DORTMUNDER MODELL BAUWESEN
ARCHITEKT UND INGENIEUR

Johannes Grote

ZUM TRAGVERHALTEN VON GLEITFEST-VORGESPANNTEN SCHRAUBVERBINDUNGEN FEUERVERZINKTER STAHLBAUTEILE FÜR DEN EINSATZ IM BRÜCKENBAU



TECHNISCHE UNIVERSITÄT DORTMUND
SCHRIFTENREIHE STAHLBAU
Herausgeberin: Prof. Dr.-Ing. habil. Bettina Brune
HEFT 14
2026

Zum Tragverhalten von gleitfest-vorgespannten Schraubverbindungen feuerverzinkter Stahlbauteile für den Einsatz im Brückenbau

Von der Fakultät Architektur und Bauingenieurwesen der
Technischen Universität Dortmund
genehmigte Dissertation zur Erlangung
des Grades

Doktor-Ingenieur

von

Johannes Grote

Prüfungskommission:

Vorsitzender:	Prof. Dr.-Ing. C. Hartz	TU Dortmund
Hauptreferent:	Prof. Dr.-Ing. D. Ungermann	TU Dortmund
Korreferentin:	Prof. Dr.-Ing. habil. N. Stranghöner	Univ. Duisburg-Essen
Korreferentin:	Prof. Dr.-Ing. habil. B. Brune	TU Dortmund

Tag der mündlichen Prüfung: 23. April 2026

Kurzfassung

Feuerverzinkte Stahl- und Verbundbrücken bieten durch einen langlebigen Korrosionsschutz die Möglichkeit, die Kosten des individuellen Bauwerks, aber auch die gesellschaftlichen Kosten gering zu halten. Wesentliche Erkenntnisse hierzu wurden in den letzten Jahren in zahlreichen Forschungsarbeiten gesammelt, und in der Praxis bei ersten feuerverzinkten Brückenbauwerken bereits umgesetzt. Insbesondere der Zinküberzug muss eine größere Dicke aufweisen, um den höheren korrosiven Anforderungen des Brückenbaus gerecht zu werden. Beim Verfahren des Feuerverzinkens wird dieser Überzug durch ein Tauchen des Stahlbauteils in ein heißes Zinkbad hergestellt. Die Abmessungen der zu verzinkenden Brückenträger übersteigt häufig die maximale Größe der Zinkbäder. Die daher notwendigen Montagestöße der Träger werden üblicherweise als Schweißstoß oder Schraubstoß ausgeführt. Geschraubte Montagestöße bieten viele Vorteile, wobei sich im Brückenbau insbesondere gleitfest-vorgespannte Verbindungen (GV-Verbindungen) anbieten. Aufgrund fehlender Kenntnisse hinsichtlich der Tragfähigkeit und dem langfristigen Verhalten von feuerverzinkten GV-Verbindungen für den Brückenbau, wurden an den ersten ausgeführten Bauwerken die Montagestöße als Schweißstoß ausgeführt.

Im Rahmen dieser Arbeit werden Erkenntnisse über die Tragfähigkeit von feuerverzinkten GV-Verbindungen unter den Rahmenbedingungen des Brückenbaus zusammengestellt. Weiterhin wird die Tragfähigkeitsentwicklung über die Lebensdauer der Bauwerke untersucht. Hierfür werden eine Vielzahl von experimentellen Untersuchungen durchgeführt, um anschließend mithilfe dieser das Tragverhalten von feuerverzinkten GV-Verbindungen zu bestimmen und zu analysieren. Insbesondere die auf das Tragverhalten einwirkenden Parameter werden untersucht. In einem zweiten Schritt wird das Verhalten dieser feuerverzinkten GV-Verbindungen unter verschiedenen Einwirkungen betrachtet, um Schlussfolgerungen auf das Verhalten über die Lebensdauer des Brückenbauwerks mit unterschiedlichen Beanspruchungen ziehen zu können. Wesentliche Komponenten hierbei sind die Entwicklung der Vorspannkräfte, der Verformungen und der Tragfähigkeiten über die Lebensdauer. Insbesondere die erforderliche, größere Dicke der Zinküberzüge hat Auswirkungen auf die genannten Komponenten. Die gewonnenen Erkenntnisse werden in Anwendungshinweisen und einem alternativen Bemessungsmodell für feuerverzinkte GV-Verbindungen zusammengefasst, um eine einfache Anwendung in der Praxis zu gewährleisten.

Mit den Ergebnissen dieser Arbeit werden bestehende Wissenslücken geschlossen, wodurch eine sichere Anwendung von feuerverzinkten GV-Verbindungen bei Stahl- und Verbundbrücken ermöglicht wird.

Abstract

Hot-dip galvanized steel and composite bridges offer the possibility of keeping the costs of the individual structure as well as the public costs low thanks to long-lasting corrosion protection. Key findings on this have been gathered in numerous research projects in recent years and have already been implemented in practice in the first hot-dip galvanized bridge structures. The zinc coating in particular must have a greater thickness in order to fulfill the higher corrosive requirements of bridge construction. In the hot-dip galvanizing process, this coating is produced by dipping the steel component in a hot zinc bath. The dimensions of the bridge girders to be galvanized often exceed the maximum size of the zinc baths. The necessary assembly joints of the girders are therefore usually carried out as welded or bolted joints. Bolted assembly joints offer many advantages, with slip-resistant connections being particularly suitable for bridge construction. Due to a lack of knowledge regarding the load-bearing capacity and long-term behaviour of hot-dip galvanized slip-resistant connections for bridge construction, the assembly joints on the first structures to be built were designed as welded joints.

This thesis provides information on the load-bearing capacity of hot-dip galvanized slip-resistant connections under the general conditions of bridge construction. Furthermore, the load-bearing capacity development over the service life of the structures is investigated. For this purpose, a large number of experimental investigations are carried out in order to subsequently determine and analyze the load-bearing behavior of hot-dip galvanized slip-resistant connections. In particular, the parameters affecting the load-bearing behavior are investigated. In a second step, the behavior of these hot-dip galvanized slip-resistant connections under different loads is considered in order to be able to draw conclusions about the behavior over the service life of the bridge structure with different loads. The key components here are the development of the prestressing, the deformations and the load-bearing capacities over the service life. In particular, the required greater thickness of the zinc coatings has an effect on the components mentioned. The knowledge gained is summarized in application notes and an alternative design model for hot-dip slip-resistant connections in order to ensure simple application in practice.

The results of this work will close existing knowledge gaps, enabling the safe application of hot-dip galvanized slip-resistant connections in steel and composite bridges.

Vorwort des Hauptreferenten

Brücken sind ein wesentlicher Teil der modernen Infrastruktur. Neben der Standsicherheit und der Verkehrssicherheit sind die Aspekte der Dauerhaftigkeit der wesentliche Bestandteil bei Entwurf und Bau einer Brücke zur Gewährleistung einer 100jährigen sicheren Lebensdauer.

Für Brückenbauwerke aus Stahl bedeutet dies vorrangig, dass der Korrosionsschutz möglichst der Lebensdauer des Tragwerks entsprechen sollte, damit Wartungsfreiheit erlangt wird, Instandhaltungskosten minimiert und Verkehrseinschränkungen vermieden werden.

Bei entsprechender Wahl der Zinkschichtdicken ist ein lebenslanger Korrosionsschutz bei Verwendung der Feuerverzinkung möglich.

Für Brücken im mittleren Spannweitenbereich sind Baustellenstöße unvermeidlich, da die Größe der Zinkkessel in der Regel nur Stückverzinkungslängen von etwa 18m ermöglicht. Die Schweißstoßherstellung ist aufwändig und die Korrosionsschutzdauer aufgrund fehlender Feuerverzinkung im Stoßbereich reduziert.

Geschraubte Baustellenstöße bieten den Vorteil, dass alle Bauteile vollständig mit Feuerverzinkung zur Baustelle geliefert und dort verschraubt werden können.

Gleitfest vorgespannte Verbindungen - GV-Verbindungen - mit hochfesten Schrauben sind wirtschaftlich herstellbar und daher von hoher Relevanz für die Anwendung.

Ideal ist die Herstellung der gleitfesten Verbindung ohne zusätzliche Vorbehandlung der feuerverzinkten Oberflächen in den Gleitflächen.

Es stellt sich also die Frage nach Festlegung der Reibbeiwerte feuerverzinkter Oberflächen, da diese für die im Brückenbau benötigten Dicken der Feuerverzinkungsschicht von mehr 200 µm derzeit nicht vorhanden sind.

Die Auswirkungen auf das Reibflächenverhalten in Hinblick auf die statische und dynamische Beanspruchbarkeit ist nicht erforscht. Ebenso fehlen Untersuchungen zum Langzeitverhalten. Weitere offene Fragen bestehen in der Analyse von Vorspannkraftverlusten und dem Einfluss der Lock-Up Effekte auf das Trag- und Verformungsverhalten.

Hier setzt nun die Arbeit von Herrn Johannes Grote an, der durch systematische, experimentell basierte Untersuchungen grundlegende Erkenntnisse zum Verhalten feuerverzinkter Oberflächen bei gleitfest vorgespannten Verbindungen erarbeitet und darauf die maßgebenden Einflussgrößen für das Trag- und Verformungsverhalten analysiert und quantifiziert.

Für verschiedene Reibflächenpaarungen werden abgesicherte Reibbeiwerte ermittelt, die für die Bemessung gleitfester Verbindungen im Brückenbau unmittelbar verwendet werden können.

Da feuerverzinkte Beschichtungen zum Kriechen bei Dauerlast neigen und damit die Beanspruchbarkeit einer Verbindung reduzieren, bearbeitet Herr Johannes Grote diesen Aspekt in außerordentlicher Tiefe. Es gelingt ihm, Reibbeiwerte für Kurzzeit- und Langzeitbelastungen als Grundlage eines neuartigen und realitätsnahen Bemessungsansatzes für gleitfest vorgespannte Verbindungen festzulegen. Dieser Ansatz ist innovativ und wird für die praktische Anwendung von hoher Relevanz sein.

Wesentliche Teile der Arbeit sind im Rahmen des Forschungsprojektes „Geschraubte, gleitfest vorgespannte Verbindungen an feuerverzinkten Brückenbauteilen unter zyklischer Beanspruchung“, Bericht Nr. 172 der Forschungsvereinigung Feuerverzinken e.V. - AiF-Arbeitsgemeinschaft Industrieller Forschungsvereinigungen „Otto von Guericke“ e.V., 2021 entstanden.

Der AiF gilt ein herzlicher Dank für die finanzielle Förderung. Ebenso danke ich der Forschungsvereinigung Feuerverzinken e.V. für die Unterstützung bei der Durchführung des Forschungsvorhabens durch Wort und Tat.

Meiner geschätzten Kollegin Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Natalie Stranghöner danke ich herzlich für die Übernahme des zweiten Gutachtens und ihre Anregungen und wichtigen Hinweise.

Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Bettina Brune hat das Forschungsvorhaben von Beginn an begleitet, ebenso die Erstellung der vorliegenden Dissertation. Herr Johannes Grote fand stets eine offene Tür für Fragen, Gespräche und Anregungen. Bettina Brune gilt mein besonderer Dank dafür und auch für die Übernahme des dritten Gutachtens.

Der Dank geht weiterhin an meinen geschätzten Kollegen Univ.-Prof. Dr.-Ing. Christian Hartz für die Bereitschaft zu der Übernahme des Vorsitzes der Promotionsprüfung.

Dortmund, im Oktober 2026 Prof. Dr.-Ing. Dieter Ungermann

Vorwort des Verfassers

Die Idee und Motivation der vorliegenden Dissertation entstanden während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl Stahlbau der Technischen Universität Dortmund. Ich möchte das Vorwort nutzen, um mich bei den Personen zu bedanken, die zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben. Für die Wegbereitung und die auf diesem Weg empfangene Unterstützung bin ich sehr dankbar!

An erster Stelle möchte ich mich bei meinem Betreuer, Herrn Prof. Dr.-Ing. Dieter Ungermann, bedanken. Er hat mir die Möglichkeit zur Erstellung dieser Arbeit gegeben und stand während der Bearbeitung mit wertvollen Ratschlägen und kritischen Hinweisen bei Diskussionen stets zur Verfügung. Frau Prof. Dr.-Ing. habil. Natalie Stranghöner und Frau Prof. Dr.-Ing. habil. Bettina Brune danke ich herzlich für die bereitwillige Übernahme der Korreferate und die sorgfältige Durchsicht der Arbeit. Für den Vorsitz der Prüfungskommission danke ich ganz herzlich Herrn Prof. Dr.-Ing. Christian Hartz.

Ein zentraler Pfeiler dieser Arbeit war meine Zeit am Lehrstuhl. Ich blicke mit großer Freude auf diesen besonderen Lebens- und Berufsabschnitt zurück: Die Arbeit am Lehrstuhl hat mir nicht nur fachlich neue Horizonte eröffnet, sondern war für mich auch persönlich eine prägende Phase, in der ich als Mensch wachsen konnte und durfte. Für die stets freundschaftliche, hilfsbereite und offene Atmosphäre möchte ich meinen ehemaligen Kolleginnen und Kollegen herzlich danken.

Zwei Kollegen sei an dieser Stelle ein ganz besonderer Dank ausgesprochen: Lisa Kröger und Peter Hatke haben durch unzählige Diskussionen, fachlichen Austausch und ihren Rückhalt – auch abseits des eigentlichen Forschungsgegenstands – maßgeblich zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen.

Ebenfalls bedanken möchte ich mich bei den zahlreichen studentischen Hilfskräften sowie den Verfassern von Studien- und Abschlussarbeiten, deren Engagement bei der Vorbereitung und Durchführung der Untersuchungen von unschätzbarem Wert war. Den Mitarbeiterinnen und Mitarbeitern des Instituts für Bauforschung gilt mein Dank für die hervorragende und stets angenehme Zusammenarbeit im Rahmen der experimentellen Untersuchungen.

Nicht vergessen möchte ich den Ausgangspunkt dieser Arbeit: Ein wesentlicher Teil dieser und vorheriger Arbeiten wurde mit finanzieller und materieller Unterstützung der Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen e.V. (AiF), der Forschungsvereinigung Feuerverzinken e.V. (ehemals Gemeinschaftsausschuss Verzinken e.V.) und der Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V. (FOSTA) durchgeführt. Herzlichen Dank!

Im Rahmen dieser Forschungsarbeit durfte ich mit Frau Dr.-Ing. Anna-Katharina Kraemer und Herrn Dipl.-Ing. Peter Lebelt zusammenarbeiten. Für die harmonische und erfolgreiche Zusammenarbeit möchte ich mich herzlich bedanken.

Ein Dank geht ebenso an meine aktuellen Arbeitskollegen bei der Amprion GmbH für das entgegengebrachte Verständnis, die zeitliche Flexibilität, die stete Motivation und Unterstützung in der finalen Phase der Dissertation.

Bildungs- und Berufswege nehmen ihren Anfang schon lange vor dem ersten Tag an einer Lehranstalt. Geprägt wurde mein Bildungs- und Berufsweg durch die Weichen, die während meines Heranwachsens durch meine Eltern gestellt wurden. Daher bin ich meinen Eltern für die Weichenstellungen und die Unterstützung, die sie mir zukommen ließen, und dafür, dass sie meinen gewählten Bildungs- und Berufsweg ermöglicht und begleitet haben, zu großem Dank verpflichtet.

Der abschließende und größte Dank gilt meiner kleinen Familie. Meiner Frau Alina danke ich von Herzen dafür, dass sie mir insbesondere in den intensiven Abschnitten der Promotion geduldig den Rücken freigehalten hat, und für ihr Verständnis für die vielen Stunden am Schreibtisch. Ohne ihren großen Rückhalt hätte die vorliegende Arbeit nicht entstehen können. Vervollständigt wird dieser Rückhalt durch unseren Hund: Er kann diese Zeilen zwar naturgemäß nicht lesen, hat aber durch unzählige Spaziergänge, stoische Gelassenheit und die treue Anwesenheit neben dem Schreibtisch einen unschätzbaren Beitrag zum Gelingen dieser Arbeit geleistet.

Dortmund, im Oktober 2026 Johannes Grote

Inhaltsverzeichnis

1 EINLEITUNG 1

1.1 ANLASS UND PROBLEMSTELLUNG 1
1.2 ZIELSETZUNG 3
1.3 AUFBAU DER ARBEIT UND VORGEHENSWEISE 3
1.4 DEFINITIONEN, FORMELZEICHEN UND ABKÜRZUNGEN 5

2 STAND DER TECHNIK UND FORSCHUNG 8

2.1 VORBEMERKUNG 8
2.2 FEUERVERZINKEN ALS KORROSIONSSCHUTZ FÜR STAHLBAUTEILE 8
2.2.1 Grundlagen der Korrosion [21] 8
2.2.2 Korrosionsschutzsysteme im Stahlbau 9
2.2.3 Stückverzinken nach DIN EN ISO 1461 10
2.2.4 Einflussfaktoren auf die Schichtbildung beim Feuerverzinken 12
2.2.5 Einfluss der Feuerverzinkung auf die Ermüdungsfestigkeit 18
2.2.6 Anwendungsbereiche der Feuerverzinkung im Ingenieurbau 21
2.2.7 Nachträgliche Bearbeitung feuerverzinkter Oberflächen 25
2.2.8 Zusammenfassung und Zwischenfazit 26
2.3 GLEITFEST VORGESPANNTE VERBINDUNGEN 27
2.3.1 Schraubverbindungen im Stahlbau 27
2.3.2 Bemessung von GV-Verbindungen nach DIN EN 1993-1-8 [18] 29
2.3.3 Ausführung von GV-Verbindungen 30
2.3.4 Ermittlung von Haftreibungszahlen nach DIN EN 1090-2, Anhang G [13] 34
2.3.5 Vorspannkraftverluste bei GV-Verbindungen 39
2.3.6 Lock-Up Effekt bei GV-Verbindungen 43
2.3.7 Zusammenfassung und Zwischenfazit 45
2.4 GRUNDLAGEN ZUM REIBUNGSWIDERSTAND BEI GV-VERBINDUNGEN 46
2.4.1 Grundlagen der Reibung 46
2.4.2 Mechanismen der Haftreibung 48
2.4.3 Charakteristiken des Verformungsverhalten von Reibwiderständen 53
2.4.4 Verschleiß von Reibflächen 57
2.4.5 Einflussgrößen auf die Haftreibung 59
2.4.6 Zusammenfassung und Zwischenfazit 61
2.5 GRUNDLAGEN ZUM KRIECHEN BEI GV-VERBINDUNGEN 62
2.5.1 Kriechen von Werkstoffen 62
2.5.2 Kriechen in tribologischen Zusammenhängen 65
2.5.3 Kriechen von GV-Verbindungen 66
2.5.4 Zusammenfassung und Zwischenfazit 66

3 VERÖFFENTLICHTE UNTERSUCHUNGEN VON GV-VERBINDUNGEN AUS FEUERVERZINKTEM BAUSTAHL.....67

3.1 VORBEMERKUNG 67
3.2 UNTERSUCHUNGEN VON STEINHARDT UND MÖHLER (1959) 68
3.3 UNTERSUCHUNGEN VON MUNSE (1967) 69
3.4 UNTERSUCHUNGEN VON LAURIE KENNEDY (1972) 70
3.5 UNTERSUCHUNGEN VON ZIMMERMANN UND ROSTÁSY (1975 & 1977) 70
3.6 UNTERSUCHUNGEN VON VITELLESCHI UND SCHMIDT (1977 & 1978) 73
3.7 UNTERSUCHUNGEN VON GRUINTJES ET AL IN ECCS NO. 37 (1984) 74
3.8 UNTERSUCHUNGEN VON VALTINAT ET AL IN GAV 122 (1993) 76
3.9 UNTERSUCHUNGEN VON DEWOLF UND YANG (1998) 81
3.10 UNTERSUCHUNGEN VON SEDLACEK UND KAMMEL IN FOSTA P409 (2001) 82
3.11 UNTERSUCHUNGEN VON SCHAUMANN UND WRIGGERS (2007) 85
3.12 UNTERSUCHUNGEN VON UNGERMANN ET AL. IN FOSTA P1150 UND P1200 (2015 & 2019) 88
3.13 UNTERSUCHUNGEN VON STRANGHÖNER ET AL. IN SIROCO (2018) 88
3.14 UNTERSUCHUNGEN VON STRANGHÖHNER ET AL IN FOSTA P 1091 (2019) 90
3.15 UNTERSUCHUNGEN VON STRANGHÖNER ET AL IN FOSTA P 1266 (2021) 92
3.16 UNTERSUCHUNGEN VON STRANGHÖNER ET AL IN STAHLBAU 91 (2021) [97] 93
3.17 UNTERSUCHUNGEN VON STRANGHÖNER ET AL IN FOSTA P1455 (2023) 94
3.18 ZUSAMMENFASSUNG UND ZWISCHENFAZIT 95

4 GRUNDLAGEN DER EXPERIMENTELLEN UNTERSUCHUNGEN.....97

4.1 VORBEMERKUNG 97
4.2 ABWÄGUNG ZWISCHEN EXPERIMENTELLEN UND NUMERISCHEN UNTERSUCHUNGEN 97
4.3 UNTERSUCHUNG DER REIBFLÄCHEN 100
4.3.1 Untersuchung der Beschaffenheit der Oberflächen 100
4.3.2 Untersuchung des Zinküberzuges 100
4.3.3 Untersuchung des Reibverschleißes 100
4.4 VERSUCHSAUFBAU UND DURCHFÜHRUNG 101
4.4.1 Vorgaben nach DIN EN 1090-2, Anhang G [13] 101
4.4.2 Quasi-statische Prüfung 101
4.4.3 Reguläre Kriechprüfung 104
4.4.4 Erweiterte Kriechprüfung 104
4.4.5 Zyklische Prüfung 108
4.4.6 Quasi-statische Prüfung im Anschluss an eine vorherige Belastung 109
4.4.7 Eingesetzte Messtechnik 110
4.5 UNTERSUCHTE REIBFLÄCHENPAARUNGEN 114
4.5.1 NT-Verzinkter Sebistystahl 114
4.5.2 NT-Verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche 115

4.5.3 NT-Verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche und ASI-Beschichtung 117
4.5.4 NT-Verzinkter Sebistystahl als Fügepartner gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche 117
4.5.5 NT-Verzinkter Hochsiliziumstahl als Fügepartner gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche 118
4.5.6 Gestrahlter und bewitterter wetterfester Baustahl 119
4.5.7 Gestrahlter wetterfester Baustahl mit ASI-Beschichtung 120

5 UNTERSUCHUNG VON REIBFLÄCHEN OHNE VORBELASTUNG 121

5.1 VORBEMERKUNG UND ZIELSETZUNG 121
5.2 NT-VERZINKTER SEBISTYSTAHL 121
5.2.1 Vorbemerkung 121
5.2.2 Vorspannkraftverluste 122
5.2.3 Ermittlung der quasi-statischen Tragfähigkeit 124
5.2.4 Überprüfung der Kriechneigung 127
5.2.5 Erweiterte Kriechprüfungen 127
5.2.6 Zyklische Untersuchungen 129
5.2.7 Zusammenfassung der Ergebnisse für die Reibflächenpaarung 131
5.3 NT-VERZINKTER SEBISTYSTAHL MIT GESWEEPTER OBERFLÄCHE 131
5.3.1 Vorbemerkung 131
5.3.2 Vorspannkraftverluste 131
5.3.3 Ermittlung der quasi-statischen Tragfähigkeit 135
5.3.4 Überprüfung der Kriechneigung 137
5.3.5 Erweiterte Kriechprüfungen 137
5.3.6 Zyklische Untersuchungen 140
5.3.7 Zusammenfassung der Ergebnisse für die Reibflächenpaarung 142
5.4 NT-VERZINKTER SEBISTYSTAHL MIT GESWEEPTER OBERFLÄCHE UND ASI-BESCHICHTUNG 143
5.4.1 Vorbemerkung 143
5.4.2 Vorspannkraftverluste 143
5.4.3 Ermittlung der quasi-statischen Tragfähigkeit 145
5.4.4 Überprüfung der Kriechneigung 148
5.4.5 Erweiterte Kriechprüfungen 148
5.4.6 Zyklische Untersuchungen 151
5.4.7 Zusammenfassung der Ergebnisse für die Reibflächenpaarung 154
5.5 NT-VERZINKTER SEBISTYSTAHL ALS FÜGEPARTNER GEPAART MIT GESTRAHLTER UND HT-VERZINKTER LASCHE 155
5.5.1 Vorbemerkung 155
5.5.2 Vorspannkraftverluste 155
5.5.3 Ermittlung der quasi-statischen Tragfähigkeit 158
5.5.4 Überprüfung der Kriechneigung 164
5.5.5 Erweiterte Kriechprüfungen 164

5.5.6 Zyklische Untersuchungen ... 170
5.5.7 Zusammenfassung der Ergebnisse für die Reibflächenpaarung ... 179
5.6 NT-Verzinkter Hochsiliziumstahl als Fügepartner gepaart mit gestrahlter und HT-Verzinkter Lasche ... 180
5.6.1 Vorbemerkung ... 180
5.6.2 Vorspannkraftverluste ... 180
5.6.3 Ermittlung der quasi-statischen Tragfähigkeit ... 181
5.6.4 Überprüfung der Kriechneigung ... 184
5.6.5 Erweiterte Kriechprüfungen ... 185
5.6.6 Zyklische Untersuchungen ... 188
5.6.7 Zusammenfassung der Ergebnisse für die Reibflächenpaarung ... 190
5.7 Gestrahlter und bewitterter wetterfester Baustahl ... 191
5.7.1 Vorbemerkung ... 191
5.7.2 Ermittlung der quasi-statischen Tragfähigkeit ... 191
5.7.3 Überprüfung der Kriechneigung ... 193
5.7.4 Zyklische Untersuchungen ... 194
5.7.5 Zusammenfassung der Ergebnisse für die Reibflächenpaarung ... 198
5.8 Gestrahlter wetterfester Baustahl mit ASI-Beschichtung ... 198
5.8.1 Vorbemerkung ... 198
5.8.2 Ermittlung der quasi-statischen Tragfähigkeit ... 198
5.8.3 Überprüfung der Kriechneigung ... 202
5.8.4 Erweiterte Kriechprüfungen ... 203
5.8.5 Zyklische Untersuchungen ... 206
5.8.6 Zusammenfassung der Ergebnisse für die Reibflächenpaarung ... 209
5.9 Auswertung der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten ... 211
5.10 Auswertung der Untersuchungen zur quasi-statischen Tragfähigkeit ... 217
5.11 Auswertung der Untersuchung der Reibflächen ... 222
5.12 Auswertung der Untersuchung des Verformungsverhaltens ... 224
5.13 Auswertung der Untersuchungen zur Kriechneigung ... 230
5.14 Vergleich des Verhaltens unter zyklischen Belastung ... 234
5.15 Zusammenfassung und Zwischenfazit ... 237

6 EINFLUSS DES LOCK-UP EFFEKTS AUF DIE QUASI-STATISCHE TRAGFÄHIGKEIT ... 239

6.1 Vorbemerkung und Zielsetzung ... 239
6.2 NT-Verzinkter Sebistystahl ... 239
6.2.1 Vorbemerkung ... 239
6.2.2 Quasi-statische Tragfähigkeit nach Ruhen ... 239
6.2.3 Quasi-statische Tragfähigkeit nach konstanter Belastung ... 241
6.2.4 Quasi-statische Tragfähigkeit nach zyklischer Belastung ... 243
6.2.5 Zusammenfassung der Ergebnisse für die Reibflächenpaarung ... 245
6.3 NT-Verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche ... 246
6.3.1 Vorbemerkung ... 246

6.3.2 Quasi-statische Tragfähigkeit nach Ruhen 246
6.3.3 Quasi-statische Tragfähigkeit nach konstanter Belastung 249
6.3.4 Quasi-statische Tragfähigkeit nach zyklischer Belastung 250
6.3.5 Zusammenfassung der Ergebnisse für die Reibflächenpaarung 252
6.4 NT-VERZINKTER SEBISTYSTAHL MIT GESWEEPTER OBERFLÄCHE UND ASI-BESCHICHTUNG 253
6.4.1 Vorbemerkung 253
6.4.2 Quasi-statische Tragfähigkeit nach Ruhen 253
6.4.3 Quasi-statische Tragfähigkeit nach konstanter Belastung 255
6.4.4 Quasi-statische Tragfähigkeit nach zyklischer Belastung 257
6.4.5 Zusammenfassung der Ergebnisse für die Reibflächenpaarung 260
6.5 NT-VERZINKTER SEBISTYSTAHL ALS FÜGEPARTNER GEPAART MIT GESTRAHLTER UND HT-VERZINKTER LASCHE 261
6.5.1 Vorbemerkung 261
6.5.2 Quasi-statische Tragfähigkeit nach Ruhen 261
6.5.3 Quasi-statische Tragfähigkeit nach konstanter Belastung 263
6.5.4 Quasi-statische Tragfähigkeit nach zyklischer Belastung 266
6.5.5 Zusammenfassung der Ergebnisse für die Reibflächenpaarung 275
6.6 NT-VERZINKTER HOCHSILIZIUMSTAHL ALS FÜGEPARTNER GEPAART MIT GESTRAHLTER UND HT-VERZINKTER LASCHE 277
6.6.1 Vorbemerkung 277
6.6.2 Quasi-statische Tragfähigkeit nach Ruhen 277
6.6.3 Quasi-statische Tragfähigkeit nach konstanter Belastung 278
6.6.4 Quasi-statische Tragfähigkeit nach zyklischer Belastung 280
6.6.5 Zusammenfassung der Ergebnisse für die Reibflächenpaarung 282
6.7 GESTRAHLTER UND BEWITTERTER WETTERFESTER BAUSTAHL 283
6.7.1 Vorbemerkung 283
6.7.2 Quasi-statische Tragfähigkeit nach konstanter Belastung 283
6.7.3 Quasi-statische Tragfähigkeit nach zyklischer Belastung 284
6.7.4 Zusammenfassung der Ergebnisse für die Reibflächenpaarung 287
6.8 GESTRAHLTER WETTERFESTER BAUSTAHL MIT ASI-BESCHICHTUNG 287
6.8.1 Vorbemerkung 287
6.8.2 Quasi-statische Tragfähigkeit nach konstanter Belastung 287
6.8.3 Quasi-statische Tragfähigkeit nach zyklischer Belastung 289
6.8.4 Zusammenfassung der Ergebnisse für die Reibflächenpaarung 292
6.9 AUSWERTUNG DER UNTERSUCHUNG ZUR GRÖßE DER QUASI-STATISCHEN TRAGFÄHIGKEIT NACH VORBELASTUNG 293
6.10 AUSWERTUNG DER UNTERSUCHUNG DER REIBFLÄCHEN 301
6.10.1 Vorbemerkung 301
6.10.2 Optische Untersuchungen der Reibflächen 301
6.10.3 Mikroskopische Untersuchungen der Reibflächen 303
6.11 AUSWERTUNG DER UNTERSUCHUNG DES VERFORMUNGSVERHALTENS 313
6.12 AUSWERTUNG DER UNTERSUCHUNGEN ZUM EINFLUSS DES NACHSPANNENS 320

6.13 Zusammenfassung und Zwischenfazit 323

7 EINFLUSS DES LOCK-UP EFFEKTS AUF DAS KRIECHEN 325

7.1 Vorbemerkung und Zielsetzung 325
7.2 Kriechen unter konstanten und zyklischen Lasten 325
7.2.1 Ansatz der Untersuchungen 325
7.2.2 Durchführung der experimentellen Untersuchungen 326
7.2.3 Ergebnisse und Auswertung der experimentellen Untersuchungen 326
7.2.4 Zusammenfassung und Zwischenfazit 340
7.3 Kriechen nach unbelastetem Ruhen 341
7.3.1 Ansatz der Untersuchungen 341
7.3.2 Durchführung der experimentellen Untersuchungen 342
7.3.3 Ergebnisse und Auswertung der experimentellen Untersuchungen 342
7.3.4 Zusammenfassung und Zwischenfazit 352
7.4 Kriechen nach konstanter Vorbelastung 353
7.4.1 Ansatz der Untersuchungen 353
7.4.2 Durchführung der experimentellen Untersuchungen 353
7.4.3 Ergebnisse und Auswertung der experimentellen Untersuchungen 354
7.4.4 Zusammenfassung und Zwischenfazit 362
7.5 Zusammenfassung und Zwischenfazit 363

8 ANWENDUNG VON FEUERVERZINKTEN GV-VERBINDUNGEN IM BRÜCKENBAU 364

8.1 Vorbemerkung 364
8.2 Ergebnisse zum Tragverhalten ohne Vorbelastung 364
8.3 Ergebnisse zum Tragverhalten nach Vorbelastung 366
8.4 Einfluss von Oberfläche und Zinküberzug auf die Tragfähigkeit 368
8.5 Vergleich der Ergebnisse mit den Vorgaben nach DIN EN 1090-2 [13] 370
8.6 Hinweise für die Ausführung und Bemessung von feuerverzinkten GV-Verbindungen im Brückenbau 372
8.7 Alternatives Verfahren zur Bemessung von feuerverzinkten GV-Verbindungen im Brückenbau 374
8.7.1 Intention und Anwendungsbereich des Verfahrens 374
8.7.2 Angepasstes Vorgehen zur Ermittlung von Haftreibungszahlen 377
8.7.3 Angepasstes Verfahren zur Bemessung 379
8.7.4 Beispielhafte Ermittlung von Gleitwiderständen 383
8.8 Zusammenfassung 387

9 ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK 388

9.1 Zusammenfassung 388

9.2 AUSBLICK 389

10 LITERATUR 392

ANHANG 402

ANHANG A: DURCHGEFÜHRTE EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNGEN 403

ANHANG B: ERGEBNISSE DER UNTERSUCHUNGEN DER VORSPANNKRAFTVERLUSTE 416

ANHANG C: ERGEBNISSE DER UNTERSUCHUNGEN DER QUASI-STATISCHEN TRAGFÄHIGKEIT 442

ANHANG D: KRAFT-GLEIT-VERHALTEN BEI DEN UNTERSUCHUNGEN DER QUASI-STATISCHEN TRAGFÄHIGKEIT 473

ANHANG E: FOTOGRAFIEN DER REIBFLÄCHEN NACH DER UNTERSUCHUNG DER QUASI-STATISCHEN TRAGFÄHIGKEIT 529

ANHANG F: MIKROSKOPISCHE UNTERSUCHUNGEN DER REIBFLÄCHEN UND ÜBERZÜGE 590

ANHANG G: ZEIT-GLEIT-VERHALTEN DER KRIECHVERSUCHE 618

ANHANG H: CHEMISCHE ZUSAMMENSETZUNG UND MECHANISCHE EIGENSCHAFTEN DES GRUNDMATERIALS 636

ANHANG I: ERGEBNISSE DER DURCHGEFÜHRTEN RAUHEITSMESSUNGEN AN DEN OBERFLÄCHEN 637

ANHANG J: ERGEBNISSE DER UNTERSUCHUNGEN DER ZUGFESTIGKEIT DER SCHRAUBEN 638

ANHANG K: BEMESSUNGSBEISPIEL TRÄGERSTOß 640

1 Einleitung

1.1 Anlass und Problemstellung

In den nächsten Jahren und Jahrzehnten müssen für eine Vielzahl von Brücken in Deutschland Ersatzneubauten geplant und gebaut werden. Diese sind durch das zunehmende Alter der Bauwerke, aber auch durch die Verschlechterung der Bauwerkszustände und dem dadurch vermehrten Auftreten von Schäden, bedingt. Bei Brücken in Stahl- und Verbundbauweise lässt sich ein großer Anteil der für den Ersatzneubau maßgeblichen Schäden auf Korrosionsschäden zurückführen. [1–3]

Das Feuerverzinken ist ein im Hochbau seit vielen Jahrzehnten etabliertes und erprobtes Verfahren zum Korrosionsschutz von Stahlbauteilen. Für den Einsatz im Brückenbau in Deutschland wurde es in der ZTV-ING [4] ausgeschlossen. Ursächlich hierfür waren u.a. Vorbehalte aufgrund des unbekannten Einflusses der Feuerverzinkung auf die Ermüdungsfestigkeit der Bauteile. Im europäischen Ausland, den Vereinigen Staaten und Japan finde sich allerdings eine Vielzahl dieser Brücken. [5–7]

Im Forschungsprojekt FOSTA P835 [8] wurde der Einfluss der Feuerverzinkung auf die Ermüdungsfestigkeit untersucht sowie deren Ursache analysiert. Diese Untersuchungen wurden in einem GAV-Forschungsprojekt [9] weitergeführt und ausgeweitet. Zusätzlich wurde in [8] das Korrosionsverhalten der Zinküberzüge durch Freibewitterung an Brücken bestimmt. Mithilfe dieser Untersuchungen konnte eine erforderliche Zinkschichtdicke von 250 µm für eine Schutzdauer, die der geplanten Lebensdauer von Brückenbauwerken entspricht, festgelegt werden. Neuere Untersuchungen [10] zeigen, dass auch bei geringen Zinkschichtdicken die gleichen Schutzdauern erzielt werden können. Aufgrund der Möglichkeit des lebenslangen Korrosionsschutzes und dem dadurch möglichen Entfall von Beschichtungsarbeiten während der Lebensdauer konnten in [11] wirtschaftliche Vorteile der Feuerverzinkung festgestellt werden. Berechnungen der Nachhaltigkeit [12] zeigen auch hier deutliche Vorteile. [8–12]

Für die praktische Erprobung der in [8] erzielten Ergebnisse, wurde ein erstes Demonstratorbauwerk über die BAB 44 bei Kassel errichtet. Hierfür wurde eine Zustimmung im Einzelfall (ZiE) beim Bundesministerium für Digitales und Verkehr erwirkt. Da die Spannweite der Hauptträger die Abmessungen der Verzinkungskessel überschritt, mussten Montagestöße dieser Träger vorgesehen werden. Dieser sollte geschweißt ausgeführt werden. Da ein Schweißen von feuerverzinkten Oberflächen nach der Ausführungsnorm DIN EN 1090-2 [13] nicht zulässig ist, wurde ein Montageschweißstoß mit nachträglich aufgetragener

Spritzverzinkung entwickelt. [14] Durch die Spritzverzinkung konnte kein Korrosionsschutz mit gleichwertiger Schutzdauer wie die Feuerverzinkung erstellt werden. Dies spiegelte sich bei der wirtschaftlichen Betrachtung in [11] sowohl in den Kosten zur Herstellung, als auch zur Instandhaltung wieder. Ein Erfahrungsbericht [15] zum Demonstratorbauwerk wurde von der BASt veröffentlicht. [15, 14, 11, 13]

Als Alternative zum geschweißte Montagestoß würde sich eine geschraubte Verbindung anbieten. Diese wurde aufgrund der gesammelten Erfahrungen mit dem geschweißten Montagestoß auch in [16] benannt. Durch die Möglichkeit, alle Bauteile im Vorfeld mit einer Feuerverzinkung zu versehen, wären alle Bauteile über die Lebensdauer des Bauwerks geschützt. Aufgrund der einfacheren Montage und der höheren Ermüdungsfestigkeit bieten sich Verbindungen mit gleitfest vorgespannten (GV-) Schrauben gegenüber Passschrauben an. [16]

GV-Verbindungen nutzen die Vorspannung der Schrauben, um die Kontaktflächen der verschraubten Bauteile zum Übertragen der Kräfte über Reibung zu aktivieren. Die Größe der möglichen Kraftübertragung hängt von der Beschaffenheit der Kontaktflächen ab, diese lässt sich mithilfe der Haftreibungszahl μ quantifizieren und kategorisieren. Die Haftreibungszahl μ gibt dann das Verhältnis der Kraftübertragung der Flächen zur senkrecht wirkenden Vorspannung der Schrauben an. In der Literatur findet sich eine große Bandbreite von Haftreibungszahlen für feuerverzinkte Reibflächen. [16, 17]

Vorgaben zur Bemessung von GV-Verbindungen sind in DIN EN 1993-1-8 [18] gegeben, die Ausführung der Reibflächen und die daraus resultierenden Haftreibungszahlen wird in der Ausführungsnorm DIN EN 1090-2 [13] geregelt. Seit der letzten Aktualisierung im Jahr 2018 sind nun auch zwei feuerverzinkte und nachträglich bearbeitete Reibflächen mit entsprechenden Haftreibungszahlen genannt. In den vorherigen Fassungen waren feuerverzinkte Oberflächen aufgrund Vorbehalten hinsichtlich des zeitabhängigen Verhaltens nicht aufgeführt. [13, 19]

Ob sich die in der DIN EN 1090-2 [13] enthaltenen feuerverzinkten Reibflächen auch für die Anwendung im Brückenbau eignen, ist jedoch unklar. Die große Bandbreite an Haftreibungszahlen in der Literatur (vgl. Abschnitt 3) zeigt, dass es eine Vielzahl an Einflussfaktoren auf die Haftreibungszahl von feuerverzinkten Oberflächen gibt. Unklar ist, ob sich durch die aus Korrosionsschutzgründen erhöhte Zinkschichtdicke von 250 µm Einflüsse auf die Haftreibungszahl ergeben. Weiterhin ist die geplante Lebensdauer von Brückenbauwerken größer als bei Bauwerken des allgemeinen Hochbaus. Daher ist es umso wichtiger, das zeitabhängige Verhalten der feuerverzinkten GV-Verbindungen sowie die daraus resultierenden Folgen zu untersuchen.

1.2 Zielsetzung

Ziel dieser Arbeit war es, Wissenslücken hinsichtlich des Tragverhaltens von feuerverzinkten GV-Verbindungen im Brückenbau zu schließen. Der Überbergriff des Tragverhaltens umfasste dabei die Vorspannkraftverluste, die Haftreibungszahlen sowie die Kriechneigung von feuerverzinkten GV-Verbindungen unter den Randbedingungen des Brückenbaus. Zusätzlich wurde das langfristige Verhalten der Verbindungen untersucht.

Hierfür wurde eine Vielzahl an experimentellen Untersuchungen durchgeführt. Grundlage bildeten die Vorgaben nach DIN EN 1090-2, Anhang G [13], mithilfe derer sich Haftreibungszahlen ermitteln lassen. Um mögliche Einflussfaktoren auf das Tragverhalten zu charakterisieren, wurden eine Vielzahl an Parameter in diesen experimentellen Untersuchungen variiert. Dabei wurden auch Szenarien betrachtet, in denen Versuchskörper nach der Montage unterschiedlichen Belastungen ausgesetzt wurden, ehe das Tragverhalten ermittelt wurde. Nach verschiedenen Szenarien zeigte sich ein geändertes Tragverhalten, welches in der Literatur als Lock-Up Effekt bezeichnet wird. Im Nachgang wurden die Ursachen für das Verhalten der Verbindungen untersucht.

Aus den gewonnenen Erkenntnissen konnten Empfehlungen und Anweisungen für die spätere praktische Anwendung von feuerverzinkten GV-Verbindungen im Brückenbau formuliert werden. Die so geschlossenen Wissenslücken ermöglichen eine sichere Anwendung von feuerverzinkten GV-Verbindungen unter den Rahmenbedingungen des Brückenbaus. Zusätzlich wurde ein alternatives Bemessungsverfahren entwickelt, welches die hohe Kriechneigung der feuerverzinkten GV-Verbindungen entsprechend den einwirkenden Belastungen ausgleicht.

1.3 Aufbau der Arbeit und Vorgehensweise

Um das Tragverhalten von feuerverzinkten GV-Verbindungen für den Einsatz im Brückenbau zu untersuchen, werden die folgenden Schritte durchgeführt.

In Abschnitt 2 wird zunächst ein Überblick über den Stand der Technik und Forschung gegeben. Hierbei wird zuerst die Feuerverzinkung als Korrosionsschutzsystem erläutert sowie Randbedingungen für den Einsatz im Brückenbau dargelegt. Anschließend werden die Grundlagen von GV-Verbindungen beschrieben und dabei konkreter auf den Hintergrund der Reibwiderstände eingegangen. Abschließend werden die Grundlagen des Kriechens bei GV-Verbindungen zusammengestellt.

Bisherige Untersuchungen zu feuerverzinkten GV-Verbindungen werden in Abschnitt 3 zusammengefasst. Zusätzlich werden hier einige Untersuchungen

aufgeführt, in denen das langfristige Verhalten von GV-Verbindungen sowie der Lock-Up Effekt untersucht wurden.

Die Grundlagen der in dieser Arbeit durchgeführten experimentellen Untersuchungen werden in Abschnitt 4 dargestellt. Neben der Erläuterung der durchgeführten experimentellen Untersuchungen wird auf die hergestellten Zinküberzüge und Reibflächen eingegangen.

In den Abschnitten 5, 6 und 7 werden dann die durchgeführten experimentellen Untersuchungen aufgeführt und deren Ergebnisse besprochen. In Abschnitt 5 werden zuerst die Verbindungen ohne eine Vorbelastung untersucht. Diese Untersuchungen bilden die Grundlage für die Bewertung des langfristigen Tragverhaltens der Verbindungen. Teile der Ergebnisse der feuerverzinkten GV-Verbindungen entstanden im Rahmen eines gemeinschaftlichen Forschungsprojektes [20]. Die Ergebnisse und einzelne Aspekte des Tragverhaltens werden im Anschluss genauer analysiert, um Einflussparameter auf das Tragverhalten zu charakterisieren. In Abschnitt 6 werden die Ergebnisse der kurzfristigen Tragfähigkeit nach unterschiedlichen Vorbelastungen dargestellt. Der häufig auftretende Lock-Up Effekt wird anschließend über die genaue Analyse von einzelnen Aspekten des Tragverhaltens hinsichtlich seiner Ursache detaillierter beleuchtet. Welche Auswirkungen der Lock-Up Effekt auf die Kriechneigung der feuerverzinkten GV-Verbindungen hat, wird in Abschnitt 7 untersucht. Hierbei werden in der Baupraxis auftretende Szenarien, in denen ein Lock-Up Effekt entstehen kann, simuliert und die Auswirkungen auf das Kriechverhalten analysiert.

Die in den vorherigen Abschnitten gewonnenen Erkenntnisse werden in Abschnitt 8 zusammengefasst. Basierend auf den Ergebnissen werden Rahmenbedingungen für die sichere Anwendung von feuerverzinkten GV-Verbindungen im Brückenbau formuliert. Für die praktische Anwendung sollen diese Anweisungen und Empfehlungen zur Verfügung stehen. Weiterhin wird ein alternatives Bemessungsverfahren vorgestellt, mit welchem der große Einfluss der Kriechneigung auf die Tragfähigkeit entsprechend der einwirkenden Beanspruchung reduziert werden kann.

In Abschnitt 9 werden die Ergebnisse zusammengefasst und ein Ausblick für zukünftige Betrachtungen gegeben.

