsintensitätsfaktors ΔK_{krit} (auch als ΔK_{IC} bezeichnet) erreicht wird. Dieser Punkt wird durch die Risszähigkeit des Materials bestimmt.

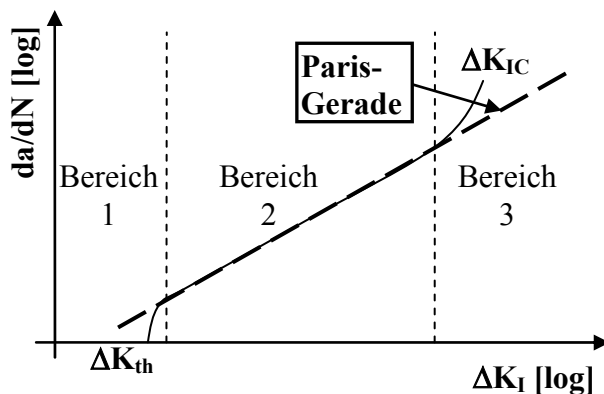


Bild 1.4 Schema des Rissfortschritts im doppellogarithmischen Netz

1.4 Nachweis einbetonierter Kopfbolzendübel im Grenzzustand der Ermüdung nach EC 4, Teil 2, Absatz 6 [20]

Der Nachweis einbetonierter Kopfbolzendübel im Grenzzustand der Ermüdung wird nach dem Nennspannungskonzept geführt. Er fußt auf einer Wöhler-Linie, die durch eine statistische Auswertung zahlreicher kraftgeregelter Push-Out-Versuche aus verschiedenen Forschungsarbeiten abgeleitet wurde [21]. Mit der Wahl des Nennspannungskonzepts wird implizit davon ausgegangen, dass die Lebensdauer von einbetonierten Kopfbolzendübeln von einer Rissinitiierungsphase dominiert wird. Die zugrunde gelegte Nennspannung berechnet sich aus der Dübelkraftschwingbreite bezogen auf den Bolzendurchmesser. Dabei wird die Dübelkraft mit Hilfe der Elastizitätstheorie unter Annahme eines starren Dübelverhaltens berechnet. In dieser Berechnung ist eine Reihe von Einflüssen zu berücksichtigen, um die Dübelkräfte genau zu bestimmen. Auf die einzelnen Komponenten des Nachweises wird im Folgenden eingegangen.

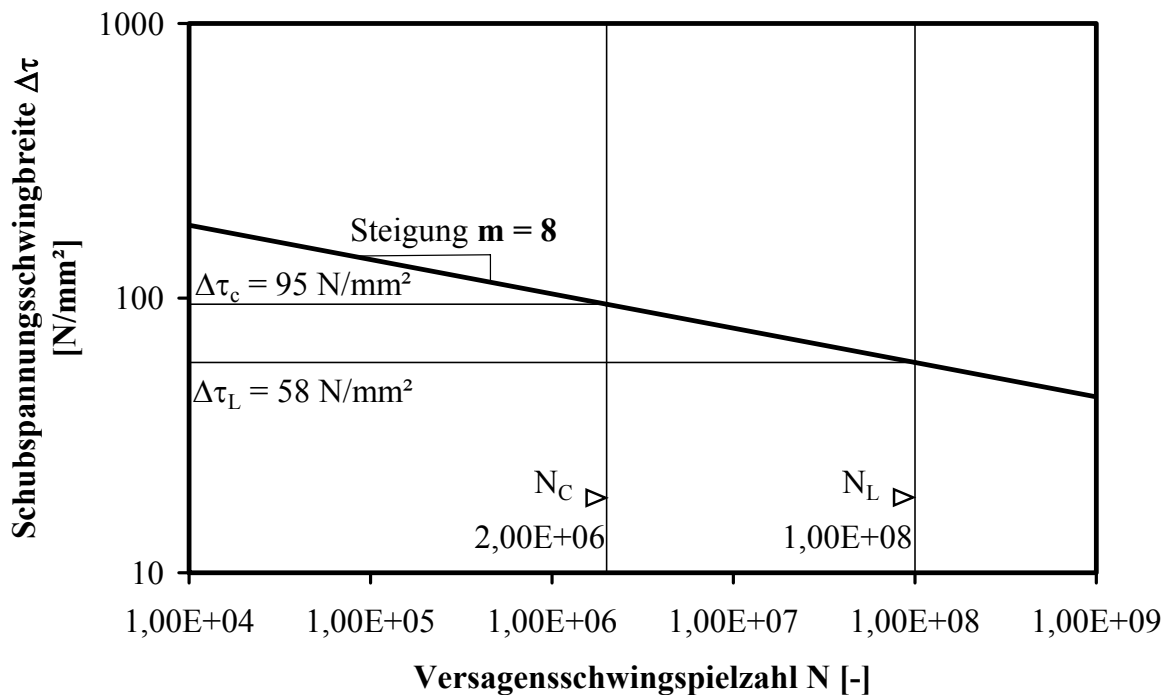


Bild 1.5 Wöhler-Linie für einbetonierte Kopfbolzendübel nach EC 4, Teil 2 [20]

Das Nachweisformat der Kopfbolzendübel im Grenzzustand der Ermüdung hat den gleichen Aufbau wie das Nachweisformat von Kerbdetails, die dem EC 3 [12] zugeordnet werden können. Der Nachweis der Kopfbolzendübel läuft analog zu dem in [12], wobei der Wert λ_1

zum Aufstellen des Lastmodells nach [22] und die Parameter der Wöhler-Linie verändert sind, so dass sich folgende charakteristische Wöhler-Linie ergibt:

$$N = N_c \cdot \left(\frac{\Delta\tau}{\Delta\tau_c} \right)^{-m} = 2 \cdot 10^6 \cdot \left(\frac{\Delta\tau}{95} \right)^{-8} \quad (1.6)$$

Mit Hilfe der linearen Schadensakkumulationshypothese (Miner-Regel) lässt sich das Spannungskollektiv in ein schädigungsäquivalentes Einstufenkollektiv auf Beanspruchungsseite umrechnen, welches durch die Schwingbreite $\Delta\tau_E$ gekennzeichnet ist und im Nachweis mit der Beanspruchbarkeit verglichen wird, siehe Gleichung 1.7.

$$\gamma_{FF} \cdot \Delta\tau_E \leq \frac{\Delta\tau_C}{\gamma_{Mf}} \quad (1.7)$$

mit $\gamma_{FF} = 1,0$ und $\gamma_{Mf} = 1,0$

Bei der Festlegung des Teilsicherheitsbeiwerts auf der Widerstandsseite wurden Kopfbolzendübel mit $\gamma_{Mf} = 1,0$ als schadenstolerante Bauteile eingestuft, die regelmäßig überprüft und unterhalten werden.

Treten in der nichthäufigen Lastkombination nach EC 1, Teil 3, Kap. 4 und 6 [22] Zugspannungen im Flansch auf, muss das Kerbdetail nach [12] entsprechend Gleichung 1.8 nachgewiesen werden.

$$\gamma_{FF} \cdot \Delta\sigma_E \leq \frac{\Delta\sigma_C}{\gamma_{Mf}} \quad (1.8)$$

Zusätzlich ist die Interaktion beider Beanspruchungsarten nach Gleichung 1.9 nachzuweisen, wobei mit zugehörigen Werten zu arbeiten ist.

$$\gamma_{FF} \cdot \left[\frac{\gamma_{Mf,a} \cdot \Delta\sigma_E}{\Delta\sigma_C} + \frac{\gamma_{Mf} \cdot \Delta\tau_E}{\Delta\tau_C} \right] \leq 1,3 \quad (1.9)$$

Damit gliedert sich der Nachweis im Grenzzustand der Ermüdung in drei grundlegende Schritte:

1. Bestimmung des Lastmodells.
2. Bestimmung der Beanspruchung mittels einer Übertragungsfunktion.
3. Gegenüberstellung von Beanspruchung und Beanspruchbarkeit im Nachweis.

Dabei ist es nach [23] zwingend notwendig, die Eingangsgrößen sehr genau zu bestimmen und ein Berechnungsmodell aufzustellen, das die wirklichen Verhältnisse realistisch nachvollzieht, denn die extrem flache Wöhler-Linienneigung ($m = 8$) beinhaltet eine hohe Fehleranfälligkeit. Das folgende Beispiel macht den Sachverhalt anschaulich:

Wird eine Dübelkraft nach elastizitätstheoretischer Berechnung um 10% unterschätzt, verhält sich die rechnerische Lebensdauer im Verhältnis zur „realen Lebensdauer“ wie folgt:

$$\frac{N_{\text{cal}}}{N_{\text{real}}} = \left(\frac{\Delta P_{\text{cal}}}{\Delta P_{\text{real}}} \right)^{-m} = \left(\frac{\Delta P_{\text{real}}}{\Delta P_{\text{cal}} = 0,9 \cdot \Delta P_{\text{real}}} \right)^m = \left(\frac{1}{0,9} \right)^8 = 2,32$$

Ein Fehler von 10% in der Eingangsgröße bewirkt eine Veränderung der prognostizierten Lebensdauer von 132%.

Deshalb zielt der EC 4, Teil 2 [20] darauf ab, die Eingangsgrößen des Nachweises von Kopfbolzendübeln im Grenzzustand der Ermüdung sehr realitätsnah zu bestimmen. Es werden Restriktionen formuliert, die die Gültigkeit der Elastizitätstheorie gewährleisten sollen, und genaue Modellbildung betreiben, um alle Einflüsse auf die Dübelkraft zu berücksichtigen.

Auf Belastungsseite sind Lastmodelle im EC 1, Teil 2 [22] für den Grenzzustand der Ermüdung verankert, die die tatsächlich vorhandene ermüdungswirksame Belastung realistisch nachbilden sollen.

In der Struktur muss elastisches Verhalten gewährleistet werden, damit die Nennspannungen mit Hilfe der Elastizitätstheorie ermittelt werden können. Das bedeutet, dass die Struktur nach jedem Schwingspiel exakt den ursprünglichen Zustand wieder erreichen muss. Um diese Eigenschaft zu gewährleisten, werden in [20] folgende konstruktive Randbedingungen formuliert:

- Spannungsbegrenzungen im Baustahl, Betonstahl und Beton.
- Begrenzung der maximal auftretenden Dübelkraft auf 60% der charakteristischen Grenzscherkraft.
- Abstufung der Dübelverteilung in Abhängigkeit der Beanspruchung.

Bei der Übertragungsfunktion sind zur genauen Ermittlung der Beanspruchungen nach [20] folgende Einflussfaktoren zu berücksichtigen:

- Schubverformungen breiter Betongurte.
- Kriechen und Schwinden des Betons.
- Rissbildung und Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen.
- Vorspannung.
- Montageablauf und Belastungsgeschichte.
- Einflüsse aus Temperatureinwirkungen.
- Baugrundbewegungen.

2 Stand der Forschung

Das Ermüdungsverhalten einbetonierter Kopfbolzendübel ist bereits lange Zeit Gegenstand der Forschung. Erste Arbeiten wurden um 1967 veröffentlicht und bis heute wächst die Anzahl stetig ([23] bis [41]). In Europa münden viele dieser Arbeiten in das Bemessungskonzept des EC 4, Teil 2 [20], das in Abschnitt 1.4 erläutert wurde.

Im Folgenden wird auf wenige, ausgesuchte Arbeiten näher eingegangen, die neue Ansätze zeigen und den Ausgangspunkt dieser Arbeit darstellen.

2.1 Oehlers

Die Forschungsarbeit Oehlers [33] [34] [35] [36] [37] führte zu einem Bemessungskonzept, das sich vom Bemessungskonzept in [20] unterscheidet.

Es werden die wichtigsten Forschungsergebnisse Oehlers und das daraus abgeleitete Bemessungskonzept auf der Widerstandsseite wieder gegeben.

2.1.1 Risswachstum bei kraftkontrollierten Push-Out-Versuchen

Oehlers [35] führte 14 Push-Out-Versuche in Kraftregelung unter schwellender Beanspruchung mit verschiedenen Schwingbreiten ΔP und Oberlasten P_{\max} durch. Das zugrunde liegende Versuchsprogramm unterscheidet drei Typen von Versuchen:

- Serie S: Drei statische Versuche ohne vorherige zyklische Beanspruchung.
- Serie F: Zyklische Versuche mit einer Schwingbreite ΔP von 25% der in Serie S bestimmten statischen Tragfähigkeit bei verschiedenen Oberlastniveaus, bis der Restquerschnitt versagt.
- Serie M: Zyklischer Versuch unter der gleichen Schwingbreite wie Serie F, aber bei konstantem Oberlastniveau mit definierter Anzahl von Schwingspielen mit anschließendem statischem Restbruch.

Die Versuchsergebnisse sind in Bild 2.1 grafisch dargestellt. Es wird deutlich, dass sich die Traglast unabhängig vom Versuchstyp aufgrund der zyklischen Beanspruchung vermindert. Der Zusammenhang zwischen verminderter Traglast und Schwingspielzahl ist linearer Natur und abhängig von der Dübelkraftschwingbreite ΔP . Oehlers führt diese Verminderung der

Tragfähigkeit auf ein Risswachstum am Bolzenfuß zurück, das durch die zyklische Beanspruchung verursacht wurde.

Im Versuch M1 war eine verminderte Traglast und ein Risswachstum zu verzeichnen, obwohl der Versuchskörper lediglich mit 250.000 Zyklen beaufschlagt wurde, bevor die statische Resttragfähigkeit ermittelt wurde, was etwa einem fünftel bis einem sechstel der prognostizierten Lebensdauer entspricht. Von diesem Versuchsergebnis ausgehend vermutet Oehlers ein Risswachstum vom ersten Zyklus an. Diese Aussage ist gegensätzlich zu den üblichen Vermutungen, dass die Risswachstumsphase bei einbetonierten Kopfbolzendübeln einen kleinen Teil der Dübel Lebensdauer vereinnahmt, wie z. B. in [21].

Oehlers stellte Schwingrisse an den Schnittstellen Schweißwulst-Flansch und Schweißwulst-Dübelschaft fest. Der Riss startete immer am Außendurchmesser des Bolzens und beim statischen Bruch des verbliebenen Restquerschnitts unter der Oberlast P_{\max} hatte die Rissfront eine gerade Kontur. Beim Bruch des Restquerschnitts handelte es sich um einen Spaltbruch, der die dafür typische facettenreiche Bruchfläche aufwies.

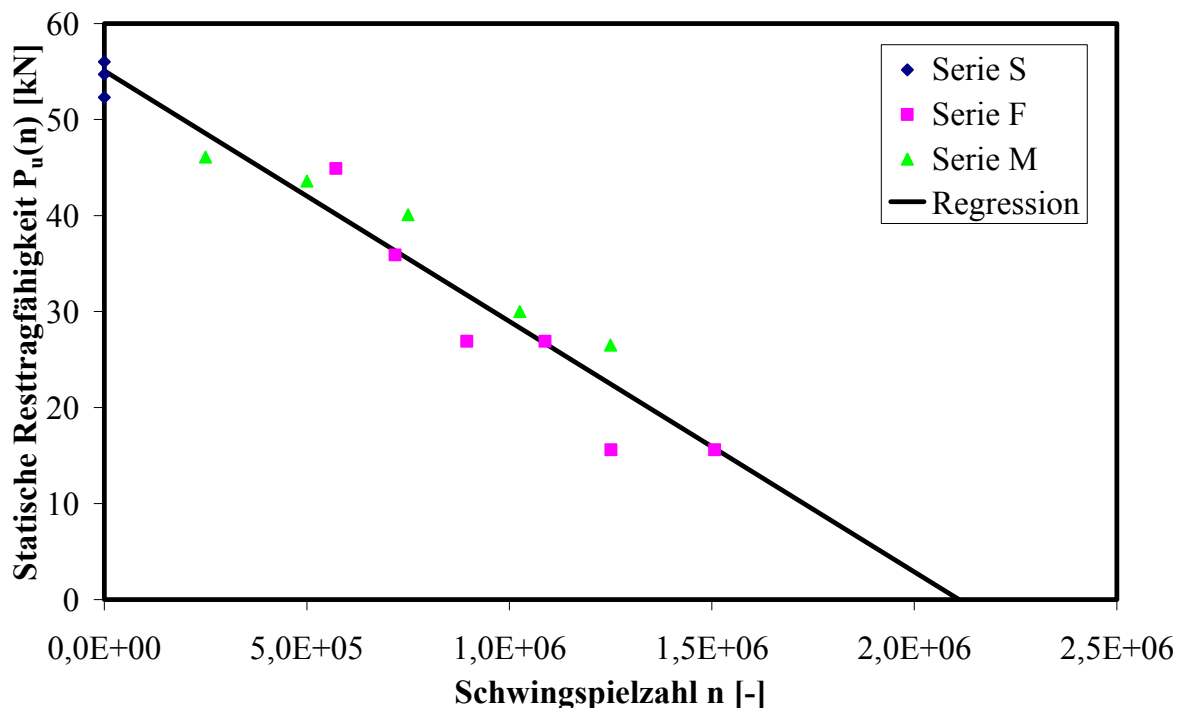


Bild 2.1 Experimenteller Zusammenhang zwischen aufgebrauchten Schwingspielen und Resttragfähigkeit

Der Vergleich der Versuchsergebnisse aus Bild 2.1 mit üblichen Versuchsergebnissen aus Wöhler-Versuchen zeigt die sehr kleine Streubreite der erzielten Versuchsergebnisse, zumal die Achsen hier nicht doppellogarithmisch abgetragen sind.

Weiter lässt sich aus dem Diagramm (Bild 2.1) ableiten, dass der Einfluss der Dübeloberlast auf das Schädigungsverhalten in kraftkontrollierten Push-Out-Versuchen sehr klein ist. Ausgehend von diesen Versuchsergebnissen erarbeitete Oehlers ein Konzept für den Tragfähigkeitsnachweis einbetonierter Kopfbolzendübel, das einmalige und zyklische Beanspruchung berücksichtigt, und damit den Einfluss der Schädigung zyklischer Beanspruchung auf die Tragfähigkeit unter einmaliger Beanspruchung [36]. Auf dieses Bemessungskonzept wird im folgenden Abschnitt 2.1.2 eingegangen.

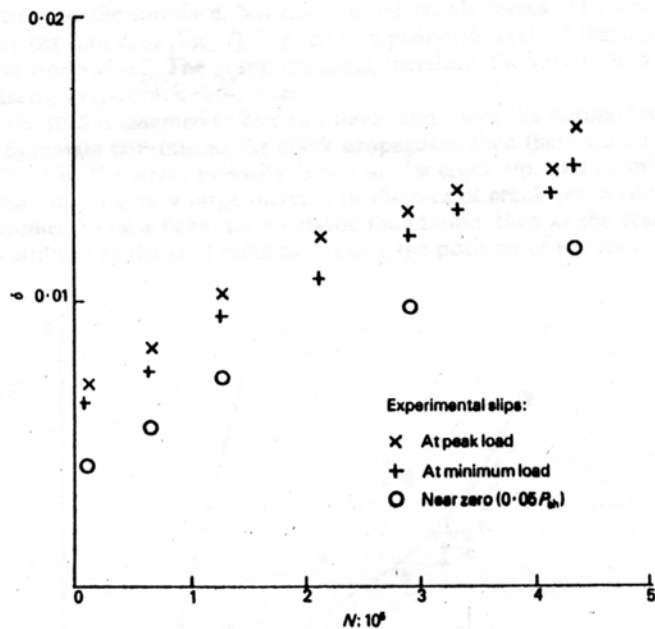


Bild 2.2 Schlupfwachstum im kraftkontrollierten Push-Out-Versuch [33]

Oehlers und Foley werten in [33] 129 Push-Out-Tests neu aus. Diese Auswertung basiert auf der Paris-Gleichung (1.5), die zur analytischen Beschreibung eines Risswachstums bei einbetonierten Kopfbolzendübeln unter kraft geregelter Beanspruchung herangezogen wird.

$$\frac{dA}{dN} \propto (\Delta K)^m \quad (2.1)$$

Oehlers benutzt die Paris-Gleichung als Proportionalitätsbeziehung, so dass der Materialparameter C zunächst keine Rolle spielt. Zudem ersetzt er die Risslänge a durch die Fläche des Ermüdungsrisses A. Damit hängt der Fortschritt der Rissfläche dA/dN ab von der Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors ΔK und des Materialparameters m.

Oehlers bestimmt den Neigungsexponenten m unabhängig auf zwei Arten: Zum einen über die Steifigkeit und zum anderen über das Ermüdungsverhalten der Verdübelung.

Die erste Variante der Bestimmung des Parameters m basiert auf der Steifigkeit aus Versuchsergebnissen. Für dieses Vorgehen ist es erforderlich, die Proportionalitätsbeziehung 2.1 so umzuformen, dass der Parameter m in Abhängigkeit des Schlupfzuwachses pro Zyklus bestimmbar wird. Oehlers leitet aus den durchgeführten Push-Out-Versuchen ab, dass die Änderung des Schlupfs pro Zyklus $\frac{ds}{dN}$ konstant bleibt, siehe Bild 2.2, ebenso wie die Steifigkeit im Zyklus selbst. Das bedeutet, dass die dissipierte Dehnungsenergie pro Zyklus ebenfalls konstant bleibt, was sich mit $\frac{dU}{dN} = \text{konstant}$ ausdrücken lässt. Somit ergibt sich die Proportionalität ein zwischen $\frac{ds}{dN}$ und $\frac{dU}{dN}$. Oehlers zeigt in seiner Arbeit mit Hilfe der Finiten Element Methode, dass die Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors ΔK unter variablen Rissflächen A konstant bleibt. Daraus folgt die Konstanz der dissipierten Dehnungsenergie bezogen auf die Rissfläche, was die Proportionalität der dissipierten Dehnungsenergie pro Zyklus $\frac{dU}{dN}$ zur Rissfortschrittsrate $\frac{dA}{dN}$ bedeutet. Zusammengefasst ergibt sich daraus die Proportionalität zwischen der Rissfortschrittsrate $\frac{dA}{dN}$ und dem Schlupfzuwachs $\frac{ds}{dN}$.

Weiter leitet Oehlers aus den durchgeführten Versuchen die Proportionalität der Schwingbreite des Kerbspannungsintensitätsfaktors ΔK und dem Term $\frac{\Delta P}{P_u}$ ab, welcher den Quotienten aus Dübelkraftschwingbreite und Dübeltraglast darstellt (Gleichung 2.2). Mit diesen Zusammenhängen kann Gleichung 2.1 wie folgt in Gleichung 2.3 überführt werden.

$$\Delta K \propto \frac{\Delta P}{P_u} \quad (2.2)$$

$$\frac{ds}{dN} \propto \left(\frac{\Delta P}{P_u} \right)^m \quad (2.3)$$

Mit dieser Beziehung lässt sich der Exponent m über die Steifigkeit des Versuchs in Form der Schlupfzunahme pro Zyklus ermitteln.

Mit Versuchsdaten aus [27], [29] und [31] ergibt sich der Steigungsparameter m zwischen 4,0 und 6,7. Tabelle 2.1 gibt die Zusammenfassung der Auswertung an.

Die zweite Art, nach der Oehlers den Neigungsparameter m bestimmt hat, zielt auf das Ermüdungsverhalten der Kopfbolzendübel gemäß Bild 2.1 ab.

Die Proportionalitätsbeziehung entsprechend der Paris-Gleichung (2.1) lässt sich umschreiben, wenn sie integriert und die Proportionalitätsbeziehung 2.2 eingesetzt wird.

$$N \propto A \cdot \left(\frac{\Delta P}{P_u} \right)^{-m} \quad (2.4)$$

Zur Ableitung des Parameters m aus Gleichung 2.4 ist ein eindeutiger Bezug erforderlich zwischen der Resttragfähigkeit eines Bolzens $P_{u,A}$ und der Schwingrissfläche A . Bild 2.1 liefert lediglich die Information der Resttragfähigkeit im Verlauf der aufgebrachten Schwingspiele. Geht man dazu zunächst von einem unversehrten Kopfbolzendübel aus, verhält sich die Tragfähigkeit P_u proportional zur Dübelquerschnittfläche A' . Handelt es um einen Kopfbolzendübel, dessen Querschnittsfläche vollständig von einem Schwingriss vereinnahmt wird, beträgt die Dübeltragfähigkeit $P_{u,A} = 0$. Oehlers setzt einen linearen Verlauf zwischen beiden Extremen voraus. Mit dieser Annahme ergibt sich eine konservative Beziehung zur Berechnung der Dübeltragfähigkeit in Abhängigkeit eines Schwingrisses; Gleichung 2.5 beschreibt den Zusammenhang.

$$\frac{A}{A_{KD}} = A' = 1 - \frac{P_{\max}}{P_u} = 1 - \frac{P_{u,A}}{P_u} \quad (2.5)$$

In dieser Beziehung steht P_{\max} für die Dübeloberlast unter der ein Sprödbbruch der Restfläche des Kopfbolzendübels erzwungen wird. Sie entspricht der Resttragfähigkeit des Dübels $P_{u,A}$ mit einer Schwingrissfläche A .

Mit der Beschreibung der Abnahme der Dübeltragfähigkeit lässt sich die Schwingrissfläche in Gleichung (2.4) eliminieren und der Parameter m kann mit der Traglast P_u und den kennzeichnenden Werten kraft geregelter Push-Out-Versuche bestimmt werden.

$$\frac{N}{1 - \frac{P_{\max}}{P_u}} \propto \left(\frac{\Delta P}{P_u} \right)^{-m} \quad (2.6)$$

Tabelle 2.1 weist die Ergebnisse für den Parameter m nach beiden Varianten aus.

Tabelle 2.1 Steigungsparameter m

Daten	m	
	Steifigkeit, Gleichung 2.3	Ermüdung, Gleichung 2.6
Hallam	6,7	4,0
Lo	5,0	4,8
Foley	4,0	4,6
Alle	5,3	4,5

Die Gegenüberstellung der Ergebnisse in Tabelle 2.1 zeigt eine gute Übereinstimmung unter der Variation der Parameterermittlung und in Bezug auf die Daten verschiedener Forscher.

Die Proportionalitätsbeziehung 2.6 kann in Gleichung 2.7 überführt werden, wenn die Proportionalitätskonstante C eingeführt wird.

$$\frac{N}{1 - \frac{P_{\max}}{P_u}} = C \cdot \left(\frac{\Delta P}{P_u} \right)^{-m} \quad (2.7)$$

Oehlers definiert die linke Seite von Gleichung 2.7 zur asymptotischen Versagensschwingspielzahl N_f . Sie entspricht der Anzahl an Zyklen, die ein Einstufenkollektiv in Kraftregelung benötigt, um einen Schwingriss zu erzeugen, der den gesamten Querschnitt eines einbetonierten Kopfbolzendübels vereinnahmt. Diese Schwingspielzahl ist ideeller Natur, weil die Resttragfähigkeit im Einstufenversuch aufgrund der erzeugten Rissfläche so weit abfällt, dass die Dübeloberlast P_{\max} einen Spröbruch des Restquerschnitts erzeugt. Dieser Ansatz wird im Abschnitt 2.1.2 bei der Darlegung des Bemessungskonzepts Oehlers weiter erläutert. In Gleichung 2.7 wurde die Dübeloberlast P_{\max} durch die Dübelresttragfähigkeit $P_{u,A}$ ersetzt, die wie zuvor erläutert von der Rissfläche A abhängt, weil zum Zeitpunkt des Spröbruchs der Restquerschnittsfläche die Dübeloberlast P_{\max} gerade der Dübelresttragfähigkeit $P_{u,A}$ entspricht. Das Umstellen liefert Gleichung 2.9.

$$N_f = \frac{N_e}{1 - \frac{P_{u,A}}{P_u}} \quad (2.8)$$

$$N_f = C \cdot \left(\frac{\Delta P_t}{P_u} \right)^{-m} \quad (2.9)$$

Zudem wurde die die Schwingbreite ΔP mit dem Fußzeiger t versehen. Die Dübelkraftschwingbreite ΔP_t meint den Anteil an der Dübelkraftschwingbreite ΔP , der einen Zugspannungszustand and der Rissfront hervorruft, Bild 2.3 veranschaulicht die Definition.

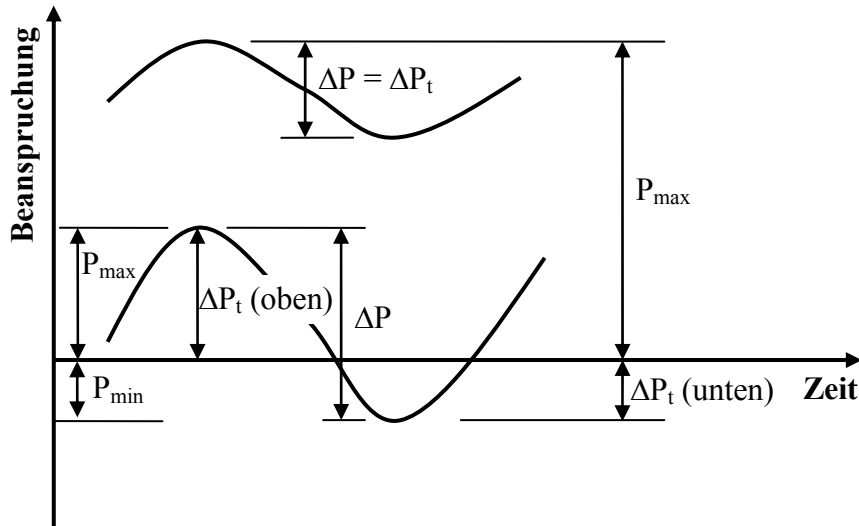


Bild 2.3 Schema zur Definition der Dübelkraftschwingbreite ΔP_t

Die Gegenüberstellung der rein wechselnd beanspruchten Versuche von Teraszkiewicz [26] mit den restlichen, schwellend beanspruchten Versuchen liefert die Erkenntnis, dass die rein wechselnde Beanspruchung einbetonierter Kopfbolzendübel einen Sonderfall der schwellenden Beanspruchung darstellt. Beide Fälle lassen sich mit der Dübelkraftschwingbreite ΔP_t ineinander überführen.

Dieser Sachverhalt wird deutlich, wenn man sich Klarheit über die Auswirkungen auf den Spannungszustand an der Risspitze verschafft. Der Rissfortschritt wird von der Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors ΔK beeinflusst, welcher vom Spannungszustand an der Risspitze abhängt. Ändert sich das Beanspruchungsvorzeichen, wird der Riss auf der Druckseite geschlossen und der Rissfortschritt findet nur auf der Seite statt, auf der der Riss geöffnet wird. Der Fall der reinen Wechselbeanspruchung kann so aufgefasst werden als würden zwei Rissfronten mit einer Schwellursprungsbeanspruchung vorangetrieben, wobei für die effektive Schwingbreite $\Delta P_t = \frac{1}{2} \Delta P$ gilt.

Die Ergebnisse aus Push-Out-Versuchen zahlreicher Forscher [24] [26] [27] [29] [31] wurden mit Gleichung 2.9 neu ausgewertet, um den Wert C zu bestimmen. Bei allen zugrunde gelegten Versuchen handelte es sich um kraftgeregelte, schwellend beanspruchte Versuche, le-

diglich die Versuche von Teraszkiewicz [26] unterlagen einer reinen Wechselbeanspruchung. Die Ergebnisse sind in Tabelle 2.2 aufgeführt.

Tabelle 2.2 Steigungsparameter m und Anfangsordinate C

Daten	$\log_{10} C$	m	Standard- abweichung
Slutter und Fisher [24]	3,5	4,8	0,22
Teraszkiewicz [26]	3,6	4,1	0,10
Hallam [27]	4,1	4,0	0,52
Lo [29]	2,9	4,8	0,21
Foley [31]	3,3	4,6	0,54
beste Übereinstimmung	3,4	4,55	0,305* 0,046**

* von den Versuchen

** vom Mittel

Die Ergebnisse in Tabelle 2.2 zeigen, dass die Steigungen m ein kleines Streuband aufweisen, was bedeutet, dass Ermüdungsfestigkeitskurven auf der Grundlage der Daten verschiedener Forscher parallel zueinander verlaufen. Dabei wurde der der Steigungsparameter m für die beste Übereinstimmung derart bestimmt, dass die Steigung in allen fünf Serien als parallel angenommen wurde.

Die beste Übereinstimmung des Ordinatenwerts $\log_{10} C$ wurde erreicht, in dem nur die schwelend beanspruchten Versuche herangezogen wurden.

Die Ordinatenwerte $\log_{10} C$ weisen eine wesentlich größere Streubreite als der Steigungsparameter m auf, was Oehlers darauf zurückführt, dass möglicherweise falsche Materialparameter bei der Bestimmung der Dübelgrenztragfähigkeit P_u einspielen. Bild 2.4 zeigt die Auswertung in Form eines Diagramms.

Die Auswertung der Versuche liefert die Bestimmungsgleichung für die asymptotische Versagensschwingspielzahl N_f , deren Verlauf in Bild 2.4 mit den Versuchsergebnissen gegenübergestellt ist.

$$\log_{10} N_f = 3,37 - 4,55 \cdot \log_{10} \left(\frac{\Delta P_t}{P_u} \right) \quad (2.10)$$

Die gleiche Art der Auswertung liefert die Bestimmungsgleichung 2.11 für die wirkliche Versagensschwingspielzahl N_e .

$$\log_{10} N_e = 2,92 - 4,95 \cdot \log_{10} \left(\frac{\Delta P_t}{P_u} \right) \quad (2.11)$$

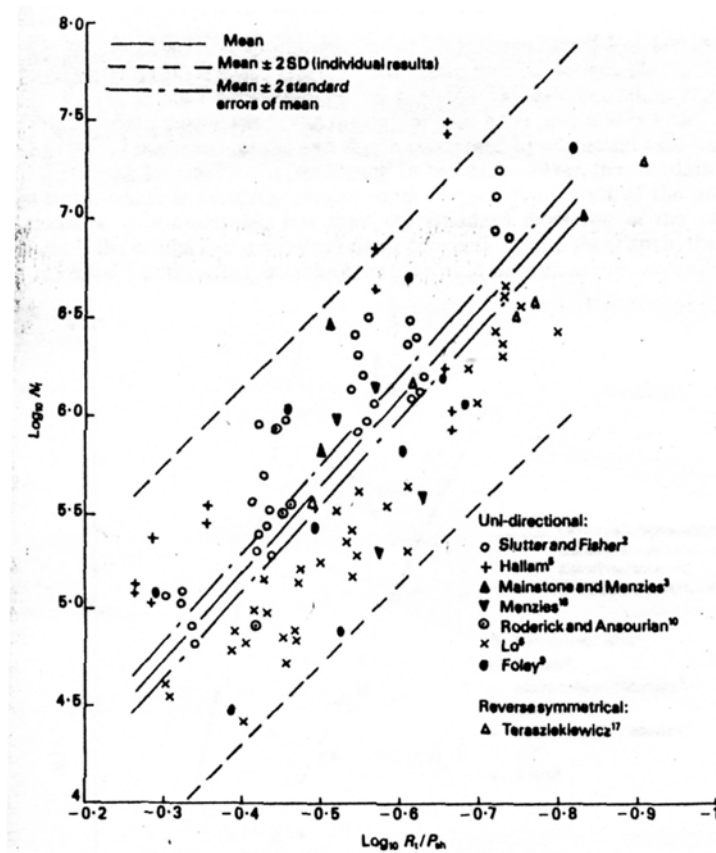


Bild 2.4 Auswertung der asymptotischen Versagensschwingspielzahl N_f mit dem Modell Oehlers [33]

Eine nicht lineare Regressionsanalyse mit schwelend beanspruchten Versuchen als Datengrundlage liefert mit der Bedingung des Ursprungsdurchgangs Gleichung 2.12.

$$N_f = -27 \cdot \log_{10} \frac{\Delta P_t}{P_u} - 47 \cdot \log_{10} \left(\frac{\Delta P_t}{P_u} \right)^2 - 31 \cdot \log_{10} \left(\frac{\Delta P_t}{P_u} \right)^3 \quad (2.12)$$

Der Anwendungsbereich dieser Gleichung ist bei kleinen und großen Dübelkraftschwingbreiten zu sehen. Bei extrem großen Dübelkraftschwingbreiten spielt das Ermüdungsverhalten des Betons ein und bei sehr kleinen Dübelkraftschwingbreiten liegt eine ungleichförmige Rissfortschrittsrate vor, so dass die lineare Beziehung größere Abweichungen gegenüber den Versuchsergebnissen aufweist.

Oehlers verwendet in seinem Modell eine lineare Schadensakkumulationshypothese, die gegenüber der üblichen Miner-Regel leicht abgeändert ist, siehe Gleichung 2.13.

$$\sum_{i=1}^{i=r} \left(\frac{N_i}{N_{f,i}} \right) \leq 1 - \frac{P_{u,A}}{P_u} \quad (2.13)$$

Die linke Seite von Gleichung 2.13 weist die Schädigung infolge der Ermüdungsbeanspruchung aus, die rechte Seite liefert die mögliche Schädigung infolge eines Ermüdungskollektivs unter Berücksichtigung der maximalen Dübeloberlast bzw. der verbliebenen Dübeltragfähigkeit, ehe der Sprödbruch der Kopfbolzendübelrestfläche eintritt.

Die lineare Schadensakkumulationshypothese setzt voraus, dass jedes Schwingenspiel den Schwingriss wie im einstufigen Versuch vorantreibt und dass die Lebensdauer nicht von Reihenfolgeeffekten beeinflusst wird. Damit beeinflussen Überbelastungen das Ermüdungsverhalten nicht, es sei denn der Grenzzustand der Tragfähigkeit wird erreicht.

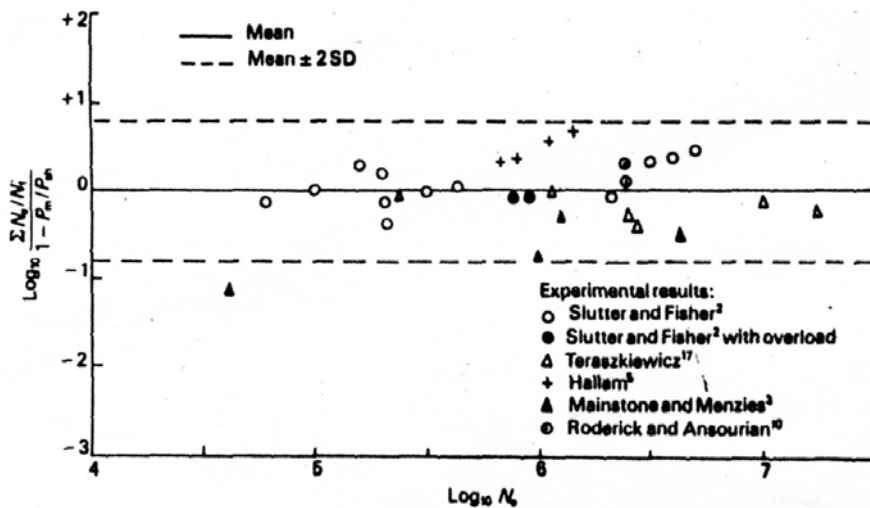


Bild 2.5 Lebensdauerprognosen mit dem Modell Oehlers für kraftkontrollierte Push-Out-Tests unter verschiedenen Kollektivformen [33]

Zur Beurteilung der Leistungsfähigkeit seines Bemessungskonzepts wertete Oehlers 30 Push-Out-Tests verschiedener Forscher aus, die einem weiten Spektrum unterschiedlicher Belastungsszenarien unterworfen wurden. Die in Bild 2.5 dargestellte Auswertung zeigt, dass die Gleichungen 2.10 und 2.13 gute Prognosen liefern. Der Mittelwert liegt sehr Nahe bei Null (-0,016).

Das Formulieren der asymptotischen Ermüdungsfestigkeit in Verbindung mit der Resttragfähigkeit der Kopfbolzendübel infolge eines Risswachstums bildet die Basis des Ermüdungskonzepts Oehlers. Dieses Vorgehen ermöglicht die Berücksichtigung des Rissfortschritts, der durch ein kraftkontrolliertes Einstufenkollektiv verursacht wird. Der Rissfortschritt wird in diesem Modell indirekt über den Verlauf der Dübelresttragfähigkeit beschrieben, die durch

die asymptotische Versagensschwingspielzahl N_f ausgedrückt wird. Besonders hervorzuheben ist, dass Oehlers Modell die Versagenszeitpunkte über eine Rissfortschrittsbeschreibung definiert, die die gesamte Lebensdauer des kraftkontrolliert beanspruchten Dübels bestimmt. Zudem liefert Oehlers Modell die Information der Dübelresttragfähigkeit und damit die Interaktion zwischen Grenzzustand der Ermüdung und Grenzzustand der Tragfähigkeit.

2.1.2 Bemessungskonzept (Widerstandseite) [36]

Das Konzept Oehlers lässt sich mit Bild 2.6 einfach erläutern und die Unterschiede zum Konzept aus [20] können leicht aufgezeigt werden.

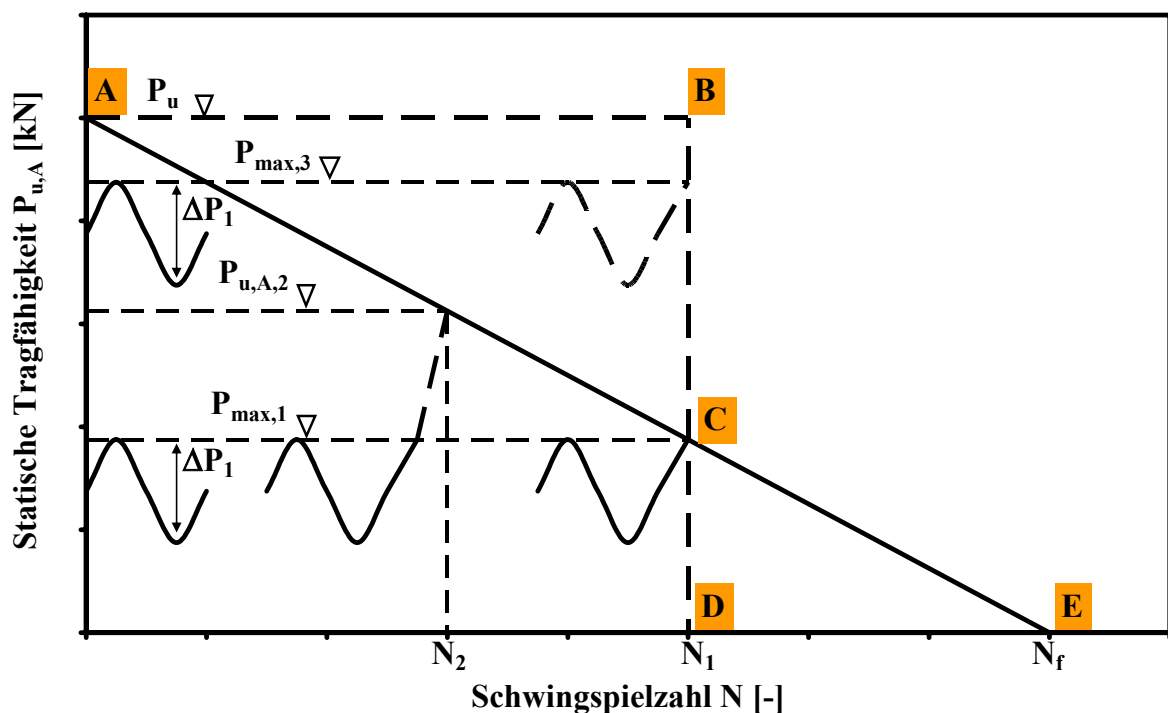


Bild 2.6 Reduktion der Tragfähigkeit im Ermüdungsfestigkeitskonzept Oehlers

Der Standardermüdungsversuch für Kopfbolzendübel, wie er auch in [42] vorgeschlagen wird, wird so lange mit einer zyklischen Einstufenbelastung beaufschlagt (mit dem Oberlastniveau $P_{max,1}$ und der Schwingbreite ΔP_1), bis unter der Schwingspielzahl N_1 alle Bolzen versagt haben. Bei diesem Versuch wird lediglich die Anzahl der Schwingspiele ermittelt bei der die Kopfbolzendübel versagt haben. Der Einfluss der Schädigung der zyklischen Beanspruchung auf die Tragfähigkeit wird dabei nicht erfasst. Das Bolzenversagen nach N_1 Schwingspielen ist dadurch gekennzeichnet, dass die Resttragfähigkeit $P_{u,A,1}$ unter die Oberlast $P_{max,1}$ abgefallen ist. Dieses Versagen wird durch den Pfad CD beschrieben. In diesem Stadium ist

keine Tragfähigkeit mehr vorhanden. Das deutet darauf hin, dass eine zyklische Beanspruchung eine Reduktion der Tragfähigkeit verursacht. Bei dieser Vorgehensweise bleibt unklar, ab welchem Zeitpunkt und in welchem Maß die Abminderung der Tragfähigkeit geschieht.

Zur Klärung dieses Sachverhalts führt Oehlers die reduzierte Tragfähigkeit $P_{u,A}$ eines zuvor zyklisch beanspruchten Dübels ein, die sich von der statischen Dübeltragfähigkeit P_u ohne vorherige zyklische Beanspruchung unterscheidet. P_u stellt einen Sonderfall dar: Es handelt sich um die statische Tragfähigkeit nach einem viertel Zyklus $N = 1/4$.

Die Erfassung des Grenzzustands der Ermüdung einbetonierter Kopfbolzendübel entsprechend den Regeln in [20] basiert darauf, dass die Versagensschwingspielzahl nur von der Nennschwingbreite $\Delta\tau$ abhängt und sich unabhängig von der Oberlast P_{\max} darstellt. Bild 2.6 zeigt dieses Modell: Die Schwingbreite ΔP_1 wird mit dem neuen Oberlastniveau $P_{\max,3}$ aufgebracht und führt zur gleichen Versagensschwingspielzahl N_1 . Dieses Vorgehen setzt eine sehr schnelle Abnahme der statischen Tragfähigkeit voraus (Pfad B-C-D) und wird durch die Versagenshüllkurve A-B-D beschrieben.

Oehlers Modell hat einen anderen Ansatz zur Grundlage, was sich auf die Durchführung des Push-Out-Versuchs auswirkt: Nach dem Aufbringen einer definierten Schwingspielzahl N_2 mit der Schwingbreite ΔP_1 wird die Tragfähigkeit $P_{u,A,2}$ ermittelt. Bei dieser Art der Versuchsdurchführung wird die Schwingspielzahl N als unabhängige Variable gewählt, und die statische Resttragfähigkeit des Dübels $P_{u,A}$ liegt als abhängige Variable vor. Dieses Vorgehen kehrt gegenüber den Standard-Ermüdungsfestigkeitsuntersuchungen, bei denen lediglich Aussagen über das Ermüdungsverhalten getroffen werden können, unabhängige und abhängige Variable um.

Dadurch liefert das Konzept Oehlers die Information des verbleibenden Tragfähigkeitsniveaus einer Struktur im Bemessungszeitraum.

Wie zuvor beschrieben, wird die Tragfähigkeit einbetonierter Kopfbolzendübel durch zyklische Beanspruchung vermindert, vgl. Bild 2.1. Diese Abminderung ist in Bild 2.6 durch den Pfad A-C gekennzeichnet, dessen funktionale Beschreibung mit der Dübelkraftschwingbreite ΔP_t , der statischen Tragfähigkeit P_u und der theoretischen Versagensschwingspielzahl N_f möglich ist. Die theoretische Versagensschwingspielzahl wird durch die Extrapolation der Versagenshüllkurve A-C in den Punkt E ermittelt. N_f wird auch als asymptotische Versagensschwingspielzahl bezeichnet. Sie kann nie erreicht werden kann, weil das Risswachstum infolge der zyklischen Beanspruchung eine Querschnittsschwächung hervorruft, die in Kraftre-

gelung ein sprödes Versagen auf Oberlastniveau P_{\max} bedingt. Die Ermüdungsrissfläche kann damit den Querschnitt nicht vollständig einnehmen, was bedeutet, dass N_f nicht erreicht werden kann.

Die gerade Versagenshüllkurve A-C-E stellt lässt sich mit Gleichung 2.14 beschreiben.

$$N_f = \frac{N_e}{1 - \frac{P_{u,A}}{P_u}} \quad (2.14)$$

Die Gleichung kann auf zwei Arten interpretiert werden:

1. Unter der zyklischen Beanspruchung von N_e Zyklen vermindert sich die Dübeltragfähigkeit auf $P_{u,A}$, wobei der Fußzeiger A für die Schwingrissfläche steht, die durch die zyklische Beanspruchung verursacht wurde.
2. Die Dübeltragfähigkeit $P_{u,A}$ bei einer einmaligen extremalen Beanspruchung bedingt eine Begrenzung der zyklischen Beanspruchungszyklen auf N_e .

Die Benutzung von Gleichung 2.14 setzt die Kenntnis der asymptotischen Versagensschwingspielzahl N_f voraus. Oehlers wertet zur Bestimmung von N_f eine Vielzahl an Push-Out-Versuchen unterschiedlicher Forscher aus. Diese Auswertung fußt auf der Geraden-darstellung der Zeitfestigkeit im doppellogarithmischen Netz.

$$\log N_f = K + m \cdot \log\left(\frac{\Delta P_t}{P_u}\right) \quad (2.15)$$

Oehlers Untersuchungen zeigen die beste Korrelation zwischen der Schwingbreite ΔP_t und der asymptotischen Versagensschwingspielzahl N_f , wenn die Dübelkraftschwingbreite auf die Dübeltraglast bezogen wird. Die größte Streuung der auf diese Weise ausgewerteten Versuchsergebnisse stellt sich ein, wenn die Schwingbreite ΔP_t auf den Dübeldurchmesser bezogen wird. Auf diese Weise wurden die Versuche in [21] ausgewertet.

Die erneute Versuchsauswertung ergibt einen Steigungsexponenten entsprechend Gleichung 2.16 [35].

$$m = -5,1 \quad (2.16)$$

Bei der Bestimmung des Wertes K (siehe Gleichung 2.17) ergaben sich nach Oehlers Angaben inakzeptabel große Streuungen, die auf Ungenauigkeiten bei der Bestimmung der stati-

schen Tragfähigkeit P_u zurückzuführen sind. Diese Streuungen stellte Oehlers bereits 1985 fest [33]. Die Ungenauigkeiten bei der Feststellung der Dübeltragfähigkeit P_u im Versuch seien insbesondere mit den im Versuchsaufbau vorhandenen Abspannungen zur Aufnahme des Versatzmoments zurück zu führen.

Zur Bestimmung von K wurden weitere 20 Push-Out-Versuche durchgeführt, drei statische und 17 zyklische Versuche. Aus den Messdaten in Verbindung mit Versuchen von Maeda [32] wurde K durch eine Regressionsrechnung aus dem Mittelwert beider Versuchreihen berechnet.

$$K_m = \log_{10} C = 3,120 \quad (2.17)$$

Der charakteristische Wert lässt sich über dem Abstand der zweifachen Standardabweichung vom Mittelwert bestimmen.

$$2 \cdot S = 0,704 \quad (2.18)$$

Bei der Bestimmung des Werts K im Bemessungskonzept berücksichtigt Oehlers den Einfluss der benachbarten Dübel, weil die Dübel im realen Träger als Gruppe versagen. Als Begründung gibt er die inkrementelle Schlupfzunahme an, wodurch sich hochbeanspruchte Bereiche einem Teil der Last entziehen, welcher durch weniger beanspruchte Bereiche aufgefangen wird. Oehlers gibt eine inverse Proportionalität zwischen der Wurzel der Anzahl der Dübel n an, die zwischen zwei Wendepunkten der Biegelinie stehen und dem Wert K . Demnach ergibt sich der charakteristische Wert von K aus Gleichung 2.19.

$$K_{ch} = 3,120 - \frac{0,704}{\sqrt{n}} \quad (2.19)$$

Auf diese Weise wird versucht, die Nachgiebigkeit der Verbundfuge zu berücksichtigen, wobei nach Johnson [41] n mit maximal 30 belegt werden soll.

Das Zusammenführen der Gleichungen 2.14 bis 2.16 und 2.19 führt zur Bestimmungsgleichung für die asymptotische Versagensschwingspielzahl, Gleichung 2.20.

$$(N_f)_{ch} = 10^{\left(3,120 - \left(\frac{0,704}{\sqrt{n}}\right)\right)} \cdot \left(\frac{\Delta P_t}{P_u}\right)^{-5,1} = \frac{N_e}{1 - \frac{P_{u,A}}{P_u}} \quad 2.20$$

Nach Gleichung 2.20 hängt die Versagensschwingspielzahl N_e direkt von der Dübeltragfähigkeit P_u ab (wie auch schon Gleichung 2.14 zeigt) und indirekt von der asymptotischen Versagensschwingspielzahl N_f , weil $N_f = f\left(\frac{\Delta P_t}{P_u}\right)$ gilt, wie Gleichung 2.15 zeigt.

Demnach ist bei der Untersuchung des Grenzzustands der Ermüdung die genaue Bestimmung der statischen Tragfähigkeit P_u von größter Wichtigkeit.

Wie zuvor beschrieben, werden die Schädigungsereignisse im Konzept Oehlers mit der linearen Schadensakkumulation überlagert. Der Unterschied zur üblichen Miner-Regel besteht in der Berücksichtigung des Anteils der Schädigung, der vom statischen Restbruch aufgezehrt wird. Der Nachweis wird mit Gleichung 2.13 geführt.

2.1.3 Zusammenfassung und Schlussfolgerungen

Oehlers untersucht anhand kraft geregelter Push-Out-Versuche das Ermüdungsverhalten einbetonierter Kopfbolzendübel. Er leitet ein Bemessungskonzept ab, das über die Größe Dübelresttragfähigkeit $P_{u,A}$ ein Risswachstum unter zyklischer Beanspruchung berücksichtigt, sowie die Interaktion von zyklischer Beanspruchung und Dübeltragfähigkeit.

Die Arbeit Oehlers liefert folgende grundlegenden Erkenntnisse:

1. Zyklisch beanspruchte einbetonierte Kopfbolzendübel weisen in Kraftregelung ein Risswachstum auf, das mit dem ersten Zyklus einsetzt, wenn die Beanspruchung groß genug ist.
2. Die Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors ΔK an der Risspitze im Einstufenversuch ist über weite Bereiche der Lebensdauer konstant.
3. Das Ermüdungsverhalten einbetonierter Kopfbolzendübel unter kraft geregelter Beanspruchung hängt von der Schwingbreite ΔP_t ab, die auf der rissaktiven Seite im Bolzen einen Spannungszustand hervorruft, der einen Rissfortschritt verursacht (Hauptzugspannung senkrecht zum Riss).
4. Die Dübeltragfähigkeit des Bolzens verhält sich proportional zur ungerissenen Bolzenfläche.

5. Die lineare Schadensakkumulation führt zu annehmbaren Prognosen der Lebensdauer unter verschiedenartigen Kollektiven.

2.2 Leffer [43]

Leffer untersucht in [43] das Ermüdungsverhalten einbetonierter Kopfbolzendübel unter realitätsnaher Beanspruchung im Verbundbrückenbau. Diese Arbeit stellt einen Wendepunkt in der Erforschung des Verhaltens einbetonierter Kopfbolzendübel in Trägerverbundfugen unter nicht ruhender Belastung dar.

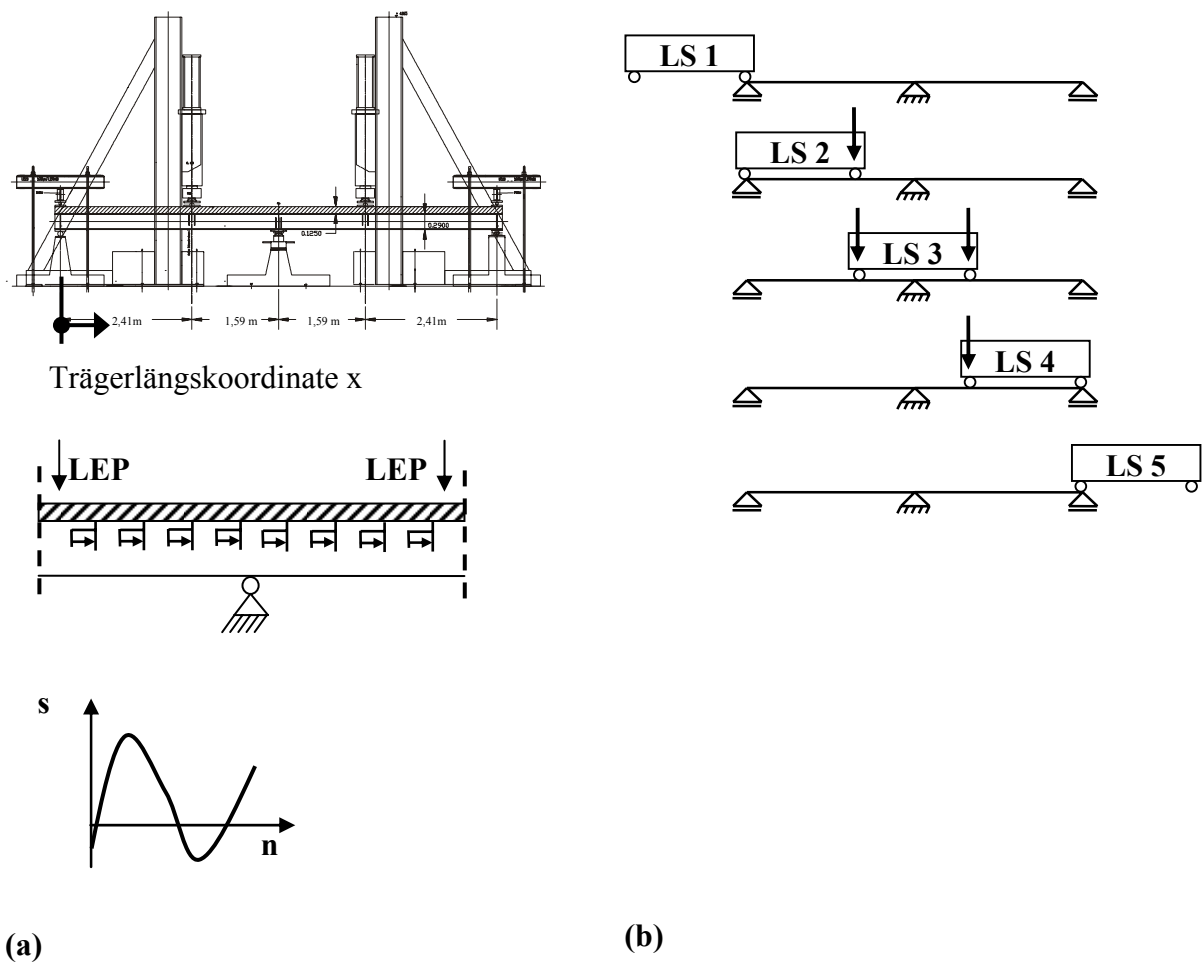


Bild 2.7 (a) Versuchsaufbau und Abmessungen der Trägerversuche T7_1 bis T7_6 [43] mit prinzipieller Darstellung der Schlupfmessung und (b) Prinzipdarstellung der Laststufen

Die Arbeit Leffers basiert auf sechs zweifeldrigen Verbundträgerversuchen unter zyklischer Belastung, siehe Bild 2.7. In diesen Versuchen wurde eine zyklische Beanspruchung infolge rollender Achslasten so simuliert, dass zwei Hydraulikzylinder in vier aufeinander folgenden Takten einen Belastungszyklus einer Überfahrt nachbilden.

Leffer vergleicht die Trägerversuchsergebnisse mit den berechneten Lebensdauern nach [20]. Der Vergleich für den Versuch T7_6 ist in Bild 2.8 grafisch dargestellt.

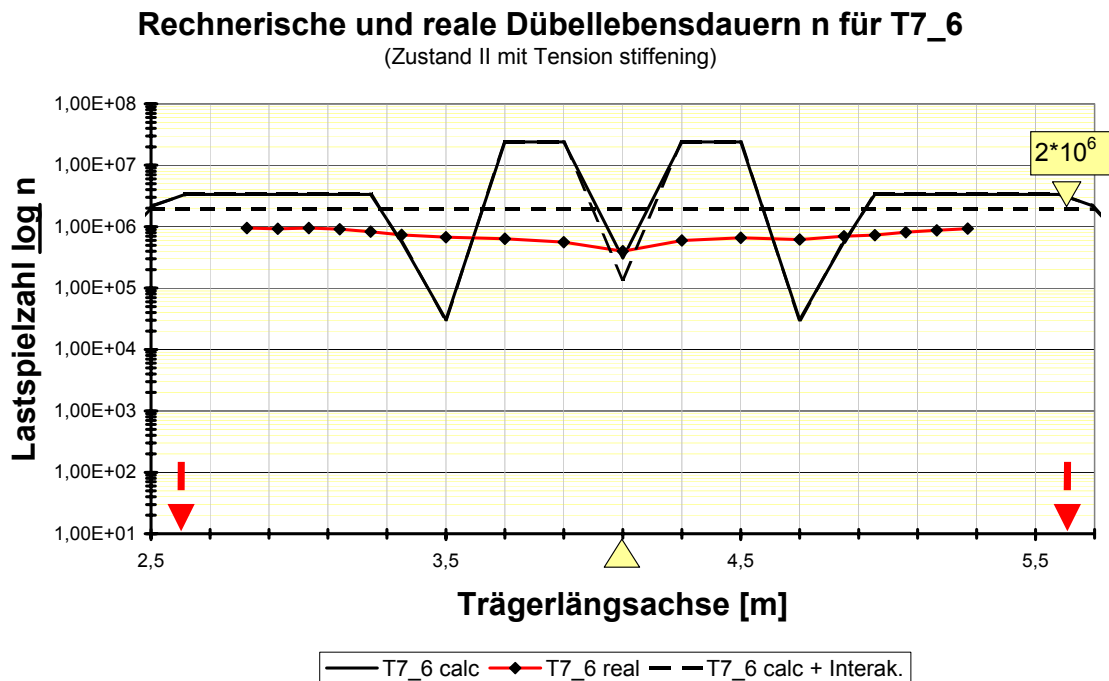


Bild 2.8 Vergleich der Lebensdauern der Kopfbolzendübel im Versuch T7_6 und Prognose aus [21] [43]

Die Berechnung wurde mit den 50%-Fraktile-Werten nach [21] durchgeführt. Bild 2.8 verdeutlicht, dass die Vorhersage der Ermüdung mit Hilfe der Regeln aus [20] nicht zutreffend ist, und zwar sowohl für Einstufenbelastung als auch für gemischte Kollektive. Zu beachten gilt, dass die Versagensschwingspielzahl in diesem Diagramm logarithmisch abgetragen wurde. Hinweise für Gründe dafür ergeben sich aus den Beobachtungen der Großversuche:

- Die Ableitung der Wöhlerlinien erfolgte anhand kraft geregelter Push-Out-Versuche. Das zyklische Kraft-Verformungsverhalten weicht jedoch von den Verhältnissen in der wirklichen Trägervorbundfuge ab.
- Die Erfassung gemischtartiger Kollektive mit Hilfe der linearen Miner-Regel trifft nicht die Wirklichkeit, da Nichtlinearitäten aus Betonzerstörung und frühzeitiger Rissentwicklung Reihenfolgeeffekte erzeugen.
- Die Ermüdung von Kopfbolzendübeln ist im Wesentlichen durch Risswachstum und weniger durch Rissinitiierung geprägt.

Besonderes Augenmerk bei diesen Versuchen gilt dem aufgezeichneten Schlupf und dessen Entwicklung über die Versuchsdauer. Bild 2.9 zeigt die Schlupfentwicklung aus Versuch T7_6 bei $x = 3350$ mm.

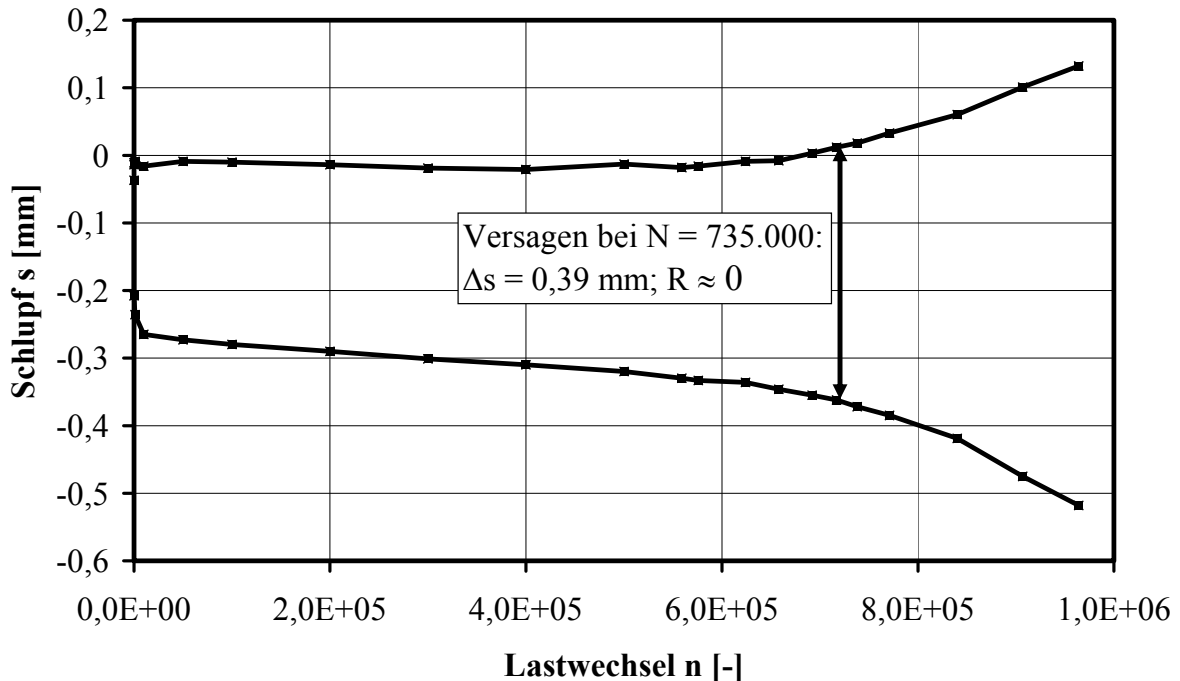


Bild 2.9 Schlupfentwicklung im Träger T7_6 bei $x = 3350$ mm [43]

Bei der Beobachtung des aufgezeichneten Schlupfs in Trägerverbundfugen unter zyklischer Belastung stellt sich folgendes heraus:

- Die Schlupfamplituden bleiben bis zum Versagen des ersten Dübels oder der ersten Dübelpaare näherungsweise konstant. In der Regel ist nur eine sehr geringe Zunahme des Schlupfweges zu beobachten, siehe Bild 2.9.
- Danach ist erst die signifikante Vergrößerung des Fugenschlupfs mit der Zyklenzahl zu beobachten.

Bringt man die aus den Trägerversuchen gemessene Schlupfentwicklung, z. B. gemäß Bild 2.9, als Steuersignal in Push-Out-Tests als Beanspruchung auf, so erkennt man weiter:

- Die Versagenszeitpunkte lassen sich mit sehr guter Genauigkeit reproduzieren (maximal 7% Abweichung), siehe Tabelle 2.3. Damit ist gezeigt, dass der weggeregelte Push-Out-Versuch grundsätzlich geeignet ist, an die Stelle eines Trägerversuchs zu

treten, da der zyklische Kraft-Verformungs-Zustand in Wegregelung abgebildet werden kann.

- Die gemessenen Kräfte fallen über dem Zeitraum bis zum Versagen der ersten Dübel signifikant ab, z. B. auf 50%.

Tabelle 2.3 Vergleich der Versagensschwingspielzahl im Träger und Push-Out-Versuch [43]

Versuch	Versagensschwingspielzahl im Push-Out-Versuch (Mittelwert aus 4 Bolzen)	Referenz aus T7 4 (Mittelwert aus 2 Bolzen)	Abweichung in [%]
S9_1	240.000	254.250	-5,6
S9_2	264.000	256.250	3,0
S9_3	236.400	254.250	-7,0

Dies ist nun die von Versuchen her gelieferte Erkenntnis, dass das zyklische Last-Verformungs- und Schädigungsverhalten in mit entsprechend großer Anzahl von Verbunddübeln versehene Trägerverbundfugen vorwiegend weggeregelt abläuft.

2.3 Dorka

Dorka liefert einen Bericht über ein theoretisches Konzept zur Bestimmung der Lebensdauer von Hochbau-Verbundträgern mit großen Stegöffnungen [44] [45], das vom dynamischen Gesamtverhalten der Struktur ausgeht. Im Rahmen dieser Arbeit wurden neuartige schlupfge-regelte Betriebsfestigkeitsuntersuchungen an Push-Out-Versuchskörpern durchgeführt, mit dem Ziel eine Manson-Coffin Beziehung für einbetonierte Kopfbolzendübel abzuleiten. Gegenstand der Untersuchungen waren stets 8 Kopfbolzendübel $\varnothing 19$ auf einem HEB 280. Die Betondruckfestigkeit entsprach B35. Die Versuche wurden einer Wechselbeanspruchung unterworfen mit $R_s \approx -1$. In Bild 2.10 ist der Verlauf der Regelungsgröße Schlupf dargestellt.

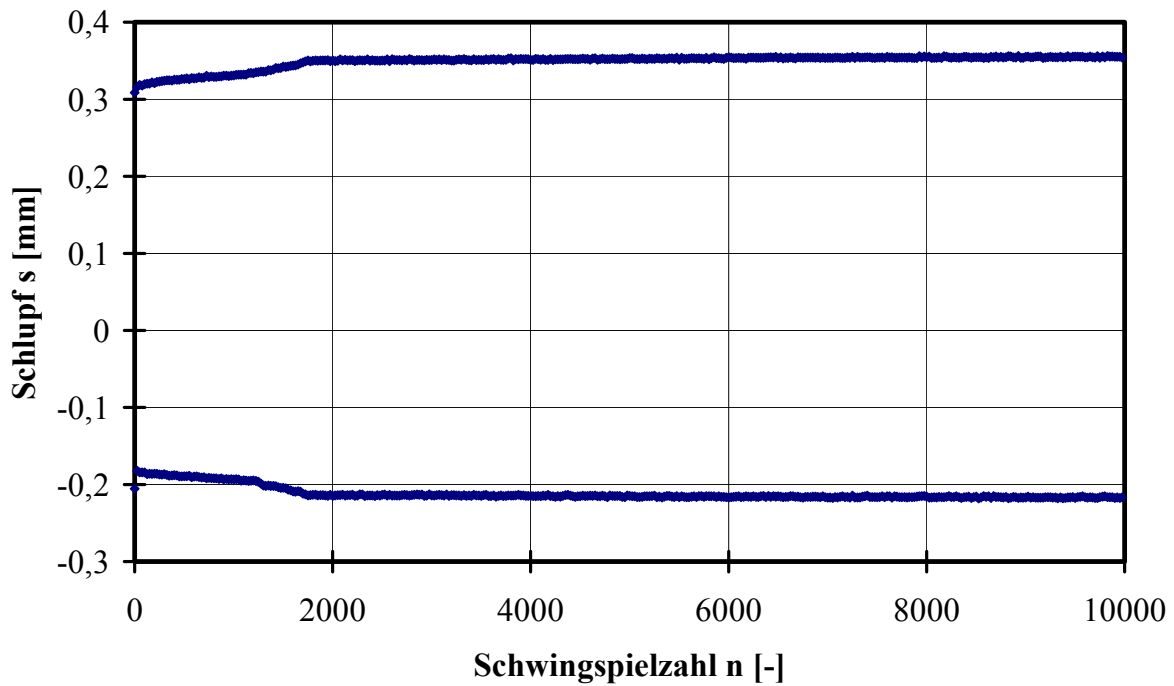


Bild 2.10 Verlauf der Regelungsgröße Schlupf im Push-Out-Test P2 [44]

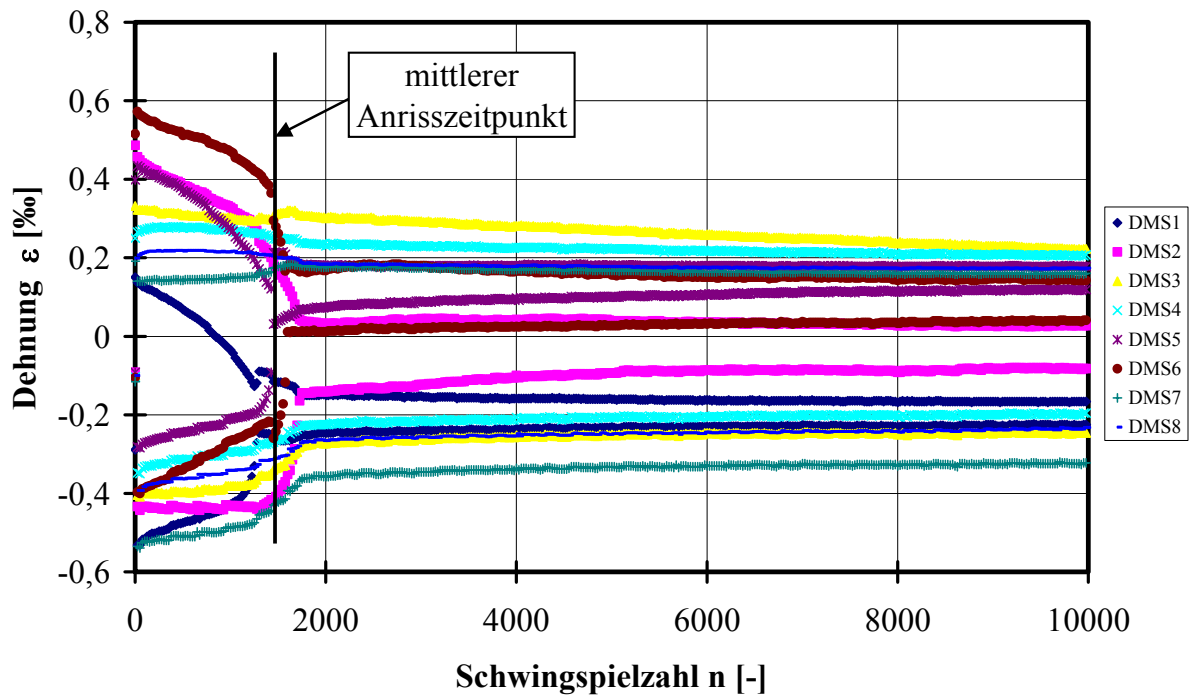


Bild 2.11 Verlauf der Dehnungen im Flansch am Dübelfuß in Push-Out-Test P2 mit Kennzeichnung des mittleren Anrisszeitpunkts [44]

Das Versagenskriterium wurde entsprechend dem Örtlichen Konzept als Anriss der Kopfbolzendübel definiert. Der Anrisszeitpunkt wurde mit einem DMS am Flansch unter dem Dü-

bel über den Dehnungsabfall ermittelt. Bild 2.11 zeigt den Dehnungsverlauf an der Flanschin-
nenseite der jeweiligen Bolzenposition. Zusätzlich wurden Rückschlüsse über die Verteilung
der Dübelkräfte über vier Kraftmessdosen unter dem Push-Out-Versuchskörper gezogen.

3 Eigene Untersuchungen

Die Untersuchung des Ermüdungsverhaltens zyklisch beanspruchter Trägerverbundfugen erfolgt experimentell mit kleinmaßstäblichen Versuchskörpern, sog. Push-Out-Versuchen. Die daraus abgeleiteten Ergebnisse dienen zum Aufstellen eines analytischen Modells zur Beschreibung des zyklischen Kraft-Verformungs- und Schädigungsverhaltens der Kopfbolzendübel bei weggeregelter Beanspruchung.

Die aus den Push-Out-Tests abgeleiteten Beziehungen und eine Übertragungsfunktion zur Ermittlung der kennzeichnenden Beanspruchungen im Träger werden an einem Trägerversuch unter nicht ruhender Belastung getestet und es werden zwei Vorschläge zur zutreffenden Bemessung von Verbundfugen mit Kopfbolzendübel vorgestellt.

Zunächst wird der Stand der Forschung aufgearbeitet, um Hinweise auf das schädigungswirksame Verhalten in Push-Out-Versuch und Verbundträger zu erhalten. Die Ergebnisse stellen die Basis der Entwicklung eines Push-Out-Versuchsstands zur realistischen Erforschung des Ermüdungsverhaltens einbetonierter Kopfbolzendübel in Trägerverbundfugen dar.

3.1 Vorüberlegungen

Bevor eine gezielte versuchstechnische Untersuchung des zutreffenden Kraft-Verformungs- und Schädigungsverhaltens einbetonierter Kopfbolzendübel in Trägerverbundfugen unter zyklischer Belastung erfolgen kann, werden die Schlüsse aus den in Abschnitt 2 vorgestellten Arbeiten als Grundlage für eine zielgerichtete Arbeitsweise ausgewertet. Diese Vorüberlegungen lassen sich durch zwei Punkte ausdrücken:

1. Welcher Art muss die Regelungsgröße im Push-Out-Versuch sein, um Verbundträger richtig zu simulieren? Und wie muss der Versuchskörper beschaffen sein, um die Verhältnisse im Träger nachzustellen?
2. Ist der Rissfortschritt ausschlaggebend für die Ermüdung von einbetonierten Kopfbolzendübeln und wie kann der Rissfortschritt in Versuchen beobachtet werden?

3.1.1 Die „richtige“ Regelungsgröße im Push-Out-Versuch

Leffers Untersuchungen zum Ermüdungsverhalten einbetonierter Kopfbolzendübel [43] zeigen, dass die Größe Schlupf bedeutend besser mit dem Schädigungsverhalten in Verbindung

gebracht werden kann, als Dübelkräfte oder daraus abgeleitete Größen. Dieser Sachverhalt tritt besonders deutlich hervor bei der Durchführung von Push-Out-Versuchen mit Originalschlupfkollektiven aus Trägerversuchen als Belastungsvorgabe. Die erreichten Versagensschwingspielzahlen in Push-Out-Versuch und Trägerversuch stimmen nahezu identisch überein, siehe Tabelle 2.3.

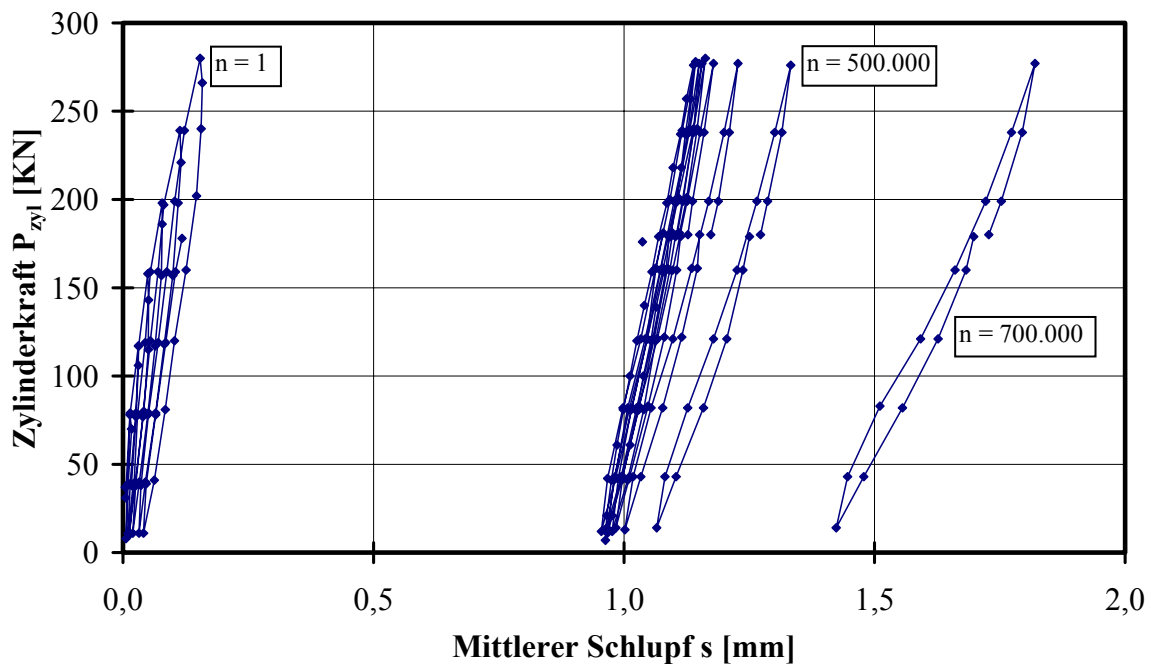
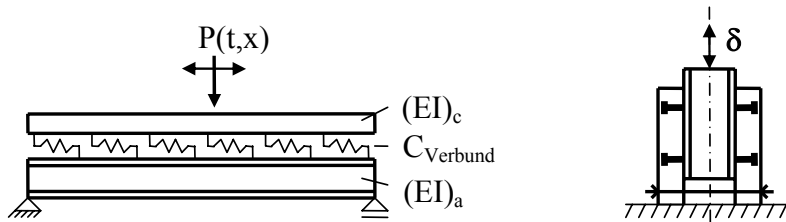


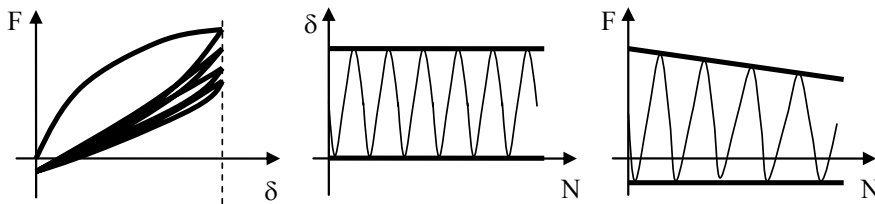
Bild 3.1 Zylinderkraft-Schlupf-Hysteresen bei diskreten Schwingspielzahlen aus Versuch S7/9 mit KD $\varnothing 22\text{mm}$, $f_{ck,150 \times 150} = 49 \text{ N/mm}^2$, $f_{u,a} = 502 \text{ N/mm}^2$ [23]

Die Begründung für dieses Verhalten liegt darin, dass ein weggeregelter Push-Out-Versuch das Kraft-Verformungsverhalten im Verbundträger wesentlich besser trifft als in Kraftkontrolle. Zur Belegung dieser Aussage werden die in Bild 3.1 gezeigten Zylinderkraft-Schlupf-Hysteresen zu diskreten Zyklusanzahlen aus dem kraftgeregelten Push-Out-Versuch S7/9 [23] mit den Schlupfmessungen aus Trägerversuchen von Leffer [43] verglichen. Diese Versuche weisen fast gleiche Versagensschwingspielzahlen auf. Als Vergleichsgröße wird der Oberschlupf bei fortgeschrittener Zykluszahl herangezogen. Die Versagenszeitpunkte der Dübel bei den Versuchen Leffers sind etwa gleich, sie liegen bei $N = 780.000$ Zyklen im Push-Out-Versuch und bei $N = 735.000$ Zyklen im Träger. Der Oberschlupf im Push-Out-Test Mensingers bei $n = 700.000$ beträgt $s_{\max} = 1,82 \text{ mm}$ (dieser Wert vervielfacht sich im Versagenszyklus) wohingegen ein Oberschlupf im Träger bei $N = 735.000$ von $s_{\max} = 0,36 \text{ mm}$ erreicht wird. Das heißt, dass der Versagenszeitpunkt bei einem Oberschlupf eintritt, der im kraftkontrollierten Push-Out-Versuch etwa 5mal so groß ist wie beim vergleichbaren Kopfbolzendübel

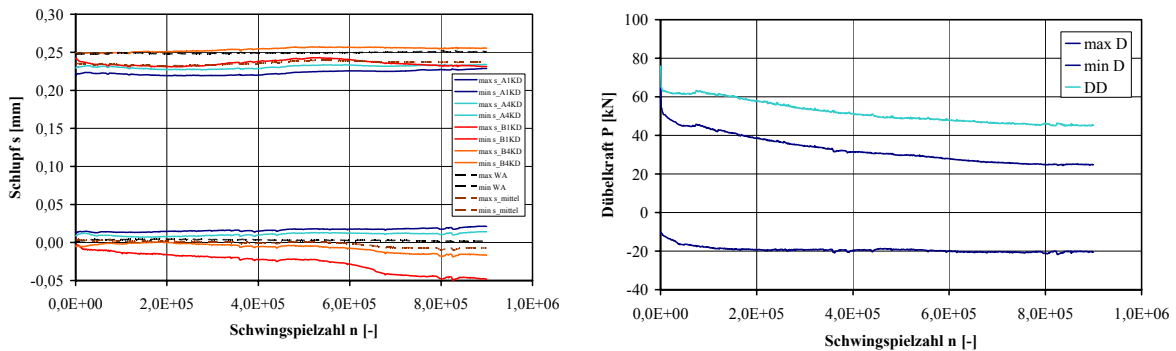
im Träger. Das nahezu zeitgleiche Versagen tritt damit bei einem unterschiedlichen Kraft-Verformungs-zustand ein, was bedeutet, dass im kraftkontrollierten Push-Out-Versuch das zyklische Kraft-Verformungsverhalten der Trägerverbundfuge mit Kopfbolzendübel nicht simuliert werden kann. Der Verformungszustand in den wegkontrollierten Push-Out-Versuchen mit einem Schlupfkollektiv aus einem Träger wird voraussetzungsgemäß getroffen, ebenso wie die Versagensschwingspielzahl, was bedeutet, dass auch der zyklische Kräftezustand getroffen wird, siehe Bild 2.9.



Beide Versuche zeigen das gleiche Kraft-Verformungs-Verhalten:



(a)



(b)

Bild 3.2 (a) Äquivalentes Kraft-Verformungs-Verhalten von großmaßstäblichen Trägerversuchen und wegkontrollierten Push-Out-Versuchen und (b) Versuchsergebnisse aus dem weggeregelter Push-Out-Test S12_9

Dieses Verhalten kann auch mechanisch gedeutet werden: Bei dem in Bild 3.2a gezeigten Verbundträger handelt es sich um ein äußerlich statisch bestimmtes System, das heißt, dass

die Auflagergrößen allein über das Gleichgewicht bestimmt werden können. Die Ermittlung des Teilschnittgrößen- und Verformungszustands ist jedoch nur unter Einbeziehung der hochgradig innerlichen statischen Unbestimmtheit durchzuführen. Die Verbundfuge als Schnittstelle zwischen Betongurt und Stahlträger muss die Verformungskompatibilität zwischen beiden Verbundpartnern erfüllen. Die inneren Kraftgrößen orientieren sich damit an den Verhältnissen der Steifigkeiten des Betongurtes, des Stahlträgers und der Verbundfuge selbst. Die Verteilung der inneren Kraftgrößen hängt also ab vom Verformungszwang in der Verbundfuge, mit anderen Worten, es liegt eine Mischung aus „Kraft- und Wegsteuerung“ der Verbundfuge vor. Zusätzlich sind in Bild 3.2b Versuchsergebnisse von Push-Out-Tests in Form von Regelschlupf und zyklischer Dübelober- und Unterlast aufgeführt. Die Größe des Schlupfs liegt im Bereich der Trägerversuche, ebenso wie die Versagensschwingspielzahlen.

Während bei „klassischen“ Push-Out-Tests, die in monotoner, einsinniger Belastung zur Erfassung des Last-Verformungsverhaltens für statische Beanspruchung und der Traglast dienen, ein Einfluss „kraftgeregelt“ oder „weggeregelt“ verhältnismäßig gering oder nicht vorhanden ist, so ist er bei zyklischer Belastung bedeutend. Ein kraftgeregelter Push-Out-Test mit konstanter Kraft erzeugt eine stetige Vergrößerung des Mittelschlupfs bei schwellender Belastung („Einhämmern“) bzw. eine stetige Vergrößerung der Schlupfamplitude bei Wechselbeanspruchung. Demgegenüber steht ein Abfall der Kraft bei eingestellter Wegregelung mit konstantem Schlupf, siehe Bild 3.3.

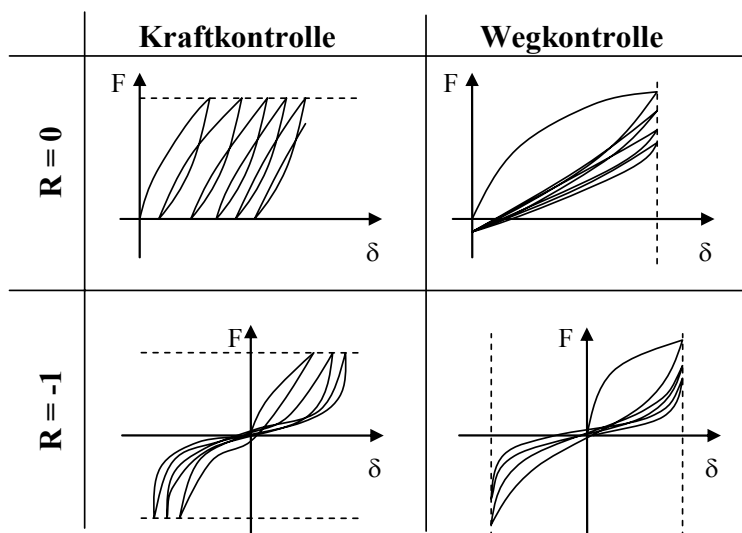


Bild 3.3 Gegenüberstellung reine Weg- und Kraftkontrolle im Push-Out-Versuch

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass das zyklische Schädigungsverhalten vom Schlupf in der Verbundfuge abhängt und dass das Kraft-Verformungs-Verhalten im Push-Out-Versuch gut mit demjenigen in Trägern übereinstimmt. Deshalb muss die Beanspruchung

wegkontrolliert im Push-Out-Versuch aufgebracht werden, wenn das zyklische Verhalten von Trägerverbundfugen mit Push-Out-Tests simuliert werden soll. Natürlich hängt der genaue Grad der in der wirklichen Trägerverbundfuge vorherrschenden Wegregelung von der Querschnittsausbildung, der Verdübelung, den Steifigkeits- und den weiteren statischen Verhältnissen ab, gleichwohl ist wegen der Dominanz der Wegregelung in der Trägerverbundfuge auch klar, dass eine Wegregelung der Push-Out-Körper am ehesten zutrifft. So ist es möglich, Verbundträgerfugen ausschnittsweise mit diesen Ersatzversuchen ermüdungsmäßig zu untersuchen.

3.1.2 Vorüberlegungen zum Rissfortschritt

Oehlers [33] [34] [35] [36] [37] stellt fest, dass in Push-Out-Versuchen ein Rissfortschritt unter zyklischer Kraftbeanspruchung auftritt, der aufgrund der scharfen Kerbwirkung vom ersten Zyklus an vorhanden ist, wenn der Threshold-Wert überschritten wird. Die Frage, ob ein Rissfortschritt auch in wegkontrollierten Push-Out-Versuchen derart früh einsetzt, beantwortet Leffer [43]. Auch bei wegkontrollierter Beanspruchung kann davon ausgegangen werden, dass ein Rissfortschritt sehr früh einsetzt. Bisher wurde der Rissfortschritt nur indirekt zum Zeitpunkt des Bolzenab- oder Anrisses über Ultraschallmessungen [23], Dehnungsänderungen im Flansch unter dem aufgeschweißten Dübel [23] [44] oder über Widerstandsmessungen festgestellt [43].

Die reine Information über den Dübelabriss lässt den Verlauf des Rissgeschehens im Dunkeln, deshalb scheidet das alleinige Feststellen des Dübelabrisses aus.

Die Möglichkeit, Rastlinien einzuschwingen, wie in [50] [51] [52] [53] bei kraftkontrollierten Versuchen aufgezeigt, scheidet ebenfalls aus, weil in wegkontrollierten Versuchen im Fall des Schlupfverhältnisses von $R_s = 0$ die Rissflächen aufeinander reiben und so die Rastlinien zerstört werden.

Die Ableitung der Gesetzmäßigkeit des Rissfortschritts erfolgt mittels mehrerer Versuche, die auf unterschiedlichen Beanspruchungsniveaus mit vordefinierten Schwingenspielzahlen versehen werden. Im Anschluss an den Versuch wird die Rissfläche untersucht und mit den Eingangsparametern in Verbindung gebracht.

3.2 Zyklische Push-Out-Versuche

In der Vergangenheit wurden an der Technischen Universität Kaiserslautern zahlreiche zyklische Push-Out-Versuche durchgeführt, wobei die Mehrzahl in Kraftregelung gefahren wurde [23]. Der erste Push-Out-Versuchsstand an der Technischen Universität Kaiserslautern, der eine Wegregelung in Form von Schlupfkontrolle ermöglicht, wurde von Dorka [44] entwickelt, vgl. Kap 2.3. In der jüngeren Vergangenheit wurden Push-Out-Versuche in Wegregelung von Leffer an der Technischen Universität Kaiserslautern erfolgreich durchgeführt [43], Kap. 2.2. Beide Versuchsanordnungen sind grundsätzlich geeignet, Push-Out-Versuche in Wegkontrolle durchzuführen. Es zeigt sich jedoch, dass die Versuchsstände von Dorka und Leffer zu unbefriedigenden Ergebnissen führen, wenn das Rissfortschrittsverhalten einbetonierter Kopfbolzendübel erforscht werden soll. Der Grund dafür liegt in der Ungenauigkeit in Bezug auf die anzusteuern Wege. Bild 3.4 zeigt einen Mitschrieb der Regelungsgröße Schlupf.

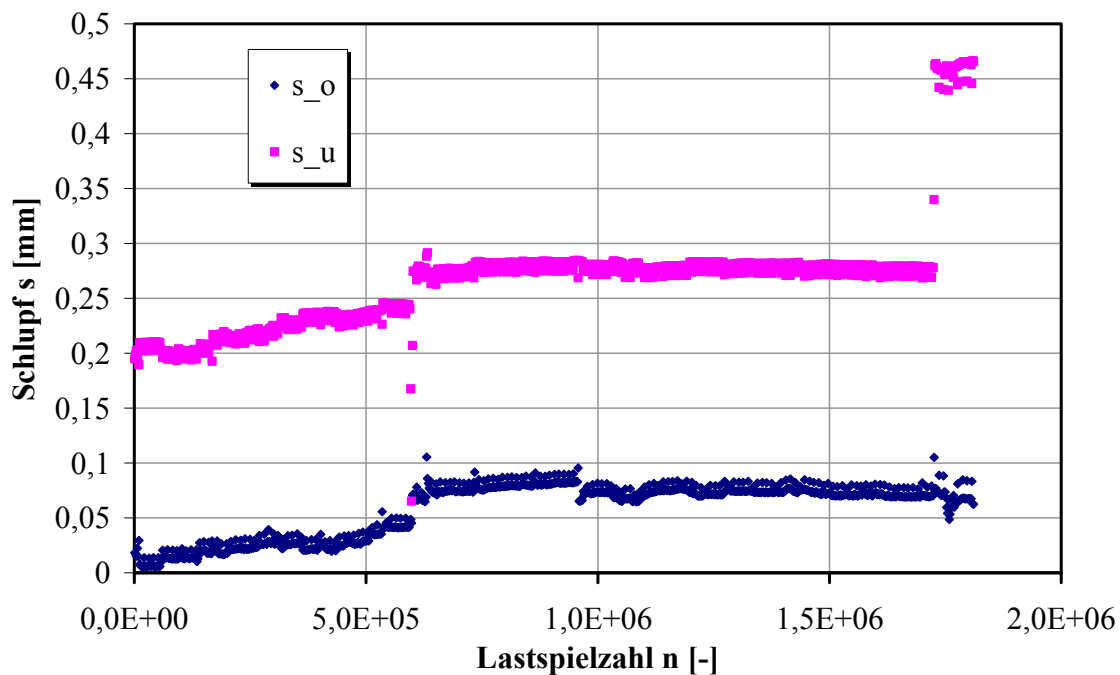


Bild 3.4 Verlauf der Regelungsgröße Schlupf über die Versuchsdauer des Versuchs S10_2 [43]

Angestrebt wurde ein Einstufenversuch mit einer Schwellursprungsbeanspruchung unter der Schwingbreite $\Delta s = 0,20$ mm. Die Regelungsgröße „schwimmt“ im Verlauf der Versuchsdauer, bis sie sich bei $n = 600.000$ Zyklen stabilisiert. Zu diesem Zeitpunkt liegt bereits ein Schlupfverhältnis von $R_s \approx 0,3$ vor und der Oberschlupf weicht bereits 38% vom Sollwert ab. Aus diesem Grund wurde im Labor für Konstruktiven Ingenieurbau an der Technischen Uni-

versität Kaiserslautern ein Versuchstand entwickelt, der ein sehr genaues Regeln der Größe „Schlupf“ ermöglicht. Dieser Versuchsstand wird in der Folge erläutert.

3.2.1 Versuchsaufbau

3.2.1.1 Versuchskörper

Der Push-Out-Versuchskörper dient der Simulation eines Ausschnitts aus einem Verbundträger. Das Ziel ist es dabei, den Kraftfluss im Verbundträger möglichst gut nachzuempfinden. Bild 3.5 zeigt den mit einem Stabwerkmodell aufgezeigten Kraftfluss in der Betonplatte eines Verbundträgers, der nachfolgend erläutert wird.

Der Tragmechanismus basiert auf der Annahme, dass die Querkraft im Verbundsystem rein vom Stahlträger abgetragen wird. Über die Abschnittslänge Δl wird lediglich die Differenzkraft ΔN in die Kopfbolzendübel eingeleitet. Dabei liegt die Kraft N an beiden Schnittufern als Gleichgewichtsgruppe vor und bewirkt keine Kräfte in der Verdübelung. Die Differenzkraft ΔN setzt sich über die Kraft D_B in die Dübel ab, sie liegt leicht geneigt in Plattendickenrichtung (bedingt durch den Versatz aus Plattenmittelebene und Randlage des Dübelschweißwulstes) und bewirkt die Umlenkkräfte P_B in der Betonplatte und P_D am Kopfbolzendübel, die eine Kräftegleichgewichtsgruppe mit einem Hebelarm darstellen. Dadurch entstehen im Kopfbolzendübel Zug und in der Betonplatte Querbiegung.

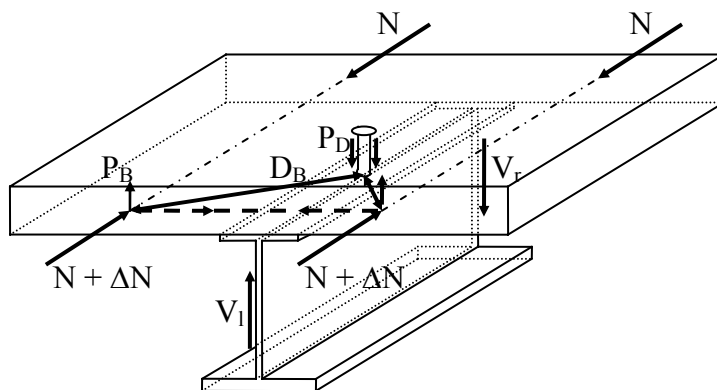


Bild 3.5 Prinzipdarstellung des Kraftflusses im Verbundträger mit Hilfe eines Stabwerkmodells [21]

Wird zusätzlich eine Querkraftänderung durch eine Linienlast im Bereich Δl hervorgerufen, gilt die Gleichgewichtsbedingung $V_l - V_r = q \cdot \Delta l$. Dabei entstehen zusätzliche Druckkräfte in der Verbundfuge, wenn q über die Betonplatte eingeleitet wird.

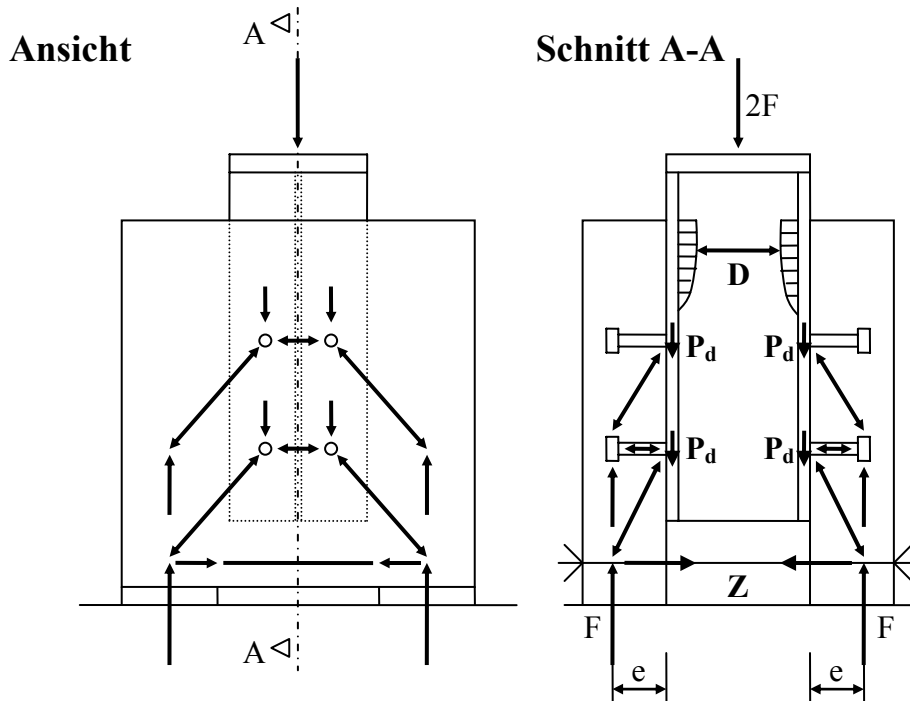


Bild 3.6 Prinzipdarstellung des Kraftflusses im Push-Out-Versuch mit Hilfe eines Stabwerksmodells

Bild 3.6 veranschaulicht den Kraftfluss im Push-Out-Versuch mit Hilfe eines Stabwerkmodells. Wie im Verbundträger werden die Dübelkräfte P_d mit schiefen Hauptdruckkräften weiter geleitet. Das Ziel, einen Verbundträger kleinmaßstäblich zu simulieren wird erreicht, weil ein affiner Kraftfluss vorliegt. Der Kraftfluss in den Modellen unterscheidet sich aber in einem Detailpunkt: Aus dem Versatz e der Krafteinleitung resultiert ein Moment, das durch das Kräftepaar Z und D ins Gleichgewicht gebracht wird. Die Druckkraft D verursacht Reibkräfte, die die Dübelkräfte P_d vermindern. Dieser Einfluss kann durch eine gut gewählte Geometrie des Versuchskörpers und durch die Oberflächenbeschaffenheit der Stahlprofile optimiert werden. Im realen Verbundträger sind ebenfalls Reibkräfte sowie der Haftverbund vorhanden, deren Auswirkungen bisher unerforscht sind. Mit einer günstigen Geometriewahl kann die Situation im Verbundträger nachempfunden werden, so dass sich die Zugkräfte der Kopfbolzendübel in gleicher Größenordnung einstellen, wenn man von der fehlenden Auflast im Push-Out-Versuch absieht.

Die Zugkräfte Z dürfen nicht oder nur zu einem kleinen Teil in die Kopfbolzendübel eingeleitet werden, wenn die Vergleichbarkeit von Push-Out-Versuch und Verbundträger gewahrt werden soll. Dazu werden in Push-Out-Versuchen Abspannungen angeordnet, deren aufintegrierte Dehnsteifigkeit wesentlich größer ist als diejenige der Kopfbolzendübel, um die aus dem Versatz e entstehende Zugkraft Z derart kurz zu schließen, dass die Zugkräfte in den Kopfbolzendübeln aus dieser Wirkung möglichst gering gehalten werden. Weitere Überlegungen zum Push-Out-Versuchskörper finden sich beispielsweise in [21] [23] [43].

Der dieser Arbeit zugrunde liegende Versuchskörper wurde aus [43] übernommen und war damit der Ausgangspunkt beim Entwerfen des Versuchsaufbaus. Lediglich die Breite der Betonplatte wurde verändert. Wie bereits erläutert, zeigen die Versuche Leffers, dass mit dem vorgeschlagenen Versuchskörper das Ermüdungsverhalten der Kopfbolzendübel im Verbundträger nachvollzogen werden kann. Die Basis des Vergleichs war das Versagenskriterium in Form des Bolzenabrisses, der verlässlich in Träger- und Push-Out-Versuchen gemessen werden konnte.

Der Versuchskörper entspricht grundsätzlich dem Vorschlag aus [42]. Im vorliegenden Fall werden acht Kopfbolzendübel verteilt auf zwei Flansche gleichzeitig getestet. Damit wird bewusst davon abgesehen, einzelne Bolzen zu testen, wie z. B. andere Autoren [54] [55] vorschlagen, weil Kopfbolzendübel, in Gruppen angeordnet, auch als solche wirken. Zudem ist bei Ermüdungsversuchen grundsätzlich mit Streuungen zu rechnen, so dass eine Grundgesamtheit geschaffen werden muss, um zu statistischen Aussagen zu gelangen. In Querrichtung weisen die Dübel einen Abstand von 150 mm auf, in Längsrichtung von 250 mm. Der Aufbau des Push-Out-Versuchskörpers kann Bild 3.7 entnommen werden.

Wie in [42] vorgeschlagen, wurden unten und zusätzlich oben je zwei Gewindestangen eingebaut, um die in den Kopfbolzendübeln entstehenden Zugkräfte (bedingt durch den in Bild 3.6 aufgezeigten Versatz e) zu minimieren. Die Gewindestangen wurden handfest angezogen, um mögliche zusätzliche Reibkräfte in der Verbundfuge klein zu halten.

Der Stahlträger weist den Querschnitt HEB 320 auf und besteht aus einem S235. Die Kopfbolzendübel stammen über alle Versuche hinweg aus derselben Charge, es handelt sich dabei um Bolzen der Fa. KÖCO mit dem Durchmesser $\varnothing 22\text{mm}$ und einer Länge von 125 mm. Die Materialparameter des Profilstahls und der Kopfbolzendübel sind in Tabelle 3.1 wiedergegeben. Die Betondruckfestigkeit variiert aufgrund der zeitlich versetzten Versuchsdurchführung und der Anfertigung der Versuchskörper in Zehnereinheiten. Die angestrebte Betongüte eines üblichen Transportbetons C25/30 wurde nicht erreicht, weil die Betondruckfestigkeiten auf-

grund des hochwertigen Zuschlags aus der Rheinebene höher ausfallen. Das Größtkorn wurde mit 16 mm ebenso eingehalten wie die Konsistenz KP/K. Die vorhandene Betondruckfestigkeiten sind ebenfalls Tabelle 3.1 zu entnehmen.

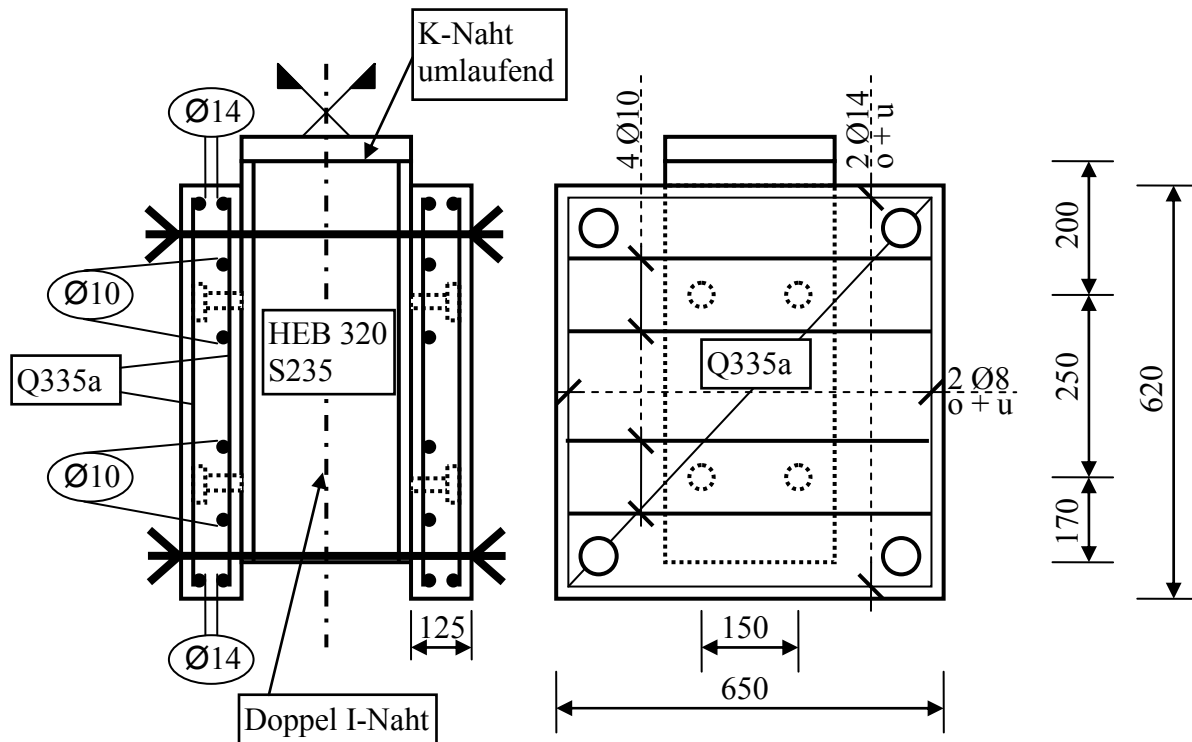


Bild 3.7 Schal- und Bewehrungsprinzip Push-Out-Versuchskörper



Bild 3.8 Betoniervorgang, Schalung, Bewehrung und Stahl

Alle Bolzen wurden mit demselben Bolzenschweißgerät der Fa. KÖCO durch denselben Schweißer aufgebracht. Bei jedem Bolzen wurde die Eintauchtiefe gemessen und der Bolzen

wurde visuell kontrolliert, um Schweißfehler zu vermeiden. Alle Bolzen mit augenscheinlichen Schweißfehlern wurden konsequent abgetrennt und durch neue ersetzt.

Die Push-Out-Versuchskörper wurden liegend in Hälften betoniert und anschließend in der Mitte des Stegs zusammen geschweißt. Der Betoniervorgang und die Schalung mit eingebautem Bau- und Bewehrungsstahl sind in Bild 3.8 dargestellt.

3.2.1.2 Anforderungen an den Versuchsstand und Umsetzung

Zum Durchführen von Push-Out-Versuchen entsprechend den Vorgaben aus Abschnitt 3.1 musste ein Push-Out-Versuchsstand entwickelt werden, der das folgende Anforderungsprofil erfüllt:

1. Das Regeln der Größe Schlupf, die sich aufgrund von Weichheiten im Versuchsstand immer vom Zylinderweg unterscheidet, muss sehr exakt möglich sein. Mit der Vorgabe, auf beiden Seiten des Versuchskörpers einen gleichmäßigen Schlupf zu erzielen, ist es erforderlich die Regelungsgröße mit einer Genauigkeit von 0,005 mm anzusteuern (von elektronischer Seite her).
2. Der Versuchsaufbau muss eine ausreichend hohe Beanspruchungsfrequenz erlauben, um Versuchsdauern zu begrenzen.
3. Der Push-Out-Versuchskörper muss auch unter Schwellursprungsbeanspruchung rückverankert werden, weil in Wegregelung nennenswerte entgegen gerichtete Dübelkräfte notwendig sind, um die ursprüngliche Verformungskonfiguration wieder zu erreichen.
4. Es ist eine leistungsfähige Datenerfassung erforderlich, um die Größen Zylinderkraft, Zylinderweg, Schlupf und evtl. Bolzenabriss aufzuzeichnen. Zusätzlich ist die Möglichkeit einer Online-Datenreduktion vorzusehen, um die anfallenden Messdaten in einer Größenordnung zu halten, bei der eine sinnvolle Auswertung möglich ist und die mit den z. Z. gängigen EDV-Systemen bearbeitet werden kann.

Der Grundbaustein des Versuchsstands bildet ein bereits vorhandener Viersäulenprüfrahmen der Fa. MFL, der in Bild 3.9 dargestellt ist. Der Hydraulikzylinder ist im höhenverstellbaren Querhaupt untergebracht. Die maximale Zylinderkraft in Zug- und Druckrichtung beträgt $P_{\text{zyl,max}} = \pm 600 \text{ kN}$ und der maximale Zylinderweg beträgt $w_{\text{zyl,max}} = \pm 125 \text{ mm}$.



Bild 3.9 Versuchsstand mit eingebautem Probekörper und elektronischer Steuerungseinheit

Es mussten mehrere Modifikationen am Versuchsstand durchgeführt werden, um die gestellten Anforderungen zur Versuchsdurchführung zu erfüllen:

1. Die analoge elektronische Zylindersteuerungseinheit wurde durch eine zeitgemäße, voll-digitale Steuerungseinheit ersetzt, die über einen externen Regelkanal verfügt, um die Größe Schlupf in der Verbundfuge als Regelungsgröße innerhalb der gesetzten Genauigkeitsgrenzen einzusetzen. Der Schlupf wird als Regelungsgröße aus dem Mittelwert zweier induktiver Wegaufnehmer mit einem Nennwert von $w = 10 \text{ mm}$ und einer Genauigkeit von 1% gebildet. Die Regelungswegaufnehmer wurden in der unteren Bolzenreihe auf den Positionen A4 und B4 platziert.
2. Die angestrebte Belastungsperiode betrug $T = 0,2 \text{ s}$, was einer Frequenz von $f = 5 \text{ Hz}$ entspricht. Diese Frequenz wurde angestrebt, um die Versuchsdauer zu begrenzen. Bevor mit dem Versuchsprogramm begonnen wurde, diente ein Probeversuch zum Ermitteln des Verhaltens des Versuchsstands. Es ist möglich, Versuche bis etwa 12 Hz zuverlässig mit einem Maximalwert des Oberschlupfs von $s_{\max} = 0,25 \text{ mm}$ durchzuführen. Bei diesem Schlupf entstehen in den ersten Belastungszyklen je nach Betondruckfestigkeit Zylinderkräfte von etwa 600 kN , was der maximalen Zylinderkraft entspricht.
3. Der bestehende Versuchsrahmen wurde mit einer Unterkonstruktion versehen, um beschriebene Zylinderzugkräfte ableiten zu können. Dazu sind zwei Verbundträger an der Unterkonstruktion mit vier Gewindestangen befestigt, welche vorgespannt werden. In allen Versuchen beträgt die Vorspannung der Zugstangen 70 kN , was ei-

ner Vorspannung der Betonplatten im Versuchskörper von $\sigma_p = 1,72 \text{ N/mm}^2$ entspricht. Die Vorspannung verändert die Versuchsergebnisse bei weggeregelten Push-Out-Versuchen nicht, weil der Betoneinfluss innerhalb weniger Zyklen in den Hintergrund tritt.

- Die Datenerfassung wurde auf zwei Systeme verteilt. Die Zylinderregelungseinheit zeichnete kontinuierlich zu diskreten Zyklen vollständig die Zylinderkraft, den Zylinderweg und den „Steuerschlupf“ mit einer Auflösung von 160 Punkten pro Zyklus auf. Der sog. Steuerschlupf setzt sich zusammen aus dem gemittelten Weg zweier induktiver Wegaufnehmer, die an der Verbundfuge auf Höhe der unteren Kopfbolzendübel angebracht sind, vgl. Bild 3.10. Die Steuerwegaufnehmer befinden sich über Kreuz verteilt an den beiden Verbundfugen (an den Positionen A4 und B4). Durch diese Anordnung wird eine Vergleichmäßigung des auftretenden Schlupfs in den Verbundfugen erreicht. Die Vorabtests zeigten eine zunehmend unterschiedliche Entwicklung des Schlupfs über die Versuchsdauer auf den beiden Seiten, wenn die Steuerwegaufnehmer nur einseitig vorgesehen wurden. Eine zweite Datenerfassungseinheit zeichnete das Maximum und das Minimum aus 5 Zyklen des Schlupfs an den Dübelpositionen A1, A4, B1, B4 auf. Bild 3.10 zeigt die Nomenklatur der Positionen, es wird jeweils von „vorne“ auf die entsprechende Betonscheibe geschaut. Die zweite Messung diente hauptsächlich zur Kontrolle, dass eine gleichmäßige Beanspruchung an allen vier Stützpunkten vorherrschte.

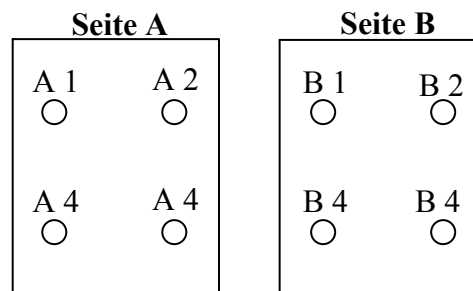


Bild 3.10 Detailansicht Steuerwegaufnehmer A4 (vorne) und Kontrollwegaufnehmer A4 (hinten) und Nomenklatur der Wegaufnehmerbezeichnung (Blick von vorne auf die Betonplatte)

3.2.2 Versuchsauswertung und Ergebnisse einstufiger Versuche

Es wurden 27 einstufige Push-Out-Versuche durchgeführt. Tabelle 3.1 gibt eine vollständige Zusammenfassung der durchgeführten Versuche mit den kennzeichnenden Daten in Bezug

auf Beanspruchung und Materialparameter. Verwendet wurden Kopfbolzendübel derselben Charge mit einem Durchmesser von $\varnothing 22$ mm, einer Länge von 125 mm und einer Zugfestigkeit von $f_u = 523$ N/mm². Die einstufigen Versuche wurden in 3 Serien hergestellt. Beim Baustahl handelte es sich um einen handelsüblichen S235JR. Zum Feststellen der Betondruckfestigkeit mit Hilfe eines Würfels 150 mm x 150 mm wurde eine Regressionsanalyse mit der Ansatzfunktion des natürlichen Logarithmus durchgeführt, so dass die Betondruckfestigkeit der jeweiligen Serie in Abhängigkeit des Betonalters beschreibbar ist. Die Auswertung der Betondruckfestigkeit ist im Diagramm in Bild 3.11 dargestellt.

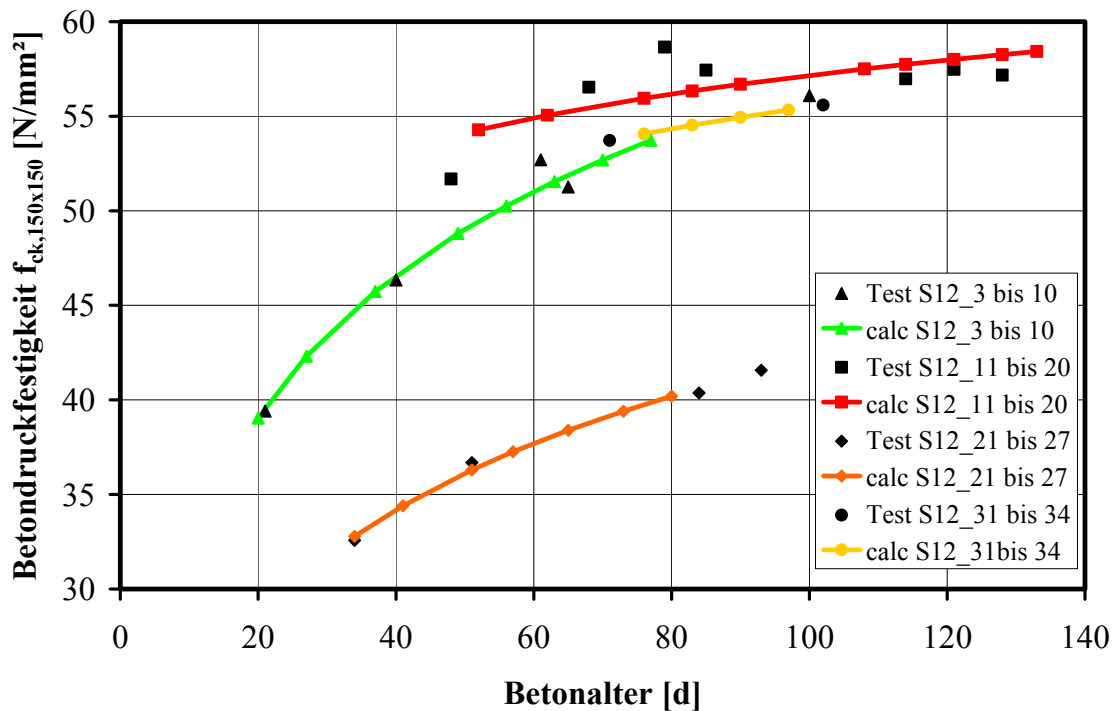


Bild 3.11 Betondruckfestigkeit $f_{ck,150x150}$ in Abhängigkeit des Betonalters

Das Versuchsprogramm umfasst einstufige Versuche mit unterschiedlichen Schlupfamplituden auf den Niveaus $\Delta s = 0,15$ mm, 0,20 mm und 0,25 mm bei einem konstanten Schlupfverhältnis von $R_s = 0$ sowie Versuche mit $R_s \neq 0$, die bis zu einer vordefinierten Lastspielzahl gefahren worden sind und anschließend auf die sich einstellenden Rissgrößen am Dübelfuß untersucht worden sind. Die Matrix der Versuche ist in Tabelle 3.1 wiedergegeben.

Tabelle 3.1 Versuchsprogramm einstufiger Push-Out-Versuche

Test	R_s [-]	Δs [mm]	n [-]	f_y [N/mm ²]	f_u [N/mm ²]	f_{ck} [N/mm ²]
S12_1	0	0,25	50.000	379	494	-
S12_2	0	0,25	100.000	379	494	-
S12_3	0	0,25	300.000	379	494	39,0
S12_4	0	0,25	400.000	379	494	42,3
S12_5	0	0,25	800.000	379	494	45,7
S12_6	0	0,25	600.000	379	494	48,8
S12_7	0	0,25	600.000	379	494	50,3
S12_8	0	0,25	500.000	379	494	51,5
S12_9	0	0,25	900.000	379	494	52,7
S12_10	0	0,25	450.000	379	494	53,7
S12_11	0	0,15	3.000.000	244	385	54,3
S12_12	0	0,15	2.000.000	244	385	55,0
S12_13	0	0,15	1.500.000	244	385	55,9
S12_14	0	0,15	750.000	244	385	56,3
S12_15	0	0,15	4.000.000	244	385	56,7
S12_16	0	0,15	1.125.000	244	385	57,5
S12_17	0	0,15	600.000	244	385	57,7
S12_18	0	0,20 / 0,15	750.000	244	385	58,0
S12_19	0	0,20	300.000	244	385	58,3
S12_20	0	0,15	708.000	244	385	58,4
S12_21	-0,5	0,30	200.000	294	412	32,8
S12_22	0,4	0,15	200.000	294	412	34,4
S12_23	0,33	0,20	300.000	294	412	36,3
S12_24	0,33	0,15	550.000	294	412	37,3
S12_25	0,33	0,15	500.000	294	412	38,4
S12_26	-1	0,30	100.000	294	412	39,4
S12_27	-1	0,40	80.000	294	412	40,2

3.2.2.1 Rissweite

Die Rissweite ist die zentrale Größe bei den vorgestellten Versuchen. Es gestaltet sich schwierig, den Rissfortschritt am Schweißwulst eines einbetonierten Kopfbolzendübels während des Versuchs aufzuzeichnen, weil dieser Ort visuell nicht beobachtbar ist. Auch andere Methoden, den Rissfortschritt während des Versuchs festzustellen gelingen nicht, weil die Information der Größe der Rissfläche nicht erfasst werden kann. Auch das Einschwingen von Rastlinien bei wegkontrollierten Push-Out-Versuchen ist aus genannten Gründen sehr schwierig, gar unmöglich für beispielsweise Schlupfverhältnisse $R_s = 0$.



(a)



(b)

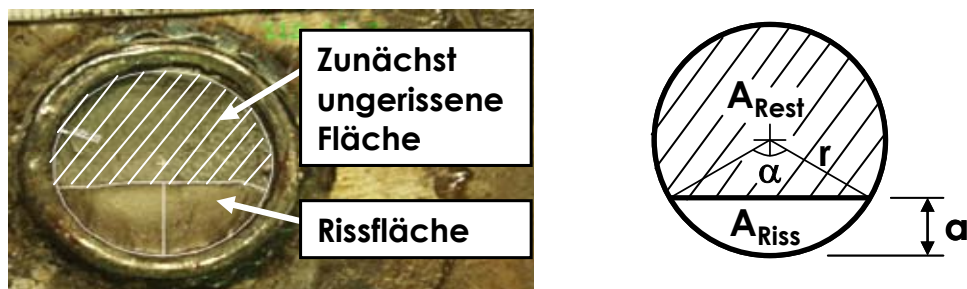
Bild 3.12 (a) Kopfbolzendübel im Stickstoffbad und (b) stickstoffgekühlte Probe nach Entfernen des Bolzens durch Sprödbrech

Die Information der Rissgröße wird hier derart gewonnen, dass auf festgelegten Beanspruchungsniveaus mehrere Versuche mit unterschiedlichen Anzahlen an Schwingspielen durchgeführt werden. Im Anschluss an den Versuch werden die Kopfbolzendübel freigelegt, mit flüssigem Stickstoff abgekühlt und abgeschlagen. Dieser Vorgang ist in Bild 3.12 dargestellt: Teilbild 3.12a zeigt einen Kopfbolzendübel im Stickstoffbad, welcher in Teilbild 3.12b nach Abschlagen zu sehen ist. Die anschließende Auswertung erfolgt mit einer digitalen Abbildung der Riss- und Bruchfläche der Bolzen, wie sie beispielhaft in Bild 3.13a dargestellt ist. Die untere Rissfläche ist der Schwingriss, der durch die zyklische Beanspruchung während des Versuchs erzeugt wurde. Die obere Bruchfläche wurde wie beschrieben nach dem Versuch künstlich erzeugt.

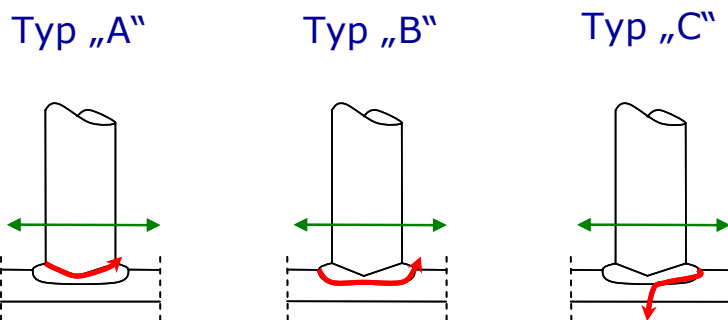
Die beiden Bruchflächen unterscheiden sich makroskopisch sehr deutlich von einander und sind eindeutig dem Ermüdungs- bzw. Spaltbruch zuzuordnen.

Die obere, durch den Hammerschlag verursachte Bruchfläche ist leicht körnig, aber insgesamt eben mit vielen glänzenden Facetten. Der Spaltbruch wurde hervorgerufen durch eine extrem niedrige Temperatur in Verbindung mit einer hohen Deformationsgeschwindigkeit.

Die untere Bruchfläche weist ein anderes Erscheinungsbild auf: Sie ist makroskopisch matt, weist keine glänzenden Facetten auf und ist ebenfalls eben. Dieses Erscheinungsbild entspricht üblichen Schwingrissen. Jedoch sind aus genannten Gründen sind keine Rastlinien vorhanden.



(a)



(b)

Bild 3.13 (a) Rissfortschritt bei Kopfbolzendübeln und (b) auftretende Risstypen

In den Push-Out-Versuchen treten zwei Typen von Schwingrissen auf, siehe Bild 3.13b. Der Typ A zeichnet sich dadurch aus, dass sich der Riss zwischen Schweißwulst und Bolzenschaft ausbildet, der Typ B dadurch, dass der Riss zwischen Schweißwulst und Stahlträgerflansch wandert. Bei der Versuchsauswertung wird derart vorgegangen, dass die Risslänge immer auf den Typ A bezogen wird, Typ B wird durch lineare Verkleinerung der Geometrie-werte rechnerisch in Typ A überführt.

Zu beachten ist, dass die Rissfronten unterschiedliche geometrische Konturen aufwiesen. Um möglichst genaue Ergebnisse zu erzielen, wird eine idealisierte Risslänge über die Rissfläche berechnet, indem die statthafte Annahme getroffen wird, dass eine gerade Rissfront

vorliegt. Die geometrischen Zusammenhänge in Bild 3.13a werden durch die Formeln 3.1 und 3.2 beschrieben.

$$A_{Riss} = 0,5 \cdot r^2 \cdot (\alpha - \sin \alpha) \quad (3.1)$$

$$a = 2 \cdot r \cdot \sin^2 \frac{\alpha}{4} \quad (3.2)$$

Für die Ableitung von Gesetzmäßigkeiten wurden nur die unteren Bolzen aus den Versuchskörpern verwendet, weil sich die Rissgröße in den beiden Bolzenebenen unterscheidet. Das ist auf die unterschiedlichen Dehnlängen im Beton vom Bolzen bis zur Kraftausleitung, bedingt durch die verschiedene Höhenlage der Bolzenreihen, zurückzuführen. Deshalb wurde die Regelungsgröße Schlupf in der unteren Bolzenreihe gemessen.

Bild 3.14 zeigt beispielhaft die Auswertung für die Schlupfswingbreite $\Delta s = 0,25$ mm und das Schlupfverhältnis $R_s = 0$ (Schwellursprungsbeanspruchung). In diesem Diagramm sind die 50%-Fraktile und die 95%-Fraktile der Rissgröße auf den unterschiedlichen Schwingspielniveaus eingezeichnet. Die gleiche Auswertung wurde für die Schlupfswingbreiten $\Delta s = 0,15$ mm und 0,20 mm mit $R_s = 0$ vorgenommen.

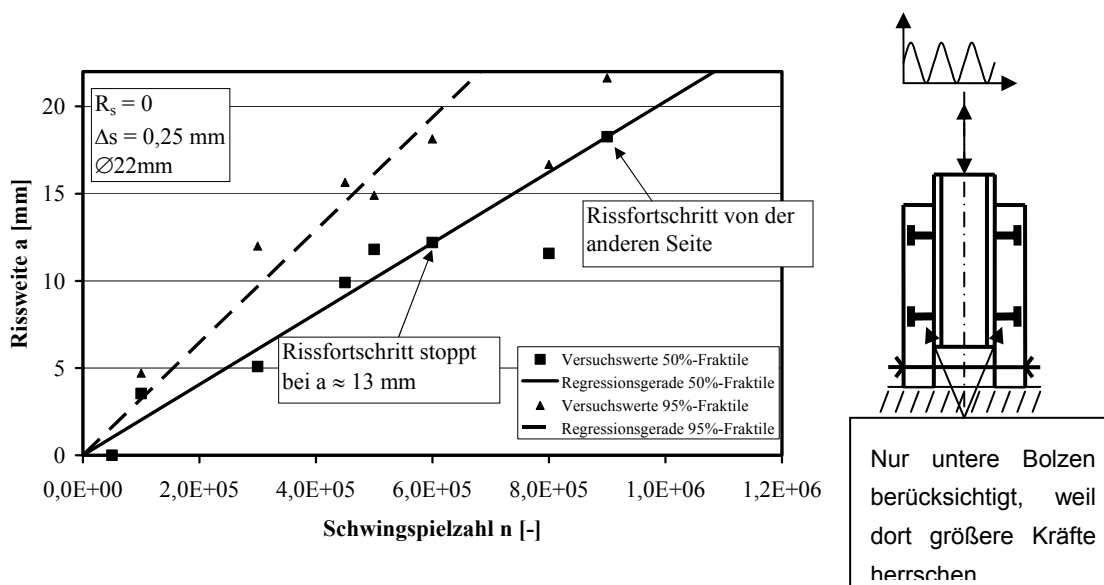


Bild 3.14 Rissfortschritt bei Kopfbolzendübel $\varnothing 22$ mm auf dem Beanspruchungsniveau $\Delta s = 0,25$ mm

Eine lineare Regressionsgerade als Ursprungsgerade liefert die besten Ergebnisse zur Beschreibung der Rissgröße in Abhängigkeit der Schwingspielzahl. Die Untersuchung ergibt die größte Korrelation zwischen Rissweite und Schwingspielzahl mit den Fraktilewerten der Rissweite. Trotz sorgfältigster Versuchsvorbereitung zeigten sich einige Versuche bei der Aus-

wertung als nicht geeignet und wurden deshalb ausgeschlossen. Hauptausschlussgründe für Versuche war das unterschiedliche Verhalten der Seiten A und B im Push-Out-Versuch in Bezug auf den Schlupf. Dadurch wurde bei großen Zyklenanzahlen ein unsymmetrisches Ermüdungsrissverhalten verursacht, was einer Auswertung im dargelegten Sinn widerspricht. Nicht Bestandteil der Auswertung sind folgende Versuche: S12_1, S12_4, S12_5, S12_9, S12_11, S12_12, S12_15 und S12_18.

Aus Bild 3.14 werden mehrere Punkte ersichtlich:

1. Das Risswachstum beginnt mit dem ersten Zyklus, es findet also so gut wie keine Rissinitiierungsphase statt.
2. In Wegregelung ist der Rissfortschritt auf einem Schlupfamplitudenniveau konstant.
3. Bei einer gewissen Risslänge (bei $\Delta s = 0,25$ mm: $a \approx 13$ mm) kommt das Risswachstum des Schwingrisses zum Stillstand. Es entsteht in der Folge ein zweiter Riss von der gegenüberliegenden Seite her. Dieses Risswachstum schreitet fort, bis der gesamte Querschnitt vom Schwingriss vereinnahmt wird. Dabei ist kein Gewaltbruch erkennbar. Bei einer Risslänge von $a = 13$ mm ist im verbliebenen Restquerschnitt das Flächenträgheitsmoment 2. Grades auf 8% abgefallen, die Querschnittsfläche hat sich auf 38% verringert, vgl. Bild 3.25. Die Momenten Tragfähigkeit unter schwellender Beanspruchung des Kopfbolzendübels ist eliminiert, es werden nur noch Querkräfte übertragen. Oehlers gibt eine lineare Abminderung der Dübeltragfähigkeit mit dem Verhältnis von verbliebener Dübelquerschnittsfläche zur ungerissenen Querschnittsfläche des Kopfbolzendübels an. Demnach wäre bei $a = 13$ mm bei Kopfbolzendübel $\varnothing 22$ die Tragfähigkeit auf 38% der ursprünglichen Tragfähigkeit abgefallen.

Im Vergleich der Rissfortschrittskonstante für $R_s = 0$ auf den Schlupfamplitudenniveaus $\Delta s = 0,15$ mm, $0,20$ mm und $0,25$ mm ergibt sich die Rissfortschrittskonstante da/dN in Abhängigkeit der Schlupfeschwingbreite Δs , vgl. Bild 3.15. Im Diagramm sind drei zusätzliche Versuche aus [43] mit $R_s \approx -1$ aufgenommen. Die Rissfortschrittsraten wurden aus den Bolzenabrisszeitpunkten berechnet. Die zugehörige Regressionsanalyse zeigt, dass sich die Rissfortschrittsrate da/dN für $R_s = -1$ von der für $R_s = 0$ unterscheidet. Dieser Sachverhalt wird durch weitere Versuche mit $R_s \neq 0$ gestützt.

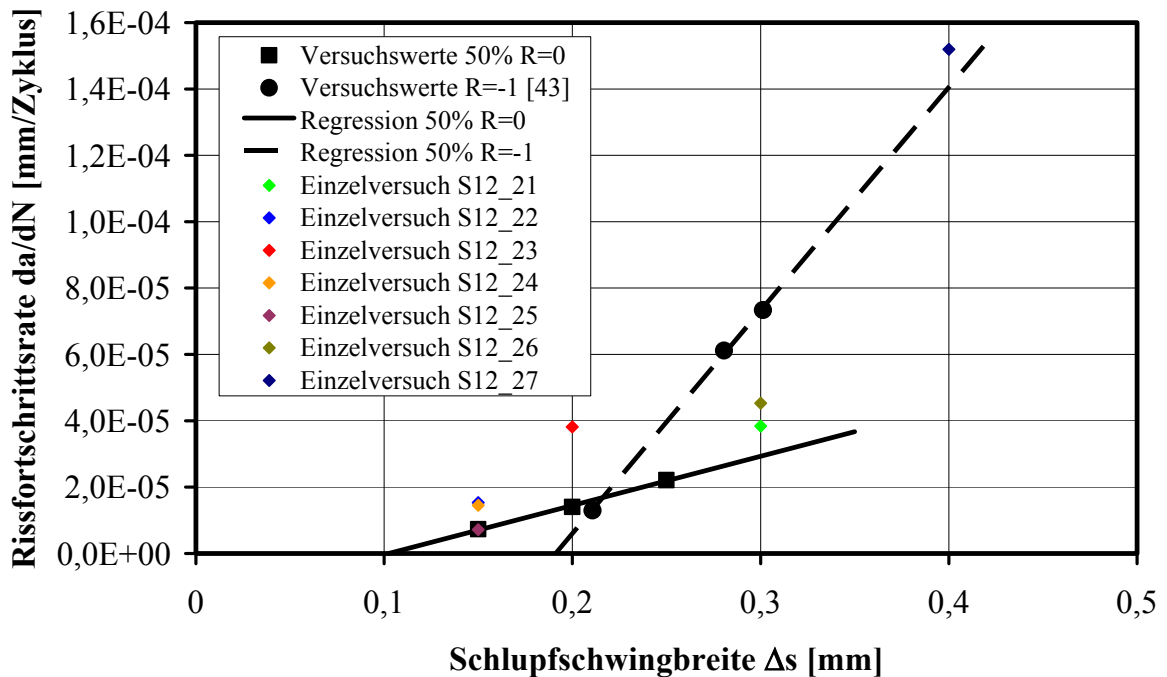


Bild 3.15 Rissfortschrittsraten da/dN in Abhängigkeit der Schlupfswingbreite Δs für Kopfbolzendübel $\varnothing 22\text{mm}$

Die Rissfortschrittsrate für ein Schlupfverhältnis von $R_s = 0$ basiert auf einer Vielzahl von Versuchen. In einem weiteren Schritt stellt sich die Aufgabe, eine Rissfortschrittsrate für Schlupfverhältnisse $R_s \neq 0$ so zu formulieren, dass sie über Faktoren α mit der Rissfortschrittsrate für $R_s = 0$ derart korrespondiert, dass eine allgemeine Gesetzmäßigkeit für den Rissfortschritt für die gesamte Bandbreite der Schlupfverhältnisse R_s abgeleitet werden kann. Dazu werden für $R_s \neq 0$ die Linearfaktoren für die Abszisse α_t und die Ordinate $\alpha_{t,da/dN}$ eingeführt. Der Wert α_t beschreibt in Abhängigkeit des Schlupfverhältnisses R_s den Anteil an der Schlupfswingbreite, der den Rissfortschritt auf der jeweiligen Seite des Bolzens verursacht.

$$\Delta s_t = \alpha_t \cdot \Delta s \quad (3.3)$$

Der Funktionsverlauf ist in Bild 3.16 eingezeichnet.