1.4 Definitionen, Formelzeichen und Abkürzungen

Im Folgenden werden die grundlegenden Parameterbezeichnungen dieser Arbeit aufgeführt. Diese orientieren sich an den in der Bemessungsnorm DIN EN 1993 oder der Ausführungsnorm DIN EN 1090-2 verwendeten Symbolen. Hier nicht aufgeführte Abkürzungen oder Bezeichnungen sind entweder allgemeingültig in der deutschen Sprache oder im Text separat erwähnt.

Verwendete Abkürzungen:

GV-Verbindung:	Gleitfest-vorgespannte Verbindung
ASI-Beschichtung:	Alkalisilikat-Zinkstaub-Beschichtung
NT-Verzinkung:	Normaltemperatur-Verzinkung (um 450° C)
HT-Verzinkung:	Hochtemperatur-Verzinkung (über 550° C)
WT-Stahl:	Wetterfester Baustahl

Verwendete Parameterbezeichnungen:

$F_{p,C}$:	Soll-Vorspannkraft nach DIN EN 1090-2.
$F_{p,C,m,ini}$:	Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum. Bei Versuchen, bei denen die Schrauben nachgespannt wurden, wird hier auch die aufgebrachte Vorspannkraft nach dem Nachspannen angegeben. *Kursiv gedruckte Werte sind durch die Querkontraktion des Versuchskörpers beeinflusst.*
Δt:	Individuelle Versuchsdauer bei der Untersuchung von Vorspannkraftverlusten.
$F_{p,C,m,\Delta t}$:	Gemessene mittlere Vorspannkraft am Ende der Versuchsdauer.
$F_{p,C,50a}$:	Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 50 Jahren.
$F_{p,C,100a}$:	Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren.
$F_{p,C,start}$:	Mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung der quasi-statischen Prüfung. Bei Versuchen, bei denen die Schrauben nachgespannt wurden, wird hier auch die verbliebene Vorspannkraft vor dem Nachspannen angegeben. *Kursiv gedruckte Werte sind durch die Querkontraktion des Versuchskörpers beeinflusst.*
$\Delta F_{p,C,start}$:	Verlust von $F_{p,C,m,start}$ zu $F_{p,C,m,ini}$.

$d_{Si,Start}$:	Bleibende Verschiebung in den Gleitfugen, die sich durch eine konstante oder zyklischen Vorbelastung eingestellt hatte.
F_{Si}:	Individuelle maximale Gleitlast, ausgewertet bei einem Kraftmaximum vor einer maximalen Verschiebung von $d_{Si,Start}$ + 0,15 mm oder bei einer Verschiebung von $d_{Si,Start}$ + 0,15 mm.
F_{Sm}:	Mittelwert der individuellen maximalen Gleitlast F_{Si}.
μ_i:	Aus der individuellen Gleitlast F_{Si} bestimmte Haftreibungszahl, bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$. Von $F_{p,C}$ = 172 kN abweichende Vorspannkraftniveaus werden in den jeweiligen Versuchen benannt.
μ_m:	Mittelwert der individuellen Haftreibungszahl μ_i.
$\mu_{char.}$:	Nutzbare Haftreibungszahl oder charakteristischer Wert der Haftreibungszahl die durch das Versuchsprogramm nach DIN EN 1090-2, Anhang G ermittelt wurde. Normativ vorgegebene charakteristische Haftreibungszahlen finden sich in DIN EN 1090-2, Tabelle 17.
$F_{p,C,akt}$:	Aktuelle mittlere Vorspannkraft zum Zeitpunkt an dem die individuellen Gleitlast F_{Si} auftrat.
$d_{Si,akt}$:	Verschiebung in den Gleitfugen zum Zeitpunkt an dem die individuellen Gleitlast F_{Si} auftrat. In $d_{Si,akt}$ ist $d_{Si,Start}$ enthalten.
$F_{Si,Rest}$:	Individuelle Resttragfähigkeit, bzw. minimale Gleitlast nachdem F_{Si} erreicht war und sich ein langsames Versagen einstellte. Bei einem schlagartigen Versagen wurde dieser Wert nicht bestimmt.
F_{min}:	In einer Kriechprüfung minimale auf den Versuchskörper einwirkende Prüflast.
μ_{min}:	Aus F_{min} resultierende minimale geprüfte Haftreibungszahl bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$.
t:	Individuelle Versuchsdauer einer Kriechprüfung.
t_{Prog}:	Zeitpunkt ab dem in einer Kriechprüfung die Daten der Verschiebungen zur Extrapolation der Verformung genutzt wurden.
d_{Start}:	In einer Kriechprüfung gemessene Gleitverformung der jeweiligen Verbindung fünf Minuten nach Erreichen der Prüflast.
d_t:	Gemessene Gleitverformung der jeweiligen Verbindung zum Zeitpunkt t.
Δd:	Differenz zwischen d_{Start} und d_t.

F_o: Maximale auf den Versuchskörper einwirkende Oberlast der zyklischen Belastung.

F_u: Minimale auf den Versuchskörper einwirkende Unterlast der zyklischen Belastung.

F_m: Mittlere auf den Versuchskörper einwirkende Last der zyklischen Belastung zwischen F_o und F_u.

μ_o: Aus F_o resultierende Haftreibungszahl bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$.

R: Verhältnis der einwirkenden Unterlast F_u zur Oberlast F_o der zyklischen Belastung.

$d_{Si,Max}$: Maximal aufgetretene Verformung der jeweiligen Verbindung bis zum Abbruch.

<u>Im alternativen Verfahren zur Bemessung von feuerverzinkten GV-Verbindungen im Brückenbau (Abschnitt 8.7) verwendete Parameterbezeichnungen:</u>

$F_{Si,long}$: Minimale Gleitlast im Anschluss an eine erfolgreiche erweiterte Kriechprüfung.

$F_{Si,min}$: Unterer Grenzwert für $F_{Si,long}$, bestimmt über die mittlere Gleitlast F_{Sm} abzüglich der Standartabweichung s_{Fs}.

μ_{short}: Kurzzeitiger Reibbeiwert ohne Berücksichtigung der Kriechneigung.

μ_{long}: Langfristiger Reibbeiwert mit Berücksichtigung der Kriechneigung.

$F_{s,Rd,short}$: Kurzzeitiger Gleitwiderstand ohne Berücksichtigung der Kriechneigung für den Nachweis einer Schraubenverbindung der Kategorie C im alternativen Verfahren.

$F_{s,Rd,long}$: Langfristiger Gleitwiderstand mit Berücksichtigung der Kriechneigung für den Nachweis einer Schraubenverbindung der Kategorie C im alternativen Verfahren.

2 Stand der Technik und Forschung

2.1 Vorbemerkung

In den folgenden vier Abschnitten sollen umfassend die erforderlichen Grundlagen der durchgeführten Untersuchungen erläutert werden. Es werden daher lediglich die Themen behandelt, die für das Verständnis der in dieser Arbeit behandelten Fragestellungen und Lösungsansätze notwendig sind. Für tiefergehende oder darüberhinausgehende Erläuterung sei an dieser Stelle auf die zitierte Fachliteratur verwiesen.

In diesem Kapitel wird explizit nicht auf andere experimentelle Untersuchungen von feuerverzinkten GV-Verbindungen eingegangen. Eine Darstellung und Analyse einer Vielzahl von veröffentlichten Untersuchungen findet sich in Kapitel 3.

2.2 Feuerverzinken als Korrosionsschutz für Stahlbauteile

2.2.1 Grundlagen der Korrosion [21]

Metalle neigen zur chemisch-physikalischen Reaktion mit ihrer Umgebung. Diese oberflächliche Reaktion wird als Korrosion bezeichnet. Durch die Korrosion können sich die Eigenschaften der Bauteile und Systeme ändern. In vielen Fällen sind diese Änderungen der Eigenschaften unerwünscht, da sie zu einer Verschlechterung dieser Eigenschaften führen.

Es gibt unterschiedliche Reaktionen, die Korrosionsprozesse auslösen können. Im Bauwesen ist üblicherweise die elektrochemische Korrosion maßgebend. Die elektrochemische Korrosion beruht auf dem Austausch von Elektronen zwischen zwei Elementen in einem leitfähigen Medium. Dieser Austausch der Elektronen ist vom sogenannten Lösungsdruck abhängig, dem Bestreben, die Valenzelektronen abzugeben. Durch diese Abgabe der Valenzelektronen soll ein Zustand niedriger Energie und höherer Stabilität erreicht werden. Anhand der Größe des Lösungsdruckes bzw. dem Normalpotential lassen sich die Elemente in der galvanischen Spannungsreihe einsortieren (siehe Tabelle 2.1).

Tabelle 2.1: Galvanische Spannungsreihe nach [21]

Metall	Normalpotential in V	Charakter
Gold, Au	1,42	↑ Edel
Silber, Ag	0,80	
Kupfer, Cu	0,34	
Wasserstoff, H	**0**	
Blei, Pb	-0,13	
Zinn, Sn	-0,14	
Eisen, Fe (2^+)	-0,44	
Chrom, Cr (3^+)	-0,74	
Zink, Zn	-0,76	Unedel ↓
Aluminium, Al	-1,66	
Magnesium, Mg	-2,38	

Viele elektrochemische Korrosionsprozesse von Metallen finden unter der Anwesenheit von Wasser bzw. Wasserstoff statt. Alle Metalle, die unedler als der Wasserstoff sind, sind bestrebt Valenzelektronen abzugeben und damit zu korrodieren. Allerdings kann es auch zwischen zwei Metallen bei Anwesenheit eines Elektrolyten zur Korrosion kommen. Hierbei würde immer das „unedlere" Metall korrodieren, da dieses das geringere Normalpotential aufweist. Ebenso kann auch ein möglicher pH-Wert des Elektrolyten den Korrosionsprozess beeinflussen.

Als Ergebnis der elektrochemischen Korrosion können feste, flüssige oder gasförmige Stoffe entstehen. Insbesondere bei den Eisenmetallen sind diese Korrosionsprodukte als Rostbildung bekannt. Korrosion kann gleichmäßig auf der Oberfläche oder lokal begrenzt an Löchern, Spalten oder Rissen auftreten.

2.2.2 Korrosionsschutzsysteme im Stahlbau

Die in Kapitel 2.2.1 beschriebenen Korrosionsprozesse treten bei den im konstruktiven Stahlbau gängigen Grundwerkstoffen auf. Diese bestehen in der Regel aus Eisen-Kohlenstoff-Legierungen. Aufgrund der Position des Eisens gegenüber dem Wasserstoff in der galvanischen Spannungsreihe (siehe Tabelle 2.1), treten die Korrosionsprozesse bereits unter atmosphärischen Bedingungen auf. Als Ergebnis dieser Korrosionsprozesse findet ein Materialabtrag statt, welcher die Tragfähigkeit und Gebrauchstauglichkeit der Bauteile und Systeme beeinträchtigten kann.

Um diese Korrosionsprozesse zu vermeiden, finden im Stahlbau unterschiedliche Korrosionsschutzsysteme Anwendung. Grundsätzlich lassen sich diese in aktive und passive Korrosionsschutzsysteme unterscheiden. Aktive Korrosionsschutzsysteme greifen direkt in den Korrosionsprozess ein, indem sie die Voraussetzungen für eine

Korrosion vermeiden oder verändern. Dies kann durch geänderte Eigenschaften des Grundwerkstoffes geschehen, wie bspw. durch Legierungszusätze bei wetterfesten Baustählen oder sogenannten Edelstählen. In beiden Fällen bildet sich an der Oberfläche eine Schicht aus, in der der Korrosionsprozess zum Erliegen kommt. Auch das aktive Anbieten einer Opferanode, also einem gegenüber dem Grundwerkstoff unedleren Metall, verhindert aktiv die Korrosion des Grundwerkstoffes. Passive Korrosionsschutzsysteme hingegen schirmen den zu schützenden Grundwerkstoff gegen die korrosiven Medien ab und verhindern die chemische Reaktion. Hierfür können organische Beschichtungen oder metallische Überzüge verwendet werden. [16, 21]

Die Feuerverzinkung zählt zu den metallischen Überzügen. Ihr kommt hierbei eine besondere Rolle zu, da sie sowohl als aktiver als auch passiver Korrosionsschutz funktioniert. Passiv verhindert sie den Kontakt zwischen dem Elektrolyten und dem Grundmaterial. Weiterhin fungiert sie aber auch als großflächige Opferanode gegenüber einer edleren Eisen-Kohlenstoff Legierung. Damit schützt die Feuerverzinkung auch bei Beschädigungen des Überzuges den Grundwerkstoff. [21]

Die Korrosionsgeschwindigkeit und die Dauerhaftigkeit des gewählten Korrosionsschutzssystems hängt von den einwirkenden Umgebungsbedingungen ab. Diese lassen sich mithilfe von Korrosivitätskategorien klassifizieren und die Stärke der Korrosionsbelastung quantifizieren. Korrosivitätskategorien für atmosphärische Korrosion finden sich in DIN EN ISO 12944-2 [22]. Neben den klimatischen Randbedingungen wie Luftfeuchte, Kondenswasserbildung und Luftverschmutzung spielen aber auch lokale Randbedingungen eine Rolle. Das Mikroklima kann lokal zu wesentlich höheren korrosiven Beanspruchungen führen. Als Beispiel hierfür können Bauteile die im Bereich von Tausalzsprühnebeln liegen genannt werden. [16]

2.2.3 Stückverzinken nach DIN EN ISO 1461

Um metallische Überzüge mittels des Feuerverzinkens herzustellen, müssen die zu schützenden Bauteile in ein Bad aus geschmolzenem Zink getaucht werden. Je nach Geometrie der zu verzinkenden Bauteile, kann dies kontinuierlich oder diskontinuierlich geschehen. Eine kontinuierliche Feuerverzinkung wird häufig auch als Bandverzinkung bezeichnet. Hierbei werden bspw. Coils abgerollt und durch ein Zinkbad gezogen. Das diskontinuierliche Feuerverzinken oder Stückverzinken ist ein Verfahren, bei dem einzelne Bauteile mit individuellen Geometrien in ein Zinkbad getaucht werden können.

Das Stückverzinken findet in der Produktnorm DIN EN ISO 1461 [23] seine normativen Grundlagen. In ihr werden Anforderungen an die Überzüge sowie deren Prüfung geregelt. Zusätzlich wird auf eine Reihe weiterer Regelwerke verwiesen, welche im Zusammenhang mit der Anwendung der Feuerverzinkung nach DIN EN ISO 1461 beachtet werden müssen. Für den Bereich des Bauwesens ist hier insbesondere die DASt-Richtlinie 022 [24] zu nennen. In ihr werden weitergehende Festlegungen getroffen.

Der Prozess des Feuerverzinkens ist in mehrere Einzelschritte unterteilt. Im ersten Schritt werden die zu verzinkenden Bauteile in einem Entfettungs- und Beizbad gereinigt. Dies dient dazu, die Oberflächen von Fett, Rost und Zunder zu befreien, da diese das Ergebnis der Feuerverzinkung beeinträchtigen können. Die finale Reinigung erfolgt durch eine anschließende Behandlung in einem Flussmittel, welches gleichzeitig die Oberfläche für eine homogene Eisen-Zink Reaktion aktiviert. Diese Reaktion findet anschließend bei Tauchung der Bauteile in eine flüssige Zinkschmelze statt. Die Tauchdauer der Bauteile in die Zinkschmelze hängt maßgeblich von der Geometrie der Bauteile sowie der zu erzielenden Zinkschichtdicke ab. Für den stattfindenden Diffusionsprozess zwischen Eisen und Zink bedarf es einer gewissen Grundtemperatur des zu verzinkenden Materials. Diese stellt sich bei Bauteilen mit größeren Blechdicken erst nach einigen Minuten ein. Erst dann beginnt die Reaktion zwischen der Oberfläche des Bauteils und dem Zinkbad. Je nach gewünschter Zinkschichtdicke verlängert sich die Tauchdauer zusätzlich. Hinsichtlich der Temperatur der Zinkschmelzen unterscheidet man zwischen der Normaltemperaturverzinkung und der Hochtemperaturverzinkung. Die Normaltemperaturverzinkung findet bei Temperaturen der Zinkschmelze zwischen 440°C bis 470°C statt, ab einer Temperatur von 530 °C spricht man von der Hochtemperaturverzinkung. Üblicherweise werden Bauteile im Stahlbau aufgrund der größeren Abmessungen der Zinkbäder bei Temperaturen zwischen 440°C bis 470°C verzinkt. Nach Herausziehen der Bauteile aus dem Zinkbad verbleibt ein Film der Zinkschmelze auf der Oberfläche der Bauteile zurück. Die Reaktion zwischen Eisen und Zink ist zu diesem Zeitpunkt noch nicht abgeschlossen. Durch ein optionales schlagartiges Herunterkühlen im Wasserbad kann die Reaktion zum Erliegen gebracht werden. Auch ein langsames Abkühlen der Bauteile an der Umgebungsluft ist möglich. Der prinzipielle Ablauf der einzelnen Schritte des Feuerverzinkens ist in Bild 2.1 dargestellt. [25, 26]

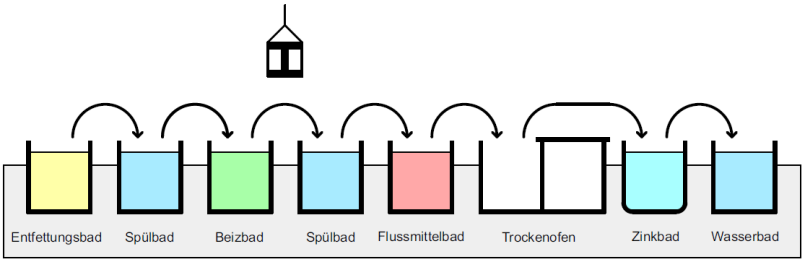


Bild 2.1: Prinzipieller Verfahrensablauf des Feuerverzinkens nach [25]

Um eine sichere Feuerverzinkung und einen homogenen Überzug zu erhalten, müssen im Vorfeld besondere Anforderungen an die Beschaffenheit und Geometrie der zu verzinkenden Bauteile gestellt werden. Randbedingungen der Qualität der Oberflächen, Blechdickenunterschiede, Durchflussöffnungen oder die konstruktive Gestaltung von abweichenden Detailpunkten müssen beachtet werden. Wichtige Hinweise hierzu finden sich in DIN EN ISO 14713-2 [27] und der DASt-Richtlinie 022 [24].

Ergebnis der Feuerverzinkung ist ein Überzug, der eine schwer lösbare, metallurgische Verbindung mit dem Grundmaterial aufweist. Der entstandene Überzug bildet unterschiedliche Eisen-Zink-Mischphasen aus, welche sich in ihren Zusammensetzungen und Eigenschaften unterscheiden.

2.2.4 Einflussfaktoren auf die Schichtbildung beim Feuerverzinken

Die beim Feuerverzinken entstehenden Überzüge können sich hinsichtlich der Dicke und den sich ausbildenden einzelnen Schichten deutlich unterscheiden. Beeinflusst werden diese Parameter u.a. von der chemischen Zusammensetzung des Grundmaterials, der Temperatur der Zinkschmelze, der Tauchdauer im Zinkbad sowie dem Abkühlen der Bauteile nach dem Feuerverzinken. Insgesamt können sich in einem Feuerverzinkungs-Überzug vier unterschiedliche Phasen ausbilden. Eine Übersicht über die einzelnen Phasen ist in Tabelle 2.2 dargestellt.

Tabelle 2.2: Zusammensetzung und Mikrohärte der Zink-Eisenphasen [16, 28]

Phase	Chemische Zusammensetzung	Eisengehalt (M-%)	Kristallstruktur
η-Phase	Zn	0,08 %	Kubisch - Flächenzentriert
ζ-Phase	$FeZn_{13}$	6 – 6,2 %	Hexagonal dichteste Kugelpackung
δ_1-Phase	$FeZn_{10}$	7 – 11,5 %	Monoklin
Γ-Phase	Fe_5Zn_{21}	21 – 28 %	Hexagonal dichteste Kugelpackung

Alle sich im Überzug ausbildenden Phasen sind in unterschiedlichen Anteilen eine Mischung aus dem Eisen des Grundmaterials und dem Zink aus der Schmelze. Betrachtet man die sich bildenden Phasen vom Grundmaterial aus, findet man zuerst die Γ-Phase. Diese bildet sich erst bei längeren Verzinkungsdauern zwischen dem Stahl und der δ_1-Phase aus, und ist somit bei regulären kurzen Tauchdauern kaum nachweisbar. Sie weist eine hohe Härte und den höchsten Anteil an Eisen auf. Beides nimmt bei den weiteren aufwachsenden Phasen ab. Auf die Γ-Phase folgen die δ_1-Phase sowie die ζ-Phase, die sich auch bei kürzeren Tauchdauern ausprägen. Auch bei diesen beiden Phasen handelt es sich um Zink-Eisenphasen mit einem noch recht hohen Anteil an Eisen und entsprechend hoher Härte. Abschließend kann sich an der Oberfläche die η-Phase ausbilden. Sie entspricht in ihrer chemischen Zusammensetzung nahezu der Schmelze und weißt nur einen sehr geringen Eisenanteil auf. Auch ihre Härte ist entsprechend geringer als bei den Phasen mit höherem Eisenanteil. Tabelle 2.3 zeigt exemplarisch mechanische Eigenschaften eines Zinküberzuges, der auf einem dünnen Stahlblech (1 mm) mit einem Siliziumgehalt von 0,03 M-% erzeugt wurde. Die mechanischen Eigenschaften wurden mittels Nanoindenter ermittelt. Zum Vergleich sind ebenfalls Werte der Mikrohärte HV aus [26] mit angegeben. [26, 28, 29]

Tabelle 2.3: Exemplarische mechanische Eigenschaften verschiedener Phasen eines Zinküberzugs und des Grundmaterials [26, 28, 29]

Phase	Dicke (µm) [29]	Härte (GPa) [29]	E-Modul (GPa) [29]	Mikrohärte HV [26]
η-Phase	1,37	1,06	115,4	50 - 60
ζ-Phase	5,77	1,22	121,47	100 - 120
δ_1-Phase	2,41	3,51	140,78	> 250
Γ-Phase	1,63	2,11	117,09	> 350
Stahl	-	1,32	207,45	-

Bild 2.2 zeigt einen exemplarischer Schliff durch einen Verzinkungsüberzug. Deutlich zu erkennen sind die δ_1-Phase, ζ-Phase und η-Phase. Nicht immer müssen sich bei der Feuerverzinkung alle Phasen ausbilden, diese variieren zudem in ihrer Dicke. Einfluss darauf haben die bereits genannten Parameter der chemischen Zusammensetzung des Grundmaterials, der Temperatur der Zinkschmelze, der Tauchdauer im Zinkbad sowie dem Abkühlen der Bauteile nach dem Feuerverzinken. [28]

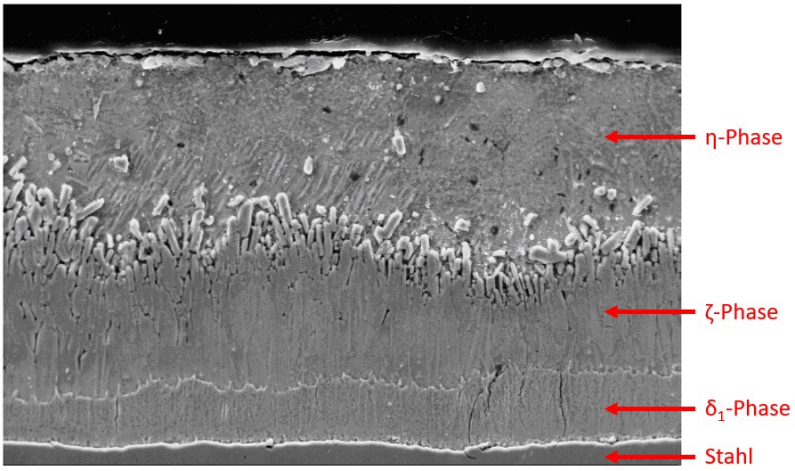


Bild 2.2: Schliffbild eines Zinküberzuges unter dem Mikroskop (Niedrigsiliziumstahl, Verzinkung bei 450°C für 5 min) [28]

Betrachtet man die maßgeblichen Einflussparameter auf die Ausbildung der Zinküberzüge, so stellt man fest, dass sich diese auch untereinander beeinflussen. Somit ist eine Betrachtung der Einflussparameter im Einzelnen zwar sinnvoll, es muss aber auch das Zusammenspiel aller Einflussfaktoren berücksichtigt werden. Ein Überblick über zugrundeliegenden Effekte und Theorien der Schichtbildung beim Feuerverzinken wird in [26] gegeben. Die aktuellste und umfassendste Theorie zur Schichtbildung findet sich u.a. in [28].

Großen Einfluss auf die Schichtdicke und Phasenausbildung hat die chemische Zusammensetzung des zu verzinkenden Grundmaterials. Es konnten Einflüsse verschiedener Legierungselemente festgestellt werden, wobei der Siliziumgehalt dominant zu sein scheint. Hinsichtlich des Siliziumgehaltes lassen sich die üblichen Stahlsorten im Bauwesen in vier Gruppen unterteilen:

Tabelle 2.4: Einteilung der im Bauwesen üblichen Stähle nach Silizium-Gehalt [28]

Bereich	Niedrigsilizium-Bereich	Sandelin-Bereich	Sebisty-Bereich	Hochsilizium-Bereich
Si-Gehalt	< 0,03 %	0,03 – 0,12 %	0,12 – 0,28 %	> 0,28 %

Zuerst hat der Gehalt an Silizium einen großen Einfluss auf die Dicke des sich ausbildenden Zinküberzuges. Ein Überblick über den Einfluss des Silizium-Gehaltes auf die Zinkschichtdicke findet sich Bild 2.3.

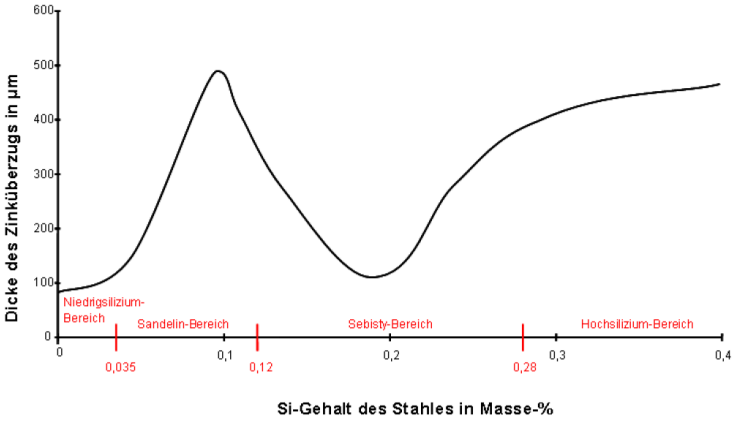


Bild 2.3: Einfluss des Si-Gehaltes im Stahl auf die Dicke der Zinküberzüge (460 °C, 10 min, < 0,02 % P) [28]

Die unterschiedlichen Dicken der Zinküberzüge resultieren aus einer unterschiedlichen Reaktivität hinsichtlich des Verzinkungsvorganges. So bilden sich auf Stählen im Sandelin- oder Hochsilizium-Bereich aufgrund der hohen Reaktivität dicke Zinküberzüge, wohingegen Stähle im Niedrigsilizium- oder Sebisty-Bereich nur geringe Zinkschichtdicken bilden. [28]

Auch bei der Ausbildung der einzelnen Phasen lassen sich deutliche Unterschiede zwischen den einzelnen Silizium-Bereichen feststellen. Diese unterschiedliche Phasenausbildung, abhängig vom Siliziumgehalt des Grundwerkstoffes, findet allerdings nur bei Verzinkungstemperaturen zwischen 440°C und 470°C statt. Zinküberzüge auf Stählen die im Niedrigsilizium-Bereich liegen, zeigen einen klassischen Aufbau mit im Schliffbild deutlich erkennbarer δ_1-, ζ- und η-Phase. Die Γ-Phase bildet sich erst bei langen Tauchdauern deutlich aus, und ist bspw. auf Zinkkesseln zu finden. Ein typischer Zinküberzug auf einem Niedrigsilizium-Stahl ist in Bild 2.2 zu erkennen. Auf Stählen im Sandelin-Bereich bilden sich andere Phasen im Zinküberzug aus, die δ_1-Phase ist in diesen Zinküberzügen kaum erkennbar. Es finden sich hingegen Kristalle der ζ-Phase, welche in erstarrter Zinkschmelze bzw. der η-Phase eingelagert sind. Zinküberzüge, die auf Stählen des Sebisty-Bereichs aufwachsen, können nach unterschiedlichen Mechanismen ihre Phasen ausbilden. Diese Mechanismen sind abhängig von der Verzinkungstemperatur, der Wechsel der Mechanismen findet bei 450°C statt. Bei Verzinkungstemperaturen unterhalb von 450°C bildet sich meist nur eine, komplett durchlegierte ζ-Phase aus. Oberhalb von 450°C bildet sich ein typischer Zinküberzug mit allen Phasen aus. Eine Unterscheidung gegenüber einem Überzug, der auf einem Stahl des Niedrigsilizium-Bereichs aufgewachsen ist, ist nur schwer möglich (vgl. Bild 2.2). Stähle mit einem Siliziumgehalt oberhalb von 0,28 % zählen zum Hochsilizium-Bereich. In diesem sehr reaktiven Bereich bildet sich ein vergleichsweise dicker Zinküberzug, der fast ausschließlich aus Kristallen der ζ-Phase besteht. Lediglich einzelne kleine Anteile der Schmelze bzw. η-Phase finden sich zwischen den großen Kristallen der ζ-Phase. Ein beispielhafter Schliff durch einen Zinküberzug auf einem Stahl des Hochsilizium-Bereiches ist in Bild 2.4 zu erkennen. [28]

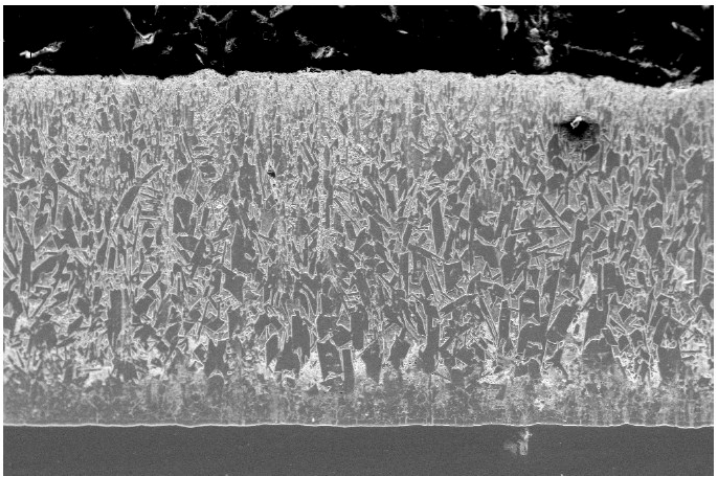


Bild 2.4: Schliffbild eines Zinküberzuges auf einem Hochsiliziumstahl mit fast ausschließlich Kristallen der ζ-Phase (Verzinkung bei 445°C für 5 min) [28]

Zusammenfassend lassen sich für die Zinküberzüge, die im Temperaturbereich der Normaltemperaturverzinkung entstehen, grob zwei Gruppen erkennen. Zum einen bilden sich Überzüge mit einem charakteristischen mehrphasigen Aufbau aus (vgl. Bild 2.2). Typischerweise findet sich an der Oberfläche dieser Überzüge eine η-Phase bzw. eine Phase mit hohem Zink- und nur geringem Eisen-Anteil. Diese Zinküberzüge lassen sich aufgrund des hohen Zink-Anteils auch an der glänzenden Oberfläche erkennen. Demgegenüber stehen die Zinküberzüge bei denen eine Phase dominiert. Hierbei handelt es sich um eine ζ-Phase mit optionalen geringen Einschlüssen der η-Phase. Diese dominante Phase bildet auch den oberflächlichen Abschluss des Zinküberzuges und sorgt für ein graue, eher matte Optik der Oberfläche. Somit lässt sich schon anhand der Oberflächenoptik eines noch nicht korrodierten Überzuges bereits eine Tendenz hinsichtlich der oberflächennahen Phase des Zinküberzuges feststellen.

Im Temperaturbereich der Hochtemperaturverzinkung über 530°C hat der Silizium-Gehalt des Grundmaterials nur geringen Einfluss auf die Dicke des Zinküberzuges oder dessen Ausbildung einzelner Phasen. Es bilden sich konstant dünne Zinküberzüge, die lediglich aus einer δ_1-Phase bestehen, aus. Die δ_1-Phase ist die einzige Phase, die in diesem Temperaturbereich noch thermodynamisch stabil ist. Mit zunehmendem Silizium-Gehalt des Grundmaterials erhöht sich allerdings der Anteil an Zinkschmelze bzw. η-Phase zwischen den Kristallen der δ_1-Phase. [28]

Neben der chemischen Zusammensetzung des Grundmaterials und der Verzinkungstemperatur, hat auch die Dauer des Tauchens im Zinkbad einen Einfluss

auf das Wachstum der Zinkschichten. So wachsen die Zinkschichten mit zunehmender Tauchdauer weiter auf. Teilweise verläuft das Wachstum der Zinkschichtdicke linear, teilweise aber auch parabolisch über die Tauchdauer. Allerdings wird das Wachstum der Zinkschichten durch die Reaktivität des Grundmaterials begrenzt und so ab einer gewissen Schichtdicke gebremst. Auch die Ausbildung der einzelnen Phasen verläuft nicht gleichzeitig oder mit der gleichen Geschwindigkeit. Somit bedarf es einer gewissen Mindesttauchdauer, um die oben beschriebenen Phasen mit den jeweiligen Dicken zu erhalten. [26, 28]

Das Wachstum der Zinkschicht sowie die Phasenumwandlungen innerhalb des Überzuges enden nicht schlagartig mit dem Herausziehen aus dem Zinkbad. Die stattfindenden Diffusionsvorgänge werden erst bei einer Unterschreitung einer Temperatur von 200°C gestoppt. Im Ablauf der Feuerverzinkung kann im Anschluss an die Tauchung im Zinkbad optional das Bauteil im Wasserbad abgeschreckt werden. Durch die schlagartige Abkühlung des Bauteils kommen die Diffusionsvorgänge zum Erliegen. Wird auf dieses Abschrecken verzichtet, kann es zu weiteren Phasenumwandlungen innerhalb des Zinküberzuges kommen. So kann bei einem klassischen mehrphasigen Zinküberzug die oberflächliche η-Phase weiter in Reaktion gehen, und ein Wachstum bzw. eine Umwandlung der δ_1- und ζ-Phase stattfinden. Allerdings können durch diese Umwandlungen Unregelmäßigkeiten wie Risse und Hohlräume innerhalb der Phasen entstehen. Der prinzipielle Aufbau der Zinküberzüge und die Unterteilung in unterschiedliche Phasen ändert sich durch die Abkühlgeschwindigkeit nicht wesentlich. Somit hat die Abkühlgeschwindigkeit nur sehr geringen Einfluss auf Zinküberzüge, die nur durch eine δ_1- oder ζ-Phase dominiert werden. [28]

2.2.5 Einfluss der Feuerverzinkung auf die Ermüdungsfestigkeit

Der Einfluss der Feuerverzinkung auf die Ermüdungsfestigkeit von Stahlbauteilen war zum Zeitpunkt der Einführung der Eurocodes nicht ausreichend erforscht. Daher wurde keine Regelung für feuerverzinkte Bauteile in der Bemessungsnorm Eurocode 3-1-9 [30] aufgenommen. Einzelne Forschungsarbeiten, wie beispielsweise die Untersuchungen von Valtinat an feuerverzinkten und unverzinkten Schraubenverbindungen [31], hatten jedoch einen Einfluss der Feuerverzinkung auf die Ermüdungsfestigkeit gezeigt.

Im Zuge der Untersuchung einer möglichen Anwendung der Feuerverzinkung im Brückenbau (siehe Kapitel 2.2.6.1) im FOSTA-Forschungsprojekt P835 [8] wurde auch ein Einfluss der Feuerverzinkung auf die Ermüdungsfestigkeit betrachtet. Hierfür wurden vergleichende Untersuchungen von feuerverzinkten und unverzinkten Probekörpern von verschiedenen Geometrien der Probekörper vorgenommen.

In Bild 2.5 ist die Probekörpergeometrie sowie die Ergebnisse der Ermüdungsversuche dreier Versuchsreihen Alw, Alwz und Alwza zu erkennen. Die Proben wurden in Walzrichtung aus einem Blech per Wasserstrahlschnitt entnommen und teilweise feuerverzinkt (Alwz - rot). Die Zinkschichtdicke betrug bei dieser Versuchsreihe etwa 160 µm. Außerdem wurde bei einem Teil der Proben die Feuerverzinkung nachträglich abgebeizt (Alwza - grün). Die Spannungsschwingbreiten der Ermüdungsbrüche wurden über die zugehörigen Schwingspiele im Wöhlerdiagramm aufgetragen. Deutlich erkennbar ist ein Unterschied in der Ermüdungsfestigkeit zwischen der unverzinkten Versuchsreihe Alw in schwarz und der feuerverzinkten Versuchsreihe Alwz in Rot. Der Mittelwert der Dauerfestigkeit der feuerverzinkten Proben fällt gegenüber den unverzinkten Proben auf etwa 82 % ab. Bei der Versuchsreihe Alwza der feuerverzinkten und nachträglich gebeizten Proben ist hingegen kein signifikanter Unterschied zwischen dem Mittelwert der Dauerfestigkeit der Versuchsreihen Alw und Alwza zu erkennen. Der Grund für die Abnahme der Dauerfestigkeit muss damit im Zinküberzug selbst und nicht im Prozess der Feuerverzinkung liegen. [8]

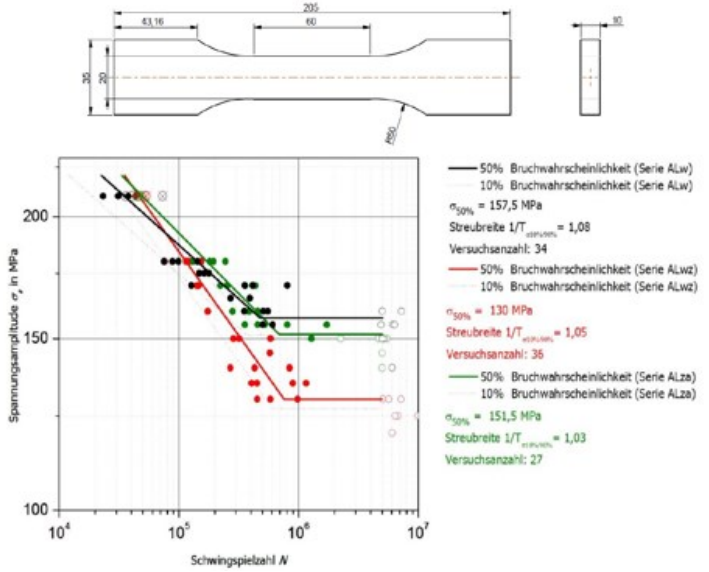


Bild 2.5: Oben: Prüfkörpergeometrie der Versuchsreichen Alw, Alwz und Alwza; Unten: Ergebnisse der Versuchreihen Alw (schwarz), Alwz (rot) und Alwza (grün) im Wöhlerdiagramm [8]

An ausgewählten Ermüdungsrissen der Versuchsreihe Alwz wurden metallographische Untersuchungen durchgeführt. Ein metallographischer Schliff durch einen Ermüdungsanriss ist in Bild 2.6 dargestellt. Erkennbar sind die Risse in der δ_1-Phase des Zinküberzuges, welche bereits im Ausgangszustand vorliegen. Diese Schwindrisse sind üblicherweise in der δ_1-Phase zu finden. Aufgrund des Schliffbildes wurde vermutet, dass die im Ausgangszustand bereits vorliegenden Risse im Zinküberzug unter zyklischen Beanspruchungen von der Zinkschicht in den Grundwerkstoff wachsen. Diese Vermutung konnte anhand einer FEM Simulation überprüft werden. Die lokalen Risse innerhalb der Zinkschicht führen zu einer Spannungsüberhöhung im Grundwerkstoff. Diese Spannungsüberhöhung stellt den Ausgangspunkt des Risswachstums im Grundwerkstoff dar. Dieser Mechanismus wurde in [32] und [33] vertieft untersucht. [8, 32, 33]

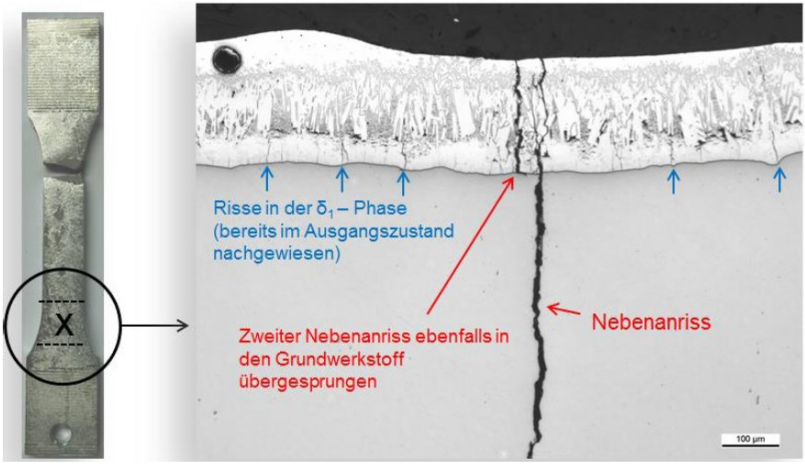


Bild 2.6: Metallographischer Schliff eines Ermüdungsanrisses aus der Versuchsreihe Alwz [8]

Um dem Nachweiskonzept der Bemessungsnorm Eurocode 3-1-9 [30] gerecht zu werden, wurden im Forschungsprojekt FOSTA P835 [8] ausgewählte Details auf ihren individuellen Einfluss aus der Feuerverzinkung auf die Ermüdungsfestigkeit hin untersucht. Ebenso beschäftigten sich in den letzten Jahren eine Vielzahl von weiteren Forschungsarbeiten mit dem Einfluss der Feuerverzinkung auf die Ermüdungsfestigkeit der im Detailkatalog des Eurocode 3-1-9 [30] enthaltenen Details. Die Höhe des festgestellten Einflusses der Feuerverzinkung auf die Ermüdungsfestigkeit fällt unterschiedlich aus. Ein guter Überblick über die Forschungstätigkeiten im europäischen Raum lässt sich mithilfe der aktuellen Veröffentlichungen von Ferraz und Rossi [34] sowie Maljaars und Euler [35]

gewinnen. Allerdings erkennen nicht alle Untersuchungen einen negativen Einfluss der Feuerverzinkung. In der Veröffentlichung von Shibayama und Takedomi [6] wurde ein positiver Effekt der Feuerverzinkung auf die Ermüdungsfestigkeit bei Schweißverbindungen festgestellt.

Aufgrund der mittlerweile deutlich vergrößerten Datenlage hinsichtlich des Einflusses der Feuerverzinkung auf die Ermüdungsfestigkeit, wurde in die Überarbeitung der Bemessungsnorm Eurocode 3-1-9 [36] ein Vorschlag zur Berücksichtigung der Ermüdungsfestigkeit von feuerverzinkten Stahlbauteilen aufgenommen. Dieser sieht für ausgewählte Konstruktionsdetails eine Reduktion der jeweils zulässigen Spannungsschwingbreiten $\Delta\sigma$ vor.

2.2.6 Anwendungsbereiche der Feuerverzinkung im Ingenieurbau

Die Feuerverzinkung ist ein etabliertes Verfahren für den Korrosionsschutz für Stahlbauteile im Bauwesen. Von über 33 Mio. t Stahl, die in Deutschland im Jahr 2020 verbraucht wurden, entfielen etwa 35 % auf das Bauwesen [37]. Von diesen über 11 Mio. t Stahl wurde etwa 1 Mio. t feuerverzinkt [38]. Der Großteil hiervon entfällt auf Bauwerke des allgemeinen Hochbaus. Auch bei Ingenieurbauwerken mit primär ruhenden Beanspruchungen findet die Feuerverzinkung Anwendung. Im Bereich des Brückenbaus spielt die Feuerverzinkung bisher nur eine untergeordnete Rolle.

2.2.6.1 Feuerverzinken von Stahl- und Verbundbrücken

Für die Untersuchung einer Anwendung der Feuerverzinkung im Brückenbau muss im Vorfeld zwischen der Funktion der Brückenbauwerke unterschieden werden. Brücken, die primär durch ruhenden Lasten beansprucht werden, bspw. für Fußgänger oder Radfahrer, werden durchaus in feuerverzinkter Ausführung gebaut. Anders stellt sich dies bei Brücken mit wechselnden Lasten dar. Hier sind Straßen- oder Bahnbrücken zu nennen. Diese Brücken wurden in den letzten Jahrzehnten gar nicht oder nur selten in feuerverzinkter Ausführung gebaut. Grund hierfür sind die fehlende Verankerung der feuerverzinkten Bauweise in einzelnen notwendigen Regelwerken. Wie in Kapitel 2.2.5 bereits erläutert, ist der Einfluss der Feuerverzinkung auf die Ermüdungsfestigkeit in der zugehörigen Bemessungsnorm DIN EN 1993-1-9 [30] bisher nicht enthalten. Insbesondere bei Brücken mit wechselnden Beanspruchungen, sind Nachweise der Ermüdungsfestigkeit zu führen. Weiterhin wird die feuerverzinkte Ausführung bei Brückenbauwerken, die den Regelungen der ZTV-ING [4] unterliegen, teilweise ausgeschlossen. So dürfen nach ZTV-ING, Teil 4, Abschnitt 3 [4] die Überbauträger nicht mittels Feuerverzinkung vor Korrosion geschützt werden. Lediglich untergeordnete Konstruktionsteile wie Geländer oder Fahrbahnabschlüssen dürfen feuerverzinkt ausgeführt werden.