Eine Beanspruchungsart ungleich einer Schwellersprungsbeanspruchung ($R_s \neq 0$) erhöht den Kerbspannungsintensitätsfaktor, so dass im Vergleich mit $R_s = 0$ ein größerer Rissfortschritt eintritt. Der Bezug zur Schwellersprungsbeanspruchung wird durch die Multiplikation der Rissfortschrittsrate mit $\alpha_{t,da/dN}$ hergestellt. Auch diese Funktion ist in Bild 3.16 dargestellt.

Die Gleichungen 3.4 und 3.5 bilden die Grundlage zum Verlauf der Werte α_t und $\alpha_{t,da/dN}$ in Bild 3.16.

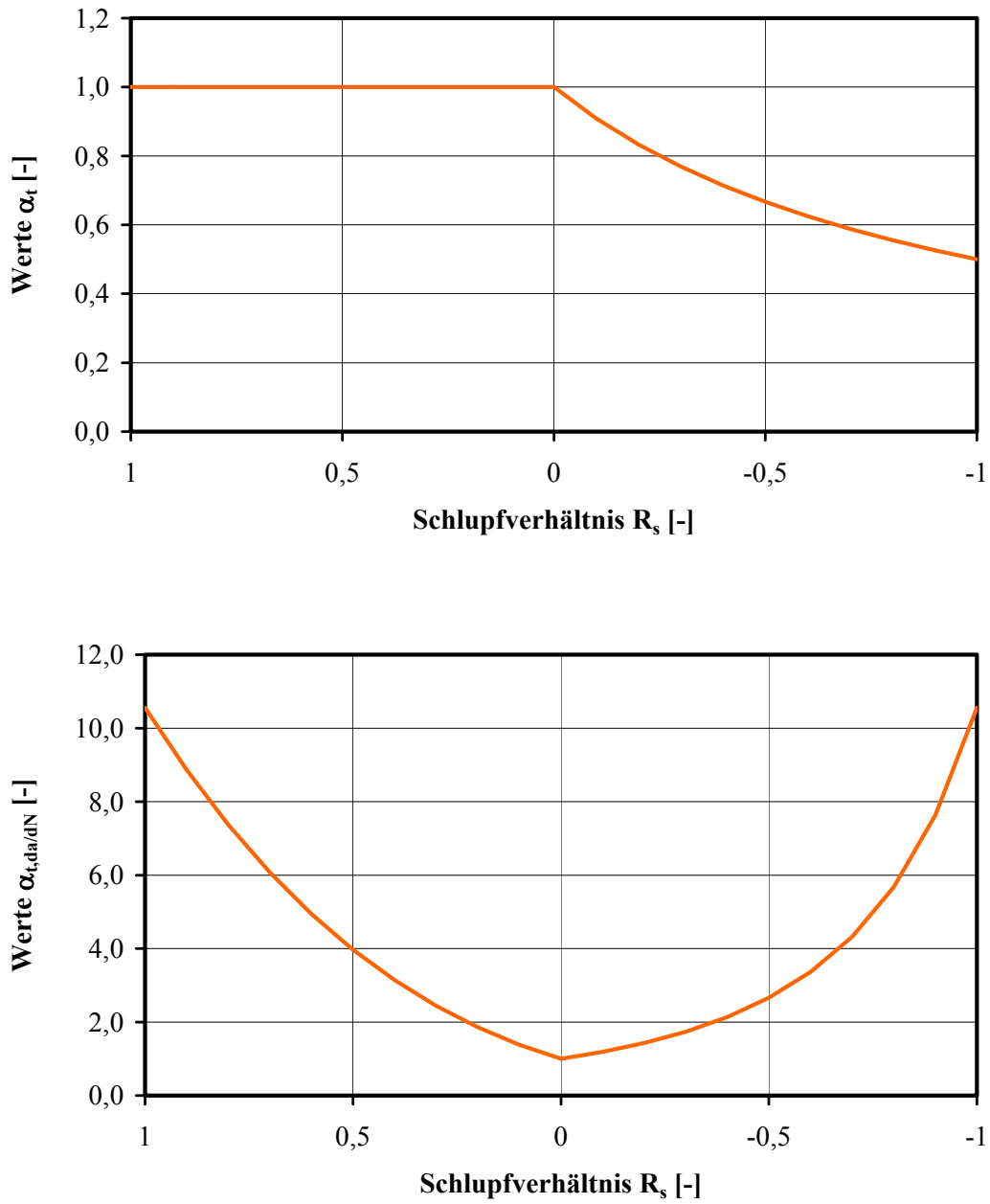


Bild 3.16 Funktionsverläufe α_t und $\alpha_{t,da/dN}$ für Kopfbolzendübel $\varnothing 22\text{mm}$

$$\begin{aligned}
 R_s \geq 0: \quad & \alpha_t = 1 \\
 R_s < 0: \quad & \alpha_t = \frac{\left| \frac{1}{R_s} \right|}{1 + \left| \frac{1}{R_s} \right|}
 \end{aligned} \tag{3.4}$$

$$R_s > 0: \quad \alpha_{t,da/dN} = \left(\frac{\left| \frac{1}{R_s} \right|}{1 + \left| \frac{1}{R_s} \right|} \right)^{-3,4} \quad (3.5)$$

$$R_s \leq 0: \quad \alpha_{t,da/dN} = \left(1 + \frac{1}{2} \cdot R_s \right)^{-3,4}$$

Die Funktionsverläufe der Werte α_t und $\alpha_{t,da/dN}$ wurden mit Hilfe der Push-Out-Versuche mit $R_s \neq 0$ (S12_21 bis S12_27) ermittelt. Somit sind die gegebenen Beziehungen im Wertebereich $\Delta_s \in [0;0,25\text{mm}]$ und $R_s \in [-1;0,4]$ abgesichert.

Die Auswertung der Versuche mit den Werten α entsprechend Gleichung 3.4 und 3.5 liefern das Diagramm in Bild 3.17.

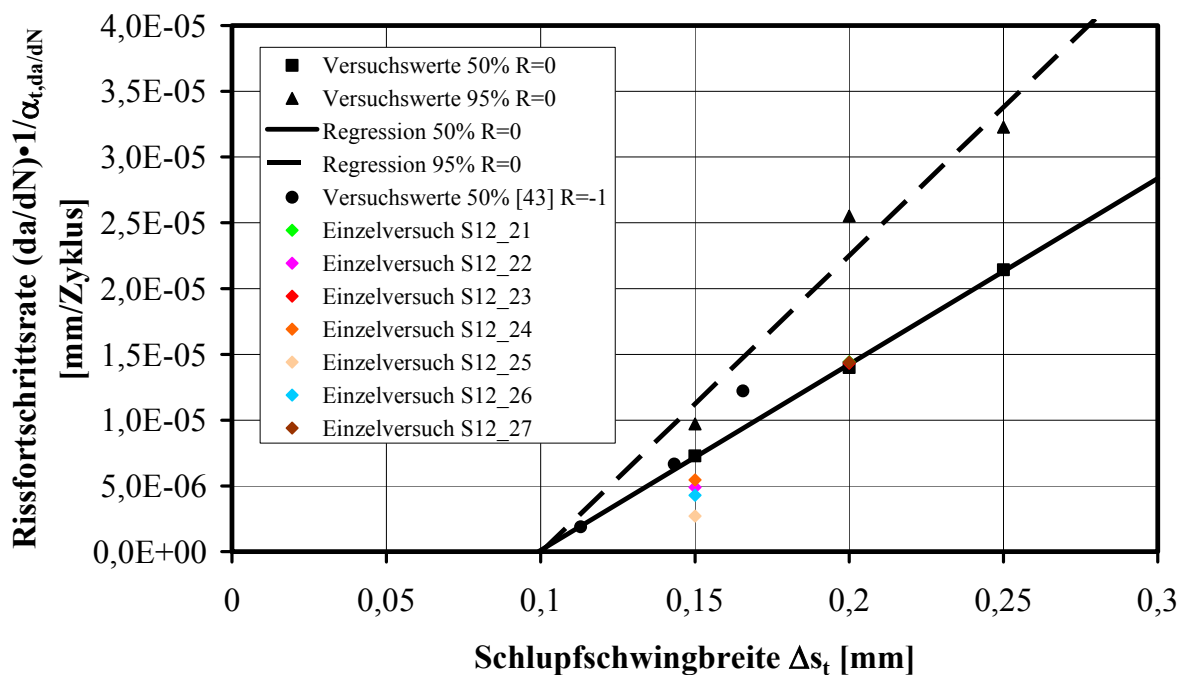


Bild 3.17 Bezogene Rissfortschrittsgeschwindigkeit $da/dN \cdot 1/\alpha_{t,da/dN}$ in Abhängigkeit der bezogenen Schlupfweite Δ_s für Kopfbolzendübel $\varnothing 22$ mm

Auffällig ist, dass die Versuche mit $\Delta_s = 0,15$ mm und $R_s \neq 0$ geringere Rissfortschrittsgeschwindigkeiten aufweisen, als diejenigen mit $R_s = 0$, wohingegen die entsprechenden Schlupfverhältnisse bei $\Delta_s = 0,20$ mm wieder zu exakten Prognosen der Rissfortschrittsgeschwindigkeiten führen. Die Versuchswerte von 3 Push-Out-Versuchen von Leffer [43] mit einem Schlupfverhältnis

$R_s = -1$ sind ebenfalls in Bild 3.17 aufgenommen. Bei einer Schlupf-schwingbreite von $\Delta s_{th} = 0,10$ mm war in Versuchen kein Risswachstum mehr feststellbar.

Es sind die Kurven für die Werte der 50%- und 95%-Fraktilewerte eingezeichnet. Die 95%-Fraktillinie beträgt das 1,603-fache der 50%-Fraktillinie.

Mit Hilfe der Funktionen 3.4 und 3.5 lässt sich eine allgemeine Beschreibung des Rissfortschritts angeben, welche durch Gleichung 3.6 als 50%-Fraktile gegeben ist.

$$\begin{aligned} \Delta s_t \leq 0,10mm : \quad & \frac{da}{dN} = 0 \\ \Delta s_t \geq 0,10mm \quad & \frac{da}{dN} = \left[-1,4047 \cdot 10^{-5} + 1,4142 \cdot 10^{-4} \cdot \Delta s_t \right] \cdot \alpha_{t,da/dN} \end{aligned} \quad (3.6)$$

3.2.2.2 Zyklische Dübelober- und Unterlast P_{max} und P_{min}

Im Versuch wurde die Zylinderkraft P_{zyl} über die Versuchsdauer hinweg aufgezeichnet. Bei der Auswertung der Versuche wird davon ausgegangen, dass jeder Bolzen die gleiche Dübelkraft abträgt.

Bild 3.18 zeigt die zyklischen Dübelkräfte der Versuche auf dem Schlupf-amplitudenniveau $\Delta s = 0,25$ mm, die Dübeloberlast ist in diesem Diagramm als Druckkraft eingezeichnet. Die zyklischen Dübelkräfte der Versuche liegen betongütenunabhängig sehr nahe zusammen. Nach der sehr schnellen, lokalen Zerstörung des Betons am Bolzenfuß stellt sich eine Dübeloberlast ein, die linear mit der Schwingspielzahl abfällt. Der Einfluss des Betons ist unabhängig vom Beanspruchungsniveau nach 5.000 Zyklen eliminiert.

In Bild 3.19 sind die Mittelwerte der zyklischen Dübelober- und Unterlast auf den Schlupf-amplitudenniveaus $\Delta s = 0,15$ mm, $0,20$ mm und $0,25$ mm mit $R_s = 0$ sowie die jeweilige Regressionsgerade ab dem 5.000. Zyklus dargestellt. Sehr gut ist auch hier der Abfall der zyklischen Dübeloberlast P_{max} zu erkennen.

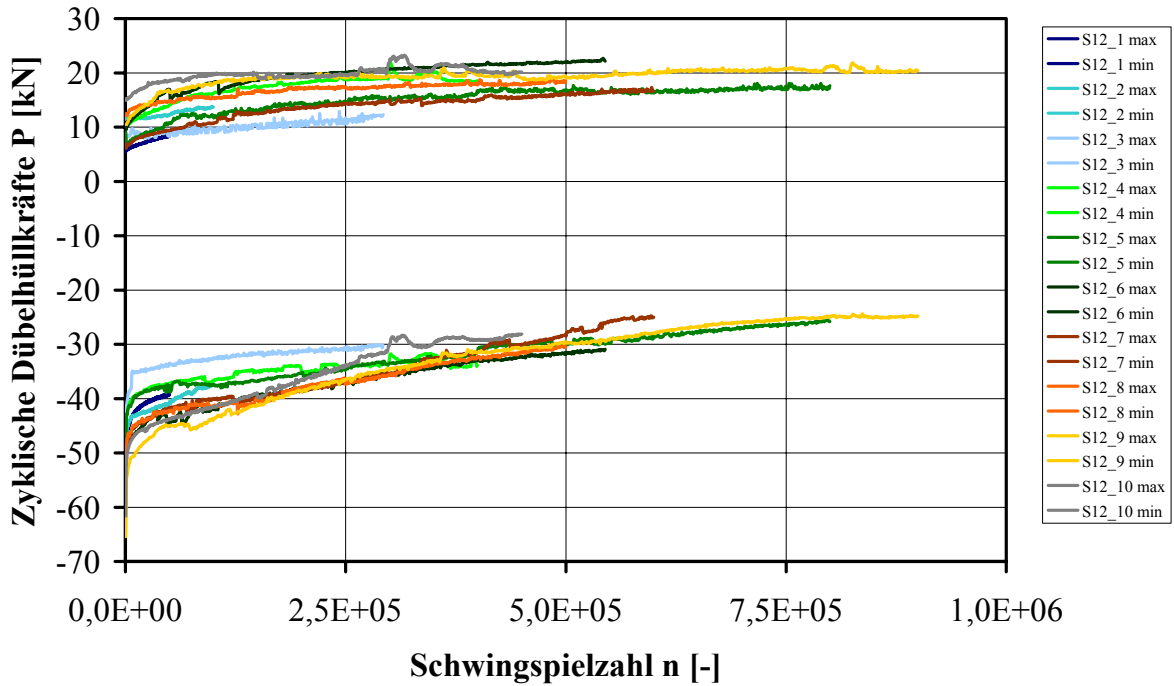


Bild 3.18 Entwicklung der zyklischen Hülldübelkräfte aus weggesteuerten Push-Out-Versuchen bei einer Schlupfamplitude von $\Delta s = 0,25 \text{ mm}$ = konstant und $R_s = 0$ (Oberlast dargestellt als Druckkraft)

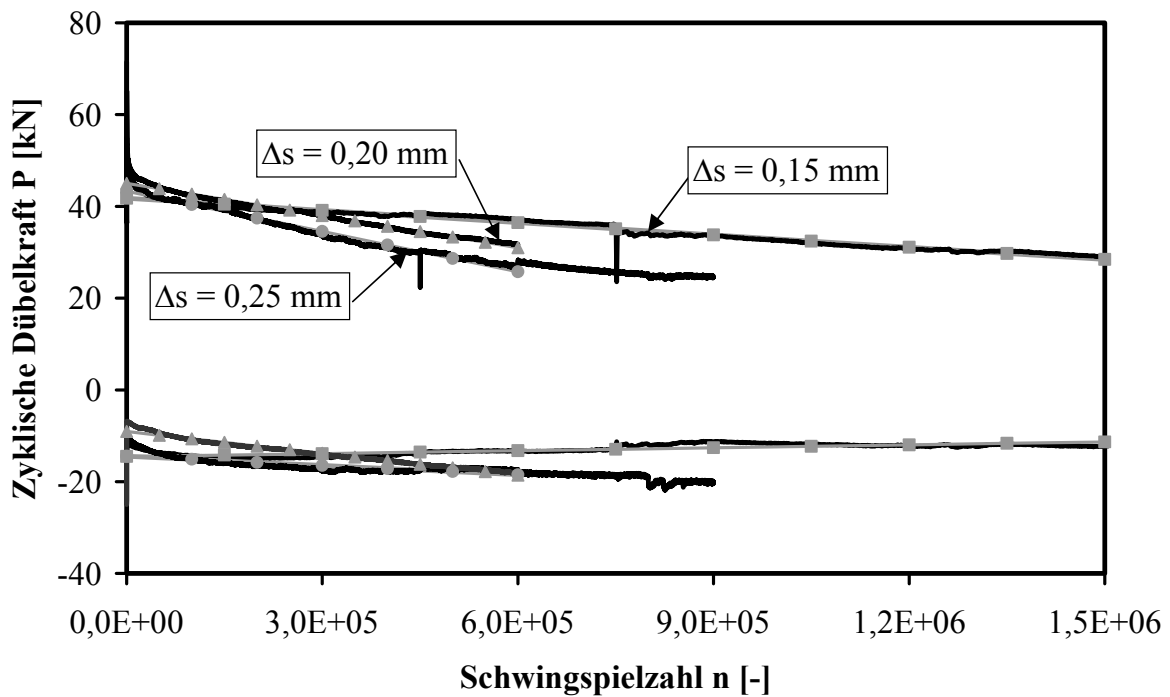


Bild 3.19 Mittelwerte und Regressionsgeraden der zyklischen Dübelober- und Unterlast für $R_s = 0$ auf den Niveaus $\Delta s = 0,15 \text{ mm}$, $0,20 \text{ mm}$ und $0,25 \text{ mm}$

Der Einhängewert der zyklischen Dübeloberlast auf der Ordinate variiert kaum und lässt sich im Mittel zu $P_{\text{ini}} = 43,4 \text{ kN}$ angeben. Der Dübeloberlastabfall über die Versuchsdauer ist sichtlich von der aufgebrauchten Schlupfswingbreite abhängig.

Der Vergleich des linearen Dübeloberlastabfalls (Bild 3.19) mit dem Rissgrößenzuwachs (Bild 3.17) zeigt die direkte Abhängigkeit der sich einstellenden zyklischen Dübelkraft P vom Risszustand.

$$\frac{dP}{dN} = C_p \cdot \frac{da}{dN} = f(\Delta s) \quad (3.7)$$

C_p ermittelt sich zu $-1,437 \text{ [kN/mm]}$, dabei hat die zyklische Dübeloberlast ein positives Vorzeichen. Die Multiplikation von Gleichung 3.6 mit C_p liefert die analytische Beschreibung der Dübeloberlast in Bild 3.20. Der Verlauf der so gewonnenen Beziehung stimmt mit dem Ergebnis der linearen Regressionsanalyse über die Versuchsergebnisse entsprechend dem Vorgehen in Bild 3.17 für die Rissweite überein. Der dargestellte Graf wurde als 50%-Fraktile ermittelt.

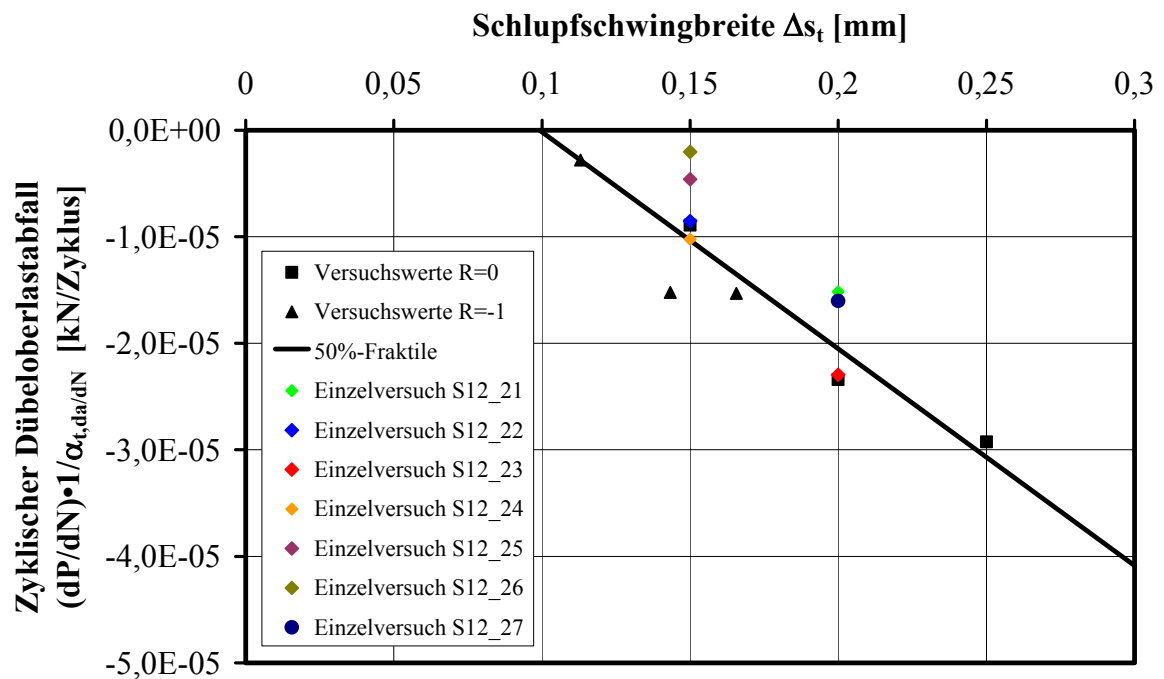


Bild 3.20 Versuchswerte des Dübelkraftabfalls in Abhängigkeit von Δs_t und lineare analytische Beschreibung

Somit ist die zyklische Dübeloberlast P_{max} linear abhängig von der Rissgröße a :

$$P_{\max} = P_{ini} + C_P \cdot a \quad (3.8)$$

Der Zusammenhang gilt für alle Schlupfverhältnisse R_s .

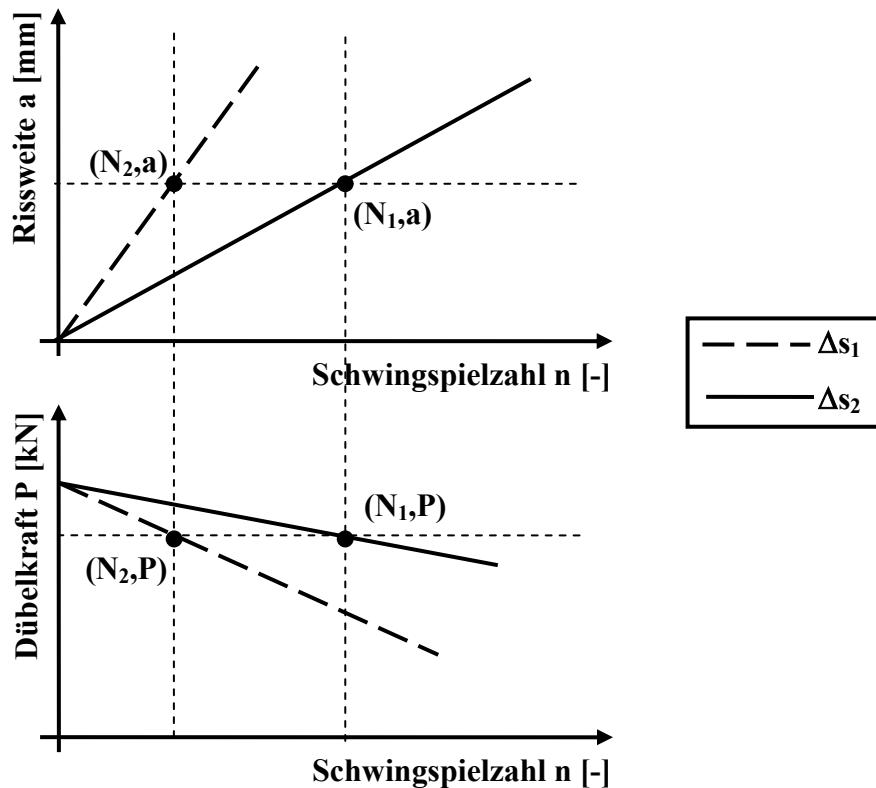


Bild 3.21 Prinzipdarstellung des Risswachstum und des zyklischen Dübelkraftverlaufs infolge zweier unterschiedlicher Beanspruchungen Δs_1 und Δs_2

Diese Abhängigkeit lässt sich durch das Betrachten der Entwicklung von Rissgröße und zyklischer Dübelkraft herleiten. Bild 3.21 zeigt die prinzipiellen Verläufe für den Fall, dass ein Kopfbolzendübel mit der Schlupfswingbreite Δs_1 und ein zweiter Kopfbolzendübel mit der Schwingbreite Δs_2 mit jeweils unterschiedlich vielen Zyklen belastet werden, so dass sich die gleiche Rissweite einstellt. Dann gilt mit den Rissfortschrittsraten gemäß Bild 3.17:

$$a = \frac{da}{dN}(\Delta s_1) \cdot N_1 = \frac{da}{dN}(\Delta s_2) \cdot N_2 \quad (3.9)$$

$$\Leftrightarrow N_2 = N_1 \cdot \frac{\frac{da}{dN}(\Delta s_1)}{\frac{da}{dN}(\Delta s_2)} \quad (3.10)$$

Für die zyklische Dübelkraft des Bolzens mit der Beanspruchung Δs_2 gilt Geradengleichung 3.11.

$$P(N_2) = P_{ini} + \frac{dP}{dN}(\Delta s_2) \cdot N_2 \quad (3.11)$$

Das Einsetzen von Gleichung 3.10 in Gleichung 3.11 liefert mit der Einführung des Werts C_P entsprechend Gleichung 3.12 nach kurzer Zwischenrechnung Gleichung 3.13.

$$C_P = \frac{\frac{dP}{dN}(\Delta s_2)}{\frac{da}{dN}(\Delta s_2)} = \frac{dP}{da} \quad (3.12)$$

$$P(N_2) = P_{ini} + C_P \cdot a \quad (3.13)$$

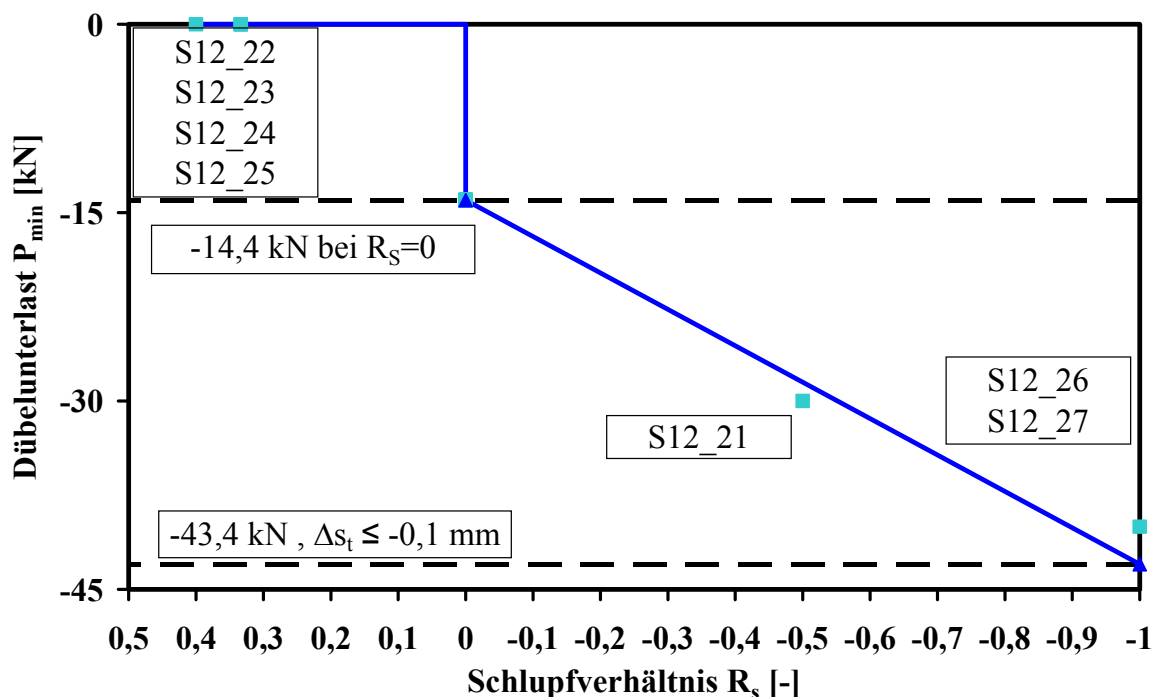


Bild 3.22 Dübelunterlasten P_{\min} in Abhängigkeit des Schlupfverhältnisses R_s

Die zyklische Dübelunterlast P_{\min} ist ebenfalls unabhängig von der absoluten Größe des aufgetragenen Schlupfs. Erreicht der zugeordnete Schlupf die Rissfortschrittsgrenze $\Delta s_t \leq -0,10 \text{ mm}$, gelten die gleichen Beziehungen wie für die zyklische Oberlast P_{\max} . Diese Situation tritt beispielsweise bei Wechselbeanspruchungen auf. Wird die Rissfortschrittsgrenze von $\Delta s_t = -0,10 \text{ mm}$ nicht erreicht, hängt die zyklische Unterlast ausschließlich vom Schlupfverhältnis R_s ab. Bild 3.22 stellt die Zusammenhänge dar. Im Bereich von $R_s = 0$ bis $R_s = -1$ nimmt die zyklische Dübelunterlast von $P_{\min} = -14,4 \text{ kN}$ auf den Extremalwert $P_{\min} = -43,4 \text{ kN}$ ab, Versuch S12_21 bestätigt den linearen Zusammenhang. Die Versuche S12_22 mit $R_s = 0,33$ und S12_23 bis S12_25 mit $R_s = 0,4$ geben eine Dübelunterlast von

$P_{\min} = 0$ kN aus, bis $R_s = 0,33$ liegen noch keine Versuche vor. Der Bereich kann aber auch mit $P_{\min} = 0$ kN abgeschätzt werden, zumal im Versuchsträger keine nennenswerte Dübelunterlasten zu erwarten sind.

Mit den vorausgegangenen Beziehungen lässt sich die zyklische Dübelkraft in Form der Maximal- und Minimalwerte in Abhängigkeit des Schädigungsstadiums (über die Rissweite) und des Schlupfverhältnisses R_s unter reiner Wegkontrolle beschreiben. Bei Kenntnis der Art des Last-Verformungspfads zwischen den beiden Punkten $(s_{\min}; P_{\min})$ und $(s_{\max}; P_{\max})$ lässt sich das vollständige Last-Verformungsverhalten der zyklisch beanspruchten Verbundfuge angeben. Mit den aufgezeichneten Daten Zylinderkraft und Regelschlupf zu diskreten Zyklusanzahlen ist der Last-Verformungs-Pfad bekannt. Bild 3.23 zeigt beispielhaft Versuchswerte aus Versuch S12_9.

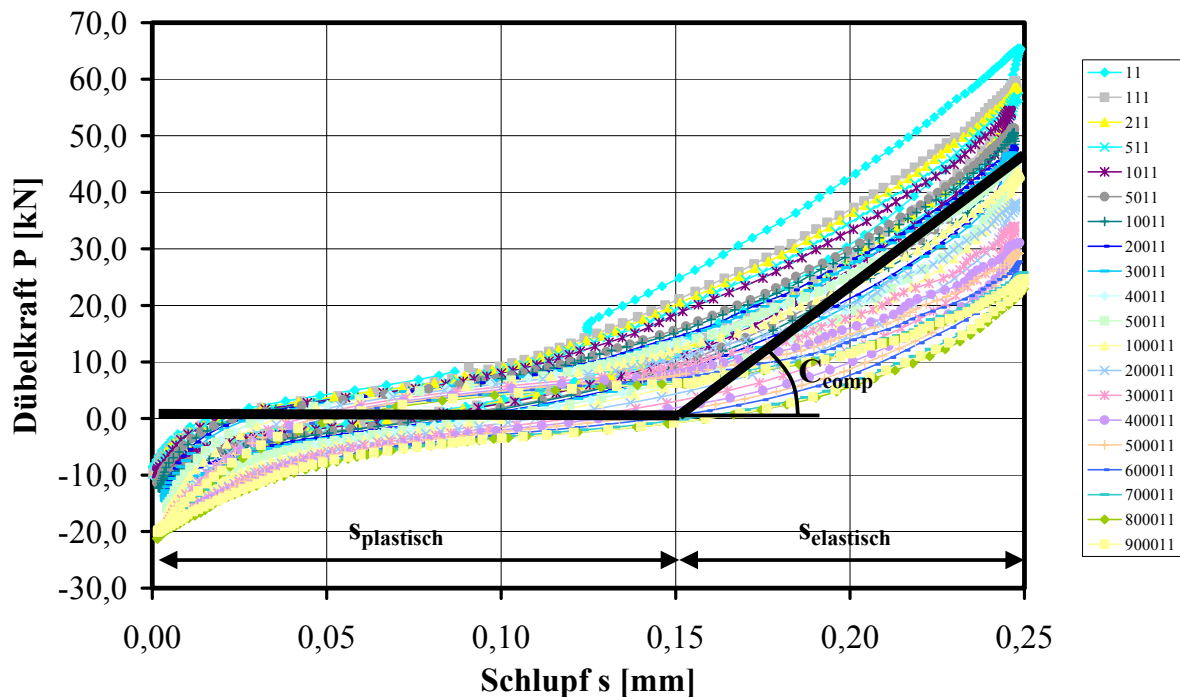


Bild 3.23 Kraft-Schlupf-Hysteresen bei unterschiedlichen Zyklusanzahlen im Versuch S12_9

Mit diesen Daten wird eine vereinfachte Dübelkraft-Verformungs-Beziehung mit einem trilinearen bzw. bilinearen Ansatz aufgestellt, der ebenfalls in Bild 3.23 eingezeichnet ist.

Der trilineare Ansatz unterscheidet rein elastisches und rein plastisches Verhalten. Das elastische Verhalten wird durch zwei äußere Äste beschrieben, der plastische, kraftlose Verformungsbereich von der mittleren Horizontalen. Der zweite elastische Bereich entfällt bei

$R_s \geq 0$, die anfallende Steifigkeit, die Rückstellkräfte verursacht, um den Bolzen wieder in seine Ausgangsposition zu verschieben wird, wie bereits erläutert, vernachlässigt. Bei Schlupfverhältnissen $R_s < 0$ ist diese Steifigkeit nicht mehr vernachlässigbar. Bei diesem Modell wird die zeitliche Veränderlichkeit beschrieben durch den plastischen Anteil, der von der aktuellen Rissgröße a und der totalen Schlupfeschwingbreite Δs abhängt. Die elastische Steifigkeit lässt sich aus Bild 3.17 ableiten. Bei einer bezogenen Schlupfamplitude von kleiner als 0,10 mm tritt kein Rissfortschritt auf (Threshold-Wert $\Delta s_{th} = 0,10$ mm) und die zyklische Dübeloberlast bei einer Rissweite von $a = 0$ mm beträgt 43,4 kN. In diesem Zustand folgt die elastische Steifigkeit der Verbundfuge entsprechend Gleichung 3.14.

$$C_{comp} = C_{elastisch} = \frac{P_{zyklisch}(a=0) = 43,4kN}{s_{th} \left(\frac{da}{dN} = 0 \right) = 0,10mm} = 434 \text{ kN/mm} \quad (3.14)$$

Diese Steifigkeit wurde mit wechselnd beanspruchten Versuchen aus [43] für ein gleiches Modell mit dem Ansatz der Entlastungssteifigkeit zu 427 kN/mm bestimmt. Dieser Wert bestätigt den hier beschriebenen Vorschlag.

Der Ansatz beschreibt das Last-Verformungsverhalten einbetonierter Kopfbolzendübel unter formschlüssiger Beanspruchung vollständig. Dieses Last-Verformungsverhalten kann mit den Rissfortschrittsbeziehungen entsprechend Abschnitt 3.2.2.1 schädigungswirksam beurteilt werden.

3.2.2.3 Kerbspannungsintensitätsfaktor K_I bei $R = 0$

Die Auswertung der Push-Out-Versuche ergibt, dass die Rissfortschrittsrate bei gleich bleibender Schlupfeschwingbreite konstant ist. Im Folgenden wird gezeigt, dass sich auch der Kerbspannungsintensitätsfaktor an der Risspitze am Kerbdetail „einbetonierter Kopfbolzendübel“ ungefähr als Konstante einstellt. Bei dieser Berechnung tritt die Schwierigkeit auf, dass der umgebende Beton mit einspielt. Der Beton plastifiziert lokal am Bolzenfuß je nach Beanspruchung mit der Folge, dass sich der Hebelarm der abgetragenen Dübelkraft ändert. Das bedeutet, dass ein System mit veränderlicher Gliederung vorliegt, zunächst unabhängig vom eventuellen Rissfortschritt.

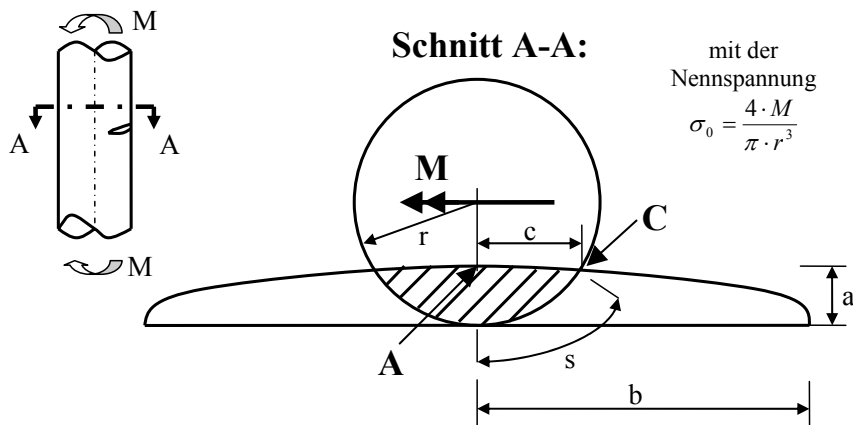


Bild 3.24 Modell zur Beschreibung der Rissgeometrie

Es werden bekannte Bestimmungsalgorithmen für Kerbspannungsintensitätsfaktoren für einen Rundstab mit einem elliptischen Riss unter Biegebeanspruchung ausgewertet [56]. In Bild 3.24 ist die geometrische Situation aufgezeigt. Bei der Untersuchung mit den gegebenen Spannungsintensitätsfaktoren ergeben sich folgende Fragestellungen:

- Wie wirkt sich der umgebende Beton auf den Spannungszustand am Ort des Risses aus und wie kann dieser Umstand erfasst werden?
- Der Beanspruchungszustand bei zyklisch beanspruchten Kopfbolzendübeln in den vorgestellten Push-Out-Tests unterliegt einer Wegregelung. Ist ein Rissfortschrittskonzept, das auf Nennspannungen basiert, für diesen Fall anwendbar?

In der bisherigen Auswertung wurde von einer relativ geraden Rissfront ausgegangen. Eine Ellipse mit einem Verhältnis von $a/b = 0,2$, siehe Bild 3.24, nähert eine gerade Rissfront gut an.

Betrachtet man ausschließlich den Faktor zur Erfassung der Rissgeometrie für Normalspannung F_I (Modus I) und vernachlässigt Modus II der Längsscherung, so ergibt sich für die geometrische Korrektur F_I des Spannungsintensitätsfaktors K_I :

$$F_I = \frac{K_I}{\sigma_0 \cdot \sqrt{\pi \cdot s}} \quad (3.15)$$

Die Bogenabschnittslänge s (siehe Bild 3.24) in Abhängigkeit der Risslänge zur Bestimmung des Faktors F_I folgt unter der Annahme einer geraden Rissfront entsprechend Gleichung 3.16.

$$s \cong \sqrt{r \cdot a \cdot \left(2 - \frac{1}{3} \cdot \frac{a}{r}\right)} \quad (3.16)$$

Damit kann der auf die Nennspannung bezogene Spannungsintensitätsfaktor für das Verhältnis $a/b = 0,2$ und einen Bolzendurchmesser von $\varnothing 22\text{mm}$ in Abhängigkeit der Rissgröße ermittelt werden. Die Nennspannung σ_0 wird aus der in den Push-Out-Versuchen ermittelten Dübelkraft mit einem rückwärts ermittelten Hebelarm bestimmt.

Die Dübelkraft in den Push-Out-Versuchen ist linear abhängig von der Rissgröße a , siehe Gleichung 3.8. Bei der Bestimmung des Kerbspannungsintensitätsfaktors K_I muss darauf geachtet werden, dass sich die Dübelkraft aus zwei Traganteilen zusammensetzt: Aus dem Biegeanteil, der die Normalspannung für den Modus I bedingt und dem Schubanteil für den Modus II, der vernachlässigt wird.

Es ist also erforderlich, den Traganteil für Modus I der Dübelkraft zu bestimmen. Dafür wird entsprechend der verbliebenen Biegesteifigkeit, die sich am Flächenträgheitsmoment 2. Grades orientiert, und der restlichen Steifigkeit in Bezug auf die Querkraft, welche von der Restquerschnittsfläche abhängt, der Traganteil für Modus I berechnet. Die Entwicklung der Querschnittsgrößen für einen Bolzen $\varnothing 22\text{mm}$ in Abhängigkeit der Risslänge kann Bild 3.25 entnommen werden.

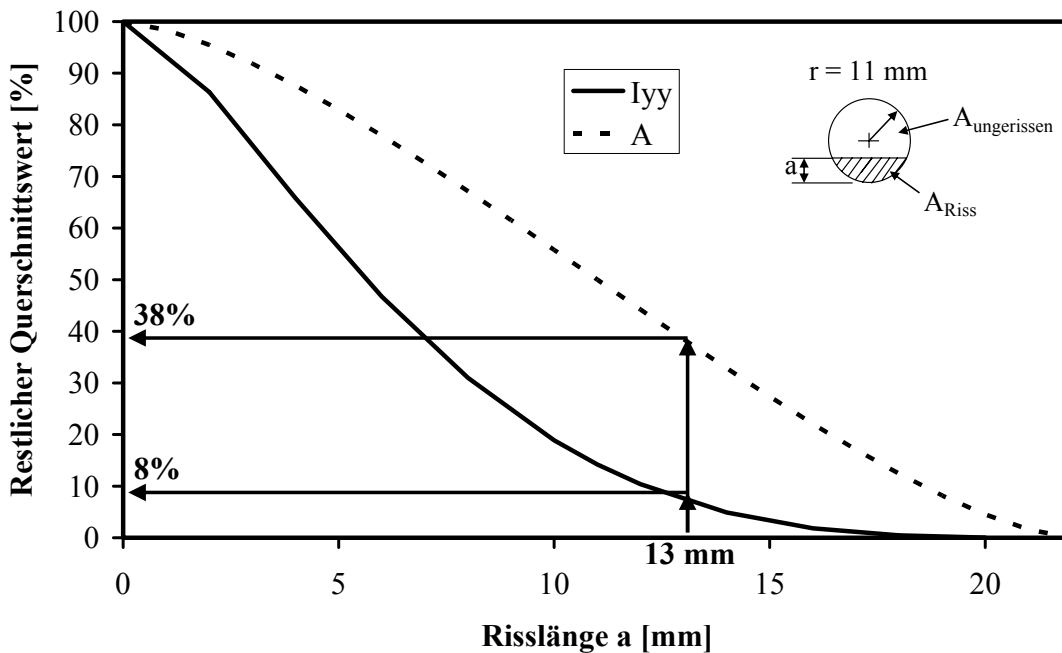


Bild 3.25 Restquerschnittsfläche A und Restflächenträgheitsmoment I_{yy} (prozentual) für einen Bolzen $\varnothing 22\text{mm}$ in Abhängigkeit der Risslänge mit gerader Rissfront

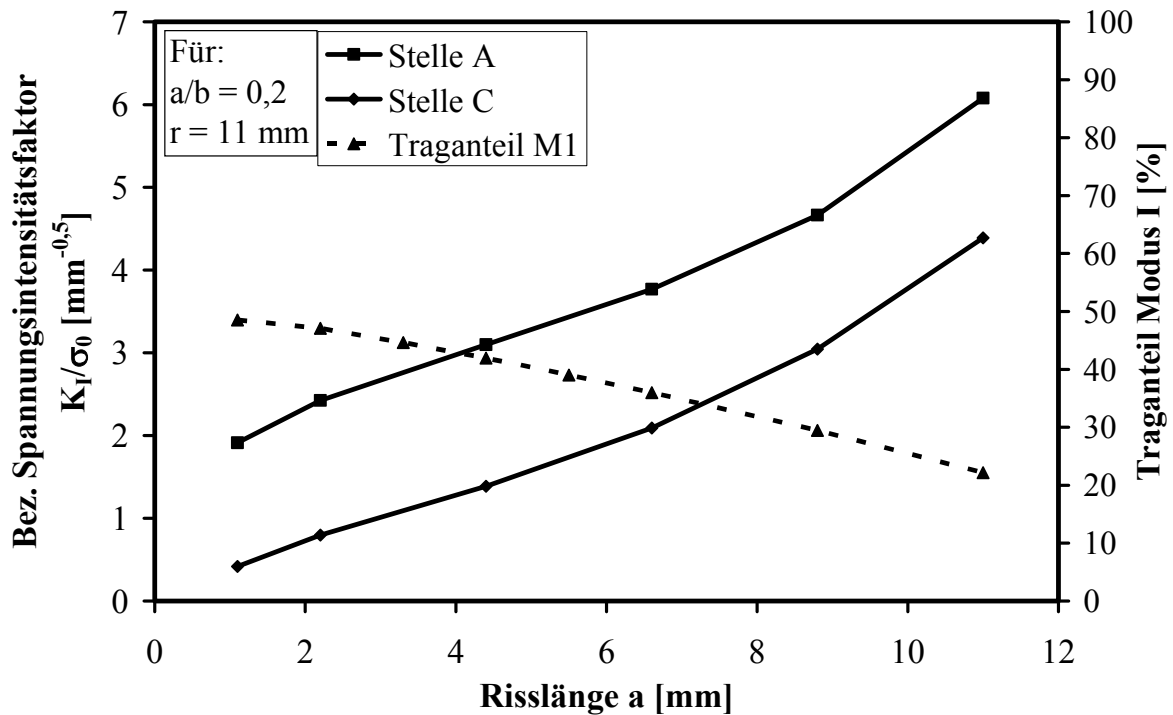


Bild 3.26 Bezogener Kerbspannungsintensitätsfaktor und Traganteil Modus I in Abhängigkeit der Risslänge

Bild 3.26 zeigt die Entwicklung des auf die Nennspannung bezogenen Spannungsintensitätsfaktoren an den Stellen A und C und die Entwicklung des Traganteils der Dübelkraft für Modus I in Abhängigkeit der Rissweite. Die gegenläufige Entwicklung des bezogenen Kerbspannungsintensitätsfaktoren K_I/σ_0 und des Traganteils an der Dübelkraft für Modus I lassen die Vermutung aufkommen, dass sich der Kerbspannungsintensitätsfaktor K_I als Konstante auf einem Beanspruchungsniveau einstellt.

Zur Berechnung der Nennspannung σ_0 nach der technischen Biegelehre ist der Hebelarm der Dübelkraft des Modus I erforderlich. Der Hebelarm hat ideellen Charakter; er ist von der Schlupfswingbreite abhängig. Die Bestimmung des ideellen Hebelarms erfolgt über die Bedingung der Gleichheit der Rissfortschrittsraten nach elastischem Kerbspannungskonzept und den hier abgeleiteten Rissfortschrittsraten. Bild 3.27 zeigt die Auswertung des Spannungsintensitätsfaktoren K_I in Abhängigkeit der Risslänge a für eine Schlupfswingbreite von $\Delta s = 0,15$ mm und $R = 0$. In [57] ist keine Genauigkeit der Kerbspannungsintensitätsfaktoren angegeben, deshalb ist in Bild 3.26 ein zweiter Verlauf des Kerbspannungsintensitätsfaktors K_I in Abhängigkeit der Rissweite a nach [58] ausgewertet. Der Wertebereich dieser Beziehung schließt lediglich den halben Radius ein und weißt eine Genauigkeit von 10% aus, die herangezogen wird, um das Ergebnis nach [57] in diesem Bereich zu überprüfen. Der

zweite Verlauf bestätigt die erste Beziehung innerhalb der Grenzen der angegebenen Genauigkeit.

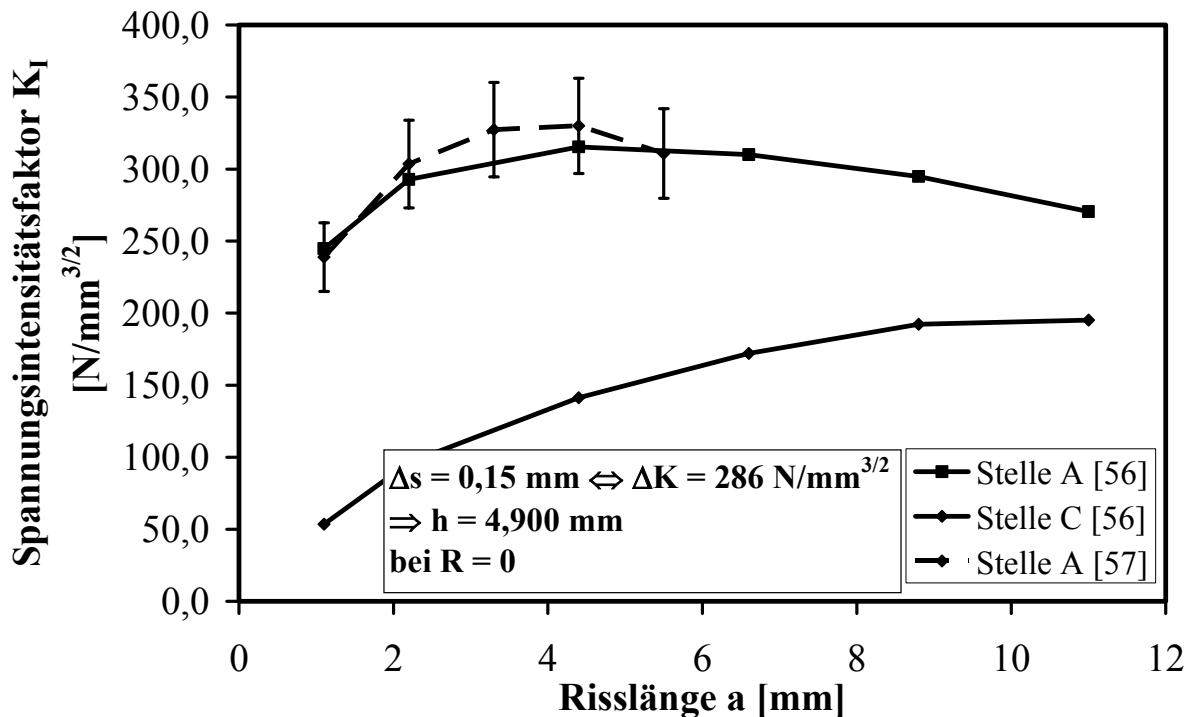


Bild 3.27 Kerbspannungsintensitätsfaktor an den Stellen A und C für $C = 3 \cdot 10^{-13}$ und $m = 3$

Der Spannungsintensitätsfaktor an der Stelle A verhält sich also auch nach dem elastischen Kerbspannungskonzept über weite Bereiche der Risslänge näherungsweise konstant. Mit zunehmender Risslänge nähert sich der Spannungsintensitätsfaktor im Punkt C dem in A an und mündet in ein horizontales Niveau. Dieser Verlauf wird durch die in den Versuchen beobachteten Risskonturen bei unterschiedlichen Risslängen gestützt. Bei kleinen Rissweiten hat die Rissfläche die Form einer Sichel, bei größeren Rissweiten nähert sich die Rissfront einer Geraden.

Um das Kerbspannungskonzept im Fall der einbetonierten Kopfbolzendübel anwenden zu können, muss eine Übertragungsfunktion gefunden werden, die den Lastverschiebungszustand einem Kerbspannungsintensitätsfaktoren zuordenbar macht. Diese Beziehung lässt sich über die Gleichheit der Rissfortschrittsraten ermitteln. Dazu wird die Paris-Gleichung (Gleichung 1.5) mit den vorliegenden Materialparametern für eine Schweißnaht [4] aufgestellt und mit der Rissfortschrittgleichung (Gleichung 3.6 mit $R_s = 0$) verglichen.

$$\frac{da}{dN} = C \cdot (\Delta K_I)^m = 3 \cdot 10^{-13} \cdot (\Delta K_I)^3 \quad (1.5)$$

$$\frac{da}{dN} = b + m \cdot \Delta s = C \cdot (\Delta K_I)^m \Leftrightarrow \Delta K_I = \left(\frac{b + m \cdot \Delta s}{C} \right)^{\frac{1}{m}} \quad (3.17)$$

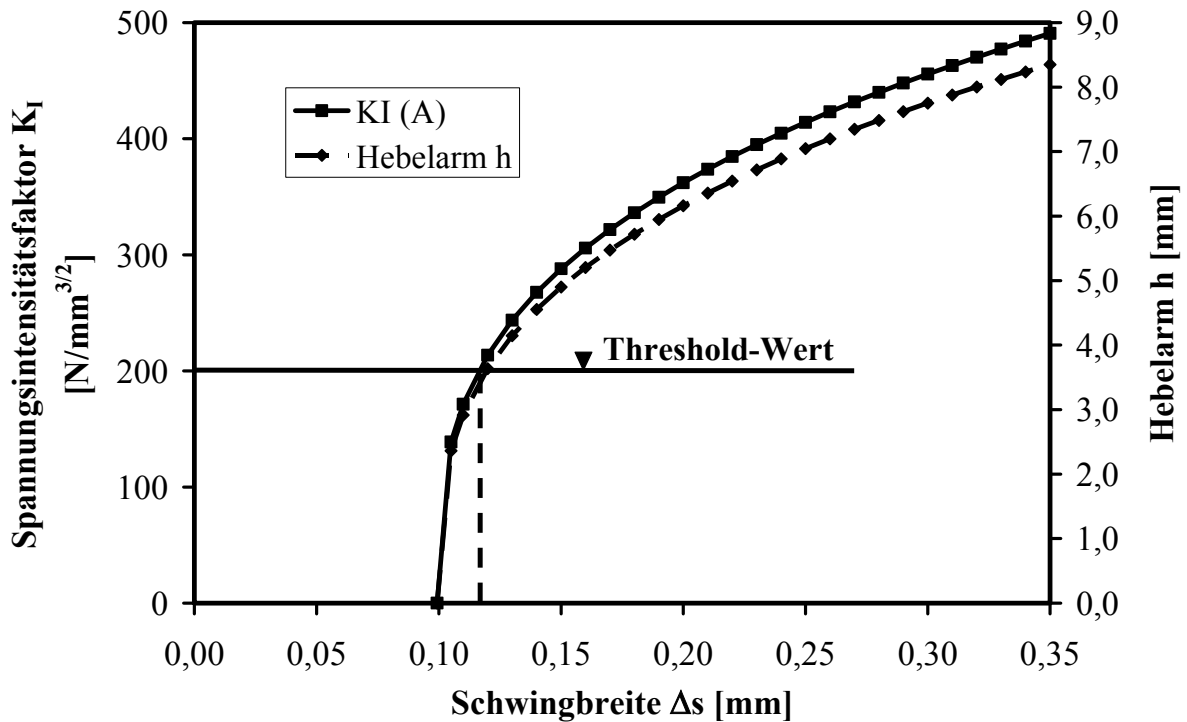


Bild 3.28 Kerbspannungsintensitätsfaktor an der Stelle A und Hebelarm h in Abhängigkeit der Schwingbreite (Übertragungsfunktion zum elastischen Kerbspannungskonzept)

Gleichung 3.17 ist in Bild 3.28 grafisch ausgewertet, zusätzlich ist die Abhängigkeit des Hebelarms h , der etwa der halben Höhe des plastifizierten Betons entspricht, eingetragen. Die Affinität beider Kurven ist augenscheinlich, sie lässt sich mit der linearen Abhängigkeit des Kerbspannungsintensitätsfaktors vom Hebelarm h begründen. Diese ermöglicht die Überprüfung des Kerbfalls „einbetonierter Kopfbolzendübel“ mit dem K-Konzept für Schlupfverhältnisse $R_s = 0$.

3.2.3 Vergleich kraft geregelter und weggeregelter Push-Out-Versuche

Für den Vergleich der hier vorgestellten Versuchsergebnisse mit kraftkontrollierten Push-Out-Tests eignen sich die Ergebnisse von Oehlers [33], weil auch hier indirekt ein Risswachstum beschrieben wird. Die Beschreibung des Risswachstums wird über Entwicklung der statischen Resttragfähigkeit vorgenommen. Oehlers stellt einen linearen Abfall der Resttragfähigkeit mit dem linearen Risswachstum fest, siehe Bild 2.1. Möglich wird der Vergleich dadurch, dass das Risswachstum in Kraftregelung zwei Parallelen zum Risswachstum in Wegregelung aufweist (Bild 3.29):

1. Die Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors ΔK_I bleibt über große Bereiche des Rissstadiums konstant, das bedeutet dass auch hier das Risswachstum konstant abläuft. Dadurch wird ein sinnvoller Vergleich möglich.
2. Oehlers führt die asymptotische Schwingspielzahl N_f ein, bei der theoretisch die Gesamtquerschnittsfläche vom Schwingriss vereinnahmt wird. Dieser Sachverhalt kann in Kraftregelung nur unter einer infinitesimal kleinen Dübelkraft auftreten, real tritt immer ein Bruch des Restquerschnitts auf.

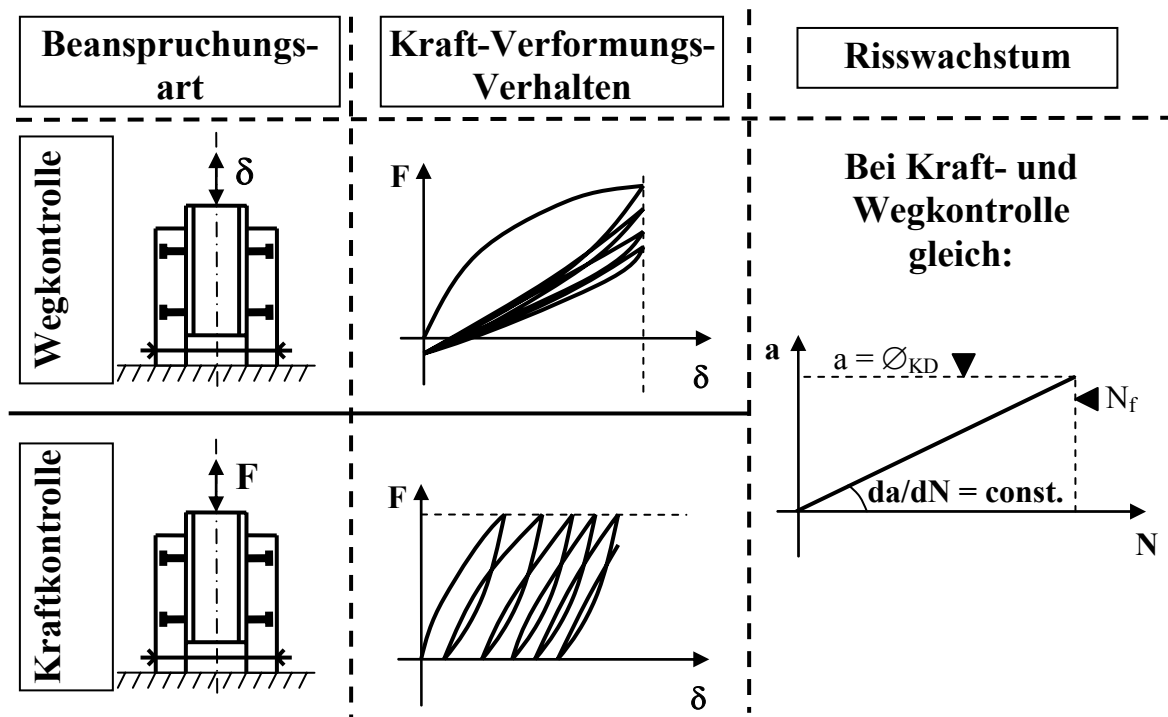


Bild 3.29 Qualitatives Verhalten von Push-Out-Tests in Kraft- und Wegkontrolle

Der Vergleich ist in Bild 3.30 für den Bolzendurchmesser $\varnothing 22$ mm grafisch dargestellt. Das Bild zeigt den Zusammenhang der Schwingbreite in Weg- und Kraftregelung. Zu bemerken ist, dass der Zusammenhang empfindlich auf die rechnerische Ermittlung der statischen Tragfähigkeit reagiert. Auch aufgeführt ist eine Linearisierung der exakten Beziehung, demnach entspricht dem Threshold-Wert von $\Delta s_{th} = 0,10$ mm eine äquivalente Dübelkraftschwingbreite von $\Delta P_{th} = 22$ kN. Dieser Vergleich basiert auf der Gleichsetzung des Schädigungsverhaltens, beschreibt aber nicht die Unterschiedlichkeit des Kraft-Verformungs- und Rissöffnungsverhaltens beider Regelungsarten. Das bedeutet, dass mehrstufige Beanspruchungen nicht mit der Beziehung aus Bild 3.30 erfasst werden können.

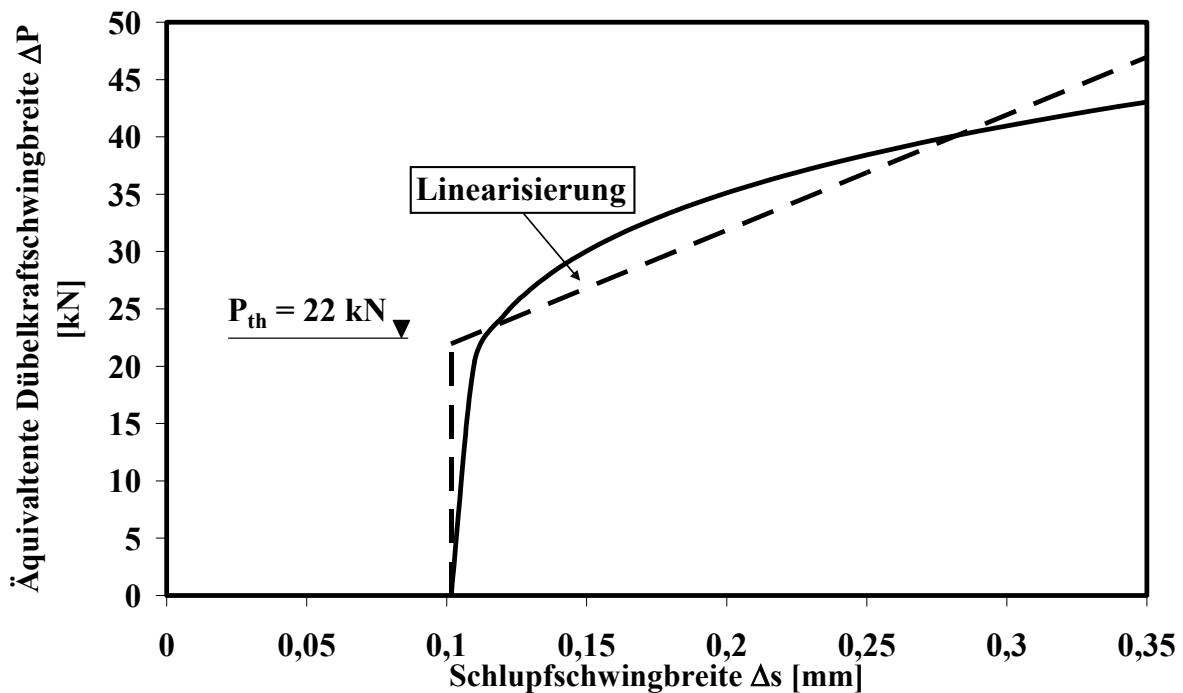


Bild 3.30 Beziehung zwischen kraftkontrollierten Push-Out-Versuchen von Oehlers [33] und wegkontrollierten Push-Out-Versuchen mit $R_s = 0$ (an der TU Kaiserslautern durchgeführt)

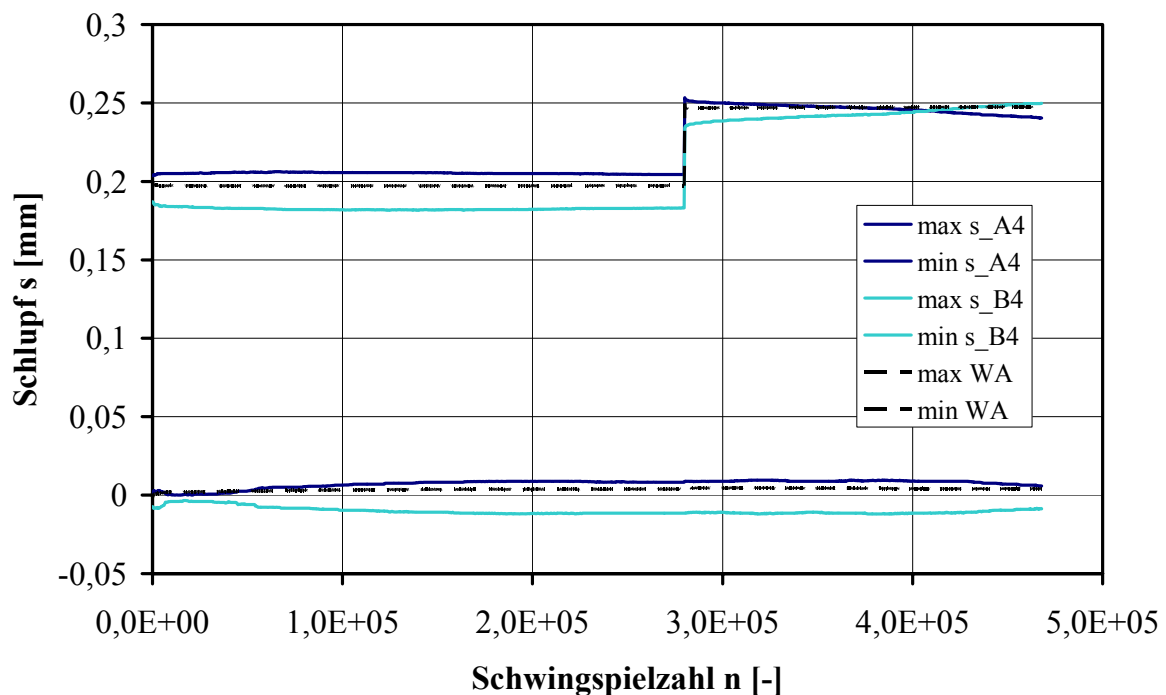
3.2.4 Versuchsauswertung und Ergebnisse zweistufiger Versuche

Die einstufigen Versuche dienen zur Ableitung der Gesetzmäßigkeiten des Rissfortschritts und des zyklischen Kraft-Verformungsverhaltens. Diese Versuche geben in der vorhandenen Form jedoch keinen Aufschluss darüber, wie sich eine Belastungsgeschichte auf das weitere Verhalten auswirkt. Zur Klärung der sog. Reihenfolgeeffekte werden zweistufige Versuche durchgeführt. Bei der Auswertung wird gezeigt, dass zweistufige Versuche genügend Information liefern, die Art der Beeinflussung durch vorherige Beanspruchung zu klären.

Eine Auflistung der zugrunde liegenden Versuche findet sich in Tabelle 3.2. Der Versuch S12_33 ist nicht in die Auswertung aufgenommen, weil sich der Schlupf und damit die erzielte Rissgröße auf den Seiten A und B des Versuchskörpers zu unterschiedlich einstellte, um qualitativ hochwertige Aussagen treffen zu können.

Tabelle 3.2 Versuchsprogramm zweistufige Push-Out-Versuche

Versuch	Schlupfverhältnis R_s [-]	Δs [mm]	Zyklanzahl n [-]	Streckgrenze f_y [N/mm ²]	Zugfestigkeit f_u [N/mm ²]	Betondruckfestigkeit $f_{ck150 \times 150}$ [N/mm ²]	Zugfestigkeit $KD R_m$ [N/mm ²]
S12_31	0	0,20	280.000	294	412	54,1	523
		0,25	188.000				
S12_32	0	0,25	188.000	294	412	54,5	523
		0,20	288.000				
S12_33	0	0,25	47.000	294	412	54,9	523
		0,20	500.000				
S12_34	0	0,25	47.000	294	412	55,3	523
		0,20	500.000				

**Bild 3.31** Schlupf über Versuchsdauer auf den Seiten A und B sowie die Regelungsgröße als Mittelwert aus A und B in S12_31

Der Versuch S12_31 ist durch eine sprunghafte Erhöhung der Schlupfamplitude von $\Delta s_1 = 0,20$ mm auf $\Delta s_2 = 0,25$ mm gekennzeichnet. Bild 3.31 zeigt den Verlauf des Schlupfs über die Versuchsdauer.

Die Regelungsgröße Schlupf wurde so vorgegeben, dass infolge der Rissfortschrittsgesetze aus den einstufigen Versuchen durch den ersten Beanspruchungsblock eine Rissweite von $a_1 = 4,01$ mm und durch den zweiten Beanspruchungsblock eine Rissweite von $a_2 = 3,99$ mm erzeugt werden sollten.

Die Rissweite von $a_{soll} = \sum_i a_i = a_1 + a_2 = 4,01 + 3,99 = 8,00$ mm wird durch den Versuchswert von $a_{ist} = 8,03$ mm bestätigt, die Abweichungen beider Fraktilwerte ist minimal. Tabelle 3.3 zeigt diese Berechnung für die vier durchgeführten Zweistufenversuche. Die geringe Abweichung der Rissweite von Soll- und Istwert deutet darauf hin, dass sich der Rissfortschritt bei aufsteigenden Kollektiven unabhängig von vorherigen Ereignissen einstellt.

Tabelle 3.3 Rissweitenvergleich Soll- und Ist-Wert zweistufige Push-Out-Tests

Versuch	Soll-Wert Rissweite a_{soll} [mm]		Ist-Wert Rissweite a_{ist} [mm]		Relative Abweichung [%]	
	$a_{50\%}$	$a_{95\%}$	$a_{50\%}$	$a_{95\%}$	50%	95%
S12_31	8,00	12,82	8,03	12,67	0,4	-1,2
S12_32	8,00	12,82	7,61	12,05	-4,9	6,0
S12_33	8,12	13,02	6,05	10,86	-25,5	-16,6
S12_34	8,12	13,02	7,60	14,40	-6,4	10,6

Unklar ist die Entwicklung der Rissweite über die Versuchsdauer. Diese Information kann indirekt über die Dübelkraftentwicklung gewonnen werden, weil diese an die Rissweite entsprechend Gleichung 3.7 und 3.8 gekoppelt ist. In Bild 3.32 sind Dübelober- und Unterlast sowie die Dübelkraftschwingbreite grafisch über die Versuchsdauer dargestellt. Die Dübeloberlast verhält sich unter dem ersten Kollektivabschnitt entsprechend der bisher abgeleiteten Ergebnisse: Eine lineare Regressionsanalyse ab dem 5000. Zyklus ergibt einen Dübelkraftabfall von $(da/dN)_1 = -1,71 \cdot 10^{-5} \frac{mm}{Zyklus}$, was sich vom Ergebnis der Gleichungen 3.7 und 3.8

mit $(da/dN)_1 = -2,05 \cdot 10^{-5} \frac{mm}{Zyklus}$ leicht unterscheidet, sich aber mit -16,6% relativer Ab-

weichung in einem tolerablen Bereich befindet. Die Erhöhung des Oberschlupfs auf $s_{max} = 0,25$ mm bei $n = 280.000$ Zyklen bewirkt den Kontakt zwischen Kopfbolzendübel-schweißwulst und umgebenen Beton, so dass sehr große Dübeloberlasten P_{max} hervorgerufen werden, die wie zu Versuchsbeginn innerhalb von 5.000 Zyklen abklingen und dann der zyk-

lischen Dübeloberlast des letzten Zyklus des ersten Beanspruchungsblocks entsprechen. Damit kann die Gültigkeit von Gleichung 3.8 von einstufigen auf mehrstufige Kollektive erweitert werden, wenn der Oberschlupf vergrößert wird. Eine Regressionsanalyse zur Bestimmung des Dübelkraftabfalls liefert $(da/dN)_2 = -3,79 \cdot 10^{-5} \frac{mm}{Zyklus}$. Auch dieser Wert kann durch die Gleichungen 3.7 und 3.8 mit $(da/dN)_2 = -3,06 \cdot 10^{-5} \frac{mm}{Zyklus}$ gut nachvollzogen werden. Ebenfalls in Bild 3.32 aufgenommen sind die Regressionsgeraden für die Dübeloberlast für beide Beanspruchungsblöcke.

Die Dübelunterlast weißt über die Versuchsdauer eine leichte, kontinuierliche Veränderung auf, verändert sich durch die Oberschlupferhöhung aber nicht und kann mit der analytischen Lösung von $P_{min} = -14,4 \text{ kN}$ im Mittel mit -4,9% Abweichung bestätigt werden.

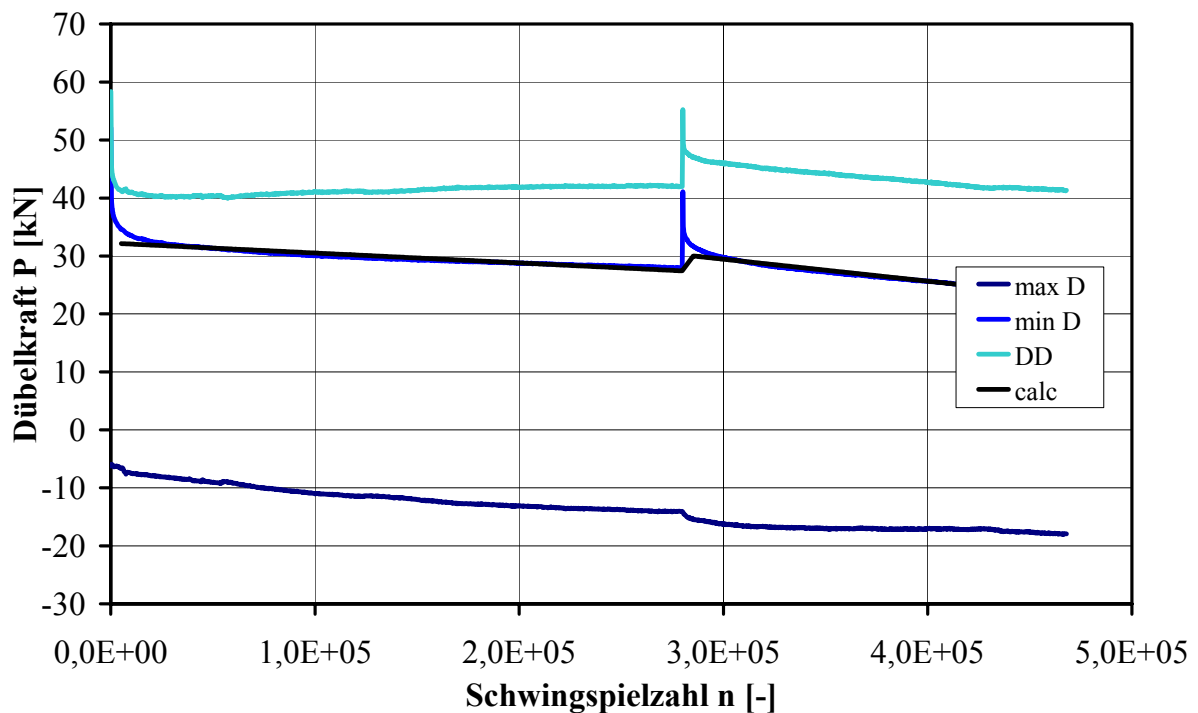


Bild 3.32 Zyklische Dübelober- und Unterlast und Dübelkraftschwingbreite über die Versuchsdauer von S12_31

Die gleiche Information kann Bild 3.33 entnommen werden, hier sind die Dübelkraft-Schlupf-Hysteresen vor und nach der Erhöhung des Oberschlupfs grafisch dargestellt. Der rote Verlauf bei $n = 280.000$ Zyklen stellt die Hysterese des letzten Zyklus vor der Vergrößerung des Oberschlupfs dar. Die folgenden Hysteresen dokumentieren den raschen Dübeloberlastabfall, bis sich 5.000 Zyklen nach der Oberschlupfänderung die grüne Hysterese ergibt,

die sich auch im einstufigen Versuch mit $R_s = 0$ und einem Oberschlupf $s_{\max} = 0,25$ mm bei einer Rissweite von $a = 4,01$ mm oder nach $n = 188.200$ Zyklen einstellt.

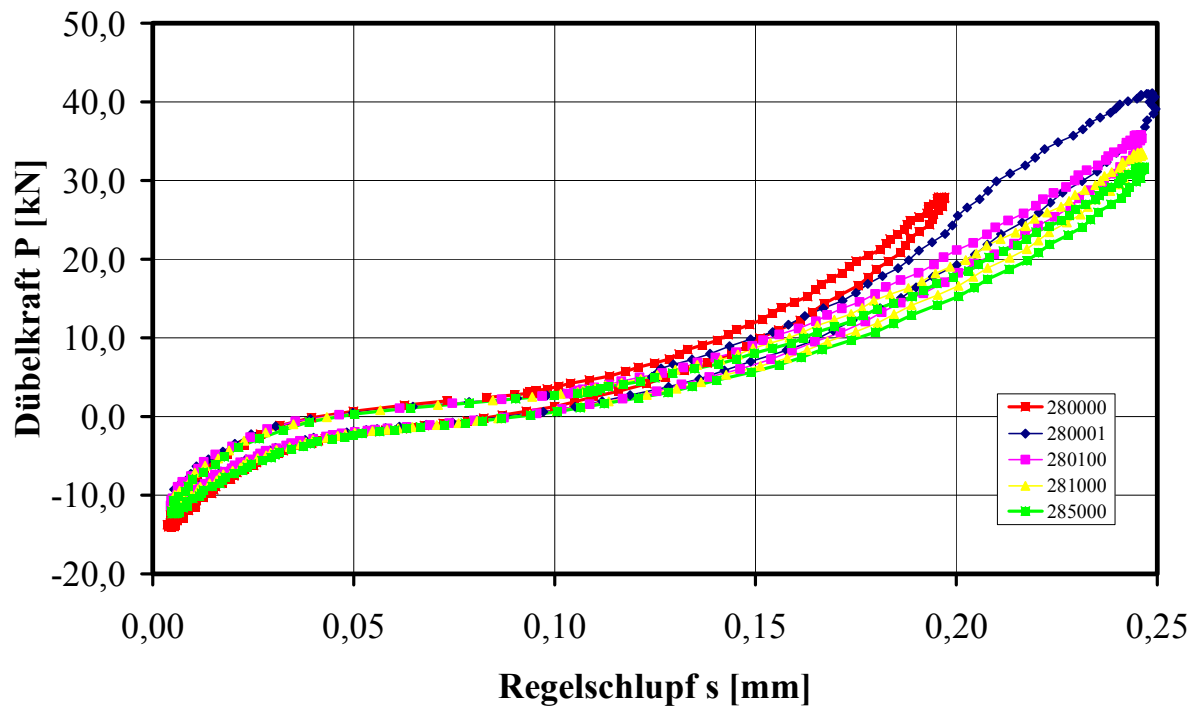


Bild 3.33 Dübelkraft-Schlupf-Hysteresen vor und nach der Änderung des Oberschlupfs s_{\max} in Versuch S12_31

Zusammenfassend bedeuten die geschilderten Ergebnisse bei plötzlicher Vergrößerung des Oberschlupfs für das Kraft-Verformungsverhalten, dass der Betoneinfluss wie zu Beanspruchungsbeginn innerhalb von 5.000 Zyklen abgeklungen ist und sich die Dübeloberlast entsprechend der Rissgröße eingestellt hat (Gleichung 3.8).

Der Versuch S12_32 entspricht dem Versuch S12_31, jedoch wurde die Reihenfolge der Beanspruchungsfolge vertauscht, vgl. Bild 3.34. Der Oberschlupf wird demnach bei einer Rissweite von $a_1 = 3,99$ mm von $\Delta s_1 = 0,25$ mm auf $\Delta s_2 = 0,20$ mm verkleinert.

Der Vergleich von Soll- und Ist-Größe der Rissweite in den 50%- und 95%-Fraktile weist unter Voraussetzung der Gültigkeit der linearen Schadensakkumulation eine Abweichung von 4,9% und -6,0% auf. Das bedeutet auch für den Fall der Schlupfverkleinerung die Unabhängigkeit der Rissfortschrittsrate von vorheriger Beanspruchung.

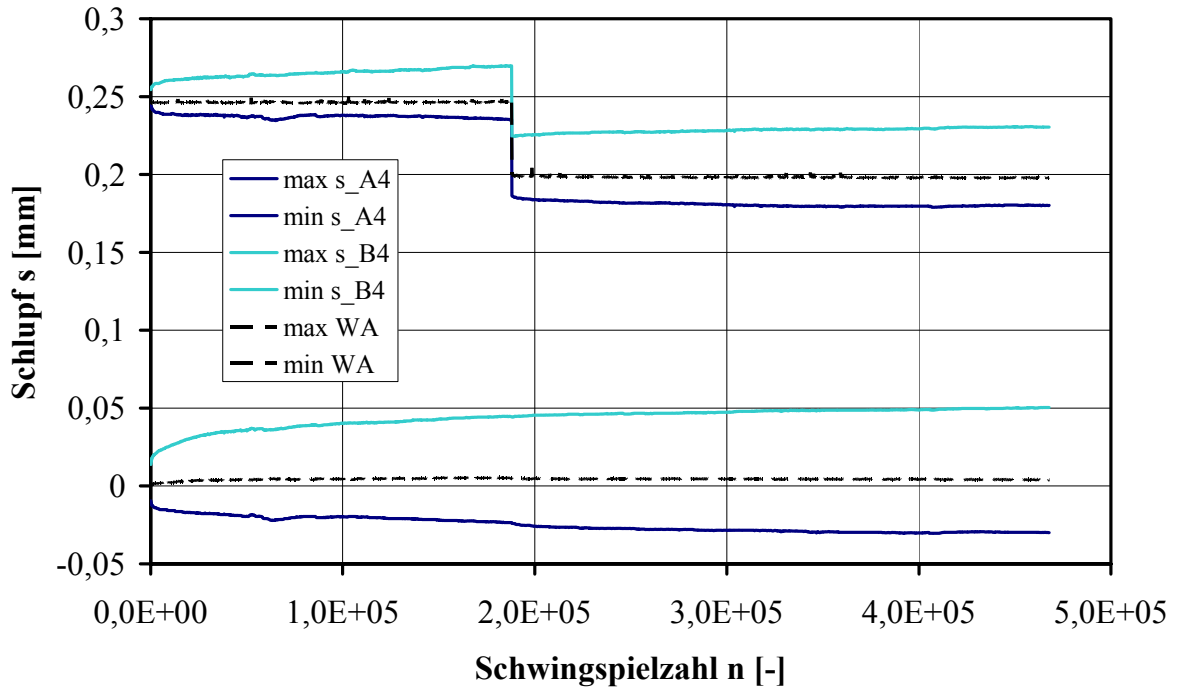


Bild 3.34 Schlupf über Versuchsdauer auf den Seiten A und B sowie die Regelungsgröße als Mittelwert aus A und B in S12_32

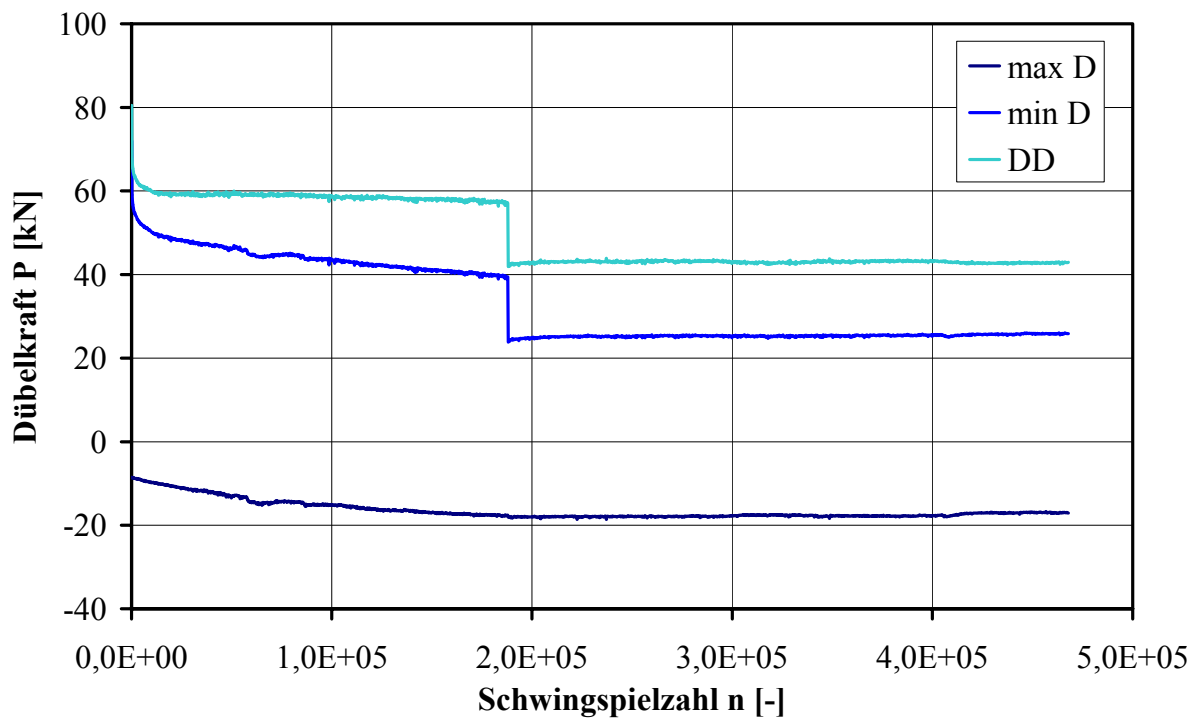


Bild 3.35 Zyklische Dübelober- und Unterlast und Dübelkraftschwingbreite über die Versuchsdauer von S12_32

Der Dübelkraftabfall der Oberlast P_{\max} ist nur im ersten Beanspruchungsblock zu verzeichnen, im zweiten Belastungsblock bleibt die Dübeloberlast konstant. Dieses Verhalten kann mit Bild 3.36 und Gleichung 2.8 erklärt werden. Die erste Hysterese nach dem Wechsel des Oberschlupfs auf $\Delta s_2 = 0,20$ mm folgt dem Belastungspfad des letzten Zyklus mit dem Oberschlupf $\Delta s_1 = 0,25$ mm. Dadurch fällt die Dübeloberlast P_{\max} von 39,5 kN auf 24,5 kN also um $dP_2 = 15,0$ kN ab. In diesem Beanspruchungsabschnitt wird rechnerisch eine Rissweite von $a_1 = 4,01$ mm erzeugt, was nach Gleichung 3.8 einem Dübelkraftverlust von $dP_2 = 1,437 \cdot 4,01 = 5,8$ kN entspricht. Ein Dübeloberlastabfall wird aber erst wieder bei einer erreichten Rissweite von $a_2 = \frac{15}{1,437} = 10,4$ mm einsetzen.

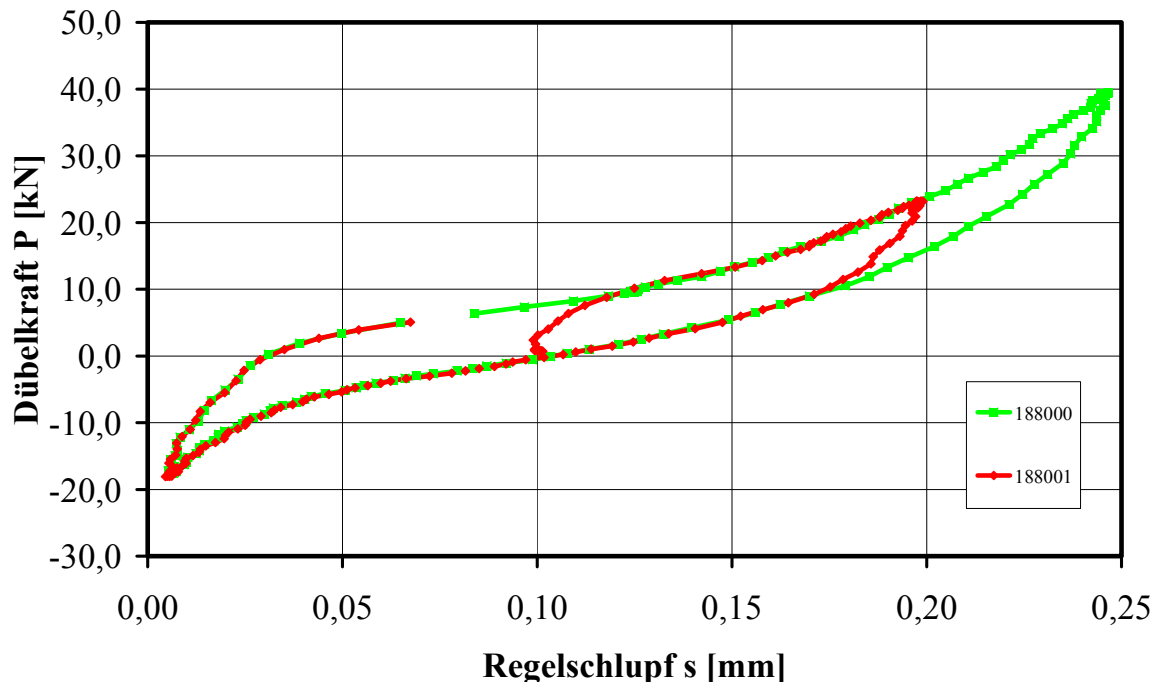


Bild 3.36 Dübelkraft-Schlupf-Hysteresen vor und nach der Änderung des Oberschlupfs s_{\max} in Versuch S12_32

Zur Absicherung der Erkenntnisse aus Versuch S12_32 wurde ein zweiter Versuch mit abfallendem Oberschlupf durchgeführt. Im Versuch S12_34 (als Ersatz für S12_33) ist der erste Beanspruchungsabschnitt mit $\Delta s_1 = 0,25$ mm bei $R_s = 0$ und 47.000 Zyklen gekennzeichnet. Rechnerisch wird dabei eine Rissweite von $a_1 = 1,00$ mm erzeugt. Im zweiten Abschnitt wird der Oberschlupf wieder auf $\Delta s_2 = 0,20$ mm reduziert, wobei $n_2 = 500.000$ Zyklen aufgebracht werden, was zu einer rechnerischen Risslänge von $a_2 = 7,12$ mm führt. Auch bei diesem Versuch weist Tabelle 3.4 sehr geringe Abweichungen aus. Die Folgerungen auf das Verhalten der Rissgröße bei fallendem Oberschlupf aus Versuch S12_32 können bestätigt werden.

Die Bilder 3.37 und 3.38 dokumentieren den Verlauf des Schlupfs und der Dübelkräfte in Abhängigkeit der Versuchsdauer.

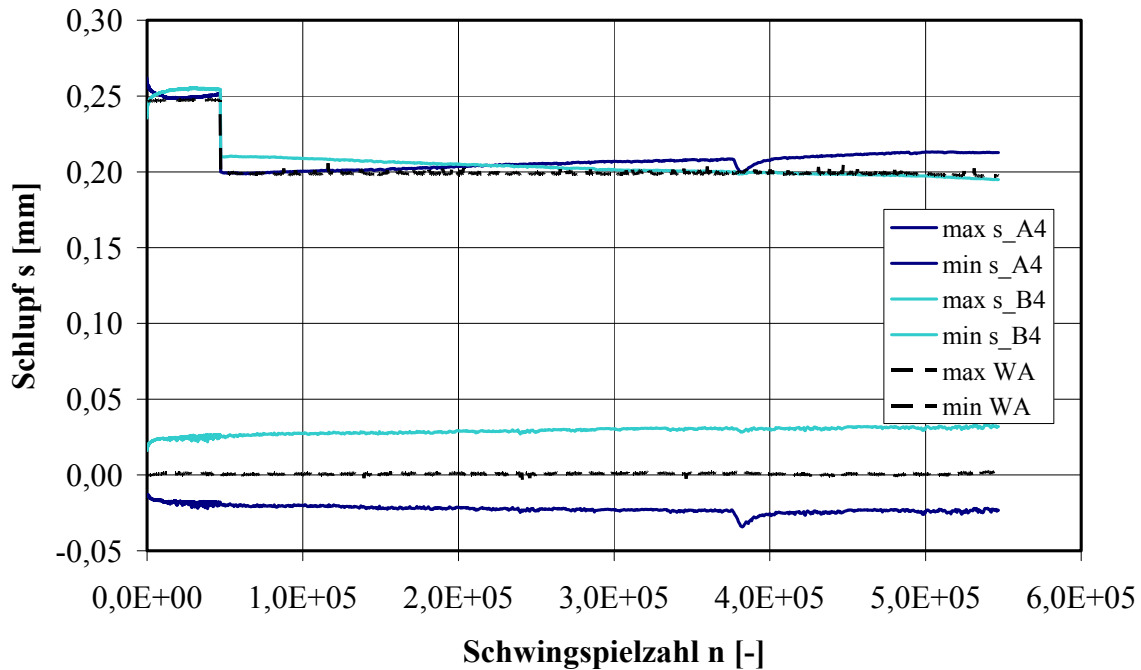


Bild 3.37 Schlupf über Versuchsdauer auf den Seiten A und B sowie die Regelungsgröße als Mittelwert aus A und B in S12_34

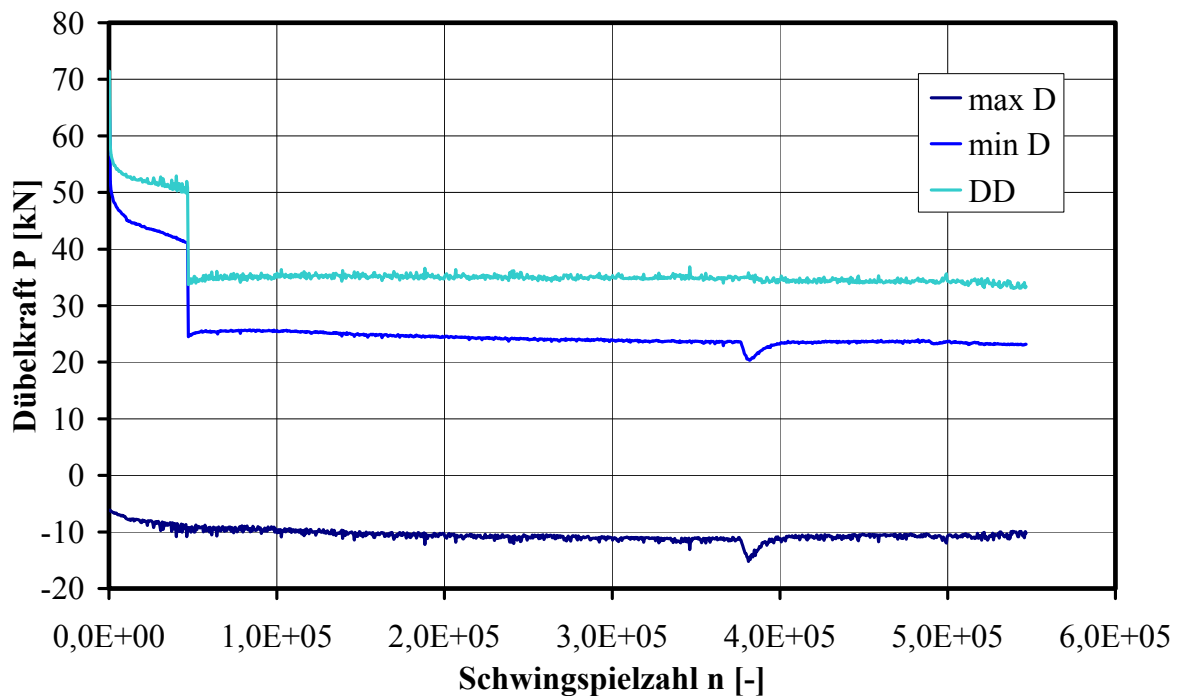


Bild 3.38 Zyklische Dübelober- und Unterlast und Dübelkraftschwingbreite über die Versuchsdauer von S12_34

Dübelober- und Unterlast in Versuch S12_34 verhalten sich ebenfalls äquivalent zu Versuch S12_32. Der sofortige Dübeloberlastabfall durch die Änderung des Oberschlupfs im 2. Belastungsabschnitt ermittelt sich zu $dP_2 = 41,1 - 25,0 = 16,1 \text{ kN}$, was einer äquivalenten Rissweite von $a_2 = \frac{16,1}{1,437} = 11,2 \text{ mm}$ entspricht. Im zweiten Abschnitt werden rechnerisch jedoch lediglich $a_2 = 7,21 \text{ mm}$ erzeugt. Deshalb bleibt die Dübelkraft wie bei S12_32 im zweiten Abschnitt konstant.

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass sich der Rissfortschritt unabhängig von vorherigen Beanspruchungsszenarien einstellt. Der Last-Verformungspfad kann bei bekannter Vorgeschichte zuverlässig angegeben werden.

3.2.5 Nachrechnung von Lebensdauern in zweifeldrigen Verbundträgern

Bei den in Abschnitt 2.2 vorgestellten Versuchen an Zweifeldverbundträgern wurden die Abrisszeitpunkte der Kopfbolzendübel und der Schlupf entlang der Verbundfuge aufgezeichnet [43]. Mit dem hier vorgestellten Modell kann man nun die Abrisszeitpunkte genau vorhersagen. Bild 3.39 zeigt die Gegenüberstellung der im Versuch gemessenen Abrisszeitpunkte mit den über den Schlupf berechneten Werten.

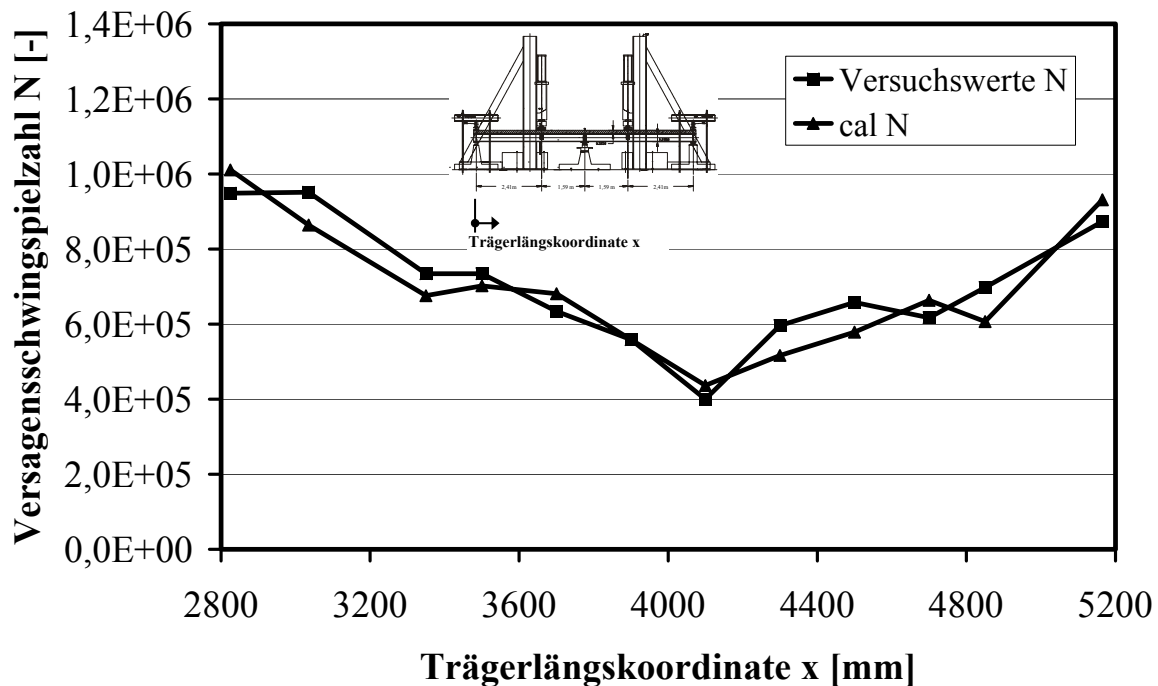


Bild 3.39 Gegenüberstellung der Abrisszeitpunkte aus T7_6 aus [43] mit den berechneten Abrisszeitpunkten

Die grafische Gegenüberstellung weist eine sehr gute Übereinstimmung beider Verläufe auf.

Diese Auswertung bestätigt die Gültigkeit der Rissfortschrittsgesetze im Verbundträger. Der Vergleich von Bild 3.39 mit Bild 2.8 verdeutlicht, wie zielgenau mit dem hier vorgestellten Modell eine Lebensdauerprognose gegenüber dem Konzept aus [20] ausfällt.

Weiter bestätigt dieses Resultat die volle Gültigkeit der linearen Schadensakkumulation entsprechend Abschnitt 3.2.4, wobei die Gültigkeit mit dem vorliegenden Ergebnis auch auf kontinuierliche Veränderungen des Schlupfs erweitert werden kann.

3.3 Differentialgleichung des elastischen Verbunds als Übertragungsfunktion

Mit der Theorie des elastischen Verbunds ist es möglich, Aussagen über die auftretenden Schlupfgrößen zu ermitteln. Da sich in diese Theorie das vorgeschlagene trilineare Kraft-Verformungsverhalten nicht einarbeiten lässt, wird zunächst rein elastisches Verhalten in der Verbundfuge unterstellt.

Bild 3.40 zeigt einen Verbundquerschnitt der Länge dx in Schnitt, Ansicht und verschobener Lage. An diesem Bild kann die Kinematik und das Gleichgewicht des Verbundquerschnitts mit elastischer Verbundfuge abgeleitet werden.

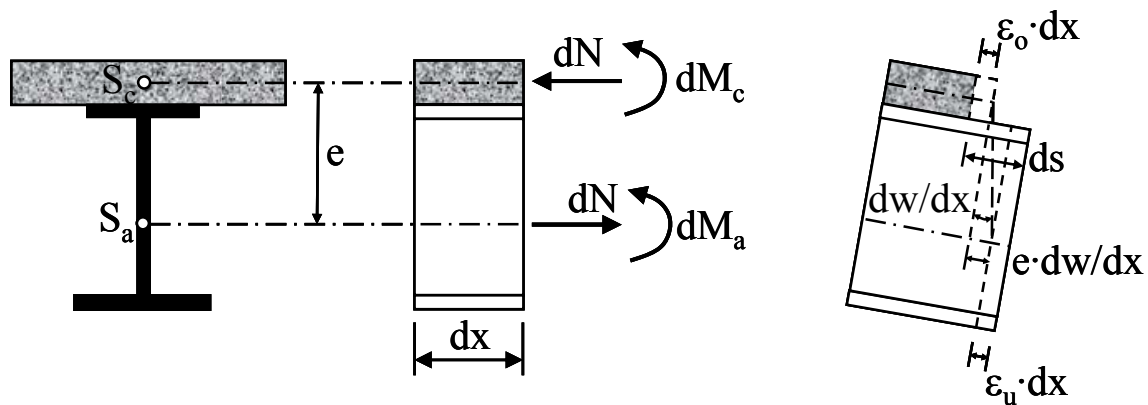


Bild 3.40 Schnitt, Ansicht und verformte Lage eines Verbundträgerschnitts

Das Einfügen der elastischen Materialgesetze für Beton und Stahl sowie der elastischen Kraft-Verformungsbeziehung der Verbundfuge liefert das bekannte Differentialgleichungssystem:

$$s'' - \omega^2 \cdot s = e \cdot w''' \quad (3.18)$$

$$w'' - \frac{\alpha^2}{e} \cdot s' = -\frac{M_{comp}}{EI_{comp}} \quad (3.19)$$

Mit den Abkürzungen:

$$\omega^2 = \frac{C}{a} \cdot \left[\frac{1}{EA_c} + \frac{1}{EA_a} \right] \quad (3.20)$$

$$\alpha^2 = \frac{e^2}{EI_{comp} \cdot \left[\frac{1}{EA_c} + \frac{1}{EA_a} \right]} \quad (3.21)$$

Das DGL System wurde mit Hilfe unterschiedlicher Ansatzfunktionen gelöst [59] [60] [23]. In [60] sind Lösungen für Stäbe mit unterschiedlichen Rand- und Übergangsbedingungen sowie unterschiedlichen Belastungsformen aufgeführt, die an unterschiedliche statische Systeme angepasst werden können.

Im Hinblick auf die vorliegende Arbeit werden hier die Lösungen für Einfeldträger unter Einzellast behandelt [23]. Für die Lösung eignen sich Polynomansätze für den Verlauf des Schlupf s und die Durchbiegung w . Mit der Einführung der Randbedingungen ergeben sich die gesuchten Weggrößen zu:

$$s(x) = A_{12} \cdot \cosh(k_1 \cdot x) + \frac{e \cdot V_1}{EI_{comp} \cdot \omega_1^2} \quad (3.22)$$

$$w(x) = \frac{\alpha^2}{e \cdot k_1} \cdot A_{12} \cdot \sinh(k_1 \cdot x) + A_{13} \cdot x - \frac{V_1 \cdot x^3}{6 \cdot EI_{comp}} \quad (3.23)$$

$$\text{mit } k_1^2 = \frac{\omega^2}{1 - \alpha^2} \quad (3.24)$$

Dabei steht der Index für den jeweiligen Querkraftbereich, wie Bild 3.41 veranschaulicht. Es ist darauf zu achten, dass die Querkräfte als Betrag einzusetzen sind.

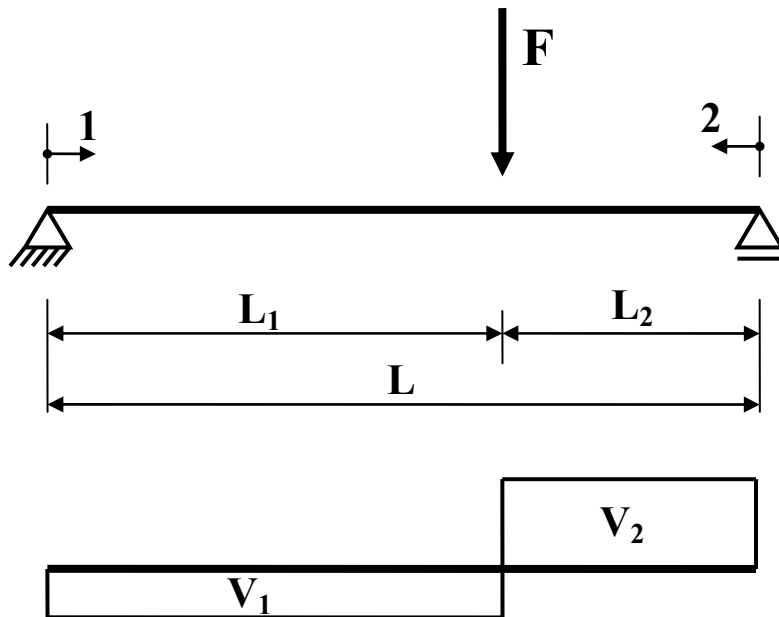


Bild 3.41 Systemskizze und Indexlegende

Zur Ermittlung der Konstanten eignen sich Hilfsparameter:

$$\begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} & a_{14} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} & a_{24} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} & a_{34} \\ a_{41} & a_{42} & a_{43} & a_{44} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\alpha^2}{e \cdot k_1} \cdot \sinh(k_1 \cdot L_1) & L_1 & -\frac{\alpha^2}{e \cdot k_2} \cdot \sinh(k_2 \cdot L_2) & -L_2 \\ \frac{\alpha^2}{e} \cdot \cosh(k_1 \cdot L_1) & 1 & \frac{\alpha^2}{e} \cdot \cosh(k_2 \cdot L_2) & 1 \\ \cosh(k_1 \cdot L_1) & 0 & \cosh(k_2 \cdot L_2) & 0 \\ k_1 \cdot \sinh(k_1 \cdot L_1) & 0 & -k_2 \cdot \sinh(k_2 \cdot L_2) & 0 \end{bmatrix} \quad (3.25)$$

$$\begin{bmatrix} a_{15} \\ a_{25} \\ a_{35} \\ a_{45} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{V_1 \cdot L_1^3 - V_2 \cdot L_2^3}{6 \cdot EI_{comp}} \\ \frac{V_1 \cdot L_1^2 - V_2 \cdot L_2^2}{2 \cdot EI_{comp}} \\ -\frac{e}{EI_{comp}} \cdot \left(\frac{V_1}{\omega_1^2} + \frac{V_2}{\omega_2^2} \right) \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3.26)$$

$$A_{12} = \frac{a_{35} - \frac{a_{33}}{a_{43}} \cdot a_{45}}{a_{31} - a_{41} \cdot \frac{a_{33}}{a_{43}}} \quad (3.27)$$

$$A_{22} = \frac{1}{a_{33}} \cdot (a_{35} - a_{31} \cdot A_{12}) \quad (3.28)$$

$$A_{13} = \frac{1}{a_{12} - a_{14}} \cdot (a_{15} - a_{14} \cdot a_{25} - (a_{11} - a_{14} \cdot a_{21}) \cdot A_{12} - (a_{13} - a_{14} \cdot a_{23}) \cdot A_{22}) \quad (3.29)$$

$$A_{23} = a_{25} - a_{21} \cdot A_{12} - A_{13} - a_{23} \cdot A_{22} \quad (3.30)$$

Die Lösung scheint für eine „Handrechnung“ recht kompliziert. Bei Verwendung eines Tabellenkalkulationsprogramms ist der Umgang jedoch sehr komfortabel. Zur Feststellung der Genauigkeit der Ergebnisse der DGL-Lösung wurden mehrere Verbundträger zusätzlich nach der Finiten Element Methode mit dem Programm SOFiSTiK [61] untersucht und beide Ergebnisse gegenübergestellt. Bild 3.42 zeigt die Diskretisierung eines untersuchten Verbundträgers.

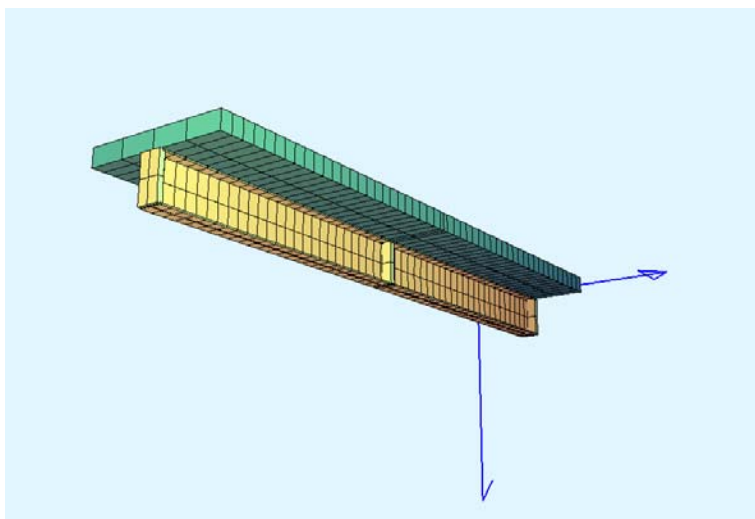


Bild 3.42 Diskretisierung eines Verbundträgers

Der Vergleich in Bezug auf den Schlupf für einen Beispielträger ist in Bild 3.43 aufgezeigt.

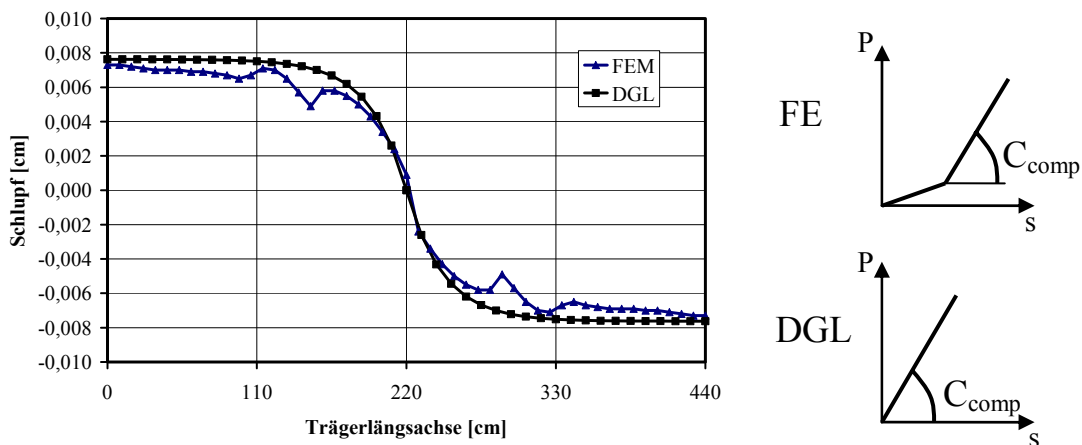


Bild 3.43 Gegenüberstellung der Lösung für den Schlupfverlauf nach FE [61] und DGL

Für die FE-Lösung wurde ein bilineares Kraft-Verformungsgesetz für die Verbundfuge entsprechend Kapitel 3.2.2.2 verwendet. Die Steifigkeit C_{comp} ist dabei dieselbe wie beim DGL-System. Der zuvor „kraftlose“ horizontale Bereich wurde mit einer kleinen Steifigkeit versehen, um ein Invertieren der Steifigkeitsmatrix zu ermöglichen und um einen realitätsnäheren Verlauf zu erreichen.

Die Gegenüberstellung zeigt, dass die Lösungen sehr nahe zusammen liegen, es ist also möglich, die DGL für die Bestimmung des Schnittgrößen- und Verformungszustandes eines Verbundträgers unter zyklischer Belastung heranzuziehen. Dabei fallen die Durchbiegungen beim FE-Modell immer etwas größer aus, weil im Ansatz des DGL-Systems die Arbeitsanteile infolge der Querkraft vernachlässigt wurden.

Weitere Untersuchungen zeigen, dass auch Träger in guter Näherung berechnet werden können, die einen größeren Schlupf als 0,10 mm aufweisen.

3.4 Trägerversuch

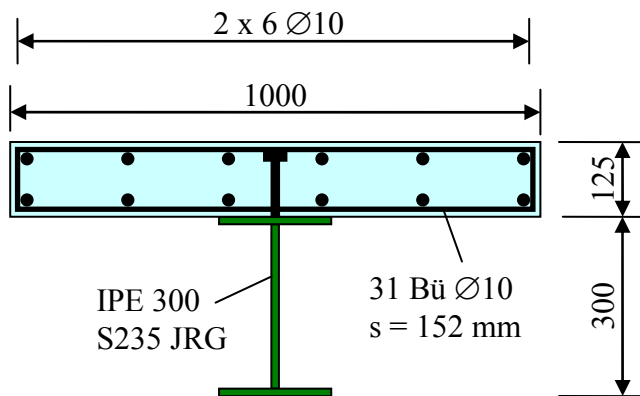
Im Abschnitt 3.2.5 wurden die abgeleiteten Rissfortschrittsbeziehungen an einem Versuchsträger [43] in Bezug auf die Bolzenabrisszeitpunkte überprüft. Weiter führende Untersuchungen an Trägern sind mit den vorliegenden Versuchsdaten nicht möglich. Deshalb wurde zur Verifizierung der abgeleiteten Modelle der Beschreibung des Rissfortschritts und des Kraft-Verformungsverhaltens ein geeigneter Trägerversuch an der TU Kaiserslautern durchgeführt. Die Versuchsergebnisse dienen auch dazu, das im Push-Out-Versuch abgeleitete Kraft-Verformungsverhalten zu überprüfen und ggf. zu kalibrieren, weil der Verformungszwang im Träger in einen kraftkontrollierten und einen wegkontrollierten Anteil aufgeteilt ist.

3.4.1 Versuchskörper, Vorbemessung, Messtechnik

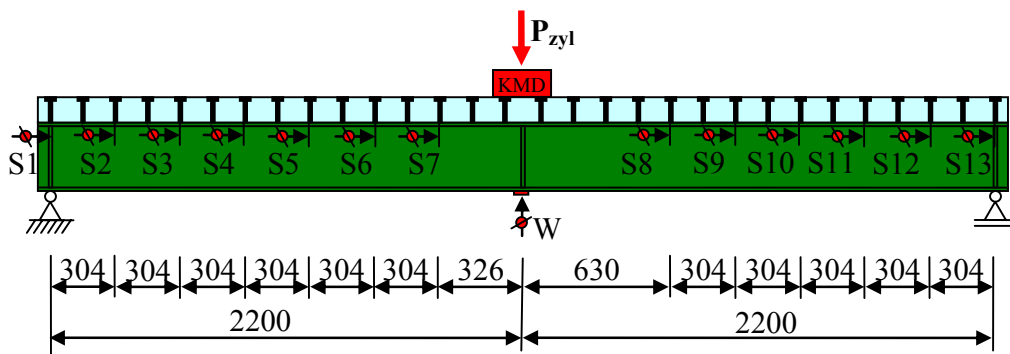
Die Geometrie und Materialkennwerte des Versuchsträgers wurden derart bestimmt, dass die Randbedingungen aus [20] in Bezug auf den Grenzzustand der Tragfähigkeit und den Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit eingehalten sind und sich nach den Modellen aus den vorherigen Kapiteln ein Rissfortschritt in der Verbundfuge einstellt. Gewählt wurde ein Einfeldträger mit einer Einzellast in Feldmitte, siehe Bild 3.44. Auf der Trägerlänge wurden 30 Kopfbolzendübel $\varnothing 22\text{mm}$ (selbe Charge wie die Bolzen der Push-Out-Versuche) äquidistant verteilt. Die Stahlsorte des Stahlträgers ist S235JR und die Würfelbetondruckfestigkeit erhöhte sich von $f_{\text{ck}} = 42 \text{ N/mm}^2$ zu Versuchsbeginn auf $f_{\text{ck}} = 45 \text{ N/mm}^2$ bei Versuchsende. Die Kennwerte der verwendeten Materialien sind in Tabelle 3.4 aufgelistet.

Tabelle 3.4 Materialkenngrößen T8_1

Zyklus [-]	Streckgrenze f_y [N/mm ²]	Zugfestigkeit f_u [N/mm ²]	Betondruckfestigkeit $f_{ck,150 \times 150}$ [N/mm ²]	Zugfestigkeit KD R_m [N/mm ²]
0	339	430	41,8	523
1.000.000			43,3	
2.000.000			45,0	



(a)



(b)

Bild 3.44 (a) Querschnitt Versuchsträger T8_1 und (b) statisches System, Belastung (P_{zyl}) und Messtechnik in Versuch T8_1

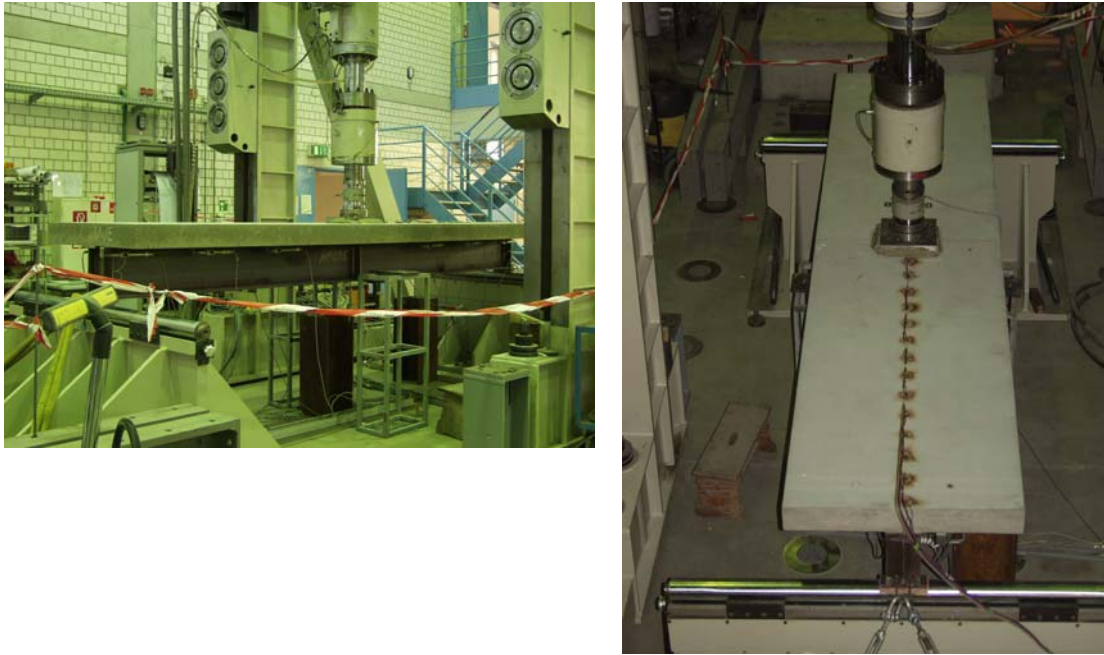


Bild 3.45 Versuchsaufbau des Trägerversuchs T8_1

Der Träger weist im Grenzzustand der Tragfähigkeit nach [20] eine Traglast unter Berücksichtigung des Eigengewichts von $P_{\text{zyl,k}} = 240 \text{ kN}$ auf, wobei ein Verdübelungsgrad von $\eta = 1$ gerade erreicht wird.

Bild 3.44 zeigt auch die applizierte Messtechnik, dazu gehören 13 Wegaufnehmer zur Schlupfmessung (S1 – S13) (vgl. auch Bild 3.46), ein Wegaufnehmer für die Mittendurchbiegung (W), ein Dehnmessstreifen (DMS) am Untergurt in Feldmitte und eine Kraftmessdose (KMD) zur Aufzeichnung der Zylinderkraft.



Bild 3.46 Untersicht des Versuchskörpers T8_1 mit Wegaufnehmern zur Schlupfaufzeichnung

Der Versuchskörper wurde zunächst statisch bis zu einer Zylinderkraft von $P_{\text{zyl}} = 120 \text{ kN}$ belastet und wieder entlastet. Diese Last entspricht der Hälfte der charakteristischen Traglast nach EC 4. Anschließend wurden 2.000.000 Lastwechsel in Sinusform mit einer Frequenz von $f = 1 \text{ Hz}$, einer Unterlast von $P_{\text{zyl,min}} = 10 \text{ kN}$ und einer Oberlast von $P_{\text{zyl,max}} = 120 \text{ kN}$ aufgebracht. Während des zyklischen Versuchs wurden kontinuierlich alle Messgrößen in Form des Minimums und Maximums pro Zyklus aufgezeichnet.

3.4.2 Versuchsergebnisse und Modelle

3.4.2.1 Schlupf und Verbundmittelsteifigkeit im Träger

Die Bilder 3.47 und 3.48 zeigen den Verlauf des Schlupfs an den Aufnehmerpositionen im Verlauf der Versuchsdauer. Das positive Vorzeichen des Schlupfs orientiert sich an der Trägerlängsachse. Es ist deutlich zu erkennen, dass sich der Schlupf über die Versuchsdauer leicht vergrößert. Die Schlupfswingbreite in Bild 3.49 weist das gleiche Verhalten auf. Die Begründung dafür findet sich darin, dass die Schlupfswingbreite vor allem in Auflagernähe über $\Delta s_t = 0,10 \text{ mm}$ liegt und dadurch in Verbindung mit den positiven Schlupfverhältnissen R_s ein Risswachstum in den Bolzen erzeugt wird. Das Risswachstum bewirkt einen Steifigkeitsverlust der Verbundmittel und damit ein Anwachsen des Fugenschlupfs.

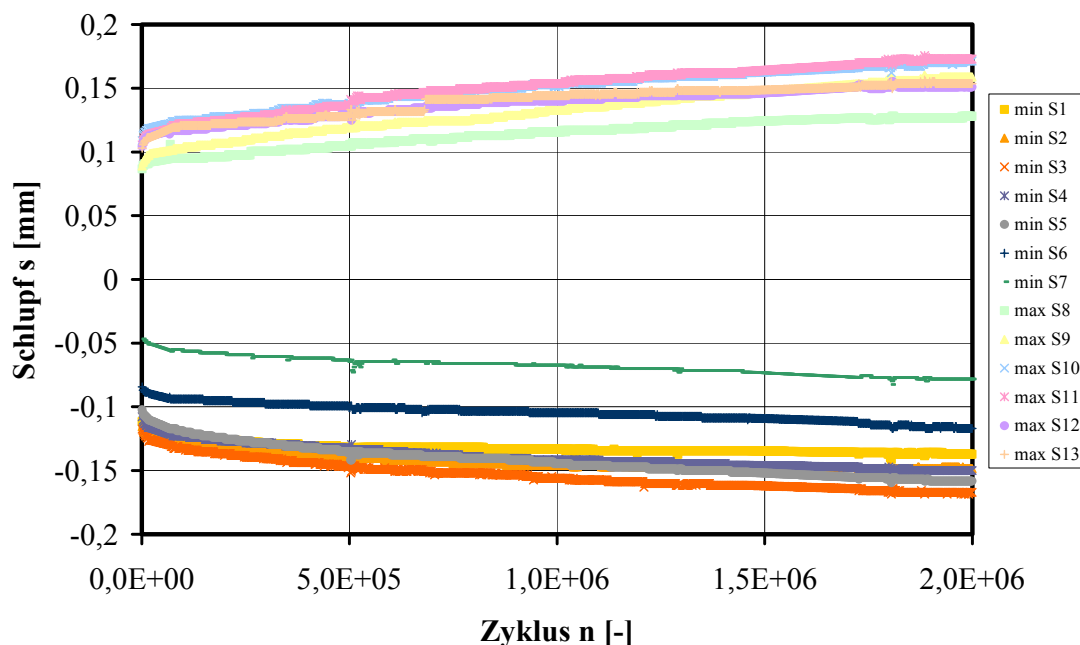


Bild 3.47 Entwicklung des Oberschlupfs s_{max} an den Wegaufnahme-positionen im Lauf der Versuchsdauer

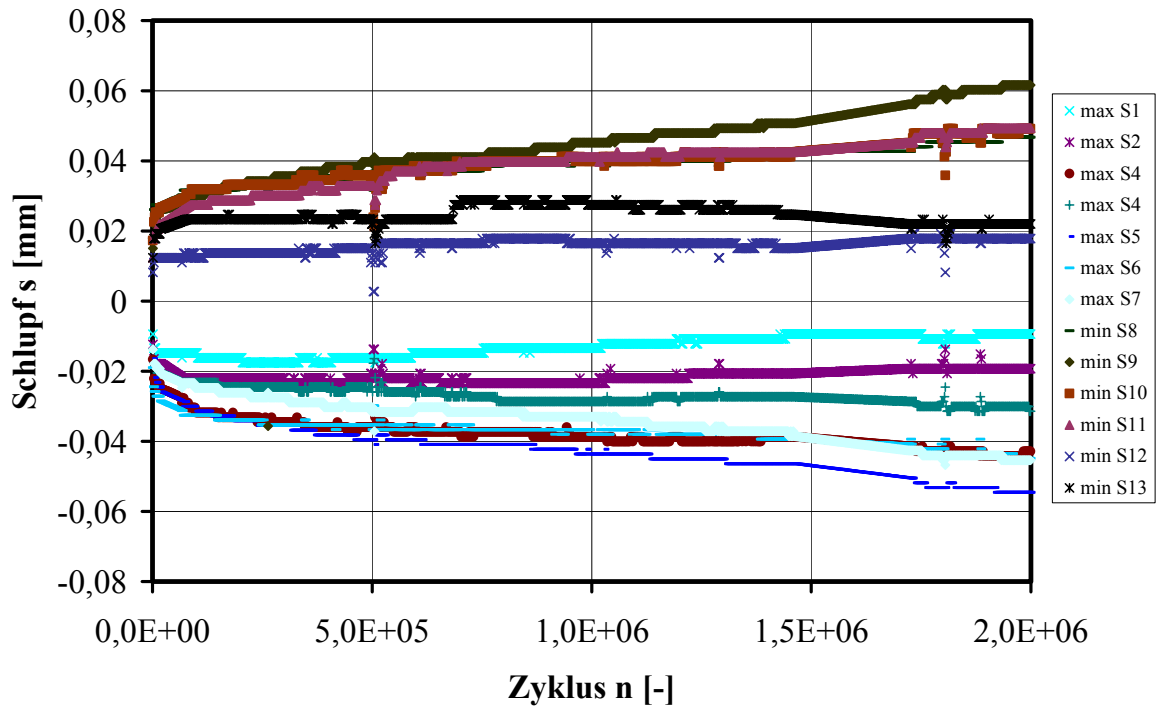


Bild 3.48 Entwicklung des Unterschlupfs s_{\min} an den Wegaufnahme-positionen im Lauf der Versuchsdauer

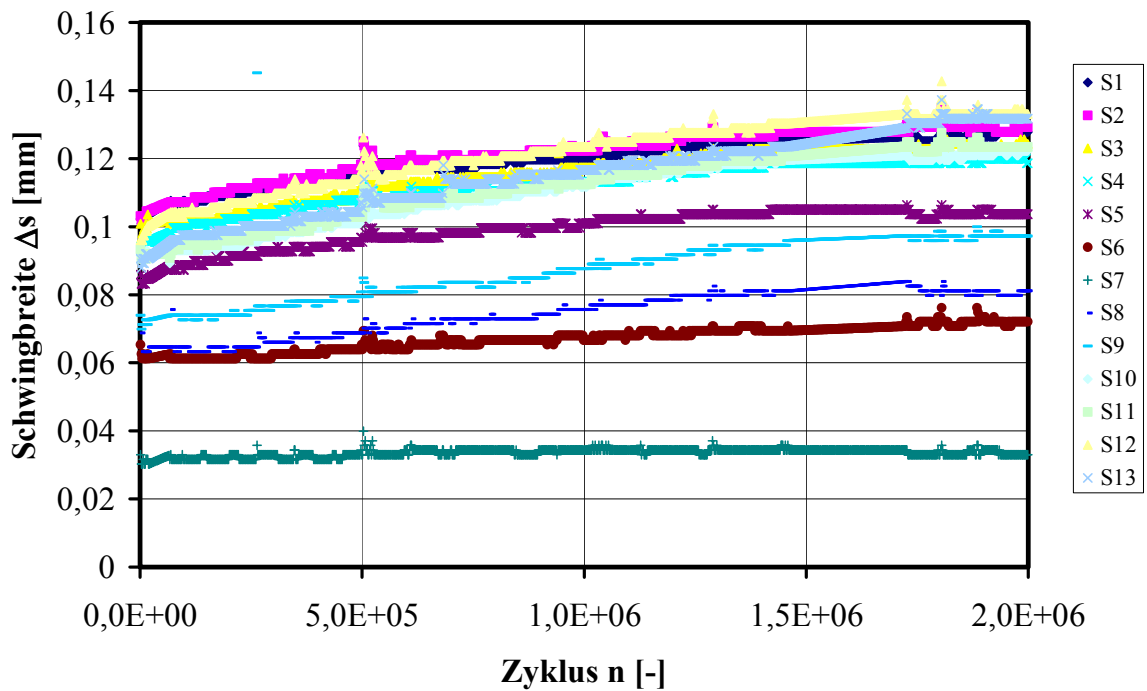


Bild 3.49 Entwicklung des Schlupf-schwingbreite Δs_t an den Wegaufnahme-positionen im Lauf der Versuchsdauer

Bild 3.50 zeigt eine alternative Darstellung des Schlupfs: Der Verlauf des Schlupfs entlang der Trägerlängsachse zu ausgesuchten Zeitpunkten. Mit dieser Darstellungsform lassen sich Rückschlüsse auf das Steifigkeitsverhalten der Verbundfuge ziehen.

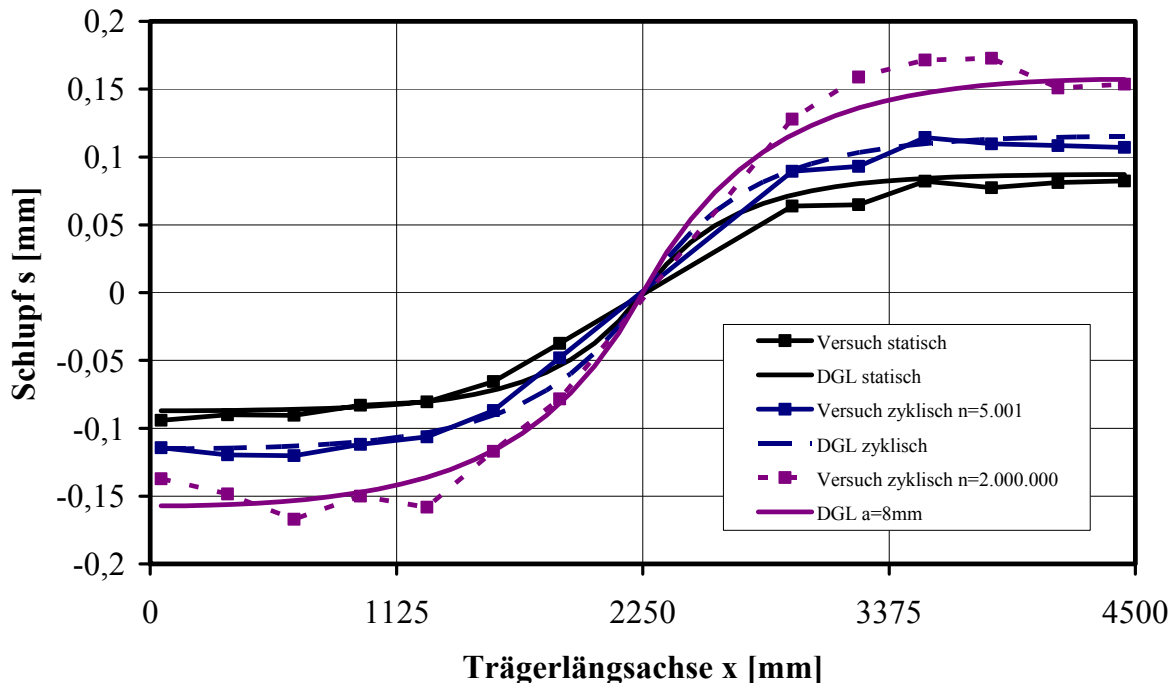


Bild 3.50 Vergleich des Schlupfs entlang der Trägerlängsachse aus Versuch und Lösung der DGL

Im statischen Versuch unter Maximallast bleibt der auftretende Schlupf an jedem Punkt des Trägers unter $s = 0,10$ mm. Dieser Verlauf kann mit der Lösung der Differentialgleichung sehr gut nachvollzogen werden, wenn berücksichtigt wird, dass die Steifigkeit aus den wegge-regelten Push-Out-Versuchen noch durch einen Anteil aus Kraftregelung verringert wird. Die Steifigkeit aus den Push-Out-Versuchen unter 100%iger Wegkontrolle wurde zu $C_W = 434$ kN/mm bestimmt. Die Steifigkeit der Verbundfuge im Träger wird bestimmt durch zwei Steifigkeitsanteile: Den wegkontrollierten Anteil und den kraftkontrollierten Anteil. Be-nutzt man die Modellvorstellung zweier Federn in Reihenschaltung, lässt sich aus Gleichung 3.31 mit der Steifigkeit aus dem Trägerversuch der kraftkontrollierte Anteil bestimmen.

$$\frac{1}{C_{statisch}} = \frac{1}{C_W} + \frac{1}{C_F} \quad (3.31)$$

Die Steifigkeit des kraftkontrollierten Anteils ergibt sich mit Hilfe der DGL-Lösung und der zugrunde liegenden Materialparametern zu $C_F = 308$ kN/mm. Die Modellvorstellung ist in Bild 3.51 aufskizziert.

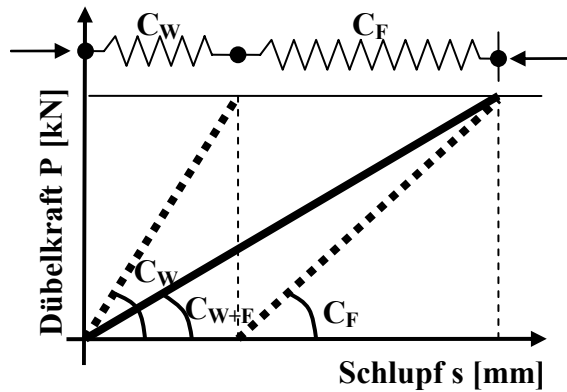


Bild 3.51 Modell der Reihenschaltung von kraft geregelter und weggeregelter Steifigkeit im Verbundträger

Mit den Versuchsergebnissen und dem Modell der Reihenschaltung der Steifigkeiten aus Wegregelung und Kraftregelung ergibt sich eine linear elastische Verbundmittelsteifigkeit von $C_{W+F} = 180 \text{ kN/mm}$. Das bedeutet eine Verminderung der maximal auftretenden Dübellast in diesem Belastungsstadium (die Hälfte der charakteristischen Systemtraglast) auf etwa 10% der charakteristischen Dübellast im Grenzzustand der Tragfähigkeit.

Die Versuchsergebnisse des zyklischen Trägerversuchs zeigen ein analoges Verhalten innerhalb der ersten 5.000 Lastwechsel zum weggeregelten Push-Out-Versuch: Der Beton am Bolzenfuß plastifiziert innerhalb dieser ersten 5.000 Zyklen, so dass dann fast ausschließlich die Stahlkomponente für das Steifigkeitsverhalten der Verbundfuge verantwortlich ist. Dieser Effekt lässt sich deuten als der Übergang vom statischen zum zyklischen Last-Verformungsverhalten der Verbundfuge. Deutlich zu erkennen ist dieser Sachverhalt beispielsweise in Bild 3.47. Der Oberschlupf vergrößert sich am Anfang innerhalb weniger Zyklen. Es lässt sich zeigen, dass diese Schlupfvergrößerung unabhängig von der absoluten Größe des Schlupfs näherungsweise normal verteilt ist. Die Schlupferhöhung weist folgende Fraktilewerte aus:

- 5%-Fraktile: 25,6%
- 50%-Fraktile: 32,9%
- 95%-Fraktile: 42,7%

Diese Werte werden durch die Ergebnisse der zweifeldrigen Versuchsträger aus [43] bestätigt.

Die Balkendarstellung der relativen Oberschlupfvergrößerung in Bild 3.52 zeigt die Unabhängigkeit vom Absolutwert des Oberschlupfs.