Trotz der beschriebenen untergeordneten Rolle der Feuerverzinkung im Brückenbau gibt es einige historische Bauwerke, welche in feuerverzinkter Bauweise ausgeführt wurden. Eine Auswahl an historischen feuerverzinkten Brücken findet sich in [5]. Die hier aufgeführten Brücken eint der intakte Korrosionsschutz. An den Bauwerken durchgeführte Messungen der Zinkschichtdicke lassen außerdem bei einigen Bauwerken eine Prognose der Korrosionsschutzdauer von über 100 Jahren zu. Auch in anderen Ländern wurden mit dem Einsatz der Feuerverzinkung im Brückenbau positive Erfahrungen gemacht. In Japan finden sich bspw. über 700 feuerverzinkte Stahlbrücken. [5]

Wie bereits in Kapitel 2.2.5 erläutert, wurde im FOSTA Forschungsprojekt P835 [8] die Anwendung der Feuerverzinkung im Brückenbau untersucht. Neben dem Einfluss der Feuerverzinkung auf die Ermüdungsfestigkeit, wurde unter anderem untersucht, welche Anforderungen an den Zinküberzug gestellt werden müssen, um eine Korrosionsschutzdauer zu erzielen, welche der Lebensdauer eines Brückenbauwerks entspricht. Ergebnis der Untersuchungen war, dass mit Dicken des Zinküberzuges von über 200 µm Korrosionsschutzdauern von bis zu 100 Jahren realisiert werden können. Insbesondere wurden hierbei auch die lokalen klimatischen Bedingungen berücksichtigt, welche an der Unterseite von Brückenbauwerken im Bereich von Tausalzsprühnebel entstehen können. [8]



Bild 2.7: Feuerverzinktes Pilot-Bauwerk über die Bundesautobahn A44 bei Kassel [15]

Als Ergebnis des Forschungsprojektes FOSTA P835 [8] wurde ein Pilot-Bauwerk errichtet, um in der Praxis weitere Erfahrungen zum Einsatz der Feuerverzinkung im Brückenbau zu sammeln. Bei dem Pilot-Bauwerk handelt es sich um eine integrale Rahmenbrücke in Stahl-Verbundbauweise zur Überführung eines

Wirtschaftsweges über die Bundesautobahn A44 bei Kassel. Für die Anwendung der Feuerverzinkung am Pilot-Bauwerk wurde eine Zustimmung im Einzelfall erwirkt. Auf dem Autobahnabschnitt wurden insgesamt drei baugleiche Bauwerke errichtet, wovon die anderen zwei mittels einer organischen Beschichtung vor Korrosion geschützt wurden. Dadurch wurde für die folgenden Betriebsjahre ein direkter Vergleich der Betriebskosten möglich gemacht. Die gesammelten Erkenntnisse aus Planung und Ausführung des Pilot-Bauwerks wurden in [15] veröffentlicht. Das im Sommer 2016 fertig gestellte Bauwerk ist in Bild 2.7 abgebildet. In den folgenden Jahren wurden weitere feuerverzinkte Straßenbrücken errichtet. [15]

Aufgrund der begrenzten Abmessungen der Zinkbäder, muss beim Einsatz der Feuerverzinkung für die Hauptträger von Stahl- und Verbundbrücken die Ausführung von Montagestößen der Träger berücksichtigt werden. Beim Pilot-Bauwerk wurden jeweils zwei Montagestöße pro Längsträger ausgeführt. Diese wurden als Schweißstöße geplant. Ein Schweißen der feuerverzinkten Oberflächen ist nicht möglich, daher wurden die Segmente der Längsträger im Bereich der zu erstellenden Stöße abgedeckt. Die Segmente wurden dann auf der Baustelle verschweißt und nachträglich mittels einer Spritzmetallisierung abgedeckt. Der genaue Aufbau des Korrosionsschutzes, sowie Hinweise zur Applikation sind dem veröffentlichten Erfahrungsbericht [15] zu entnehmen. Durch die nachträgliche Spritzmetallisierung der Montagestöße konnte kein unterbrechungsfreier Korrosionsschutz durch die Feuerverzinkung hergestellt werden. Weiterhin stellte sich bei einem Vergleich der Kosten in [8] heraus, dass gegenüber einer organischen Beschichtung die Kosten zur Herstellung der Stöße deutlich höher ausfielen. Alternativ könnten Montagestöße auch mit geschraubten Verbindungen ausgeführt werden, wodurch auf die nachträgliche Spritzmetallisierung verzichtet werden könnte. Eine alternative Methode zum Verbindungen von feuerverzinkten Bauteilen wurde in [39] betrachtet. Hierbei wurden die Möglichkeit und Rahmenbedingungen der Ausführung eines Vergussstoßes für Brückenträger von integralen Rahmenbrücken untersucht. [8, 15, 39]

Weitere Forschungsprojekte untersuchten die Feuerverzinkung in anderen Anwendungsfällen des Brückenbaus. Eine alternative Möglichkeit der Verbundsicherung in Verbundbrücken ist der Einsatz von Verbunddübelleisten. Ein Einsatz von feuerverzinkten Verbunddübelleisten wurde in [40] untersucht. Die hier gewonnenen Erkenntnisse wurden in [41] vertieft. Ob eine Verwendung der Feuerverzinkung bei nicht begehbaren Hohlkästen möglich wäre, wurde in [9] untersucht. Ob sich Vorteile durch die Feuerverzinkung für Fahrbahnübergänge ergeben können, wird aktuell in [42] untersucht. Erste positive Ergebnisse wurden bereits in [43] vorgestellt. [9, 40–43]

Die Untersuchungen des Einsatzes der Feuerverzinkung bei Stahl- und Verbundbrücken hatte die Intention, einen möglichst wartungsarmen Korrosionsschutz bereitzustellen, welcher damit wirtschaftliche Vorteile bieten könnte. Ob und in welcher Größenordnung wirtschaftliche Vorteile vorliegen, wurde in den letzten Jahren ebenfalls untersucht. In [8] wurden die Herstellkosten sowie die voraussichtlichen Lebenszykluskosten des Pilot-Bauwerkes über die A44 betrachtet. Hierbei wurde neben der Feuerverzinkung auch eine organische Beschichtung hinsichtlich der Kosten analysiert. Im Ergebnis wurden leicht erhöhte Kosten der Herstellung der feuerverzinkten Brücke gegenüber der organisch beschichteten Brücke festgestellt. Gleichzeitig entstehen bei der feuerverzinkten Brücke aber geringere Kosten der Instandhaltung, wodurch bei der Betrachtung der Lebenszykluskosten geringere Kosten entstehen.

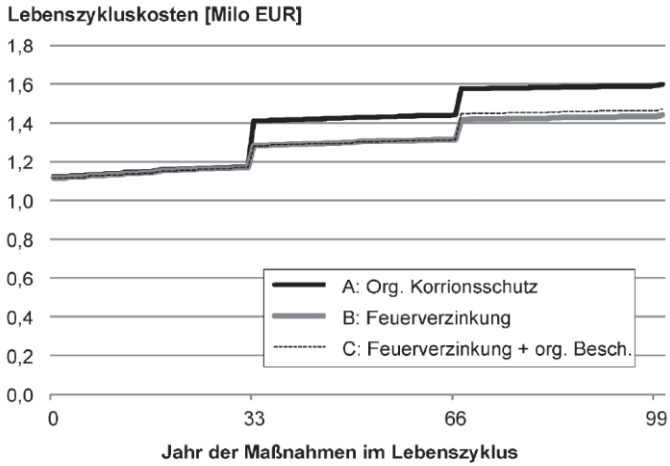


Bild 2.8: Verlauf der Lebenszykluskosten einer exemplarischen Brücke für verschiedene Korrosionsschutzvarianten [12]

Zu gleichen Ergebnissen kamen auch die Untersuchungen im BASt-Bericht B112 [12]. Auch hier wurden an einem anderen exemplarischen Brückenbauwerk die Lebenszykluskosten verglichen. In dieser Untersuchung fielen die Herstellkosten der feuerverzinkten Variante geringer aus als die der organisch beschichteten Variante. Die Betrachtung der Lebenszykluskosten lieferte wiederrum einen Kostenvorteil der feuerverzinkten Variante. Dieser Kostenvorteil bestand auch weiterhin, als eine Brücke mit Feuerverzinkung und nachträglich organischer Beschichtung untersucht wurde. Der Verlauf der Lebenszykluskosten der in [12] untersuchten Varianten ist in Bild 2.8 zu erkennen. Zusätzlich wurden noch die über den Lebenszyklus entstehenden externen Effekte sowie die ökologische Bilanz

untersucht. In beiden Fällen lassen sich ebenfalls Einsparungen bei der Feuerverzinkung gegenüber einer konventionellen organischen Beschichtung feststellen. Die in [8] und [12] festgestellten wirtschaftlichen Vorteile wurden auch durch die Ergebnisse in [44] bestätigt. [8, 12, 44]

2.2.6.2 Weitere Anwendungsbereiche

Auch in anderen Bereichen des Ingenieurbaus findet die Feuerverzinkung Anwendung. Insbesondere bei Bauwerke, die einer freien ganzjährigen Bewitterung ausgesetzt sind, bietet sich die Feuerverzinkung als Korrosionsschutzsystem an. Dies trifft beispielsweise auf Konstruktionen im Turm- oder Mastbau zu. Gute Voraussetzungen für den Einsatz der Feuerverzinkung bieten Fachwerk-Gittermasten, die aus einzelnen Bauteilen zusammengefügt werden. Die einzelnen Bauteile lassen sich aufgrund Ihrer begrenzten Abmessungen sehr gut verzinken. Gittermasten finden häufig Anwendung beim Bau von Freileitungen, aber auch bei hohen Windenergieanlagen bieten diese einige Vorteile. Gittermasten werden häufig mit Schraubverbindungen oder ähnlichen Verbindungstypen gefügt. [45–47]

Neben den genannten Anwendungsbereichen der Feuerverzinkung im Ingenieurbau, gibt es weitere Einsatzfelder. Auf diese wird an dieser Stelle jedoch nicht eingegangen, weil sie für die Untersuchungen Im Rahmen dieser Arbeit nicht von Relevanz sind.

2.2.7 Nachträgliche Bearbeitung feuerverzinkter Oberflächen

Feuerverzinkte Oberflächen können nachträglich noch mit einer Beschichtung versehen werden. Den so entstehenden Korrosionsschutz nennt man ein Duplex-System. Um auf der feuerverzinkten Oberfläche eine gute Haftung der Beschichtung gewährleisten zu können, muss diese gereinigt und angeraut werden. Hierfür eignet sich unter anderem das Sweep-Strahlen. Das Sweep-Strahlen, auch als Sweepen bezeichnet, ist ein Strahlen mit vermindertem Strahldruck, um ein Abplatzen der gesamten Verzinkung zu vermeiden. Normative Regelungen zum Sweepen finden sich in DIN EN 15773 [48]. Hier werden Festlegungen des zu verwendenden Strahlmittels, des Strahldrucks und des Abstands und Winkels unter dem das Strahlen durchgeführt werden soll getroffen. Als Ziel wird ein gleichmäßiges, mattes Aussehen der Oberfläche formuliert. Keine Aussage wird über den erforderlichen oder zulässigen Abtrag der Zinkschicht getroffen. Für Bauwerke, die den Regelungen der ZTV-ING [4] unterliegen, gilt nach Teil 4, Abschnitt 3, 3.2 (10) eine Begrenzung des maximalen Abtrags der Zinkschicht von 15 µm. Neben der Vorbereitung von feuerverzinkten Oberflächen für eine folgende Beschichtung, ist das Sweepen auch zur Vorbereitung von Kontaktflächen von

gleitfest-vorgespannten Verbindungen zugelassen und in den Vorgaben nach DIN EN 1090-2, Tabelle 17 [13] enthalten. [49, 4, 13, 48]

2.2.8 Zusammenfassung und Zwischenfazit

Stahl korrodiert unter atmosphärischen Bedingungen sofern kein Korrosionsschutz vorliegt. Die Feuerverzinkung ist ein etabliertes Verfahren zum Schutz von Stahlbauteilen vor Korrosion. Mittels eines Tauchverfahrens wird ein metallischer Überzug aufgebracht, welcher einen aktiven und passiven Korrosionsschutz liefert. Die Dicke und Zusammensetzung des Zinküberzuges hängt von verschiedenen Faktoren ab. Großen Einfluss haben u.a. der Siliziumgehalt des Grundmaterials sowie die Verzinkungstemperatur. Hinsichtlich der oberflächlichen Zusammensetzung des Zinküberzuges kann grob zwischen zwei Grenzfällen unterschieden werden: Einer oberflächlichen Reinzinkphase und einer oberflächlichen Mischphase aus Eisen und Zink. Die Reinzinkphase weißt eine geringe Härte und E-Modul auf, die Mischphasen eine größere Härte und E-Modul. Teilweise liegen diese Materialeigenschaften höher als die des Grundwerkstoffs. Innerhalb des Zinküberzuges kann es bei der Abkühlung nach dem Tauchvorgang zur Entstehung von Mikrorissen kommen, welche einen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit des Grundmaterials haben können. Dies muss bei einer Anwendung unter zyklischen Belastungen – wie bspw. im Brückenbau - berücksichtigt werden. Gleichzeitig bietet die Feuerverzinkung für den Brückenbau aber Vorteile hinsichtlich eines dauerhaften Korrosionsschutzes. Gegenüber einer konventionellen Beschichtung können sich Kostenvorteile ergeben, da Zinküberzüge mit einer Schichtdicke über 200 µm für die Lebensdauer einer Brücke von 100 Jahren eine durchgängige Schutzwirkung bieten können. Aufgrund den begrenzten Abmessungen von Zinkkesseln, müssen bei langen Bauteilen Montagestöße eingeplant werden. An einer ausgeführten feuerverzinkten Brücke wurden diese Montagestöße geschweißt. Da ein nachträgliches Schweißen von feuerverzinkten Bauteilen im Bauwesen nicht zulässig ist, mussten die Stoßstellen mit einem nachträglichen Korrosionsschutzsystem versehen werden. Neben einem nicht einheitlichen Korrosionsschutz mit unterschiedlichen Schutzdauern, waren der hohe Nachbearbeitungsaufwand und die damit verbundenen Kosten ein Nachteil. Ein geschraubter Montagestoß könnte hier Vorteile bieten.

2.3 Gleitfest vorgespannte Verbindungen

2.3.1 Schraubverbindungen im Stahlbau

Das Verbinden von Bauteilen mit mechanischen Verbindungsmitteln ist in vielen Bereichen ein gängiges Verfahren. Bei vielen älteren Bauwerken aus Stahl finden sich noch Nietverbindungen, diese wurden im Zuge des technischen Fortschritts durch Schraub- und Schweißverbindungen ersetzt.

Schraubverbindungen bieten den Vorteil, dass sie sich nachträglich lösen lassen und somit auch eine einfache Demontage der geschraubten Verbindungen möglich ist. Eine Belastung der Schrauben ist sowohl parallel als auch orthogonal zur Längsachse der Schrauben möglich. Bei einer zur Schraubenachse parallelen Belastung spricht man von einer auf Zug beanspruchten Verbindungen, bei orthogonal zur Schraubenachse wirkenden Belastung spricht man von einer Scherverbindung. Auch eine kombinierte Beanspruchung, parallel und orthogonal zur Schraubenachse, ist möglich. Bei gleichzeitigem Auftreten von beiden Beanspruchungen muss eine Interaktion der Tragfähigkeiten berücksichtigt werden. [50]

Werden Schrauben für Scherverbindungen eingesetzt, so lassen sich zwei unterschiedliche Wirkungsweisen der Schrauben zur Kraftübertragung nutzen. Wird die Schraube mit keiner Vorspannung versehen, so trägt die Schraube auf Abscheren. Durch die anliegende Belastung kommt es zu einer Verschiebung der Bleche bis ein Kontakt zwischen Schraube und der Lochwandung eintritt. Diese Verschiebung wird als Schlupf bezeichnet. Durch den Kontakt zwischen Lochwandung und Schraube kann die einwirkende Kraft übertragen werden, die Schraube erfährt eine Scherbeanspruchung durch die äußere Belastung. Durch die Wirkungsweise der Schraube wird diese Art der Verbindung als Scher-Lochleibungsverbindung (SL-Verbindung oder SLV) bezeichnet. Das übliche Lochspiel bzw. der Schlupf von SL-Verbindungen beträgt maximal drei Millimeter und ist abhängig vom Durchmesser der Schraube. Das Lochspiel kann in bestimmten Anwendungsfällen geringer ausfallen, bspw. bei Türmen und Masten oder Brücken. Mithilfe von Passschrauben lässt sich der Schlupf reduzieren. Der Schraubendurchmesser einer Verbindung mit Passschrauben soll dem Lochdurchmesser entsprechen. Auch bei Scherverbindungen mit Passschrauben (SLP-Verbindungen) wird die Schraube auf Abscheren beansprucht. [50, 51]

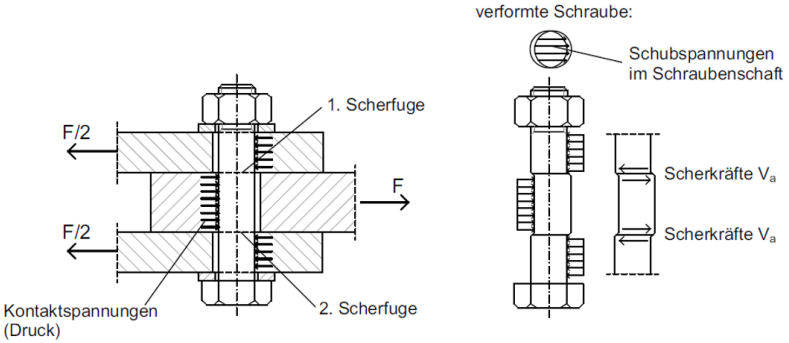


Bild 2.9: Kraftübertragung in einer Scher-Lochleibungsverbindung (SLV) nach [50]

Wird eine Scherverbindung als gleitfest-vorgespannte Verbindung (GV-Verbindung) ausgeführt, so ändert sich die Wirkungsweise der Kraftübertragung. Eine schematische Darstellung der Wirkungsweise der Kraftübertragung ist in Bild 2.10 zu erkennen. Die Schraube wird vorgespannt, durch die Vorspannkraft werden die zu verbindenden Bauteile in der Kontaktfuge zusammengepresst. Die Pressung aktiviert die Oberflächen in der Kontaktfuge, sodass die einwirkenden Kräfte mittels Reibung übertragen werden können. Die Schrauben werden lediglich durch die Vorspannung beansprucht. Die Kraftübertragung mittels Reibung sorgt für eine Vermeidung des Schlupfes. Die Tragfähigkeit der Verbindung hängt von der Höhe der Vorspannkraft sowie der Qualität der Oberflächen ab. [50, 51]

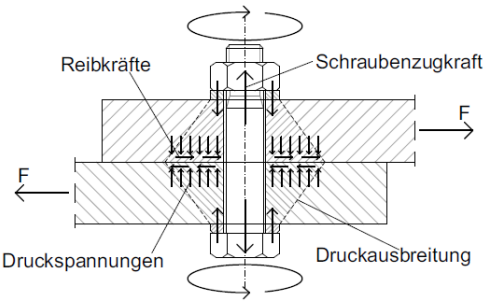


Bild 2.10: Kraftübertragung in einer Scherverbindung mit gleitfest vorgespannten (GV) Schrauben nach [50]

Bei Bauwerken die wechselnden Lasten unterliegen, bspw. Türme, Masten oder Brücken, werden Schraubverbindungen ohne Schlupf eingesetzt. Hier kommen nur SLP- oder GV-Verbindungen in Frage. Verbindungen mit Passschrauben erfordern aufgrund der Passgenauigkeit einen erhöhten Montageaufwand auf der Baustelle.

Dieser fällt bei GV-Verbindungen geringer aus, da ein planmäßiges Lochspiel vorhanden ist. Allerdings benötigen die Oberflächen der Verbindungen einen erhöhten Herstellaufwand. Gegenüber SLP-Verbindungen weisen GV-Verbindungen eine erhöhte Ermüdungsfestigkeit auf.

2.3.2 Bemessung von GV-Verbindungen nach DIN EN 1993-1-8 [18]

Für alle Verbindungen im Stahlbau gilt die Bemessungsnorm DIN EN 1993-1-8 [18]. Schraubverbindungen werden in dieser in die Kategorien A bis E unterteilt, abhängig von ihrer Ausführung und Beanspruchung. Scherverbindungen finden sich in den Kategorien A, B und C. SL-Verbindungen werden in Kategorie A zusammengefasst, wohingegen GV-Verbindungen in der Kategorie B und C zu finden sind. Hauptsächliches Unterscheidungsmerkmal zwischen den Verbindungen der Kategorie B und C ist die Bemessung der Verbindung gegen Gleiten im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit (Kategorie B) oder im Grenzzustand der Tragfähigkeit (Kategorie C). Weitere Nachweise gegen Abscheren, Lochleibung oder der plastischen Tragfähigkeit des Nettoquerschnittes sind je nach Kategorie zusätzlich zu führen.

Der Gleitwiderstand einer Verbindung kann mit den folgenden Formeln bestimmt werden:

Für Verbindungen der Kategorie B:

$$F_{s,Rd,ser} = \frac{k_s * n * \mu}{\gamma_{m3,ser}} * F_{p,C}$$

Für Verbindungen der Kategorie C:

$$F_{s,Rd} = \frac{k_s * n * \mu}{\gamma_{m3}} * F_{p,C}$$

Mit:	k_s:	Beiwert zur Berücksichtigung der Lochgeometrie nach DIN EN 1993-1-8, Tabelle 3.6 [18]
	n:	Anzahl der Kontaktfugen
	μ:	Reibbeiwert nach DIN EN 1090-2 [13]
	γ_{m3} / $\gamma_{m3,ser}$:	Teilsicherheitsbeiwert nach DIN EN 1993-1-1 [52]
	$F_{p,C}$:	Vorspannkraft der Schrauben

Die Vorspannkraft der Schrauben hängt von der Festigkeitsklasse der Schraube sowie deren Durchmesser ab:

$$F_{p,C} = 0{,}7 * f_{ub} * A_s$$

Mit: f_{ub}: Zugfestigkeit des Schraubenwerkstoffes

A_s: Spannungsquerschnitt der Schraube

Der Gleitwiderstand einer GV-Verbindung ist damit maßgeblich von den Kontaktflächen bzw. deren Haftreibungszahl μ sowie der Vorspannkraft der Schrauben abhängig. Die Höhe der Vorspannkraft kann durch die Wahl der Schrauben festgelegt werden. Für die ansetzbare Haftreibungszahl hängt von der Ausführung der Oberflächen ab.

2.3.3 Ausführung von GV-Verbindungen

Die Ausführung von GV-Verbindungen hat eine direkte Auswirkung auf die Tragfähigkeit dieser. Insbesondere bei der Präparation der Kontaktflächen und dem Vorspannen der Schrauben müssen Qualitätsstandards eingehalten. Diese werden im Folgenden beschrieben. Grundlage hierfür sind die Ausführungsnorm DIN EN 1090-2 [13] sowie die Ergänzungen im Nationalen Anhang zur DIN EN 1993-1-8 [53].

2.3.3.1 Ausführung von Oberflächen für GV-Verbindungen

In DIN EN 1090-2 [13] werden Regelungen zur Ausführung von Kontaktflächen von GV-Verbindungen festgelegt. Hauptaugenmerk liegt dabei auf der Beschaffenheit der Oberflächen und den daraus resultierenden Haftreibungszahlen. DIN EN 1090-2, Tabelle 17 [13] (siehe Tabelle 2.5) gibt Mindestwerte der Haftreibungszahlen für die Reibflächenklassen A bis D vor. Diese dürfen bei sachgemäßer Ausführung der Kontaktflächen für die Bemessung genutzt werden. [19]

Tabelle 2.5: Reibflächenklassen nach DIN EN 1090-2, Tabelle 17 [13]

Oberflächenbehandlung	Klasse[a]	Haftreibungs-zahl μ[b]
Oberflächen mit Kugeln oder mit kantigem Strahlmittel gestrahlt, loser Rost entfernt, nicht körnig	A	0,50
Oberflächen feuerverzinkt nach DIN EN ISO 1461 und sweepgestrahlt (gesweept)[c] und mit Alkali-Zink-Silikat-Beschichtung mit einer Nenndicke von 60 µm[d]	B	0,40
Oberflächen mit Kugeln oder mit kantigem Strahlmittel gestrahlt a) mit Alkali-Zink-Silikat-Beschichtung mit einer Nenndicke von 60 µm[d] b) thermisch spritzaluminiert oder spritz-verzinkt oder beides kombiniert aus einer Nenndicke von nicht mehr als 80 µm	B	0,40
Oberflächen feuerverzinkt nach DIN EN ISO 1461 und sweepgestrahlt (gesweept) (oder gleichwertiger Abrasionsprozess)[c]	C	0,35
Oberflächen mittels Drahtbürsten oder Flammstrahlen gereinigt, loser Rost entfernt	C	0,30
Oberflächen im Walzzustand	D	0,20

[a] Reibflächenklasse wie in G.6 angegeben

[b] Der potentielle Vorspannkraftverlust gegenüber dem Ausgangswert wird in den hier angegebenen Haftreibungszahlen berücksichtigt.

[c] Sofern für einen alternativen Abrasionsprozess nicht eine gleichwertige Leistungsfähigkeit nachgewiesen werden kann, muss das Sweepstrahlen (Sweepen) von feuerverzinkten Oberflächen entsprechend den in DIN EN 15773 beschriebenen Verfahren und Bedingungen durchgeführt werden. Nach dem Sweepstrahlen bedeutet eine matte Oberfläche, dass eine weiche Oberflächenschicht aus unlegiertem Zink entfernt wurde.

[d] Die Trockendicke muss zwischen 40 µm und 80 µm liegen

Mit der Aktualisierung der DIN EN 1090-2 [13] im Jahr 2018 wurden auch zwei feuerverzinkte und nachträglich bearbeitete Oberflächen in Tabelle 17 ergänzt. Eine feuerverzinkte, anschließend gesweepte und nachträglich mit einer Alkali-Zink-Silikat-Beschichtung (ASI-Beschichtung) versehene Oberfläche wurde mit einer Haftreibungszahl von $\mu = 0{,}40$ der Reibklasse B zugeordnet. Wird die Feuerverzinkung nachträglich lediglich gesweept, so darf die Oberfläche der Reibklasse C zugeordnet und eine Haftreibungszahl von $\mu = 0{,}35$ angesetzt werden. Sweepen ist ein Strahlverfahren, welches bei der nachträglichen Beschichtung von Feuerverzinkungen genutzt wird, sog. Duplex-Korrosionsschutzbeschichtungen. Fußnote c gibt außerdem den Hinweis, dass auch alternative Abrasionsverfahren verwendet werden dürfen, sofern eine gleichwertige Leistungsfähigkeit nachgewiesen wird. Außerdem wird die Fußnote um den Hinweis ergänzt, dass eine matte Oberfläche nach dem Sweepstrahlen bedeutet, dass die oberflächliche unlegierte Zinkschicht entfernt wurde. [19]

Es dürfen auch Alternativen zu den in DIN EN 1090-2, Tabelle 17 [13] (siehe Tabelle 2.5) enthaltenen Oberflächenbehandlungen für Reibflächen verwendet werden. Die dann nutzbaren Haftreibungszahlen können mithilfe eines in DIN EN 1090-2, Anhang G [13] enthaltenen Versuchsprogramms ermittelt werden. Auf das Verfahren zur Ermittlung von Haftreibungszahlen nach DIN EN 1090-2, Anhang G [13] wird in Kapitel 2.3.4 genauer eingegangen.

2.3.3.2 Vorspannen der Schrauben

Neben der Beschaffenheit der Oberflächen und den daraus resultierenden Haftreibungszahlen, ist die eingebrachte Vorspannkraft eine entscheidende Komponente einer tragfähigen GV-Verbindung.

Für den Einsatz in GV-Verbindungen sind nur hochfest vorspannbare (HV) Schraubengarnituren zugelassen. Diese Schraubengarnituren müssen den Anforderungen von DIN EN 14399-1 [54] entsprechen. Innerhalb der Normengruppe der DIN EN 14399 sind mehrere Typen von hochfest vorspannbaren Schraubengarnituren enthalten. In Deutschland werden üblicherweise HV-Schraubengarnituren nach DIN EN 14399-4 [55] verwendet. Im europäischen Ausland werden auch HR-Schraubengarnituren nach DIN EN 14399-3 [56] oder HRC-Schraubengarnituren nach DIN EN 14399-10 [57] eingesetzt. Für den Einsatz in GV-Verbindungen sind nach DIN EN 1090-2 [13] Schrauben der Festigkeitsklasse 8.8 und 10.9. zugelassen. Neben einer hohen Festigkeit des Schraubenwerkstoffes zeichnen sich HV-Schrauben durch einen vergrößerten Kopf der Schraube sowie eine vergrößerte Mutter aus. Eine vollständige Garnitur besteht immer aus einer Schraube mit Mutter, wobei unter den Schraubenkopf und der Mutter jeweils eine Unterlegscheibe angeordnet wird. [17, 19]

Für die Bemessung einer GV-Verbindung (siehe Kapitel 2.3.2) wird eine Vorspannkraft der Schrauben gefordert, die sich an der Geometrie und der Festigkeit der Schraube orientiert. Auch in der Ausführungsnorm DIN EN 1090-2 [13] wird auf die Vorspannkräfte eingegangen. Hier wird die Vorspannkraft $F_{p,C}$ allerdings als Mindestvorspannkraft definiert, welche mithilfe des gewählten Verfahrens zum Vorspannen der Schrauben sichergestellt werden muss. [19]

Um die erforderliche Vorspannkraft in die Schraubengarnitur einzubringen, bieten sich nach DIN EN 1090-2 [13] unterschiedliche Anziehverfahren an. Die nach DIN EN 1090-2 zulässigen Verfahren sind in Tabelle 2.6 erkennbar.

Tabelle 2.6: Zulässige Anziehverfahren nach DIN EN 1090-2, Tabelle 19 [13]

Anziehverfahren	**k-Klassen**
Drehmomentenverfahren	K2
Kombiniertes Vorspannverfahren	K2 oder K1
HRC-Anziehverfahren	K0 nur mit HRD-Mutter oder K2
Verfahren mit direkten Kraftanzeigern	K2, K1 oder K0

Neben den zulässigen Anziehverfahren, wird für jedes Verfahren eine k-Klasse der Schraubengarnitur gefordert. Diese k-Klasse klassifiziert die Qualität der Schmierung der Schraubengarnitur im Anlieferungszustand, und beschreibt den Zusammenhang von aufgebrachtem Anziehmoment in resultierende Vorspannkraft in der Schraube. Für das Anziehen von Schraubengarnituren in GV-Verbindungen werden im Nationalen Anhang zur DIN EN 1993-1-8 [53] und in der DASt-Richtlinie 024 [58] weitere Festlegungen getroffen. So werden durch die zusätzlichen Regelungen das Drehmomentenverfahren ausgeschlossen und das HRC-Anziehverfahren sowie das Verfahren mit direkten Kraftanzeigern nur durch eine Zustimmung im Einzelfall (ZiE) ermöglicht. [17, 19]

Beim Kombinierten Vorspannverfahren handelt es sich um ein zweistufiges Vorspannen der Schrauben. Eine detaillierte Beschreibung des Verfahrens findet sich in DIN EN 1090-2, 8.5.4 [13]. In einem ersten Schritt wird zuerst auf ein bestimmtes Drehmoment vorgespannt. Dieses Drehmoment orientiert sich – wie auch die zu erreichende Vorspannkraft – an Nenndurchmesser und Festigkeit der Schraube. Die Reihenfolge des Anziehens soll dabei am „steifsten“ Teil der Verbindung beginnen, und zum „weichsten“ Teil fortlaufen. Sobald der erste Anziehschritt für alle Schrauben der Verbindung durchgeführt wurde, darf mit dem zweiten Schritt fortgefahren werden. Dieser orientiert sich an der Gesamtdicke aller zu verspannende Bleche einschließlich der Unterlegscheiben. Abhängig von

dieser Gesamtdicke wird ein Weiterdrehwinkel definiert, um den die Mutter weitergedreht werden muss. Der Weiterdrehwinkel für unterschiedliche Gesamtdicken ist in Tabelle 2.7 zusammengestellt. [13, 19]

Tabelle 2.7: Aufzubringender Weiterdrehwinkel für den zweiten Schritt des Kombinierten Vorspannverfahrens nach DIN EN 1090-2, Tabelle 21 [13]

Gesamtnenndicke „t" der zu verbindenden Teile (einschließlich aller Futterbleche und Scheiben) d = Schraubenduchmesser	**Während des zweiten Anziehschrittes aufzubringender Weiterdrehwinkel**	
	Grad	**Drehung**
t < 2 d	60	1/6
2 d ≤ t < 6 d	90	1/4
6 d ≤ t < 10 d	120	1/3
Anmerkung: Ist die Oberfläche unter dem Schraubenkopf oder der Mutter (unter Berücksichtigung von gegebenenfalls eingesetzt Keilscheiben) nicht senkrecht zur Schraubenachse, sollte der erforderliche Weiterdrehwinkel durch Versuche bestimmt werden		

Das Kombinierte Vorspannverfahren liefert ein hohes Sicherheitsniveau. So wurde bspw. in [59] beim Vorspannen von Schrauben mit dem Kombinierten Verfahren festgestellt, dass die erforderliche Mindestvorspannkraft um bis zu 25 % überschritten wurde. Das im Kombinierten Vorspannverfahren enthaltene Sicherheitsniveau ist allerdings abhängig vom Verhältnis der Gesamtdicke der zu verspannenden Bleche zum Nenndurchmesser der Schraube und kann damit auch andere Werte annehmen. Grundsätzlich ist das im Kombinierten Vorspannverfahren enthaltene Sicherheitsniveau aber sehr hoch. Mithilfe des Sicherheitsniveaus sollen Verluste der Vorspannkraft ausgeglichen werden, sodass über die Lebensdauer der Verbindung die Mindestvorspannkraft $F_{p,C}$ nicht unterschritten wird. Auf die Ursache von Vorspannkraftverlusten bei GV-Verbindungen wird in Kapitel 2.3.5 eingegangen. [13, 19, 59]

2.3.4 Ermittlung von Haftreibungszahlen nach DIN EN 1090-2, Anhang G [13]

Lässt sich eine vorhandene Oberfläche nicht in die in DIN EN 1090-2, Tabelle 17 [13] (siehe Tabelle 2.5) enthaltenen Reibflächenklassen einordnen, so findet sich in DIN EN 1090-2, Anhang G [13] ein Verfahren, um Haftreibungszahlen zu bestimmen.

Das Verfahren gibt für die durchzuführenden Versuche zwei Prüfkörpergeometrien vor. Bei den Prüfkörpern handelt es sich um einen symmetrischen Laschenstoß mit

vier Schrauben. Die Abmessungen der Prüfkörper orientieren sich an den Nenngrößen der Schrauben. Eingesetzt werden dürfen Schrauben der Durchmesser M16 und M20, jeweils in den Festigkeitsklassen 8.8 und 10.9. Der Prüfkörper für Schrauben der Größe M20 ist in Bild 2.11 dargestellt. Zu beachten ist, dass Haftreibungszahlen die mithilfe von Schrauben der Festigkeitsklasse 8.8 ermittelt wurden, nicht auf Schrauben der Festigkeitsklasse 10.9 übertragen werden dürfen. Umgekehrt ist dies aber möglich.

Vor Beginn der Versuche müssen die Herstellbedingungen der Oberflächen genau dokumentiert werden. Im Fall einer Beschichtung der Oberflächen müssen diese 25 % dicker als der Sollwert ausgeführt werden. Durch diese vergrößerte Dicke der Beschichtung sollen auf der sicheren Seite die Einflüsse der Vorspannkraftverluste in den Schrauben und des zeitabhängigen Kriechens der Beschichtungen auf die Tragfähigkeit erfasst werden. [19]

Das Verfahren zur Bestimmung von Haftreibungszahlen umfasst mehrere Stufen. Für alle Prüfungen werden die Verbindungen auf die Mindestvorspannkraft $F_{p,C}$ mit einer maximalen Abweichung von ± 5 % vorgespannt. Diese Vorspannung ist mit einem geeigneten System zu messen. Die Vorspannkräfte sollen während der laufenden Prüfung aufgezeichnet werden. Zwischen dem Anspannen und der Prüfung eventuell auftretende Verluste der Vorspannkraft, sollen mittels Nachspannen der Schrauben ausgeglichen werden. Neben der Messung der Vorspannkräfte in den Schrauben müssen Differenzverschiebungen zwischen den inneren Blechen (im Weiteren als sog. Fügepartner bezeichnet) und den äußeren Blechen (im Weiteren als sog. Laschen bezeichnet) gemessen werden. Diese Differenzverschiebung soll an den Mittelpunkten der Verbindungen gemessen werden (siehe Punkte a_1, b_1, c_1 bis a_4, b_4, c_4 in Bild 2.11). So lässt sich aus zwei Messwerten die Differenzverschiebung einer Gleitebene S1 bis S4 (siehe Bild 2.11) ermitteln.

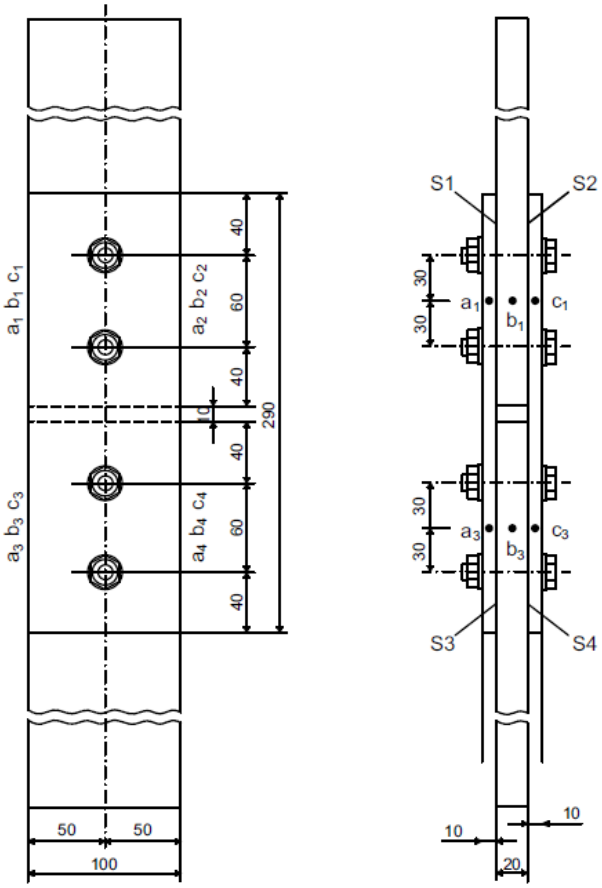
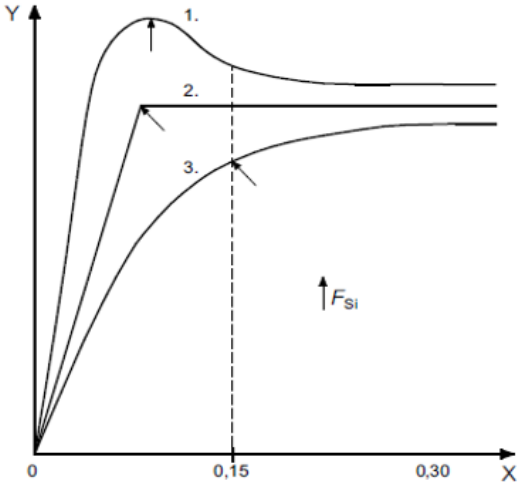


Bild 2.11: Prüfkörpergeometrie mit M20 Schrauben zur Bestimmung von Haftreibungszahlen nach DIN EN 1090-2, Anhang G nach [13]

Im ersten Schritt der Prüfung werden die Prüfkörper einer quasi-statischen Prüfung unterzogen. Hierzu wird die maximale Last bis zu einer maximalen Differenzverformung bzw. Gleitverschiebung von 0,15 mm ermittelt. Exemplarische Kraftverschiebungskurven für drei typische Verläufe der Gleitverschiebung sind in Bild 2.12 abgebildet. Da es sich um einen symmetrischen Prüfkörper handelt, können aus einem Versuch zwei Gleitlasten F_{si} ermittelt werden. Das Verfahren beinhaltet mindestens vier quasi-statische Prüfungen. Aus den ermittelten Gleitlasten wird eine mittlere Gleitlast F_{sm} bestimmt. Laut der

Vorgaben sollen die quasi-statischen Prüfungen mit einer Geschwindigkeit durchgeführt werden, dass eine Prüfung etwa 10 bis 15 Minuten dauert.



Legende

X Gleit-Relativverschiebung [mm]
Y Kraft, F_{Si}

Anmerkung

1. Gleitkraft ist die Höchstkraft vor Erreichen eines Gleitmaßes von 0,15 mm.
2. Gleitkraft ist die Kraft beim abrupten Gleiten vor Erreichen eines Gleitmaßes von 0,15 mm.
3. Gleitkraft ist die Kraft beim Erreichen des Gleitmaßes 0,15 mm.

Bild 2.12: Exemplarische Kraftverschiebungskurven zur Ermittlung der individuellen Gleitlast F_{si} nach DIN EN 1090-2, Anhang G nach [13]

Mithilfe der ermittelten individuellen Gleitlast F_{Si} sowie der Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$, lässt sich die individuelle Haftreibungszahl μ_i einer Verbindung bestimmen. Hierfür wird die in der jeweiligen Verbindung erzielte individuellen Gleitlast F_{Si} durch die in zwei Gleitfugen und an zwei Schrauben wirkende Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ geteilt:

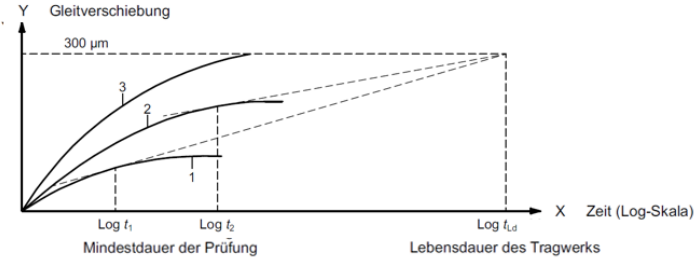
$$\mu_i = \frac{F_{Si}}{2 * 2 * F_{p,C}}$$

In gleicher Weise kann die mittlere Haftreibungszahl μ_m bestimmt werden.

Nach der quasi-statischen Prüfung soll mit einer Kriechprüfung die Kriechneigung der Oberflächen untersucht werden. Hierzu wird ein Prüfkörper mit einer konstanten Last von 90 % der mittleren Gleitlast beansprucht. Untersucht werden soll das verzögerte Gleiten, welches im Zeitraum von 5 Minuten bis 3 Stunden nach der Lastaufbringung auftritt. In diesem Zeitfenster darf die Differenzverformung

nicht um mehr als 0,002 mm zunehmen. Ist die Verformungsgrenze eingehalten, so kann auf Basis der durchgeführten quasi-statischen Prüfungen eine statistische Auswertung erfolgen, um den charakteristischen Wert der Haftreibungszahl zu bestimmen. Möglicherweise müssen hierfür noch weitere quasi-statische Versuche ergänzt werden, sofern die Streuung der erzielten Gleitlasten F_{si} zu groß ist. Sollte im Zuge der Kriechprüfung das verzögerte Gleiten größer als der Grenzwert von 0,002 mm sein, so wurde für die untersuchten Oberflächen eine erhöhte Kriechneigung festgestellt. In diesem Fall sind mindestens drei weitere, sog. „erweiterte Kriechprüfungen“ durchzuführen, um den charakteristischen Wert der Haftreibungszahl zu ermitteln.

Bei Oberflächen bei denen eine erhöhte Kriechneigung festgestellt wurde, müssen mindestens drei erweiterte Kriechversuche durchgeführt werden. Wie auch bei dem vorherigen Kriechversuch wird der Prüfkörper mit einer konstanten Last beansprucht und die Differenzverformung über den gesamten Versuch aufgezeichnet. Allerdings werden in der erweiterten Kriechprüfung sämtliche Verformungen, die während der Belastung auftreten, berücksichtigt. Die Verformungen werden über eine logarithmische Zeitachse aufgetragen (siehe Bild 2.13). Auf Basis der Verschiebung-Log-Zeit-Kurve soll eine Extrapolation auf die geplante Lebensdauer des Bauwerkes vorgenommen werden. Liegt die extrapolierte Verformung unterhalb der Verformungsgrenze von 0,3 mm, so gilt die erweiterte Kriechprüfung als bestanden. Die Haftreibungszahl, welche im erweiterten Kriechversuch erfolgreich überprüft wurde, darf als charakteristischer Wert der Haftreibungszahl μ_{char} ohne weitere statistische Auswertung genutzt werden. Teilweise können die erweiterten Kriechprüfungen bis zu mehrere Monate dauern, um ein sicheres Ergebnis zu erhalten. [19]



Anmerkung

Kurve 1 Bestandene erweiterte Kriechprüfung
Kurve 2 Bestandene erweiterte Kriechprüfung
Kurve 3 Erweiterte Kriechprüfung nicht bestanden

Bild 2.13: Auswertung der erweiterten Kriechprüfung mithilfe der Verschiebung-log Zeit Kurve nach DIN EN 1090-2, Anhang G nach [13]

Mithilfe der Prüfkörper darf der Verlust der Vorspannkraft abgeschätzt werden. Hierfür sollen die montierten und vorgespannten Prüfkörper für eine festgelegte Zeit belassen werden und die Vorspannkräfte gemessen werden. Die möglichen Ursachen des Verlusts der Vorspannkraft werden in Abschnitt 2.3.5 erläutert.

2.3.5 Vorspannkraftverluste bei GV-Verbindungen

Im Laufe der Zeit können sich in GV-Verbindungen die Vorspannkräfte in Schrauben reduzieren. Da die Größe der Vorspannkraft in GV-Verbindungen maßgeblichen Einfluss auf die Tragfähigkeit und die Gebrauchstauglichkeit hat, müssen die Ursachen dieser Verluste untersucht werden.

Bei der Betrachtung von Vorspannkraftverlusten lohnt es sich im ersten Schritt, das System der vorgespannten Schraube abzubilden. In der Maschinenbaunorm für Schraubverbindungen - der VDI 2230 [60] – wird hierfür ein Verspannungsschaubild genutzt, an welchem sich die Beeinflussungen der Gleichgewichtslage zwischen der vorgespannten Schraube und dem verspannten Blechpaket gut erläutern lassen. Hierfür hat sich ein Federmodell etabliert, welches sowohl die Schraube mit einer Zugfeder als auch die verspannten Teile mit einer Druckfeder abbildet (siehe Bild 2.14).

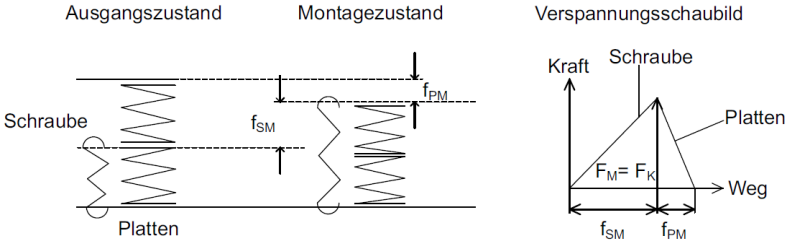


Bild 2.14: Federmodell im Ausgangs- und Montagezustand, sowie zugehöriges Verspannungsschaubild nach VDI 2230 nach [60]

Im Modell wird veranschaulicht, was beim Vorspannen der Schrauben passiert. Durch die aufgebrachte Vorspannung wird die Schraube um den Betrag f_{SM} gelängt, wohingegen das zu verspannende Blechpaket um den Betrag f_{PM} gestaucht wird. Dies wird auch im Verspannungsschaubild dargestellt. Das linke Dreieck bildet die Kraft-Weg Beziehung der Schraube ab, das rechte Dreieck die Kraft-Weg Beziehung des Blechpaketes. Schraube und Blechpaket bilden nach dem Aufbringen der Vorspannkraft F_K einen Gleichgewichtszustand zwischen der Vorspannkraft in der Schraube und der Klemmkraft zwischen den Blechen aus. Im Verspannungsschaubild sind für die jeweiligen Federn die Steifigkeiten durch die linearen Beziehungen zwischen Kraft und Weg abgebildet. Effekte die zu

Vorspannkraftverlusten führen, greifen in diesen Gleichgewichtszustand ein und führen zu Änderungen der eingebrachten Wege.