Für die 50%-Fraktile ermittelt sich entsprechend Gleichung 3.32 die zyklische Steifigkeit unter der Voraussetzung, dass kraft geregelter und weggeregelter Anteil gleich verändert werden. Diese Annahme ist bei kleinem Schlupf statthaft, weil der Anteil der Wegregelung ein weiteres „Einhämmern“ des Bolzens in den Beton verhindert, wie es im kraftgeregelten Push-Out-Versuch auftritt. Mit dieser Steifigkeit lässt sich in Verbindung mit der Lösung des DGL-Systems für elastischen Verbund das zyklische Verhalten simulieren, die Versuchswerte (bei $n = 5.000$ in Bild 3.50) können sehr gut nachvollzogen werden.

$$C_{\text{zyklisch}} = \frac{180}{1,33} = 135 \text{ kN/mm} \quad (3.32)$$

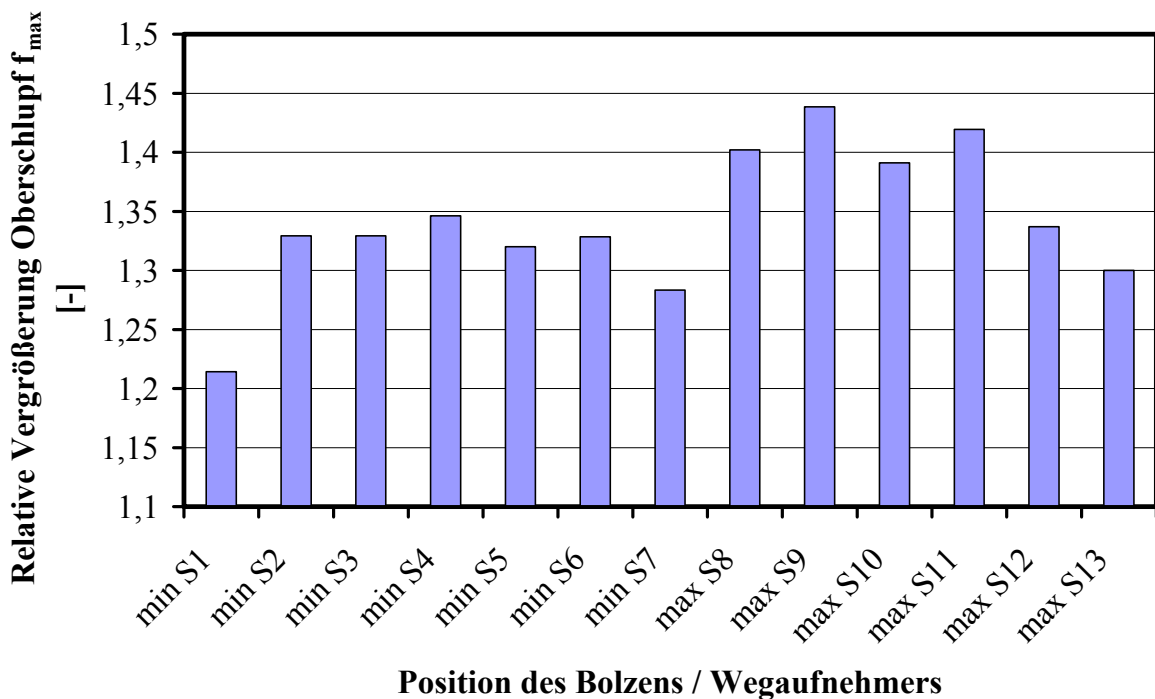


Bild 3.52 Relative Vergrößerung des Oberschlupfs nach Bolzenposition in T8_1

Der Unterschlupf kann im vorliegenden Fall mit den Ergebnissen aus den Push-Out-Versuchen abgeschätzt werden. Bei rein elastischem Verhalten des Trägers liegt bei der gegebenen Belastung ein Schlupfverhältnis von $R_s = 0$ vor. Im Push-Out-Versuch werden bei einem Schlupf von $s = 0$ mm die Dübelrückstellkräfte von $P_{\min} = -14,4$ kN aktiviert. Der Anteil der Kraftregelung verhindert das vollständige Rückstellen. Auf sicher liegender Seite kann der Unterschlupf zu $s_{\min} = 0$ mm angegeben werden.

Das dritte dargestellte Versuchsstadium ist der Schlupfverlauf bei $n = 2.000.000$ Lastwechseln. Die Auswertung der Rissweite zeigt, dass sich erwartungsgemäß Risse in den Bolzen eingestellt haben (vgl. Bild 3.53). Wie zuvor gezeigt, ergibt sich in den weggeregelten Push-Out-Versuchen ein Steifigkeitsverlust über den Dübelkraftabfall, der direkt mit der Rissweite in Bezug gesetzt werden kann (Gleichung 3.8). Der hier gewählte Ansatz sieht vor, dass sich beide Steifigkeitsanteile gleich im Verhältnis der zyklischen Dübelkraft zur zyklischen Anfangsdübelkraft ändern:

$$C_{\text{zykl}}(a = 8\text{mm}) = \frac{P_{\text{ini}} + C_P \cdot a}{P_{\text{ini}}} \cdot C_{\text{zykl}} = \frac{43,4 - 1,437 \cdot 8}{43,4} \cdot 135\text{kN/mm} = 99\text{kN/mm} \quad (3.33)$$

Mit dieser Steifigkeit und der DGL für elastischen Verbund kann der Schlupfverlauf bei $n = 2.000.000$ Zyklen berechnet werden.

Es muss festgestellt werden, dass das unterstellte Modell der parallel geschalteten Federn aus Kraft- und Wegregelung an weiteren Trägerversuchen überprüft werden muss. Eine solche Untersuchung ist insbesondere in Bezug auf die Höhenlage der Verbundfuge im Gesamtquerschnitt zu führen, weil davon auszugehen ist, dass der Anteil der Kraftregelung mit wachsender Exzentrizität des Betongurts zum Schwerpunkt des Verbundquerschnitts abnimmt. Dadurch würde bei stark exzentrisch angeschlossenen Verbundfugen eine steifere Verbundfuge als bei dem hier vorgestellten Versuch resultieren. Der Grenzwert liegt bei der Steifigkeit der reinen Wegregelung C_W .

3.4.2.2 Rissweite

Die Untersuchung der Rissweiten für den Trägerversuch erfolgt analog zu den Push-Out-Versuchen. Der grafische Vergleich der aufgetretenen Rissweiten über die Trägerlänge mit den aus dem Schlupfverlauf berechneten Werten ist in Bild 3.53 dargestellt. Die berechneten Werte sind als 50%- und 95%-Fraktilwerte angegeben. Die aufgetretenen Rissweiten können mit den in Push-Out-Versuchen gefunden Gesetzmäßigkeiten bestätigt werden.

Mit dem aufgezeichneten Schlupf und den Rissfortschrittsgesetzen kann man weiter für die einzelnen Bolzen- bzw. Wegaufnehmerpositionen die Rissweite in Abhängigkeit der Schwingspielzahl berechnen. In Bild 2.54 ist dieser Verlauf für die 50%-Fraktile grafisch dargestellt. Auch diese Versuchsergebnisse stützen die Gültigkeit der linearen Schadensakkumulation.

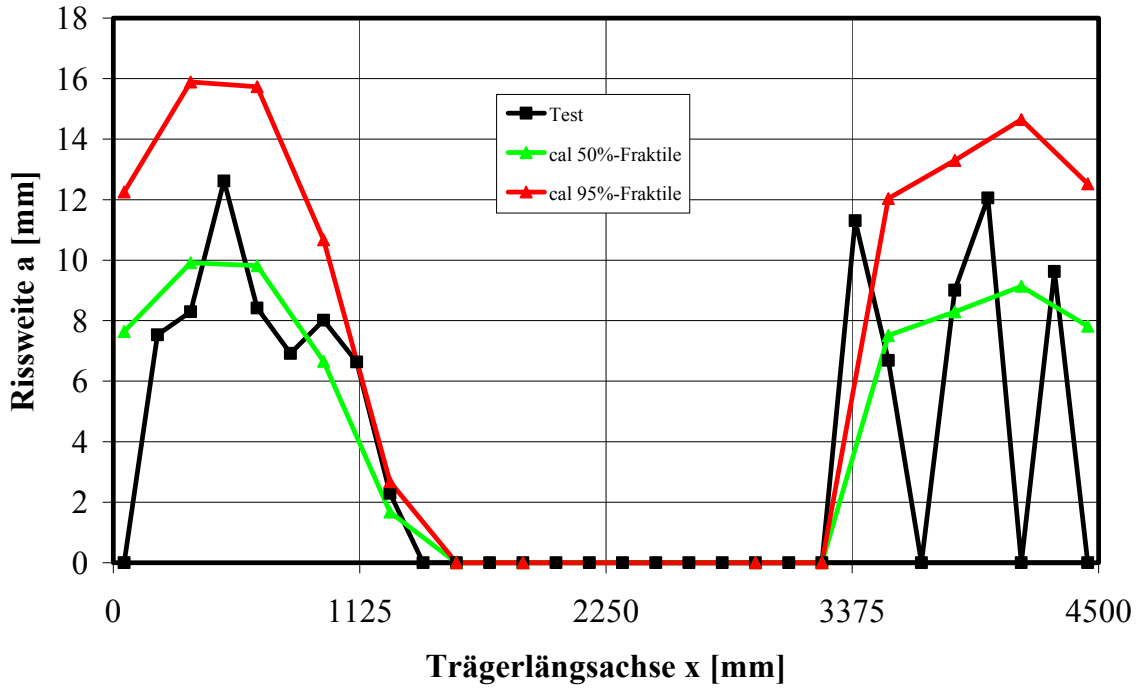


Bild 3.53 Vergleich der Rissweite entlang der Trägerlängsachse aus Versuch und Berechnung über den Schlupf im Versuch

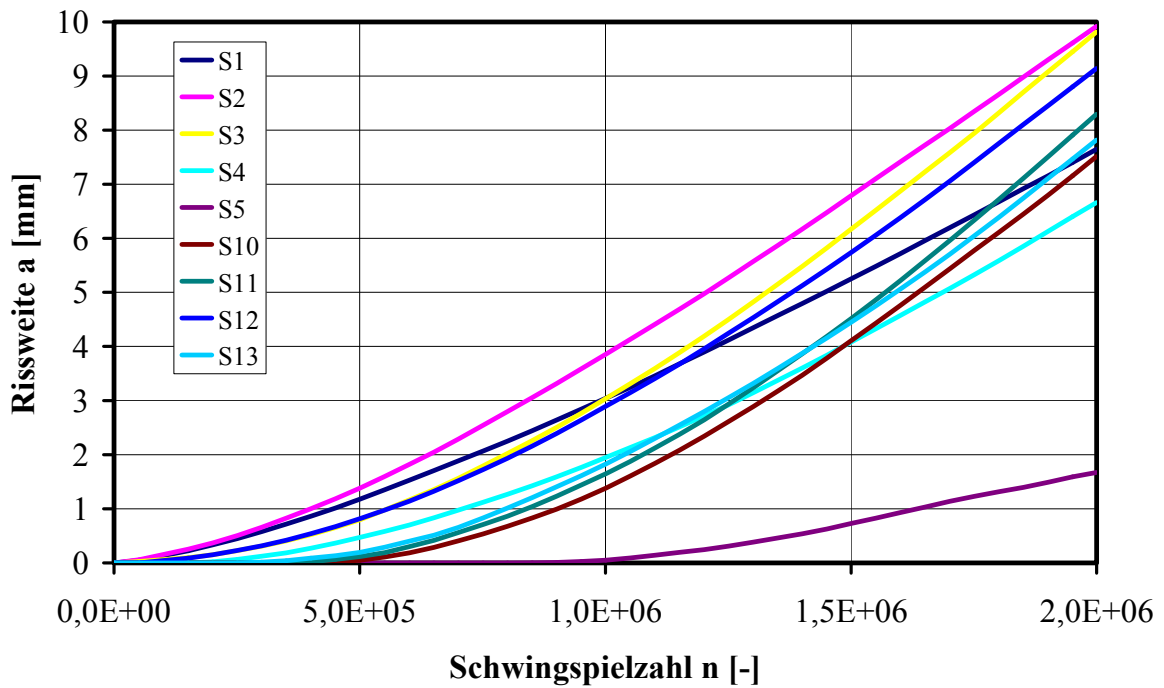


Bild 3.54 Rechnerische Entwicklung der Rissweite als 50%-Fraktile

3.4.2.3 Mittendurchbiegung und Dehnung

Die Durchbiegung und die Dehnung an der Unterkante des Stahlprofils wurden im Querschnitt in Feldmitte aufgezeichnet. Die Verläufe über die Versuchsdauer der beiden Größen sind in den Bildern 3.55 und 3.56 dargestellt. Die Messergebnisse sind der Lösung der DGL mit den entsprechenden Dübelsteifigkeiten nach Abschnitt 3.4.2.2 gegenübergestellt.

Die DGL-Lösung überschätzt die Mittendurchbiegung im Trägerversuch zu Versuchsbeginn und unterschätzt sie leicht bei $n = 2.000.000$ Zyklen. Im Mittel wird der Durchbiegungszustand gut getroffen. Über die Versuchsdauer entwickelt sich ein verbleibender Durchbiegungsanteil, der bei Zylinderunterlast nicht verschwindet.

Der Verlauf der Dehnung an der Unterkante des Stahlprofils wird zu Versuchsbeginn von der DGL-Lösung sehr gut getroffen. Die Lösung der DGL unterschätzt den Verlauf der Dehnung im Trägerversuch im Lauf der Versuchsdauer leicht. Die Werte können aber wie bei der Mittendurchbiegung gut nachvollzogen werden.

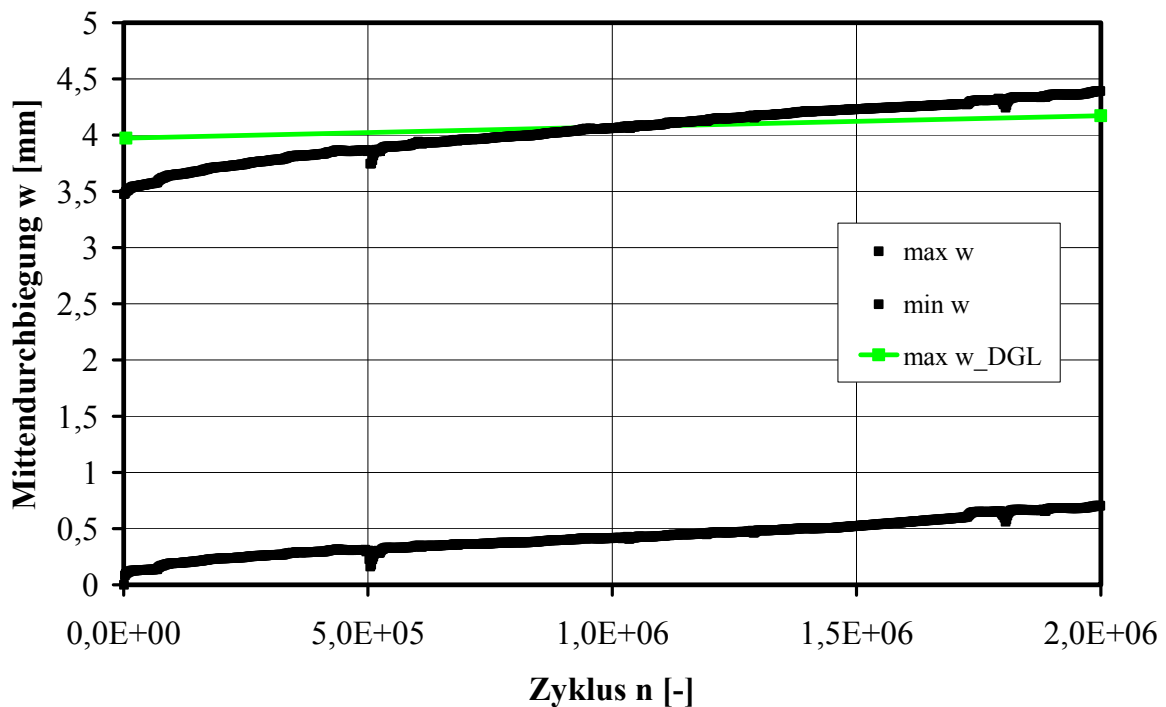


Bild 3.55 Mittendurchbiegung im Trägerversuch über die Versuchsdauer im Vergleich mit der Lösung der DGL (Gleichung 3.18 und 3.19)

Am Verlauf der Dehnung wird ersichtlich, dass die zunehmende Schädigung der Verbundfuge einen zunehmenden Eigenspannungszustand verursacht, der mit der Lösung der DGL wegen des vorausgesetzten linear elastischen Verhaltens nicht nachvollzogen werden kann. Die Lösung der DGL trifft die Versuchswerte jedoch gut, weil sich der Steifigkeitsverlust in der Verbundfuge durch das Risswachstum nur marginal auf den Dehnungs- und Durchbiegungszustand auswirkt.

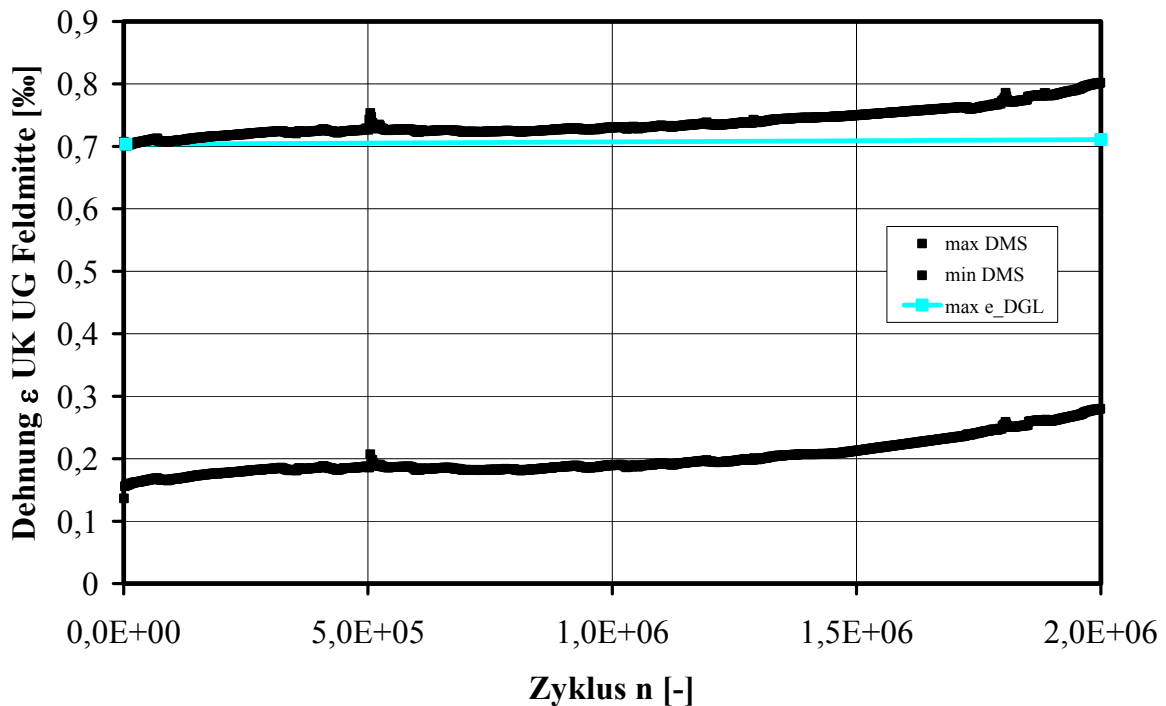


Bild 3.56 Dehnung UK Stahlprofil im Trägerversuch über die Versuchsdauer im Vergleich mit der Lösung der DGL (Gleichung 3.18 und 3.19)

Weiter ist es möglich mit der DGL die Dehnungs- und Spannungsverläufe beider Verbundpartner über den Querschnitt und die Trägerlängsachse für den Versuch T8_1 zu berechnen. Das Bild 3.57 veranschaulicht den Vergleich der Spannungsverläufe mit starrer Verdübelung und nachgiebiger Verdübelung für den zyklisch belasteten Träger bei $n = 5.000$ Zyklen. An diesem Punkt verhält sich der Träger zyklisch und es sind noch keine Rissweiten aufgetreten. Auf die Darstellung weiterer Spannungsverläufe wird verzichtet, weil sie sich stark ähneln und die Absolutwerte kaum unterschiedlich sind.

Der Unterschied in den Berechnungsergebnissen bei starrer und nachgiebiger Verdübelung wirkt sich im vorliegenden Fall nennenswert nur in Höhe der Verbundfuge aus. Dieser Unterschied bewirkt den berechneten Schlupf. Bei der starren Lösung unterscheiden sich die Span-

nungen auf Höhe der Verbundfuge nur durch das Verhältnis der unterschiedlichen E-Moduli von Stahl und Beton.

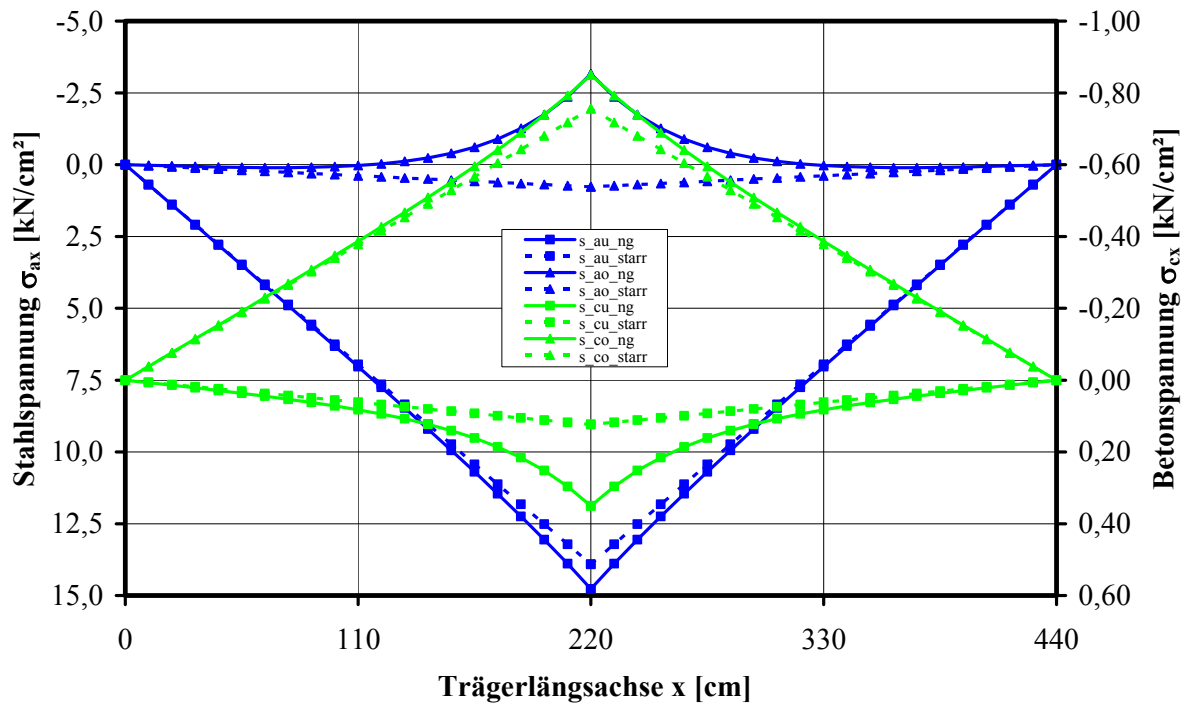


Bild 3.57 Randspannungen der Verbundpartner nach $n = 5.000$ Zyklen in T8_1

4 Vorschläge für die Bemessung

Auf der Basis der vorgestellten Ergebnisse werden im Folgenden zwei Vorschläge zur Bemessung gemacht.

4.1 Realistischer Bemessungsvorschlag

Die gefundenen Steifigkeitsbeziehungen werden in ein realistisches Modell eines Verbundträgers eingearbeitet, z. B. in ein FE-Modell. Die Berechnung des zutreffenden Last-Verformungszustands liefert den Schlupf in der Verbundfuge, mit dem die Rissfortschrittsraten bestimmt werden können. Dabei beeinflusst der Rissfortschritt das Steifigkeitsverhalten der Verbundfuge, so dass eine Berechnung in Abschnitten erforderlich wird. Mit diesem Vorgehen kann das zyklische Kraft-Verformungs- und Schädigungsverhalten eines Verbundträgers realistisch berechnet werden.

Es muss jedoch beachtet werden, dass auftretende Rissweiten das Sicherheitsniveau des Verbundträgers im Grenzzustand der Tragfähigkeit absenken. Oehlers gibt eine Beziehung an, nach der sich die Dübeltragfähigkeit linear mit der verbleibenden Dübelfläche vermindert (Gleichung 2.5). Der Vergleich mit neueren Untersuchungen von Hanswille [50] [51] [52] [53] stützen diesen Zusammenhang, er ist als konservativ einzuschätzen.

Auch der Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit wird beeinflusst, wenn sich ein Rissfortschritt in der Verbundfuge einstellt, weil davon auch das Steifigkeitsverhalten verändert wird.

Weiter muss die Reihenfolge der Belastung des Trägers berücksichtigt werden, um den beschriebenen Reihenfolgeeffekten gerecht zu werden.

4.2 Vereinfachter Bemessungsvorschlag

Die Untersuchungen haben ergeben, dass Träger, die gemäß [20] für den Grenzzustand der Tragfähigkeit bemessen worden sind in der Regel Schlupfgrößen von $\Delta s_t \leq 0,10$ mm aufweisen. Für diesen Fall ist kein Ermüdungsanriss zu erwarten und erklärt auch die allgemeine Schadensfreiheit der gebauten Verbundbrücken.

Führt man also die Bedingung vorh $\Delta s_t \leq 0,10$ mm als Ermüdungskriterium ein, so ergibt sich eine Rissfortschrittsrate von Null, es stellt sich also kein Rissfortschritt ein und die Verdübelung kann die aufgebrachte Beanspruchung beliebig oft ertragen. Ein großer Vorteil dieses Vorschlags ist, dass weiterhin die Nachweise im Grenzzustand der Tragfähigkeit, im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit und im Grenzzustand der Ermüdung unabhängig von einander geführt werden können, weil dann zyklische Belastungen weder das Steifigkeitsverhalten noch die Traglast verändern. In diesem Fall kann auch die Berücksichtigung der Belastungsfolge entfallen.

5 Zusammenfassung

Verbundträger in Strukturen, die nicht ruhenden Lasten unterworfen sind, müssen auf ihr Ermüdungsverhalten hin untersucht werden, um das angestrebte Sicherheitsniveau zu halten. Dazu ist es zwingend erforderlich, das Ermüdungsverhalten des Verbundmittels zutreffend zu kennen.

An dieser Stelle setzt die vorliegende Arbeit an. Durch die Auswertung existierender Arbeiten auf diesem Forschungsgebiet konnte geklärt werden, dass weggeregelte Push-Out-Tests herangezogen werden können, das Ermüdungsverhalten einbetonierter Kopfbolzendübel in Trägerverbundfugen zutreffend zu simulieren. Dazu wurde ein Versuchsstand entwickelt, der eine zuverlässige Durchführung von weggeregelten Push-Out-Tests ermöglicht. In diesem Versuchstand dient die Relativverschiebung in der Verbundfuge zwischen Stahl und Beton als Regelungsgröße.

Das Push-Out-Versuchsprogramm wird zur Ermittlung realistischer Modelle herangezogen, das Ermüdungsverhalten einbetonierter Kopfbolzendübel in Trägerverbundfugen über Rissfortschrittsbeziehungen zu beschreiben. Dabei hängt der Rissfortschritt vom Schlupf in der Verbundfuge ab. Eine Beschreibung des Ermüdungsverhaltens über die Dübelkraft liefert unbefriedigende Ergebnisse. Es zeigt sich, dass Schlupfswingbreiten von $\Delta s_t \leq 0,10$ mm zu keiner Schädigung der Verbundfuge führen. Weiter werden Modelle formuliert, das zyklische Last-Verformungsverhalten von einbetonierten Kopfbolzendübeln zutreffend zu beschreiben. Zudem wurde der Einfluss der Belastungsreihenfolge gezielt untersucht und geklärt. Die gefundenen Zusammenhänge beschreiben die Verhältnisse in der zyklisch beanspruchten Verbundfuge zuverlässig im Bereich des Schlupfs von $\Delta s_t \in [0;0,25\text{mm}]$ und des Schlupfverhältnisses von $R_s \in [-1;0,4]$.

Eine Untersuchung der Werkstoffabhängigkeit des Ermüdungsverhaltens war nicht Gegenstand der Arbeit, aber im Rahmen der verwendeten Materialgüten konnte keine Abhängigkeit beobachtet werden.

Mit der Einarbeitung der gefundenen analytischen Beschreibung des Ermüdungsverhaltens in FE-Modelle ist eine genaue, realistische Berechnung des Last-Verformungs- und Schädigungsverhaltens von Verbundträgern unter nicht ruhender Belastung möglich. Diese Untersuchung ist jedoch mit sehr viel Rechenaufwand verbunden. Deshalb wird die Differentialglei-

chung des elastischen Verbunds als Näherungslösung vorgeschlagen, den Kraft-Verformungszustand von Verbundträgern bei Berücksichtigung eines sich einstellenden Schlupfs zu berechnen. Mit dieser Übertragungsfunktion kann der Kraft-Verformungszustand des zyklisch beanspruchten Trägers zuverlässig bestimmt werden. Mit der Begrenzung der maximal auftretenden Schlupfeschwingbreite auf $\Delta s_t = 0,10$ mm wurde ein Ermüdungsnachweis gefunden, der sich reibungslos in das bestehende Konzept der Grenzzustände einbinden lässt.

Die vorliegenden Ergebnisse sollten durch weitere Forschungsarbeiten ergänzt werden. Insbesondere die Einflüsse auf das Rissfortschrittsverhalten der Variation des Bolzendurchmessers und nennenswerter Zugspannungen im Flansch sollten untersucht und geklärt werden. Auch die Auswirkung unterschiedlicher Höhenlagen der Verbundfuge im Querschnitt sollte durch weitere Trägerversuche gezielt untersucht und geklärt werden.

6 Literaturverzeichnis

- [1] Bode, H.: Euro-Verbundbau, Konstruktion und Berechnung, 2. Auflage, ISBN 3-8041-4207-9, Düsseldorf, 1998
- [2] prEN 1990, Eurocode – Basis of Structural Design, 2001
- [3] DIN V 18800-5, Verbundtragwerke aus Stahl und Beton, Bemessung und Konstruktion, 2004
- [4] Stahlbauhandbuch Band 1 Teil b, Für Studium und Praxis, dritte, neu bearbeitete Auflage, hrsg. Vom Deutschen Stahlbau-Verband, ISBN 3-923726-56-2, Köln, 1996
- [5] Haibach, E.: Betriebsfestigkeit – Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung, VDI-Verlag, Düsseldorf, 1989
- [6] Wöhler, A.: Versuche zur Ermittlung der auf die Eisenbahnwagenachsen einwirkenden Kräfte und der Widerstandsfähigkeit der Wagen-Achsen, Zeitschrift für das Bauwesen 10, 1860
- [7] Wöhler, A.: Über die Festigkeitsversuche mit Eisen und Stahl, Zeitschrift für das Bauwesen 20, 1870
- [8] Basquin, O. H.: The experimental Law of Fatigue Tests, Proc. of the ASTM 10, 1910
- [9] Palmgren, A.: Die Lebensdauer von Kugellagern, VDI – Z 68, 1924
- [10] Miner, A. A.: Cumulative Damage in Fatigue, Journal of Applied Mechanics 12, 1945
- [11] Reppermund, K.: Probabilistischer Betriebsfestigkeitsnachweis unter Berücksichtigung eines progressiven Dauerfestigkeitsabfalls mit zunehmender Schädigung, Dissertation, Lehrstuhl und Laboratorium für Stahlbau, Hochschule der Bundeswehr München, München, 1984
- [12] Eurocode 3, Design of steel structures Part 1 -5, 2003
- [13] Lange, J., Song, J.: Untersuchung der Anrisslebensdauer von Betondübeln mit Hilfe des Örtlichen Konzepts, Stahlbau 73 (2004), Heft 3, 2004
- [14] Sedlacek, G.: Grundlagen der Bruchmechanik, Skript, Lehrstuhl für Stahlbau, RWTH Aachen

- [15] Radaj, D.: Ermüdungsfestigkeit, Grundlagen für Leichtbau, Maschinen- und Stahlbau, 2. Auflage, ISBN 3-540-44063-1, Berlin, Heidelberg, 2003
- [16] Irwin, G. R.: Fracture, in Handbuch der Physik, Hrsg. Flügge, S., BD. 6, S. 551 – 590, Springer-Verlag, Berlin, 1958
- [17] Williams, M. L.: Stress singularities resulting from various boundary conditions in angular corners of plates in tension, J. Appl. Mech. (ASME) 19 (1952), 526 -528
- [18] Hirt, M. A., Bez, R.: Stahlbau, Grundbegriffe und Bemessungsverfahren, ISBN 3-433-01761-1, Ernst & Sohn Verlag, Berlin, 1998
- [19] Paris, P. C.: The growth of cracks due to variations in load, Ph. D. Thesis, Lehigh Univ., Bethlehem, 1960
- [20] prEN 1994-2, Eurocode 4, Design of composite steel and concrete structures, Part 2: Rules for Bridges, 2003
- [21] Roik, K., Hanswille, G.: Hintergrundbericht zu EC4, Nachweis des Grenzzustandes der Betriebsfestigkeit für Kopfbolzendübel, Bericht EC4/11/90, Bochum, 1990
- [22] DIN V ENV 1991-3, Grundlagen der Tragwerksplanung und Einwirkungen auf Tragwerke, Teil 3: Verkehrslasten auf Brücken, 1995
- [23] Mensinger, M.: Zum Ermüdungsverhalten von Kopfbolzendübeln im Verbundbau, ISBN 3-89653-679-6, Dissertation, TU Kaiserslautern, 2000
- [24] Slutter, R. G., Fisher, J. W.: Fatigue strength of shear connectors, Highway Research Record No. 147, 1967
- [25] Mainstone, R. J., Menzies, J. B.: Shear connectors in steel-concrete beams for bridges, Part 1: Static and fatigue tests on push-out specimens, Concrete, Vol. 1, No. 9, 1967
- [26] Teraszkiewicz, J. S.: Static and fatigue behaviour of simply supported and continuous composite beams of steel and concrete, PhD Thesis, University of London, 1967
- [27] Hallam, M. W.: The behaviour of stud shear connectors under repeated loading, Research Rep. R 281, School of Civil Engineering, University of Sydney, 1976
- [28] Roderick, J. W., Ansourian, P.: Repeated loading of composite beams, The Civil Engineering Transactions of the Institution of Engineers, Australia, Paper No. 3549, 1976

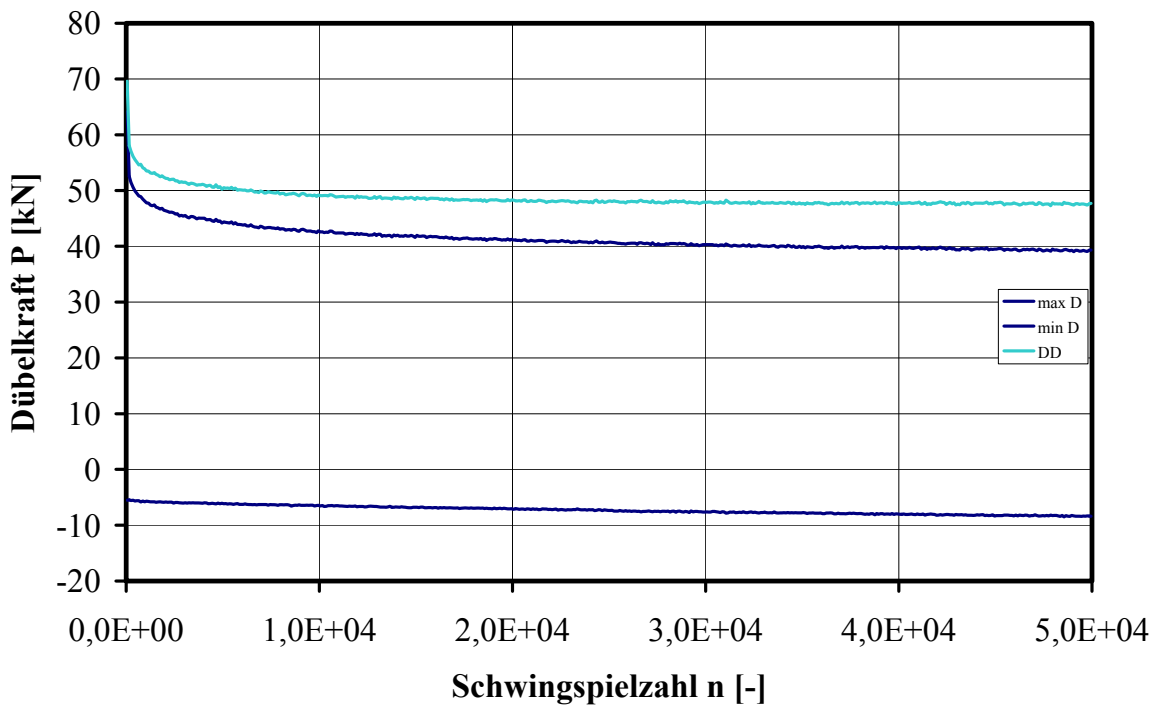
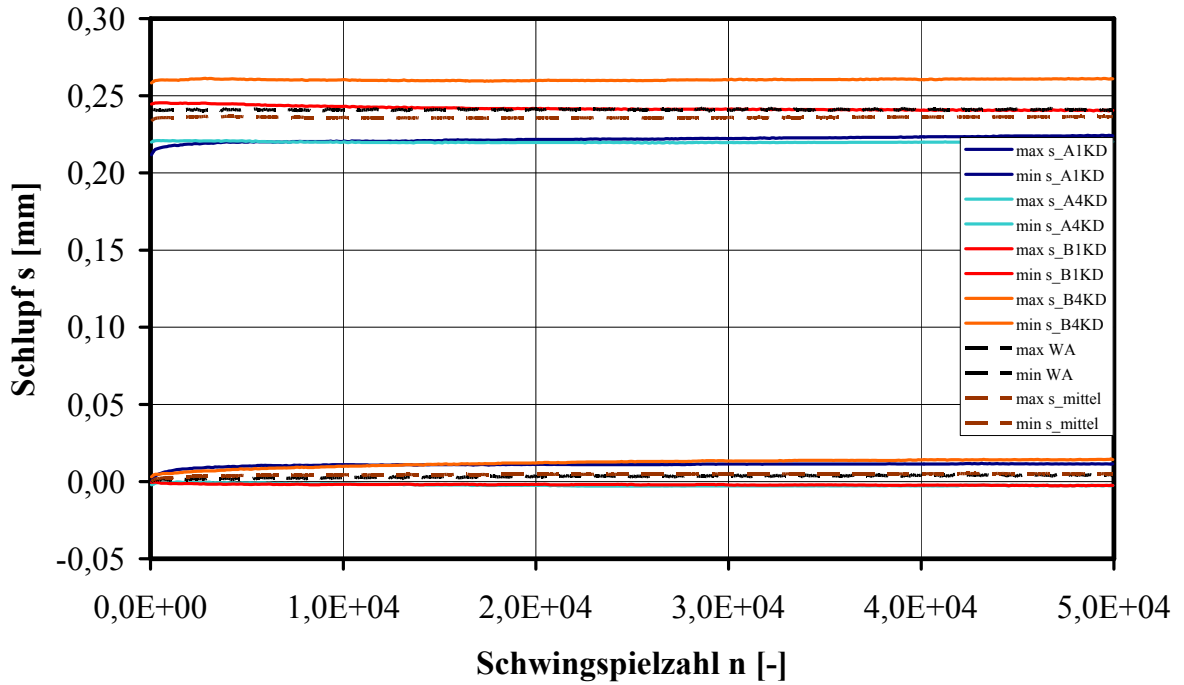
-
- [29] Lo, K. K.: Fatigue testing of shear connectors. M. Eng. Thesis, University of Melbourne, 1978
- [30] Akao, S., Kurita, A.: Fatigue strength of stud shear connectors with concrete desposited from different placing direction, IABSE Fatigue, Lausanne, 1982
- [31] Foley, L.: The fatigue strength of stud shear connectors in push specimens. MEngSc Thesis, University College, Cork, 1983
- [32] Maeda, Y., Matsui, S., Hiragi, H.: Effects of concrete-placing direction on static and fatigue strengths of stud shear connectors, Technology reports of the Osaka University, Vol. 33, No 1733, 1983
- [33] Oehlers, D. J., Foley, L.: The fatigue strength of stud shear connectors in composite beams, Proc. Instn. Civ. Engres.79, 1985
- [34] Oehlers, D. J., Coughlan, C. G.: The shear stiffness of stud shear connections in composite beams, Journal of Constructional Steel Research, England, Vol. 5, P. 273 – 284, 1986
- [35] Oehlers, D. J.: Deterioration in strength of stud connectors in composite bridge beams, Journal of Structural Engineering, Vol. 116, No. 12, 1990
- [36] Oehlers, D. J.: Design and assessment of shear connectors in composite bridge beams, Journal of Structural Engineering, Vol. 121, No. 2, 1995
- [37] Oehlers, D. J., Bradford, M. A.: Composite steel and concrete structural members, fundamental behaviour, Elsevier Science Inc., ISBN 0-08-0419194
- [38] Leonhardt, F., Anrdä, W., Andrä, H.-P., Saul, R., Harre, W.: Zur Bemessung durchlaufender Verbundträger unter dynamischer Belastung, Der Bauingenieur 62 (1987), S. 311 – 324, 1987
- [39] Roik, K., Hanswille, G.: Zur Dauerfestigkeit von Kopfbolzendübeln bei Verbundträgern, Bauingenieur 62 (1987), 1987
- [40] Roik, K., Holtkamp, H. J.: Untersuchungen zur Dauer- und Betriebsfestigkeit von Verbundträgern mit Kopfbolzendübeln, Stahlbau 58, 1989
- [41] Johnson, R. P.: Resistance of stud shear connectors to fatigue, Warwick School of Engineering, Research Report CE62, 1999

- [42] DIN V ENV 1994, Eurocode 4, Bemessung und Konstruktion von Verbundtragwerken aus Stahl und Beton, 1994
- [43] Leffer, A.: Zum Ermüdungsverhalten einbetonierter Kopfbolzendübel unter realitätsnaher Beanspruchung im Verbundbrückenbau, ISBN 3-89821-268-8, Dissertation, TU Kaiserslautern, 2002
- [44] Bode, H., Dorka, U., Flygare, E.: Anrisslebensdauer von Verbundträgern mit großen Stegöffnungen, DFG Forschungsabschlussbericht Do360/6, 1998
- [45] Bode, H., Dorka, U.: Fatigue of composite beams with large web openings, Int. Conf. on Comp. Struct., Los Angeles, 2000
- [46] Feldmann, M., Gesella, H., Leffer, A.: The cyclic force-slip behaviour of headed studs under non static service loads – experimental studies and analytical descriptions, Composite Construction in Steel and Concrete V. Krüger Park, South Africa, 2004
- [47] Feldmann, M., Gesella, H.: Crack propagation at headed shear studs in composite beams, Improvement of Buildings' Structural Quality by New Technologies – Schaur et al. ISBN 04 1536 609 7, pp. 455-462, 2005
- [48] Schüler, W.: Untersuchung des Kraft-Verformungs-Verhaltens einbetonierter Kopfbolzendübel in Verbundträgern und dessen schädigungswirksame Beurteilung auf der Grundlage einer analytischen Beschreibung des Rissfortschritts, Diplomarbeit an der TU Kaiserslautern, nicht veröffentlicht, 2004
- [49] Meyer, Ch.: Rissfortschrittsuntersuchungen an Kopfbolzendübeln in Verbundträgern unter zyklischer Belastung mit einem FE-Modell zur Erarbeitung eines Bemessungskonzepts im Grenzzustand der Ermüdung, Diplomarbeit an der TU Kaiserslautern, nicht veröffentlicht, 2005
- [50] Hanswille, G., Porsch, M., Üstündag, C.: Modellierung von Schädigungsmechanismen zur Beurteilung der Lebensdauer von Verbundkonstruktionen aus Stahl und Beton, DFG Sonderforschungsbericht 398 Teilprojekt C8, 2005
- [51] Hanswille, G., Porsch, M., Üstündag, C.: Modelling of damage mechanisms to describe the fatigue life of composite steel-concrete structures, 2nd International Conference Lifetime-Oriented Design Concepts, Bochum, 2004
- [52] Hanswille, G., Porsch, M., Üstündag, C.: The new German design code for composite bridges, Composite Construction in Steel and Concrete V, South Africa, 2004

- [53] Hanswille, G.: Neue Entwicklungen im Verbundbau, Deutscher Stahlbautag, Berlin, 2004
- [54] Gattesco, N., Giuriani, E.: Experimental study on shear connectors subjected to cyclic loading, J. Construct. Steel Res. Vol. 38, No. 1, pp. 1-21, 1996
- [55] Hegger, J., Goralski, C., Rauscher, S., Kerkeni, N.: Finite-Elemente-Berechnungen zum Trag- und Verformungsverhalten von Kopfbolzendübeln, Stahlbau 73 (2004), Heft 1, 2004
- [56] Muraki, Y.: Stress intensity factors handbook, Vol. 1, ISBN 0-08-034809-2, 1987
- [57] Shiratori, M., Miyoshi, T., Sakai, Y., Zhang, G. R., Analysis of stress intensity factors for surface stresses (3rd report, analysis and application of influence coefficients for round bar with a semielliptical surface crack), Stress intensity factors handbook, ISBN 0-08-034809-2, 1987
- [58] Murakami, Y., Tsuru, H.: Stress-intensity factor equations for a semi-elliptical surface crack in a shaft under bending, Stress intensity factors handbook, ISBN 0-08-034809-2, 1987
- [59] Hoischen, A.: Verbundträger mit elastischer und unterbrochener Verdübelung, Der Bauingenieur 29 (1954) Heft 7, S. 241 – 244, 1954
- [60] Stamm, K., Witte, H.: Sandwichkonstruktionen, Berechnung, Fertigung, Ausführung, ISBN 0-387-81121-4, Springer-Verlag New York – Wien, 1974
- [61] SOFiSTiK Handbuch. Oberschleißheim, 1998
- [62] Gesella, H.: Ableitung zyklischer Materialkennlinien, Ermüdungsfestigkeitskurven (Manson-Coffin-Beziehungen) und vereinfachter Schädigungsmodelle einbetonierter Kopfbolzendübel unter nicht ruhender Beanspruchung zur rechnerischen Erfassung von Schubkraftumlagerungen entlang der Verbundfuge, Diplomarbeit an der TU Kaiserslautern, nicht veröffentlicht, 2002
- [63] Manson, S. S.: Fatigue: A Complex Subject – Some Simple Approximations, The William M. Murray Lecture, 1964; Experimental Mechanics 5, Nr. 7, S. 193 – 226, 1964


A Anhang A: Versuchsergebnisse

A.1 S12_1

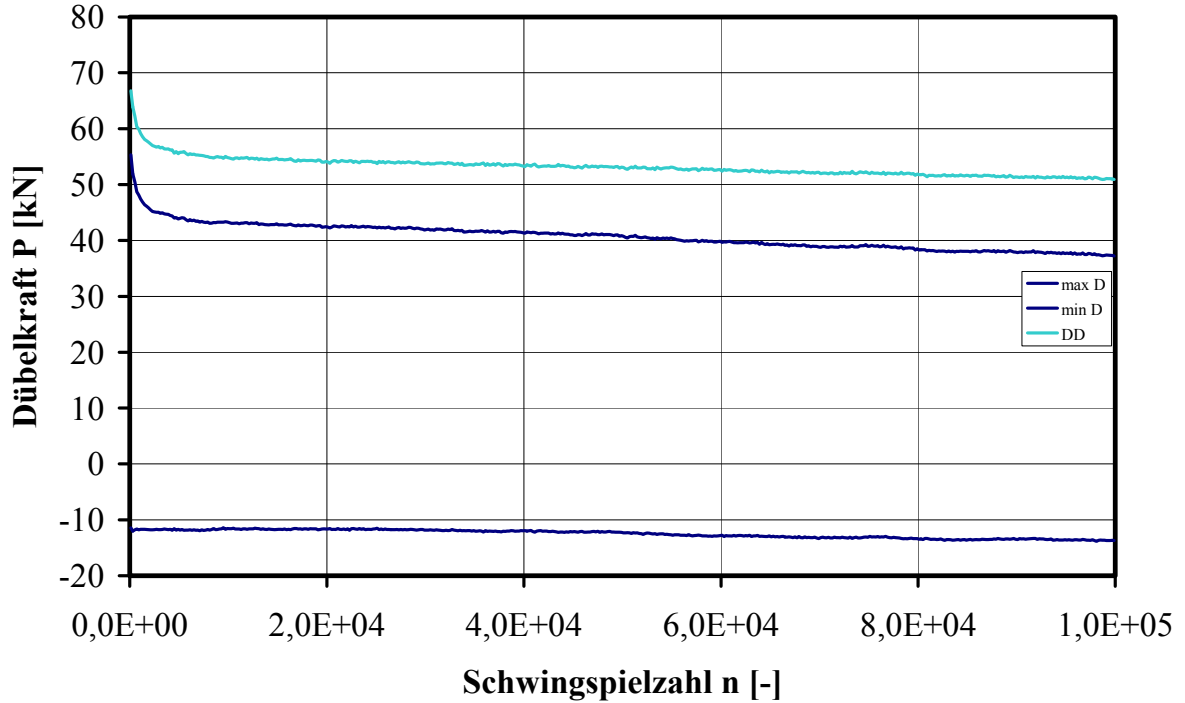
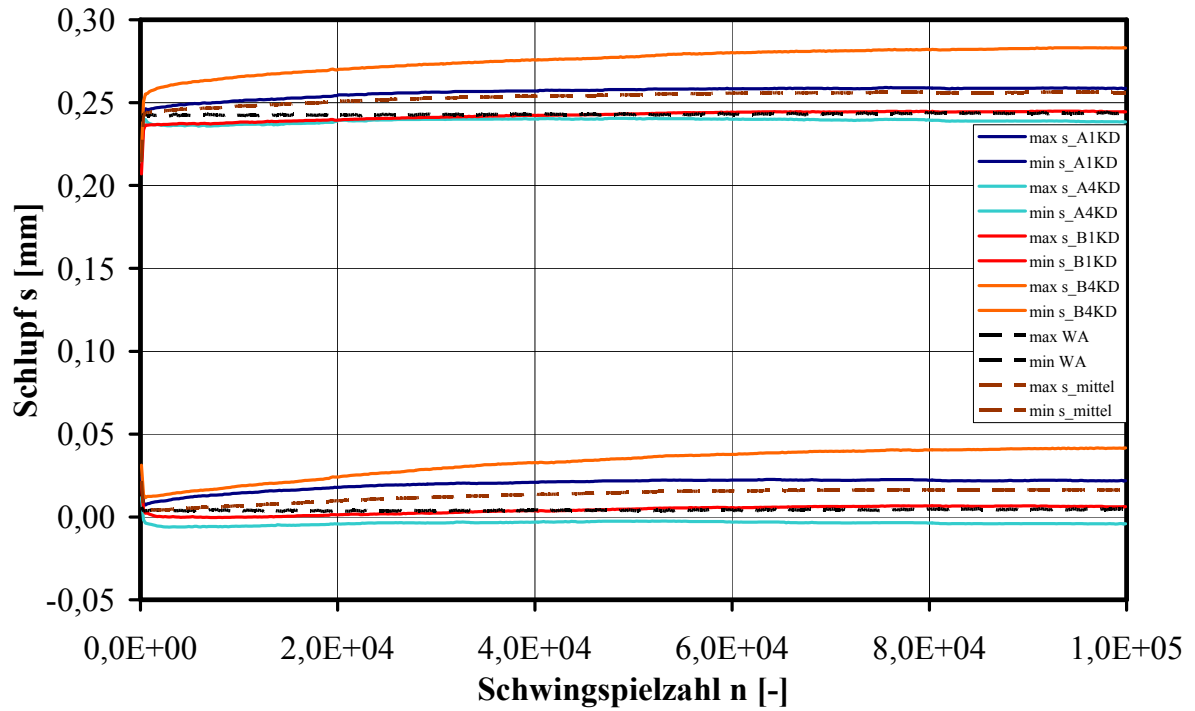


Anhang A: Versuchsergebnisse

Bolzen	Typ	n [-]	A [mm ²]
A1		50.000	0
A2			0
A3			0
A4			0
B1			0
B2	A		31,08
B3			0
B4			0

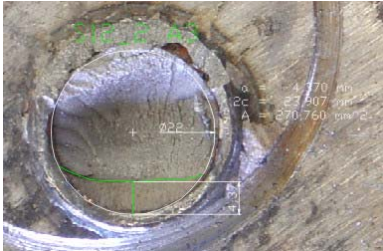
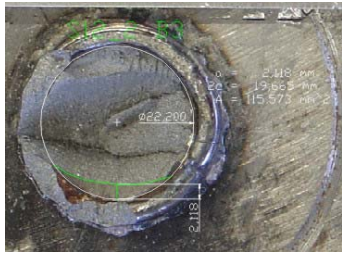
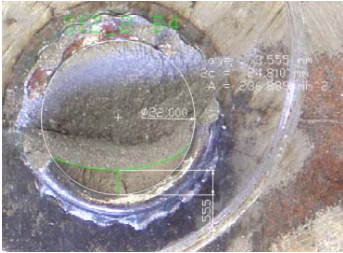
A1	kein Riss	A2	kein Riss
A3	kein Riss	A4	kein Riss
B1	kein Riss	B2	
B3	kein Riss	B4	kein Riss

A.2 S12_2

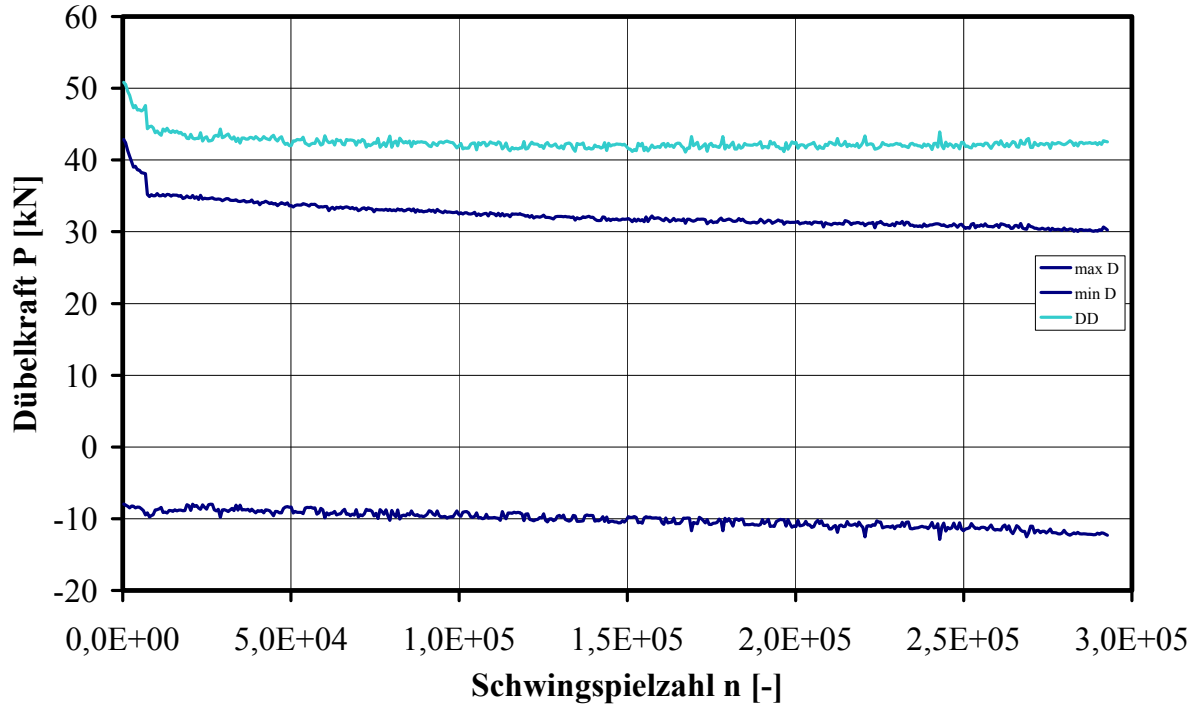
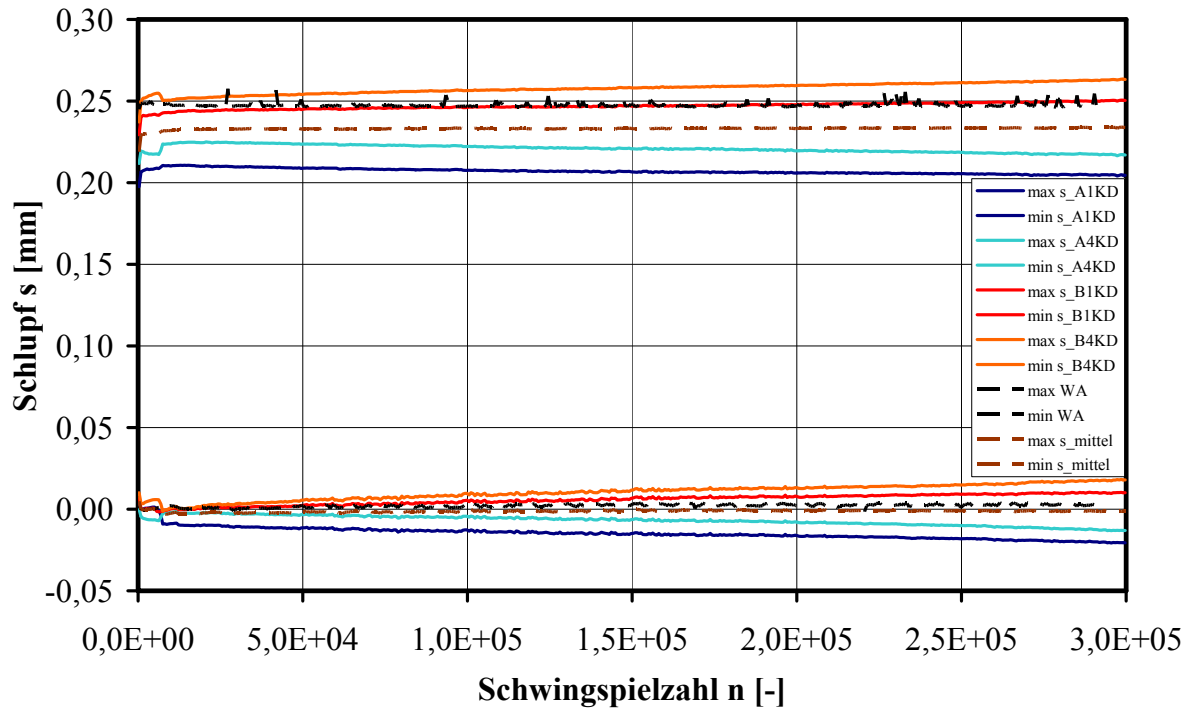


Anhang A: Versuchsergebnisse

Bolzen	Typ	n [-]	A [mm ²]
A1		100.000	0
A2			0
A3	A		60,78
A4			0
B1			0
B2			0
B3	A		26,10
B4	A		52,87


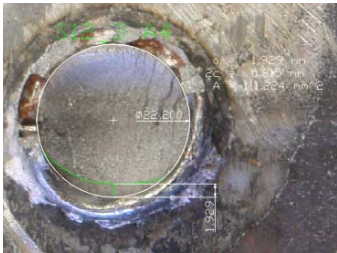
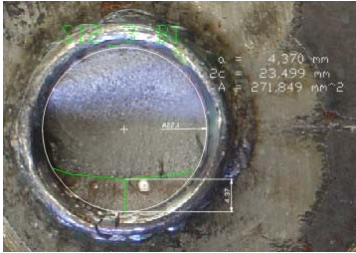

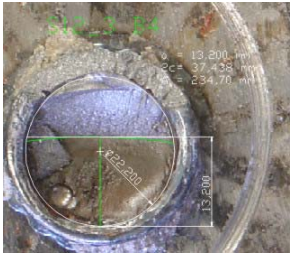
A1	kein Riss	A2	kein Riss
A3		A4	kein Riss
B1	kein Riss	B2	kein Riss
B3		B4	

A.3 S12_3

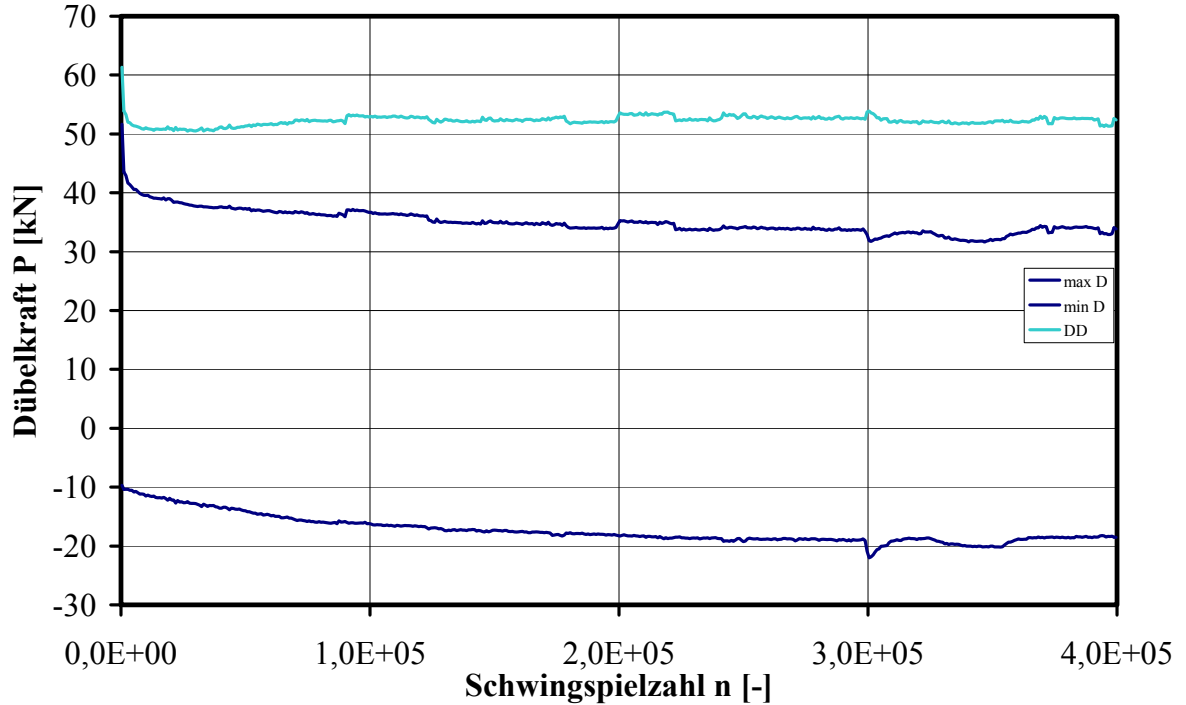
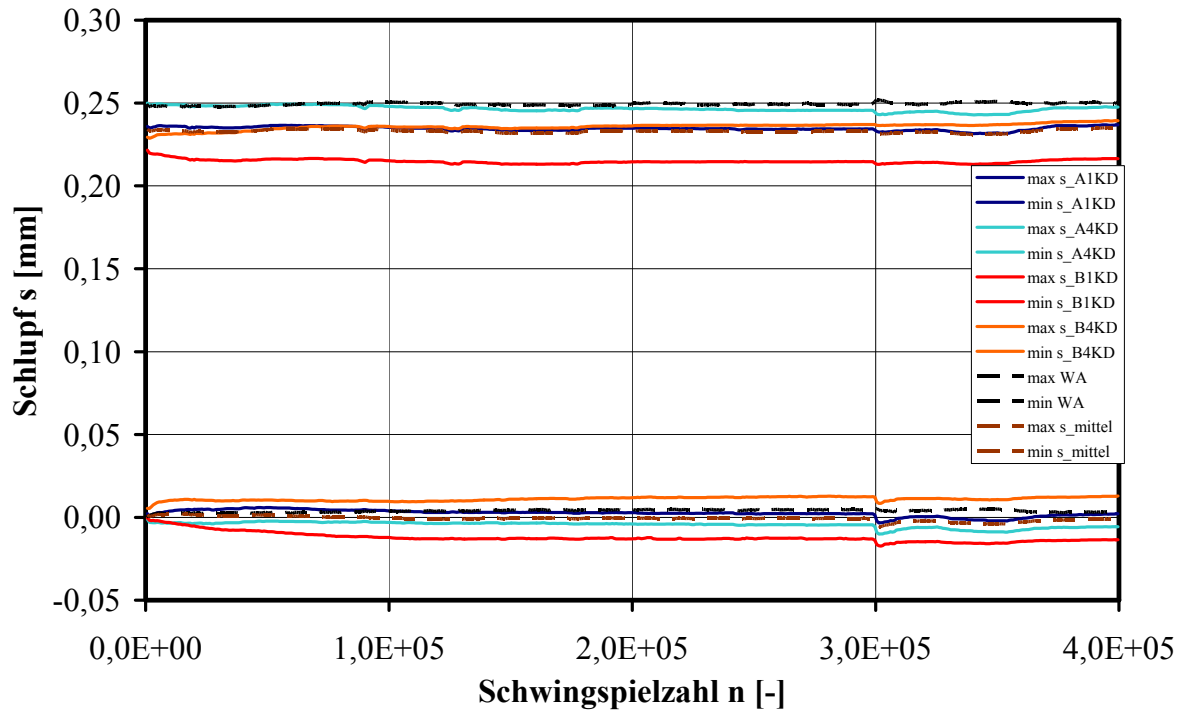


Anhang A: Versuchsergebnisse

Bolzen	Typ	n [-]	A [mm ²]
A1		300.000	0
A2			0
A3	A		49,72
A4	A		24,74
B1	A		61,31
B2			0
B3	A		83,07
B4	A		234,70

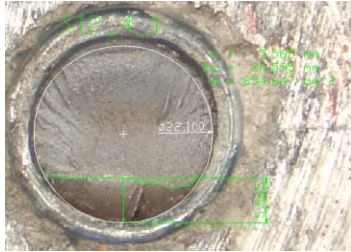

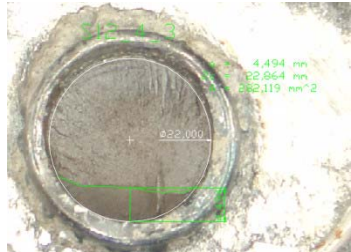

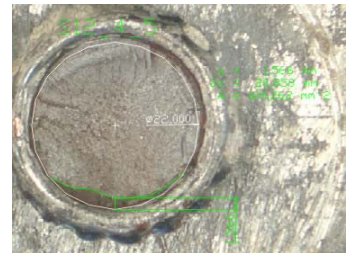
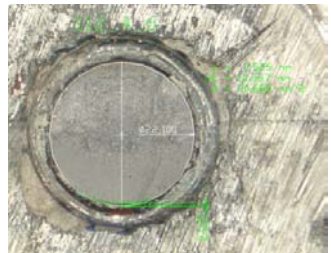
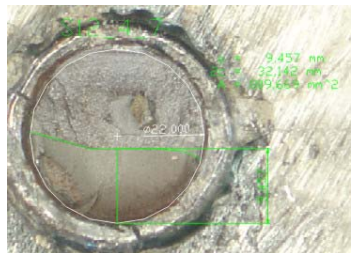
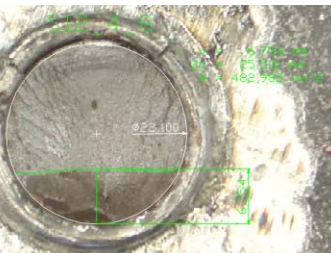
A1	kein Riss	A2	kein Riss
A3		A4	
B1		B2	kein Riss
B3		B4	