In [61] werden die Ursachen für Vorspannkraftverluste grob den Effekten des Lockern und Losdrehen zugeordnet. Sedlacek und Kammel teilen die Ursachen von Vorspannkraftverlusten für Schraubverbindungen im Bauwesen in [47] etwas feingliedriger auf, und setzen die gesamten Verluste ΔF_{Gesamt} aus fünf verschiedenen Anteilen zusammen: [47, 61, 62]

$$\Delta F_{Gesamt} = \Delta F_{Setzen} + \Delta F_{Relaxation} + \Delta F_{Querkontraktion} + \Delta F_{Zug} + \Delta F_{Losdrehen}$$

Bereits während des Anziehens der Schraubverbindung treten die Ursachen für die Setzverluste ΔF_{Setzen} auf. Setzverluste entstehen durch die Einebnung von Oberflächenrauigkeit und dem Plastizieren aller unter Pressung stehender Kontaktflächen. Ein Teil dieser Einebnungen findet bereits während des Vorspannens der Schrauben statt. Sind die Kontaktflächen zusätzlich noch beschichtet, so erhöhen sich die Setzverluste zusätzlich. Die Beschichtungen werden durch die Pressung „zusammengequetscht". Wie stark sich die Beschichtungen zusammendrücken lassen, hängt von der Art, Zusammensetzung und Dicke der Beschichtungen ab. Beschichtungen im Bereich der Kontaktflächen können bspw. Verzinkungen oder organische Beschichtungen sein. Insbesondere bei Verzinkungen ist mit höheren Setzverlusten zu rechnen. Setzverluste treten auch ohne eine zusätzliche äußere Beanspruchung auf. Über den Zeitraum bis zum Abklingen der Setzverluste gibt es unterschiedliche Angaben, abhängig von den Ursachen der Setzungen. So werden von Sedlacek und Kammel [47] bereits Zeiträume von 3 Stunden oder 20 bis 30 Stunden zitiert. Untersuchungen in [59] zeigen aber, dass Setzverluste über die gesamte Lebensdauer auftreten, wenn auch mit abnehmender Geschwindigkeit. [47, 19, 59]

Verluste der Vorspannkraft können sich auch durch Relaxation des Materials innerhalb der verspannten Schraubengarnituren oder den verspannten Klemmpaketen ergeben. Einfluss auf die Neigung zur Relaxation haben das jeweilige Material und deren Belastung durch Vorspannung oder Flächenpressung. Allerdings können auch äußere Einflussparameter wie die Temperatur auf das Relaxations-Verhalten einwirken. Teilweise werden die Vorspannkraftverluste bei beschichteten Oberflächen, die durch das Zusammendrücken der Beschichtungen entstehen, auch den Verlusten durch Relaxation zugeordnet. Dies ist insofern sinnvoll, da so zwischen dem zeitabhängigen Verhalten der Oberflächen und deren Rauigkeit bzw. Topologie und dem Material möglicher Beschichtungen sauber unterschieden wird. [47, 19]

Werden GV-Verbindungen in Scherverbindungen eingesetzt, so erfahren die verspannten Blechpakete bei Zugscherbeanspruchung eine Querkontraktion. Die

dadurch entstehende Reduzierung der Paketdicke führt zu einer Reduzierung der Schraubendehnung, und damit zu einer Reduzierung der Vorspannkraft. Umgekehrt verhält es sich bei einer Druckscherbeanspruchung. Durch die Querkontraktion, erhöht sich die Vorspannkraft in den Schrauben. Die Größe der Änderung der Vorspannkraft lässt sich mithilfe der Querkontraktionszahl der verwendeten Werkstoffe rechnerisch abschätzen. Tritt die einwirkende Zugscherbeanspruchung mit einem zyklisch wirkenden Anteil auf, so tritt die Reduzierung der Vorspannkraft durch Querkontraktion ebenfalls zyklisch auf. [47]

Setzungen, Relaxation oder Querkontraktion führen zu einer Reduzierung der Paketdicke der verspannten Bleche. Im Verspannungsschaubild führt dies zu einer Wegänderung f_Z, die in einer Änderung der montierten Vorspannkraft und der wirkenden Klemmkraft F_M um den Betrag F_Z resultiert (siehe Bild 2.15). Das grundsätzliche Gleichgewicht zwischen Vorspannkraft in der Schraube und Klemmkraft im Blechpaket ändert sich nicht, beide Kräfte stehen sich weiterhin unverändert gegenüber. [60]

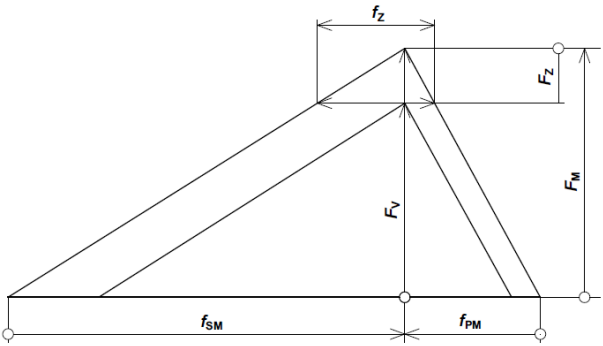


Bild 2.15: Vorspannkraftminderung F_Z aufgrund Verformung um den Betrag f_Z im Verspannungsschaubild nach VDI 2230 nach [60]

Bei Beanspruchungen von GV-Verbindungen parallel zur Schraubenachse, müssen die Auswirkungen auf Vorspannkraft und Klemmkraft getrennt betrachtet werden. Wirkt eine äußere Zugkraft F_A, verringert sich die Klemmkraft im Blechpaket um den Betrag F_{PA}, und die Schraubenkraft erhöht sich um den Wert F_{SA}. Dies passiert, bis die verbleibende Klemmkraft F_{KR} des Blechpaketes komplett abgebaut ist, und ein Klaffen der Fuge zwischen den Blechen auftritt. Das Verhalten ist im Verspannungsschaubild in Bild 2.16 erkennbar. Durch das Wirken einer äußeren Beanspruchung wird direkt in das Gleichgewicht zwischen Vorspannkraft und Klemmkraft eingegriffen, welche sich danach nicht mehr mit der gleichen Größe gegenüberstehen. Bei der von außen einwirkenden Beanspruchung kann es sich

auch um eine zyklische Beanspruchung handeln, welche zu einer zyklisch auftretenden Änderung von Vorspannkraft und Klemmkraft führt. [47]

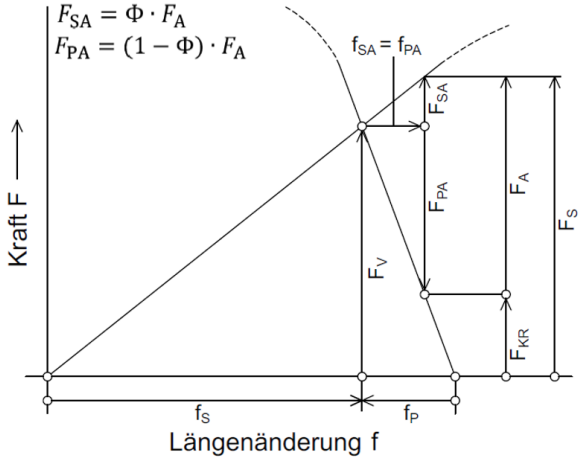


Bild 2.16: Verspannungsschaubild bei angreifender Zugkraft nach VDI 2230 nach [60]

In seltenen Fällen kann es passieren, dass die Mutter der Schraubengarnitur das Bestreben hat sich loszudrehen. Im Regelfall wird dies durch die Haftreibung innerhalb des Gewindes sowie zwischen der Mutter und den verspannten Bauteilen verhindert und damit bei entsprechender Höhe der Vorspannkraft theoretisch ausgeschlossen. Dieser Mechanismus wird als Selbsthemmung bezeichnet. Allerdings kann bei Überbeanspruchung der Verbindung oder wechselnden Lasten und gleichzeitig kurzen Klemmlängen das Risiko des selbsttätigen Losdrehens steigen. [47, 19]

Wie groß der Abfall der Vorspannkraft ausfällt, hängt stark vom Verhältnis der Klemmlänge l_k zum Durchmesser der Schraube d ab. Die Steifigkeit einer Schraubverbindung lässt sich durch dieses Verhältnis l_k/d beschreiben. So bewirken Änderungen der Klemmlänge durch die oben beschriebenen Ursachen bei großen Verhältnissen l_k/d nur geringe Verluste der Vorspannkraft. Bei kleineren Verhältnissen fallen diese umgekehrt größer aus.

Auftretende Vorspannkraftverluste können grundsätzlich durch ein Nachziehen der Schrauben wieder ausgeglichen werden. Bei Anwendung des Kombinierten Vorspannverfahrens (siehe Kapitel 2.3.3.2) werden allerdings hohe Sicherheiten erzielt, in denen die im Regelfall auftretenden Vorspannkraftverluste enthalten sind und die Mindestvorspannkraft $F_{p,C}$ nicht unterschritten werden sollte. Üblicherweise wird zum Nachspannen oder Kontrollieren der Vorspannkräfte das

nachträgliche Anspannen mittels Drehmomentenschlüssel auf ein erhöhtes Prüfmoment genutzt. Bei Anwendung des Kombinierten Vorspannverfahrens ist dies, aufgrund der deutlich höheren erzielten Vorspannkräfte, nicht möglich. [19]

Eine Auswahl von experimentell ermittelten Vorspannkraftverlusten in GV-Verbindungen findet sich in Kapitel 3.

2.3.6 Lock-Up Effekt bei GV-Verbindungen

In Untersuchungen bei denen feuerverzinkte GV-Verbindungen mit einer zyklischen oder konstanten Beanspruchung belastet wurden, und anschließend statisch geprüft wurden, konnten erhöhte Tragfähigkeiten und eine Änderung der Art und Weise des Versagens festgestellt werden. Dieser Effekt wurde als Lock-Up Effekt bezeichnet.

In den Untersuchungen an feuerverzinkten GV-Verbindungen mit unterschiedlicher Nachbehandlung der Feuerverzinkung von Valtinat, Albrecht und Dangelmaier in [63] wurden erhöhte Tragfähigkeiten nach vorheriger Dauerstands- oder Dauerschwingbelastung festgestellt. Gleichzeitig änderte sich der Versagensmechanismus von einem weichen nichtlinearen Gleitverhalten zu einem spröden und schlagartigen Versagen. Die Tragfähigkeiten steigerten sich um bis zu 20 % gegenüber dem unbelasteten Versuch. Untersuchungen der Reibflächen der schlagartig versagten Probekörper zeigten einen Abriss des Zinküberzuges im Kontaktbereich, wobei ein Teil des abgerissenen Zinküberzuges noch an der anderen gepaarten Oberfläche anhaftete. Dies war im Schliffbild (siehe Bild 2.17) erkennbar. [63]

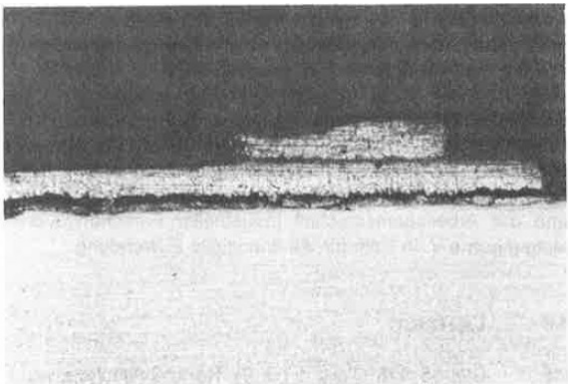


Bild 2.17: Kaltverschweißung im Schliffbild [63]

In der Veröffentlichung von Kulak, Fisher und Struik [64] werden weitere Untersuchungen aus dem englischsprachigen Raum zitiert, bei denen ebenfalls eine Verfestigung der Verbindung festgestellt wurde. Bei Untersuchungen von GV-Verbindungen unter zyklischen Beanspruchungen mit wechselnden Lasten, wurde eine Reduzierung der Verformungen gegenüber dem vorherigen Schwingspiel festgestellt. Schon beim zweiten Schwingspiel wurden die Verformungen des ersten Schwingspiels deutlich unterschritten. Der Kraft-Verformungs-Verlauf über die ersten fünf Schwingspiele (①bis ⑤) ist in Bild 2.18 erkennbar. Auch bei den in [64] zitierten Untersuchungen scheint es zu einem Anhaften zwischen den Oberflächen gekommen zu sein. [64]

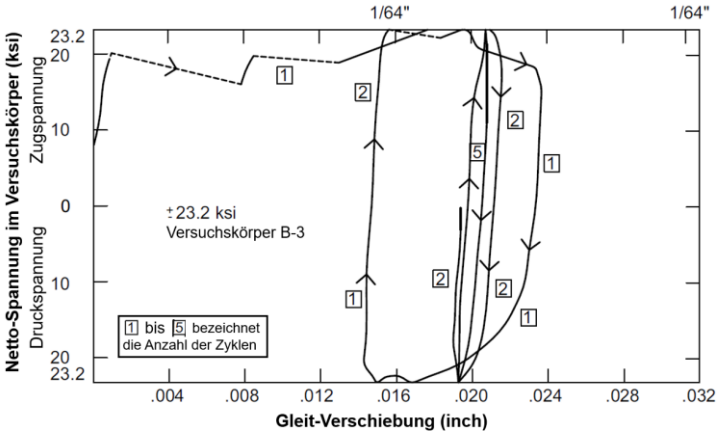


Bild 2.18: Gleitverschiebung innerhalb der ersten fünf Schwingspiele im zyklischen Versuch mit wechselnder Belastung nach [64]

Neben der Kaltverschweißung (siehe Bild 2.17) zwischen den Oberflächen wird in [63] die Vermutung geäußert, dass es aufgrund der Vorspannkraft und der gleichzeitig einwirkenden konstanten oder zyklischen Zugscherbeanspruchung zu einer erhöhten Verzahnung der Oberflächen kommt. Ob dies eine Ursache der Tragfähigkeitserhöhung ist, konnte nicht gezeigt werden. [63]

In Kapitel 3 wird ein Überblick über bisherige veröffentlichte Untersuchungen an feuerverzinkten GV-Verbindungen gegeben. Wenn in diesen Untersuchungen Lock-Up Effekte aufgetreten sind, dann werden diese genannt und hinsichtlich möglicher Voraussetzungen und Einflussparameter untersucht.

2.3.7 Zusammenfassung und Zwischenfazit

Gleitfest vorgespannte (GV) Verbindungen als Scherverbindungen sind aufgrund ihres nicht vorhandenen Schlupfes und der hohen Ermüdungsfestigkeit gegenüber alternativen Schraubverbindungen vorteilhaft. Damit eignen sie sich besonders für die Anwendung an Bauwerken die auch dynamischen Lasten unterliegen, wie zum Beispiel Brücken. Durch die Vorspannung der Schrauben wird die Reibfläche aktiviert, welche dann für die Kraftübertragung verantwortlich ist. Wieviel Kraft über die Reibfläche übertragen werden kann, wird mithilfe der Haftreibungszahl μ angegeben. Die Haftreibungszahl ist von der Beschaffenheit der Oberfläche abhängig, Werte und Vorgaben sind in der Ausführungsnorm DIN EN 1090-2, Tabelle 17 angegeben. In dieser sind seit September 2018 ebenfalls zwei feuerverzinkte und bearbeitete Oberflächen aufgeführt. Es ist auch möglich Haftreibungszahlen für nicht geregelte Oberflächen nach DIN EN 1090-2, Anhang G zu bestimmen. Neben der kurzfristigen statischen Tragfähigkeit wird zusätzlich das langfristige Verformungsverhalten unter dauerhafter Belastung überprüft. Das als Kriechen bezeichnete Verhalten führt bei beschichteten Reibflächen häufig zu einer Abminderung der nutzbaren Tragfähigkeit, so auch bei feuerverzinkten Reibflächen. Ebenso kann sich ein zeitabhängiges Verhalten der Vorspannkräfte zeigen. Daher kann es aufgrund verschiedener Einflussgrößen zu einer Änderung der Vorspannkräfte über die Zeit kommen. Hier haben wiederrum Beschichtungen der Bauteile einen Einfluss. Dabei können sich durch Setzungen und Relaxationen innerhalb der Beschichtungen die Vorspannkräfte reduzieren. Teilweise können diese Verluste bereits mit dem gewählten Verfahren zur Aufbringung der Vorspannkraft kompensiert werden. Ebenso wie die Beschaffenheit der Oberflächen, ist auch das Aufbringen der Vorspannkraft in der Ausführungsnorm DIN EN 1090-2 geregelt. Hierbei gelten allerdings auf nationaler Ebene noch zusätzliche Einschränkungen und Bestimmungen. Untersuchungen von GV-Verbindungen unter zyklischen Belastungen zeigten eine erhöhte statische Tragfähigkeit im Anschluss an die zyklische Belastung. Diese erhöhten Tragfähigkeiten wurden als Lock-Up Effekt bezeichnet.

2.4 Grundlagen zum Reibungswiderstand bei GV-Verbindungen

2.4.1 Grundlagen der Reibung

Reibung bezeichnet einen Widerstand zwischen zwei sich gegeneinander bewegenden Körpern, welche durch eine senkrecht wirkende Normalkraft in deren Kontaktfläche verpresst werden. Dieser Widerstand kann in Prozessen gewünscht oder unerwünscht sein. Die Reibung stellt eine einzelne Systemeigenschaft innerhalb eines tribologischen Systems dar, welches versucht, alle am Kontaktprozess beteiligten Komponenten zu erfassen und zu beschreiben. Eine schematische Darstellung eines tribologischen Systems ist in Bild 2.19 dargestellt. Die Tribologie dient als Oberbegriff für das Forschungs- und Ingenieursgebiet, welches sich mit Kontakt, Reibung, Schmierung und Verschleiß beschäftigt. [65]

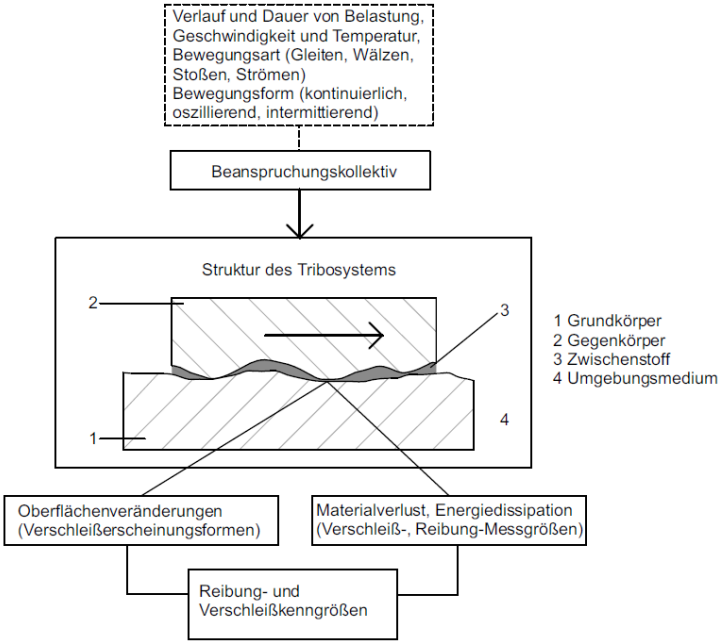


Bild 2.19: Schematische Darstellung eines tribologischen Systems nach [66]

Reibung kann zwischen verschiedenen Stoffen auftreten. In den folgenden Kapiteln soll die Festkörperreibung im Vordergrund stehen, da diese beim Auftreten von Reibungsprozessen im Bauwesen der Regelfall ist. Außerdem wird zwischen der Haft- und der Gleitreibung unterschieden. Die Haftreibung oder statische Reibung

wirkt in einem Zustand in dem zwischen den gepaarten Oberflächen noch keine Relativbewegung herrscht. Die Gleit- oder Bewegungsreibung bezeichnet dann den wirkenden Widerstand, sobald die gepaarten Oberflächen in Bewegung zu einander sind. Nicht immer ist eine scharfe Unterscheidung zwischen den Reibungstypen möglich, da bereits beim Wirken der Haftreibung schon Relativbewegungen in der Kontaktfuge auftreten. Häufig wird der Begriff der Haftreibung verwendet, bis der maximale Bewegungswiderstand gegen die Relativbewegung der Oberflächen vorliegt. In diesem Zusammenhang wird auch der Begriff der Anlaufreibung genutzt. Sinkt dieser Bewegungswiderstand bei zunehmender Relativverschiebung wieder, spricht man dann von der Gleit- oder Bewegungsreibung. Teilweise wird auch der Begriff der Auslaufreibung verwendet. Während der Bewegungsreibung muss der Bewegungswiderstand nicht konstant bleiben. So kann das Niveau der Haftreibung auch nach dem ersten Überschreiten der Haftreibung nochmal erreicht werden. [66, 65]

Für einen Reibungsvorgang ist ein Energieaufwand notwendig. Innerhalb eines tribologischen Systems muss daher Energie eingebracht und anschließend auch wieder aufgebraucht werden, sodass die Bilanz der Energien anschließend null ergibt. Vereinfacht lässt sich die Energiebilanz in drei Komponenten einteilen (siehe Bild 2.20). [67]

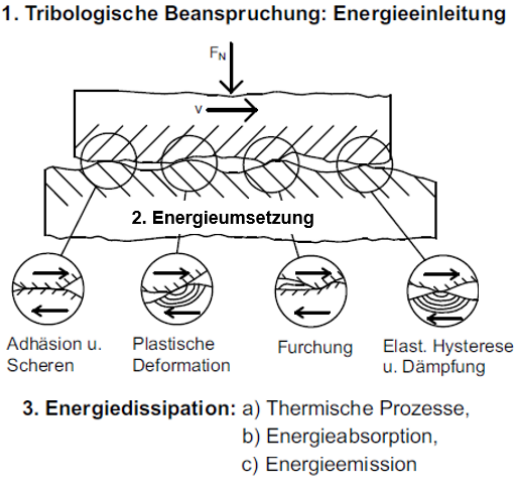


Bild 2.20: Schematisch vereinfachte Energiebilanz der Reibung nach [67]

Zur Aktivierung der Reibung muss im ersten Schritt die Energieeinleitung erfolgen. In GV-Verbindungen geschieht dies durch die Vorspannung der Schrauben. Im zweiten Schritt wird die eingebrachte Energie durch verschiedene Mechanismen

umgesetzt, welche gemeinsam den bewegungshemmenden Reibwiderstand bilden. Hierfür sind einzelne Mikrokontakte erforderlich, welche durch die eingebrachte Energie aktiviert werden. Im dritten Schritt sorgt die Energiedissipation zu einem Aufbrauchen der eingebrachten Energie durch verschiedene Prozesse, wie bspw. eine thermische Freisetzung. Insbesondere die Umsetzung und Dissipation der eingebrachten Energie ist bei der Betrachtung der Reibung in tribologischen Systemen relevant. [67]

Die Größe der Reibung kann mittels der Reibungszahl μ (teilweise auch in anderen naturwissenschaftlichen Bereichen mit f bezeichnet) erfasst werden. Sie errechnet sich aus dem Quotienten von parallel zur Kontaktflächen wirkenden Reibungskraft F_R und senkrecht wirkender Normalkraft F_N. Damit ist Sie ein Maß für die Umsetzung der eingeleiteten Energie in eine senkrechte Bewegung. Eine erste Formulierung dieser Gesetzmäßigkeit fand durch Charles Augustin de Coulomb statt, und wird daher auch als Coulombsche Reibung bezeichnet. Ursächlich für den linearen Zusammenhang zwischen Normalkraft und Reibungskraft über die Reibungszahl μ soll die bei erhöhter Normalkraft erhöhte Anzahl an Mikrokontakten (siehe Kapitel 2.4.2) in der Kontaktfläche sein, wodurch sich eine größere Umsetzung der Normalkraft erzielen lässt. [65]

Coulombsche Reibung: $F_R \approx \mu * F_N$

Folge von Reibungsvorgängen und der damit einhergehenden Relativbewegung zwischen Festkörpern ist ein an den Reibungsflächen stattfindender Verschleiß. Anhand einer Untersuchung des Verschleißes der Kontaktflächen nach Abschluss der Reibung, und einer Zuordnung zu verschiedenen Verschleißmechanismen lässt sich ein Rückschluss auf die dominierenden Reibungsmechanismen ziehen. [67]

2.4.2 Mechanismen der Haftreibung

Werden die der Reibung zugrundeliegenden Mechanismen untersucht, muss zuerst der Kontakt der gepaarten Flächen betrachtet werden. Bei der Betrachtung des Kontaktes muss zwischen der geometrischen und der realen Kontaktfläche unterschieden werden. Die geometrische Kontaktfläche wird durch die äußeren Abmessungen der gepaarten Kontaktflächen bestimmt und bezeichnet die sich makroskopisch berührende Oberfläche. Aufgrund der Rauheit der gepaarten Oberflächen fällt die reale Kontaktfläche allerdings deutlich kleiner aus. Die reale Kontaktfläche bezeichnet die Anzahl und Fläche der Kontakte auf mikroskopischer Ebene. In diesem Zusammenhang wird auch von Mikrokontakten oder sog. Inseln gesprochen, die im Kontakt zueinanderstehen (siehe Bild 2.21). [67]

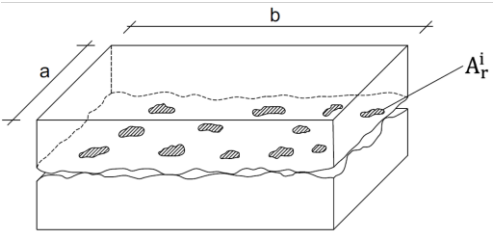
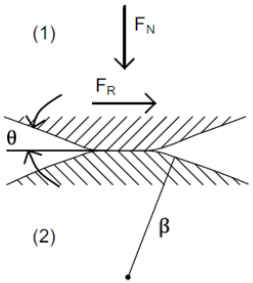


Bild 2.21: Geometrische und reale Kontaktfläche nach [67]

An den Mikrokontakten zweier Oberflächen bilden sich unterschiedliche Mechanismen der Reibung aus. Diese lassen sich grob in zwei Anteile aufteilen, einen adhäsiven und einen deformativen Anteil. Beim deformativen Anteil lässt sich weiterhin zwischen einem elastischen und einem plastischen Anteil unterscheiden. Teil der plastischen Deformation ist auch die Furchung oder Abrasion. Bei praktischen Anwendung der Reibung wirken zumeist alle Mechanismen der Energieumsetzung und –dissipation zeitgleich und innerhalb der Kontaktflächen lokal mit unterschiedlicher Ausprägung. Daher lässt sich das praktische Reibungsverhalten nur schwer theoretisch ermitteln, sondern meist durch experimentelle Untersuchungen überprüfen. Zusätzlich kann sich auch ein zeitabhängiges viskoelastisches oder viskoplastisches Verhalten innerhalb der Kontaktfuge einstellen. Dieses führt unter einer einwirkenden Belastung zu einer zeitabhängigen Zunahme der Deformation an den Mikrokontakten und vergrößert damit die Relativverschiebung zwischen den gepaarten Oberflächen. [67, 68]

Adhäsion beschreibt eine atomare und molekulare Wechselwirkung zwischen zwei Oberflächen. Diese Wechselwirkung erzeugt eine adhäsive Bindung zwischen den Oberflächen, die sich allerdings nur im Bereich der realen Kontaktfläche ausbilden kann. Diese adhäsive Bindung entsteht durch physikalische oder chemische Bindungen. Eine physikalische Bindung stellen bspw. die sog. Van-der-Waals Kräfte dar, eine chemische Bindung liegt hingegen bspw. bei Atom- oder Ionen-Bindungen vor. Im Zuge der Relativbewegung zwischen zwei Oberflächen werden adhäsive Bindungen aufgebaut und zerstört. Wie groß die Adhäsion zwischen zwei Oberflächen ausfällt, wird von verschiedenen Faktoren beeinflusst. Insbesondere die Paarung von unterschiedlichen Metallen wurde hierzu untersucht. So hat das oberflächliche Formänderungsvermögen der Kontaktpartner einen Einfluss auf die Größe der realen Kontaktfläche, wobei von der Größe der realen Kontaktfläche wiederum direkt die Größe der Adhäsion abhängt. Zusätzlich hat die

Elektronenstruktur der gepaarten Metalle eine Auswirkung. Je höher die Dichte der beweglichen Elektronen, umso größer fällt die reine metallische Adhäsion aus. Vereinfacht lässt sich so unter optimalen Bedingungen ohne weitere Beeinflussung eine Zunahme der Adhäsion von Übergangsmetallen, über Edelmetalle bis zu den B-Metallen feststellen. Eisen zählt dabei zu den Übergangsmetallen, Zink zu den B-Metallen. Oberflächlich kann es allerdings zu Anreicherung anderer Elemente kommen, welche das Bestreben zur Adhäsion positiv oder negativ beeinflussen können. Auch Zwischenstoffe und Umgebungsmedien haben einen direkten Einfluss auf die Größe der Adhäsion. Für die theoretische Betrachtung der Adhäsion existieren unterschiedliche Modelle, wie in Bild 2.22 ersichtlich. [67]



Einfachstes Adhäsionsmodell

$$f_a = \frac{F_R}{F_N} \cong \frac{\tau_{s12}}{p}$$

τ_{s12}: Scherfestigkeit
p: Fließdruck

Grenzflächenenergetisches Modell

$$f_a = \frac{\tau_{s12}}{p}\left[1 - 2\frac{W_{12} \cdot \tan\theta}{\beta \cdot p}\right]^{-1}$$

$W_{12} = \gamma_1 + \gamma_2 - \gamma_3$: Oberflächenenergie

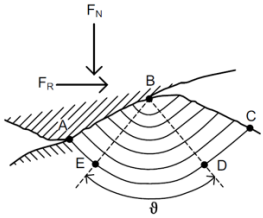
Bruchmechanisches Modell

$$f_a = c\frac{\sigma_{12} \cdot \delta_c}{n^2 \cdot (F_N \cdot H)^{1/2}}$$

σ_{12} : Grenzflächenfestigkeit
δ_c : Kritischer Rißöffnungsfaktor
n : Verfestigungsparameter
H : Härte

Bild 2.22: Modelle der Adhäsionskomponente der Reibung nach [67]

Neben der Adhäsion bilden die plastische Deformation und die Furchung die deformativen Reibungsmechanismen. Die plastische Deformation bezeichnet eine bleibende Änderung der Oberflächen bei einer Relativbewegung. Auch hierfür ist wieder die reale Kontaktfläche entscheidend, dazu muss der Kontakt zwischen zwei Rauheitshügeln der gepaarten Oberflächen hergestellt werden (siehe Bild 2.23). Auch für die theoretische Betrachtung der Deformation gibt es unterschiedliche Ansätze, welche verschiedene mechanische Eigenschaften der Oberfläche oder des Grundmaterials der Festkörper nutzen. Weitere äußere Einflussfaktoren, wie die Belastung, die Geschwindigkeit oder die Temperatur des tribologischen Systems, haben Einfluss auf die Größe der plastischen Deformation.



Fließlinienmodell

$$f_d = \frac{F_R}{F_N} = \lambda \cdot \tan \operatorname{arc\,sin}\left[\frac{\sqrt{2}}{4} \cdot \frac{(2+\vartheta)}{(1+\vartheta)}\right]$$

$\lambda = \lambda\,(E, H)$ Plastizitätsanteil
E: E – Modul
H: Härte

Energetisches plastisches Deformationsmodell

$$f_d = \frac{A_r}{F_N} \cdot \tau_{max} \cdot F\left(\frac{\tau_s}{\tau_{max}}\right)$$

$$F\left(\frac{\tau_s}{\tau_{max}}\right) = 1 - 2 \cdot \frac{\ln\left(1 + \frac{\tau_s}{\tau_{max}}\right) - \frac{\tau_s}{\tau_{max}}}{\ln\left[1 - \left(\frac{\tau_s}{\tau_{max}}\right)^2\right]}$$

A_r: wahre Kontaktfläche
τ_{max}: resultierende Schubfestigkeit
τ_s: mittl. Grenzflächen – Scherfestigkeit

Bild 2.23: Modelle der Deformationskomponente der Reibung nach [67]

Der Mechanismus der Furchung tritt auf, sobald zwei Oberflächen mit unterschiedlicher Härte gepaart werden. Hierbei können die Rauheitshügel der härteren Oberfläche in die weichere Oberfläche eindringen. Sobald eine Relativverschiebung auftritt, sorgt der Widerstand des Materials für eine Reibungskomponente. Neben dem Eindringen der Rauheitshügel der härteren Oberfläche (Gegenkörperfurchung), kann die Furchung auch durch eingebettete Partikel erfolgen (Teilchenfurchung). Die Eindringtiefe sowie die Neigung der eindringenden Flanke haben Einfluss auf die Größe der Furchung an der Reibung (siehe Bild 2.24). [67]

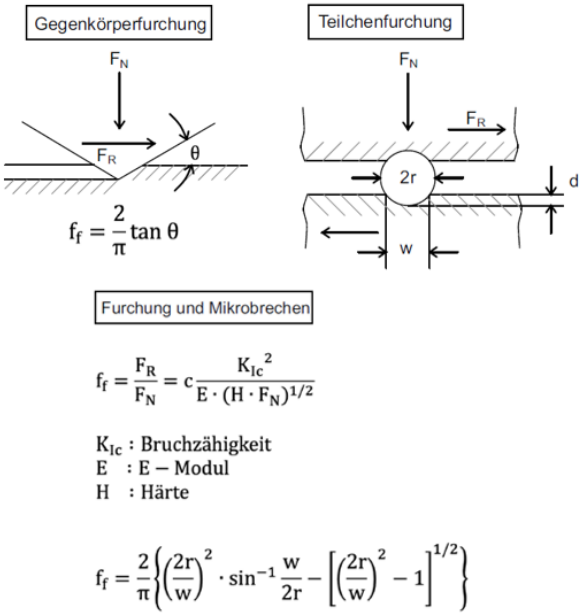
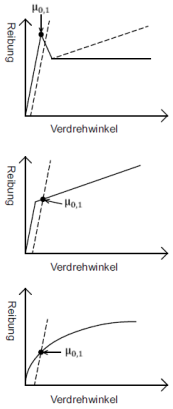


Bild 2.24: Modelle der Furchungskomponente der Reibung nach [67]

Alle drei erläuterten Reibungsmechanismen spielen bei der Gleitreibung zweier Festkörper eine Rolle und treten gleichzeitig in unterschiedlicher Größenordnung auf. Die Größenordnung der jeweiligen Mechanismen hängt dabei von den gepaarten Materialien und den oberflächlichen Topologien ab. Mit zunehmender Relativverformung ändern sich die Anteile der Mechanismen am gesamten Reibwiderstand. Insbesondere der deformative Anteile hat seinen größten Einfluss bis zum Erreichen der Haftreibung und nimmt danach aufgrund der eingeebneten Topologie ab. Wegen der Überlagerung und Komplexität aller Mechanismen ist eine theoretische Abschätzung der Größenordnung des Reibungswiderstandes bei technischen Anwendungsfällen im Allgemeinen nicht möglich. Daher sind experimentelle Bestimmungen der Reibungszahlen am konkreten Anwendungsfall notwendig. [67]

2.4.3 Charakteristiken des Verformungsverhalten von Reibwiderständen

Bei experimentellen Untersuchungen des Reibwiderstandes ist es schwierig möglich, den dominierenden Mechanismus zu charakterisieren. In dem Forschungsprojekt [68] aus dem Forschungscluster Gecko [69] wurde an definierten Reibflächenpaaren das Verformungsverhalten bei Relativbewegung der Reibflächen zueinander untersucht. Aufgrund der definierten Reibflächen und der Kenntnis über die dominierenden Reibmechanismen, konnte ein Zusammenhang zwischen den Mechanismen und dem Verformungsverhalten geschlossen werden. Es gelang, drei Typen des Verformungsverhaltens zu charakterisieren. Diese drei Typen sind in Bild 2.25 erkennbar. Hauptsächliches Unterscheidungsmerkmal zwischen den Typen ist, ob und wie ein Maximum des Reibwiderstandes auftritt. Die Untersuchungen wurden an Zylindern, die gegeneinander verdreht oder verschoben wurden, durchgeführt, daher wurden die Reibwiderstände über den Verdrehwinkel oder den Gleitweg aufgetragen. Die Reibflächen der Zylinder, die für die Charakterisierung genutzt wurden, waren dabei unbeschichtet. [68]



Typ A: Reibcharakteristik mit ausgeprägtem Haftreibwertmaximum

Typ B: kein ausgeprägtes Haftreibwertmaximum, plötzlicher Übergang zwischen Haften und Gleiten

Typ C: keine Unterscheidung zwischen Haften und Gleiten möglich

Bild 2.25: Festgestellte Typen an Reibcharakteristiken nach [68]

Anhand der festgestellten Typen konnten drei Bereiche des Verformungsverhaltens definiert werden (siehe Bild 2.26). Das Haften beschreibt einen Zustand, bei dem noch kein lokales Gleiten an den Mikrokontakten auftritt. Danach beginnt das Losreißen. In diesem Bereich tritt an einem Teil der Mikrokontakte bereits ein Gleiten auf, andere weisen noch keine Relativverschiebung auf. Wie stark das Losreißen ausgeprägt ist, hängt von der Größe der Deformation an der Gesamtreibung ab. Das Losreißen ist beendet, sobald an allen Mikrokontakten Gleiten auftritt. [68]

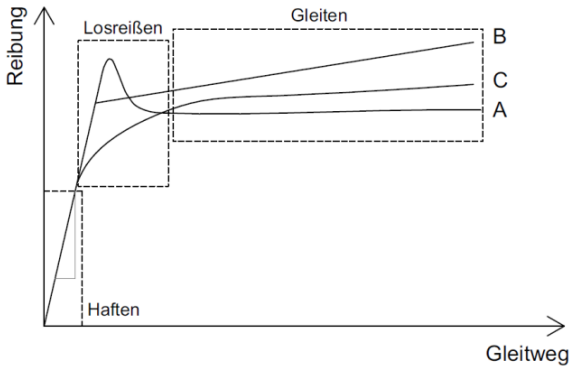


Bild 2.26: Bereiche des Verformungsverhaltens nach [68]

Die drei definierten Typen unterschieden sich in der jeweiligen Größe des Haftens, Losreißens und Gleitens. Ursache dafür ist, wie groß der Anteil der jeweiligen Reibmechanismen am gesamten Reibwiderstand ist. Typ A zeichnet sich durch einen großen Anteil des Haftens und einen großen Anteil des Losreißens aus (siehe Bild 2.27). Die Größe des Losreißens wird durch die Rauigkeit der Oberfläche bestimmt und sorgt dafür, dass sich ein absolutes Maximum der Tragfähigkeit ausbildet. Sobald die Rauigkeit eingeebnet wurde, beginnt das Gleiten. Die Höhenlage des Gleitens wird durch die Adhäsion bestimmt. Bei der Reibcharakteristik des Typs A liegen also sowohl dominante adhäsive Traganteile beim Haften als auch später zusätzliche dominante deformative Traganteile beim Losreißen vor. [68]

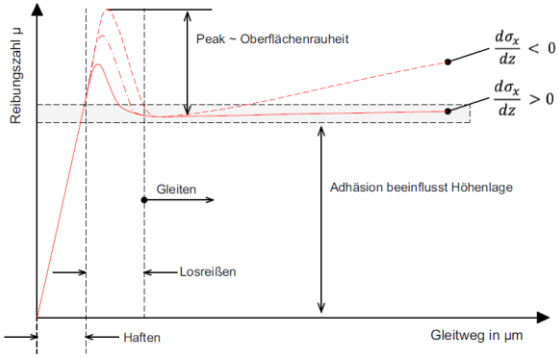


Bild 2.27: Reibcharakteristik vom Typ A nach [68]

Fällt der dominante deformative Traganteil weg, so entsteht eine Reibcharakteristik vom Typ B (siehe Bild 2.28). Der Anteil des Losreißens fällt entsprechend sehr gering aus, dominant ist das Haften und damit die Adhäsion. In der idealisierten Modellvorstellung entsteht kein absolutes Maximum des Reibwiderstandes, eher zeigt sich ein bilineares Verhalten mit schlagartigem Übergang zwischen Haften und Gleiten. [68]

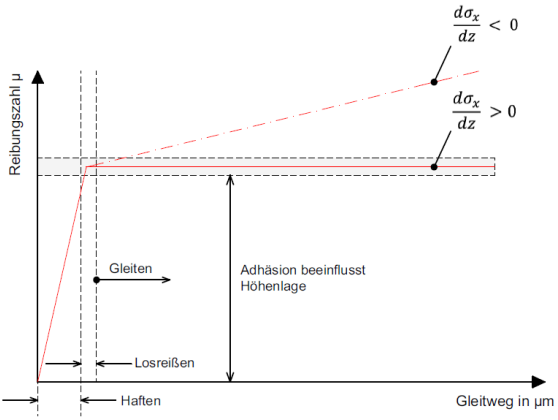


Bild 2.28: Reibcharakteristik vom Typ B nach [68]

Sowohl bei der Reibcharakteristik vom Typ A als auch vom Typ B kann sich während des Gleitens ein erhöhter Reibwiderstand einstellen. Nach der idealisierten Modellvorstellung ist dies im Festigkeitsgradienten der Oberflächen begründet. Fällt dieser negativ aus, nimmt die Festigkeit also über die Dicke des Materials ab, so kommt es zu einem Versagen der Kohäsion. Die Bindungen innerhalb des oberflächennahen Materials werden gelöst, es findet ein Materialübergang auf die gepaarte Reibfläche statt. Bei Untersuchungen an GV-Verbindungen im Bauwesen wird dies als Kaltverschweißung oder Reibverschweißung (siehe Abschnitt 2.3.6, bspw. in [63]) bezeichnet. Kein Anstieg bildet sich aus, wenn die Adhäsion schwächer als die Kohäsion ausfällt. Hierbei versagen lediglich die Bindungen zwischen den Reibflächenpaaren. [68]

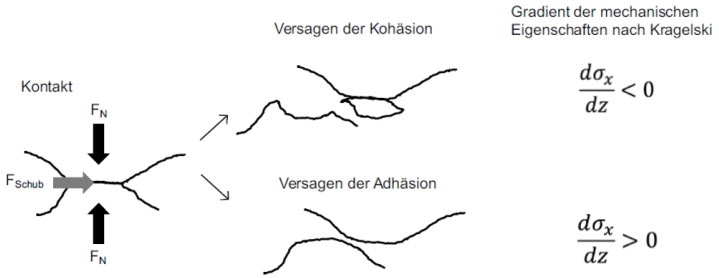


Bild 2.29: Schematische Darstellung des Versagens der Adhäsion oder Kohäsion bei einem Reibflächenpaar nach [68]

Die Reibcharakteristik vom Typ C zeigt im Gegensatz zum Typ A und B nur einen geringen Anteil des Haftens. Der adhäsive Traganteil ist hier weniger dominant. Der Anteil des Losreißens fällt allerdings recht groß aus, was auf einen umso dominanteren Traganteil aus Deformation hindeutet. Beim Typ C wird kein absolutes Maximum des Widerstandes erreicht, die Bereiche des Haftens und des Gleitens lassen sich nicht klar differenzieren. Es handelt sich eher um einen kontinuierlichen Übergang zwischen den Bereichen. Der Widerstand beim Gleiten wird sowohl durch die Adhäsion, als auch die Deformation bestimmt. Auch hier scheint die Deformation einen dominanten Anteil einzunehmen. [68]

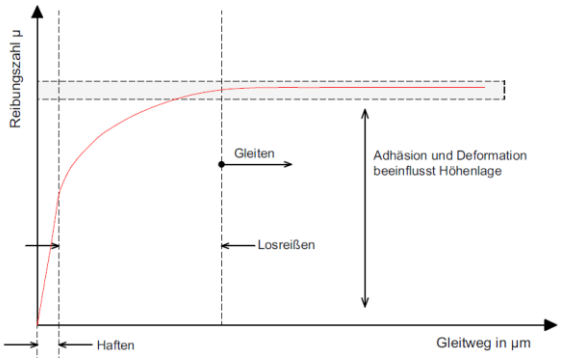


Bild 2.30: Reibcharakteristik vom Typ C nach [68]

Bereits vor einigen Jahrzehnten wurden ähnliche Modellvorstellungen wie in [68] entwickelt. Eine ähnliche Modellvorstellung wurde bspw. 1984 in [70] veröffentlicht. Auch hier wurde der Reibwiderstand in einzelne Komponenten und unterschiedliche Zustände zerlegt. Die Modellvorstellungen in [68] konnten allerdings mit Untersuchungen an definierten Oberflächen verglichen und

verifiziert werden. Mithilfe der vorgestellten Charakteristiken lässt sich ein Rückschluss auf die in den Reibflächen wirkenden Mechanismen ziehen.

2.4.4 Verschleiß von Reibflächen

Die in den vorherigen Kapiteln beschriebenen Mechanismen und Charakteristiken der Reibung lassen sich auch an den bereits belasteten und verschlissenen Reibflächen wiedererkennen. Mithilfe einer Untersuchung des Verschleißes an den Reibflächen, lässt sich somit ein Rückschluss auf die wirkenden Reibungsmechanismen ziehen.

An den in [68] experimentell untersuchten, definierten Oberflächen wurde im Anschluss der Verschleiß der Oberflächen analysiert. Da die dominant wirkenden Reibmechanismen bekannt waren, ließ sich ein Zusammenhang zwischen den vorhandenen Reibmechanismen und dem Verschleiß der Reibflächen ziehen. [68]

Bei Reibflächen, deren Widerstand durch den adhäsiven Anteil dominiert wurde, ließen sich im Verschleißbild oberflächliche Materialablösungen finden. Diese entstanden, da die Adhäsion punktuell so stark war, dass es zu einem Versagen der Kohäsion kam (siehe Bild 2.29). In diesen Fällen wiesen die Reibflächen kleine Grübchen, oder Teile der gepaarten Reibfläche auf. In einigen Veröffentlichungen (bspw. [63]) wird auch von Kaltverschweißung oder Reibverschweißungen gesprochen. Ein Materialübergang von der einen auf die andere Reibfläche ließ sich dann auch im Schliffbild nachweisen (siehe Bild 2.17). Auch in den Untersuchungen in [68] wurden Materialablösungen an den Reibflächen anhand von Fehlstellen festgestellt. Teilweise waren diese so tiefgehend, dass sie als Adhäsionsgrübchen charakterisiert wurden. In Bild 2.31 sind auf der linken Seite oberflächennahe Ablösungen zu erkennen, im rechten Teil sind tiefere Adhäsionsgrübchen dargestellt. [68]

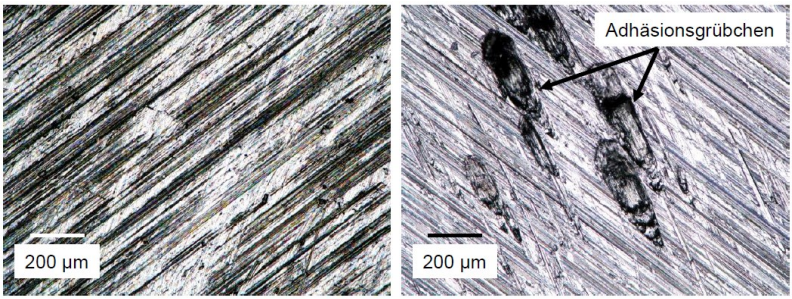


Bild 2.31: Verschleiß von Reibflächen mit dominierendem adhäsiven Traganteil; Links: Oberflächennahe Ablösungen, Rechts: Adhäsionsgrübchen [68]

Plastische Deformationen der Oberfläche lassen sich oft nur beim Vergleich der Reibflächen mit dem Ausgangszustand feststellen. In [68] wurden geschliffene Oberflächen entgegen der gerichteten Schliffrichtung getestet. Somit entstanden im Bereich der Mikrokontakte Plastizierungen, da hohe lokale Spannungsspitzen erzielt wurden. Aufgrund der regelmäßigen Struktur der geschliffenen Oberflächen, konnten bei der nachträglichen Untersuchung der Reibflächen lokale Plastizierungen gefunden werden (siehe Bild 2.32). [68]

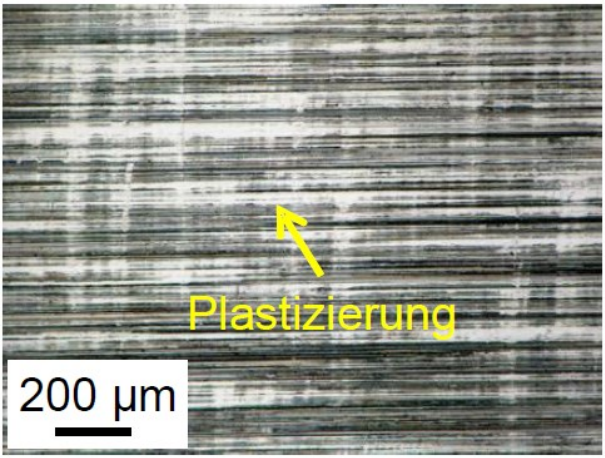


Bild 2.32: Lokale Plastizierungen der Reibfläche [68]

Auch der Verschleiß durch Furchung ließ sich an einer Reibflächenpaarung feststellen. Dafür wurde eine punktuell aufgehärtete und strukturierte Oberfläche (siehe Bild 2.33 links) mit einer geschliffenen Oberfläche (siehe Bild 2.33 rechts) gepaart. Aufgrund der unterschiedlichen mechanischen Eigenschaften und

Topologien, wurde ein Eindrücken der harten und strukturierten Oberfläche in die andere Oberfläche erwartet. Die Oberflächen wurden gegeneinander verdreht. In den Verschleißbildern (siehe Bild 2.33) war deutlich die Furchung durch die harten Rauheitsspitzen sowie die plastische Deformation der geschliffenen Oberfläche erkennbar. Der durch die Furchung entstehende Materialabtrag war deutlich ersichtlich, und damit gegenüber der plastischen Deformation klar unterscheidbar. Die plastische Deformation trat auch zwischen den Rauheitsspitzen auf der strukturierten Oberfläche auf. [68]

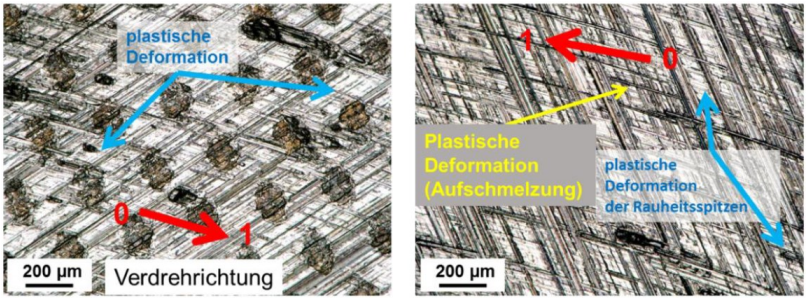


Bild 2.33: Plastische Deformation und Furchung an einem Reibflächenpaar; Links: Aufgehärtete und strukturierte Oberfläche; Rechts: Geschliffene Oberfläche [68]

Somit lässt sich anhand des Verschleißes der Reibflächen auf die wirkenden Reibmechanismen zurückschließen. Neben der Betrachtung der Reibcharakteristiken im Verformungsverhalten, bietet sich so eine weitere Möglichkeit die in den Reibflächen wirkenden Mechanismen abzuleiten.

2.4.5 Einflussgrößen auf die Haftreibung

Die Größe des Reibwiderstandes in einem tribologischen System kann von vielen Komponenten beeinflusst werden. Im folgenden Abschnitt soll kurz auf die Beeinflussung des Reibwiderstandes aus der Pressung, der Topologie, den mechanischen Eigenschaften der Oberfläche, der Umgebungstemperatur sowie der Zeit eingegangen werden.

Zuerst hat die einwirkende Normalkraft bzw. Pressung der Reibflächen einen Einfluss auf die Größe des Widerstandes durch Reibung. Der Zusammenhang zwischen der einwirkenden Normalkraft und dem aktivierten Reibwiderstand wird mit der Haftreibungszahl quantifiziert. In verschiedenen Forschungsarbeiten (bspw. [71] und [72]) wurde jedoch gezeigt, dass die Haftreibungszahl bei unterschiedlichen Pressungen nicht konstant bleibt. Bei zunehmender Pressung zeigte sich in [71] eine leichte Abnahme der Haftreibungszahl, die aber je nach

Topologie der Oberfläche unterschiedlich stark ausfiel. Die Autoren begründen dies mit einer Änderung der jeweils dominierenden Reibungsmechanismen in Abhängigkeit von der Pressung. Ähnliche Beobachtungen wurden auch an Reibflächen gemacht, die im Bauwesen ihren Einsatz finden. Die Untersuchungen wurden in [73] veröffentlicht. [71, 68, 73]

Ebenso hat auch die Topologie einen Einfluss auf die Haftreibungszahl. In technischen Anwendungen wird die Topologie einer Oberfläche häufig über ihre Rauheit beschrieben. Die ursprüngliche Modellvorstellung der Reibung von Coulomb beruht auf einer Verzahnung von Mikrokontakten der beiden Reibflächen. Bei der Betrachtung der einzelnen Reibungsmechanismen kommt es allerdings zu einem unterschiedlichen Einfluss. So kann sich eine erhöhte Rauigkeit negativ auf den adhäsiven Tragmechanismus auswirken, da möglicherweise zu wenige reale Kontakte entstehen. Gleichzeitig kann sich der deformative Anteil am Reibungswiderstand erhöhen. Der Einfluss der Topologie kann damit unterschiedlich ausfallen und hängt zudem immer von den mechanischen Eigenschaften der gepaarten Reibflächen zusammen. Da der Betrachtung der Oberflächentopologie eine besondere Bedeutung zukommt, gibt es inzwischen eine Vielzahl an Methoden und Kennwerten zur Vermessung und Erfassung der Topologie einer Reibfläche. [67, 65]

Auch für den Einfluss der mechanischen Eigenschaften der Reibflächen muss eine getrennte Betrachtung für die jeweiligen Mechanismen durchgeführt werden. In den verschiedenen theoretischen Modellen der jeweiligen Mechanismen werden mechanische Kennwerte wie die Festigkeit, Härte, Scherfestigkeit oder der E-Modul zur Beschreibung herangezogen. Je nach betrachtetem Mechanismus ändert sich der Einfluss der jeweiligen mechanischen Kenngröße und nicht immer lässt sich eine klare Tendenz erkennen. [65, 67]

Weiterhin stellt die Temperatur auch eine Einwirkung auf die Haftreibungszahl dar. Allerdings wird dieser Einfluss bei metallischen Werkstoffen erst bei Temperaturbereichen größer 150 °C deutlich feststellbar. [65]

Die Zeit kann zusätzlich einen Einfluss auf den Reibwiderstand haben. So kann sich über einen längeren Zeitraum in dem zwei Reibflächen mit Pressung verbunden sind, die reale Kontaktfläche durch viskoelastische und viskoplastische Verformungen erhöhen. Dies führt zu einem zunehmenden Reibwiderstand. Ebenso lässt sich dieses Verhalten auf die Geschwindigkeit einer Belastung übertragen. Bei den meisten technischen Anwendungen ist der Einfluss der Gleitgeschwindigkeit jedoch vernachlässigbar. [65]

Auf ein tribologisches System können eine Vielzahl von Einflussgrößen wirken. Eine pauschale Aussage zum jeweilige Einfluss ist meist nicht möglich und daher eine individuelle Betrachtung notwendig.

2.4.6 Zusammenfassung und Zwischenfazit

Der Reibwiderstand ist Teil eines tribologischen Systems, in welchem er ein Maß für die Umsetzung der eingeleiteten Normalkraft einnimmt. Diese eingeleitete Normalkraft erzeugt in den gepaarten Reibungsflächen Mikrokontakte, an welchen sich die für den Reibwiderstand ursächlichen Mechanismen einstellen. Grob lassen sich diese in den adhäsiven und den deformativen Mechanismus unterteilen. Im tribologischen System wirken meist alle Mechanismen gleichzeitig, wenn auch in unterschiedlicher Größenordnung. Welcher der Mechanismen der dominierende ist, lässt sich anhand des Verformungsverhaltens erkennen. An unbeschichteten Oberflächen konnten so drei Charakteristiken des Verformungsverhaltens ermittelt und den jeweiligen dominierenden Mechanismen zugeordnet werden. Gleichzeitig lässt sich auch anhand des Verschleißes der belasteten Oberflächen ein Rückschluss auf die wirkenden Mechanismen ziehen. Verschiedene Faktoren können die wirkenden Mechanismen beeinflussen. Eine pauschale Tendenz lässt sich jeweils schwer feststellen. Aufgrund der Vielzahl an Mechanismen und den zugehörigen Einflussfaktoren, werden experimentelle Untersuchungen zur Ermittlung von Reibwiderständen den theoretischen Betrachtungen vorgezogen.

2.5 Grundlagen zum Kriechen bei GV-Verbindungen

Der folgende Abschnitt soll die Grundlagen des Kriechens von Werkstoffen in technischen Anwendungen erläutern. Das Kriechverhalten von Metallen tritt häufig in Anwendungen auf, die bei hohen Temperaturen stattfinden. Allerdings hat das Kriechen bei GV-Verbindungen mit feuerverzinkten Reibflächen auch bei Raumtemperatur einen enormen Einfluss auf die Höhe der nutzbaren Tragfähigkeit. Auch im allgemeinen Stahlbau ist das Kriechverhalten des Materials beim Einsatz von Seilen berücksichtigt [51].

2.5.1 Kriechen von Werkstoffen

Kriechen bezeichnet die zeitabhängige, plastische Verformung eines Werkstoffes, der belastet wird. Beim Kriechen handelt sich um ein viskoplastisches Materialverhalten, welches bei den meisten Metallen erst bei hohen Anwendungstemperaturen auftritt. Mit Kriecherscheinungen muss üblicherweise gerechnet werden, sobald die Anwendungstemperaturen oberhalb von 30 % oder 40 % der absoluten Schmelztemperatur des eingesetzten Werkstoffes liegen. Die Kriechneigung eines Werkstoffes wird in Zeitstandversuchen untersucht und mithilfe der daraus ermittelten Kriechkurven (siehe Bild 2.34) dargestellt. [74]

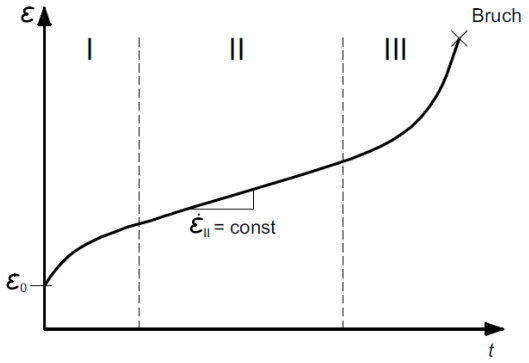


Bild 2.34: Idealisierte Stadien des Kriechens eines Werkstoffes als sog. Kriechkurve nach [74]

Das Kriechen eines Werkstoffes lässt sich in bis zu drei Abschnitte einteilen, die in unterschiedlicher Ausprägung auftreten können. In Bild 2.34 ist eine idealisierte Kriechkurve mit allen Stadien des Kriechens abgebildet. Da die Kriechneigung vieler Werkstoffe im einaxialen Zugversuch ermittelt wird, wird bei Kriechkurven üblicherweise die Dehnung über die Zeit aufgetragen. Nachdem sich zeitunabhängig die elastischen und plastischen Dehnungen ε_0 eingestellt haben, beginnt das primäre Kriechen. Das primäre Kriechen wird auch als

Übergangsbereich bezeichnet, da hier die Kriechgeschwindigkeit stetig abnimmt. Es schließt sich das sekundäre oder stationäre Kriechen an, bei welchem die Kriechgeschwindigkeit ihr Minimum annimmt. In diesem Bereich kann sich auch über einen gewissen Zeitraum eine konstante Kriechgeschwindigkeit ausbilden. An diesen stationären Zustand kann sich der tertiäre Bereich anschließen, der zum Bruch führen kann. Während des tertiären Kriechens nimmt die Kriechgeschwindigkeit wieder deutlich zu. Der stationäre Zustand kann bei hohen Beanspruchungen auch nur minimal ausfallen, und sich das tertiäre Kriechen direkt an das primäre Kriechen anschließen. [74, 75]

Die im Zeitstandversuch im primären und sekundären Bereich auftretende Gesamtverformung lässt sich in drei Anteile zerlegen (siehe Bild 2.35).

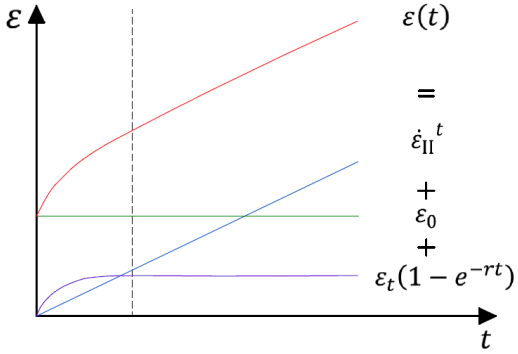


Bild 2.35: Anteile der Gesamtverformung in der Kriechkurve nach [74]

Zeitunabhängig stellen sich die elastischen und plastischen Dehnungen ε_0 ein. Im Übergangsbereich wird die Verformung noch durch den Anteil ε_t erhöht. Dieser Anteil nimmt allerdings einen nahezu konstanten Wert an und sorgt damit für den Übergang in den stationären Bereich. Im Bereich des primären und sekundären Kriechens wirkt immer der Kriechanteil $\dot{\varepsilon}_{II}$. Experimentelle Beobachtungen und theoretische Modelle der Kriechmechanismen zeigen, dass sich die Größe der Einwirkung exponentiell auf die Kriechrate $\dot{\varepsilon}_{II}$ auswirkt. Kriechen tritt sowohl unter dauerhaft wirkenden Belastungen als auch unter zyklisch wirkenden Belastungen auf. [74]

Ursächlich für das Kriechen sind verschiedene mikroskopische Vorgänge, diese sind abhängig von Temperatur und Belastung. Wie auch beim zeitunabhängigen plastischen Verhalten, spielen beim Kriechen die Versetzungen und deren Bewegungen eine entscheidende Rolle. Versetzungen sind Fehlstellen im Kristallgitter, die zu einer Unterbrechung der regelmäßigen Struktur führen.

Aufgrund der Unregelmäßigkeiten sind die Bindungen zwischen den Atomen gedehnt oder gestaucht. Unter einer auf atomarer Ebene wirkenden Schubspannung werden die Bindungen zusätzlich gedehnt oder gestaucht. Geht diese Einwirkung über die elastisch ertragbare Dehnung hinaus, so kommt es zu einem „Umklappen“ der Bindung oder Wandern der Versetzung. Die so entstandene Verzerrung ist plastisch und damit nicht reversibel. Eine schematische Darstellung einer plastischen Verformung auf atomarer Ebene durch Bewegung einer Stufenversetzung ist in Bild 2.36 zu erkennen. Neben der Stufenversetzung existieren weitere Formen von Versetzungen, die ebenfalls in ähnlicher Form für plastische Verformungen sorgen können. [74]

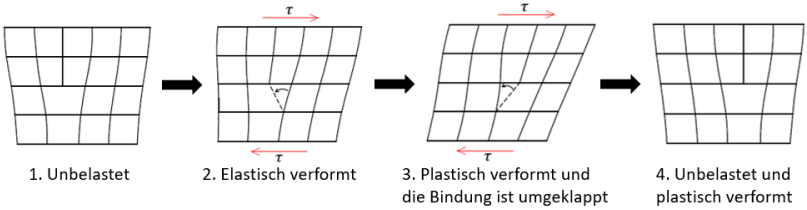


Bild 2.36: Schematische Darstellung der Bewegung einer Stufenversetzung nach [74]

Beim Kriechen von Werkstoffen ist das zeitabhängige Wandern von Versetzungen eine Ursache für irreversible Kriechverformungen. Während des primären Kriechens erhöht sich im Allgemeinen die Anzahl der Versetzungen. Da die Dichte der Versetzungen allerdings einen Grenzwert hat, setzen nach einiger Zeit sog. Erholungsvorgänge ein. Treffen sich zwei bewegende Versetzungen, so vereinigen sich diese und die Versetzungen heben sich gegenseitig auf. Je höher die Dichte der Versetzungen ist, umso größer ist auch die Wahrscheinlichkeit, dass sich diese treffen. Im Bereich des sekundären Kriechens stehen die Vermehrung und die Erholungsvorgänge im Gleichgewicht, wodurch sich die Kriechgeschwindigkeit verringert. Das tertiäre Kriechen leitet den Kriechbruch ein. Durch die beschriebenen Vorgänge tritt eine Schädigung auf kristalliner Ebene auf, welche sich durch eine Porenbildung auszeichnet. Diese Poren schließen sich zu Rissen zusammen, wodurch es zeitabhängig zum Bruch kommen kann. [74, 75]

Neben dem Mechanismus des Versetzungskriechens kann eine Kriechverformung auch auf Diffusion auf Kristallebene zurückzuführen sein. So kann es bei einer äußeren Belastung zu einer Wanderung von Leerstellen auf atomarer Ebene kommen. Diese Wanderungsbewegung der Leerstellen kann entweder entlang der Korngrenzen oder durch das Kristallgitter geschehen. Für die Wanderung entlang der Korngrenzen ist eine geringere Aktivierungsenergie notwendig, allerdings stehen weniger Wanderungswege zur Verfügung. Mehr Wanderungswege liegen

innerhalb des Kristallgitters vor, allerdings wird hier eine höhere Aktivierungsenergie benötigt. Damit tritt die Diffusionsbewegung entlang der Korngrenzen auch schon bei niedrigeren Temperaturen auf, Wanderungen durch das Gitter hingegen erst bei höheren Temperaturen. Gleichzeitig nimmt bei Wanderungsbewegungen durch das Kristallgitter die Kriechgeschwindigkeit zu. Wie auch beim Versetzungskriechen führt eine hohe Leerstellenkonzentration zur Porenbildung, womit der Kriechbruch eingeleitet wird. Bild 2.37 zeigt schematisch das Leerstellenkriechen innerhalb eines kristallinen Werkstoffes. [74, 75]

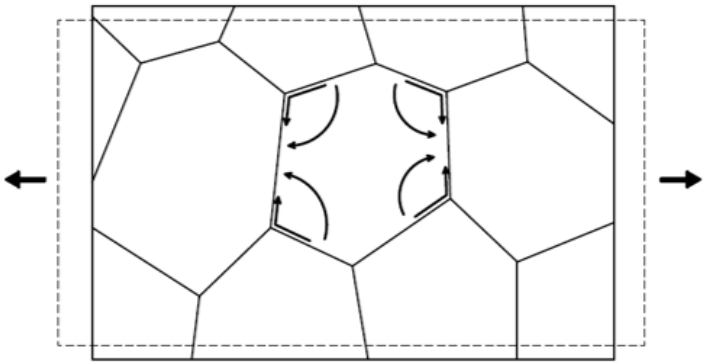


Bild 2.37: Diffusionskriechen entlang der Korngrenzen oder durch das Kristallgitter nach [75]

Einen Einfluss auf die Größe und Geschwindigkeit der Kriechmechanismen sowie des Kriechbruches haben u.a. die vorhandene Spannung und Temperatur. Eine Vergrößerung beider Parameter bewirkt eine Vergrößerung der Kriechgeschwindigkeit, da beide Parameter die notwendige Aktivierungsenergie für die Kriechmechanismen liefern. Gleichzeitig haben aber auch Werkstoffparameter einen Einfluss. So sorgt ein höherer E-Modul unter normierten Bedingungen zu einer verringerten Geschwindigkeit beim Versetzungskriechen. Für das Diffusionskriechen ist die Korngröße ein entscheidender Faktor. Mit zunehmender Korngröße reduziert sich die Kriechgeschwindigkeit, da eine größere Aktivierungsenergie für den Kriechprozess notwendig wird. Gleichzeitig können Kriechprozesse durch ein Eingreifen in die Verformungsmechanismen reduziert werden. Vielfach wird dies durch eine gezielte Härtung des Werkstoffes auf Kristallebene versucht. [75, 74]

2.5.2 Kriechen in tribologischen Zusammenhängen

Auch in tribologischen Systemen kann es zum Kriechen kommen. Viskoplastische Deformationen liegen meist in tribologischen Systemen vor, in denen ein

Polymerwerkstoff beteiligt ist. Aufgrund der Struktur ihrer Moleküle neigen auch Polymerwerkstoffe häufig zum Kriechen. Der zugrundeliegende Mechanismus unterscheidet sich aber zu dem von Metallen. Treten in tribologischen Systemen mit Polymerwerkstoffen viskoplastische Verformungen auf, so werden diese dem mechanischen Verhalten des Grundwerkstoffes und nicht der Kontaktfläche zugeordnet. [65, 67]

2.5.3 Kriechen von GV-Verbindungen

Bei der Ermittlung von Haftreibungszahlen nach DIN EN 1090-2, Anhang G [13] wird die Kriechneigung der Reibflächen untersucht (siehe Abschnitt 2.3.4). Erste umfängliche Untersuchungen, in denen erhöhte Kriechneigungen von Reibflächen für das Bauwesen festgestellt wurden, wurden in [76] im Jahr 1984 veröffentlicht. Insbesondere beschichtete Reibflächen neigen zum Kriechen, die Feuerverzinkung lässt sich diesen Beschichtungen ebenfalls zuordnen. Alle Kriecherscheinungen von Reibflächen im Bauwesen treten bereits bei Raumtemperaturen auf. Aufgrund der strengen Anforderungen an die begrenzten Verformungen einer Verbindung über die Lebensdauer des Bauwerkes, reduziert die Kriechneigung die nutzbaren Haftreibungszahlen deutlich. Die für die Ermittlung der nutzbaren Haftreibungszahlen von Reibflächen mit Kriechneigung notwenigen erweiterten Kriechversuche dauern teilweise mehrere Wochen. Um die aufwendigen Untersuchungen zu verkürzen, wurden in den letzten Jahren verschiedene Versuche entwickelt, mit den Ziel, im Vorfeld die Kriechneigung bei unterschiedlichen Belastungen abzuschätzen zu können. [73, 76, 13]

In Abschnitt 3 werden unterschiedliche Untersuchungen von GV-Verbindungen mit feuerverzinkten Reibflächen vorgestellt. Hierbei wird ebenfalls auf die Kriechneigung der untersuchten Reibflächen und deren Auswirkung eingegangen.

2.5.4 Zusammenfassung und Zwischenfazit

Kriechen ist eine zeitabhängige Zunahme von Verformungen unter Belastung. Bei metallischen Werkstoffen zeigt sich dieses viskoplastische Verhalten im Regelfall erst bei hohen Anwendungstemperaturen. Ursächlich für diese irreversiblen Verformungen sind Versetzungs- und Wanderungsbewegungen auf kristalliner Ebene, die prinzipiell bei zeitunabhängigen plastischen Verformungen ebenso auftreten. Auch in tribologischen Zusammenhängen können Kriechverformungen auftreten. Bei GV-Verbindungen im Bauwesen sind Kriechneigungen ebenfalls bekannt. Diese treten insbesondere bei beschichteten Reibflächen auf. Die Feuerverzinkung zählt als so eine Beschichtung und neigt zum Kriechen.

3 Veröffentlichte Untersuchungen von GV-Verbindungen aus feuerverzinktem Baustahl

3.1 Vorbemerkung

In den folgenden Kapiteln wird eine Auswahl an veröffentlichten experimentellen Untersuchungen an GV-Verbindungen von größtenteils feuerverzinktem Baustahl vorgestellt und ausgewertet. Zum Teil liegen diese Untersuchungen schon weit in der Vergangenheit oder stammen aus dem nicht europäischen Ausland. Sofern es Besonderheiten oder Abweichung zu den in Kapitel 2 beschriebenen Grundlagen gibt, wird explizit darauf hingewiesen. Dies betrifft insbesondere die Durchführung der Versuche, die verwendeten Messmethoden und die Ermittlung der jeweiligen Haftreibungszahlen.

Bei der Untersuchung der Veröffentlichungen wird auf folgende Punkte und Fragestellungen ein besonderes Augenmerk gelegt:

- Wie sahen die untersuchten Oberflächen der Verbindungen vor und nach den Versuchen aus? Insbesondere die oberflächliche Schicht der Feuerverzinkung sowie deren Dicke beeinflussen die experimentellen Ergebnisse enorm. Ebenso hat die Oberfläche des Grundmaterials einen Einfluss auf das Wachstum und die oberflächliche Beschaffenheit der Zinkschicht.
- Wie wurden die Vorspannkräfte gemessen? Welche Messmethode wurde verwendet und wie wurden die Schrauben vorgespannt? Gab es zwischen dem Anspannen der Verbindung und den experimentellen Untersuchungen einen zeitlichen Abstand? Wurden Verluste der Vorspannkräfte gemessen? Die Höhe der Vorspannkraft hängt direkt mit dem verwendeten Verfahren zur Aufbringung der Vorspannkraft zusammen. Die Höhe der Vorspannkraft hat dabei einen direkten Einfluss auf die Ergebnisse. Nicht immer werden die Schrauben direkt vor einer Prüfung vorgespannt, sondern bereits eher und die ersten Vorspannkraftverluste abgewartet.
- Welche Haftreibungszahlen wurden festgestellt? Mit welchen Messmethoden wurde gearbeitet? Auf Basis welcher Vorspannkraftniveaus wurden die Haftreibungszahlen bestimmt? Wurde bei der Bestimmung der Haftreibungszahlen Kriecheffekte berücksichtigt? Für die Ermittlung der Haftreibungszahlen können unterschiedliche Vorspannkräfte zugrunde gelegt werden. Neben der normativ erforderlichen Mindestvorspannkraft, können die initiale Vorspannkraft zu Beginn der Versuche oder die aktuelle Vorspannkraft

beim Erreichen des jeweiligen Tragfähigkeitsmaximums verwendet werden. Dies hat direkte Auswirkungen auf die resultierenden Haftreibungszahlen. Ein Vergleich zwischen Haftreibungszahlen, die auf Basis unterschiedlicher Vorspannkraftniveaus ermittelt wurden, ist nur schwer möglich. Weiterhin zeigen insbesondere GV-Verbindungen mit feuerverzinkten Reibflächen eine erhöhte Kriechneigung. Auch diese kann bei der Ermittlung der Haftreibungszahlen berücksichtigt werden.

- Wurden Untersuchungen zum Langzeitverhalten unter konstanten oder zyklischen Lasten durchgeführt? Wenn ja, wurden diese im Nachgang einer weiteren statischen Belastung unterworfen und mögliche Lock-Up Effekte untersucht? GV-Verbindungen mit feuerverzinkten Reibflächen zeigen eine erhöhte Kriechneigung. Diese muss bei der Ermittlung der Tragfähigkeit berücksichtigt werden. Zusätzlich zeigen sich nach Belastung unter konstanten oder zyklischen Lasten erhöhte Tragfähigkeiten.

Die in den folgenden Kapiteln untersuchten Veröffentlichungen werden in chronologischer Reihenfolge nach ihrem Datum der Veröffentlichung aufgeführt.

3.2 Untersuchungen von Steinhardt und Möhler (1959)

In [77] wurden Haftreibungszahlen an ein- und zweischnittigen feuerverzinkten GV-Verbindungen ermittelt. Anlass der Ermittlung war der Einsatz von feuerverzinkten Stahlteilen im Mastbau.

Die Geometrie der Versuchskörper erinnerte stark an die der Versuchskörper nach DIN EN 1090-2, Anhang G [13]. Es handelte sich um eine Verbindung von zwei Zugstäben (Dicke 10 mm), auf die eine oder zwei Laschen (Dicke 6 mm) aufgesetzt wurden. Über die chemische Zusammensetzung des Grundmaterials lagen keine Angaben vor. Ebenso fanden sich auch keine Angaben über die Oberfläche oder die Dicke des Zinküberzuges in den Aufzeichnungen. Die verwendeten Schrauben hatten einen Durchmesser von 22 mm der damaligen Festigkeitsklasse 10K. Die Schrauben wurden mit einem Drehmoment auf das geforderte Vorspannkraftniveau gebracht. Die Differenzverschiebungen zwischen dem Zugstab und den Laschen wurden jeweils in der Mitte der Verbindungen mittels Messuhren ermittelt. Die Haftreibungszahlen wurden mit den Soll-Vorspannkräften der aufgebrachten Drehmomente bestimmt.

Es wurden Haftreibungszahlen zwischen $\mu = 0{,}14$ und $\mu = 0{,}19$ erzielt. Es wurden keine Angaben über das Verformungsverhalten gemacht. Bei anderen Untersuchungen wurde das Kraftniveau, auf dem ein deutliches Gleiten der Verbindungen auftrat, für die Ermittlung der Haftreibungszahlen genutzt. Ein

kurzer Hinweis wird auf Versuche gegeben, bei denen ein dünner Drahtring in die Gleitfläche eingelegt wurde. Durch diesen ließen sich die Gleitlasten etwa verdoppeln. Weitere Untersuchungen wurden an den Versuchskörpern mit feuerverzinkten GV-Verbindungen nicht durchgeführt.

3.3 Untersuchungen von Munse (1967)

In [78] wurden Untersuchungen an unverzinkten und feuerverzinkten GV-Verbindungen vorgestellt. Die Untersuchungen hatten das Ziel, Erkenntnisse über die Größe von Vorspannkraftverlusten, Höhe von Haftreibungszahlen und das Verhalten unter zyklischen Lasten zu sammeln. Anlass für die Untersuchungen war der Bau der Bayou Bridge über eine Landstraße in Michigan, die erste feuerverzinkte Brücke mit GV-Verbindungen in den USA.

Die Versuche wurden an Probekörpern mit Blechstärken von 3/4 Zoll (~ 19 mm) und 3/8 Zoll (~ 9,5 mm) mit insgesamt vier Schrauben, die quadratische angeordnet waren, durchgeführt. Die Schraubenlöcher hatten einen Durchmesser von 13/16 Zoll (~ 20,6 mm). Es wurden keine Informationen zur chemische Zusammensetzung der Bleche gegeben. Es wurde eine Zinkschichtdicke von etwa 150 µm auf den Blechen erzielt, die oberflächliche Optik wurde nicht beschrieben. Aufgrund der ermittelten Haftreibungszahlen lagen hier vermutlich oberflächliche Reinzinkphasen vor. Die Vorspannkräfte wurden über die Längung der Schrauben ermittelt. Diese waren vorher in einer Prüfmaschine kalibriert worden. Der Ort der Messung der Relativverschiebung zwischen den Blechen wurde nicht benannt, da es sich aber nur um eine symmetrische Verbindung je Probekörper handelte, lag diese vermutlich mittig zwischen den beiden Schraubenreihen. Als Tragfähigkeit der Verbindung wurde das erste sich ausbildende Maximum der Kraft-Gleit Beziehung gewählt, dieses trat immer vor einer Verschiebung von 0,01 Zoll (~ 0,25 mm) auf. Die Haftreibungszahlen wurden mit den initial aufgebrachten Vorspannkräften bestimmt.

Es konnte eine mittlere Haftreibungszahl von $\mu = 0{,}16$ für die feuerverzinkten Oberflächen ermittelt werden. In anschließenden zyklischen Versuchen mit wechselnden Lasten ($R = -1$) konnte eine Reduzierung der maximalen Gleitverformungen in den ersten Zyklen festgestellt werden. Diese Beobachtung wurde als „Lock-Up Effekt“ bezeichnet. Im Anschluss wurde ein Versuchskörper unter abwechselnden Druck- und Zug-Beanspruchungen immer bis zum Gleiten der Verbindung belastet. Hierbei zeigte sich eine Zunahme der Gleitlasten, die einer Haftreibungszahl von $\mu = 0{,}36$ im vierten Zyklus entsprachen.

Aus den Untersuchungen in [78] ließ sich auf eine Zunahme der Haftreibungszahlen von feuerverzinkten GV-Verbindungen nach einer zyklischen Belastung mit wechselnden Belastungen schließen.

3.4 Untersuchungen von Laurie Kennedy (1972)

In [79] wurden Ergebnisse der Untersuchung der Ermüdungsfestigkeit von feuerverzinkten GV-Verbindungen vorgestellt. Hierzu wurden Ermüdungsversuche an unverzinkten und feuerverzinkten GV-Verbindungen durchgeführt, mit dem Ziel, eine Wöhlerlinie für beide Oberflächenkonfigurationen zu bestimmen. Als Teil dieser Untersuchungen wurden Haftreibungszahlen von feuerverzinkten GV-Verbindungen ermittelt sowie deren Verhalten unter zyklischen Belastungen untersucht.

Die Versuche wurden an Versuchskörpern durchgeführt, die denen aus den Untersuchungen von Munse [78] (siehe Abschnitt 3.3) glichen. Für die beiden verwendeten Bleche wurden unterschiedliche Grundmaterialen verwendet. Das dünnere, äußere Blech bestand aus einem Stahl mit einem Siliziumgehalt von maximal 5 M-%. Hier wurden Zinkschichtdicken von maximal etwa 110 µm erzielt. Das dickere, innere Blech besaß einen nicht genau bezifferten höheren Siliziumgehalt und bildete Zinkschichtdicken von maximal etwa 210 µm. Beide Prüfkörper besaßen wohl eine oberflächliche Reinzinkschicht. Die Vorspannkräfte wurden über die Längung der Schrauben ermittelt. Diese waren vorher in einer Prüfmaschine kalibriert worden. Als Tragfähigkeit der Verbindung wurde das erste sich ausbildende Maximum der Kraft-Gleit-Beziehung gewählt oder die Last, bei der ein deutliches Gleiten erkennbar war. Die Haftreibungszahlen wurden mit den initial aufgebrachten Vorspannkräften ermittelt.

Für die feuerverzinkten Oberflächen konnten Haftreibungszahlen von $\mu = 0{,}12$ erzielt werden. Durch ein Drahtbürsten oder ein Reinigungsstrahlen (vermutlich ähnlich dem Sweepen) konnten die Haftreibungszahlen vergrößert werden. Nach einer zyklischen Belastung mit wechselnden Lasten, erhöhten sich die Haftreibungszahlen ebenfalls.

Die Untersuchungen in [79] zeigten eine Zunahme der Haftreibungszahlen von feuerverzinkten GV-Verbindungen nach einer zyklischen Belastung mit wechselnden Belastungen.

3.5 Untersuchungen von Zimmermann und Rostásy (1975 & 1977)

In [80] und [81] wurden an verschiedenen feuerverzinkten Oberflächen mit unterschiedlichen Nachbehandlungen Haftreibungszahlen ermittelt. Untersucht wurden oberflächliche Reinzinkschichten und oberflächliche Eisen-Zink Mischphasen. Die Oberflächen wurden entweder nach der Feuerverzinkung im Ausgangszustand belassen, oder nachträglich unterschiedlichen Nachbehandlungen unterworfen. Es sollten die quasi-statischen Tragfähigkeiten,

das Kriechverhalten unter konstanten Lasten und die quasi-statische Tragfähigkeit nach einem Ruhen der Prüfkörper ermittelt werden.

Der verwendete Prüfkörper ähnelte hierbei den Geometrien des Prüfkörpers mit M16-Schrauben nach DIN EN 1090-2, Anhang G [13], wobei die Laschen eine Dicke von 12 mm und die Fügepartner eine Dicke von 20 mm aufwiesen. Verwendet wurden Stähle der Güte St37 und St52. Die Schrauben wurden zur Vorspannkraftmessung im Vorfeld über die Längung kalibriert und mithilfe eines aufgebrachten Drehmomentes vorgespannt. Informationen zu Ort und Anordnung der Verschiebungsmessung zwischen den Laschen und den Fügepartnern sind nicht bekannt.

Die auf den Prüfkörpern hergestellten Zinkschichtdicken lagen zwischen 75 µm und 140 µm. Als Nachbehandlung wurden die Oberflächen gesweept (als „überblasen" bezeichnet) oder aufgeraut (mechanisch oder chemisch). Einige Oberflächen wurden anschließend mit einer ASI-Beschichtung versehen. Die aufgebrachte ASI-Beschichtung wies Schichtdicken zwischen 25 µm und 85 µm auf. Die Oberflächen wurden auch ohne eine Nachbehandlung geprüft. Die Ergebnisse sind in Tabelle 3.1 zusammengefasst. Die Untersuchungen umfassten noch weitere Reibflächenpaarungen, die hier nicht aufgeführt werden.

Tabelle 3.1: Ermittelte Haftreibungszahlen von verschiedenen feuerverzinkten Reibflächen mit unterschiedlichen Nachbehandlungen der Oberflächen nach [80]

Oberfläche (Anzahl Versuche)	**Haftreibungszahlen (Min. / Mittelwert / Max.)**
Oberfl. Reinzinkschicht, unbehandelt (n = 34)	0,16 / **0,22** / 0,31
Oberfl. Reinzinkschicht, aufgeraut (n = 18)	0,30 / **0,36** / 0,43
Oberfl. Reinzinkschicht, aufgeraut & ASI-Beschichtung (n = 22)	0,39 / **0,49** / 0,56
Oberfl. Eisen-Zink-Mischphase, unbehandelt (n = 30)	0,35 / **0,47** / 0,61
Oberfl. Eisen-Zink-Mischphase, gesweept (n = 24)	0,37 / **0,48** / 0,54
Oberfl. Eisen-Zink-Mischphase, teilweise aufgeraut &ASI-Beschichtung (n = 30)	0,45 / **0,61** / 0,77

Deutlich erkennbar war die höhere Tragfähigkeit der Eisen-Zink-Mischphasen gegenüber der oberflächlichen Reinzinkschicht. Durch das Aufrauen oder Sweepen konnte bei den oberflächlichen Reinzinkphasen eine Steigerung der Tragfähigkeit erzielt werden, diese trat bei den Eisen-Zink Mischphasen nicht deutlich auf. In allen Fällen führte die ASI-Beschichtung zu einer erhöhten Tragfähigkeit.

Um den Einfluss der Kriechneigung zu untersuchen, wurden Versuchskörper mit oberflächlichen Reinzinkphasen und Eisen-Zink-Mischphasen jeweils mit ASI-Beschichtung mit einer konstanten Last beansprucht. Die Belastung wurde über 560 Stunden aufrechterhalten und als bestanden gewertet, wenn die Verschiebungen in dieser Zeit nicht den Wert von 0,15 mm überschritten. Die oberflächlichen Reinzinkphasen mit zusätzlicher Beschichtung konnten unter einer Haftreibungszahl von 0,27 die Prüfung bestehen. Die beschichteten Eisen-Zink-Mischphasen konnten eine Haftreibungszahl von 0,40 ausnutzen. Die Zinkschichtdicken betrugen bei diesen Versuchskörpern etwa 100 µm und wurden mit einer 35 µm dicken ASI-Beschichtung versehen.

Ein Teil der Versuchskörper mit beschichteter oberflächlicher Reinzinkphase wurde nach der Montage eingelagert. Ziel war es, die Vorspannkraftverluste nach unterschiedlichen Dauern zu ermitteln und im zweiten Schritt den Einfluss auf die Tragfähigkeit zu untersuchen. Die Vorspannkraftverluste wurden aus der Längenänderung der Schrauben abgeleitet. Die ermittelten Haftreibungszahlen wurden auf die Vorspannkraft bei Montage bezogen und enthielten damit nicht die Vorspannkraftverluste. Die Ergebnisse sind in Tabelle 3.2 zusammengefasst.

Tabelle 3.2: Ermittelte Haftreibungszahlen von feuerverzinkten Reibflächen mit oberflächlicher Reinzinkschicht und zusätzlicher ASI-Beschichtung nach unterschiedlichen Ruhezeiten der Verbindungen nach [81]

Reibflächen mit oberflächlicher Reinzinkschicht und ASI-Beschichtung		
Zeit nach Vorspannen (Anzahl Versuche)	**Vorspannkraftverlust**	**Haftreibungszahlen (Min. / Mittelwert / Max.)**
Ohne Ruhen / Referenz	-	0,56 / **0,61** / 0,67
5 Stunden (n = 5)	6 %	0,57 / **0,62** / 0,67
24 Stunden (n = 3)	-	0,54 / **0,57** / 0,60
5 Tage (n = 3)	-	0,59 / **0,62** / 0,64
5 Wochen (n = 3)	-	0,54 / **0,59** / 0,65
1 Jahr (n = 3)	10 %	0,58 / **0,61** / 0,63

Die ermittelten Werte der Vorspannkraftverluste streuten stark, ergaben aber im Mittel Verluste von 6 % nach 5 Tagen und 10 % nach einem Jahr. Als Referenz für die Tragfähigkeit wurden aus der gleichen Reihe an Versuchskörpern noch Referenzversuche durchgeführt, die nach dem Vorspannen nicht ruhten. Als Ursache für die gegenüber den Ergebnissen in Tabelle 3.1 festgestellten erhöhten Tragfähigkeiten der Referenzversuche vermuteten die Autoren in einer besseren Aufrauhung der Oberflächen. Die geruhten Verbindungen zeigte bei den erzielten Haftreibungszahlen gegenüber den Referenzversuchen keine signifikante Änderung, trotz der aufgetretenen Vorspannkraftverluste.

Die in [80] und [81] veröffentlichten Untersuchungen lassen sich wie folgt zusammenfassen: Untersucht wurden feuerverzinkte Reibflächen mit unterschiedlichen oberflächlichen Zinkphasen und nachträglichen Bearbeitungen. Hierbei zeigte sich eine höhere Tragfähigkeit der Verbindungen mit oberflächlicher Eisen-Zink-Mischphase. Einige Versuchskörper mit oberflächlicher Reinzinkphase, die anschließend aufgeraut und mit einer ASI-Beschichtung versehen wurden, wurden ohne äußere Belastung eingelagert. An Ihnen wurden nach unterschiedlichen Lagerungsdauern Vorspannkraftverluste ermittelt sowie quasi-statische Tragfähigkeiten. Es zeigten sich keine signifikanten Änderungen der quasi-statischen Tragfähigkeiten, obwohl Vorspannkraftverluste bis zu 10 % aufgetreten waren.

3.6 Untersuchungen von Vitelleschi und Schmidt (1977 & 1978)

In [82] und [83] wurden Untersuchungen an vorgespannten Verbindungen mit unterschiedlichen Reibflächen durchgeführt. Hierbei sollte das Verhalten der Verbindungen nach einer zyklischen Vorbelastung untersucht werden. Anlass dieser Untersuchungen war u.a., dass in anderen Untersuchungen sowohl erhöhte Tragfähigkeiten (bspw. in [78] (siehe Abschnitt 3.3) und [79] (siehe Abschnitt 3.4)) als auch reduzierte Tragfähigkeiten (bspw. in [84]) festgestellt wurden. Daher sollten weitere Erkenntnisse gesammelt werden.

Es wurden Untersuchungen an Verbindungen mit aufgesetzten Laschen mit jeweils einer Schraube durchgeführt. Die Bleche hatten Dicken von 25 mm bzw. 12,5 mm, die Schrauben einen Durchmesser von 19 mm. Die Schrauben wiesen eine Zugfestigkeit von 870 N/mm² auf. Die Schrauben wurden kalibriert und die durch das Vorspannen der Schraube eingebrachte Vorspannkraft wurde durch die Längung der Schraube ermittelt. Die Relativverschiebungen der Bleche zueinander wurden in Achse der einzelnen Schraube je Verbindung bestimmt. Es wurden verschiedenen Oberflächen untersucht, darunter waren auch feuerverzinkte

Oberflächen mit einer Zinkschichtdicke um 85 µm. Die gemessene Rauigkeit der Oberflächen lag zwischen 40 und 80 µm.

Für die feuerverzinkten Oberflächen, die keine Vorbelastung erfahren hatten, wurden Haftreibungszahlen von $\mu = 0{,}20$ ermittelt. Aufgrund der nicht kontinuierlich gemessenen Vorspannkräfte, wurden diese Haftreibungszahlen vermutlich mit dem Niveau der Soll-Vorspannkraft oder dem Vorspannkraftniveau bei Montage bestimmt. Es wurden verschiedene Arten von zyklischen Belastungen aufgebracht. Bevor die Verbindungen zyklisch beansprucht wurden, ruhten die montierten Versuchskörper für elf Wochen. Es handelte sich jeweils um zyklische Belastungen mit einem Verhältnis von Unter- zu Oberlast von R = -1, wobei sich die Lasten während des Verlaufs der zyklischen Belastungen verringerten und erhöhten. Es wurden Schwingspielzahlen zwischen 8.000 und 160.000 Zyklen aufgebracht. Teilweise konnten im Verlauf der zyklischen Belastungen die zuvor ermittelten Haftreibungszahlen überschritten werden. Mithilfe des Verformungsverhaltens der Verbindungen innerhalb eines Belastungszyklus konnte ein Energieverlust über die Belastungsdauer festgestellt werden. Dieser diente zur Abschätzung der Erhöhung der Haftreibungszahl in den Verbindungen. Zusätzlich konnte aufgrund der möglichen Überschreitung der vorab ermittelten Haftreibungszahlen, eine Erhöhung der Tragfähigkeiten gezeigt werden. Die Vorspannkraftverluste nach den zyklischen Belastungen wurden ebenfalls bestimmt. Diese waren in Summe kleiner als 10% gegenüber dem Montagezustand.