A.4 S12_4

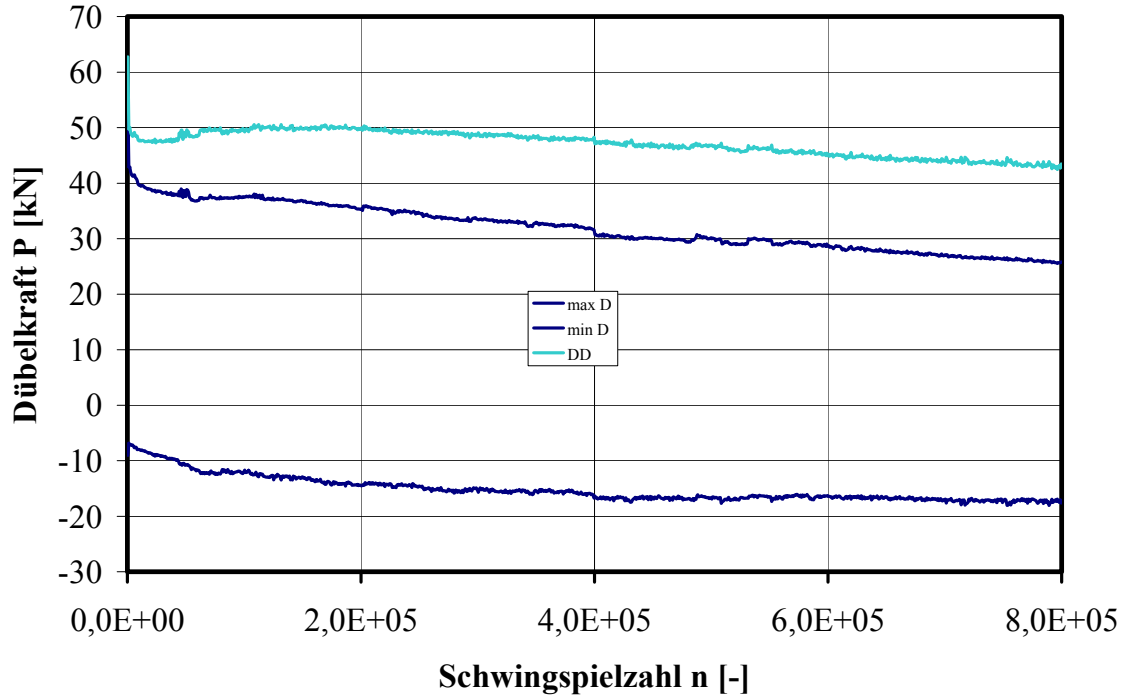
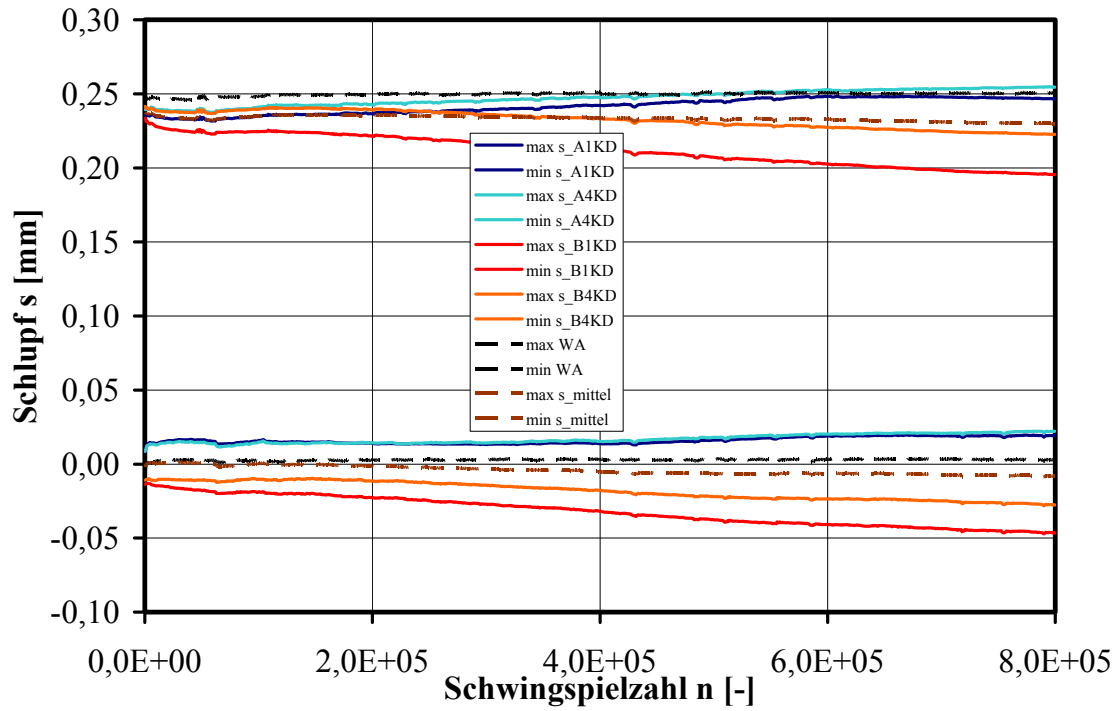


Anhang A: Versuchsergebnisse

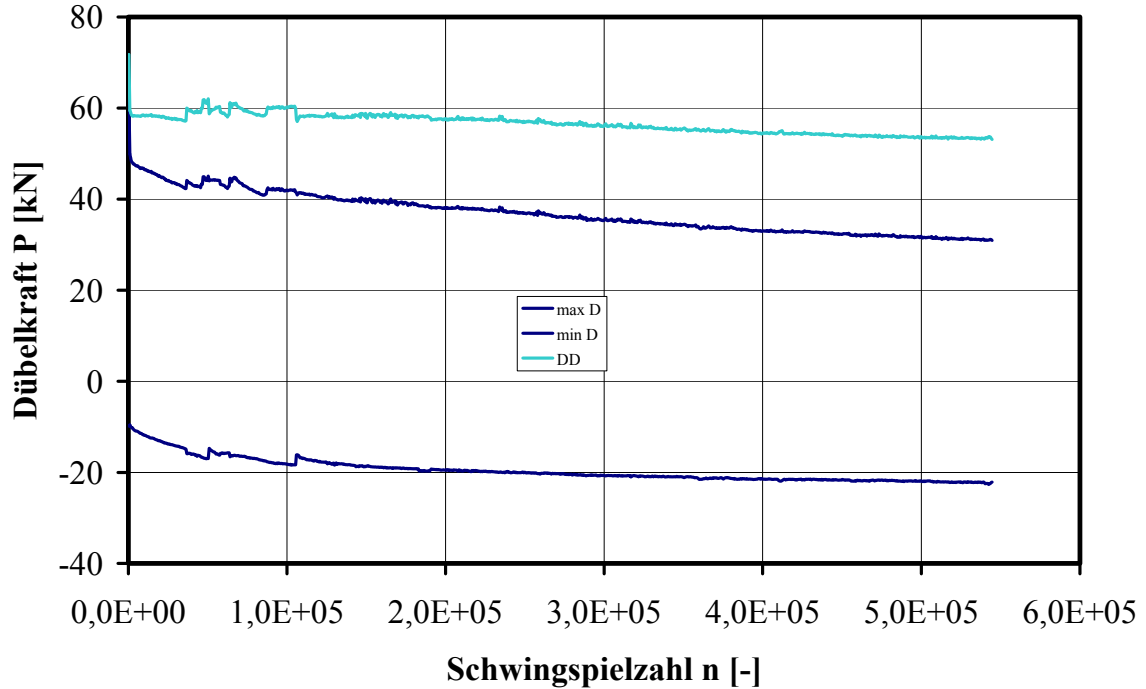
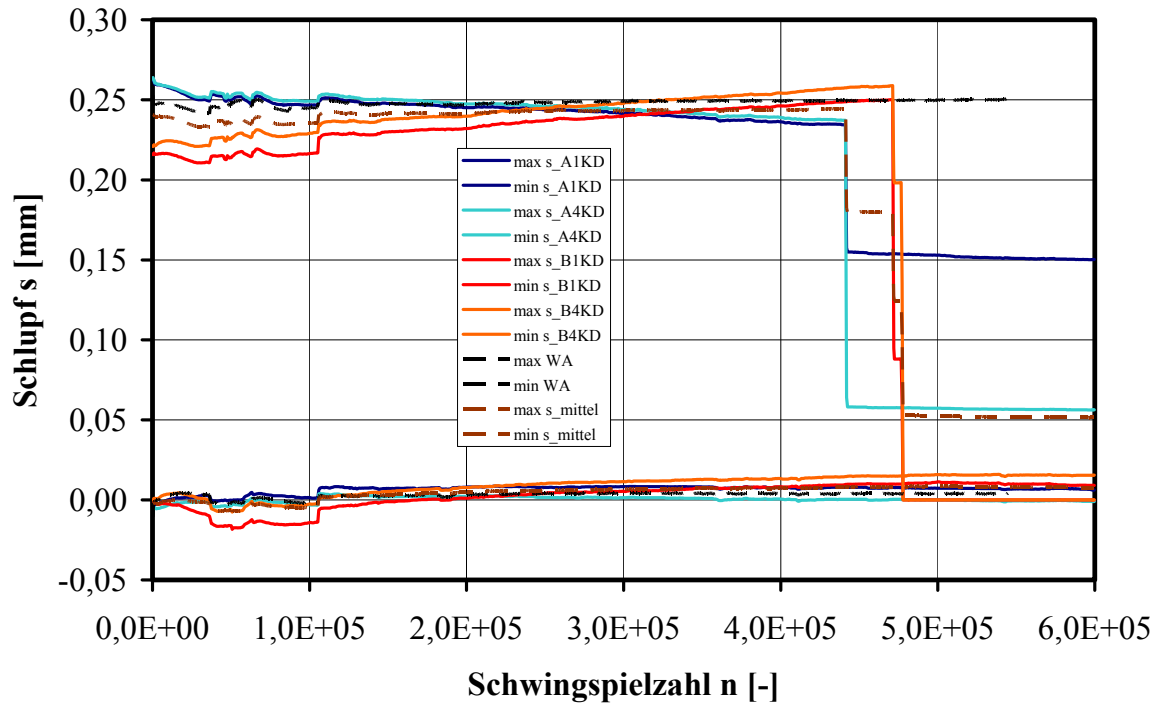
Bolzen	Typ	n [-]	A [mm ²]
A1	A	400.000	70,91
A2	A		8,87
A3	A		56,29
A4	A		27,21
B1	A		21,79
B2	A		4,10
B3	A		161,48
B4	A		95,58

A1		A2	
A3		A4	
B1		B2	
B3		B4	

A.5 S12_5

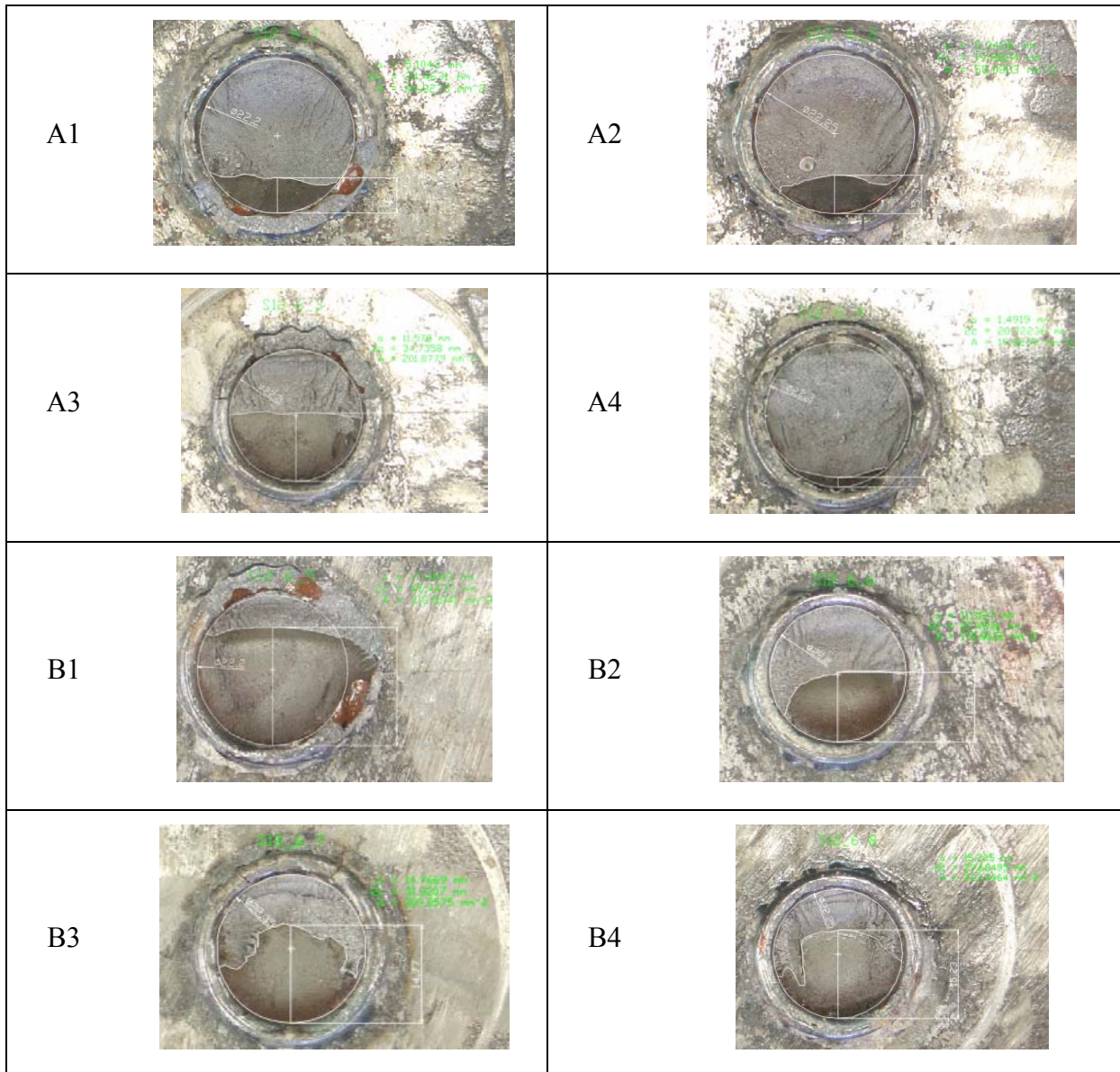


A.6 S12_6

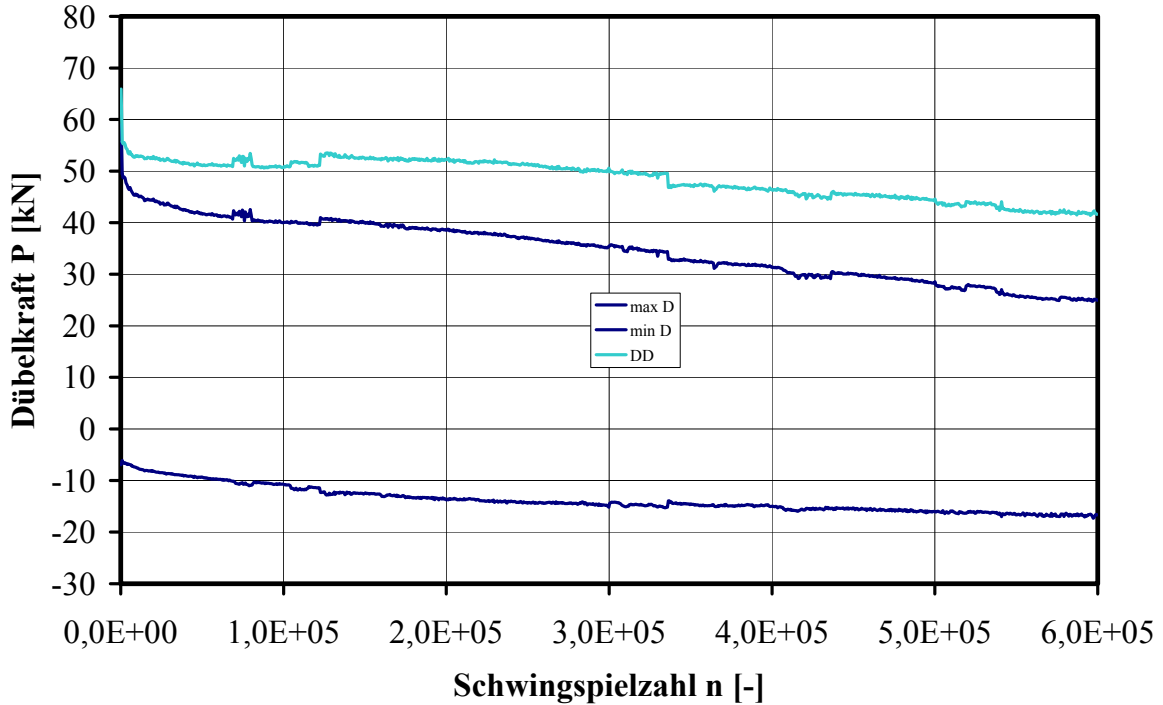
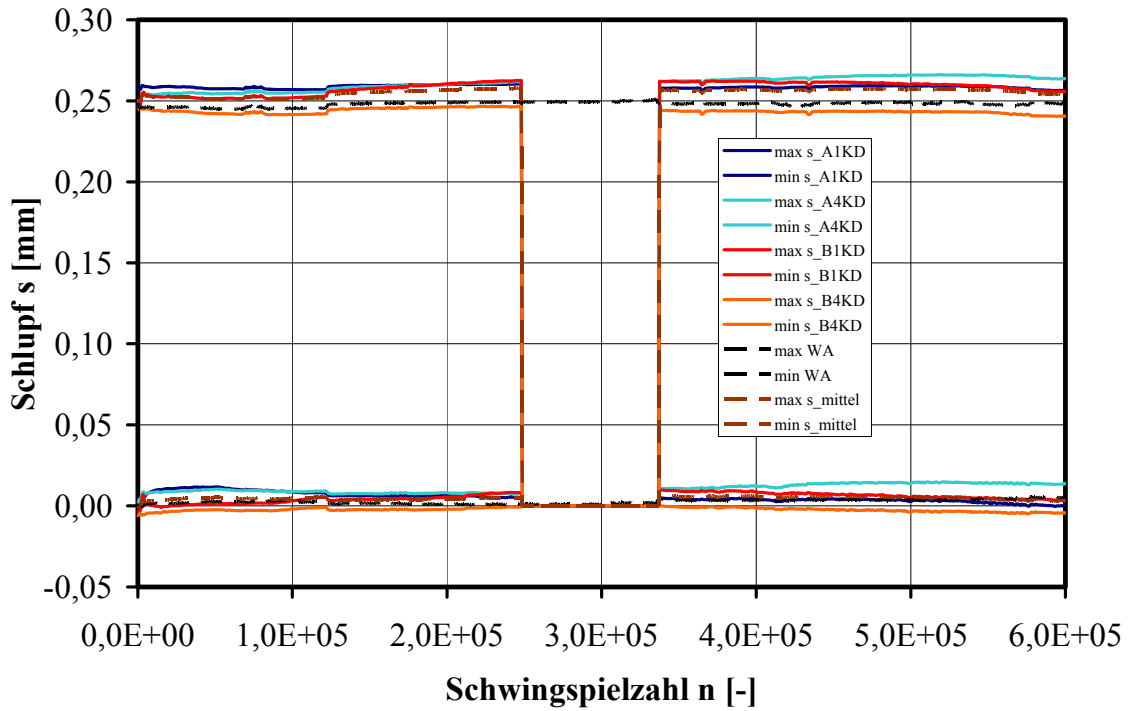


Anhang A: Versuchsergebnisse

Bolzen	Typ	n [-]	A [mm ²]
A1	A	600.000	64,03
A2	A		58,08
A3	A		201,88
A4	A		19,82
B1	A		318,59
B2	A		172,87
B3	A		209,06
B4	A		223,50

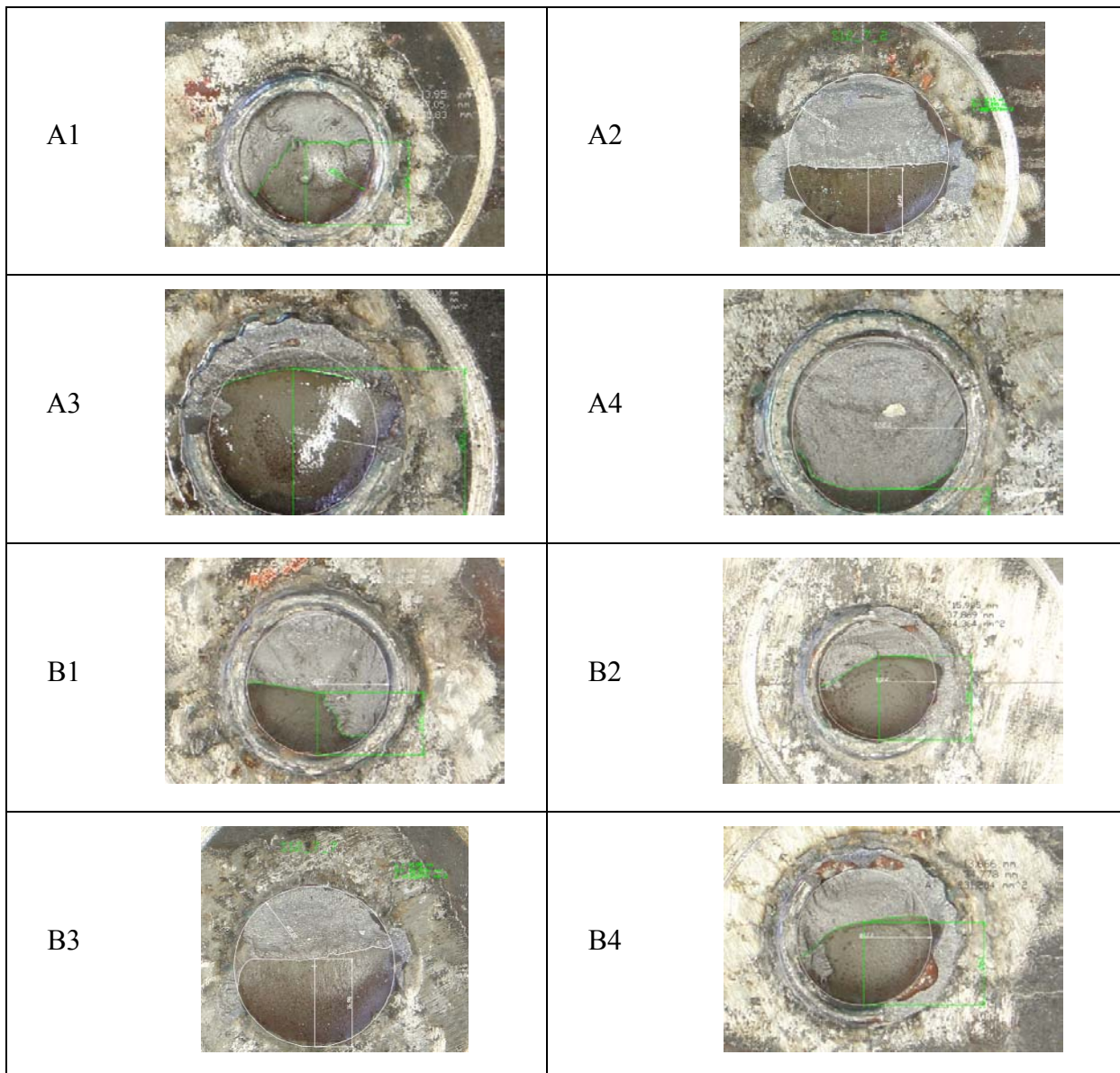


A.7 S12_7

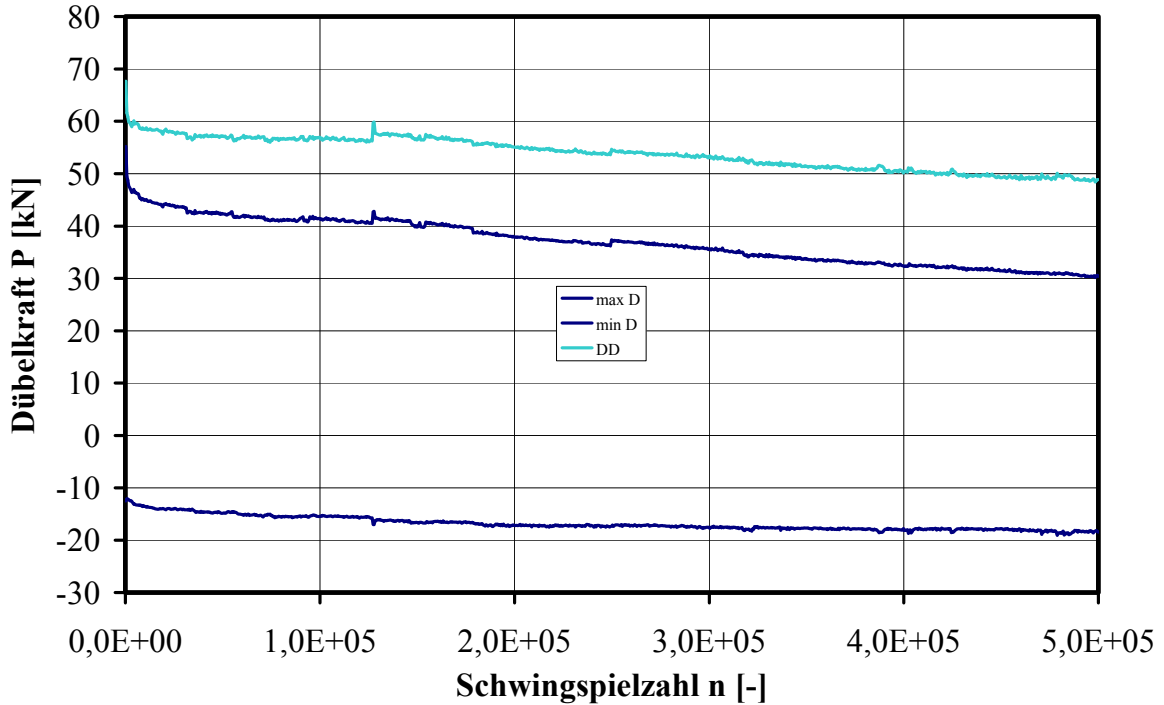
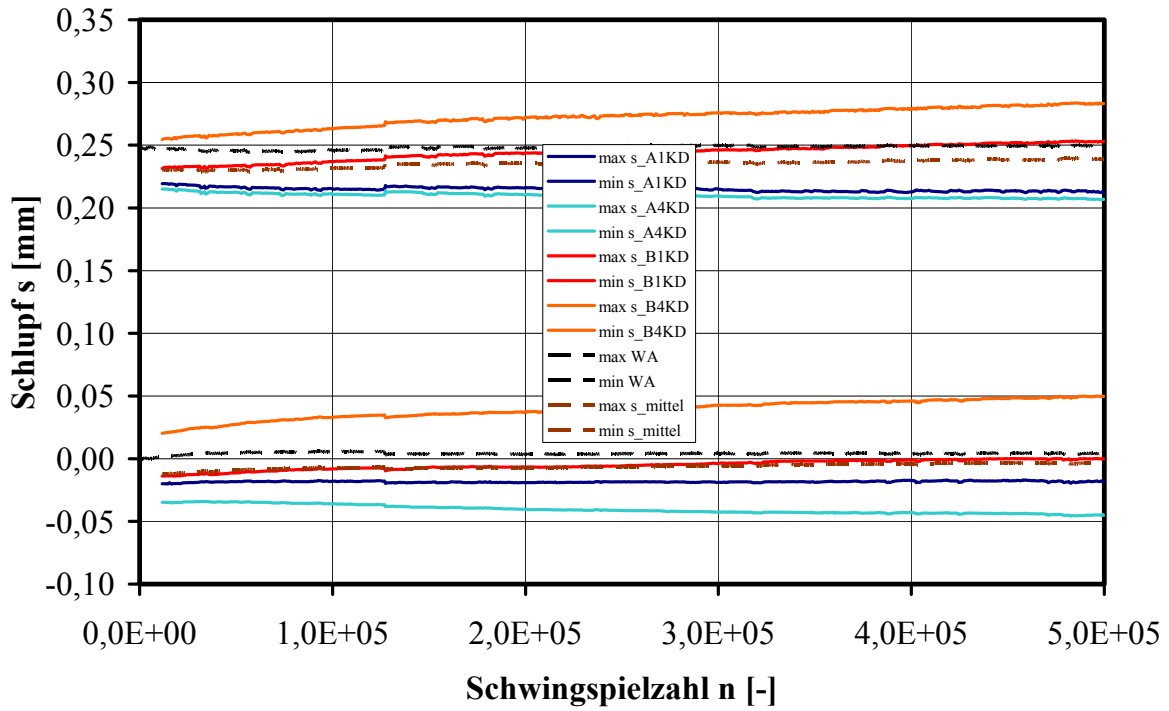


Anhang A: Versuchsergebnisse

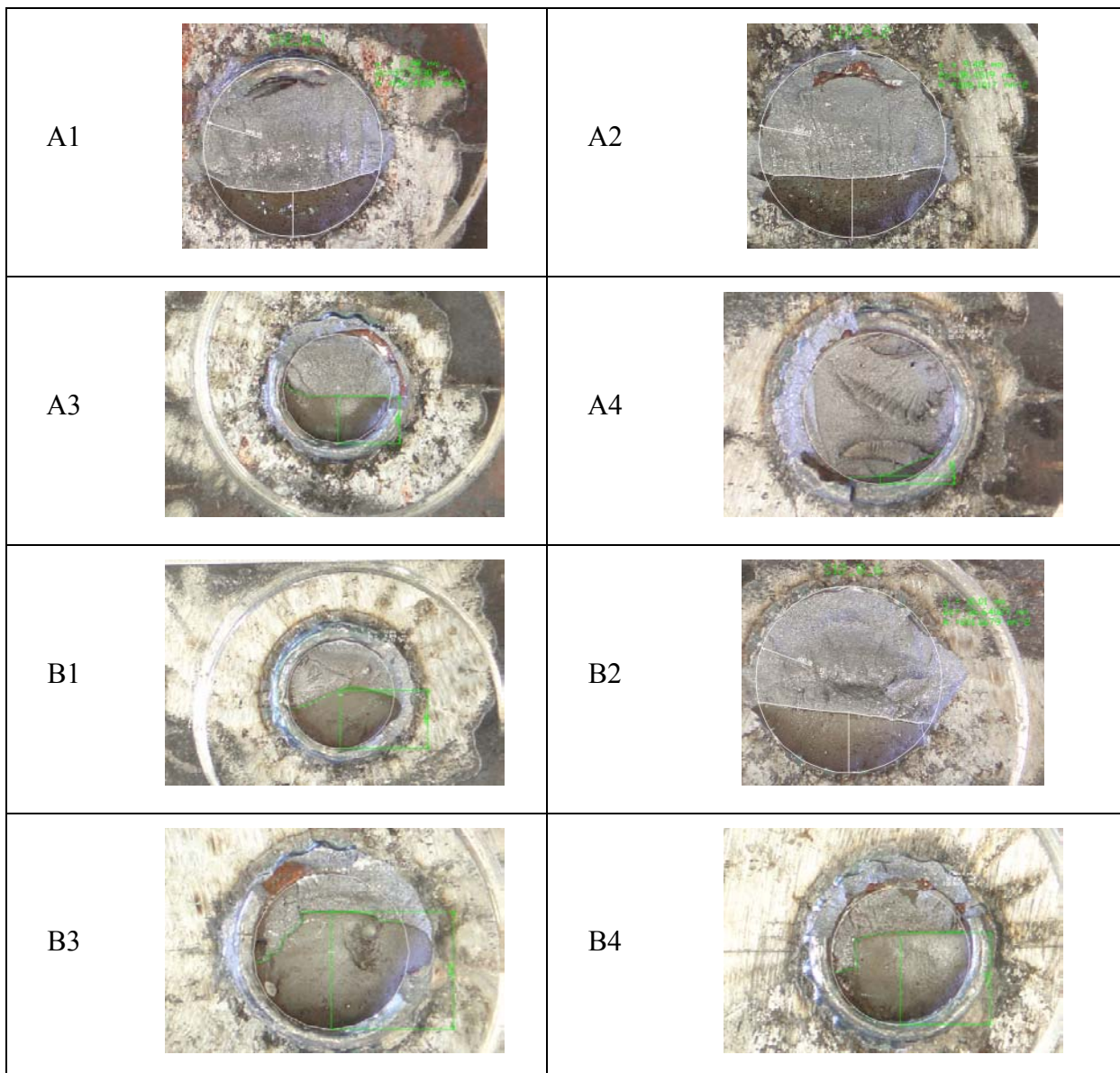
Bolzen	Typ	n [-]	A [mm ²]
A1	A	600.000	244,50
A2	B		214,96
A3	A		348,08
A4	A		47,00
B1	A		126,35
B2	A		264,36
B3	B		311,37
B4	A		231,20



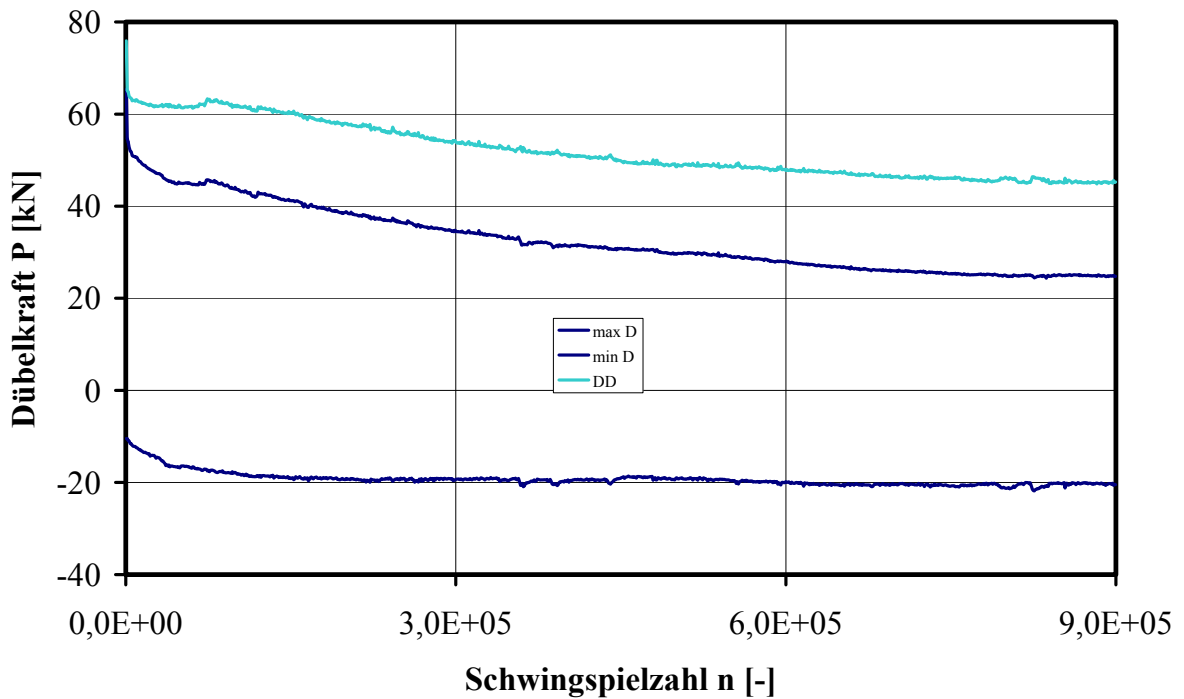
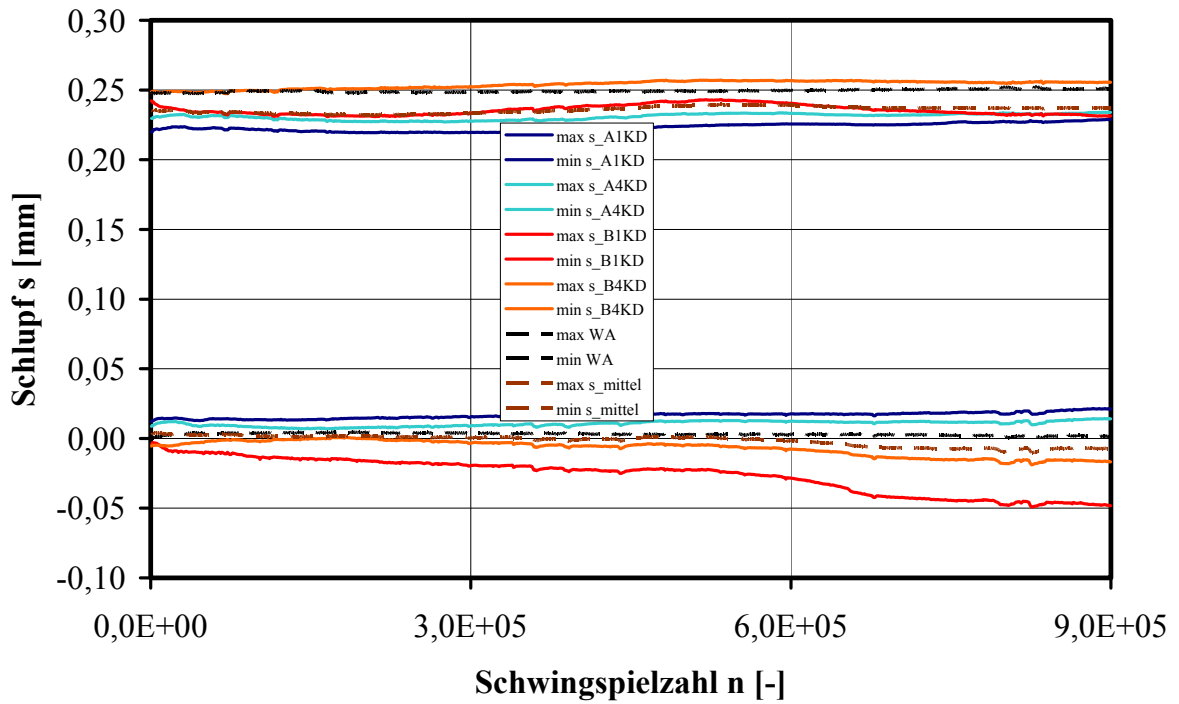
A.8 S12_8



Bolzen	Typ	n [-]	A [mm ²]
A1	B	500.000	119,78
A2	B		154,42
A3	A		164,82
A4	A		18,14
B1	A		191,13
B2	B		146,62
B3	A		278,23
B4	A		250,54



A.9 S12_9

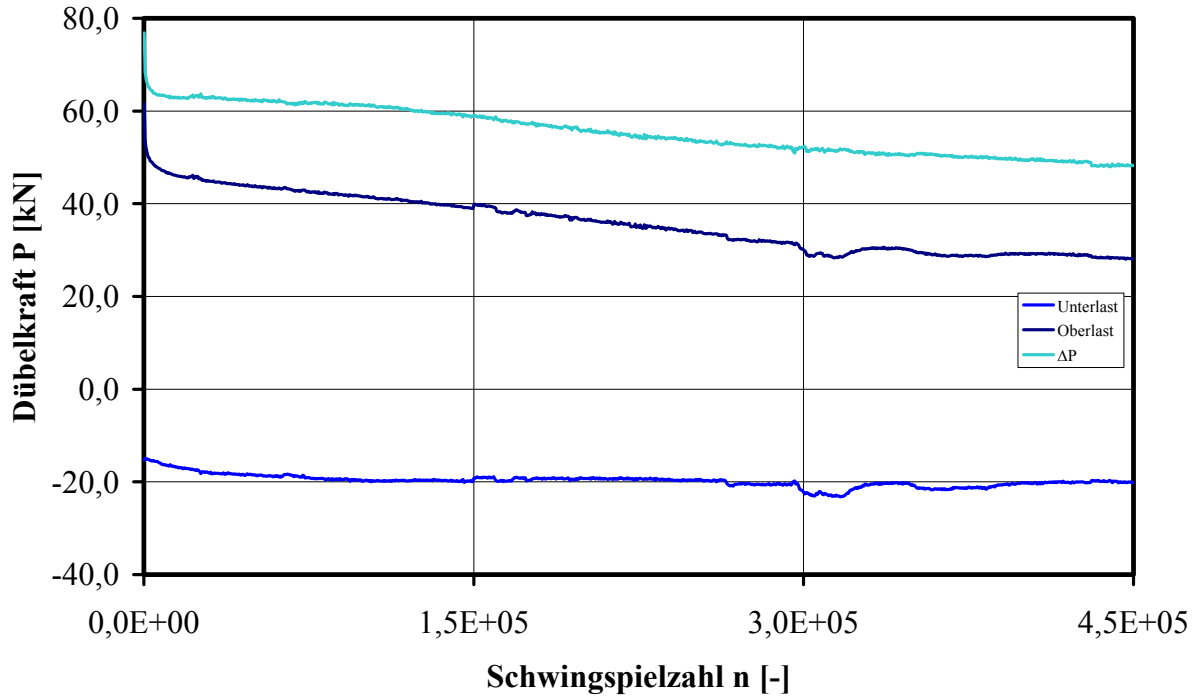
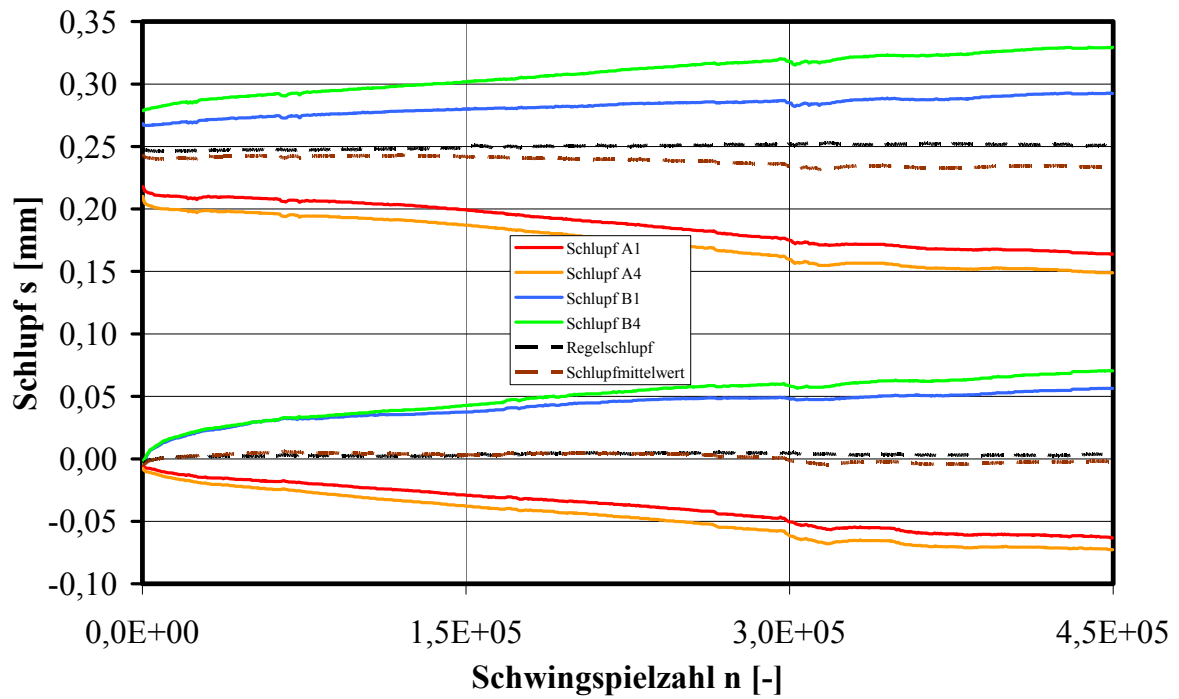


Anhang A: Versuchsergebnisse

Bolzen	Typ	n [-]	A [mm ²]
A1	B	900.000	274,21
A2	B		387,08
A3	B		324,63
A4	A		145,45
B1	B		383,60
B2	B		387,08
B3	B		387,08
B4	B		350,05








A1		A2	
A3		A4	
B1		B2	
B3		B4	

A.10 S12_10

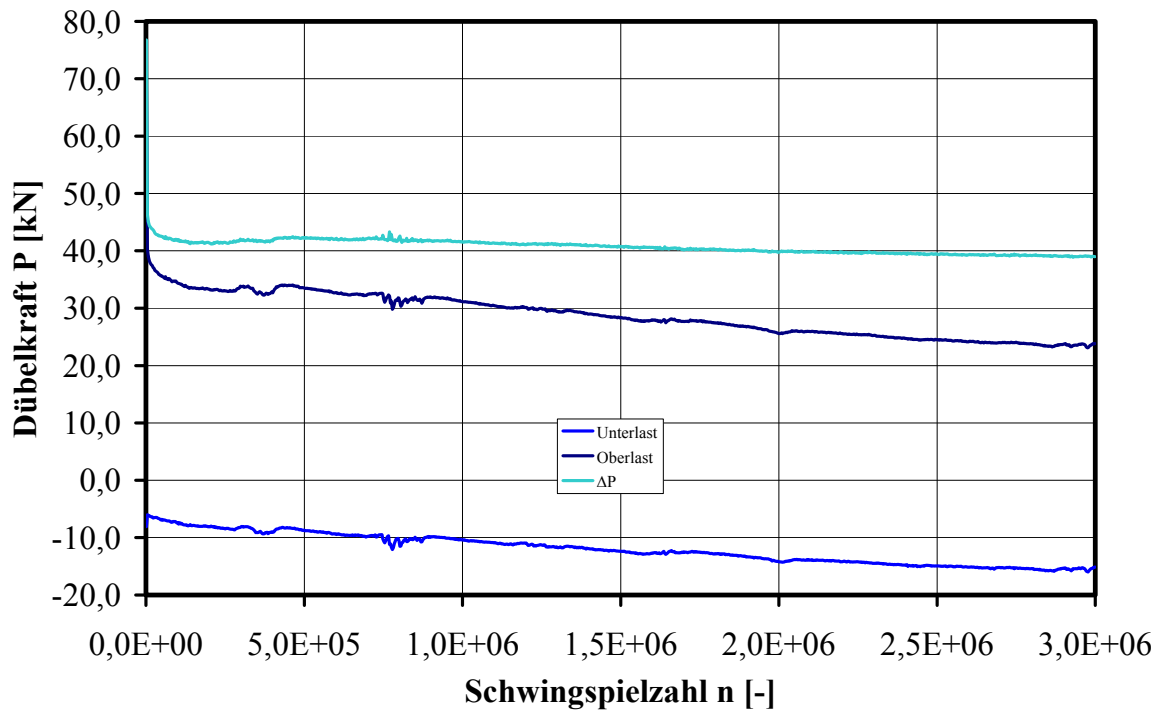
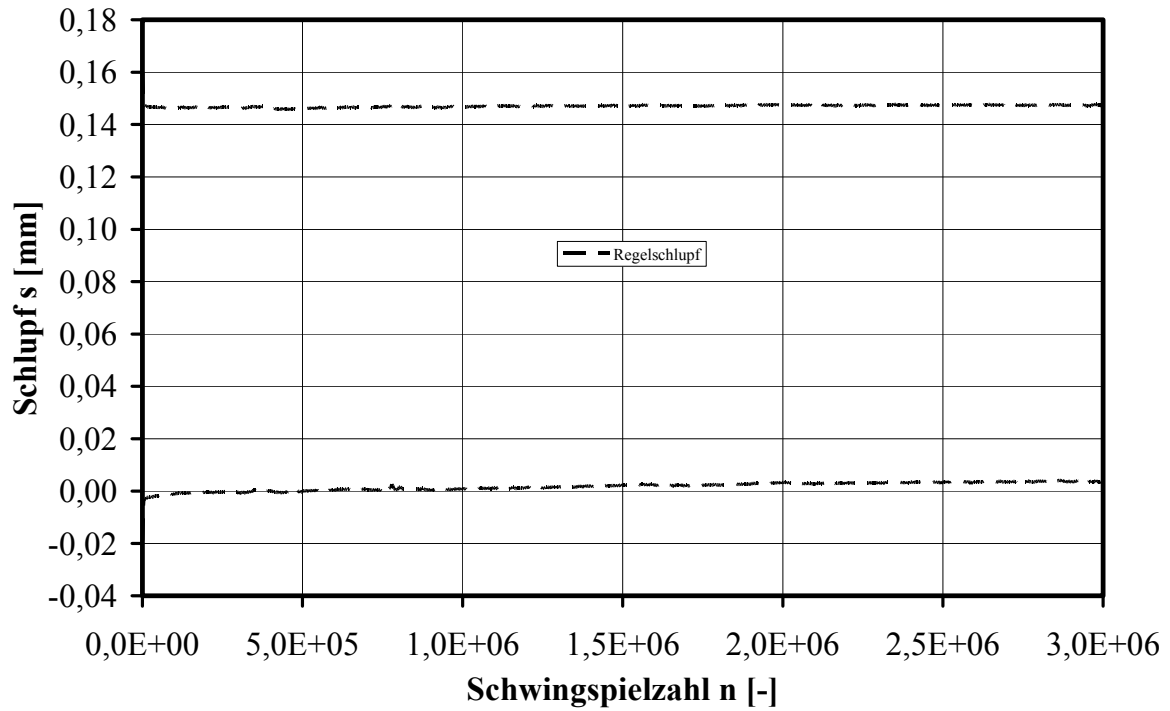


Anhang A: Versuchsergebnisse

Bolzen	Typ	n [-]	A [mm ²]
A1		450.000	0
A2	B		52,87
A3	B		113,62
A4	A		115,37
B1	B		245,38
B2	B		368,95
B3	A		216,65
B4	A		301,81


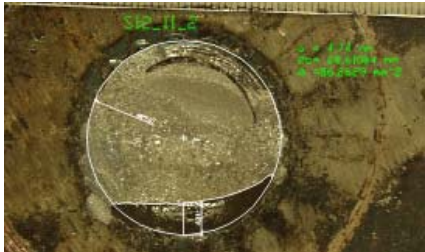

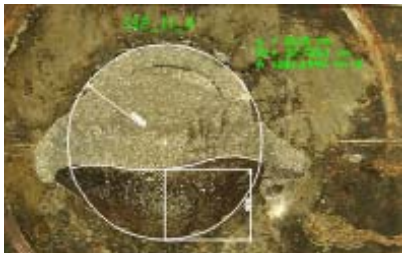


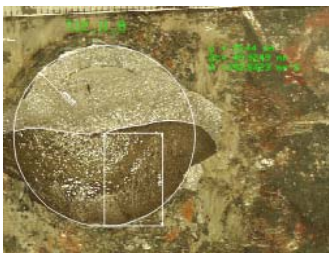
A1	kein Riss	A2	
A3		A4	
B1		B2	
B3		B4	

A.11 S12_11

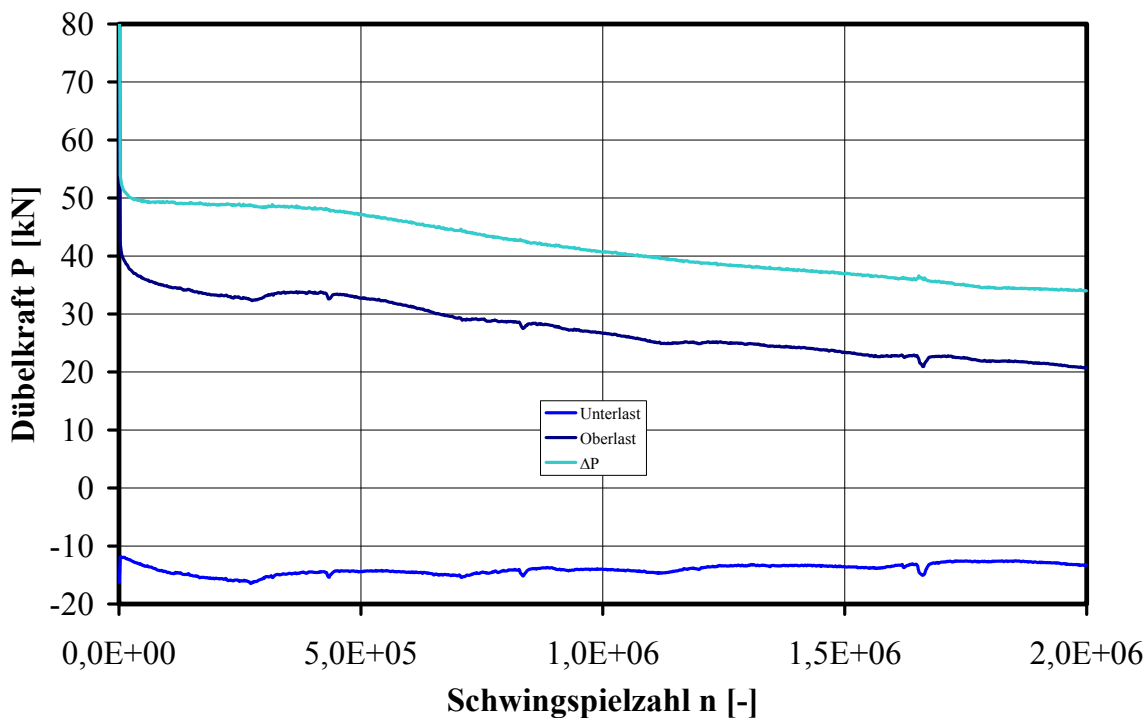
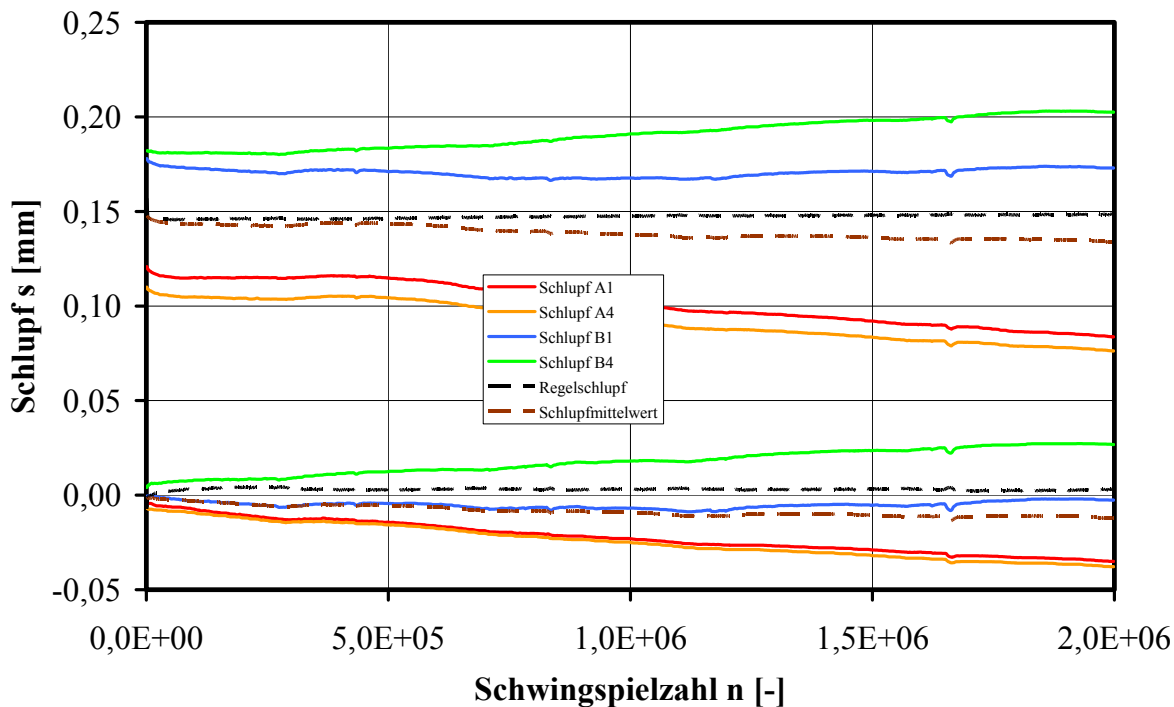


Anhang A: Versuchsergebnisse

Bolzen	Typ	n [-]	A [mm ²]
A1	A	3.000.000	82,95
A2	B		66,47
A3	B		201,88
A4	B		174,61
B1	A		7,75
B2			0
B3	A		142,28
B4	B		291,38




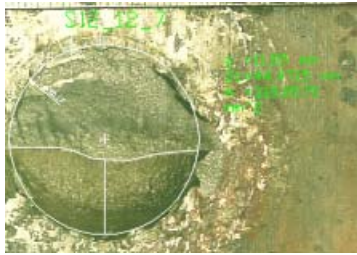

A1		A2	
A3		A4	
B1		B2	kein Riss
B3		B4	

A.12 S12_12

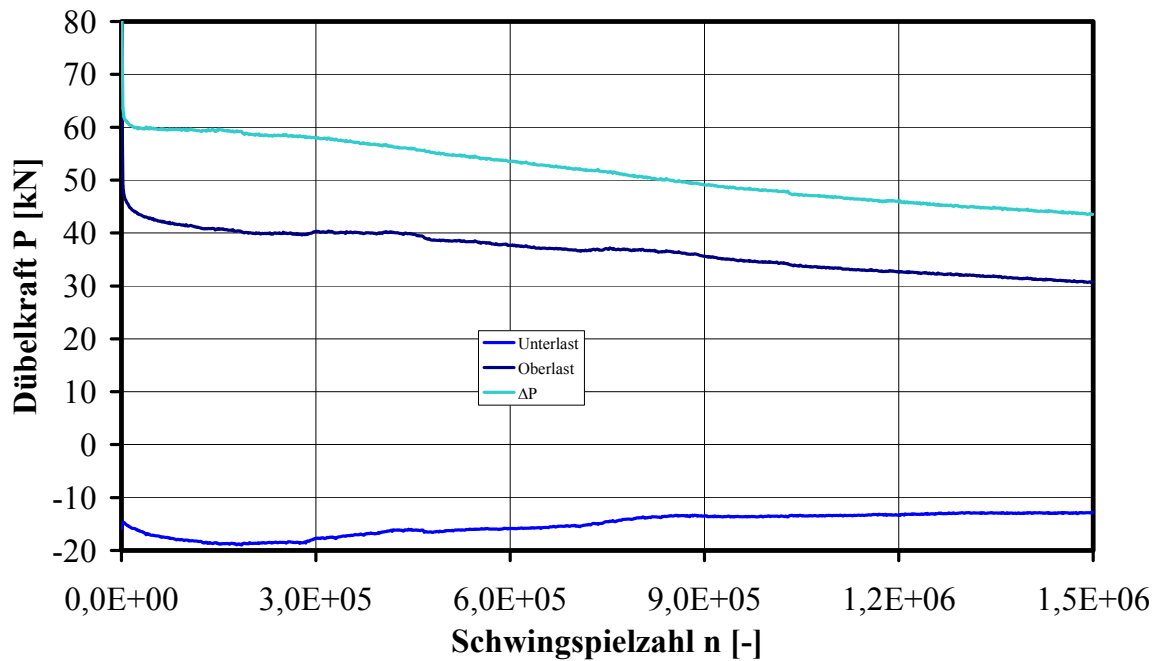
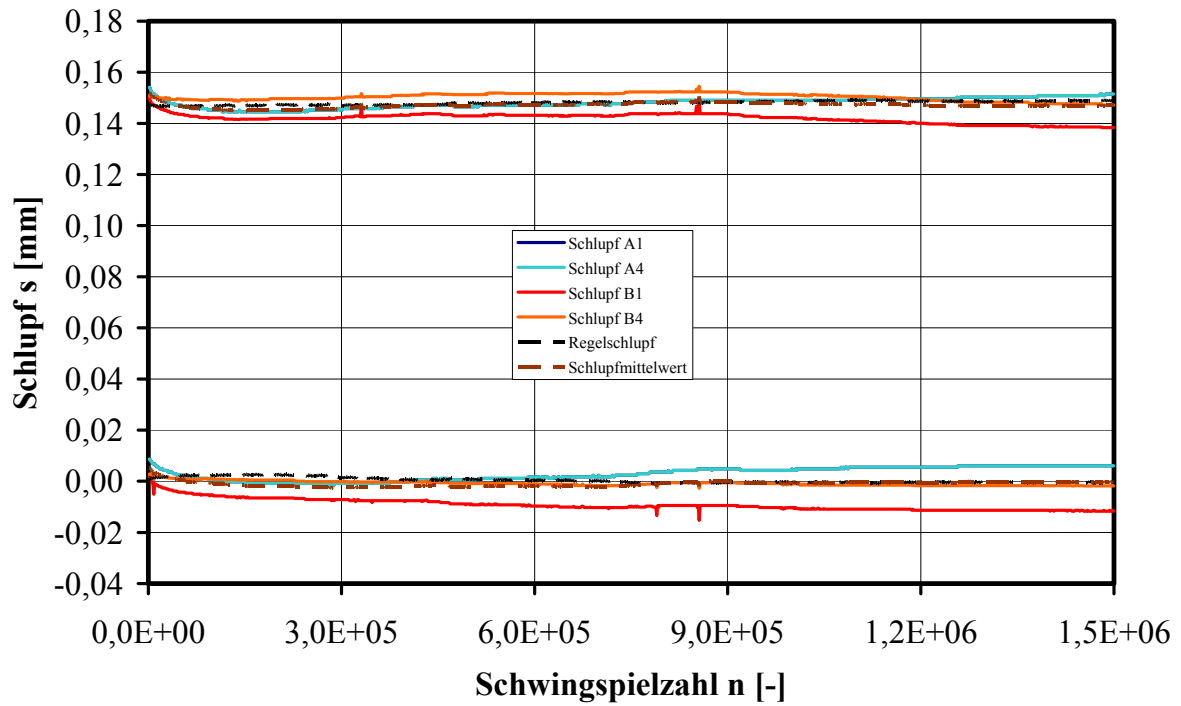


Anhang A: Versuchsergebnisse

Bolzen	Typ	n [-]	A [mm ²]
A1		2.000.000	0
A2			0
A3	A		106,87
A4			0
B1	B		229,96
B2	B		387,08
B3	B		235,48
B4	B		171,26

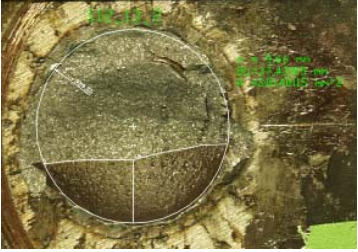
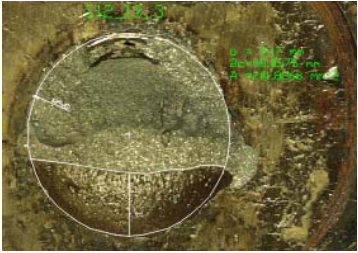
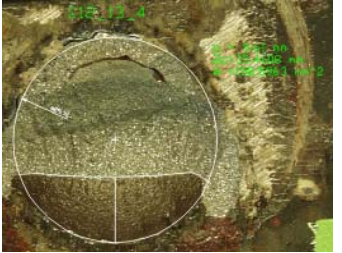
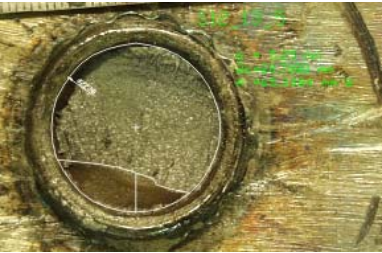
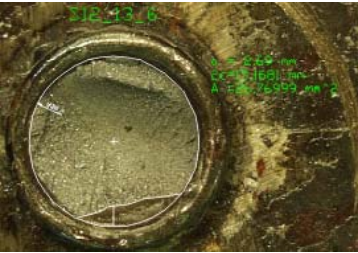
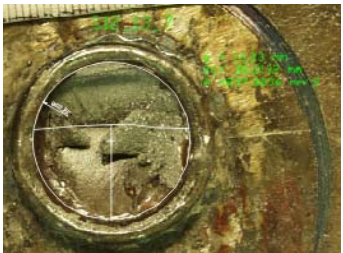
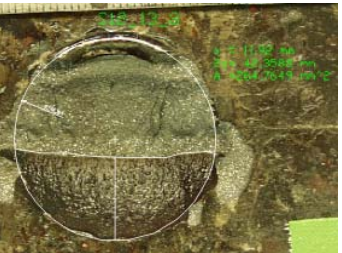
A1	kein Riss	A2	kein Riss
A3		A4	kein Riss
B1		B2	
B3		B4	

A.13 S12_13

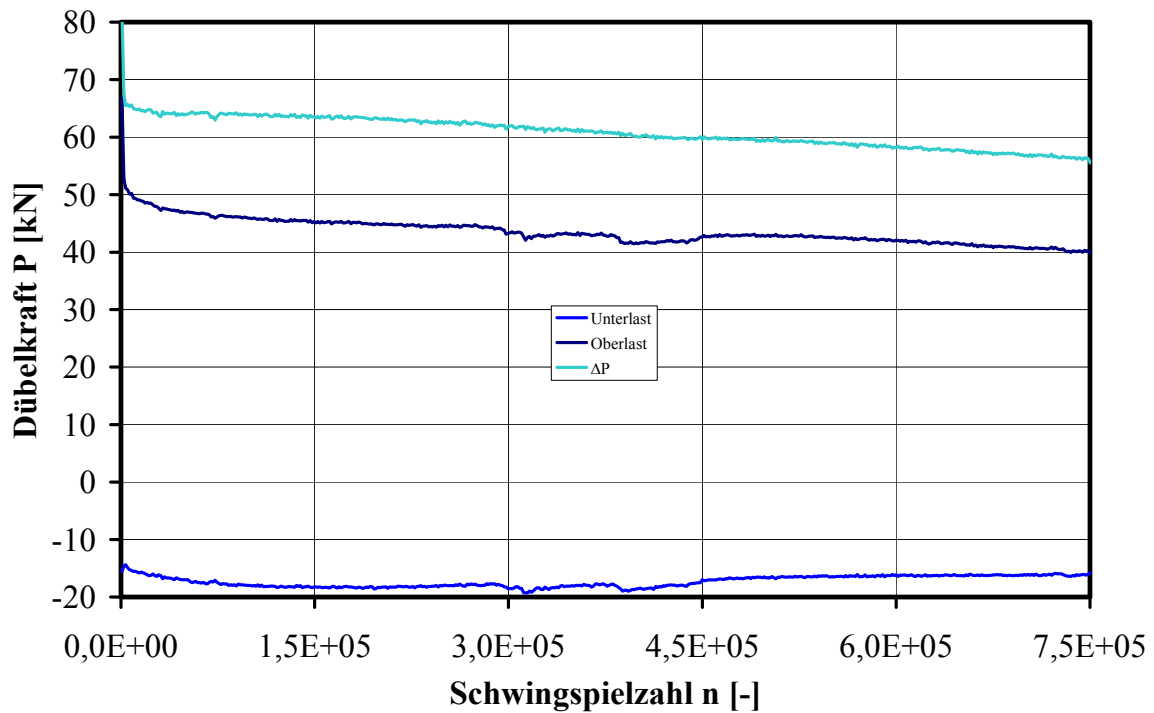
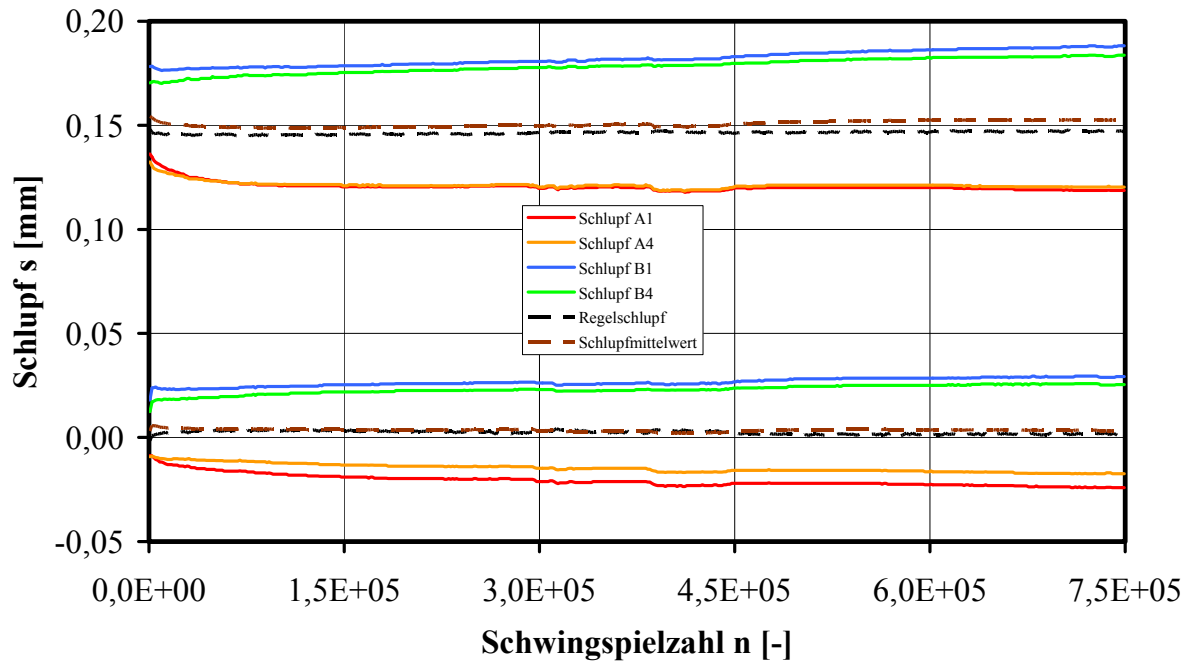


Anhang A: Versuchsergebnisse

Bolzen	Typ	n [-]	A [mm ²]
A1		1.500.000	0
A2	B		159,08
A3	B		152,14
A4	B		148,35
B1	A		65,34
B2	A		26,77
B3	A		237,32
B4	B		203,81

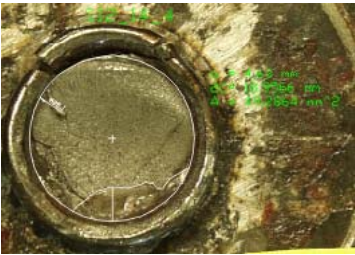
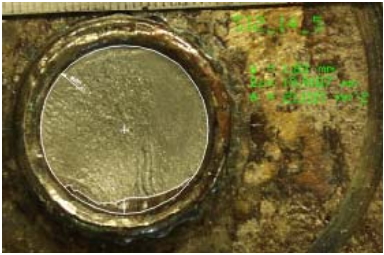
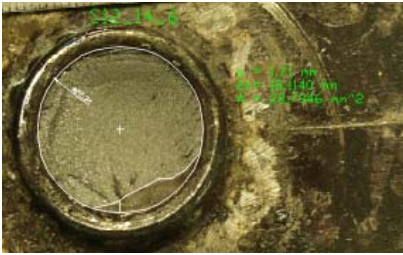
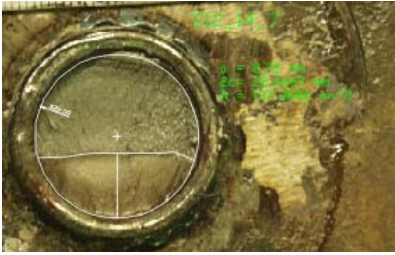
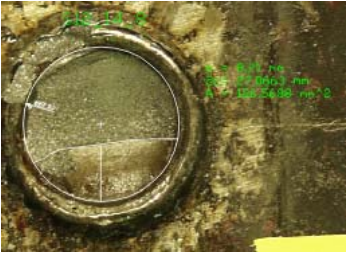
A1	kein Riss	A2	
A3		A4	
B1		B2	
B3		B4	