Die in [82] und [83] veröffentlichten Untersuchungen zeigten eine Zunahme der Tragfähigkeit von feuerverzinkten Reibflächen bei wechselnden zyklischen Belastungen mit maximal 160.000 Schwingspielen. Diese traten bei Versuchskörpern mit einer Zinkschichtdicke von etwa 85 µm auf, die im Vorfeld eine geringe Haftreibungszahl von $\mu = 0{,}20$ erzielt hatten.

3.7 Untersuchungen von Gruintjes et al in ECCS No. 37 (1984)

In [76] wurde eine Vielzahl an experimentellen Untersuchungen an GV-Verbindungen durchgeführt. Hierbei wurden auch einige Versuche an feuerverzinkten Reibflächen durchgeführt.

Die experimentellen Untersuchungen wurden an Laschenverbindungen mit jeweils einer Schraube durchgeführt. Alle Bleche der Versuchskörper besaßen eine Dicke von 12,5 mm, unabhängig von der verwendeten Schraubengeometrie. Verwendet wurden Schrauben der Größe M16 und M20 in der Güte 10.9. Das Grundmaterial der Bleche besaß einen Siliziumgehalt von unter 0,25 M-%, womit es dem Sebistybereich zuzuordnen ist. Durch die Feuerverzinkung entstanden Zinküberzüge deren Schichtdicke maximal 150 µm betrug. Innerhalb des Berichtes finden sich keine Hinweise darauf, ob sich eine oberflächliche Reinzinkphase

ausgebildet hatte. Die Verformungen zwischen den Bauteilen wurden nicht in den Schwereachsen der Schrauben gemessen, daher sind die gemessenen Verformungen nicht exakt vergleichbar mit Ergebnissen aus anderen Veröffentlichungen. Die Vorspannkräfte wurden über die Längung der Schrauben ermittelt. Diese waren im Vorfeld mit einer Prüfmaschine kalibriert worden. Die Vorspannkraft wurde über Drehen der Mutter eingebracht und gleichzeitig die Längung der Schraube gemessen. So wurden die Schrauben auf das notwendige Vorspannkraftniveau vorgespannt. Dieses entsprach nahezu den aktuellen Vorgaben nach DIN EN 1090-2 [13].

Zuerst ruhten die Prüfkörper nach der Montage für bis zu 30 Stunden. In dieser Zeit verloren die Schrauben in den feuerverzinkten Probekörper zwischen 20 % und 30 % ihrer Vorspannkraft. Anschließend wurden die Probekörper einer quasi-statischen Prüfung unterzogen, ohne dass die Vorspannkraftverluste der Schrauben ausgeglichen wurden. Die Probekörper mit feuerverzinkten Reibflächen versagten langsam, es bildete sich ein Maximum der Tragfähigkeit aus. Diese quasi-statischen Prüfungen wurden kraftgesteuert durchgeführt. Die einwirkende Kraft wurde in kurzen Abständen um geringe Beträge erhöht und anschließend für einen kurzen Augenblick gehalten. Mithilfe der Kraft unter der die Verbindung versagte, wurde die Haftreibungszahl bestimmt. Diese wurde auf das Vorspannkraftniveau bei Montage bezogen. Für die feuerverzinkten Reibflächen ergaben sich Haftreibungszahlen zwischen $\mu = 0{,}15$ und $\mu = 0{,}30$. Mit einer zusätzlichen ASI- oder ESI-Beschichtung ließen sich Haftreibungszahlen von bis zu $\mu = 0{,}35$ erzielen. Anschließend wurde die Kriechneigung der Verbindungen untersucht. Die maximale Verformung wurde zu 0,3 mm festgelegt, um das planmäßige Lochspiel einer Nietverbindung nicht zu überschreiten. Es zeigte sich ein tertiäres Kriechen bei den Laststufen, die die Verformungsgrenze nicht einhielten. Basierend auf den durchgeführten Kriechprüfungen wurden unter konstant wirkenden Lasten Haftreibungszahlen von $\mu = 0{,}10$ für die feuerverzinkten Reibflächen und $\mu = 0{,}20$ vorgeschlagen. Abschließend wurden zyklische Versuche mit unterschiedlichen Verhältnissen der Oberlast F_o und Unterlast F_u durchgeführt. Ziel war der Vergleich der auftretenden Verformungen mit denen aus den Kriechprüfungen auf vergleichbarem Niveau. Die Verformungen fielen in den zyklischen Versuchen tendenziell geringer als in den Kriechversuchen aus.

In den in [76] dargestellten experimentellen Untersuchungen wurden viele Grundlagen für das Vorgehen der experimentellen Untersuchungen nach DIN EN 1090-2, Anhang G gelegt. Die untersuchten feuerverzinkten Verbindungen zeigten Vorspannkraftverluste zwischen 20 % und 30 % über einen Zeitraum von 30 Stunden. In den quasi-statischen Versuchen konnten recht geringe Haftreibungszahlen zwischen $\mu = 0{,}15$ und $\mu = 0{,}30$ erzielt werden. Weiterhin

wurde das Kriechverhalten der Verbindungen untersucht und dessen erhöhtes Auftreten durch eine Reduzierung der nutzbaren Haftreibungszahlen aufgrund einer begrenzten zulässigen Verformung, berücksichtigt. Verformungen die unter einer zyklischen Belastung auftraten, fielen geringer aus als bei Kriechprüfungen auf vergleichbarem Niveau.

3.8 Untersuchungen von Valtinat et al in GAV 122 (1993)

In [63] wurden GV-Verbindungen mit Reibflächen von feuerverzinkten Stahlbauteilen, die teilweise eine Nachbehandlung erfahren hatten, untersucht. Die feuerverzinkten Reibflächen wurden unbehandelt belassen, gesweept oder mit einer zusätzlichen ASI-Beschichtung versehen. Als Grundmaterial diente ein St52-3 mit einem recht hohen, aber nicht genau definierten Siliziumgehalt. Nach einer Normaltemperatur-Verzinkung bildeten sich oberflächliche Eisen-Zink-Mischphasen aus, was auf einen Stahl im Hochsiliziumbereich schließen lässt. Die Abmessungen der verwendeten Prüfkörper entsprachen den Abmessungen nach DIN EN 1090-2, Anhang G [13] für die Schraubendurchmesser M16 und M20. Die Vorspannkräfte der Schrauben wurde sowohl über mit DMS instrumentierte Schrauben gemessen, als auch über mit DMS versehene Hülsen, die unter dem Kopf der Schraube angeordnet wurden. Die Schrauben der Güte 10.9 wurden auf die nach DIN 18800-7 [85] vorgegebene Vorspannkraft von 160 kN angezogen.

Tabelle 3.3 zeigt die Ergebnisse der quasi-statischen Prüfungen. Die Prüfkörper ruhten nach der Montage für etwa 30 Minuten, ehe die Prüfungen durchgeführt wurden. Die Schrauben wurden nicht nachgespannt, sondern bei der Montage auf ein leicht höheres Kraftniveau angespannt. Die ermittelten Haftreibungszahlen berücksichtigen die während der Belastung reduzierten Vorspannkräfte und wurden mit den aktuellen Vorspannkräften zum Zeitpunkt des Versagens der Verbindungen bestimmt.

Tabelle 3.3: Ermittelte Haftreibungszahlen (basierend auf den Vorspannkräften zum Zeitpunkt des Versagens der Verbindungen) von feuerverzinkten Reibflächen mit unterschiedlichen Nachbehandlungen der Oberflächen nach [63]

Oberfläche (Anzahl Versuche)	**Haftreibungszahlen (Min. / Mittelwert / Max.)**
Oberfl. Eisen-Zink-Mischphase, unbehandelt (Anzahl n = 9)	0,36 / **0,46** / 0,53
Oberfl. Eisen-Zink-Mischphase, gesweept (n = 10)	0,50 / **0,56** / 0,60
Oberfl. Eisen-Zink-Mischphase, gesweept & ASI-Beschichtung (n = 10)	0,56 / **0,62** / 0,71

Um das Kriechverhalten der Reibflächen zu bestimmen, wurden erweiterte Kriechprüfungen durchgeführt. Hierfür wurden mehrere Proben in einem Prüfrahmen in Reihe gehangen, und mit derselben Prüflast beansprucht. Die unterschiedlichen geprüften Haftreibungszahlen wurden über die Vorspannkräfte der Schrauben variiert. Einzelne Versuche, die nur eine kurze Zeit belastet wurden, wurden in der Prüfmaschine für die quasi-statischen Prüfungen belastet. Ein Teil der Probekörper wurde im Anschluss noch einer quasi-statischen Prüfung unterzogen. Die gemessenen Verschiebungen wurden auf eine Dauer von 50 Jahren extrapoliert. Die Prüfung galt als bestanden, wenn die extrapolierten Verformungen den Wert von 0,3 mm nicht überschritten. Es wurden nur die Reibflächenpaarungen der gesweepten und der ASI-beschichteten Prüfkörper in den erweiterten Kriechprüfungen untersucht. Für die gesweepten Reibflächen konnte eine maximale Haftreibungszahl unter Berücksichtigung des Kriechens von $\mu = 0{,}39$ ermittelt werden. Für die mit ASI-Beschichtung versehenen Reibflächen konnte eine zulässige Haftreibungszahl von $\mu = 0{,}35$ ermittelt werden.

Ein Teil der in den erweiterten Kriechprüfungen getesteten Probekörper wurde im Nachgang einer quasi-statischen Prüfung unterzogen. Für die feuerverzinkten und gesweepten Reibflächen konnten hierbei Haftreibungszahlen zwischen $\mu = 0{,}45$ und $\mu = 0{,}70$ ermittelt werden. Ein Teil der ermittelten Haftreibungszahlen lag unterhalb der zuvor ermittelten Haftreibungszahlen. Bei diesen war unter konstanter Belastung ein tertiäres Kriechen aufgetreten. Alle Versuchskörper versagten schlagartig mit einem lauten Knall. Die Ergebnisse der quasi-statischen Prüfungen von feuerverzinkten und gesweepten Reibflächen nach einer konstanten Belastung sind in Tabelle 3.4 zusammengefasst. Die genannten Haftreibungszahlen beziehen sich jeweils auf die aktuellen Vorspannkräfte in den Schrauben.

Tabelle 3.4: Ermittelte Haftreibungszahlen von feuerverzinkten Reibflächen mit oberflächlicher Eisen-Zink-Mischphase und gesweepter Oberfläche nach unterschiedlichen konstanten Belastungen der Verbindungen nach [63]

Reibflächen mit oberfl. Eisen-Zink-Mischphase und gesweepter Oberfläche		
Zeit unter konstanter Belastung (Anzahl Versuche)	**Im erw. Kriechversuch überprüfte Haftreibungszahl**	**Haftreibungszahlen (Min. / Mittelwert / Max.)**
1,5 - 5,5 Stunden (n = 3)	0,45 – 0,47	0,45 / **0,47** / 0,49
13,9 Tage (n = 1)	0,36	0,68 / **0,69** / 0,70
403,8 Tage (n = 5)	0,38 – 0,44	0,62 / **0,67** / 0,69

Auch die Versuchskörper mit feuerverzinkten, gesweepten und ASI-beschichteten Reibflächen wurden nach ihrer konstanten Beanspruchung einer anschließenden quasi-statischen Prüfung unterzogen. Bei keinem der Prüfkörper war ein tertiäres Kriechen in der erweiterten Kriechprüfung aufgetreten. Die erzielten Haftreibungszahlen lagen zwischen $\mu = 0{,}50$ und $\mu = 0{,}74$. Insbesondere die Versuchskörper, die vorher eine konstante Belastung oberhalb von $\mu = 0{,}46$ erfahren hatten, zeigten keine oder nur eine geringe Zunahme der quasi-statischen Tragfähigkeit. Diese Versuchskörper erfuhren aber auch keine lange Vorbelastung. Die Versuchskörper, die eine längere oder niedrigere Vorbelastung erfahren hatten, zeigten höhere quasi-statische Tragfähigkeiten. Auch diese Versuchskörper versagten schlagartig und mit einem lauten Knall. Die Ergebnisse sind in Tabelle 3.5 zusammengefasst. Die genannten Haftreibungszahlen beziehen sich jeweils auf die aktuellen Vorspannkräfte in den Schrauben.

Tabelle 3.5: Ermittelte Haftreibungszahlen von feuerverzinkten Reibflächen mit oberflächlicher Eisen-Zink-Mischphase und gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche nach unterschiedlichen konstanten Belastungen der Verbindungen nach [63]

Reibflächen mit oberfl. Eisen-Zink-Mischphase und gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche		
Zeit unter konstanter Belastung (Anzahl Versuche)	**Im erw. Kriechversuch überprüfte Haftreibungszahl**	**Haftreibungszahlen (Min. / Mittelwert / Max.)**
Bis 3,6 Tage (n = 1)	0,49 – 0,50	0,50 / **0,51** / 0,51
7,9 Tage (n = 2)	0,21 – 0,23	0,58 / **0,60** / 0,61
11,9 Tage (n = 2)	0,44 – 0,47	0,48 / **0,68** / 0,70
234 Tage (n = 1)	0,28	0,70 / **0,71** / 0,71
369,9 Tage (n = 5)	0,39 – 0,44	0,59 / **0,68** / 0,74

Weiterhin wurden einzelne zyklische Versuche an den Reibflächen von gesweepten und gesweept und ASI-beschichteten feuerverzinkten Proben durchgeführt. Die Verbindungen wurden bis maximal 80 % der statischen Tragfähigkeit belastet. Mit einer Frequenz zwischen 7 Hz bis 8,5 Hz wurden 2 Mio. Zyklen aufgebracht. Die sich einstellenden Verformungen flachten über die Anzahl der Zyklen ab. Bei logarithmischer Skalierung der Zyklen, zeigte sich beim höchst belasteten zyklischen Versuch von gesweepten und ASI-beschichteten Reibflächen eine verzögerte Zunahme der Verformungen, ähnlich dem tertiären Kriechen. Alle Verbindungen, die im Nachhinein einer quasi-statischen Prüfung unterzogen wurden, zeigten gegenüber der Referenz erhöhte Haftreibungszahlen. Die gesweepten Reibflächen versagten wieder schlagartig und laut, die Reibflächen mit ASI-Beschichtung hingegen nicht so schlagartig. Die Ergebnisse der quasi-statischen Prüfungen nach einer zyklischen Vorbelastung sind in Tabelle 3.6 zusammengefasst. Die genannten Haftreibungszahlen beziehen sich jeweils auf die aktuellen Vorspannkräfte in den Schrauben.

Tabelle 3.6: Ermittelte Haftreibungszahlen von feuerverzinkten Reibflächen mit oberflächlicher Eisen-Zink Mischphase und unterschiedlichen Nachbehandlungen nach zyklischen Belastungen der Verbindungen über 2 Mio. Zyklen nach [63]

Reibflächen mit oberfl. Eisen-Zink-Mischphase und gesweepter und ASI-Beschichteter Oberfläche		
Oberfläche (Anzahl Versuche)	**Oberlast F_o (R = 0,1) im zykl. Versuch**	**Haftreibungszahlen (Min. / Mittelwert / Max.)**
Eisen-Zink-Mischphase, gesweept (n = 3)	0,34 – 0,41	0,62 / **0,67** / 0,70
Eisen-Zink-Mischphase, gesweept & ASI-beschichtet (n = 1)	0,37	0,67 / **0,68** / 0,68

Im Nachgang aller quasi-statischen Prüfungen wurden die verschlissenen Reibflächen untersucht. In allen Fällen fanden sich rund um die Schraubenlöcher deutliche Schleifspuren in Gleitrichtung. Bei den gesweepten Reibflächen konnten außerdem lokale Ablösungen entdeckt werden, die auf der gepaarten Reibfläche anhafteten. Im Schliffbild konnte bestätigt werden, dass Teile der Zinkschicht herausgerissen wurden.

Leider wurden die jeweils bei Montage und aktuell wirkenden Vorspannkräfte und die absoluten Gleitkräfte nicht angegeben. Damit konnten bei einer Neuauswertung keine Verluste der Vorspannkraft berücksichtigt sowie die erzielten Haftreibungszahlen auf die Soll-Vorspannkraft umgerechnet werden.

Die in [63] veröffentlichten Untersuchungen lassen sich wie folgt zusammenfassen: Untersucht wurden Reibflächen mit einer oberflächlichen Eisen-Zink-Mischphase, die teilweise nachträglich gesweept und mit einer ASI-Beschichtung versehen wurden. Hierbei zeigte sich ein positiver Einfluss auf die Haftreibungszahl durch das Sweepen oder Aufbringen einer ASI-Beschichtung gegenüber den unbearbeiteten Reibflächen. Bei der Untersuchung von feuerverzinkten Reibflächen, die nachträglich gesweept und teilweise mit einer ASI-Beschichtung versehen wurde, zeigten sich nach konstanter oder zyklischer Vorbelastung in vielen Fällen erhöhte Haftreibungszahlen. Die Autoren begründen dies mit einer „innigen Verzahnung“ der Reibflächen. Teilweise war diese so stark, dass lokal Bereiche der Zinkschicht herausgerissen wurden. Die genannten Haftreibungszahlen beziehen sich immer auf die aktuell wirkenden Vorspannkräfte. Damit kann daher nicht festgestellt werden, ob sich die Gleitlasten auch absolut erhöht haben.

3.9 Untersuchungen von DeWolf und Yang (1998)

In [86] wurden Untersuchungen an feuerverzinkten GV-Verbindungen mit hohen Zinkschichtdicken durchgeführt. Anlass waren Messungen von Zinkschichtdicken an Bauwerken, die Schichtdicken von 300 µm ergeben hatten. Bisherige Forschungsarbeiten hatten sich nur mit Schichtdicken bis 150 µm beschäftigt. Untersucht wurde ein Einfluss der höheren Schichtdicke auf die Vorspannkraftverluste sowie die resultierenden Haftreibungszahlen.

Die Versuche wurden nach den Vorgaben der amerikanischen Norm [87] durchgeführt. Bei den Versuchen für die Ermittlung von Haftreibungszahlen, wurden die Bleche des zweischnittigen Versuchskörpers mit einer hydraulischen Presse mit einer gleichbleibenden Kraft zusammengedrückt. Mögliche Vorspannkraftverluste, wie beim Verpressen der Bleche mit vorgespannten Schrauben, konnten so nicht auftreten. Auswirkungen hieraus auf die Haftreibungszahl blieben unberücksichtigt. Entsprechend wurden die Haftreibungszahlen auch immer mit der aktuell wirkenden Vorspannkraft bestimmt. So bestimmte Haftreibungszahlen werden auch als „Slip Factor“ bezeichnet. Weiterhin wurden mögliche Einflüsse aus einer Kriechneigung mit einer Kriechprüfung abgeschätzt. Hierbei wurden mehrere Prüfkörper in Reihe gehangen und mit derselben Prüflast beansprucht. Durch unterschiedliche Vorspannkraftniveaus (hier durch vorgespannte Schrauben hergestellt) wurden verschiedene Haftreibungszahlen in den Reibflächen hinsichtlich der Kriechneigung geprüft. Mögliche Einflüsse aus den unterschiedlichen Vorspannkraftniveaus könnten hier nicht erkannt werden. Die Versuche zur Untersuchung der Vorspannkraftverluste wurden ebenfalls mit vorgespannten Schrauben durchgeführt. Diese wurden mittels DMS instrumentiert, um so direkt die Vorspannkraft in den Schrauben messen zu können.

Es wurden Versuche mit Zinkschichtdicken zwischen 125 µm und 500 µm auf den Reibflächen der Versuchskörper durchgeführt. Innerhalb der Veröffentlichung fand sich kein Anhaltspunkt zur chemischen Zusammensetzung des Grundmaterials oder der oberflächlichen Zinkphase. Auch die Optik der Oberfläche wurde nicht beschrieben.

Die Untersuchung der Vorspannkraftverluste ergab erhöhte Vorspannkraftverluste bei größeren Zinkschichtdicken. Hier wurden für die Schichtdicke von 125 µm Verluste von etwa 12,5 % nach 42 Tagen festgestellt. Die Verluste erhöhten sich bei Schichtdicken von 500 µm auf bis zu 20 %. Die unverzinkte Probe verlor lediglich weniger als 6 % der Vorspannkraft. Die für die verschiedenen Zinkschichtdicken ermittelten Haftreibungszahlen (eigentlich Slip Factor) lagen alle in einer ähnlichen Größenordnung und schwankten um $\mu = 0{,}40$. Eine signifikante Abweichung zwischen den Versuchskörpern mit unterschiedlichen Zinkschichtdicken konnte

nicht festgestellt werden. Abschließend wurde der Einfluss der Zinkschichtdicke auf die Kriechneigung untersucht. Hier zeigten sich stärker zunehmende Kriechverformungen bei größeren Zinkschichtdicken. Die Autoren begründen dies mit den Auswirkungen der größeren Vorspannkraftverluste.

Die in [86] veröffentlichten Untersuchungen zeigen einen Einfluss der Zinkschichtdicke auf die Vorspannkraftverluste und die Kriechneigung. Beide Mechanismen erhöhen sich bei einer Zunahme der Zinkschichtdicke. Es konnte jedoch kein signifikanter Einfluss bei den erzielten Haftreibungszahlen gefunden werden.

3.10 Untersuchungen von Sedlacek und Kammel in FOSTA P409 (2001)

In [47] wurden experimentelle Untersuchungen an unterschiedlichen GV-Verbindungen durchgeführt. Ausgangspunkt der Untersuchungen waren beobachtete Verluste der Vorspannkraft in vorgespannten Verbindungen, die in Mastbauwerken zum Einsatz kamen. Ziel war es, Erkenntnisse über das Verhalten der Verbindungen und mögliche Änderungen der Tragfähigkeiten zu sammeln. Hierfür wurden Verbindungen mit unterschiedlichen Konfigurationen der Reibflächen untersucht.

Innerhalb des Versuchsprogramms wurde eine Vielzahl an Versuchen durchgeführt, teilweise auch an verschraubten Winkelprofilen, welche im Mastbau gängig sind. Die Untersuchungen zur Ermittlung von Haftreibungszahlen wurden an Laschenverbindungen mit jeweils einer Schraube der Größe M12 durchgeführt. Die Bleche wiesen dabei Dicken von 12 mm und 6 mm auf. Die Schrauben wurden mit DMS im Bereich des Schraubenschaftes versehen, um die Vorspannkräfte zu messen. Die planmäßige Vorspannkraft für die Schrauben lag bei 50 kN und wurde mittels Drehmomentenschlüssel aufgebracht. Die Relativverschiebungen zwischen den Blechen wurden in der Schwereachse der Schrauben gemessen. Untersucht wurden vier unterschiedliche Reibflächen, wovon drei eine Feuerverzinkung mit teilweise nachträglicher Bearbeitung aufwiesen. Neben der feuerverzinkten Oberfläche mit einer Schichtdicke über 85 µm, wurde noch eine ASI-Beschichtung auf einer gesweepten und einer nicht gesweepten feuerverzinkten Oberfläche aufgebracht. Leider waren innerhalb des Berichtes keine Informationen zur Beschaffenheit der Oberflächen oder der chemischen Zusammensetzung des Grundmaterials angegeben. Daher können keine Aussagen über die oberflächliche Zinkphase oder die Topologie der Oberfläche getroffen werden.

In der ersten Versuchsreihe wurden quasi-statische Versuche durchgeführt. Hierbei ergaben sich für die feuerverzinkte Oberfläche geringe mittlere Haftreibungszahlen von $\mu_m = 0{,}19$. Durch die aufgebrachte ASI-Beschichtung konnten diese auf Werte

von $\mu_m = 0{,}37$ für die nicht gesweepten Oberflächen und $\mu_m = 0{,}49$ für die gesweepten Oberflächen erhöht werden. Die Ergebnisse der Versuche sind in Tabelle 3.7 zusammengefasst. Es wurden jeweils drei Versuche je Reibflächenpaarung durchgeführt. Im Vorfeld waren die Versuchskörper mit einem 30 % höheren Drehmoment angezogen worden und ruhten 30 Minuten nach der Montage. Die genannten Haftreibungszahlen wurden auf die Soll-Vorspannkraft bezogen. In der zweiten Versuchsreihe wurden die Probekörper einer zyklischen Belastung unterzogen. Die Oberlast lag bei 70 % der ermittelten mittleren Haftreibungszahl und wurde mit einer Frequenz von 10 Hz bei einem Spannungsverhältnis von R = 0,1 aufgebracht. Die Versuche liefen über etwa drei Stunden, in dieser Zeitspanne wurden über 100.000 Zyklen aufgebracht. Das Verformungsverhalten zeigte abflachende Verformungen, was als eine Verzahnung der Reibflächen interpretiert wurde. Die dritte Versuchsreihe umfasste Kriechversuche. Auch diese wurden mit einer Belastung von 70 % der ermittelten mittleren Haftreibungszahl über etwa 1.000 Stunden durchgeführt. Über die im Kriechversuch auftretenden Verformungen wurde keine Aussage getroffen. Sowohl die Versuchskörper, die einer zyklischen Belastung unterworfen wurden, als auch die Versuchskörper für die Kriechversuche wurden mit einem 30 % höheren Drehmoment montiert. Die Versuchskörper der zweiten und dritten Versuchsserie wurden im Nachgang ihrer Belastung noch einer quasi-statischen Prüfung unterzogen. Hierfür wurden die Schrauben nicht nachgespannt, teilweise ruhten die Prüfkörper noch drei Tage nach ihrer Vorbelastung. Die Ergebnisse der Versuche aus der zweiten und dritten Versuchsreihe sind ebenfalls in Tabelle 3.7 zusammengefasst.

Tabelle 3.7: Ermittelte Haftreibungszahlen von feuerverzinkten Reibflächen mit unterschiedlichen nachträglichen Bearbeitungen der Oberflächen nach verschiedenen Vorbelastungen nach [47]

Haftreibungszahlen μ nach verschiedenen Vorbelastungen (bezogen auf die Soll-Vorspannkraft)			
Reibflächen-paarung	**Quasi-statisch** (Min. / **MW** / Max.)	**Zyklisch** (Min. / **MW** / Max.) +30 % Drehmom.	**Kriechen** (Min. / **MW** / Max.) +30 % Drehmom.
Feuerverzinkung	0,11 / **0,19** / 0,26	0,16 / **0,21** / 0,19	0,15 / **0,18** / > 0,22
Feuerverzinkung & ASI-beschichtet	0,35 / **0,37** / 0,39	0,33 / **0,41** / 0,49	0,35 / **0,38** / 0,42
Feuerverzinkung, gesweept & ASI-beschichtet	0,43 / **0,49** / 0,56	0,38 / **0,44** / 0,51	0,43 / **0,48** / 0,51

Die Ergebnisse zeigten keine deutlichen Erhöhungen der erzielten Gleitlasten. Tendenziell blieben diese bei allen untersuchten Reibflächenpaarungen nach den beiden Vorbelastungen auf einem recht ähnlichen Niveau. Gleichzeitig wurden die Schrauben mit einem um 30 % höheren Drehmoment angezogen, wodurch die Vorspannkräfte auch deutlich höher ausfielen. Wie in Abschnitt 2.4.5 erläutert, fallen die Haftreibungszahlen bei zunehmenden Werten der Pressung geringer aus. Daher ist nicht auszuschließen, dass die Haftreibungszahlen bei einem geringeren Drehmoment bei Montage möglicherweise höher ausgefallen wären. Gleichzeitig zeigten sich aber keine reduzierten Haftreibungszahlen, trotz der Vorspannkraftverluste, die sich durch die Vorbelastungen eingestellt hatten. Teilweise änderte sich allerdings die Geschwindigkeit, in der die Verbindungen versagten. Einige Verbindungen versagten schlagartig und mit einem Knall nach den Vorbelastungen. Dies war bei den Versuchskörpern ohne Vorbelastung nicht der Fall gewesen.

Die in [47] veröffentlichten experimentellen Untersuchungen an feuerverzinkten GV-Verbindungen zeigten keine erhöhten oder verringerten Tragfähigkeiten nach Vorbelastungen mit zyklischen oder konstant wirkenden Lasten. Die Tragfähigkeiten änderten sich nicht, obwohl die Vorbelastungen zu Verlusten der Vorspannkraft geführt hatten.

3.11 Untersuchungen von Schaumann und Wriggers (2007)

In [88] wurden numerische Untersuchungen an GV-Verbindungen durchgeführt, bei denen ein Augenmerk auf die Wirkung des Reibmechanismus der Adhäsion zwischen den Reibflächen gelegt wurde. Insbesondere wurde untersucht, inwiefern sich die Wirkung der Adhäsion durch eine zyklische Vorbelastung ändert. Ziel der numerischen Untersuchungen war es, die Hypothese der Vergrößerung der Adhäsionskräfte durch eine zyklische Vorbelastung zu belegen.

Grundlage der Untersuchungen waren Ergebnisse von experimentellen Untersuchungen an GV-Verbindungen mit ASI-Beschichtung in den Kontaktfugen. Bei diesen wurde nach zyklischen Belastungen eine um etwa 20 % erhöhte Tragfähigkeit festgestellt. Zuvor wurde als Referenzwert die Haftreibungszahl der Reibflächenpaarung experimentell bestimmt. Die verschlissenen Reibflächen zeigten nach der Demontage lokale Materialübergänge bzw. „Kaltverschweißungen“ im Bereich der Schraubenlöcher (siehe Bild 3.1). Aufgrund der Materialablösungen bzw. dem Versagen der Kohäsion zwischen dem Grundwerkstoff und der Beschichtung wurde vermutete, dass sich größere Adhäsionskräfte durch die zyklische Vorbelastung zwischen den Reibflächen ausbilden.

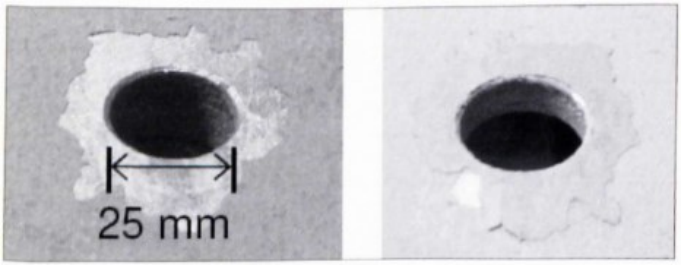


Bild 3.1: Materialablösung im Bereich der Schraubenlöcher nach Demontage der Versuchskörper aus [88]

Um diese Vermutung der erhöhten Adhäsion zu untersuchen, wurden ein numerisches Modell des Versuchskörpers erstellt. Für die numerische Simulation wurde das FE-Programm ABAQUS 6.5.4 gewählt, da dieses auch ein Adhäsionsmodell implementieren kann. Andere FE-Programme verwenden zum Zeitpunkt der Untersuchungen ausschließlich das Coulombsche Reibgesetz, welches aber die Wirkung der Adhäsion bei Reibvorgängen nicht individuell berücksichtigt. Durch das in ABAQUS erstellte Modell, konnte die Coulombsche Haftreibung um die Adhäsionskomponente erweitert werden. Hierzu wurden zuerst mithilfe eines Algorithmus die Mikrokontakte zwischen den Reibflächen gesucht. An diesen bildet sich die Adhäsion aus. Die Wirkung der Adhäsion an den

Mikrokontakten wurde dadurch berücksichtigt, dass an den Kontaktpunkten neben Druckspannungen auch Zugspannungen übertragen werden konnten. Anders als die Druckspannungen wirken die Zugspannungen beim Ablösen der Kontaktflächen voneinander, bis ein Grenzwert erreicht wird. Die mechanischen Grundlagen des verwendeten Modells zur Berechnung der Vorgänge an den Reibflächen wurden in [89] vertieft beschrieben. Abweichend von den experimentellen Untersuchungen, wurden die Kontaktflächen des numerischen Modells ohne eine Beschichtung modelliert. Mithilfe des numerischen Modells wurden verschiedene Untersuchungen durchgeführt. Ein Ziel war dabei, die Wirkung der Adhäsion auf den Gleitwiderstand zu beurteilen. Das numerische Modell ist in Bild 3.2 erkennbar.

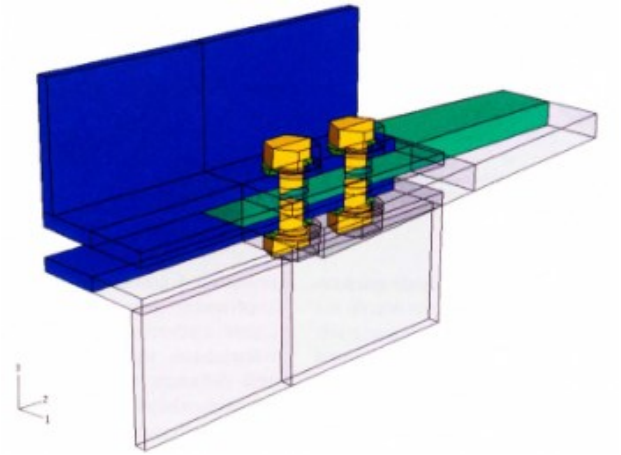


Bild 3.2: Verwendetes numerisches Modell [88]

In Anlehnung an die vorangegangenen experimentellen Untersuchungen wurden quasi-statische Versuche am numerischen Modell simuliert. Diesen war keine Vorbelastung oder eine zyklische Vorbelastung mit 7.000 Zyklen auf einem Niveau von 50 % der Grenzgleitkraft vorangestellt. In der experimentellen Untersuchung hatte diese Vorbelastung im Anschluss in einer um 20 % erhöhten Gleitlast resultiert. Um den Einfluss der Adhäsion beurteilen zu können, wurden verschiedene Parameter der Adhäsion in ihrer Größe variiert. Ebenso wurden auch Simulationen ohne Berücksichtigung der Adhäsion durchgeführt. In Bild 3.3 sind die Ergebnisse der experimentellen (links) und der numerischen Untersuchung (rechts) des Gleitwiderstandes abgebildet. Der in der experimentellen Untersuchung festgestellte erhöhte Gleitwiderstand nach Vorbelastung, konnte auch in den numerischen Simulationen bestätigt werden. Die numerische Untersuchung der Gleitkraft nach einer Vorbelastung konnte nur bis zu einer Relativverschiebung von

0,1 mm durchgeführt werden. Danach brach die Berechnung ab, da die Größe der Adhäsionskräfte die eine weitere Relativverschiebung verhinderte.

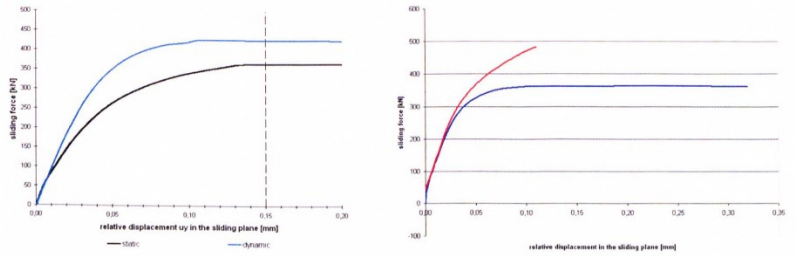


Bild 3.3: Vergleich des experimentell (links) und numerisch (rechts) ermittelten Kraft-Gleit-Verhaltens, jeweils mit und ohne Adhäsion (experimentell: dunkelblau ohne Vorbelastung, hellblau nach Vorbelastung / numerisch: blau ohne Vorbelastung, rot mit Vorbelastung) [88]

Mithilfe einer weiteren Simulation konnten die Bereiche, in denen die Adhäsion wirkte, bestimmt werden. Hierzu wurden die Bleche nach einer vorherigen Belastung senkrecht zur Schraubenachse, in Richtung der Schraubenachse auseinandergezogen bzw. geöffnet. Hierbei zeigten sich deutlich die Teilbereiche, welche unter einer Zugspannung durch die Adhäsionskräfte standen. Diese Teilbereiche stimmten mit den Bereichen überein, bei denen sich nach den experimentellen Versuchen Materialablösungen gezeigt hatten (siehe Bild 3.1). Die Teilbereiche in denen sich erhöhte Zugspannungen gezeigt haben, sind in Bild 3.4 erkennbar.

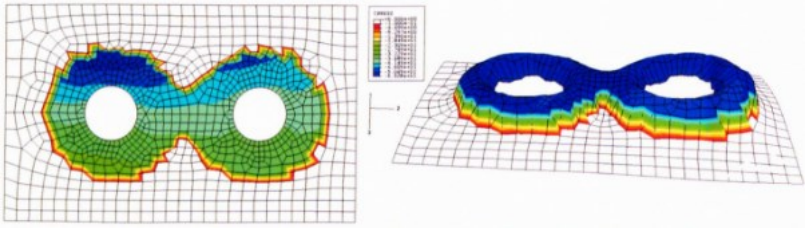


Bild 3.4: Bereiche unter Einfluss von Adhäsionskräfte nach dem Öffnen der Verbindung in Aufsicht (links) und Ansicht (Spannungen rechts, skaliert) [88]

Die durchgeführten Untersuchungen zeigten, dass sich im Rahmen einer numerischen Simulation der Einfluss der Adhäsion auf die Gleitkraft qualitativ abbilden lässt. Eine exakte quantitative Simulation der durch die Vorbelastung erhöhten Gleitlast war nicht möglich.

3.12 Untersuchungen von Ungermann et al. in FOSTA P1150 und P1200 (2015 & 2019)

In [90] und [91] wurden Untersuchungen an GV-Verbindungen aus wetterfestem Baustahl durchgeführt. Dabei wurden u.a. auch Hinweise auf einen wirkenden Lock-Up Effekt gefunden. Die relevanten Untersuchungen wurden in den Abschnitten 5 und 6 neu ausgewertet und als Vergleich in die Untersuchungen zum Lock-Up Effekt mit einbezogen.

3.13 Untersuchungen von Stranghöner et al. in SIROCO (2018)

In [92] wurden eine Vielzahl an Untersuchungen zu GV-Verbindungen in unterschiedlichen Varianten durchgeführt. Ein Teil der Untersuchungen konzentrierte sich auf GV-Verbindungen mit feuerverzinkten Reibflächen, diese wurden in [93] veröffentlicht.

Die Versuche wurden nach den Vorgaben nach DIN EN 1090-2, Anhang G [13] durchgeführt. Verwendet wurde die Versuchskörper-Geometrie für M20 Schrauben. Die Schrauben wiesen eine Festigkeitsklasse 10.9 auf. Das Grundmaterial der Bleche war ein S355J2C+N mit Siliziumgehalten zwischen 0,01 % und 0,03 %. Damit war das Grundmaterial eher dem Niedrigsilizium-Bereich zuzuordnen. Bei diesen Stählen besteht die Möglichkeit, dass sich oberflächliche Reinzinkphasen ausbilden. Auf den Blechen bildeten sich Zinküberzüge mit einer Dicke zwischen 70 µm und 105 µm aus. Teilweise wurden die Reibflächen der Versuchskörper noch einer Nachbehandlung unterzogen. Einige Reibflächen wurden mit einer Nadelpistole unter Winkeln von 45° und 90° nachbehandelt. Alternativ wurde bei einer Reihe von Versuchskörpern die Oberfläche per Sweepstrahlen aufgeraut, hierbei kamen unterschiedliche Strahlmittel zum Einsatz. Die Oberflächen wiesen nach dem Strahlen oder der Behandlung mit der Nadelpistole eine Rauigkeit R_z zwischen 30 µm und 50 µm auf. Eine weitere Reihe von Versuchskörpern wurde nach dem Sweepstrahlen mit einer ASI- oder ESI-Beschichtung versehen. Mithilfe von mikroskopischen Aufnahmen an Schliffbildern konnte gezeigt werden, dass sich in allen Fällen eine oberflächliche Reinzinkschicht an den Reibflächen finden ließ. Bei den Versuchskörpern einer Versuchsreihe wurden die Bauteile nach der Verzinkung geschleudert. Dies ist im Bereich der Feuerverzinkung ein übliches Verfahren, welches häufig bei Kleinteilen wie bspw. Schrauben angewendet wird. Durch das Schleudern soll direkt nach der Verzinkung die außenliegende Reinzinkschicht entfernt werden. Daher ist bei diesen Probekörpern davon auszugehen, dass diese Schicht nicht vorhanden war. Mikroskopische Aufnahmen dieser Überzüge waren nicht im Bericht enthalten.

Tabelle 3.8: Ermittelte Haftreibungszahlen und Vorspannkraftverluste von feuerverzinkten Reibflächen mit unterschiedlichen nachträglichen Bearbeitungen der Oberflächen nach [93]

Haftreibungszahlen und Vorspannkraftverluste verschiedener Reibflächen		
Reibflächen-paarung	**Haftreibungszahl** (Mittelwert, bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$)	**Vorspannkraftverlust** (auf 50 Jahre extrapolierter Mittelwert, bezogen auf die Montage-Vorspannkraft $F_{p,C}$)
Feuerverzinkung (geschleudert)	0,47	-
Feuerverzinkung	0,13	10,3 %
Feuerverzinkung & Nadelpistole	0,22	-
Feuerverzinkung & gesweept	0,37	9,9 %
Feuerverzinkung, gesweept & ESI-beschichtet	0,47	14,2 %
Feuerverzinkung, gesweept & ASI-beschichtet	0,62	20,6 %

Die Ergebnisse der quasi-statischen Versuche der feuerverzinkten Reibflächen sind in Tabelle 3.8 dargestellt. Die Versuche zeigten einen deutlichen positiven Effekt auf die ermittelten Haftreibungszahlen durch das Sweepstrahlen und zusätzliche nachträgliche Beschichtungen. Die Nadelpistole hatte nicht den gleichen deutlichen Effekt. Die Haftreibungszahlen der unbearbeiteten Oberflächen fielen mit $\mu_m = 0{,}13$ recht gering aus. Dies war allerdings aufgrund der vorhandenen oberflächlichen Reinzinkschicht zu erwarten. Eine deutlich höhere mittlere Haftreibungszahl wurde bei den geschleuderten Probekörpern ermittelt. Erzielt wurden Werte von $\mu_m = 0{,}47$, welche sicherlich in der fehlenden Reinzinkschicht begründet waren. Bei allen Verbindungen wurde in der regulären Kriechprüfung eine erhöhte Kriechneigung festgestellt. Daher wurden erweiterte Kriechprüfungen durchgeführt um die nutzbare Haftreibungszahl zu ermitteln. Da in fast allen erweiterten Kriechprüfungen die Verbindungen ein tertiäres Kriechen zeigten und die Verformungsgrenze von 0,3 mm bereits im Versuch überschritten, konnten

keine nutzbaren Haftreibungszahlen ermittelt werden. Eine nutzbare Haftreibungszahl konnte lediglich für die geschleuderten Versuchskörper bestimmt werden, diese betrug $\mu = 0{,}35$.

Zusätzlich wurden noch die Vorspannkraftverluste ermittelt. Hierfür wurden andere Geometrien der Prüfkörper genutzt. Es wurden jeweils zwei Bleche mit einer Dicke von jeweils 20 mm mit jeweils acht Schrauben miteinander verschraubt. Gegenüber den Prüfkörpern für die Ermittlung der Haftreibungszahl, besaßen diese eine Kontaktfuge weniger. Die ermittelten Vorspannkraftverluste wurden auf eine Lebensdauer der Bauwerke von 50 Jahren extrapoliert. Obwohl nur eine Trennfuge in den Versuchskörpern vorlag, lagen die prognostizierten mittleren Verluste bei 10 % und höher. Die höchsten prognostizierten mittleren Verluste ergaben sich für die feuerverzinkten, gesweepten und mit einer ASI-Beschichtung versehenen Prüfkörper mit über 20 %.

Die Untersuchungen in [93] zeigen deutlich den positiven Einfluss einer Nachbehandlung der Reibflächen durch Sweepstrahlen und Beschichten auf die Haftreibungszahl. Gleichzeitig fallen durch eine zusätzliche Beschichtung auch die zu erwartenden Vorspannkraftverluste deutlich höher aus.

3.14 Untersuchungen von Stranghöhner et al in FOSTA P 1091 (2019)

In [59] wurden Vorspannkraftverluste verschiedener GV-Verbindungen untersucht. Diese Untersuchungen wurden durch quasi-statische Versuche, Kriechversuche und zyklische Versuche ergänzt. Untersucht wurden auch feuerverzinkte Reibflächen, die nachträglich gesweept und mit einer ASI-Beschichtung versehen wurden.

Die Versuche wurden nach den Vorgaben nach DIN EN 1090-2, Anhang G [13] durchgeführt. Die Geometrie der Versuchskörper orientierte sich an den verwendeten M20, 10.9 Schrauben. Auf den Blechen wurden Zinkschichtdicken zwischen 70 µm und 120 µm erzielt, zusätzlich wurden noch Schichtdicken von 50 µm bis 80 µm der ASI-Beschichtung aufgebracht. Ob eine oberflächliche Reinzinkschicht vorhanden war, wurde im Bericht nicht erwähnt. Ebenso wurde die chemische Zusammensetzung des Grundmaterials nicht benannt. Die Vorspannkraft in den Schrauben wurde mittels eingeklebter DMS ermittelt. Die untersuchten Versuchskörper mit feuerverzinkten Reibflächen wurden mit dem Kombinierten Verfahren montiert, sodass die Vorspannkräfte deutlich oberhalb des geforderten Niveaus der Soll-Vorspannkraft von $F_{p,c} = 172$ kN lagen. Nach der Montage ruhten die Versuchskörper für etwa 72 Stunden, bevor mit den jeweiligen Belastungen gestartet wurde.

Vorab wurden die Vorspannkraftverluste an ruhenden Prüfkörpern abgeschätzt. Basierend auf den gemessenen Verlusten wurde auf eine Lebensdauer von 50 Jahren extrapoliert. Die Extrapolation prognostizierte Verluste über 50 Jahre zwischen 21 % und 25 % der Vorspannkraft bei Montage. Anschließend wurden die quasi-statischen Versuche durchgeführt. Die Prüfkörper wiesen nach Montage und Ruhezeit noch eine mittlere Vorspannkraft von 202 kN auf. Bezogen auf die Vorspannkraft zum Startzeitpunkt der quasi-statischen Versuche wurden Haftreibungszahlen zwischen $\mu = 0{,}44$ und $\mu = 0{,}57$ ($\mu_m = 0{,}51$) erzielt. Die Versuchskörper bildeten ihre maximale Tragfähigkeit vor Erreichen der Verschiebungsgrenze von 0,15 mm aus. Mithilfe von erweiterten Kriechprüfungen wurde die nutzbare Haftreibungszahl bestimmt. Auf eine Überprüfung einer erhöhten Kriechneigung wurde verzichtet, da diese erfahrungsgemäß bei feuerverzinkten Reibflächen vorliegt. Es konnte eine bestandene Kriechprüfung bei einer Belastung von etwa 250 kN erzielt werden. Dies entsprach etwa 60 % der zuvor erzielten mittleren Gleitlast bzw. einer nutzbaren Haftreibungszahl von $\mu = 0{,}31$. Abschließend wurden zyklische Versuche durchgeführt. Bei diesen wurden die Reibflächen bis maximal 70 % der nutzbaren Haftreibungszahl beansprucht. Untersucht wurden Spannungsverhältnisse von $R = 0{,}1$ und $R = -1$. Zusätzlich wurde ein mehrstufiges Lastkollektiv aufgebracht. Die Belastungen wurden für 2 Mio. Zyklen mit Frequenzen zwischen 8 Hz und 20 Hz aufgebracht. Die größten Vorspannkraftverluste von etwa 7 % ergaben sich bei der zyklischen Belastung mit wechselnden Lasten ($R = -1$). Im Anschluss wurden quasi-statische Prüfungen der zyklisch vorbelasteten Prüfkörper durchgeführt. Bei diesen zeigten sich individuelle Gleitlasten, die im Streubereich der quasi-statischen Prüfungen oder gering darüber lagen. Dies zeigte sich ebenfalls bei den anderen untersuchten beschichteten oder unbeschichteten Reibflächen.

Die Untersuchungen in [59] zeigen, dass sich trotz zyklischer Beanspruchung und damit einhergehenden Vorspannkraftverlusten die kurzfristige Tragfähigkeit der untersuchten feuerverzinkten GV-Verbindungen nicht reduzierte.

Die Untersuchungen wurden in [94] und [95] vertieft.

3.15 Untersuchungen von Stranghöner et al in FOSTA P 1266 (2021)

In [96] wurden verschiedene GV-Verbindungen auf den Einfluss von Imperfektionen hin untersucht. Bei den Untersuchungen waren auch feuerverzinkte Reibflächen, die nachträglich gesweept und mit einer ASI-Beschichtung versehen wurden enthalten.

Die Versuche wurden nach den Vorgaben nach DIN EN 1090-2, Anhang G [13] durchgeführt. Die Geometrie der Versuchskörper orientierte sich an den verwendeten M16, 10.9 Schrauben. Auf den Blechen wurden Zinkschichtdicken zwischen 90 µm und 260 µm erzielt, die Tauchdauer betrug etwa 9 bis 11 Minuten. Das Grundmaterial der Fügepartner wies einen Siliziumgehalt von 0,19 % auf und konnte damit dem Sebistybereich zugeordnet werden. Das Grundmaterial der Laschen wies einen höheren Siliziumgehalt zwischen 0,25 % und 0,34 % auf und konnte damit dem Hochsiliziumbereich zugeordnet werden. Durch die unterschiedlichen Siliziumgehalte ließ sich auch die große Bandbreite an erzielten Schichtdicken erklären. Ebenso ließ sich durch die chemische Zusammensetzung des Grundmaterials die vermutliche oberflächliche Zinkphase abschätzen. Die Chance auf eine oberflächliche Reinzinkphase war beim Sebistystahl recht groß, der Hochsiliziumstahl sollte eine oberflächliche Mischphase ausbilden. Um die Reaktion zwischen Eisen und Zink nach dem Herausziehen aus dem Zinkkessel zu unterbrechen, wurden die Probekörper im Luftstrom abgekühlt. Anschließend wurden die Oberflächen durch ein Sweepstrahlen aufgeraut. Dabei wurden etwa 10 µm bis 20 µm des Überzugs entfernt und Rautiefen von 30 µm bis 40 µm erzeugt. Abschließend wurde eine ASI-Beschichtung mit einer mittleren Schichtdicke von 65 µm aufgebracht. Neben der beschriebenen Regelausführung wurden verschiedene Imperfektionen in die Versuchskörper eingebracht, um deren Einfluss zu untersuchen.

Die quasi-statischen Versuche der Regelausführung ergab eine mittlere Haftreibungszahl von $\mu = 0{,}67$, bezogen auf die Soll-Vorspannkraft. Anschließend wurde noch die nutzbare Haftreibungszahl ermittelt. Hierbei ergab sich unter Berücksichtigung des Kriechens eine Ausnutzung von 65 %. Die ermittelte nutzbare Haftreibungszahl betrug $\mu = 0{,}44$. Die untersuchten Imperfektionen zeigten unterschiedlich große Einflüsse auf die quasi-statische Tragfähigkeit und die nutzbare Haftreibungszahl. Insbesondere die quasi-statische Tragfähigkeit reduzierte sich durch die verschiedenen oberflächlichen Imperfektionen. Die nutzbare Haftreibungszahl, und damit der Einfluss der Imperfektionen auf die Kriechneigung zeigte weniger deutliche Beeinflussbarkeit durch Imperfektionen.

In den Untersuchungen in [96] wurden Haftreibungszahlen für feuerverzinkte Reibflächen, die nachträglich gesweept und mit einer ASI-Beschichtung versehen wurden, ermittelt. Anschließend wurden diese auf ihre Empfindlichkeit gegenüber Imperfektionen untersucht. Hierbei zeigte sich, dass oberflächliche Imperfektionen nur einen minimalen Einfluss auf die nutzbare Haftreibungszahl haben.

Die Untersuchungen wurden in [94] und [95] vertieft.

3.16 Untersuchungen von Stranghöner et al in Stahlbau 91 (2021) [97]

Im Zuge eines Unfalls auf der BAB 40 zwischen Duisburg und Mülheim brannte ein Tanklaster unterhalb von mehreren Eisenbahnüberführungen vollständig aus. Durch die hohe Temperaturentwicklung wurden die Brückenbauwerke beschädigt, sodass die betroffenen Strecken der DB AG gesperrt werden mussten. Um den Verkehr auf den Strecken schnellstmöglich wieder aufnehmen zu können, wurde der Einsatz von mehreren Hilfsbrücken geplant. Hierfür wurden bestehende Zwillingsträgerhilfsbrücken genutzt, die bereits auf anderen Strecken im Einsatz waren. Der Vorfall, sowie die im Zuge der Maßnahme notwenigen Untersuchungen von GV-Verbindungen wurden in [97] beschrieben.

Die ursprüngliche Nutzungsdauer der Hilfsbrücken war auf drei Jahre ausgelegt worden. Durch die erneute Nutzung sollten weitere 10 Jahre hinzukommen, wodurch neue Ermüdungsnachweise der Konstruktion notwendig waren. Die Anschlusspunkte zwischen den Endquerträgern und Querträgern mit den Hauptträgern wurden als GV-Verbindungen mit einer zusätzlichen ESI-Beschichtung ausgeführt. Im Zuge der Demontage und Montage der Hilfsbrücken wurden diese nicht gelöst. Da die verwendete ESI-Beschichtung keine allgemeingültige Haftreibungszahl nach DIN EN 1090-2 [13] besitzt, sollte untersucht werden, ob die ursprünglich angesetzte Haftreibungszahl von $\mu = 0{,}20$ weiterhin gültig war.

Hierfür wurden an zwei Beschichtungssystemen experimentelle Untersuchungen durchgeführt. Für jedes Beschichtungssystem wurde das Vorgehen nach DIN EN 1090-2, Anhang G [13] durchgeführt. Beide Beschichtungen zeigten eine erhöhte Kriechneigung, sodass erweiterte Kriechprüfungen notwendig waren, um nutzbare Haftreibungszahlen ermitteln zu können. Zusätzlich wurde die Gültigkeit der ermittelten Haftreibungszahlen nach einer zyklischen Belastung überprüft. Hierzu wurden die am Bauwerk auf die Verbindungen einwirkenden maximalen Beanspruchungen bei einem Spannungsverhältnis von $R = 0$ als zyklische Beanspruchungen über eine oder fünf Millionen Zyklen aufgebracht. Anschließend wurde an den vorbelasteten Verbindungen eine erweiterten Kriechprüfung durchgeführt. Im Vergleich mit einer Kriechprüfung auf gleichem Lastniveau,

zeigten sich deutlich reduzierte Verformungen bei den Verbindungen, die eine Vorbelastung erfahren hatten. Wie groß die Verformungen durch die zyklische Vorbelastung waren, wurde nicht genannt. Ebenso wurde keine Aussage zu den verbliebenen Vorspannkräften getroffen. Das Niveau der Kriechprüfungen nach der zyklischen Belastung, war das Niveau der zuvor ermittelten nutzbaren Haftreibungszahl. Die Autoren führen die verringerten Verformungen auf eine bessere Verzahnung der Oberflächen durch die zyklische Belastung zurück.

Die in [97] veröffentlichten Untersuchungen an beschichteten GV-Verbindungen zeigen eine verringerte Kriechverformung nach einer zyklischen Vorbelastung.

3.17 Untersuchungen von Stranghöner et al in FOSTA P1455 (2023)

In [98] wurden Vorspannkraftverluste von verschiedenen beschichteten GV-Verbindungen untersucht. Teil der Untersuchungen waren feuerverzinkte Verbindungen, die teilweise auch mit einer nachträglichen organischen Beschichtung versehen wurden.

Die Versuche wurden nach den Vorgaben nach DIN EN 1090-2, Anhang G [13] durchgeführt. Die Versuchskörper, die feuerverzinkte Reibflächen besaßen, wurden in den Abmessungen für M16 Schrauben hergestellt. Die Schrauben besaßen eine Festigkeitsklasse 10.9, die Vorspannkräfte wurden über eingebrachte Bolzen-DMS gemessen. Das Grundmaterial der verwendeten Bleche wies einen maximalen Siliziumgehalt von 0,23 % auf, womit das Material im Übergangsbereich zwischen Sebisty- und Hochsiliziumstahl lag. Damit ist nur schwer eine Einschätzung über die oberflächliche Zinkphase zu treffen, da sowohl eine Reinzinkphase als auch eine Mischphase entstehen kann. Auf den Blechen entstanden Zinküberzüge zwischen 200 µm und 220 µm. Die Reibflächen wurden nicht weiterbearbeitet, lediglich die Außenseite der zu verschraubenden Bauteile wurde mit verschiedenen organischen Beschichtungen versehen. Die Versuchskörper wurden mit verschiedenen Vorspannverfahren montiert, wodurch unterschiedliche Niveaus der Vorspannkraft erreicht wurden. Anschließend ruhten die Versuchskörper für mindestens 72 Stunden, um die auftretenden Vorspannkraftverluste über diesen Zeitraum aufzuzeichnen. Anschließend wurden die jeweiligen Versuche durchgeführt. Neben quasi-statischen Versuchen wurden auch konstante Belastungen oder zyklische Belastungen nacheinander durchgeführt, um die Beeinflussung der Belastungen untereinander zu untersuchen.

Die ermittelten Vorspannkraftverluste wurden auf eine Lebensdauer von 50 Jahren extrapoliert. Hierbei wurden Verluste zwischen 28,0 % und 29,3 % prognostiziert. Dabei muss allerdings beachtet werden, dass die Außenseite der Versuchskörper, also die Bereiche unter dem Schraubenkopf oder der Mutter, noch mit einer

zusätzlichen organischen Beschichtung versehen waren. Die Vorspannkraftverluste fallen aufgrund der größeren insgesamten Schichtdicke auch größer aus. In den quasi-statischen Versuchen konnten mittlere Haftreibungszahlen zwischen $\mu = 0{,}41$ und $\mu = 0{,}45$ ermittelt werden. Die erzielten Haftreibungszahlen lassen die Vermutung zu, dass an den Reibflächen oberflächliche Mischphasen vorlagen. Anschließend wurden erweiterte Kriechprüfungen durchgeführt. Hierbei sollte u.a. ein Einfluss einer zyklischen Belastung auf das Kriechverhalten untersucht werden. Hierfür wurden zyklische Belastungen mit 80 % und 85 % der im quasi-statischen Versuch ermittelten Haftreibungszahl aufgebracht. Die zyklische Belastung wurde über 1 Mio. bzw. 2 Mio. Zyklen mit einer Frequenz von 18 Hz aufgebracht. Das Spannungsverhältnis lag bei $R = 0{,}1$. Im Anschluss wurden jeweils konstante Belastungen auf dem gleichen Niveau aufgebracht und über mindestens fünf Tage gehalten. Beide erweiterte Kriechprüfungen wurden nach Extrapolation der Verformungen auf die Lebensdauer von 50 Jahre bestanden. Damit konnte eine maximale nutzbare Haftreibungszahl von $\mu = 0{,}35$ erzielt werden. Zusätzlich wurden erweiterte Kriechprüfungen ohne eine zyklische Vorbelastung durchgeführt. Die erweiterten Kriechprüfungen auf Niveaus von $\mu = 0{,}31$ und $\mu = 0{,}27$ wurden nach Extrapolation der Verformungen nicht bestanden.

Neben den genannten feuerverzinkten GV-Verbindungen wurden weitere Verbindungen mit alternativen Ausführungen der Reibflächen untersucht. Hierbei zeigten sich nach zyklischer Belastung teilweise deutliche Erhöhungen der ermittelten Haftreibungszahlen.

In fast allen in [98] untersuchten Fällen konnten positive Einflüsse der zyklischen Vorbelastungen auf das Tragverhalten festgestellt werden. So konnte an feuerverzinkten GV-Verbindungen ein verbessertes Kriechverhalten nach zyklischer Vorbelastung festgestellt werden.

Die Untersuchungen wurden in [94] und [95] vertieft.

3.18 Zusammenfassung und Zwischenfazit

In den vorherigen Abschnitten wurde eine große Anzahl an Forschungsarbeiten zu GV-Verbindungen zusammengefasst. Hauptsächliches Augenmerk lag dabei auf feuerverzinkten GV-Verbindungen, sowie dem Einfluss von Vorbelastungen auf deren Tragfähigkeit. Es lassen sich die folgenden Punkte zusammenfassen:

Die Untersuchungen an feuerverzinkten GV-Verbindungen zeigen eine große Bandbreite an erzielten Haftreibungszahlen. Als Ursache hierfür wird häufig ein Zusammenhang zwischen den oberflächlichen Zinkphasen und der Haftreibungszahl gesehen. Oberflächliche Reinzinkphasen liefern geringere Haftreibungszahlen als oberflächliche Eisen-Zink-Mischphasen.

In allen Fällen, in denen das Kriechverhalten untersucht wurde, ist ein deutliches Kriechverhalten der feuerverzinkten Überzüge erkennbar. Dieses zeitabhängige Verhalten führt zu reduzierten Tragfähigkeiten, da die zulässigen Verformungen über die Lebensdauer der Verbindungen begrenzt werden. Ebenso zeigt sich hinsichtlich der Vorspannkräfte ein zeitabhängiges Verhalten. Je nach Art der Untersuchung werden Vorspannkraftverluste von über 20 % über die Lebensdauer der Verbindungen prognostiziert.

Zum Einfluss der Dicke der Zinküberzüge finden sich folgende Erkenntnisse: Eine höhere Dicke der Zinküberzüge schlägt sich in erhöhten Vorspannkraftverlusten und erhöhten Kriechneigungen wieder. Die durchgeführten Untersuchungen zeigen keinen direkten Einfluss der Schichtdicke auf die quasi-statische Tragfähigkeit. Ein Vergleich zwischen den Ergebnissen unterschiedlicher Untersuchungen ist hierbei nicht zielführend, da vermutlich auch jeweils abweichende Zinküberzüge vorlagen.

An einigen Stellen finden sich Erkenntnisse zum Lock-Up Effekt bzw. zum Verhalten nach Vorbelastung. Nicht immer sind diese im Ergebnis gleich: An manchen Stellen finden sich erhöhte Tragfähigkeiten oder verbesserte Kriechneigungen infolge konstanten oder zyklischen Vorbelastungen, an anderen Stelle finden sich diese nicht. Eine Ursache für diese Unterschiede lässt sich an dieser Stelle nicht erkennen. Zusammenfassend zeigen sich hier aber keine verminderten Tragfähigkeiten nach unterschiedlichen Vorbelastungen. Mithilfe von numerischen Untersuchungen konnte gezeigt werden, dass bei zyklischer Vorbelastung eine Zunahme der Adhäsion zwischen den Reibflächen auftritt. Ähnliche Effekte finden sich auch an nicht verzinkten beschichteten Reibflächen, die einer zyklischen Vorbelastung ausgesetzt waren.

Trotz der Vielzahl an bereits durchgeführten Untersuchungen fehlen noch Untersuchungen, die die Randbedingungen und Anforderungen des Brückenbaus berücksichtigen.

4 Grundlagen der experimentellen Untersuchungen

4.1 Vorbemerkung

In den folgenden Abschnitten werden die Grundlagen für die durchgeführten experimentellen Untersuchungen erläutert. Zu Beginn wird die Fokussierung auf experimentelle Untersuchungen in der Abwägung gegenüber numerischen Untersuchungen erläutert. Anschließend werden die Untersuchungen, die an den ausgewählten Oberflächen durchgeführt wurden, vorgestellt. Weiterhin werden die Versuche hinsichtlich der jeweiligen Prüfanordnung und Durchführung beschrieben. Zuletzt werden die in den GV-Verbindungen eingesetzten Oberflächen charakterisiert und untersucht.

4.2 Abwägung zwischen experimentellen und numerischen Untersuchungen

Im folgenden Abschnitt wird zwischen experimentellen und numerischen Untersuchungen abgewogen, wie sich diese zur Untersuchung des Einsatzes von feuerverzinkten GV-Verbindungen im Brückenbau unter Berücksichtigung des Lock-Up Effektes im Rahmen dieser Arbeit eignen.

Für die Abwägung wurden einzelne numerische Untersuchungen durchgeführt, welche das Ziel hatten, Vorspannkraftverluste und Haftreibungszahlen sowie das Verhalten von feuerverzinkten GV-Verbindungen unter konstanten und zyklischen Belastungen zu untersuchen. Die numerischen Untersuchungen wurden in [99], [100] und [101] vertieft dargestellt.

In [99] wurden an einem numerischen Modell die Vorspannkraftverluste von verschiedenen feuerverzinkten Reibflächenpaarungen untersucht. Ziel der Untersuchungen war es, verschiedene Einflussparameter auf die Vorspannkraftverluste von feuerverzinkten GV-Verbindungen zu charakterisieren und anschließend die Größe des Einflusses zu untersuchen. Hierzu wurde ein Viertelmodell des M20-Prüfkörpers nach DIN EN 1090-2, Anhang G (siehe Bild 2.11) erstellt. Eine exemplarische Darstellung des numerischen Viertelmodells ist in Bild 4.1 zu erkennen. Die Zinkschichten wurden jeweils als homogene Schicht mit der entsprechenden Zinkschichtdicke modelliert und mit einem Kriechmodell versehen, um das zeitabhängige Verhalten abbilden zu können. Mithilfe des numerischen Modells konnten die zeitabhängigen Vorspannkraftverluste und deren Einflussparameter gut abgebildet und untersucht werden.

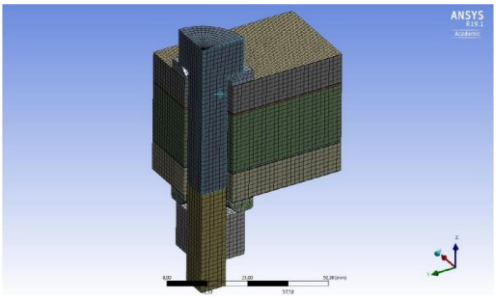


Bild 4.1: Numerisches Viertelmodell zur Ermittlung von Vorspannkraftverlusten [99]

In [100] wurden die Haftreibungszahlen verschiedener feuerverzinkter Oberflächen mithilfe eines numerischen Modells untersucht. Mithilfe der Untersuchung sollten mögliche Einflussfaktoren auf die Haftreibungszahlen von feuerverzinkten GV-Verbindungen numerisch analysiert werden. Die Untersuchung von Kriechverformungen unter konstanten Belastungen war hier inbegriffen. Hierzu wurde das in [99] erstellte Modell erweitert und für die geänderte Nutzung geometrisch optimiert. Das in [100] genutzte Modell ist in Bild 4.2 zu erkennen. Die Zinkschicht wurde wieder als homogene Schicht modelliert und mit einem Kriechmodell versehen. Die Reibung wurde über das Coulombsche Reibmodell abgebildet und den Kontaktflächen wurde eine Haftreibungszahl bzw. ein „Slip Factor“ zugewiesen. Das numerische Modell konnte an experimentellen Untersuchungen validiert und zur Untersuchung verschiedener Einflussfaktoren auf Haftreibungszahlen und Kriechverformungen genutzt werden.

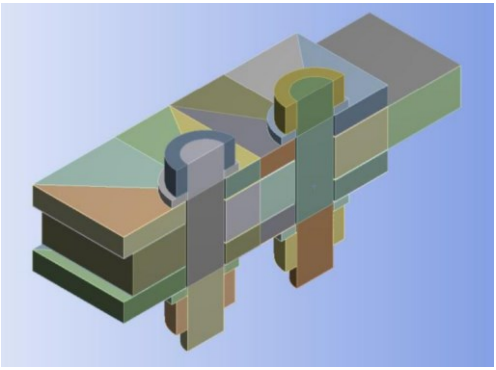


Bild 4.2: Numerisches Modell zur Ermittlung der Haftreibungszahl [100]

In [101] sollten die numerischen Untersuchungen aus [100] erweitert werden, um auch das Kriechverhalten unter zyklischen Belastungen und mögliche Einflüsse auf

die anschließende Tragfähigkeit zu untersuchen. Das numerische Modell wurde hierfür hinsichtlich der Modellierung der Zinkschicht, der Oberflächen und des verwendeten Coulombschen Reibmodells nicht angepasst. Auf das Modell wurden unterschiedliche zyklische Belastungen aufgebracht. Die resultierenden Kriechverformungen konnten gut reproduziert und unter dem Einfluss verschiedener Parameter untersucht werden. Eine Veränderung der Tragfähigkeit nach zyklischer Vorbelastung – wie in experimentellen Untersuchungen – konnte nicht simuliert werden. Als Ursache hierfür wurden die nicht modellierten Oberflächentopologien sowie die alleinige Verwendung des Coulombschen Reibmodells festgehalten. Die für die zeitabhängige Veränderung von Tragfähigkeiten verantwortlichen Reibungsmechanismen wie Adhäsion und Deformation konnten so nicht angemessen abgebildet werden.

Zusammenfassend lässt sich festhalten: Mithilfe der numerischen Modelle in [99], [100] und [101] konnten die zu untersuchenden Parameter abgebildet und der Einfluss von weiteren Faktoren untersucht werden. Veränderte Tragfähigkeiten nach unterschiedlichen Vorbelastungen, wie sie durch den Lock-Up Effekt hervorgerufen werden, konnten nicht reproduziert werden. Ursächlich hierfür war die Modellierung der Reibung über das Coulombsche Reibmodell.

Die in Abschnitt 3.11 und [88] dargestellten numerischen Untersuchungen ermöglichten es, den Lock-Up Effekt bzw. die Zunahme der Tragfähigkeiten nach einer Vorbelastung auch im numerischen Modell qualitativ abzubilden. Dies war möglich, da einzelne Reibungsmechanismen modelliert wurden und eine Veränderung dieser so erfasst werden konnte. Eine quantitative Abbildung der Zunahme der Tragfähigkeit war nicht möglich.

In der Abwägung zwischen experimentellen und numerischen Untersuchungen fiel die Wahl auf experimentelle Untersuchungen. Die numerischen Untersuchungen zeigten gute Ergebnisse bei der Untersuchung von Vorspannkraftverlusten, Haftreibungszahlen und Verformungen. Hier war auch eine Variation von Parametern möglich, ohne eine alternative Modellierung der Reibung anstelle des Coulombschen Reibmodells zu verfolgen. Die erzielten Ergebnisse deuteten aber darauf hin, dass dies für die Untersuchung der veränderten Tragfähigkeiten nach Vorbelastung notwendig gewesen wäre. Für die Entscheidung zu experimentellen Untersuchungen war daher dieser Aspekt ausschlaggebend. Die in Abschnitt 3.11 und [88] dargestellten numerischen Untersuchungen konnten eine qualitative, aber keine quantitative Abbildung des Lock-Up Effektes erzielen. Mit dem Ziel, eine Vielzahl von Paarungen von feuerverzinkten GV-Verbindungen zu untersuchen, hätten für jede zu untersuchende Paarung die individuellen Parameter der Reibungsmechanismen des numerischen Modells bestimmt werden müssen. Aus diesem Grund wurde im Rahmen dieser Arbeit der Fokus auf ein experimentelles Versuchsprogramm gelegt.

4.3 Untersuchung der Reibflächen

Die Reibflächen wurden vor und nach den Versuchen hinsichtlich verschiedener Merkmale und deren Ausprägung untersucht. Die durchgeführten Untersuchungen werden in den folgenden Abschnitten vorgestellt.

4.3.1 Untersuchung der Beschaffenheit der Oberflächen

Die Beschaffenheit der Oberflächen wurde mit zwei Methoden untersucht.

Zur Charakterisierung der Oberflächenrauheit wurde das gewählt. Beim Tastschnittverfahren wird eine Oberfläche mechanisch abgetastet. Dabei wird über eine bestimmte Messlänge ein Profil der Oberfläche entlang einer Messtrecke aufgezeichnet. Anhand des aufgezeichneten Profils lassen sich verschiedene Parameter der Oberfläche ermitteln. Normative Grundlagen zur Ermittlung dieser verschiedenen Parameter finden sich in DIN EN ISO 4288 [102] und DIN EN ISO 21920-2 [103].

Um eine Veränderung der Reibflächen durch verschiedene Belastungen festzustellen, wurden ausgewählte Flächen unter dem Konfokalmikroskop untersucht. Unter dem Konfokalmikroskop waren die Reibflächen so hochauflösend zu erkennen, dass ein optischer Vergleich der Topologie verschiedener Oberflächen möglich war.

4.3.2 Untersuchung des Zinküberzuges

Die hergestellten Zinküberzüge wurden auf verschiedene Arten untersucht.

Zuerst wurden die aufgewachsenen Zinkschichtendicken vermessen. Hierzu wurden im ausreichend großen Abstand von Kanten und Bohrungen Messwerte ermittelt. Da die Rauheit der Oberfläche einen Einfluss auf die gemessenen Zinkschichtdicken haben könnte, wurden an ausgewählten Proben zusätzlich Schliffbilder der hergestellten Zinküberzüge erstellt. Mit den an den Schliffbildern ermittelten Zinkschichtdicken konnten die vermessenen Zinkschichtdicken verglichen werden.

Weiterhin konnte der Aufbau der Zinküberzüge mithilfe der Schliffbilder untersucht werden. Anhand der Struktur der Kristalle lässt sich deutlich zwischen den Eisen-Zinkmischphasen und einer möglichen Reinzinkschicht unterscheiden.

4.3.3 Untersuchung des Reibverschleißes

Im Anschluss an die Untersuchungen wurde der Reibverschleiß optisch untersucht. Hierzu wurden die Reibflächen möglichst genau bildlich dokumentiert, um die Reibflächen einzelner Versuche gegenüber stellen zu können. So konnte der Reibverschleiß einzelner Versuche miteinander verglichen werden.

4.4 Versuchsaufbau und Durchführung

4.4.1 Vorgaben nach DIN EN 1090-2, Anhang G [13]

DIN EN 1090-2, Anhang G [13] enthält Vorgaben für das Verfahren zur Ermittlung von Haftreibungszahlen. Das gesamte Vorgehen wurde bereits in Abschnitt 2.3.4 beschrieben.

Verwendet wurde der Prüfkörper für die Schraubenabmessung M20 (siehe Bild 2.11), die Schraubengarnituren entsprachen der Festigkeitsklasse 10.9. Die Vorspannkraft der Schrauben wurde mithilfe von in die Schrauben eingebrachten Dehnungsmessstreifen (DMS) gemessen (siehe Abschnitt 4.4.7.1). Teilweise wurde mithilfe der Prüfkörper der Vorspannkraftverlust im unbelasteten Zustand vor der statischen Prüfung abgeschätzt. Sofern dies gemacht wurde, wird im Rahmen der Versuchsauswertung gesondert darauf hingewiesen. Die Gleitverschiebungen wurden an den geforderten Punkten mithilfe von induktiven Wegaufnehmern gemessen. Im Rahmen von erweiterten Kriechprüfungen wurden teilweise mechanische Messuhren verwendet. Eine genaue Erläuterung der Verschiebungsmessung findet sich in Abschnitt 4.4.7.3. Aus den bisherigen veröffentlichen Versuchen war bekannt, dass feuerverzinkte Oberflächen eine erhöhte Kriechneigung aufweisen. Trotzdem wurden für ausgewählte Oberflächen reguläre Kriechprüfungen durchgeführt um die erhöhte Kriechneigung zu bestätigen. Weiterhin wurden für die Ermittlung der im Bauwerk nutzbaren Haftreibungszahlen erweiterte Kriechprüfungen durchgeführt.

Der Aufbau und die Durchführung der jeweils durchgeführten Versuche wird in den folgenden Abschnitten erläutert.

4.4.2 Quasi-statische Prüfung

Die quasi-statischen Prüfungen dienten zur Bestimmung der statischen Haftreibungszahl direkt nach Montage der Verbindungen. Hierzu sollen nach DIN EN 1090-2, Anhang G [13] vier Prüfungen durchgeführt werden.

4.4.2.1 Aufbau

Für die quasi-statischen Prüfungen konnte eine hydraulische Universalprüfmaschine der Firma Schenk genutzt werden. Die maximal aufbringbare Prüflast betrug 630 kN als Zug- oder Druckkraft. Der Prüfkörper konnte an beiden Enden in Spannbacken eingeklemmt werden, damit konnte eine Schlupffreie Aufbringung der Prüflast gewährleistet werden. Ein in die Prüfmaschine eingebauter Prüfkörper ist in Bild 4.3 erkennbar.



Bild 4.3: Eingebauter Versuchskörper mit Messtechnik in der Prüfmaschine

Die Belastung der Prüfkörper konnte weg- oder kraftgesteuert erfolgen. Im Rahmen der quasi-statischen Prüfung wurde die Belastung weggesteuert ausgeführt. Die aufgebrachte Verschiebung sowie die resultierende Prüflast konnte direkt als Signal von der Prüfmaschine ausgelesen werden. Die Weiterverarbeitung aller Signale wird in Abschnitt 4.4.7.4 erläutert.

4.4.2.2 Durchführung

Vor Beginn einer Prüfung wurden zuerst alle Reibflächen im Ausgangszustand fotografisch dokumentiert und auf mögliche Imperfektionen untersucht. Gleichzeitig wurde durch eine eindeutige Kennzeichnung eine Rückverfolgbarkeit der einzelnen Bauteile des Versuchskörpers sichergestellt. Anschließend wurde mit der Montage des Versuchskörpers begonnen. Hierfür wurden die einzelnen Bauteile auf einer planen Fläche seitlich liegend montiert. Mithilfe der planen Fläche konnte gewährleistet werden, dass keine Vorkrümmung des gesamte Prüfkörpers oder eine Schiefstellung einzelner Bauteile zueinander entstehen konnte. Die verwendeten instrumentierten Schrauben waren hierbei bereits an die Messtechnik angeschlossen und bereit zur Messung.

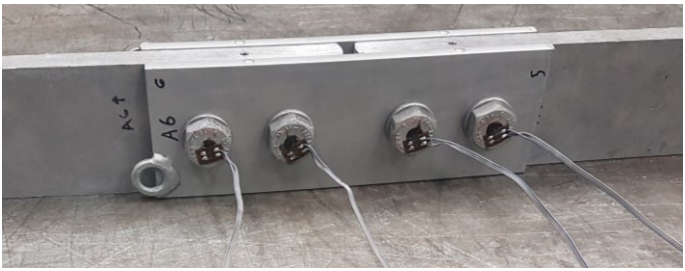


Bild 4.4: Montierter Prüfkörper vor Einbau in die Prüfmaschine

Die Bauteile wurden bereits so montiert, dass sich mithilfe des Lochspiels ein maximaler Gleitweg in den Verbindungen ergab. Anschließend wurden die Schrauben handfest ($F_P < 15$ kN) angezogen, um einen verformungsfreien Transport in die Prüfmaschine zu gewährleisten. Der Prüfkörper wurde zentrisch in die Prüfmaschine eingebaut, um auch hier eine Schiefstellung des Prüfkörpers zu vermeiden. In der Prüfmaschine wurde erneut überprüft, ob bei beiden Verbindungen die Schrauben entgegen der Belastungsrichtung an den Lochwandungen Kontakt hatten. Anschließend wurde der Prüfkörper entlastet, um auch einen Einfluss einer möglichen Auflast durch die Prüfmaschine zu vermeiden. In diesem Zustand wurden die Halterungen der induktiven Wegaufnehmer für die Messung der Gleitwege angebracht und ausgerichtet.

Anschließend konnten die Schrauben vorgespannt werden. Dies geschah durch Drehen der Mutter. Da die Schrauben bereits Messwerte lieferten, konnte das Vorspannen kraftgesteuert erfolgen. Das Vorspannen geschah in Anlehnung an das Kombinierte Vorspannverfahren nach DIN EN 1090-2 [13]. Zuerst wurden die Schrauben auf etwa 70 Prozent der finalen Vorspannkraft vorgespannt, anschließend auf wenige Prozent über der finalen Vorspannkraft angezogen. Da sich bei den verzinkten Oberflächen bereits in den ersten Minuten Vorspannkraftverluste einstellten, mussten diese vor Beginn der Belastung nicht zusätzlich ausgeglichen werden. Die aufgebrachte Vorspannkraft wurde immer drei Sekunden nach dem Erreichen des maximalen Wertes ausgelesen, um die elastische Rückfederung der Schraube nach Absetzen des Werkzeuges zu berücksichtigen.

Nach Abschluss der Montage konnte die quasi-statische Prüfung starten. Die Belastung erfolgte weggesteuert mit einer Geschwindigkeit von 0,3 mm pro Minute. Unter Berücksichtigung der zusätzlichen Dehnung des Prüfkörpers und der Prüfmaschine, versagte so innerhalb der geforderten 10 bis 15 Minuten die erste Verbindung des Prüfkörpers. Die Prüfung wurde im Regelfall auch bis zum Versagen der zweiten Verbindung durchgeführt. Abhängig von der Art des Versagens wurde

auch noch ein großer Teil des Gleitens der Verbindungen mit aufgezeichnet. Ein festes Kriterium für die Beendigung der Prüfung gab es nicht. Im Regelfall wurde eine Gleitverschiebung von mindestens einem Millimeter pro Verbindung abgewartet. Nach Entlastung des Prüfkörpers wurde dieser noch in der Maschine demontiert. Hierbei konnte mithilfe der verbliebenen Restdehnung der Schrauben deren ordnungsgemäße Funktion überprüft werden. Abschließend wurden die verschlissenen Reibflächen mit Fotos dokumentiert.

4.4.3 Reguläre Kriechprüfung

Mithilfe der regulären Kriechprüfung wird überprüft, ob die untersuchten Oberflächen eine erhöhte Kriechneigung aufweisen. Hierzu soll 90 % der zuvor ermittelten mittleren statischen Tragfähigkeit aufgebracht werden, und die Verformungen der Verbindungen für maximal drei Stunden aufgezeichnet werden. Die Verformungszunahme darf im Zeitfenster von 5 Minuten bis 3 Stunden nach Lastaufbringung einen Wert von 0,002 mm nicht überschreiten.

4.4.3.1 Aufbau

Die für die reguläre Kriechprüfung verwendete Prüfmaschine entsprach der Prüfmaschine der quasi-statischen Versuche. Eine genaue Beschreibung der Prüfeinrichtung ist in Abschnitt 4.4.2.1 enthalten.

4.4.3.2 Durchführung

Die Montage des Prüfkörpers sowie der Einbau in die Prüfmaschine waren identisch zum quasi-statischen Versuch und sind damit Abschnitt 4.4.2.2 zu entnehmen. Die Durchführung der Prüfung unterschied sich allerdings. Die Belastung erfolgte kraftgesteuert. Die Belastung wurde innerhalb von sechs Minuten aufgebracht und anschließend konstant gehalten. Wenn die Verformungsgrenze von 0,002 mm bereits vor Erreichen der anvisierten drei Stunden überschritten wurde, wurde die Prüfung abgebrochen und der Prüfkörper entlastet. In diesem Fall galt die Prüfung als nicht bestanden. Nach den Vorgaben von DIN EN 1090-2, Anhang G [13] sind in diesem Fall erweiterte Kriechprüfungen notwendig (siehe Abschnitt 4.4.4).

4.4.4 Erweiterte Kriechprüfung

Bei der Ermittlung einer Haftreibungszahl nach DIN EN 1090-2, Anhang G [13] dient die erweiterte Kriechprüfung dazu, bei erhöhter Kriechneigung der Oberfläche eine anwendbare oder nutzbare Haftreibungszahl zu ermitteln. Diese Prüfungen können auch mehrere Wochen andauern, da aufgrund der aufgezeichneten Daten eine Prognose der weiteren Kriechverformungen durchgeführt werden muss. Aufgrund der umfangreichen Versuchsdauern wurde hierzu ein eigener Versuchsstand konstruiert.

Neben den Versuchen zur Ermittlung einer nutzbaren Haftreibungszahl wurden auch kürzere erweitere Kriechprüfungen durchgeführt, in denen der Einfluss der auftretenden Kriechverformung auf die Haftreibungszahl ermittelt werden sollte. Hierzu konnte die für die anderen Versuche genutzte Prüfmaschine verwendet werden. Die Versuche dauerten nur wenige Tage.

In den folgenden Abschnitten wird zwischen beiden durchgeführten Arten der erweiterten Kriechprüfung unterschieden.

4.4.4.1 Aufbau

4.4.4.1.1 Kurze erweiterte Kriechprüfung als Vorbelastung

Die für die kurze erweiterte Kriechprüfung als Vorbelastung verwendete Prüfmaschine entsprach der Prüfmaschine der quasi-statischen Versuche. Eine genaue Beschreibung der Prüfeinrichtung ist in Abschnitt 4.4.2.1 enthalten.

4.4.4.1.2 Lange erweiterte Kriechprüfung zur Ermittlung einer nutzbaren Haftreibungszahl

Aufgrund der Dauer der Versuche wurde ein eigener Versuchsstand entworfen. In diesem konnten bis zu drei Versuchskörper gleichzeitig und unabhängig voneinander belastet und getestet werden. Der Versuchsstand ist in Bild 4.5 zu erkennen.



Bild 4.5: Versuchsstand für die langen erweiterten Kriechprüfungen [104]

In Bild 4.5 ist deutlich der Prüfrahmen zu erkennen. In diesem konnten bis zu drei Prüfkörper zwischen dem oberen und dem unteren Riegel verspannt werden. Die Prüfkörper wurden hierzu an den Fügepartnern mit jeweils bis zu zwei zusätzlichen Bohrungen versehen, um mit den zangenartigen Aufnahmen verschraubt zu werden. Diese Aufnahmen waren jeweils mit einer Gewindestange verbunden, welche am oberen oder unteren Ende des Rahmens gelenkig gekontert wurden. Am unteren Ende war ein Paket aus Tellerfedern angeordnet, um einen Lastabfall bei auftretenden Verformungen möglichst gering zu halten. Am oberen Ende konnte ein hydraulischer Zylinder aufgesetzt werden, um die benötigte Verformung bzw. Belastung des Prüfkörper aufzubringen. Die aufgebrachte Kraft konnte anhand der Dehnung der Gewindestangen mittels Dehnungsmesstreifen gemessen werden. Der Prüfrahmen war für eine Belastung jedes Prüfkörpers von maximal 400 kN ausgelegt.

Eine detaillierte Erläuterung der Konstruktion und deren Funktionsweise findet sich in [104].

4.4.4.2 Durchführung

4.4.4.2.1 Kurze erweiterte Kriechprüfung als Vorbelastung

Da für die kurzen erweiterten Kriechprüfungen die in Abschnitt 4.4.2 beschriebene Versuchseinrichtung verwendet wurde, war die Montage der Versuchskörper identisch. Das Aufbringen der Prüflast erfolgte innerhalb von 30 Sekunden. Während der Belastung und in den ersten etwa 15 Minuten nach Lastaufbringung wurden die Messwerte mit einer hohen Frequenz von mindestens einem Hertz aufgenommen. Anschließend wurde diese Messfrequenz verringert, sodass pro Minute noch etwa ein Messwert gezogen wurde.

Die Dauer der Versuche wurde frei gewählt, überschritt im Regelfall nicht die Dauer von vier Tagen. Wenn sich ein tertiäres Kriechen ankündigte, wurden die Versuche abgebrochen. Kündigte sich dieses nicht an, wurden die Versuche nach wenigen Tagen beendet.

4.4.4.2.2 Lange erweiterte Kriechprüfung zur Ermittlung einer nutzbaren Haftreibungszahl

Die Montage der Prüfkörper für die langen Dauerstandsversuche unterschied sich aufgrund des anderen Versuchsausbaus gegenüber den Versuchen in der Zugprüfmaschine.

Da die Versuchskörper nicht im Prüfaufbau vorgespannt werden konnten, musste dies separat geschehen. Hierfür wurde nach der Dokumentation der Reibflächen im Ausgangszustand und Vormontage ein ebener Vorspannplatz neben dem Prüfstand gewählt. Nach Abschluss des Vorspannens konnte der Versuchskörper in den Aufbau eingesetzt und die Messtechnik zur Verschiebungsmessung montiert werden. Das Aufbringen der Prüflast geschah in zwei bis drei Stufen, da die im Prüfrahmen auftretenden Verformungen berücksichtigt werden mussten. Insgesamt dauerte das Aufbringen der Prüflast dadurch etwa 30 bis 60 Sekunden. Die aufgebrachte Prüflast wurde immer etwas oberhalb der nominellen Prüflast gewählt, da sich durch die Kriechverformungen immer ein leichter Abfall der Prüflast ergab. Die nominelle Prüflast wurde so über die gesamte Versuchsdauer nicht unterschritten, und ein weiteres nachträgliches Aufbringen der Prüflast konnte dadurch verhindert werden. Gleichzeitig wurde die nominelle Prüflast immer so gewählt, dass diese eine Zuordnung in eine Reibflächenklasse nach DIN EN 1090-2, Tab. 17 [13] zuließ. Die nominelle Prüflast wurde daher so gewählt, dass die Einhaltung der Reibflächenklasse B mit der zugehörigen Haftreibungszahl überprüft werden konnte. Damit wurde dann nicht die maximale nutzbare Haftreibungszahl überprüft, sondern die maximal nutzbare Reibflächenklasse nach DIN EN 1090-2, Tab. 17 [13]. Wie auch bei den kürzeren erweiterten

Kriechprüfungen wurde während der Belastung und innerhalb der ersten 15 Minuten nach Lastaufbringung eine hohe Messfrequenz von mindestens einem Hertz gewählt. Danach wurde die Messfrequenz reduziert und noch mindestens ein Messwert pro Minute erfasst. Nach wenigen Tagen wurden die induktiven Wegaufnehmer durch mechanische Messuhren ausgetauscht. Die Zunahme der Verformungen wurde dann einmal am Tag manuell abgelesen, die wirkende Prüflast sowie die Vorspannkräfte wurden allerdings weiterhin engmaschig und automatisiert gemessen und protokolliert.

Die Dauer der Versuche wurde ebenfalls wieder frei gewählt. Die Prüfung wurde abgebrochen und als nicht bestanden gewertet, wenn sich ein deutliches tertiäres Kriechen einstellte. Dies hatte auch meist zur Folge, dass die Verformungsgrenze von 0,3 mm bereits während des laufenden Versuchs bei mindestens einer Verbindung überschritten wurde. Wurde über einen längeren Zeitraum kein tertiäres Kriechen festgestellt und wurde auch bei Extrapolation der Verformungen der Grenzwert von 0,3 mm nicht überschritten, so wurde die Prüfung als Bestanden gewertet. Die Versuchsdauer betrug hierbei mindestens zwei Wochen, die meisten Versuche liefen länger.

4.4.5 Zyklische Prüfung

Mithilfe der durchgeführten Prüfungen konnte das Verhalten der untersuchten Reibflächen unter zyklischen Lasten untersucht werden. Insbesondere das Verformungs- und Kriechverhalten unter zyklischen Lasten wurde hierbei beobachtet. Außerdem diente die zyklische Beanspruchung als Vorbelastung für eine anschließende Untersuchung der Haftreibungszahlen. Ein Ermüdungsversagen des Materials sollte hierbei nicht erzielt werden und trat auch nicht auf.

4.4.5.1 Aufbau

Die für die zyklische Prüfung verwendete Prüfmaschine entsprach der Prüfmaschine der quasi-statischen Versuche. Eine genaue Beschreibung der Prüfanordnung ist in Abschnitt 4.4.2.1 enthalten.

4.4.5.2 Durchführung

Auch für die zyklischen Prüfungen wurde die in Abschnitt 4.4.2 beschriebene Versuchseinrichtung verwendet. Die Montage und der Einbau der Versuchskörper unterschieden sich daher nicht.

Die Belastung während einer zyklischen Prüfung bewegte sich immer zwischen einer Oberlast F_o und einer Unterlast F_u. Zu Beginn der Prüfung wurde der Probekörper zuerst innerhalb von 30 Sekunden bis zur Oberlast F_o belastet, danach ebenfalls in 30 Sekunden bis zur Unterlast F_u entlastet. Anschließend wurde der

Prüfkörper in 15 Sekunden bis zur Mittellast der zyklischen Belastung F_m belastet. Von der Mittellast F_m ausgehend wurde die sinusförmige Belastung mit einer Frequenz von einem Hertz begonnen. Die ersten 500 Zyklen wurden mit der Frequenz von einem Hertz durchgeführt, anschließend wurde stufenweise auf die Zielfrequenz angepasst. Diese lag im Regelfall bei fünf bis sieben Hertz. In Einzelfällen wurde von diesem Bereich der Zielfrequenz bewusst abgewichen.

Da es zu keinem Ermüdungsversagen des Materials kam, konnte das Abbruchkriterium frei gewählt werden. Die meisten Prüfungen liefen mindestens bis eine Schwingspielzahl von 2 Mio. erreicht war. In Einzelfällen wurden diese aber auch bewusst unterschritten und die Prüfungen eher beendet. Im Regelfall wurden die Probekörper im Anschluss an die zyklische Belastung noch einer quasi-statischen Prüfung unterzogen (siehe Abschnitt 4.4.6), einzelne Versuche wurden allerdings nicht geprüft. Bei ihnen wurden die Reibflächen mikroskopisch untersucht, um mögliche Änderungen gegenüber dem Ausgangszustand feststellen zu können.

4.4.6 Quasi-statische Prüfung im Anschluss an eine vorherige Belastung

Mithilfe der quasi-statischen Prüfung im Anschluss an eine vorherige Belastung konnte eine mögliche Zunahme der Haftreibungszahl durch unterschiedliche Vorbelastungen untersucht werden.

4.4.6.1 Aufbau

Die für die quasi-statische Prüfung im Anschluss an eine vorherige Belastung verwendete Prüfmaschine, entsprach der Prüfmaschine der quasi-statischen Versuche. Eine genaue Beschreibung der Prüfanordnung ist in Abschnitt 4.4.2.1 enthalten.