A.14 S12_14

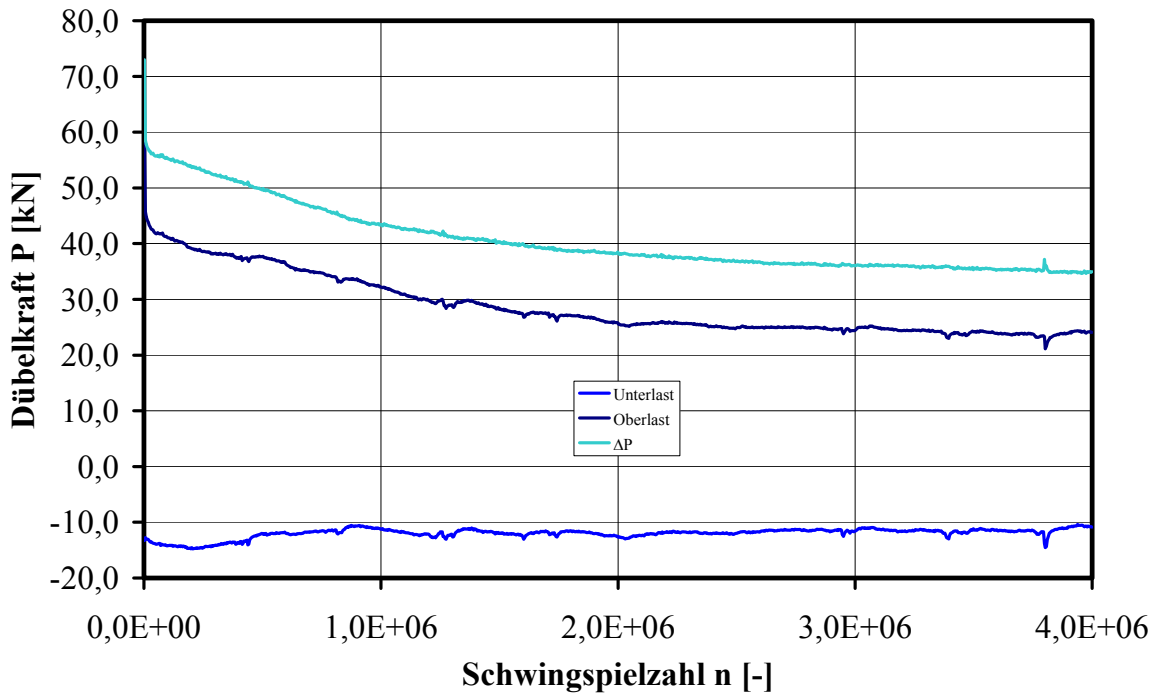
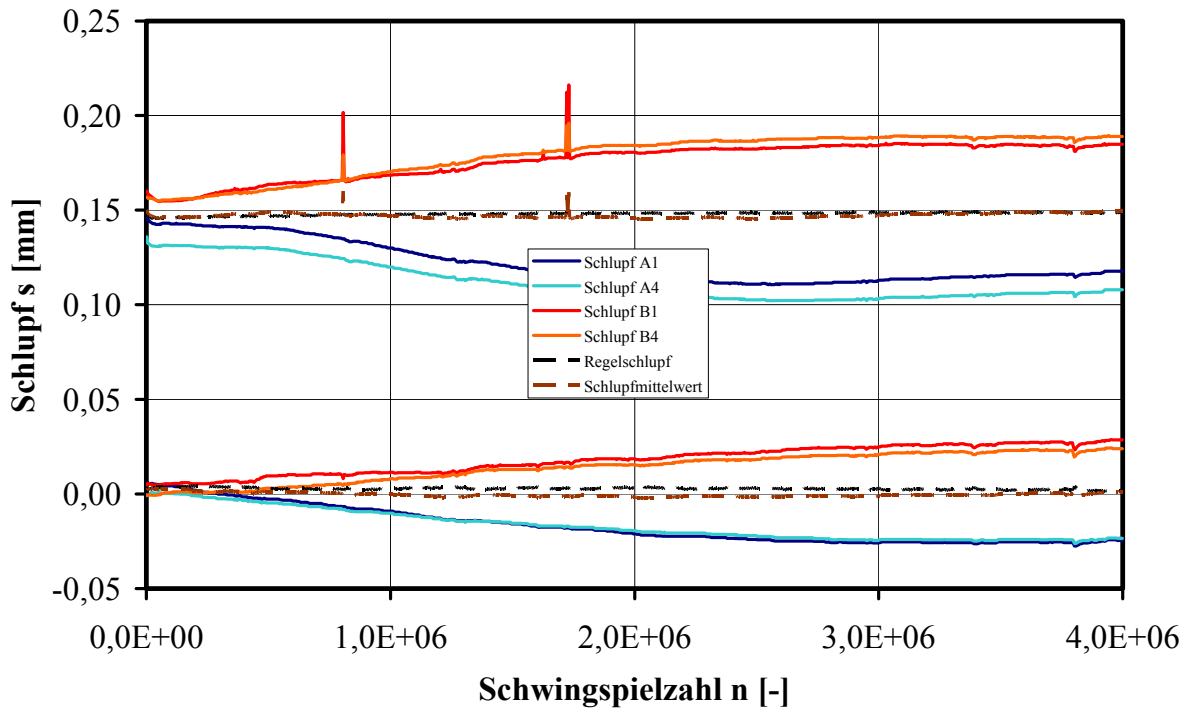


Anhang A: Versuchsergebnisse

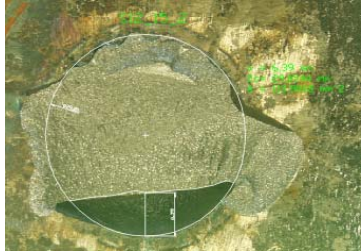


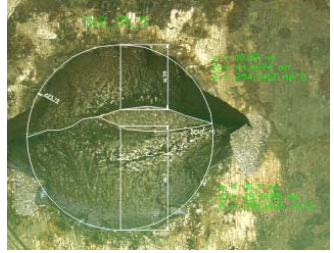



Bolzen	Typ	n [-]	A [mm ²]
A1		750.000	0
A2			0
A3			0
A4	A		49,29
B1	A		21,11
B2	A		28,79
B3	A		137,37
B4	A		126,57

A1	kein Riss	A2	kein Riss
A3	kein Riss	A4	
B1		B2	
B3		B4	

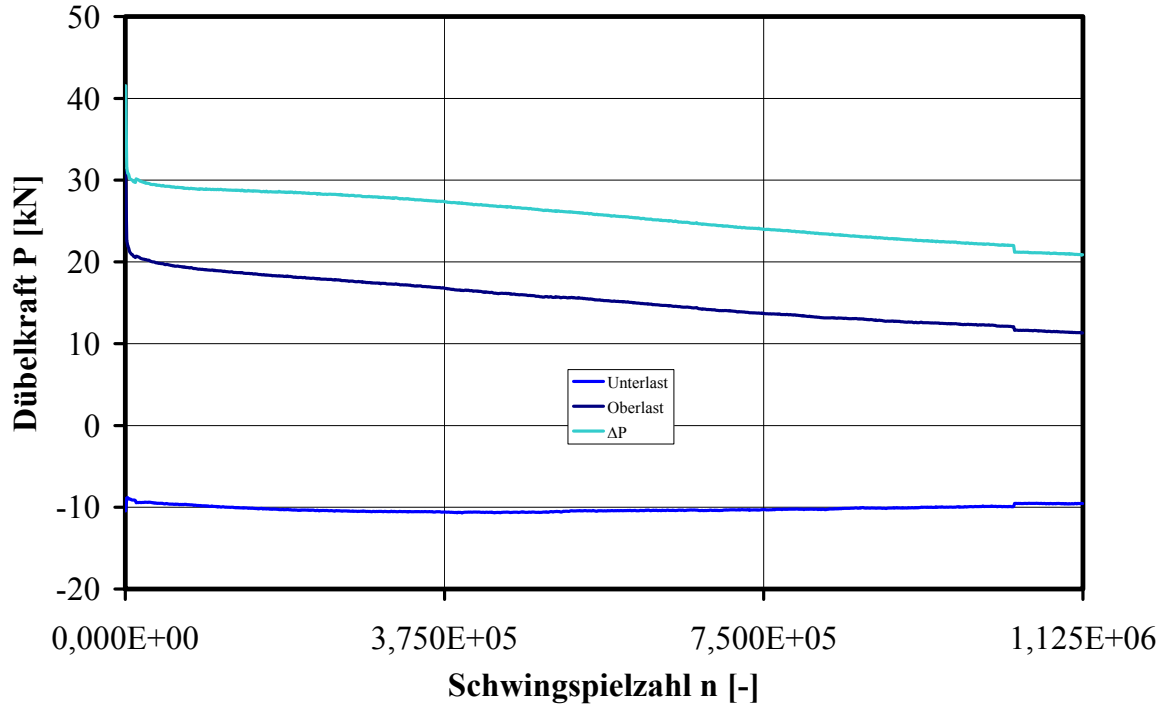
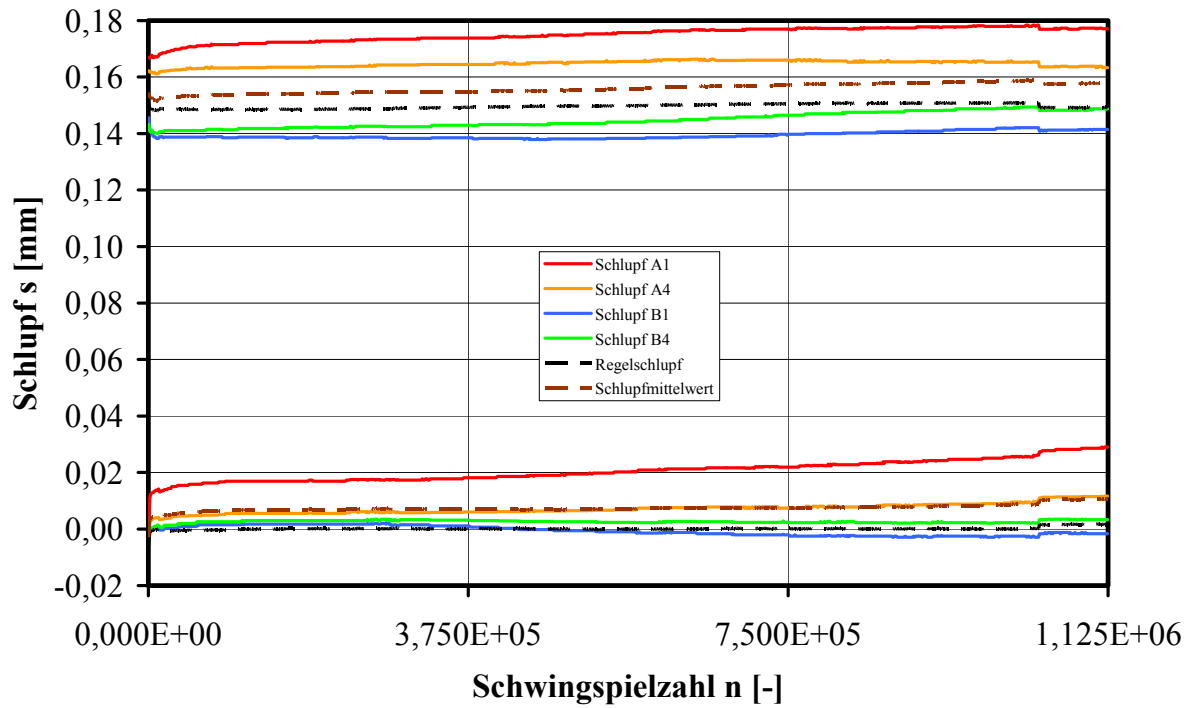
A.15 S12_15



Bolzen	Typ	n [-]	A [mm ²]
A1		4.000.000	0
A2	B		85,09
A3	B		210,88
A4	A		82,91
B1	B		190,41
B2	B		165,85
B3	B		390,57
B4	B		390,57


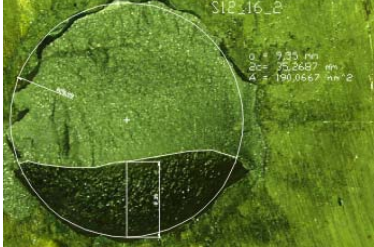
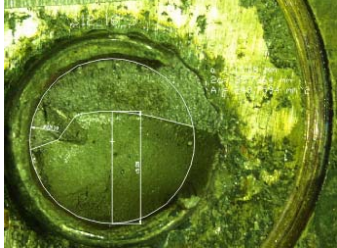

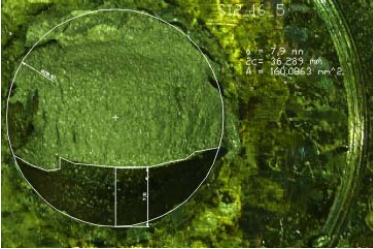
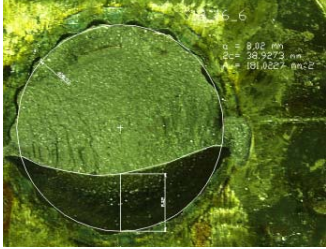
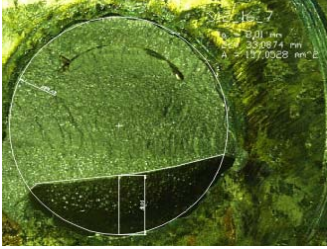
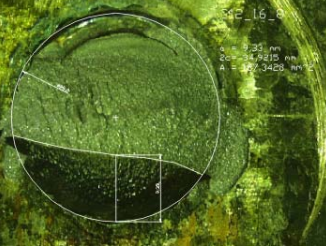
A1	kein Riss	A2	
A3		A4	
B1		B2	
B3		B4	

A.16 S12_16

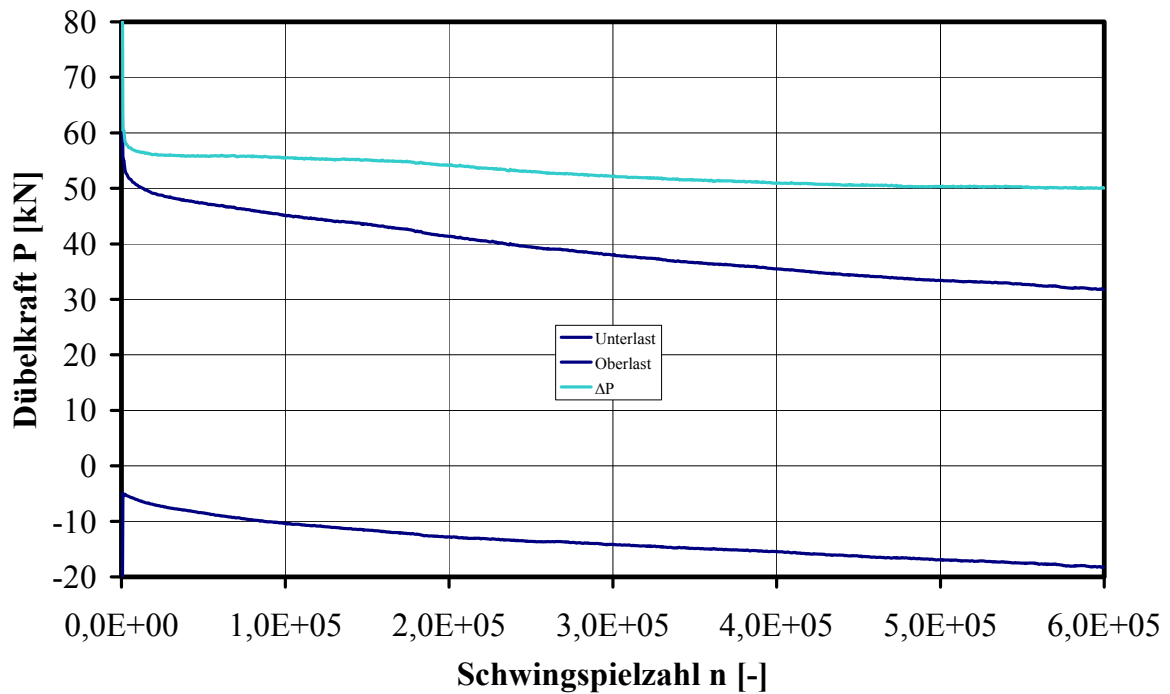
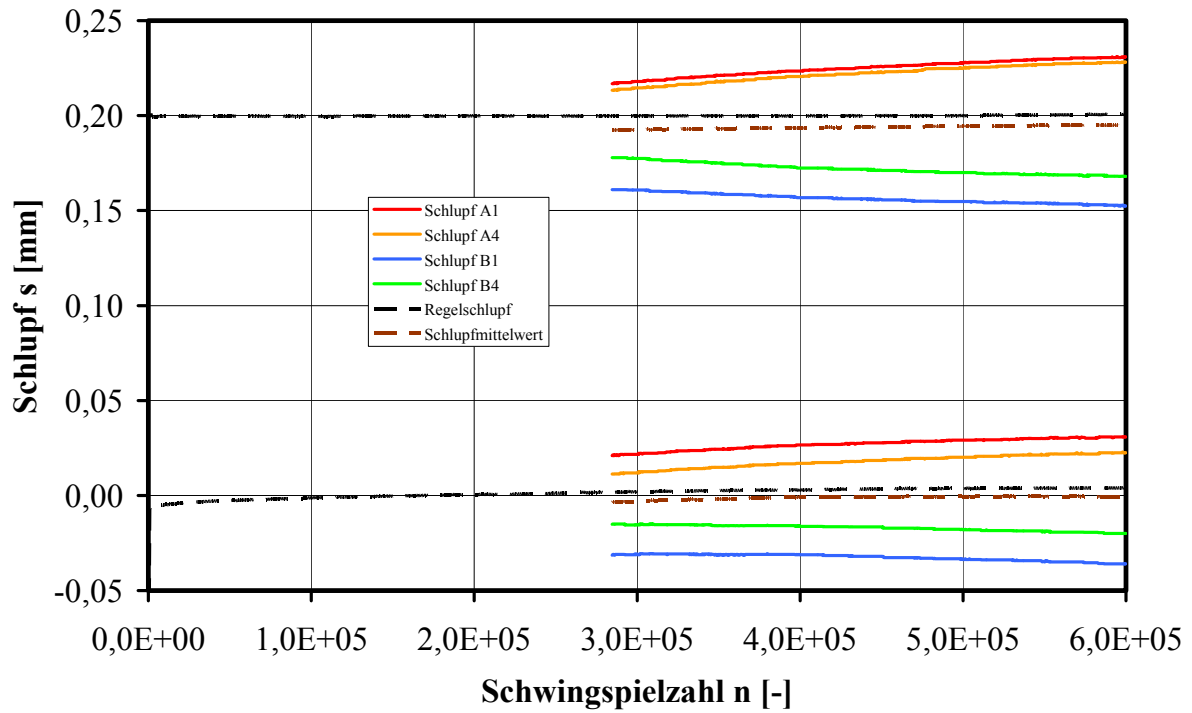


Anhang A: Versuchsergebnisse

Bolzen	Typ	n [-]	A [mm ²]
A1	B	1.125.000	157,82
A2	B		144,94
A3	B		249,76
A4	B		136,38
B1	B		122,93
B2	B		138,91
B3	B		118,39
B4	B		142,43

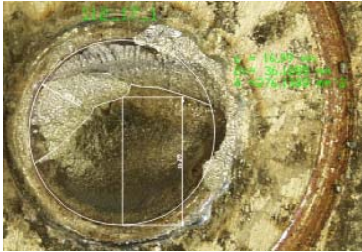
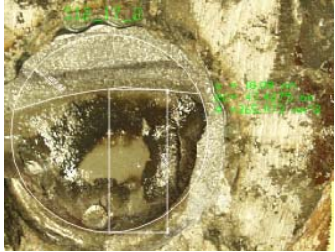
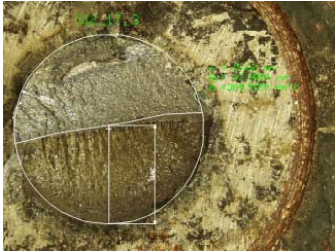
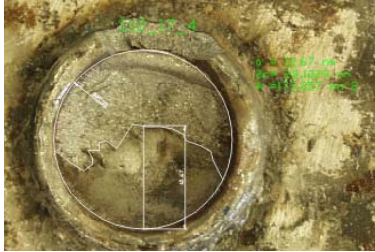


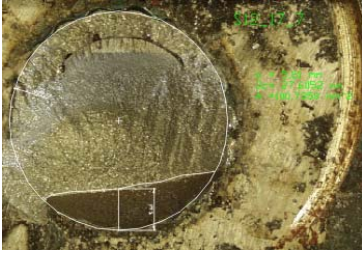
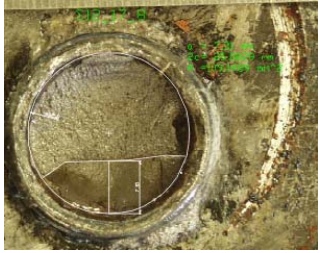
A1		A2	
A3		A4	
B1		B2	
B3		B4	

A.17 S12_17

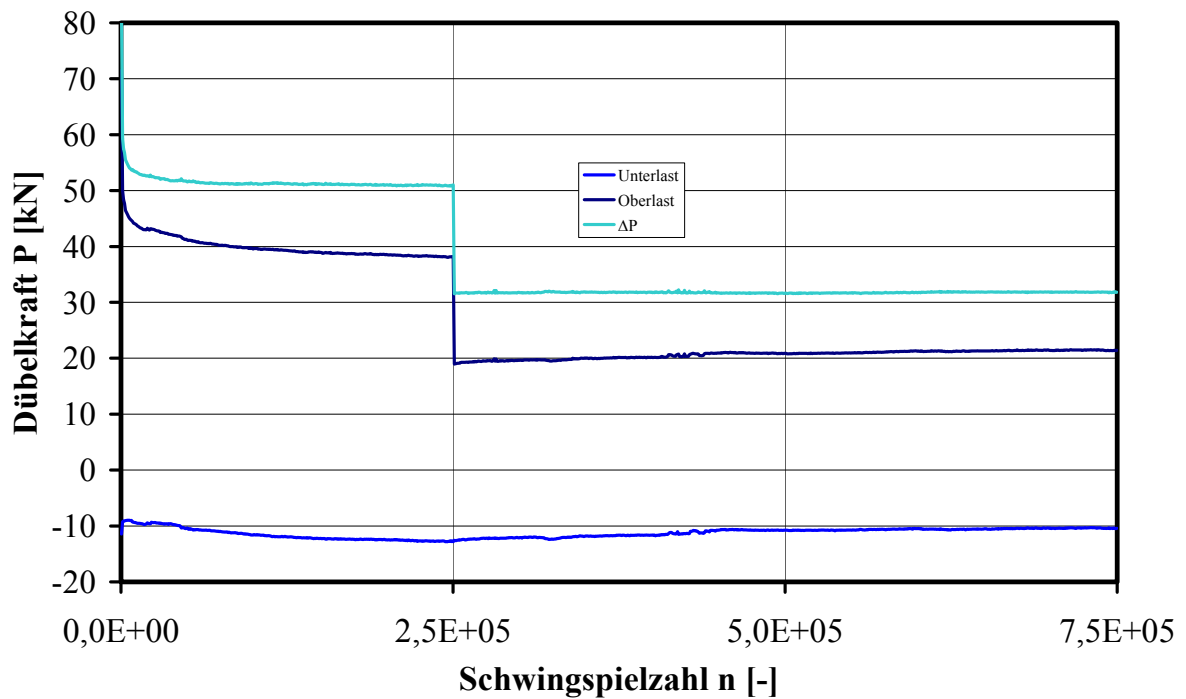
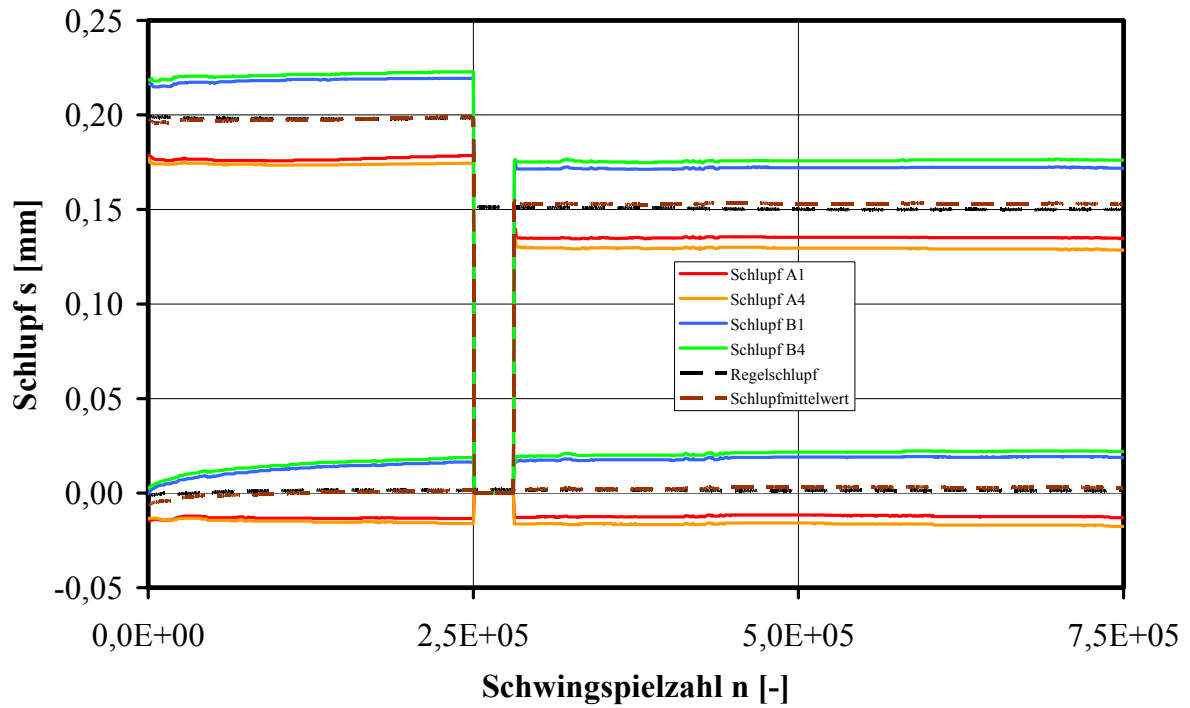


Anhang A: Versuchsergebnisse

Bolzen	Typ	n [-]	A [mm ²]
A1	B	600.000	264,68
A2	B		326,03
A3	B		274,56
A4	A		173,86
B1	A		184,69
B2	A		104,36
B3	B		75,12
B4	A		109,15

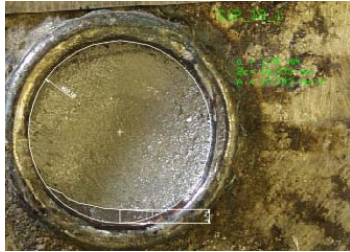
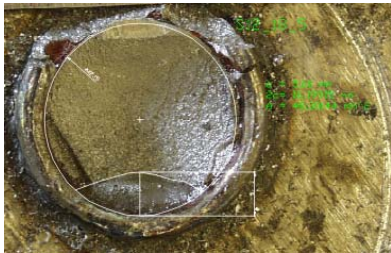
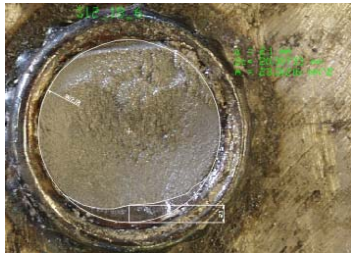

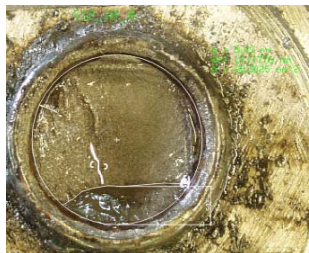
A1		A2	
A3		A4	
B1		B2	
B3		B4	

A.18 S12_18

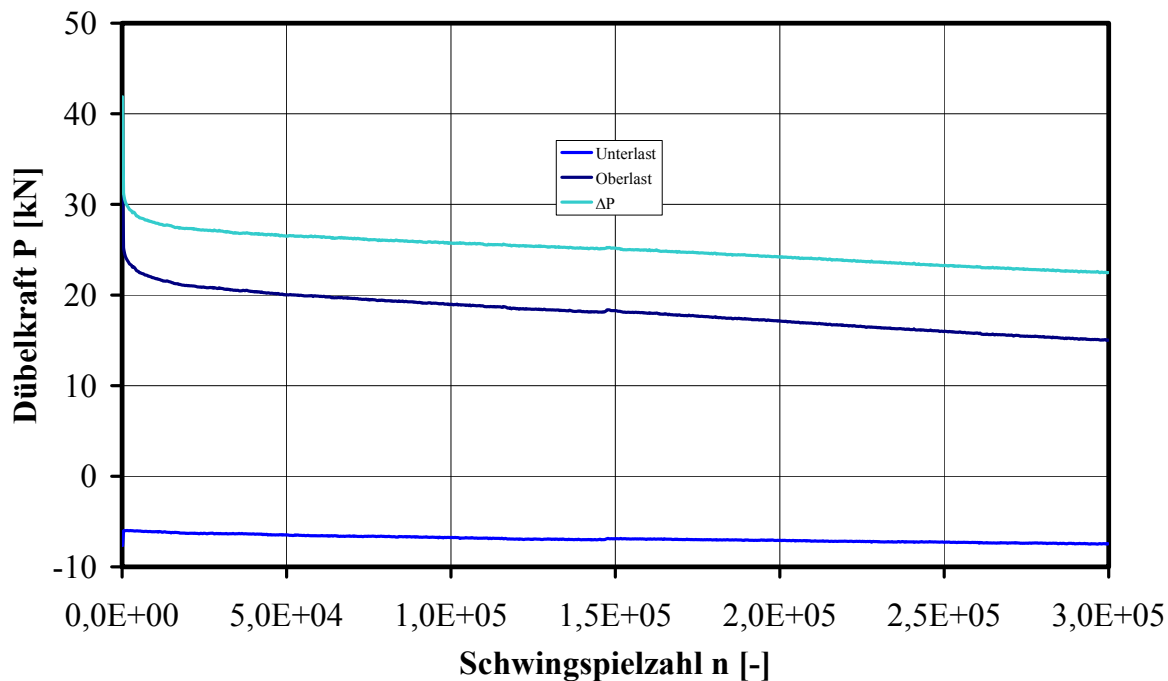
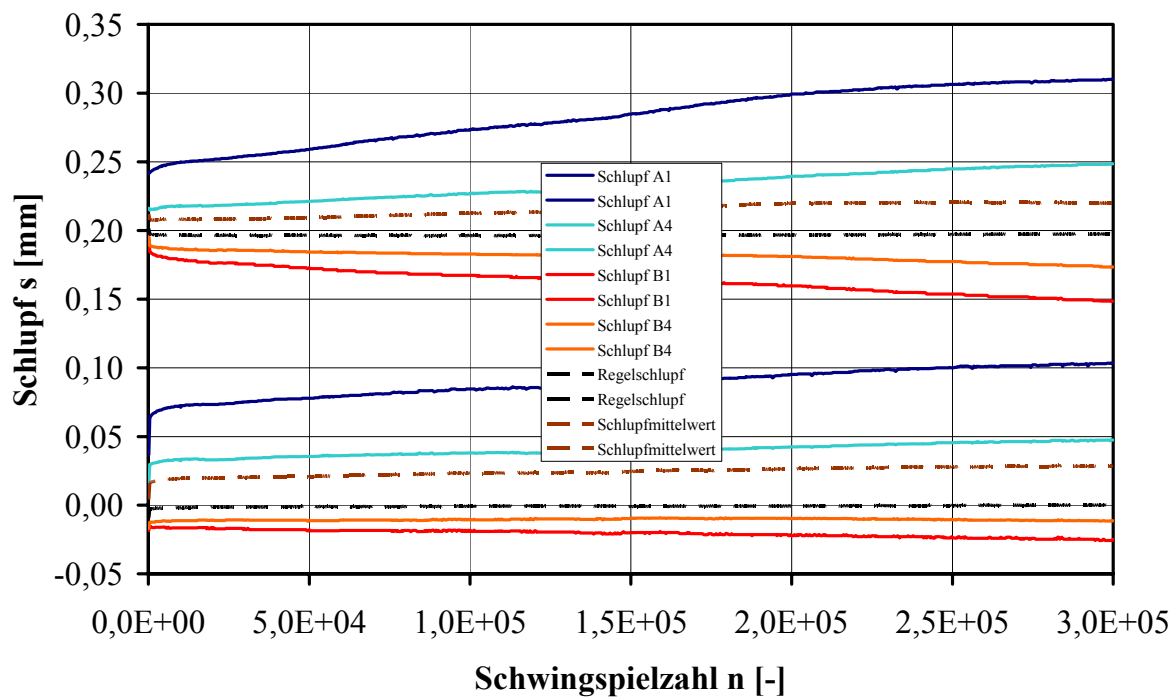


Anhang A: Versuchsergebnisse

Bolzen	Typ	n [-]	A [mm ²]
A1	A	250.000	17,78
A2			0
A3			0
A4			0
B1	A	500.000	48,30
B2	A		23,31
B3	A		19,77
B4	A		60,30




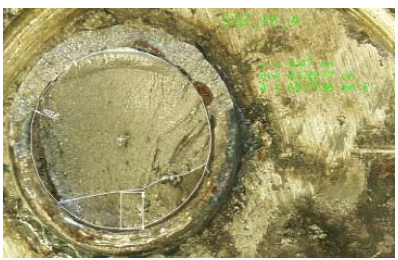
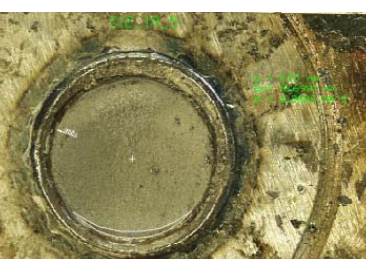
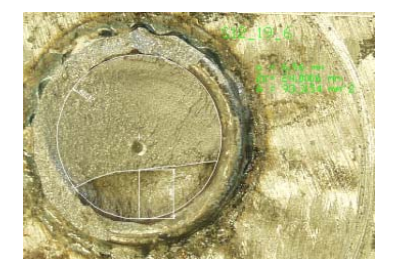
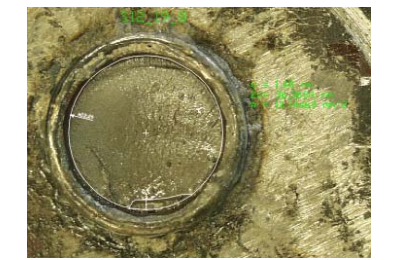
A1		A2	kein Riss
A3	kein Riss	A4	kein Riss
B1		B2	
B3		B4	

A.19 S12_19

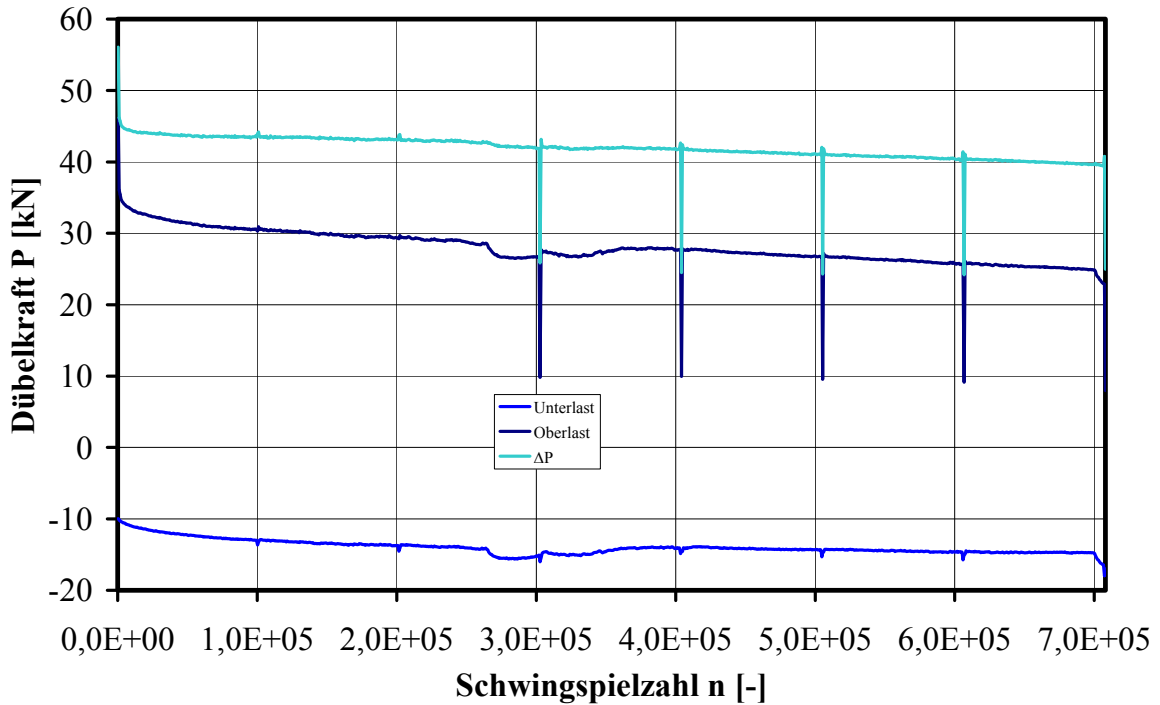
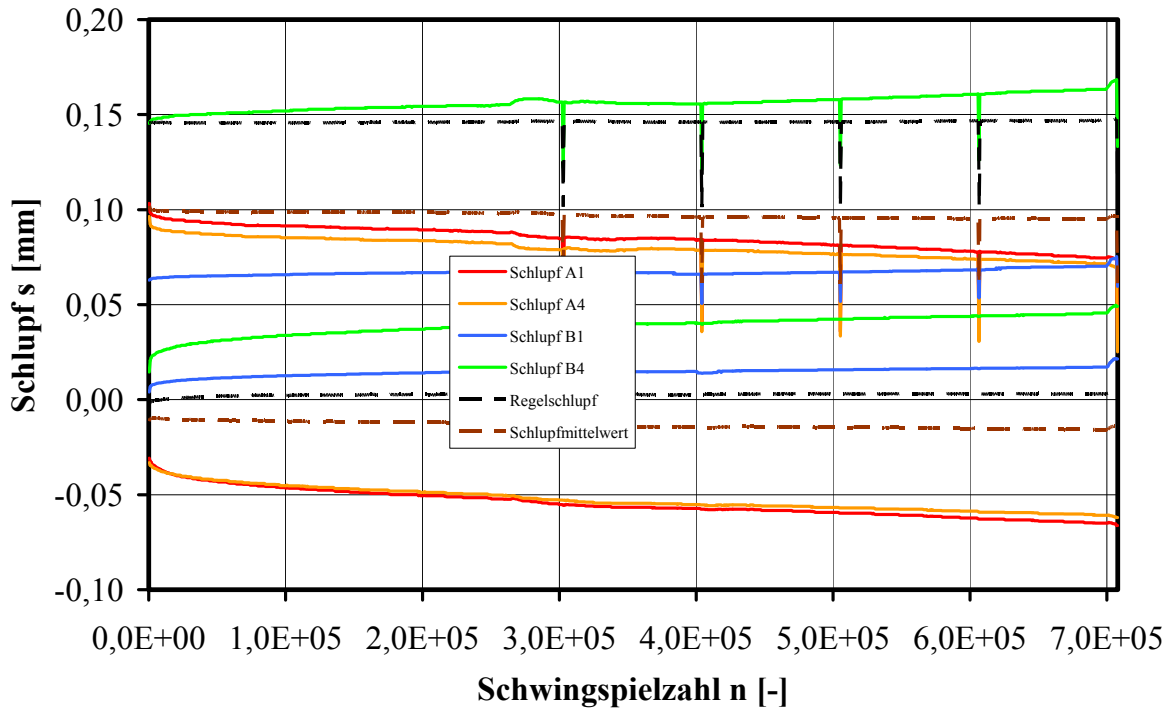


Anhang A: Versuchsergebnisse

Bolzen	Typ	n [-]	A [mm ²]
A1	A	300.000	253,83
A2	A		193,15
A3	A		183,13
A4	A		65,77
B1	A		11,29
B2	A		93,32
B3			0
B4	A		10,45





A1		A2	
A3		A4	
B1		B2	
B3	kein Riss	B4	

A.20 S12_20

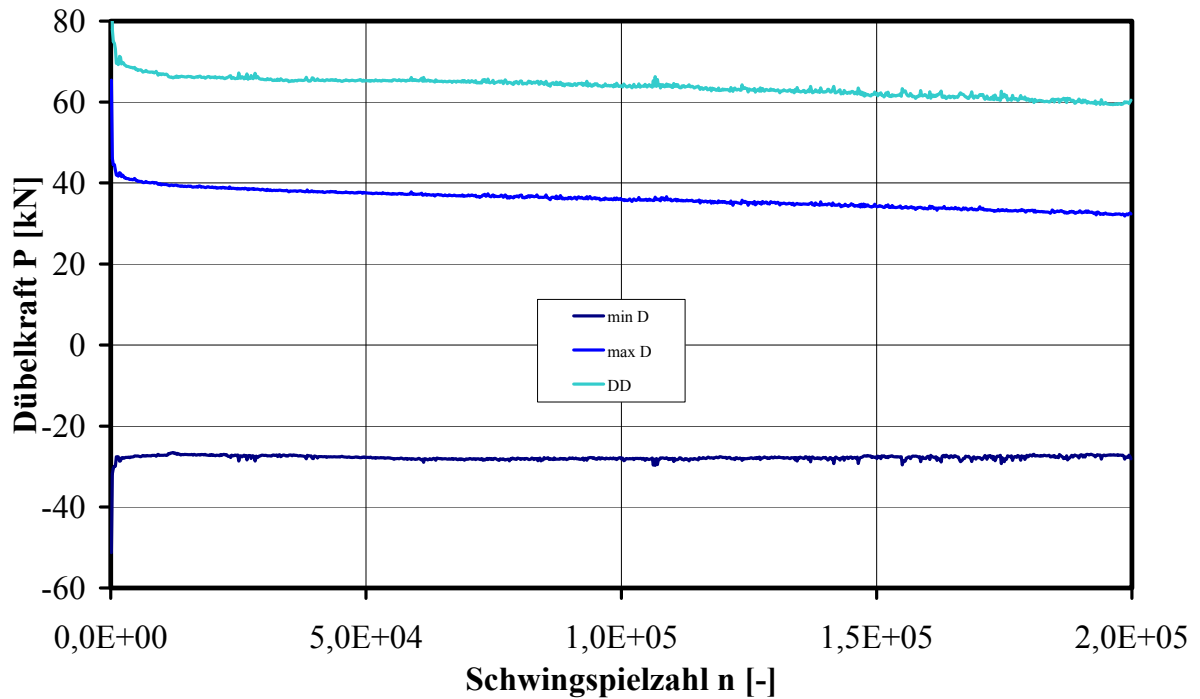
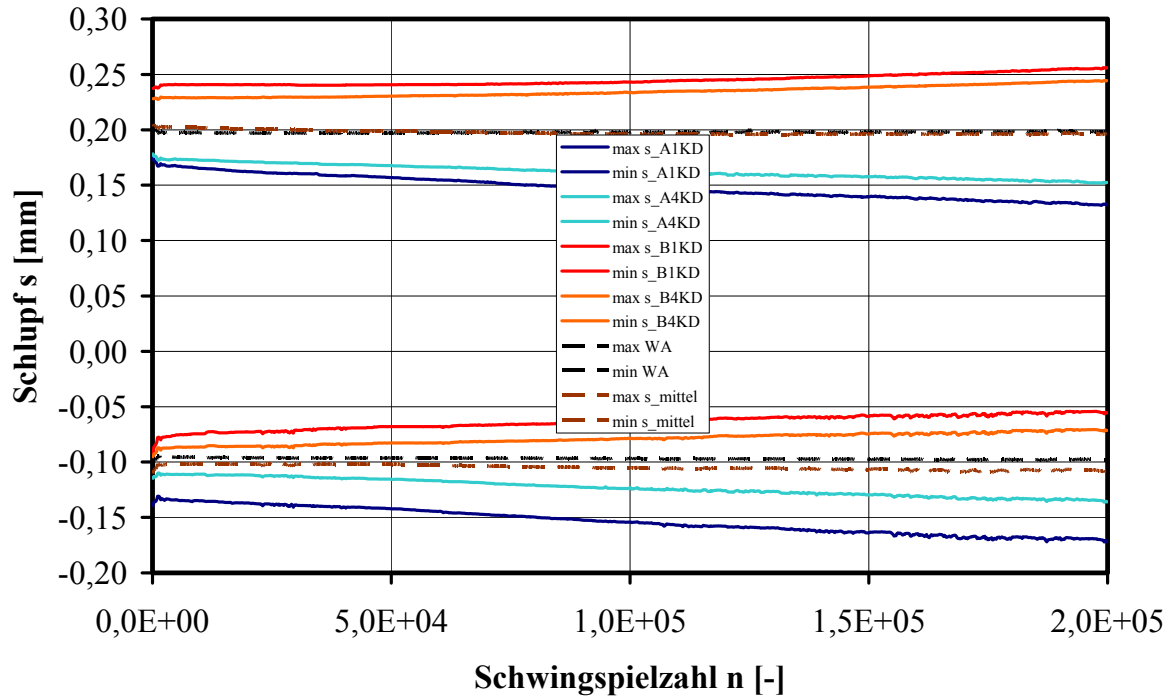


Anhang A: Versuchsergebnisse

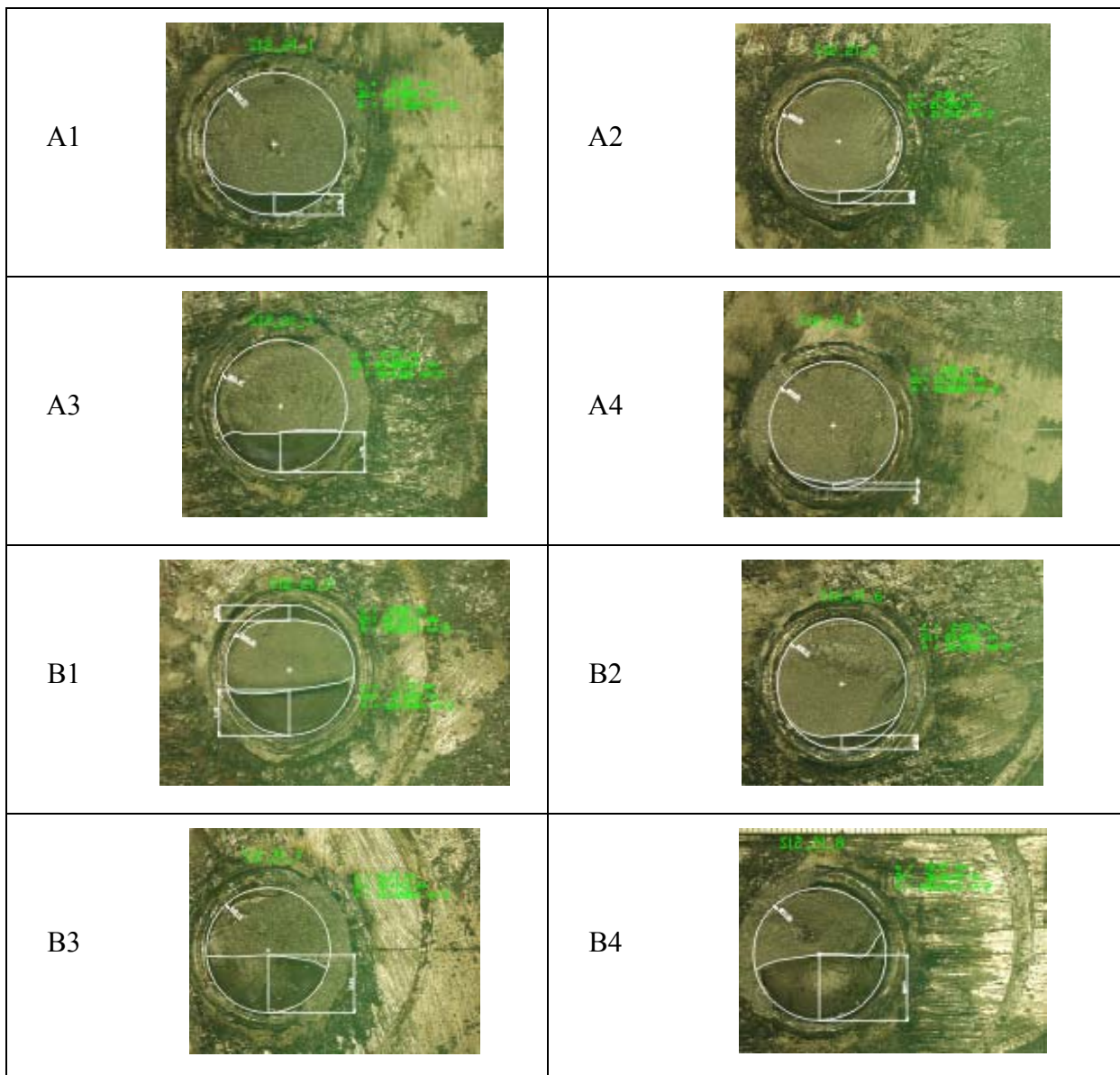
Bolzen	Typ	n [-]	A [mm ²]
A1		708.000	0
A2			0
A3			0
A4			0
B1	A		209,32
B2	A		105,20
B3	B		239,25
B4	B		115,72

A1	kein Riss	A2	kein Riss
A3	kein Riss	A4	kein Riss
B1		B2	
B3		B4	

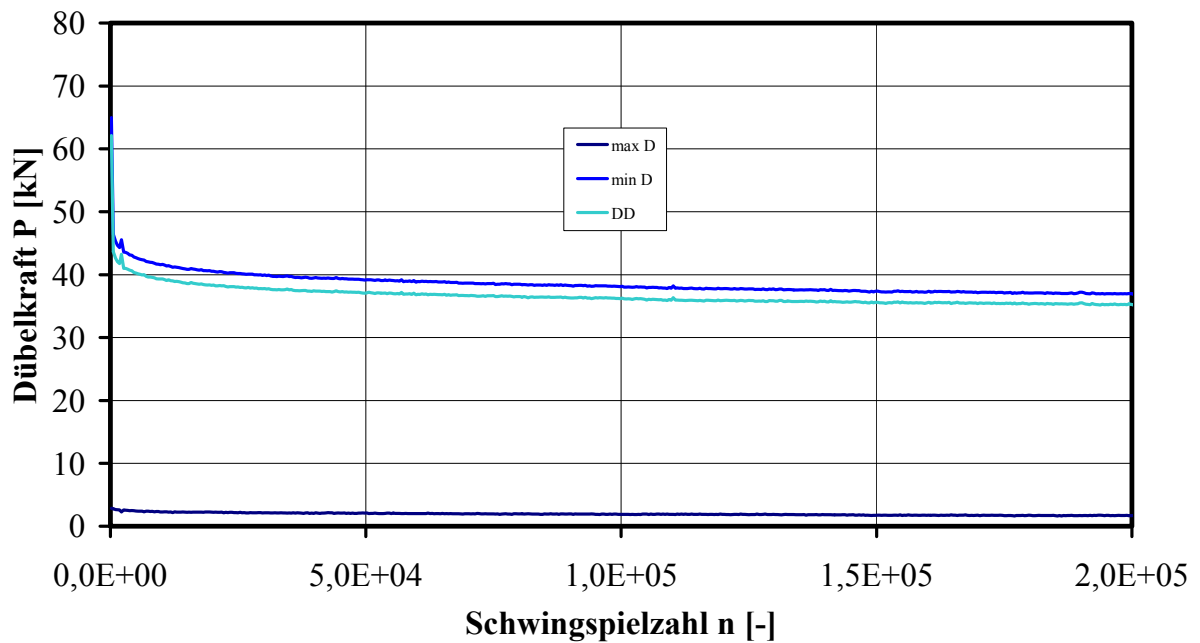
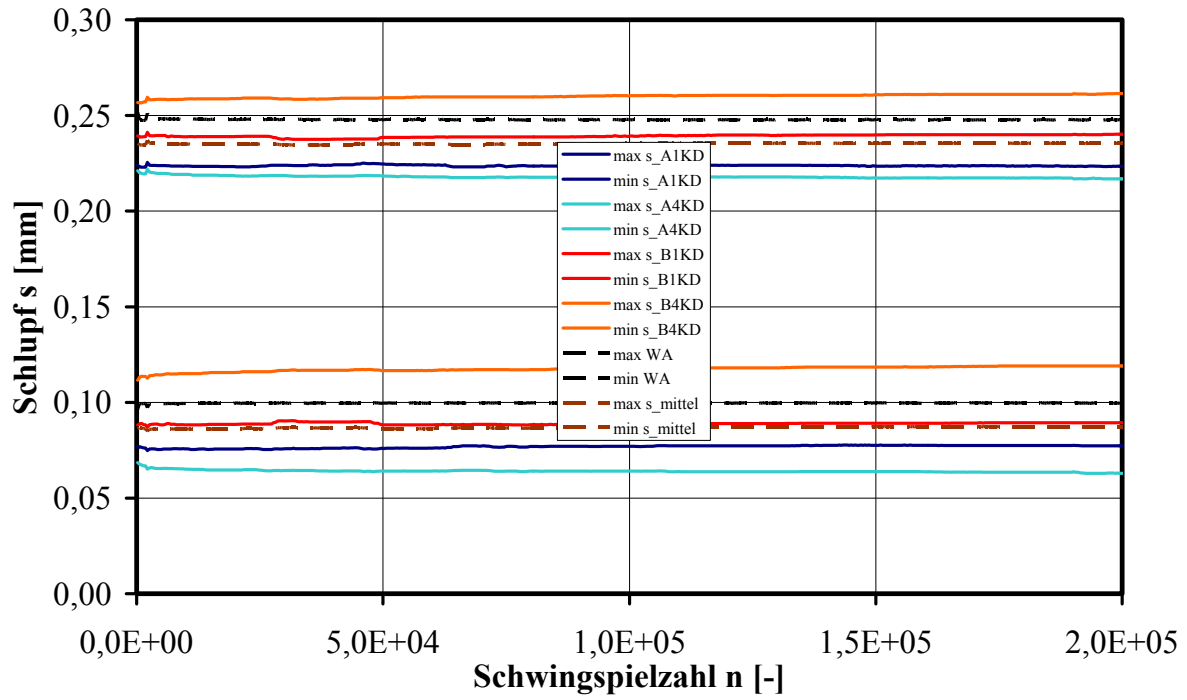
A.21 S12_21



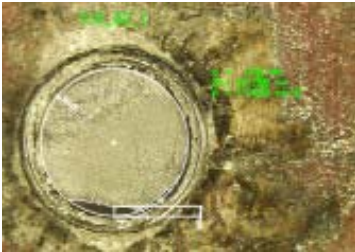
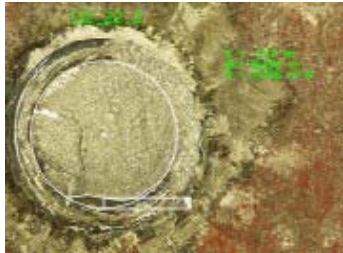
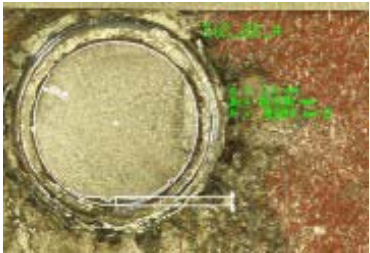
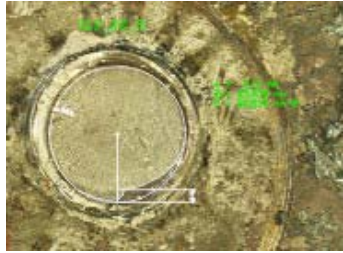
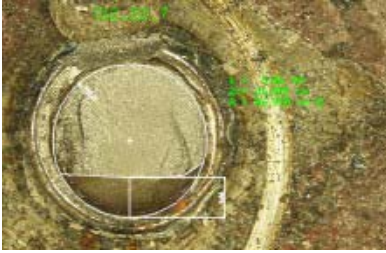
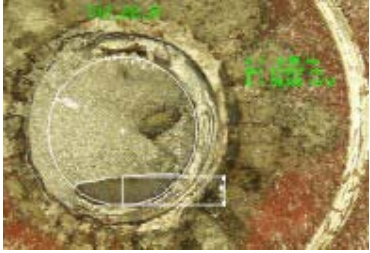
Bolzen	Typ	n [-]	A [mm ²]
A1	A	200.000	44,36
A2	A		26,56
A3	A		99,43
A4	A		12,12
B1	A		124,98
B2	A		30,51
B3	A		136,65
B4	A		188,05



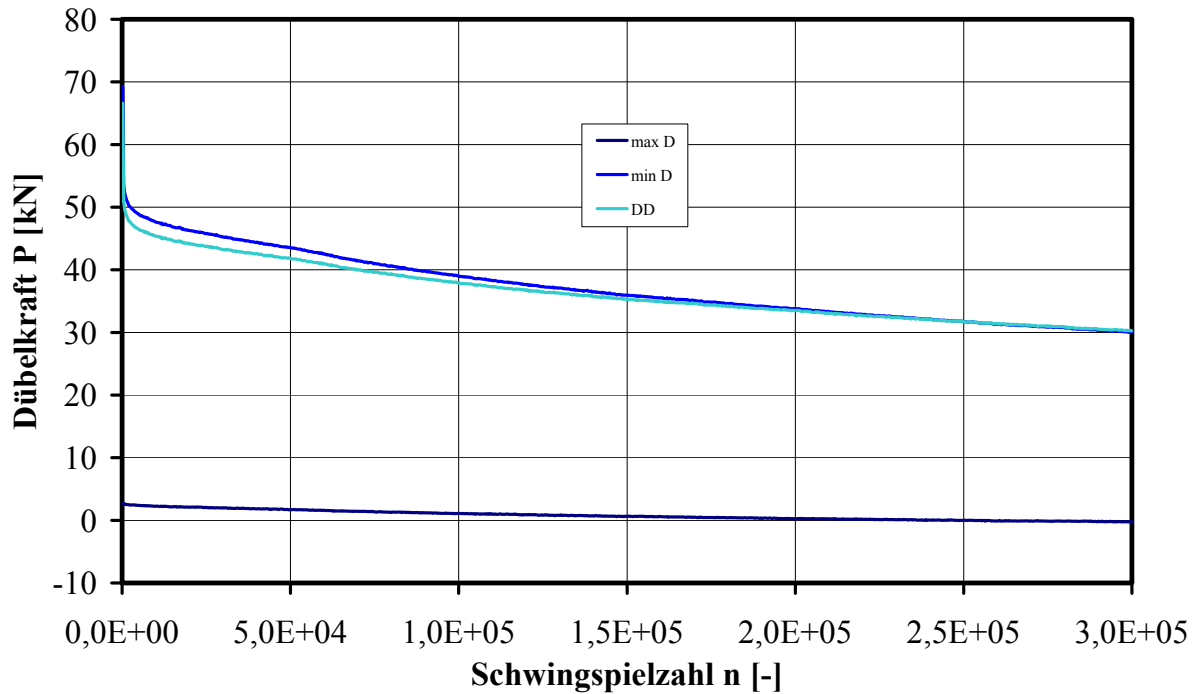
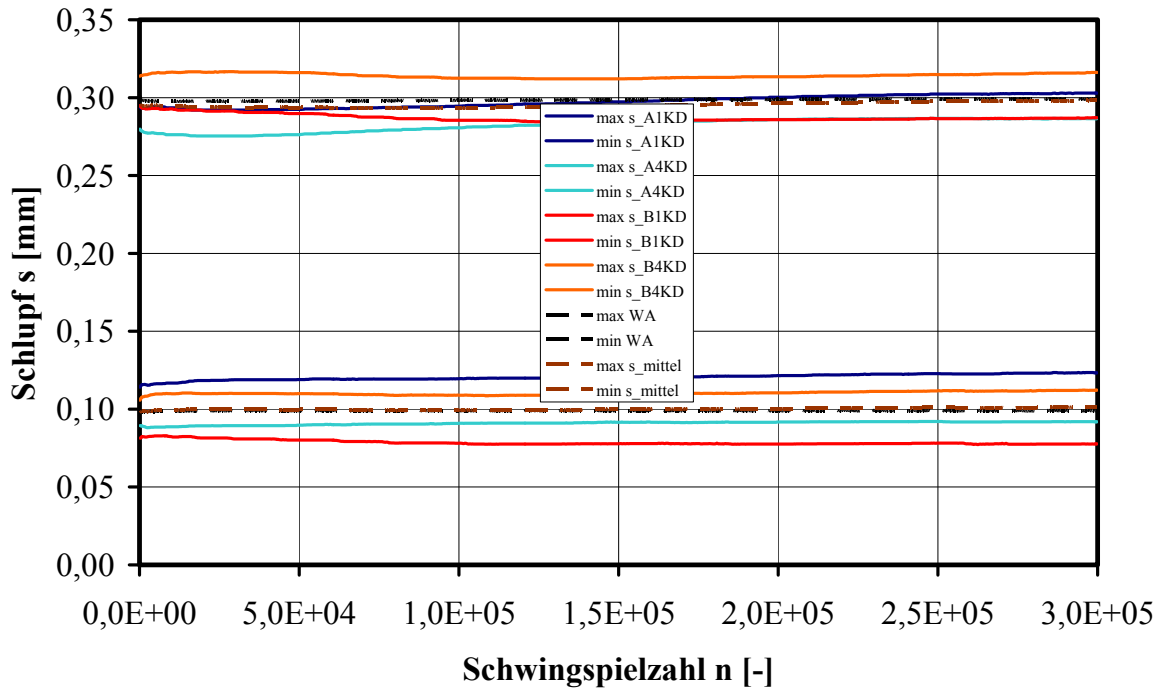
A.22 S12_22



Bolzen	Typ	n [-]	A [mm ²]
A1	A	200.000	17,89
A2			0
A3	A		14,17
A4	A		8,54
B1	A		20,83
B2			0
B3	A		86,96
B4	A		50,17

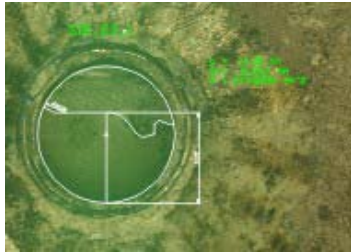


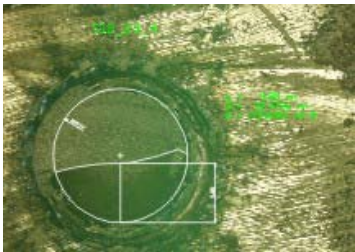


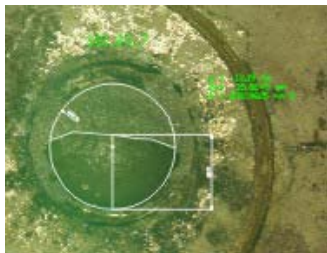

A1		A2	kein Riss
A3		A4	
B1		B2	kein Riss
B3		B4	

A.23 S12_23

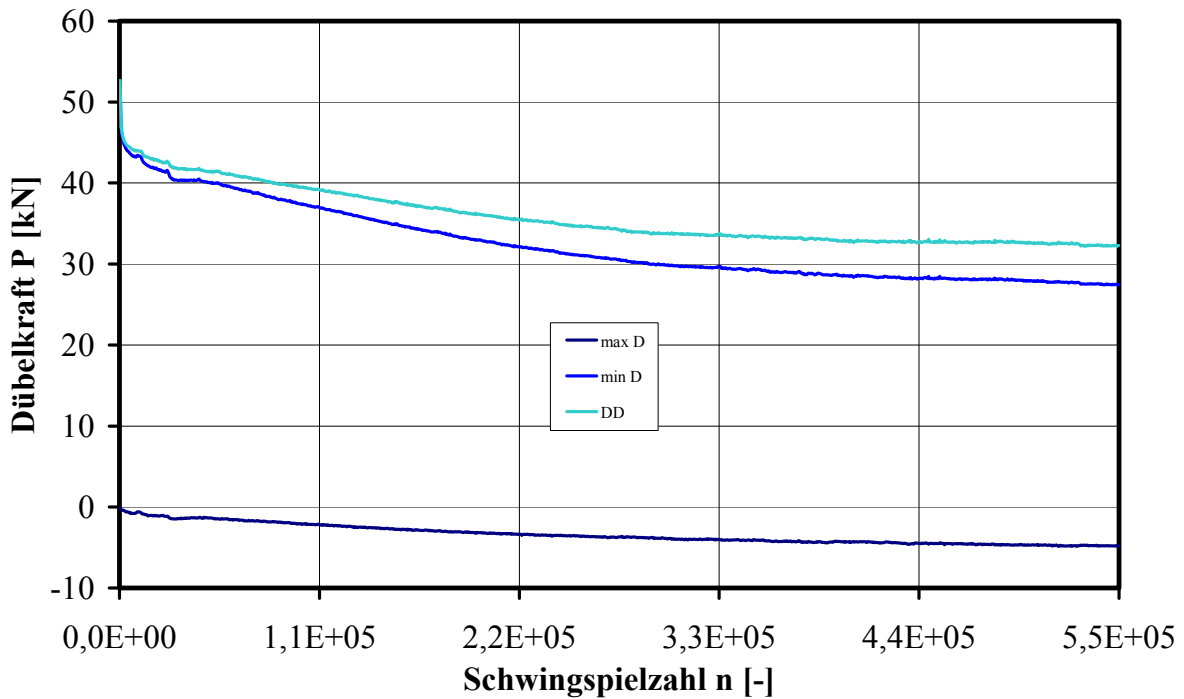
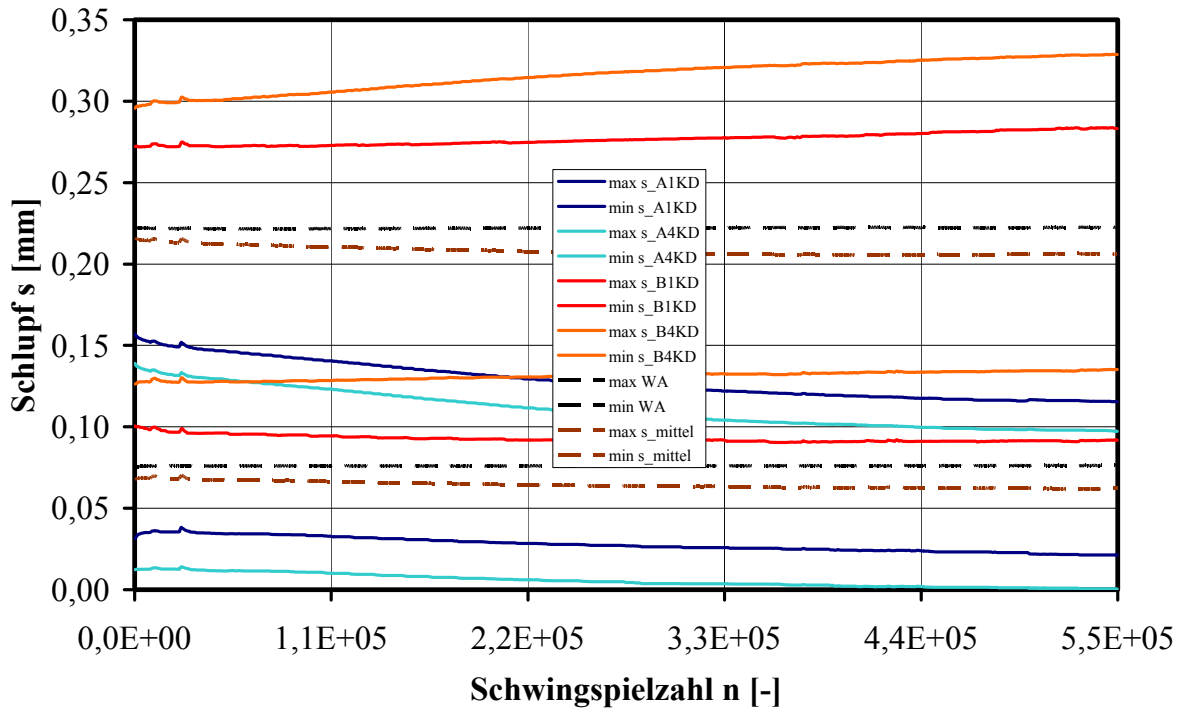


Anhang A: Versuchsergebnisse

Bolzen	Typ	n [-]	A [mm ²]
A1	A	300.000	273,82
A2	A		311,55
A3	A		204,24
A4	A		172,70
B1	A		247,46
B2	A		139,07
B3	A		230,96
B4	A		195,13

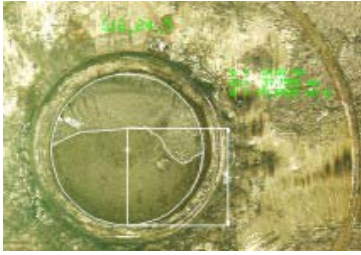
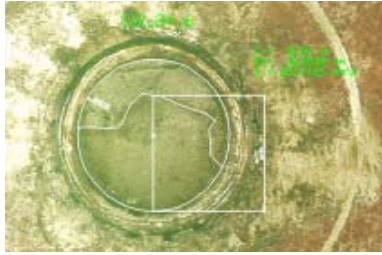
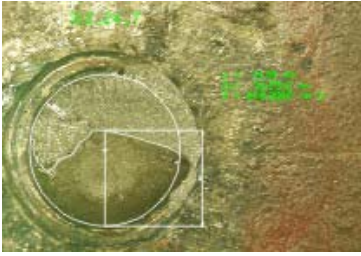
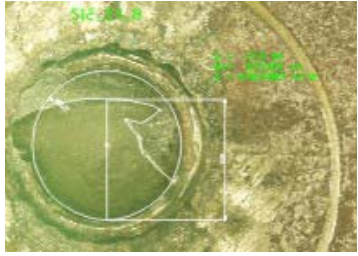
A1		A2	
A3		A4	
B1		B2	
B3		B4	

A.24 S12_24

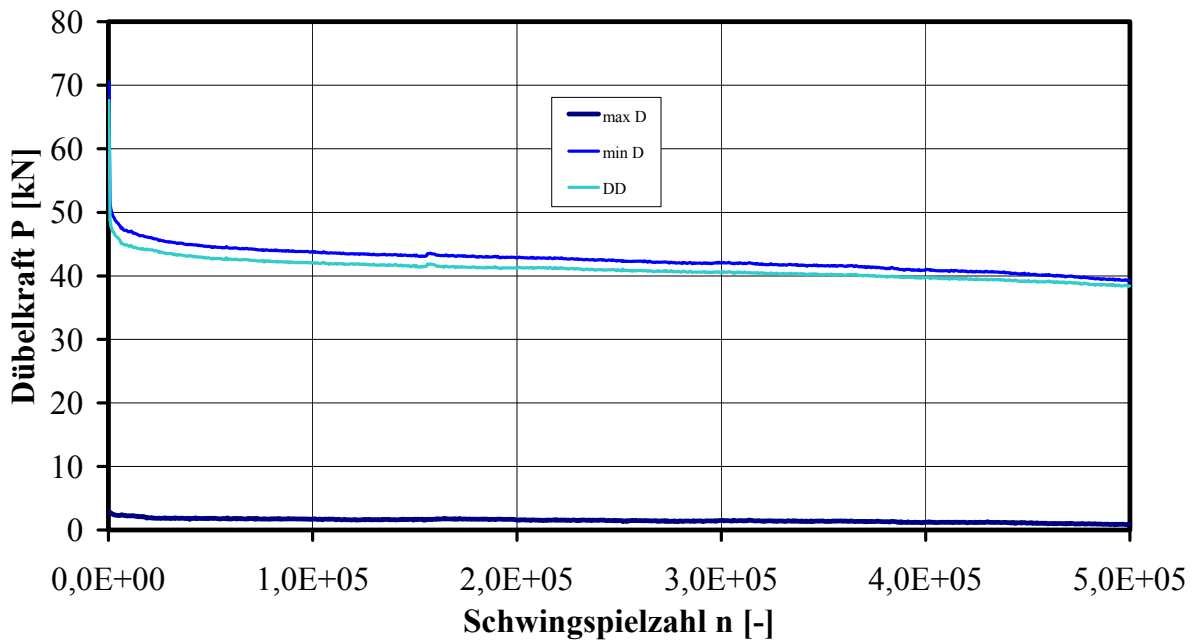
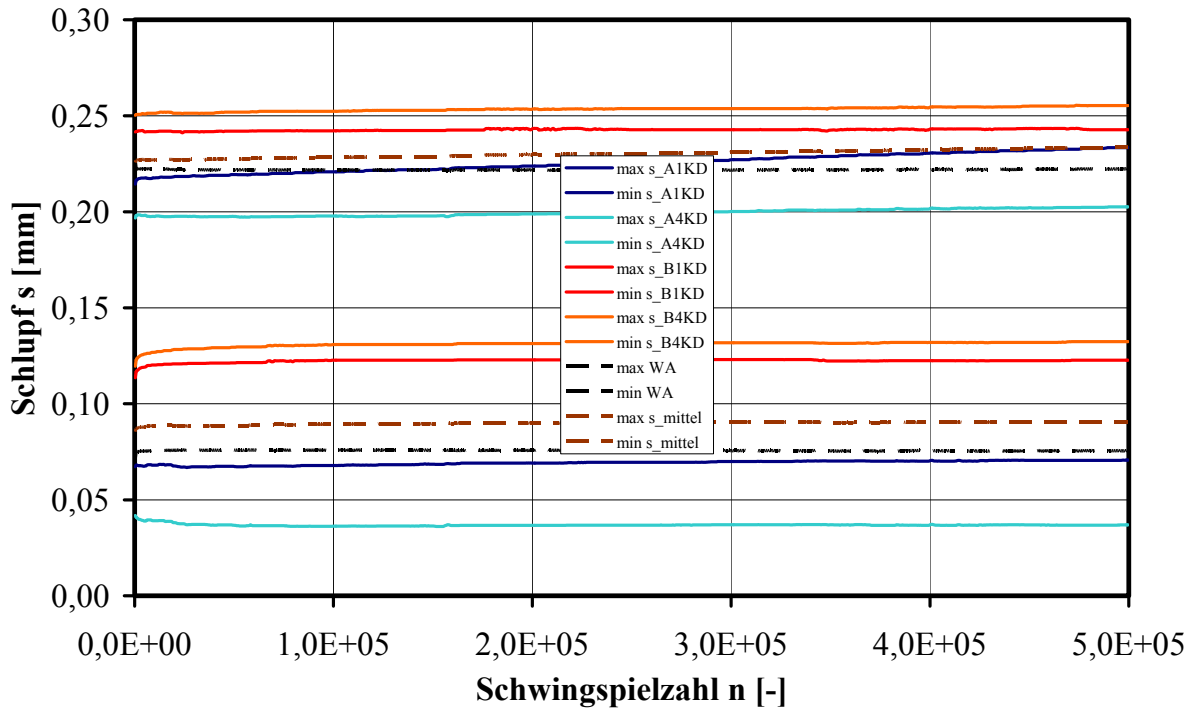


Anhang A: Versuchsergebnisse

Bolzen	Typ	n [-]	A [mm ²]
A1		550.000	0
A2			0
A3			0
A4			0
B1	A		171,97
B2	A		251,74
B3	A		248,21
B4	A		276,60

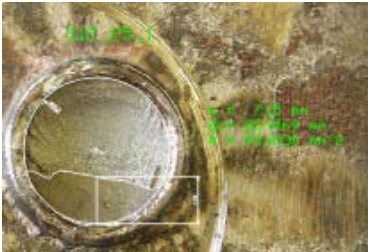
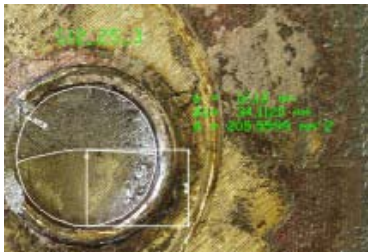
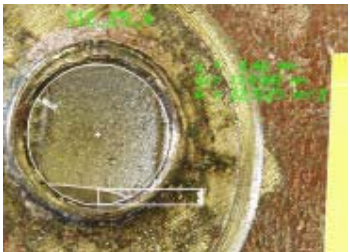
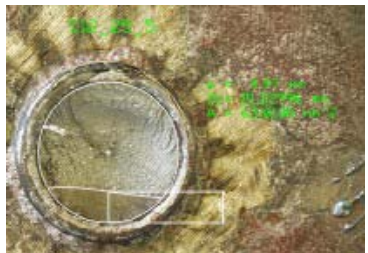
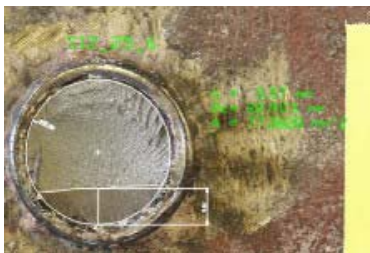
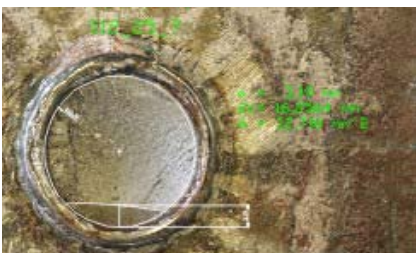
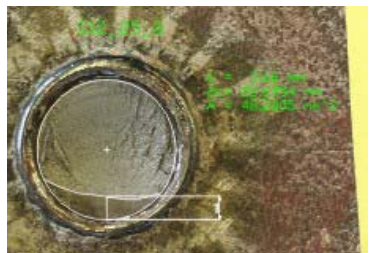
A1	kein Riss	A2	kein Riss
A3	kein Riss	A4	kein Riss
B1		B2	
B3		B4	

A.25 S12_25

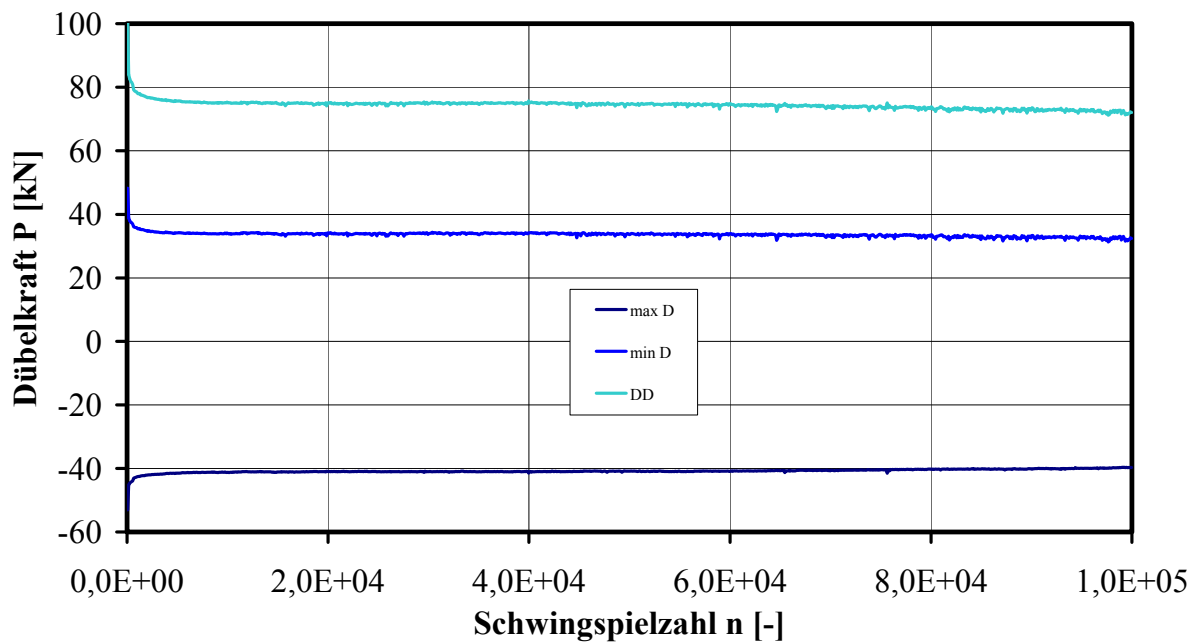
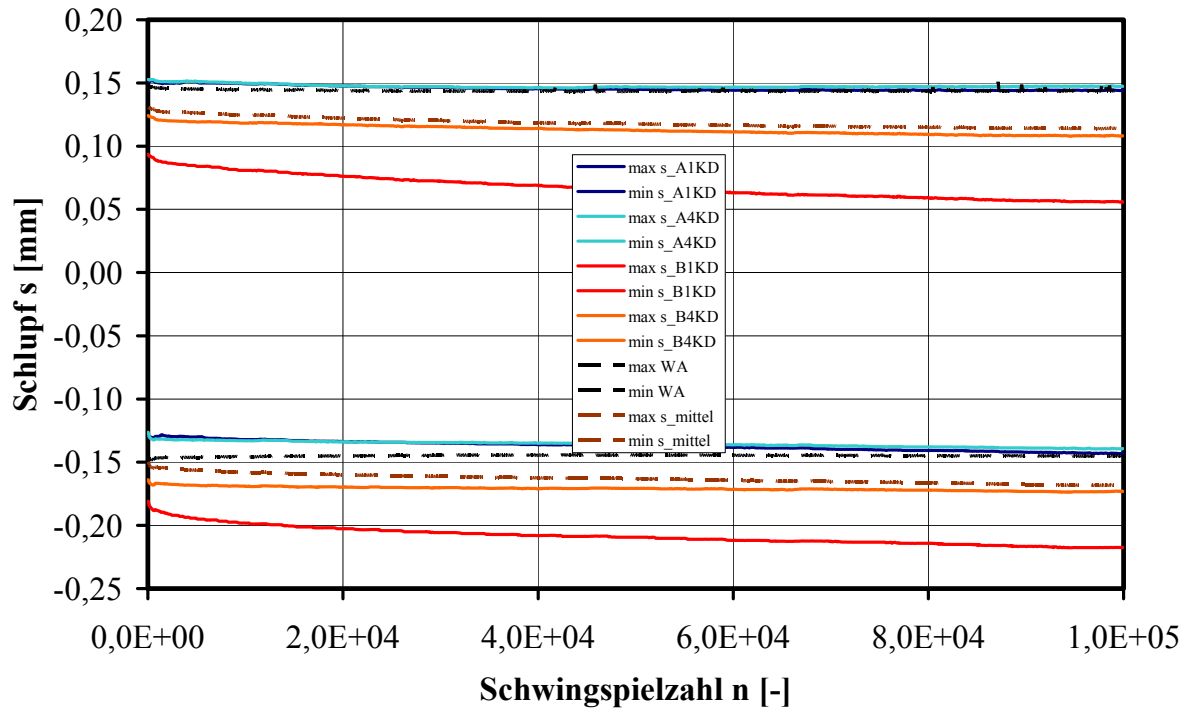


Anhang A: Versuchsergebnisse

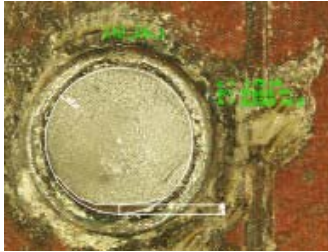
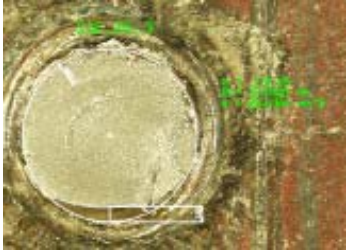
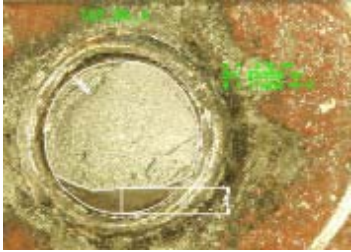
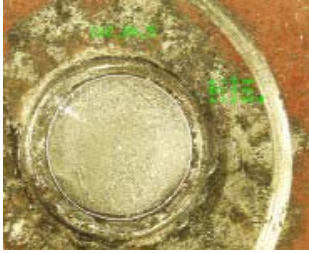
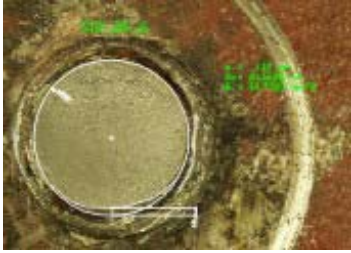
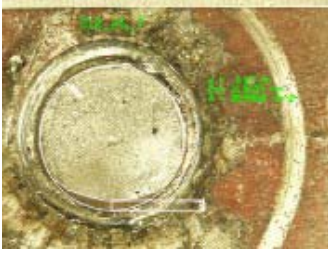
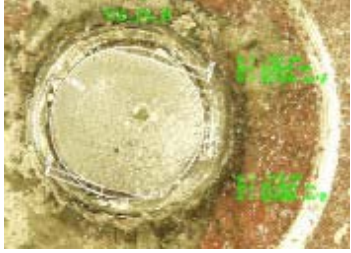
Bolzen	Typ	n [-]	A [mm ²]
A1	A	500.000	93,40
A2			0
A3	A		205,56
A4	A		22,51
B1	A		63,81
B2	A		77,08
B3	A		32,72
B4	A		48,22

A1		A2	kein Riss
A3		A4	
B1		B2	
B3		B4	

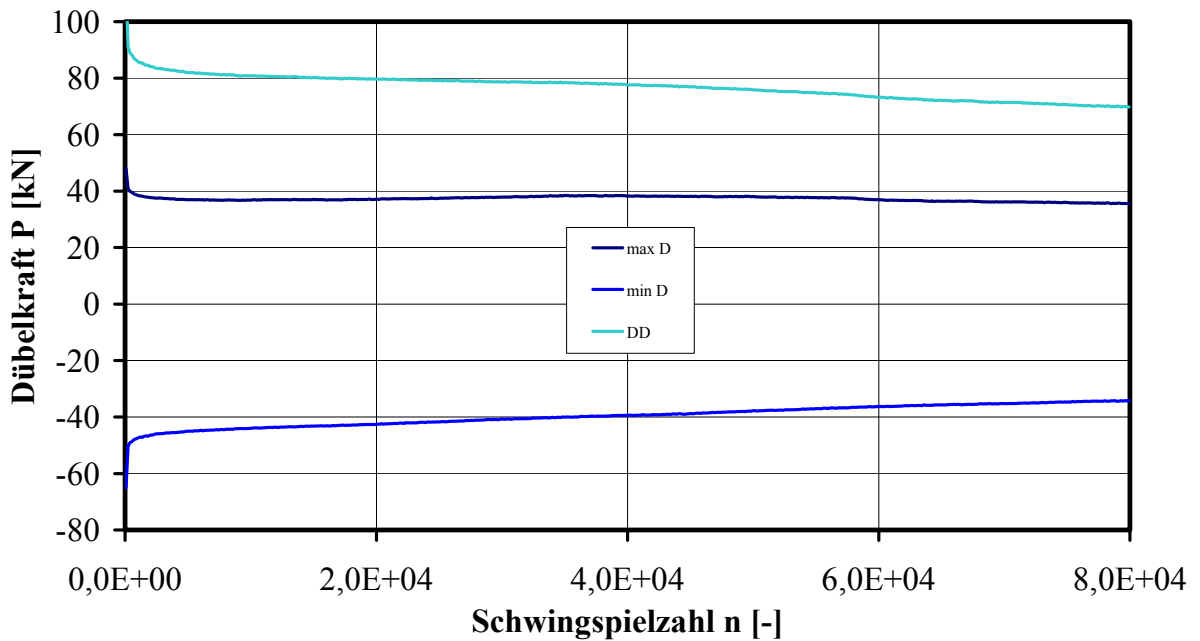
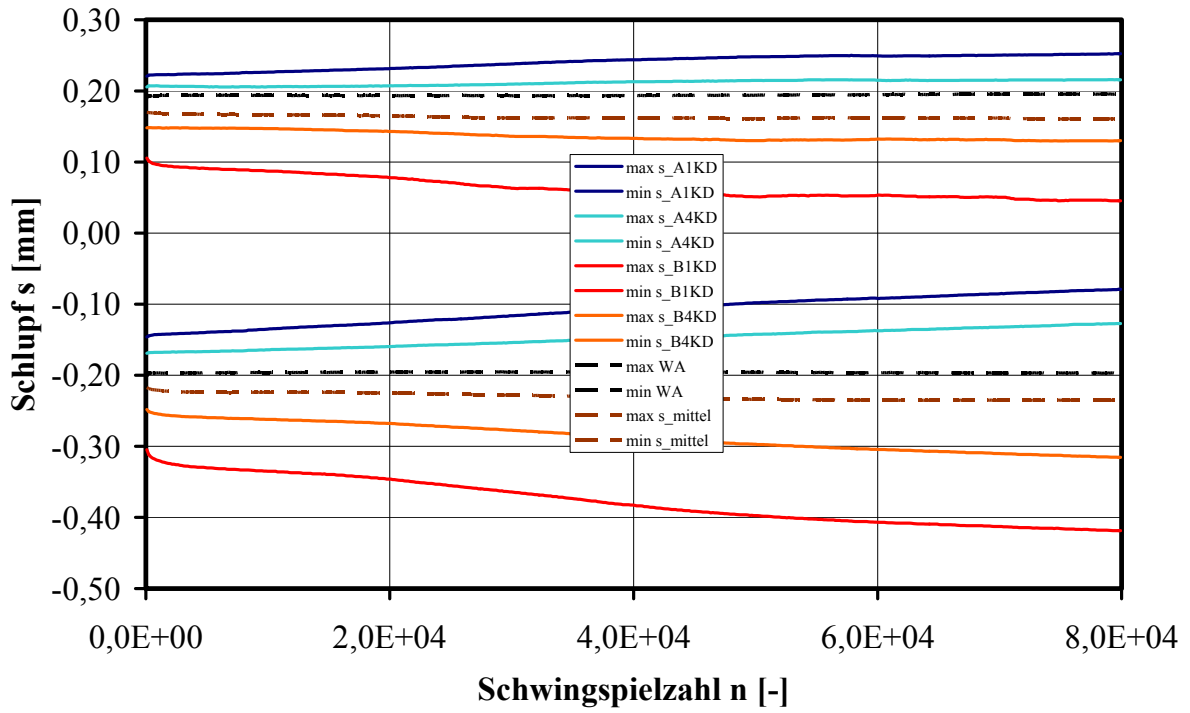
A.26 S12_26



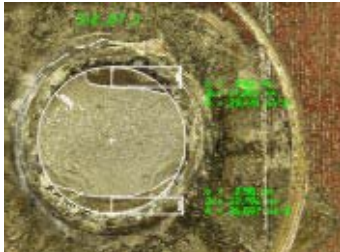
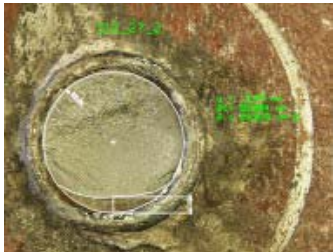
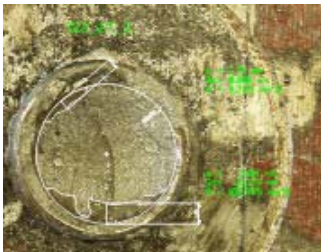
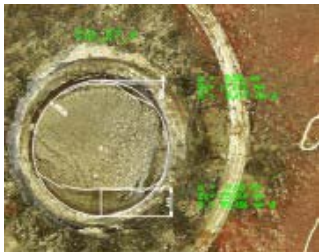

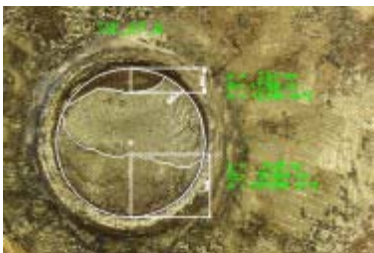
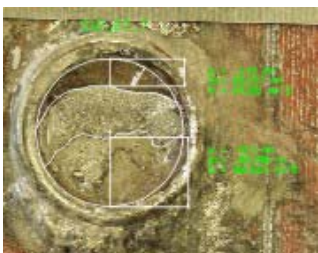
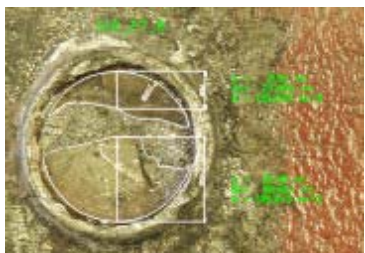
Bolzen	Typ	n [-]	A [mm ²]
A1	A	100.000	33,07
A2			0
A3	A		41,26
A4	A		95,20
B1			0
B2	A		29,54
B3	A		41,19
B4	A		21,72

A1		A2	kein Riss
A3		A4	
B1		B2	
B3		B4	

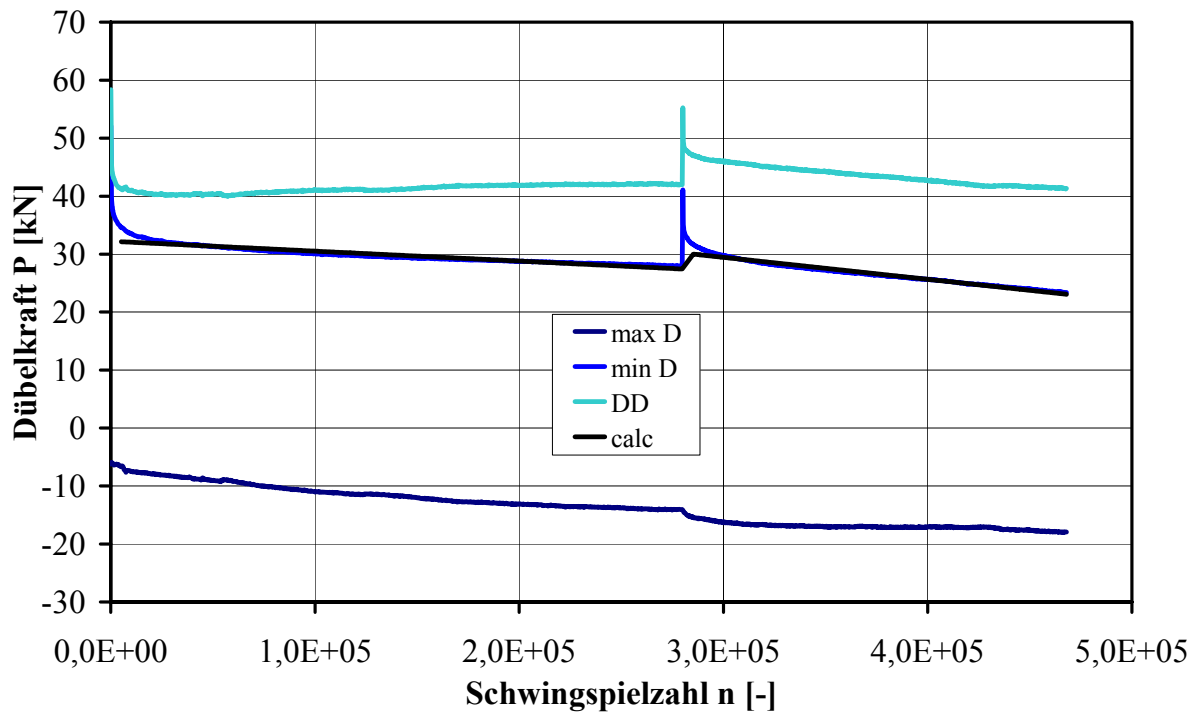
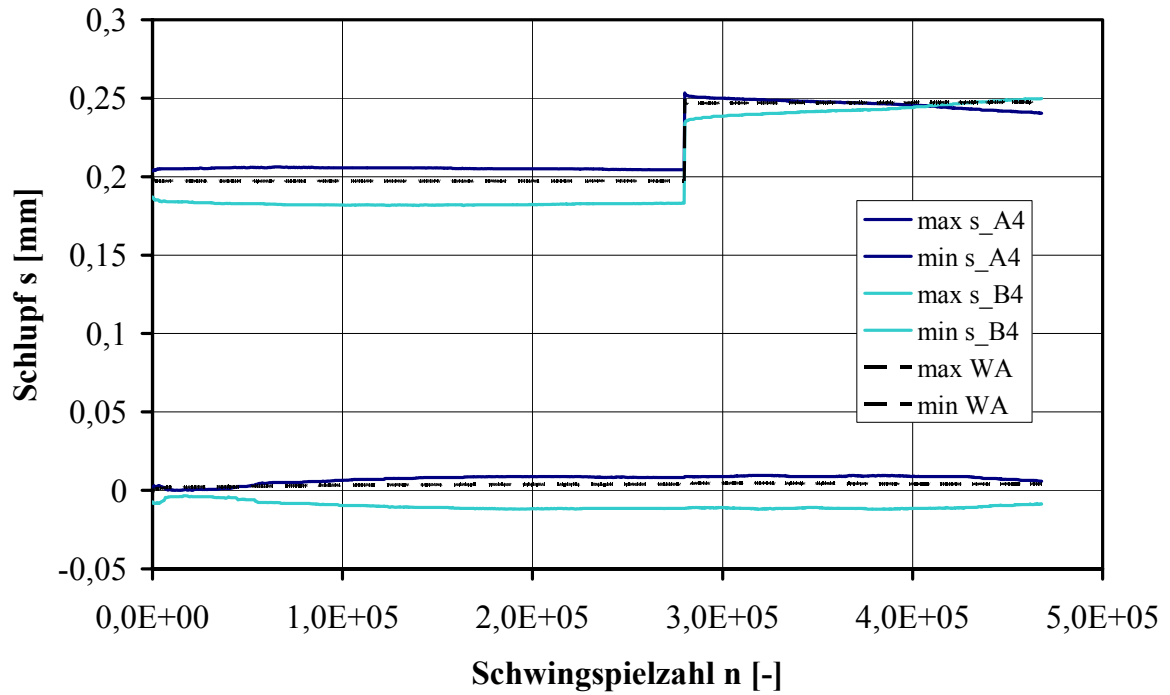
A.27 S12_27



Bolzen	Typ	n [-]	A [mm ²]
A1	A	80.000	66,04
A2	A		29,85
A3	A		112,70
A4	A		68,89
B1	A		103,86
B2	A		201,32
B3	A		229,48
B4	A		238,28

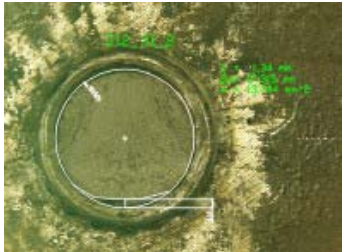
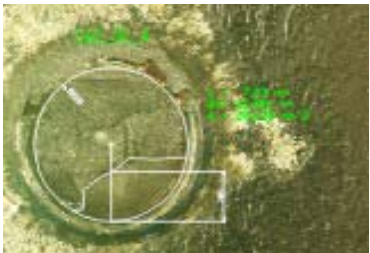



A1		A2	
A3		A4	
B1		B2	
B3		B4	

A.28 S12_31

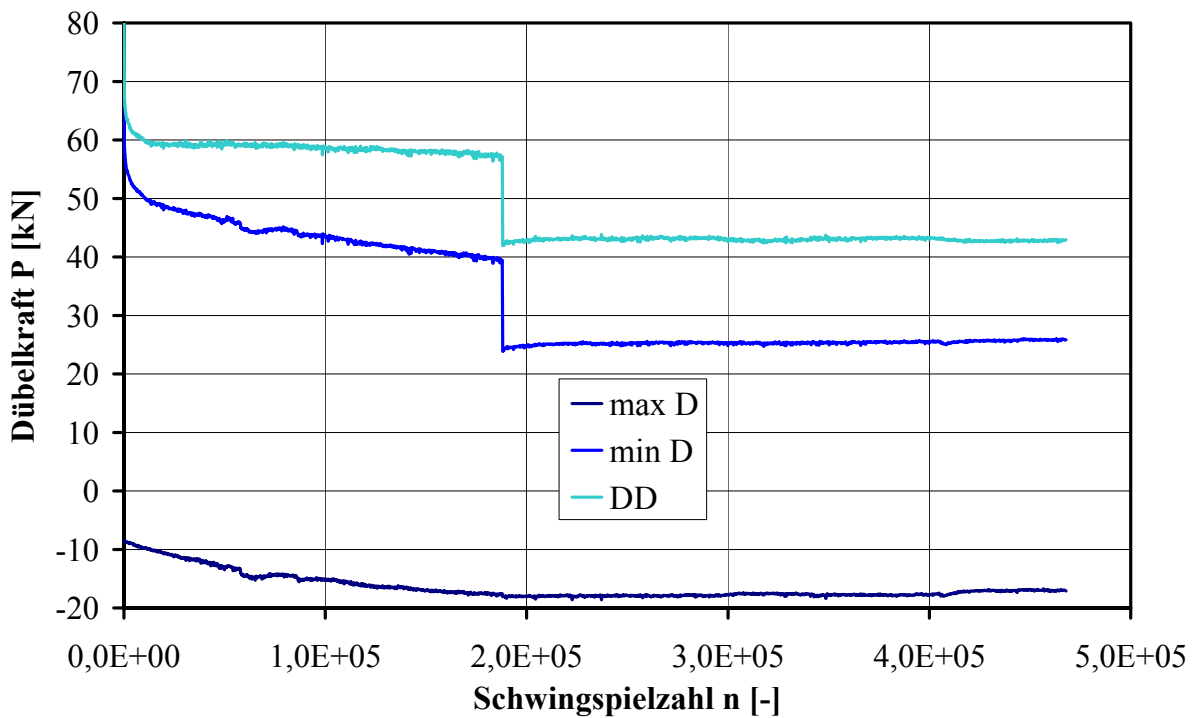
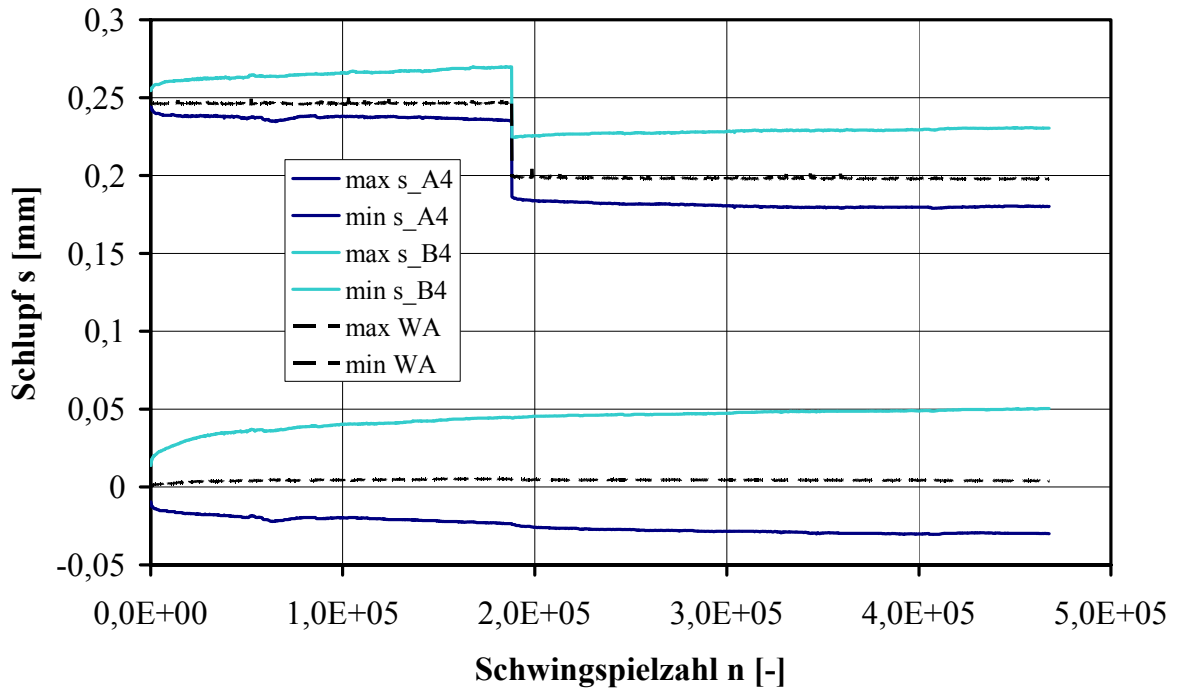


Anhang A: Versuchsergebnisse


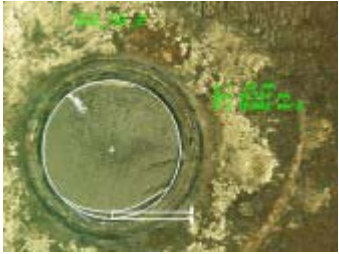

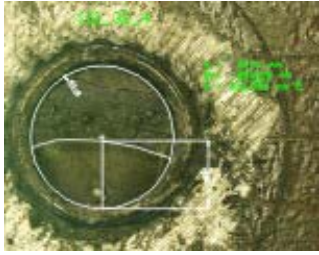




Bolzen	Typ	n [-]	A [mm ²]
A1		280.000	0
A2	A		13,74
A3			0
A4	A		110,44
B1	A	188.000	180,69
B2			0
B3	A		140,61
B4	A		241,81

A1	kein Riss	A2	
A3	kein Riss	A4	
B1		B2	kein Riss
B3		B4	

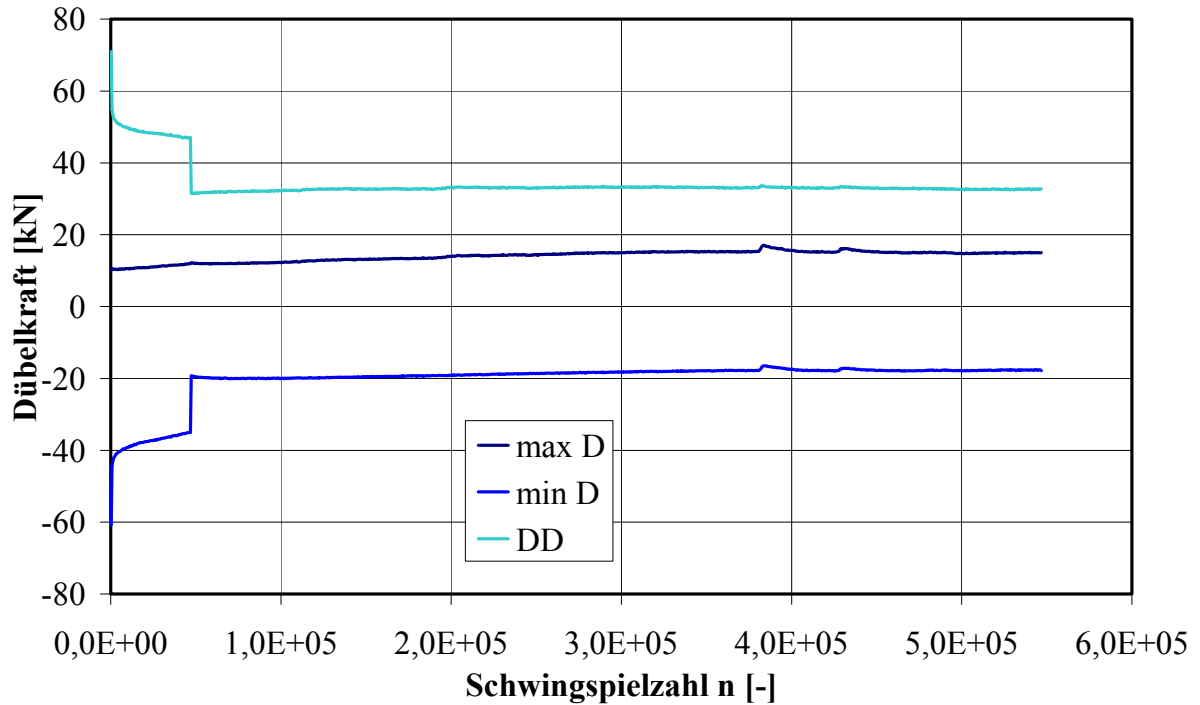
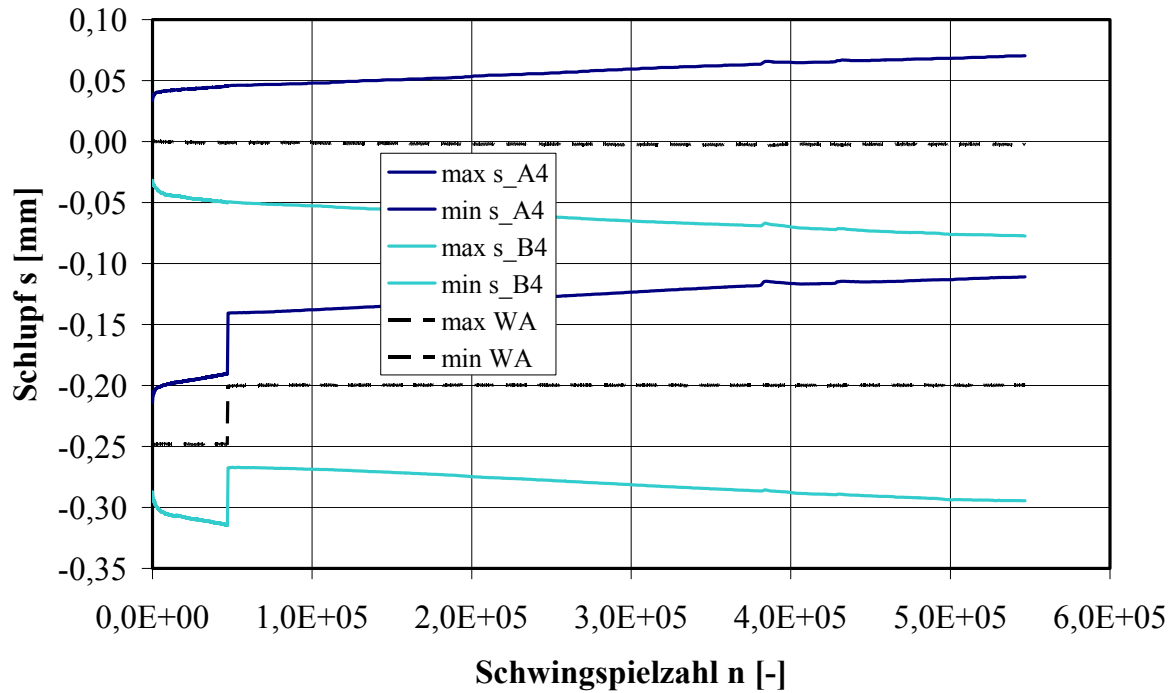
A.29 S12_32



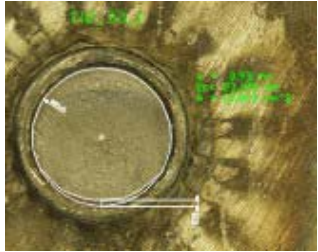
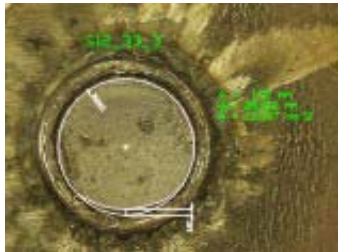
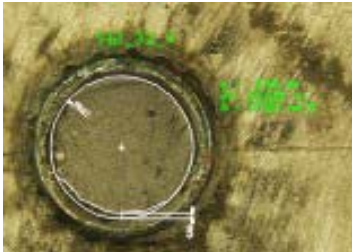
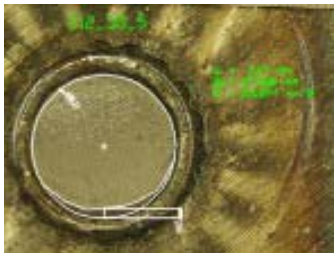

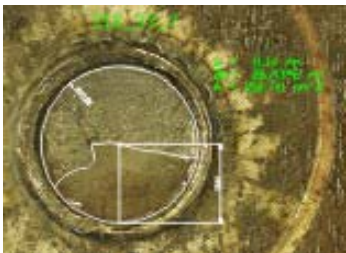
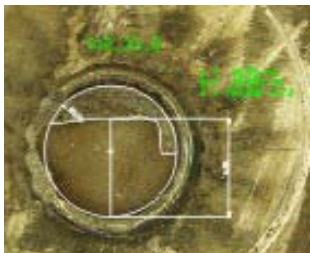
Bolzen	Typ	n [-]	A [mm ²]
A1	A	188.000	300,36
A2	A		15,94
A3	A		221,35
A4	A		166,60
B1	A	280.000	178,33
B2	A		247,62
B3	A		45,47
B4	A		66,78

A1		A2	
A3		A4	
B1		B2	
B3		B4	

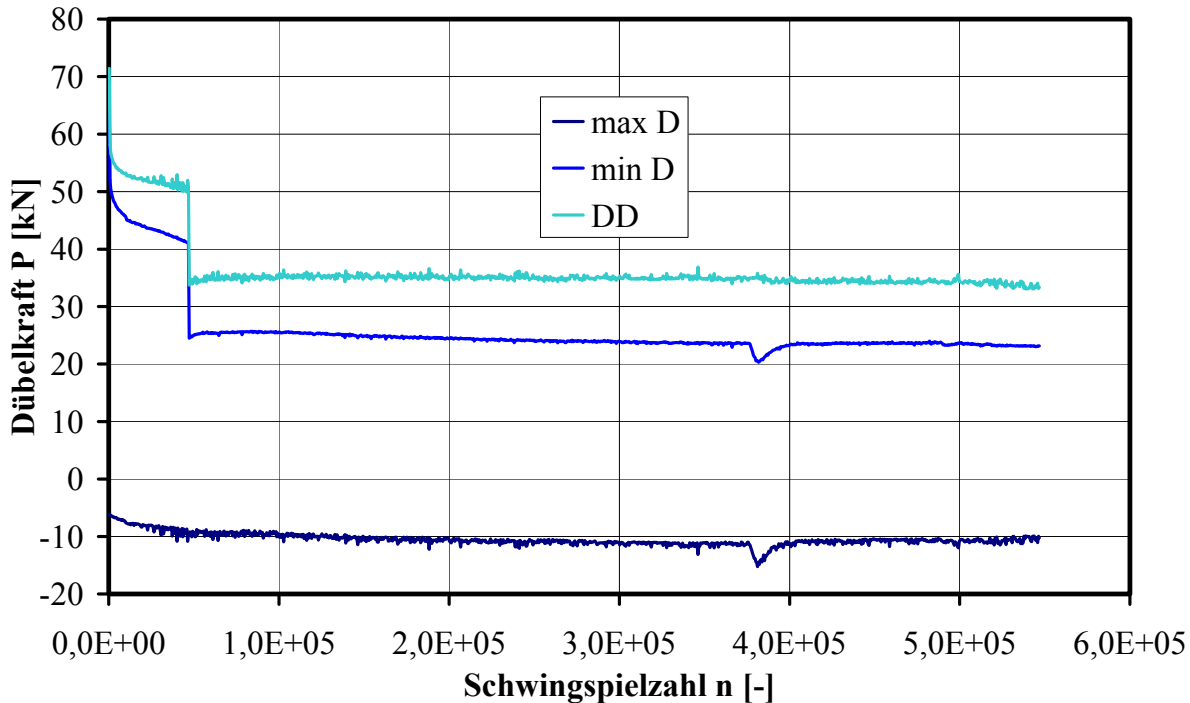
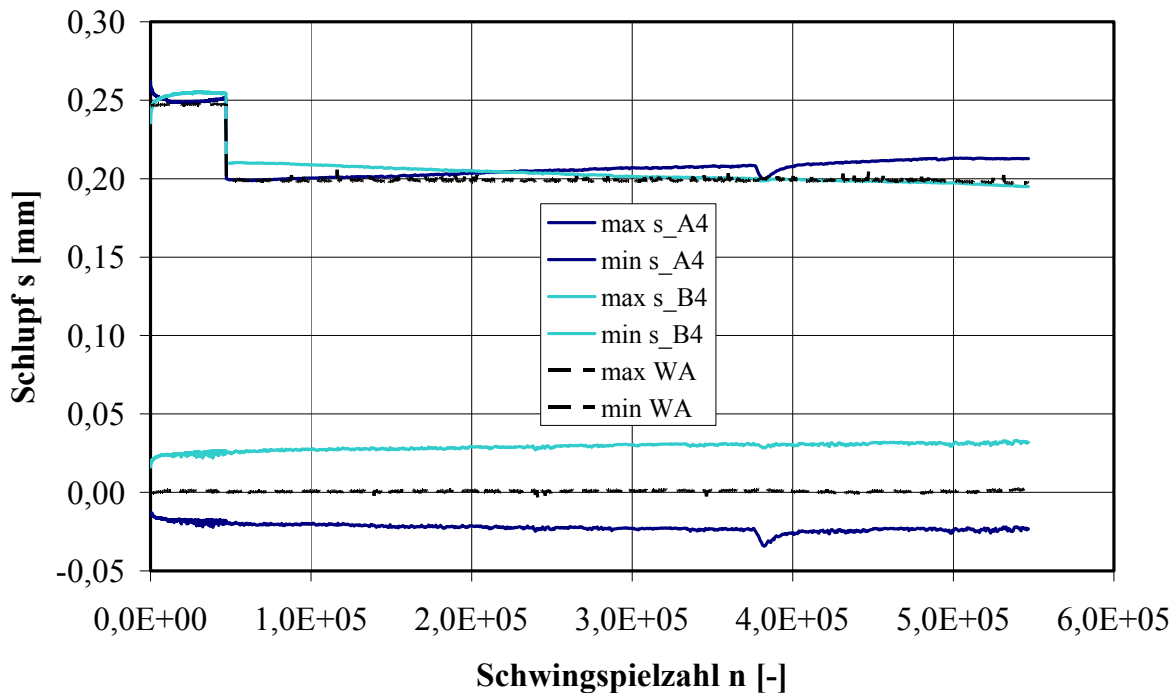
A.30 S12_33



Bolzen	Typ	n [-]	A [mm ²]
A1	A	47.000 500.000	13,94
A2			0
A3	A		14,00
A4	A		17,18
B1	A		23,24
B2	A		166,81
B3	A		152,71
B4	A		193,03

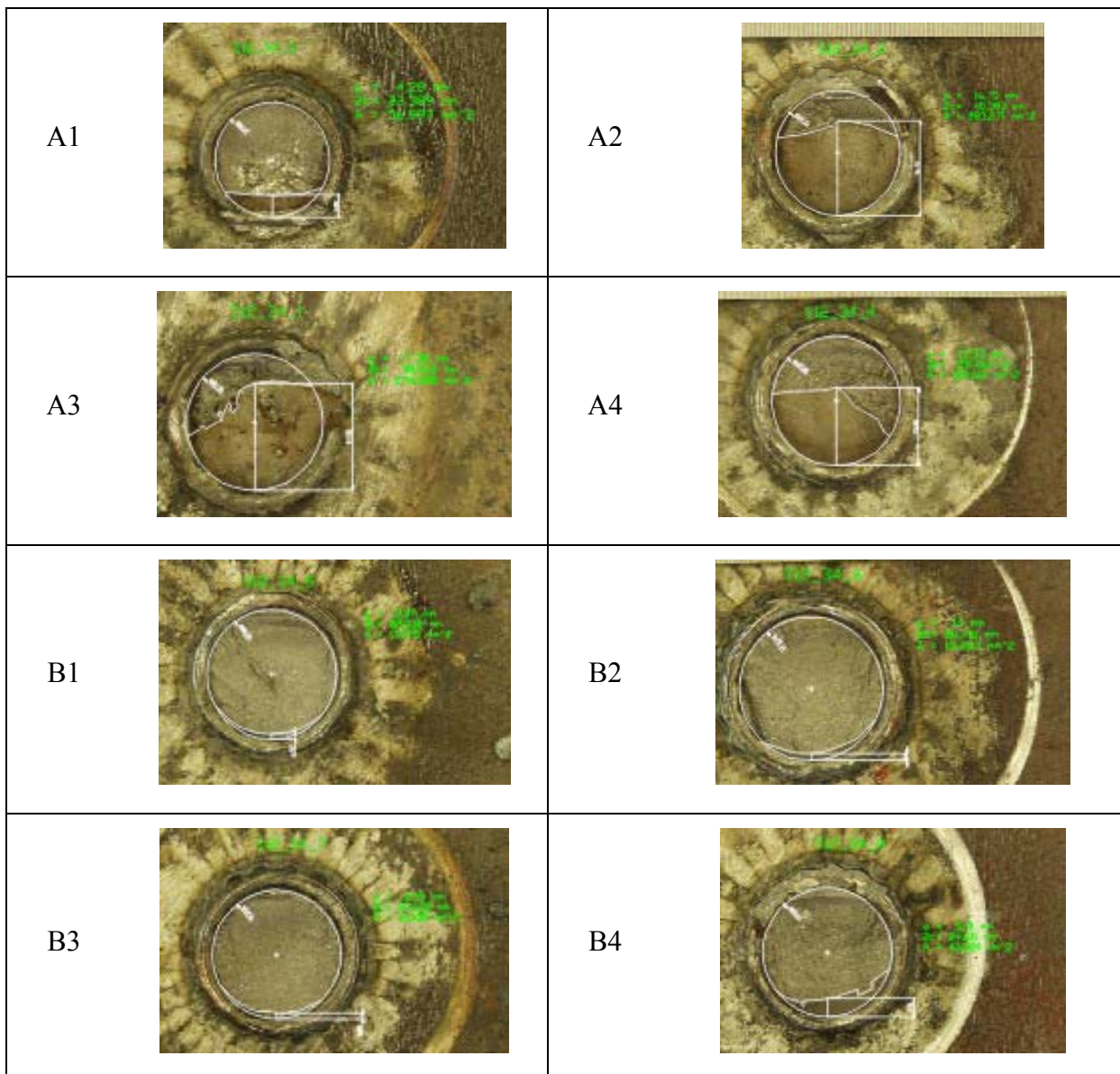
A1		A2	kein Riss
A3		A4	
B1		B2	
B3		B4	

A.31 S12_34



Anhang A: Versuchsergebnisse

Bolzen	Typ	n [-]	A [mm ²]
A1	A	47.000 500.000	57,00
A2	A		283,27
A3	A		276,69
A4	A		189,68
B1	A		13,08
B2	A		15,68
B3	A		13,14
B4	A		43,09



B Anhang B: Schlupforientierte Wöhlerlinie

Im Gegensatz zu dem im Hauptteil der Arbeit vorgestellten Konzept auf Basis des Rissfortschritts wird hier in diesem Anhang B kurz eine Alternativvariante auf Basis eines Schädigungsansatzes mit Hilfe einer schlupforientierten Wöhlerlinie von Manson / Coffin / Morrow [63] vorgestellt.

Zwar hat sich, wie im Hauptteil der Arbeit dargestellt, gezeigt, dass mit Hilfe des Rissfortschrittskonzepts das Lebensdauerverhalten von Kopfbolzendübeln am besten beschrieben werden kann. Dennoch soll nicht unerwähnt bleiben, dass mit einem differenzierten Schädigungsansatz das Lebensdauerverhalten erfasst werden kann [43].

Es wird der Ansatz nach Manson / Coffin / Morrow verwendet, Dehnungswöhlerlinien für das Konzept der örtlichen Beanspruchungen (Örtliches Konzept) für metallische Werkstoffe mathematisch zu beschreiben, siehe Abschnitt 1.3.2. Dabei wird die lokale, totale Dehnung als alleiniger schädigungswirksamer Parameter eingeführt. Bei der totalen Dehnung wird berücksichtigt, dass sie sich aus zwei Anteilen zusammensetzt: Aus einem elastischen Dehnungsanteil und einem plastischen Dehnungsanteil. Beide Anteile werden also getrennt auf ihre Schädigungswirkung hin beurteilt. Für beide Anteile wird jeweils eine Wöhlerlinie mit Potenzansatz aufgestellt, die überlagert eine im doppellogarithmischen Netz nicht lineare Wöhlerlinie für die totale Dehnung ergeben, siehe Bild B.1 [63].

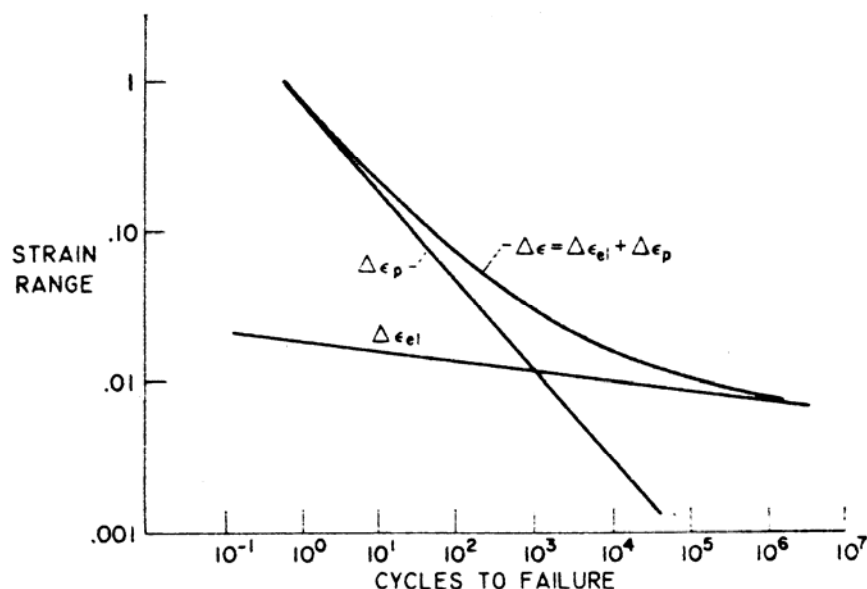


Bild B.1 Dehnungswöhlerlinie [63]

Nachfolgend werden die mathematischen Beziehungen aufgeführt:

Zyklische σ - ε -Kurve (Ramberg-Osgood-Beziehung):

$$\varepsilon_{a,t} = \varepsilon_{a,e} + \varepsilon_{a,p} = \frac{\sigma_a}{E} + \left(\frac{\sigma_a}{K'} \right)^{\frac{1}{n'}} \quad (\text{B.1})$$

Wöhlerlinie für elastische Dehnungen:

$$\varepsilon_{a,e} = \frac{\sigma_a}{E} = \frac{\sigma'_f}{E} \cdot N^b \quad (\text{B.2})$$

Wöhlerlinie für plastische Dehnungen:

$$\varepsilon_{a,p} = \varepsilon'_f \cdot N^c \quad (\text{B.3})$$

Wöhlerlinie für totale Dehnungen:

$$\varepsilon_{a,t} = \varepsilon_{a,e} + \varepsilon_{a,p} = \frac{\sigma'_f}{E} \cdot N^b + \varepsilon'_f \cdot N^c \quad (\text{B.4})$$

Bei den Parametern $n' = \frac{b}{c}$ und $K' = \sigma'_f \cdot \varepsilon'^{-n'}$ handelt es sich Materialparameter, die Steigungen und Anfangsordinatenwerte der Wöhlerlinien kennzeichnen. Sie sind mit Versuchen zu bestimmen.

Zum Aufstellen der Schlupfwöhlerlinien werden sinngemäß Dehnung durch Schlupf und Spannung durch Dübelkraft ersetzt. Das entspricht der Vorstellung, dass ein aufintegrierter Dehnungszustand eine Verformung und ein aufintegrierter Spannungszustand eine Kraft ergibt. Aus [43] und [62] werden vier wechselnd beanspruchte Push-Out-Versuche in Wegregelung herangezogen, um die in Bild B.2 gezeigte Schlupfwöhlerlinie zu bestimmen. Das Versagenskriterium ist dabei der Dübelabriss.

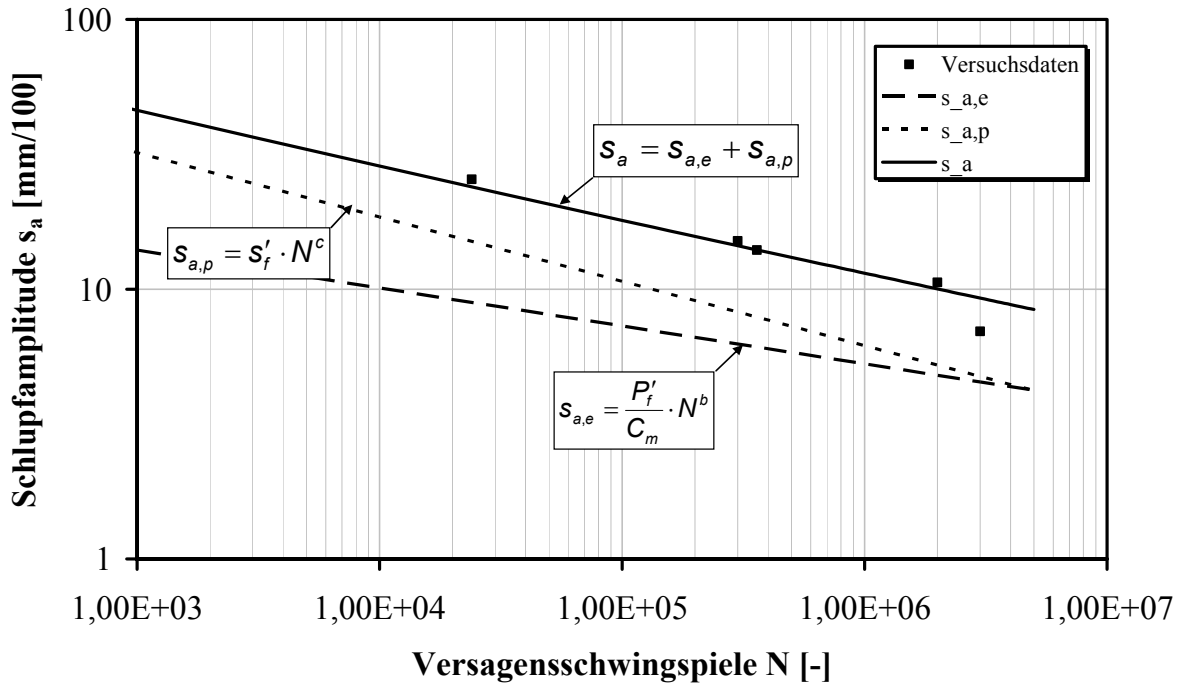


Bild B.2 Schlupfwöhlerlinie [43] [62]

Die Berechnung der Schlupfwöhlerlinie erfolgt über eine lineare Regressionsanalyse im doppellogarithmischen Netz. Das Ergebnis dieser Berechnung ist dargestellt als 50%-Fraktile, das durch folgende Bestimmungsparameter festgelegt ist:

$b = -0,1406$ als Neigungsexponent für die elastische Teilwöhlerlinie

$c = -0,2386$ als Neigungsexponent für die plastische Teilwöhlerlinie

$$\frac{P'_f}{C} = 10^{1,5669} = 36,89 \text{ [mm/100]}$$

$$s'_f = 10^{2,2222} = 166,80 \text{ [mm/100]}$$

Mit den Versuchsdaten lässt sich zudem die stabilisierte zyklische Dübelkraft-Schlupf-Kurve nach Ramberg-Osgood aufstellen, indem man die zyklische Dübelkraft P über den Schlupf s in der Hälfte der Lebensdauer aufträgt, Bild B.3. Umgekehrt als man gegenüber der Anwendung der Ramberg-Osgood-Beziehung im statischen Fall gewöhnt ist, tritt für den zyklischen Fall der elastische nach dem plastischen Ast in der zyklischen Last-Verformungskurve auf, wie Bild B.4 verdeutlicht.

Mit diesem Modell lassen sich das zyklische Dübelkraft-Schlupf-Verhalten und dessen schädigungswirksame Beurteilung beschreiben. Die hier aufgestellten Beziehungen basieren auf lediglich vier Push-Out-Versuchen und gelten ausschließlich für rein wechselnde Beanspruchungen, die durch $R_s = -1$ gekennzeichnet sind.

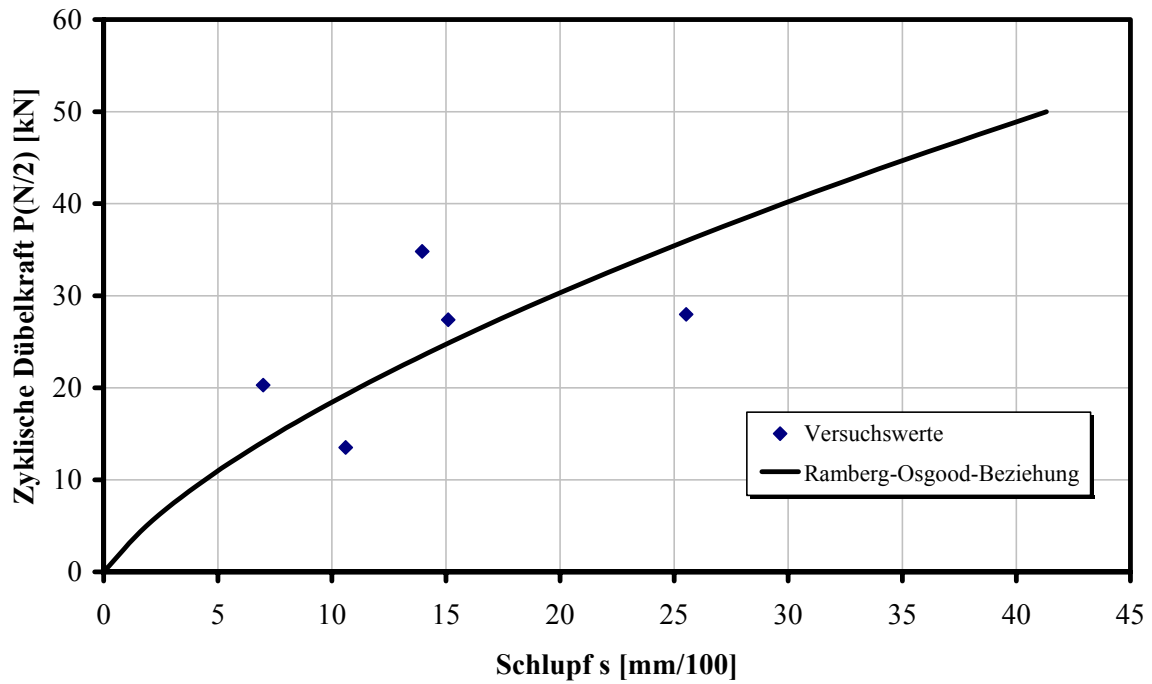


Bild B.3 Stabilisierte zyklische Dübelkraft-Schlupf-Kurve nach Ramberg-Osgood [43] [62]

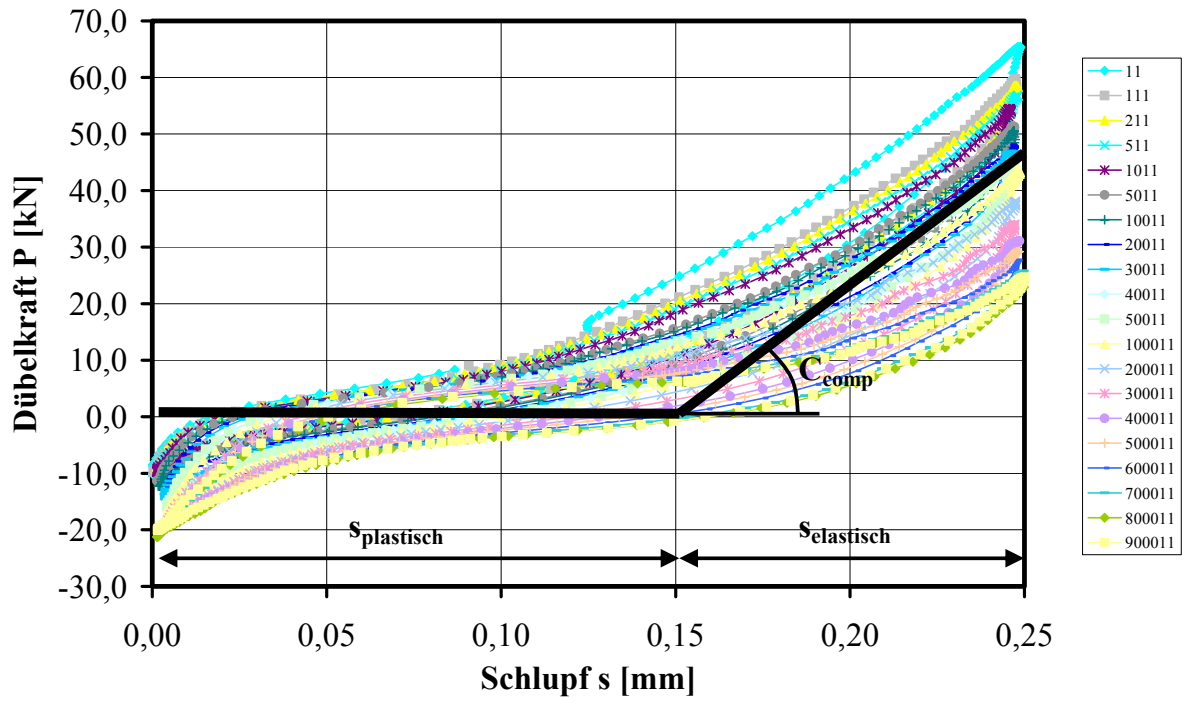


Bild B.4 Kraft-Schlupf-Hysteresen bei unterschiedlichen Zyklusanzahlen im Versuch S12_9

Lebenslauf

Heiko Gesella

Geboren am: 20.11.1976 in Neustadt/Wstr.
Familienstand: ledig
Staatsangehörigkeit: deutsch

Schulbildung

08/1983 – 03/1987 Grundschule Deidesheim
04/1987 – 07/1987 Grundschule Hans-Geiger-Schule in Neustadt an der Weinstraße
08/1987 – 06/1996 Leibniz Gymnasium in Neustadt an der Weinstraße
Abschluss: Abitur

Hochschulausbildung

10/1996 – 02/2002 Studium Bauingenieurwesen an der TU Kaiserslautern mit den Vertiefungsfächern Stahlbau, Massivbau und Statik.
Abschluss: Diplom-Ingenieur

Beruflicher Werdegang

03/2002 – 07/2005 Wissenschaftlicher Mitarbeiter im Fachgebiet Stahlbau bei Prof. Dr.-Ing. M. Feldmann, TU Kaiserslautern
08/2005 – 07/2006 Projektingenieur im Großbrückenbau bei Leonhardt, Andrä und Partner GmbH, Stuttgart
seit 08/2006 Leiter der Abteilung Gasbehälterbau bei der Hans Leffer GmbH, Saarbrücken

Saarbrücken, Juli 2006

Heiko Gesella