4.4.6.2 Durchführung

Die quasi-statische Prüfung schloss sich direkt an eine definierte Vorbelastung an. Die Vorbelastung konnte aus einer aufgebrachten konstanten oder zyklischen Belastung resultieren. Aber auch ein unbelastetes Ruhen der Prüfkörperwurde hierbei berücksichtigt. Sofern der Prüfkörper unbelastet ruhte, wurde dieser wieder zentrisch in die Maschine eingesetzt und entlastet. Bevor dies geschah, wurden die Schrauben wieder angeschlossen und Messwerte der Vorspannkräfte aufgezeichnet. Prüfkörper, die eine konstante oder zyklische Vorbelastung erfahren hatten, konnten entlastet in der Prüfmaschine verbleiben. Im entlasteten Zustand wurde dann die verbliebene Vorspannkraft aufgezeichnet. Vor der Prüfung wurden die Schrauben im Regelfall nicht wieder auf die Soll-Vorspannkraft nachgezogen, sondern mit den durch Vorspannkraftverlusten reduzierten Vorspannkräften geprüft. In Ausnahmefällen wurden die Schrauben wieder auf die

jeweilige Soll-Vorspannkraft nachgespannt. Sofern dies geschah, wird im Rahmen der Auswertung aber jeweils gesondert darauf hingewiesen. Ebenso wurde auch die bei konstanter oder zyklischer Vorbelastung bereits innerhalb der Verbindung aufgetretene Verformung nicht wieder zurückgesetzt.

Wie auch bei der regulären quasi-statischen Prüfung wurde der Prüfkörper danach weggesteuert mit einer Geschwindigkeit von 0,3 mm pro Minute belastet. Ebenso wurde nach einem möglichen Kraftmaximum die weiteren Verformungen in den Gleitfugen aufgezeichnet. Nach Entlastung der Prüfkörper wurden diese demontiert und die Reibflächen fotografisch dokumentiert.

4.4.7 Eingesetzte Messtechnik

Im Rahmen der in den vorherigen Abschnitten beschriebenen Versuche wurden verschiedene Messwerte aufgezeichnet. Diese umfassen die Vorspannkraft der Schrauben, die aufgebrachten Prüflasten sowie die resultierenden Verschiebungen in den Gleitfugen. In den folgenden Abschnitten werden die jeweiligen Messaufgaben sowie deren Umsetzung beschrieben.

4.4.7.1 Messung der Vorspannkräfte

Zur Messung der Vorspannkräfte in den Schrauben, wurden diese mit Dehnungsmessstreifen versehen. Dafür wurden die Dehnungsmessstreifen (DMS) vom Typ BTMC der Tokyo Measuring Instruments Lab in ein vom Schraubenkopf aus axialzentrisch gebohrtes Loch in die M20-Schrauben eingeklebt. Die Lage des Messgitters war außerhalb des Gewindebereiches. Für den Anschluss der Verkabelung wurde ein Lötstützpunkt auf dem Schraubenkopf angebracht. Eine entsprechend instrumentierte Schraube ist in Bild 4.6 erkennbar.

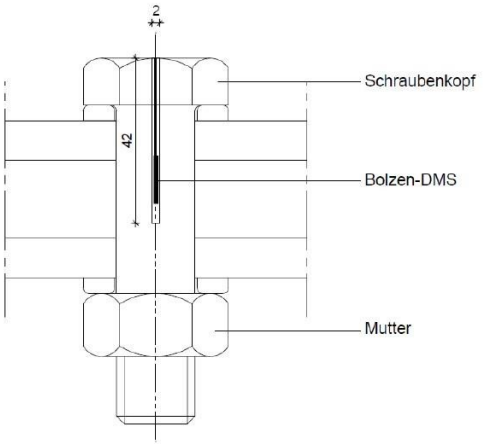


Bild 4.6: Schnitt durch eine instrumentierte Schraube

Mithilfe des DMS ließ sich die Dehnung der Schraube messen. Um die Dehnung einer Kraft zuordnen zu können, wurde alle Schrauben vor Verwendung kalibriert. Hierfür wurde mit einer Zugprüfmaschine auf eine Schraube eine äußere Zugkraft aufgebracht und die resultierende Dehnung gemessen. Die aufgebrachte Zugkraft entsprach dabei mindestens der Sollvorspannkraft $F_{p,C}$. Während eines Kalibriervorgangs wurde die Schraube mehrfach be- und entlastet, um mögliche Setzungsprozesse der Verklebung zu berücksichtigen. Diese Kalibrierung wurde mit jeder Schraube durchgeführt, um für jede Schraube einen individuellen Dehnungswert bzgl. der Schraubenvorspannkraft zu ermitteln.

Teilweise bestand in den durchgeführten Versuchen die Gefahr, dass die Schrauben bei entsprechenden Verformungen in Kontakt mit den Lochwandungen traten, und die Schrauben dadurch einer Biegebelastung ausgesetzt wurden. Um möglicherweise zurückbleibende Dehnungen zu erkennen, wurde das Entspannen der Schrauben immer mitaufgezeichnet. So konnten möglicherweise zurückbleibende Dehnungen nach den Versuchen bereits erkannt werden. Weiterhin wurden die Schrauben nach wenigen Versuchen neu kalibriert. Bei großen Abweichungen der Kalibrierwerte gegenüber den vorher ermittelten Werten wurden diese Schrauben aussortiert. Nicht aussortierte Schrauben wurden weiterverwendet und nach wenigen Versuchen wieder neu kalibriert. So konnte eine möglichst hohe Genauigkeit bei der Ermittlung der Vorspannkräfte gewährleistet werden.

Da sich die Gewindeschmierung innerhalb der Schrauben möglicherweise abnutzte, wurden die Schraubengewinde in regelmäßigen Abschnitten mit einem zulässigen Schmiermittel (bspw. Molykote der Firma DuPont) leicht nachgeschmiert.

4.4.7.2 Messung der Prüflasten

Bei der Messung der Prüflasten muss zwischen den verwendeten Prüfaufbauten unterschieden werden.

Die für die meisten Untersuchungen eingesetzte hydraulische Universalprüfmaschine der Firma Schenk gab die aufgebrachte Prüfkraft als 10 V Signal aus. Dieses konnte mit der verwendeten Mess-Software aufgezeichnet und gespeichert werden.

In dem für die langen erweiterten Kriechprüfungen konstruierten Dauerstand mussten die auf Zug belasteten Gewindestangen als Messeinheit dienen. Die Gewindestangen waren im Vorfeld mit vier Dehnungsmessstreifen versehen worden. Im Bereich der DMS wurde vor Applizierung das Gewinde entfernt. Mithilfe einer Kalibrierung der Gewindestangen konnte deren individuelle Dehnung in eine Kraft umgerechnet werden. Die so gemessene Prüfkraft konnte mit der verwendeten Mess-Software aufgezeichnet und gespeichert werden. [104]

4.4.7.3 Messung der Verschiebungen in den Gleitfugen

Für die Messung der Gleitverschiebung sind nach DIN EN 1090-2, Anhang G [13] Punkte vorgegeben, an denen die Messung durchgeführt werden soll (siehe Bild 2.11). Die verwendeten Messeinrichtungen wurden an diesen Stellen angebracht.

Für die induktiven Wegaufnehmer wurden entsprechende Halterungen an den Laschen angeklemmt. Diese konnten so ausgerichtet und fixiert werden, dass die Wegaufnehmer parallel zur Kraftrichtung standen. An den Fügepartnern wurde an den jeweiligen Messpunkten ein Anschlag angeschraubt, gegen den die Wegaufnehmer messen konnten. Somit konnte an den normativ geforderten Punkten die Verschiebung gemessen werden. Die gesamte Verschiebungsmessung ist in Bild 4.7 erkennbar.



Bild 4.7: Verschiebungsmessung am Prüfkörper

Bei den langen erweiterten Kriechprüfungen wurden die induktiven Wegaufnehmer nach einigen Tagen durch mechanische Messuhren ausgetauscht. Diese konnten ebenfalls in bereits montierten Halterungen eingesetzt werden und gegen die Anschläge messen.

4.4.7.4 Verarbeitung der aufgezeichneten Signale

Die Messsignale wurden mithilfe von Messkraftverstärkern der Firma HBM gespeist und aufgenommen. Die Aufbereitung und Speicherung der Signale wurde mittels der Software catman [105] der Firma HBK durchgeführt.

4.5 Untersuchte Reibflächenpaarungen

In den folgenden Abschnitten werden die untersuchten Oberflächenpaarungen vorgestellt. Bei den feuerverzinkten Oberflächen wurden neben der Paarung von gleichen Oberflächenkonfigurationen auch gemischte Paarungen untersucht. Um das Verhalten der Verbindungen vergleichen zu können, wurden ebenfalls Versuche mit wetterfestem Baustahl untersucht. Diese Versuche wurden dem Forschungsprojekt FOSTA P1200 [91] entnommen.

4.5.1 NT-Verzinkter Sebistystahl

Für die Untersuchung einer Reibflächenpaarung von NT-verzinktem Sebistystahl wurden die folgenden Überzüge hergestellt. Als Grundmaterial für Fügepartner und Laschen diente ein Baustahl aus dem Sebistybereich mit einem Siliziumgehalt von 0,224 %. Die Grundmaterialen beider Bauteile wiesen ab Werk eine Oberflächenvorbereitung auf den Vorbereitungsgrad Sa 2 ½ auf, die Walzhaut, Zunder und weitere Rückstände der Herstellung waren daher bereits entfernt. Durch die Strahlung mit rundem Strahlmittel in einer Bandstrahlanlage ergab sich eine gemittelte Rautiefe R_z zwischen 80 µm und 90 µm. Ein Blech eines unverzinkten Probekörpers ist in Bild 4.8 links zu erkennen. Eine so aufbereitete Oberfläche des Grundmaterials stellt für die Anwendung im Brückenbau den Regelfall dar.

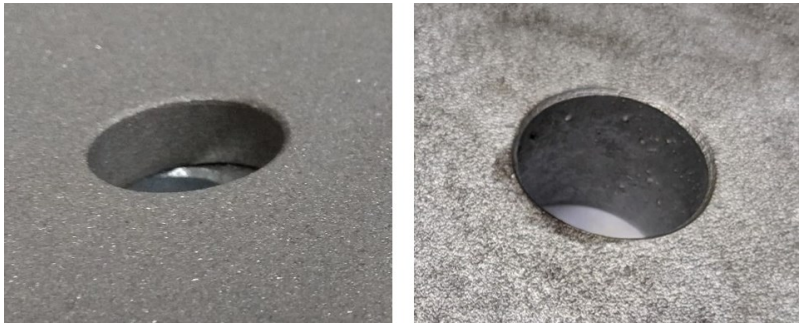


Bild 4.8: Links: Oberfläche unverzinkter Probekörper; Rechts: Reibfläche NT-verzinkter Sebistystahl

Durch eine Tauchdauer von etwa 5 Minuten bei einer Zinkbadtemperatur von etwa 450 °C konnten Zinkschichtdicken von ca. 250 µm erzielt werden. Die so feuerverzinkten Bauteile wurden nicht schlagartig abgekühlt, sondern kühlten langsam an der Umgebungsluft aus. Von der gemittelten Rautiefe R_z verblieben nach der Verzinkung noch etwa 50 µm. Im Schliffbild zeigten die Zinküberzüge eine Ausbildung von Mischphasen und einer oberflächlichen Reinzinkschicht. Die

oberflächliche Reinzinkschicht war auch durch die silbrig-glänzende Oberfläche zu erkennen (siehe Bild 4.8 rechts). Ein exemplarisches Schliffbild ist in Bild 4.9 dargestellt.

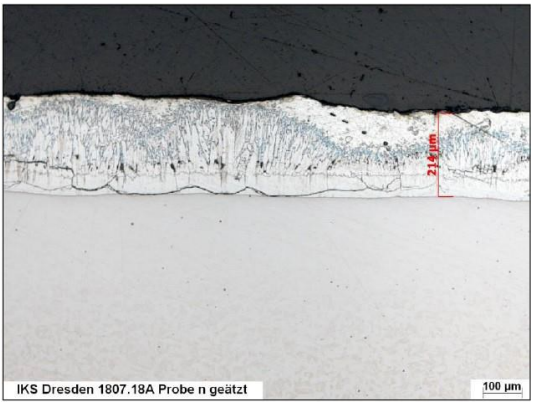


Bild 4.9: Schliffbild NT-verzinkter Sebistystahl

4.5.2 NT-Verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche

Einige der in Abschnitt 4.5.1 beschriebenen Oberflächen wurden im Anschluss an die Feuerverzinkung noch gesweept. Ziel war es Oberflächen herzustellen, die den Herstellvorgaben für eine Gleitflächenklasse C nach DIN EN 1090-2, Tabelle 17 [13] entsprachen (siehe Tabelle 2.5). Gesweept wurde mit einem Edelkorund mit Durchmessern von 0,2 mm bis 0,5 mm bei 2,5 bar Strahldruck. Bei den nachträglich gesweepten Oberflächen wurde ein Teil der Reinzinkschicht abgetragen. Dies geschah in Anlehnung an die Vorgaben nach ZTV-ING, Teil 4, Abschnitt 3, 3.2 (10) [4], gemäß welcher der maximale Abtrag der Zinkschicht bei 15 µm liegen darf. Durch das nachträgliche Sweepen der Oberfläche änderte sich die gemittelte Rautiefe R_z nicht und lag immer noch im Bereich von 50 µm (vgl. Abschnitt 4.5.1). Allerdings änderte sich das oberflächliche Profil, es entstanden mehr kleine Täler. Dies ist auch deutlich im Schliffbild (siehe Bild 4.10) erkennbar.

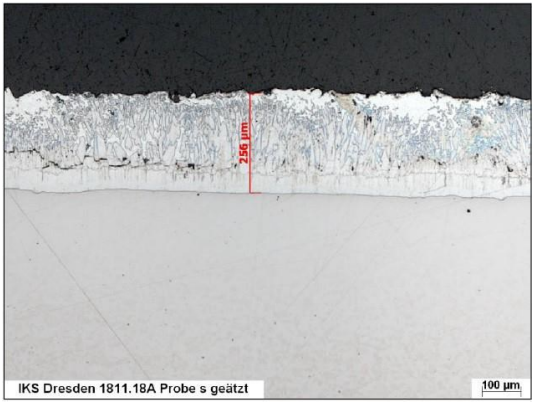


Bild 4.10: Schliffbild NT-Verzinkter und gesweepter Sebistystahl (Gleitklasse C)

Trotz der nicht vollständigen Entfernung der Reinzinkschicht, sah die Oberfläche etwas matter als der Ausgangszustand aus (siehe Bild 4.11). Der in DIN EN 1090-2, Tabelle 17, Hinweis c [13] (siehe Tabelle 2.5) enthaltene Hinweis zur Optik der Oberfläche könnte hier schon zutreffen. In der in Deutschland bauaufsichtlich eingeführten Version der DIN EN 1090-2 [13] wird eine Entfernung der Reinzinkschicht nicht explizit gefordert.



Bild 4.11: Feuerverzinkte und gesweepte Reibfläche (Gleitklasse C)

4.5.3 NT-Verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche und ASI-Beschichtung

Um die Gleitflächenklasse B zu erreichen, wurden die bei Normaltemperatur feuerverzinkten und gesweepten Proben (siehe Abschnitt 4.5.2) anschließend noch mit einer ASI-Beschichtung versehen. Die ASI-Beschichtung wurde nach den herstellerseitigen Vorgaben verarbeitet und lag mit ihrer zusätzlichen Schichtdicke im Bereich der geforderten 40 bis 80 µm. Die Rauheit der Oberfläche wurde nicht erneut vermessen. Bereits bei der optischen Begutachtung war aber zu erkennen, dass sich die Rauigkeit reduziert hatte. Die Reibfläche eines mit ASI-Beschichtung versehenen Probekörpers ist in Bild 4.12 zu erkennen.



Bild 4.12: Feuerverzinkte, gesweepte und ASI-beschichtete Reibfläche (Gleitklasse B)

4.5.4 NT-Verzinkter Sebistystahl als Fügepartner gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

Neben den Probekörpern mit gleich gepaarten Reibflächen, wurde auch eine gemischte Paarung untersucht. Hintergrund hierbei war es, durch eine Paarung von unterschiedlichen Reibflächen eine für die Anforderungen des Brückenbaus optimierte Gleitflächenpaarung zu finden.

Die 20 mm dicken Fügepartner wurden hierbei wie in Abschnitt 4.5.1 beschrieben ausgeführt. Um den Einfluss der Zinkschichtdicke zu untersuchen, wurden hierbei aber Zinkschichtdicken von 500 µm untersucht. Die erhöhte Zinkschichtdicke wurde mit verlängerten Tauchdauern von etwa zehn Minuten erzielt. Der Aufbau dieser dickeren Überzüge ähnelte den dünneren Überzügen, allerdings erhöhte sich der Anteil der Reinzinkschicht an der gesamten Dicke der Zinkschicht. Ein optischer Unterschied der Oberflächen war nicht zu erkennen.

Die 10 mm dicken Laschen wurden bei etwa 560 °C Hochtemperatur-verzinkt. Die erzielten Zinkschichtdicken lagen im Bereich von 120 µm bis 150 µm und wiesen im Schliffbild (siehe Bild 4.13 links) eine durchgängige Mischphase auf. Dies war auch

optisch durch die grau matte Oberfläche erkennbar (siehe Bild 4.13 rechts). Nach dem HT-Verzinken verblieb eine mittlere Rautiefe R_z von etwa 50 µm.

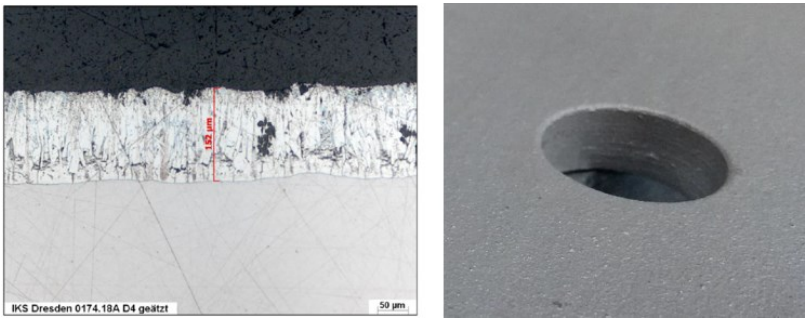


Bild 4.13: Links: Schliffbild HT-Verzinkung; Rechts HT-verzinkte Reibfläche

4.5.5 NT-Verzinkter Hochsiliziumstahl als Fügepartner gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

Bei der Paarung eines NT-verzinkten Hochsiliziumstahls als Fügepartner mit einer gestrahlten und HT-verzinkten Lasche handelte es sich eigentlich ebenfalls um eine Mischverbindung. Allerdings wurden bei dieser Paarung zwei Reibflächen mit oberflächlichen Mischphasen miteinander kombiniert, wodurch der Unterschied zwischen beiden Reibflächen gering ausfiel.

Die Fügepartner aus Hochsiliziumstahl wiesen einen Siliziumgehalt von 0,33 % auf. Auch hier war vom Grundmaterial mit rundem Strahlmittel die Walzhaut entfernt worden. Die mittlere Rautiefe R_z entsprach den Werten des untersuchten Sebistystahls von etwa 50 µm. Die Verzinkung der Bauteile war identisch zu denen aus Sebistystahl, bei gleichen Randbedingungen wuchsen aber deutlich dickere Zinkschichtdicken auf. Die gemessene Zinkschichtdicke lag über 700 µm. Im Schliffbild zeigte sich, dass der gesamte Zinküberzug durch Eisen-Zink-Mischphasen gebildet wurde. Das Schliffbild sowie die Oberfläche sind in Bild 4.14 zu erkennen.

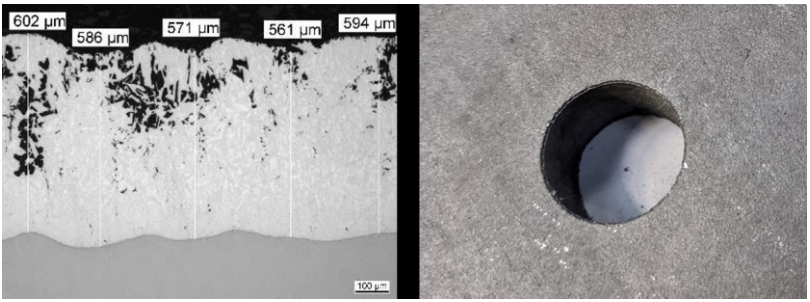


Bild 4.14: Links: Schliffbild NT-verzinkter Hochsiliziumstahl; Rechts: Reibfläche NT-verzinkter Hochsiliziumstahl

Die Reibflächen der Laschen entsprachen denen, die bei der Mischverbindung in Abschnitt 4.5.4 verwendet wurden.

4.5.6 Gestrahlter und bewitterter wetterfester Baustahl

Die Untersuchungen am wetterfesten (WT-) Baustahl dienten als Vergleich für die Untersuchungen mit feuerverzinkten Reibflächen. Die Untersuchungen entstanden im Rahmen des Forschungsprojektes FOSTA P1200 [91], dort sind die Oberflächen auch exakt beschrieben.

Bei dem Grundmaterial der Probekörper handelte es sich um einen S355 J2W+N, welcher zuvor auf einen Oberflächengrad Sa 3 gestrahlt wurde. Anschließend wurden die gestrahlten Proben für insgesamt 16 Wochen ausgelagert. Die Probekörper wurden dabei frei bewittert. Durch die Freibewitterung bildete sich die für den WT-Stahl charakteristische Rostschicht aus. Im Schliffbild war die Dicke dieser Rostschicht messbar, Sie betrug zwischen 20 und 60 µm. Die mittlere Rautiefe R_z nach der Bewitterung lag bei etwa 80 µm. Sowohl ein Schliffbild als auch die Reibfläche nach der Bewitterung sind in Bild 4.15 zu erkennen.

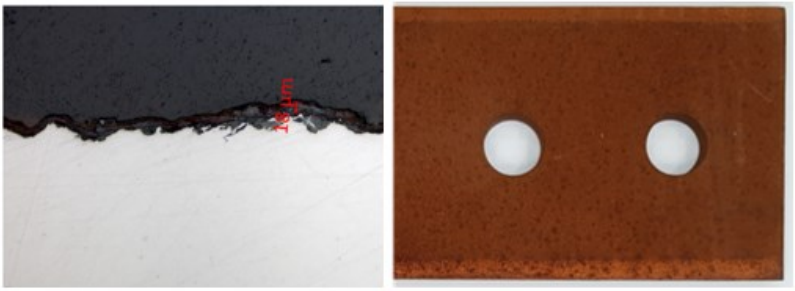


Bild 4.15: Links: Schliffbild 16 Wochen bewitterter WT-Stahl; Rechts: Reibfläche 16 Wochen bewitterter WT-Stahl

4.5.7 Gestrahlter wetterfester Baustahl mit ASI-Beschichtung

Reibflächen aus gestrahltem WT-Stahl, der anschließend mit einer ASI-Beschichtung versehen wurde, dienten ebenfalls zum Vergleich. Die Untersuchungen an diesen Oberflächen wurden ebenfalls aus dem Forschungsprojekt FOSTA P1200 [91] entnommen.

Das gestrahlte Grundmaterial entsprach dem aus Abschnitt 4.5.6. Dieses wurde zusätzlich mit einer ASI-Beschichtung mit einer Dicke zwischen 40 µm bis 80 µm versehen. So entstanden Reibflächen, die nach DIN EN 1090-2, Tabelle 17 [13] der Gleitklasse A zugeordnet werden konnten (siehe Tabelle 2.5). Die untersuchte Reibfläche ist in Bild 4.16 zu erkennen.



Bild 4.16: Reibfläche WT-Stahl mit ASI-Beschichtung

5 Untersuchung von Reibflächen ohne Vorbelastung

5.1 Vorbemerkung und Zielsetzung

In den folgenden Abschnitten werden die Ergebnisse der durchgeführten experimentellen Untersuchungen an Reibflächen, die keine Vorbelastung erhielten, vorgestellt. Mithilfe der Versuche sollten verschiedene Aspekte der feuerverzinkten GV-Verbindungen untersucht werden und gleichzeitig der Referenzzustand gegenüber den Reibflächen, die eine Vorbelastung erfuhren, herausgearbeitet werden.

Zuerst wurden an den untersuchten Reibflächenpaarungen die Verluste der Vorspannkraft abgeschätzt. Auch die quasi-statische Tragfähigkeit wurde im ersten Schritt bestimmt. Ausgehend hiervon wurde der Einfluss des Kriechens auf die Tragfähigkeit der Reibflächenpaarungen untersucht. Das Kriechen stellte für die im Bauwerk nutzbare Haftreibungszahl immer den limitierenden Faktor da. Mit der Kenntnis der kurzfristigen quasi-statischen Tragfähigkeit und deren Abminderung unter Kriechen, wurde das Verhalten der Reibflächenpaarungen unter zyklischen Lasten untersucht. Die gewonnenen Erkenntnisse dienen als Referenz für die Untersuchung der gesteigerten Tragfähigkeit durch den Lock-Up Effekt.

Teile der in diesem Abschnitt dargestellten Ergebnisse von feuerverzinkten GV-Verbindungen entstanden im Rahmen eines gemeinschaftlichen Forschungsprojektes [20], welches in Teilen an der TU Dortmund bearbeitet wurde. Die im Rahmen des Forschungsprojektes gewonnenen Ergebnisse werden in diesem Abschnitt einer vertieften Analyse unterzogen, um Einflussfaktoren auf die verschiedenen Aspekte des Tragverhaltens zu charakterisieren. Die Ergebnisse der GV-Verbindungen aus WT-Stahl stammen ebenfalls aus einem gemeinschaftlichen Forschungsprojektes [91], welches in Teilen an der TU Dortmund bearbeitet wurde. Diese Ergebnisse wurden ebenfalls für die vertiefte Analyse des Tragverhaltens herangezogen und dienen weiterhin für den Vergleich mit den feuerverzinkten GV-Verbindungen.

5.2 NT-Verzinkter Sebistystahl

5.2.1 Vorbemerkung

Die Untersuchung der Paarung von zwei NT-verzinkten Reibflächen, die auf einem Sebistystahl aufgebracht wurden, diente dazu einen Referenzzustand zu den weiteren Bearbeitungszuständen zu ermitteln. Die untersuchten Oberflächen sind in Abschnitt 4.5.1 beschrieben. Gleichzeitig war zu erwarten, dass die an den

Oberflächen vorhandene unbearbeitete Reinzinkschicht zu einer sehr geringen Tragfähigkeit und einem ausgeprägten zeitabhängigen Verhalten führen würde. Da die Reibflächenpaarung für die weitere Untersuchung nicht vorgesehen war, wurden lediglich einige Untersuchungen mit einer verringerten Anzahl an Versuchen durchgeführt.

5.2.2 Vorspannkraftverluste

An zwei Prüfkörpern wurden die Verluste der Vorspannkräfte abgeschätzt. Hierfür wurden diese auf eine Vorspannkraft oberhalb der Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ von 172 kN angezogen. Die aufgebrachte mittlere initiale Vorspannkraft $F_{p,C,m,ini}$ betrug etwa 179 kN. Diese wurde drei Sekunde nach der maximalen Vorspannkraft abgelesen, um die elastische Rückfederung der Schraube nach dem Absetzen des Werkzeuges zu berücksichtigen. Danach ruhten die Prüfkörper ohne Belastung für einen Zeitraum von über 100 Tagen. Erwartungsgemäß fielen die Vorspannkräfte bereits in den ersten Minuten deutlich ab, der Verlust verlangsamte sich aber mit der Zeit. Ein exemplarischer Verlauf der Vorspannkraft in den ersten 24 Stunden ist in Bild 5.1 zu erkennen.

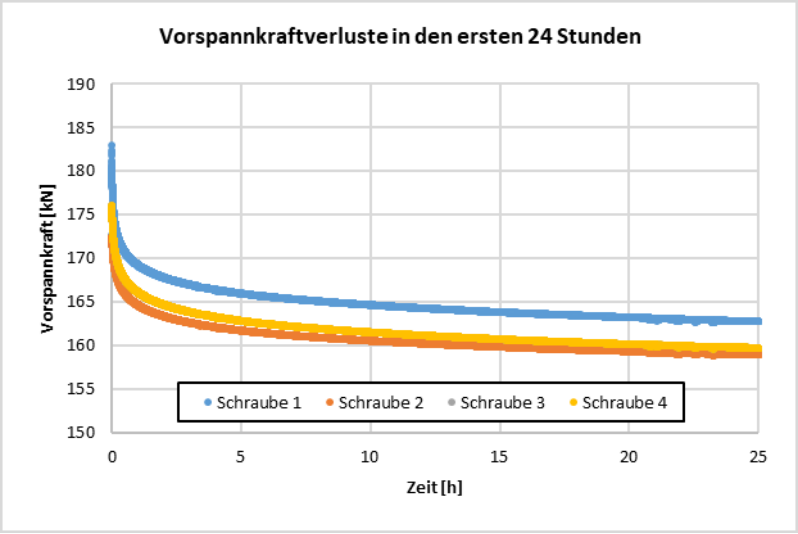


Bild 5.1: Exemplarischer Verlauf der Vorspannkraftverluste in den ersten 24 Stunden von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl

Bis zur Beendigung der Versuche fielen die Vorspannkräfte dabei auf etwa 80 % bis 85 % der initialen Vorspannkraft ab. Mithilfe der Versuchsdaten konnte der erwartete Verlust der Vorspannkraft nach einem, 50 und 100 Jahren prognostiziert

werden. Hierzu wurden die prozentualen verbleibenden Vorspannkräfte über eine logarithmische Zeitachse aufgetragen. Im linearen Bereich der Ergebnisse wurde dann mithilfe einer Regressionsfunktion auf den Zeitraum von 100 Jahren extrapoliert. Die Vorspannkräfte zeigten über die logarithmische Zeitachse ein lineares Verhalten. Eine exemplarische Funktion der Vorspannkraft sowie die durchgeführte Extrapolation ist in Bild 5.2 erkennbar.

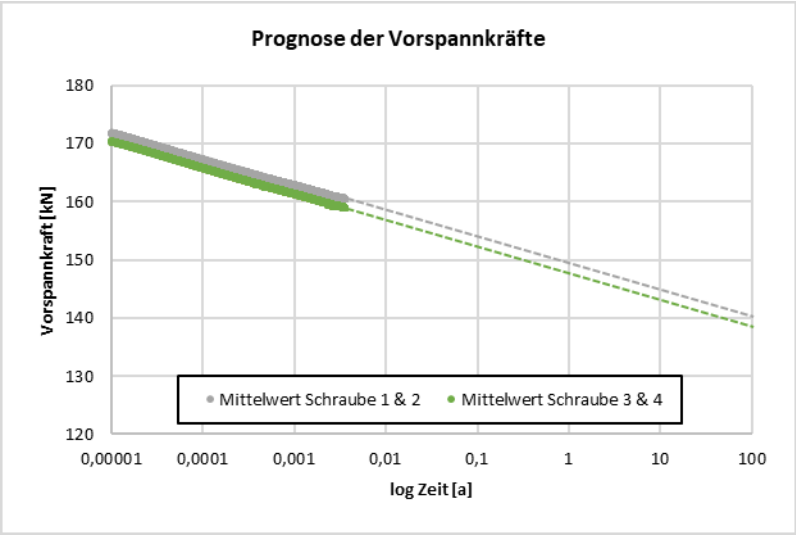


Bild 5.2: Exemplarischer Verlauf der Vorspannkraftverluste und Prognose der verbleibenden Vorspannkräfte von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl

Die Ergebnisse der Untersuchungen und daraus prognostizierten Werte sind in Tabelle 5.1 erkennbar. Die prognostizierte, nach 100 Jahren verbleibende Vorspannkraft $F_{p,C,100a}$ lag zwischen 72,6 % und 79,9 %, im Mittel bei 76,6 %.

Tabelle 5.1: Ergebnisse der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten an Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	Δt	$F_{p,C,m,\Delta t}$		$F_{p,C,50a}$	$F_{p,C,100a}$
		[kN]	[h]	[kN]	[%]	[%]	[%]
S_01_RQ	oben	178,34	3384	152,07	85,30	80,55	79,87
	unten	179,21	3384	151,60	84,59	79,65	78,95
S_02_RnQ	oben	180,02	2664	144,45	80,20	73,49	72,57
	unten	178,47	2664	144,53	80,98	74,48	73,60

Legende: $\mathbf{F_{p,C,m,ini}}$: Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **Δt**: Individuelle Versuchsdauer; $\mathbf{F_{p,C,m,\Delta t}}$: Gemessene mittlere Vorspannkraft am Ende der Versuchsdauer; $\mathbf{F_{p,C,50a}}$: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 50 Jahren; $\mathbf{F_{p,C,100a}}$: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren

Da die Reibflächenpaarung für die Untersuchungen nur eine untergeordnete Rolle hatte, wurden trotz der hohen prognostizierten Verluste der Vorspannkraft keine weiteren Untersuchungen an nachgespannten Verbindungen durchgeführt.

An den Versuchskörpern wurde im Nachgang noch eine quasi-statische Prüfung durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Prüfungen sind in Abschnitt 6.2.2 zu finden.

5.2.3 Ermittlung der quasi-statischen Tragfähigkeit

Aufgrund der untergeordneten Bedeutung der Reibflächenpaarung von zwei NT-verzinkten Sebistystählen, wurde nur zwei quasi-statische Versuche durchgeführt.

Um die Verluste der Vorspannkräfte in den ersten Sekunden nach Aufbringen auszugleichen, wurden alle Verbindungen mit einer leicht höheren Vorspannkraft versehen. Die mittlere initiale Vorspannkraft nach der Montage $F_{p,C,m,ini}$ betrug 177,8 kN. Hierbei wurde bereits die elastische Rückfederung der Schraube nach Absetzen des Anziehgerätes berücksichtigt. Bis zum anschließenden Versuchsbeginn stellten sich Verluste in Höhe von etwa 3 % ein, sodass die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ eingehalten wurde. Die hier aufgeführten Werte können Tabelle 5.2 entnommen werden.

Tabelle 5.2: Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$ [kN]	$F_{p,C,m,Start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C}$ [%]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
S_03_Q	oben	176,6	171,3	3,0	244,9	0,36	0,076	195,6
	unten	177,0	171,9	2,9	253,0	0,37	0,103	191,0
S_08_Q	oben	178,3	175,0	1,9	243,3	0,35	0,102	212,30
	unten	179,4	175,1	2,4	243,3	0,35	0,086	207,44

Legende: $\mathbf{F_{p,C,m,ini}}$: Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; $\mathbf{F_{p,C,m,Start}}$: Mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung; $\mathbf{\Delta F_{p,C}}$: Verlust der Vorspannkraft zwischen dem Aufbringen der Vorspannkraft und dem Beginn der Belastung; $\mathbf{F_{Si}}$: Individuelle maximale Gleitlast der Verbindung; $\mathbf{\mu_i}$: Individuelle Haftreibungszahl auf Basis von F_{Si} bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; $\mathbf{d_{Si,akt}}$: Individuelle Gleitverformung beim Erreichen der individuellen Gleitlast F_{Si}; $\mathbf{F_{Si,Rest}}$: Individuelle minimale Resttragfähigkeit der Verbindung nach Überschreiten von F_{Si}

Die untersuchten Verbindungen erreichten ihre jeweilige maximale Tragfähigkeit F_{si} vor der Verformungsgrenze von 0,15 mm. Es ergaben sich eine Gleitlasten F_{si} zwischen 243,3 kN und 253,0 kN. Bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ ergab sich damit eine mittlere Haftreibungszahl μ_m von 0,36. Nach Erreichen des jeweiligen Maximums fielen die Tragfähigkeiten der Verbindungen langsam und nicht schlagartig wieder ab und bildeten im Mittel ein Plateau $F_{sm,Rest}$ bei etwa 201,6 kN. Ein exemplarisches Kraft-Verformungsverhalten eines Versuchskörpers mit zwei Verbindungen ist in Bild 5.3 zu erkennen. Bei den Kraft-Verformungsverläufen ist zu beachten, dass beide Verbindungen nicht zeitgleich versagen. Dies führt zu einem Kraftabfall im gesamten Versuchskörper, der hier bei der unteren Verbindung an einem Kraftabfall vor Erreichen des Maximums zu erkennen ist. Sobald in der oberen Verbindung große Verformungen erreicht waren, stieg die Kraft im Versuchskörper wieder, womit auch die Belastung auf die untere Verbindung wieder stieg.

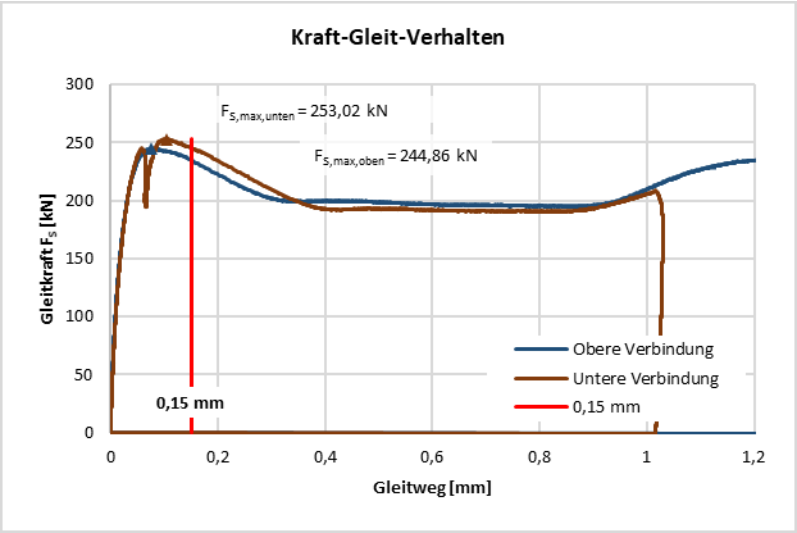


Bild 5.3: Exemplarischer Verlauf des Kraft-Gleit-Verhalten im quasi-statischen Versuch von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl

Bei Betrachtung der Reibflächen im Anschluss an den Versuch ist ein Reibverschleiß erkennbar. Dieser fällt auf den Fügepartnern und den Laschen gleich aus. Es sind einzelne nicht zusammenhängende glänzende Punkte erkennbar, am Rand der Bohrungen sind teilweise etwas größere zusammenhängende Bereiche erkennbar. Sowohl bei den einzelnen Punkten also auch bei den zusammenhängenden Bereichen sind teilweise Riefen in Belastungsrichtung erkennbar. Eine Reibfläche im Anschluss einer quasi-statischen Prüfung ist in Bild 5.4 erkennbar.



Bild 5.4: Exemplarische Reibfläche nach quasi-statischer Prüfung von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl

5.2.4 Überprüfung der Kriechneigung

Auf eine Überprüfung der Kriechneigung für diese Reibflächenpaarung wurde aufgrund der Erfahrungen aus der Literatur und den anderen Versuchen verzichtet. Im Rahmen der durchgeführten erweiterten Kriechprüfung wurde bestätigt, dass für diese Reibflächenpaarung eine erhöhte Kriechneigung vorlag und die erweiterten Kriechprüfungen daher notwendig waren.

5.2.5 Erweiterte Kriechprüfungen

Um den Referenzzustand des Kriechens für die Reibflächenpaarung abzubilden und eine Vorbelastung für eine anschließende quasi-statische Prüfung aufzubringen, wurde an einem Prüfkörper eine erweiterte Kriechprüfung durchgeführt. Diese wurde mit einer Belastung von 138 kN (μ = 0,20) über einen Zeitraum von 138 Stunden durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Tabelle 5.3 zusammengefasst.

Tabelle 5.3: Ergebnisse der erweiterten Kriechprüfungen von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl

Versuch		F_{min} [kN]	μ_{min} [-]	t [h]	t_{Prog} [h]	Ergebnis
S_04_KQ	oben	138	0,20	138	1	bestanden / Extrapolation
	unten	138	0,20	138	1	bestanden / Extrapolation

Legende: **F_{min}:** Minimale auf den Versuchskörper einwirkende Prüflast; **μ_{min}:** Aus F_{min} resultierende minimale geprüfte Haftreibungszahl bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **t**: Individuelle Versuchsdauer; **t_{Prog}**: Zeitpunkt ab dem die Daten der Verschiebungen zur Extrapolation der Verformung genutzt wurden

Die Verbindungen zeigten auf der Log-Zeit-Achse einen linearen Verlauf, ein tertiäres Kriechen deutete sich nicht an. Die Extrapolation auf eine Lebensdauer von 100 Jahren prognostizierte Verformungen von maximal 0,12 mm, womit die erweiterte Kriechprüfung bestanden wurde. Aufgrund der untergeordneten Bedeutung der Reibflächenpaarung wurden keine weiteren erweiterten Kriechprüfungen auf einer höheren Laststufe durchgeführt.

Mithilfe der Kriechprüfung ließen sich die auftretenden Vorspannkraftverluste unter konstanter Belastung abschätzen. Unter der wirkenden konstanten Last ergaben sich nach 138 Stunden minimale Vorspannkräfte von 84,9 % und 85,7 % der Vorspannkraft beim Anspannen der Verbindungen. Mithilfe der Verläufe der Vorspannkräfte konnte so auf nach 100 Jahren verbleibende Vorspannkräfte zwischen 73,8 % und 75,3 % extrapoliert werden. Die Ergebnisse der Vorspannkraftverluste unter konstanten Lasten sind in Tabelle 5.4 zusammengefasst.

Tabelle 5.4: Ergebnisse der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten während einer erweiterten Kriechprüfung an Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	Δt	$F_{p,C,m,\Delta t}$		$F_{p,C,50a}$	$F_{p,C,100a}$
		[kN]	[h]	[kN]	[%]	[%]	[%]
S_04_KQ (μ = 0,20)	oben	178,1	138	151,2	84,9	74,7	73,8
	unten	178,2	138	152,7	85,7	76,1	75,3

Legende: $\mathbf{F_{p,C,m,ini}}$: Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; $\mathbf{\Delta t}$: Individuelle Versuchsdauer; $\mathbf{F_{p,C,m,\Delta t}}$: Gemessene mittlere Vorspannkraft am Ende der Versuchsdauer; $\mathbf{F_{p,C,50a}}$: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 50 Jahren; $\mathbf{F_{p,C,100a}}$: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren

5.2.6 Zyklische Untersuchungen

Für die Untersuchung des Verhaltens der Reibflächen von NT-Verzinktem Sebistystahl wurde ein Versuch unter zyklischen Lasten durchgeführt.

Die Prüfkörper wurde mit einer Oberlast F_o von 138 kN bei einem Spannungsverhältnis von R = 0,1 belastet. Damit lag die benötigte Haftreibungszahl bei μ_o = 0,20. Dies entsprach etwa 55 % der ermittelten quasi-statischen Tragfähigkeit, sowie der konstanten Belastung in der durchgeführten erweiterten Kriechprüfung. Die zyklische Belastung konnte mit einer Frequenz von 6 Hz aufgebracht werden. Da im Anschluss eine quasi-statische Prüfung durchgeführt werden sollte (siehe Abschnitt 6.2.4), wurde der zyklische Versuch nach etwa 1,5 Mio. Zyklen abgebrochen. Die Versuchsdauer betrug bis dahin etwa drei Tage.

Die obere Verbindung zeigte auf der Log-Zeit-Skala eine nahezu lineare Verformungszunahme. Die untere Verbindung hingegen verformte sich erst entgegen der Belastungsrichtung, bevor sie dann auch eine leichte Verformungszunahme verzeichnete. Eine Änderung der Schwingbreite der Verformungen in den Fugen war über die gesamte Dauer der zyklischen Belastung nicht erkennbar. Vor Abbruch des Versuchs wies die obere Verbindung eine maximale Verformung von 0,039 mm auf, die untere eine maximale Verformung von 0,004 mm. Die Ergebnisse des zyklischen Versuchs sind in Tabelle 5.5 erkennbar.

Tabelle 5.5: Ergebnisse der zyklischen Untersuchungen von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl

Versuch		F_o [kN]	μ_o [-]	R [-]	Zyklen [n]	$d_{Si,Max}$ [mm]	Tertiäres Kriechen
S_05_ZQ	oben	138	0,20	0,1	1,5 Mio.	0,039	nein
	unten	138	0,20	0,1	1,5 Mio.	0,004	nein

Legende: **F_o:** Maximale auf den Versuchskörper einwirkende Oberlast der zyklischen Belastung; **μ_o:** Aus F_o resultierende Haftreibungszahl bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **R**: Verhältnis der einwirkenden Unterlast F_u zur Oberlast F_o der zyklischen Belastung; **Zyklen**: Anzahl der aufgebrachten Zyklen bis zum Abbruch der zyklischen Belastung; **$d_{Si,Max}$**: Maximal aufgetretene Verformung der jeweiligen Verbindung bis zum Abbruch; **Tertiäres Kriechen**: Deutlich erkennbare Zunahme der Verformungen aufgetragen über die log-Zeit-Achse

Während des zyklischen Versuches wurden die Vorspannkräfte mit hoher Messfrequenz aufgezeichnet. Dadurch konnte der Verlust der Vorspannkräfte bei der jeweiligen zyklischen Belastung ermittelt werden. Auf Basis der Messwerte des durchgeführten Versuchs konnten minimale nach 100 Jahren verbleibenden Vorspannkräfte von 77,0 % bzw. 75,5 % prognostiziert werden. Die Ergebnisse der Vorspannkraftverluste sind in Tabelle 5.6 aufgeführt.

Tabelle 5.6: Ergebnisse der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten während einer zyklischen Belastung von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$ [kN]	Δt [h]	$F_{p,C,m,\Delta t,Min}$ [kN]	[%]	$F_{p,C,50a,Min}$ [%]	$F_{p,C,100a,Min}$ [%]
S_05_ZQ (F_o = 138 kN / μ_o = 0,20 / R = 0,1 / 1,5 Mio. Zyk.)	oben	186,2	70	162,8	87,4	77,7	77,0
	unten	186,4	70	161,5	86,7	76,3	75,5

Legende: **$F_{p,C,m,ini}$:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **Δt**: Individuelle Versuchsdauer; **$F_{p,C,m,\Delta t,Min}$**: Gemessene mittlere Vorspannkraft am Ende der Versuchsdauer unter zyklischer Belastung von F_o; **$F_{p,C,50a,Min}$**: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 50 Jahren unter zyklischer Belastung von F_o; **$F_{p,C,100a,Min}$**: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren unter zyklischer Belastung von F_o

5.2.7 Zusammenfassung der Ergebnisse für die Reibflächenpaarung

Die Ergebnisse der Untersuchungen der Reibflächenpaarung von NT-verzinktem Sebistystahl lassen sich folgendermaßen zusammenfassen:

An montierten und belasteten Probekörpern konnten nach 100 Jahren verbleibende Vorspannkräfte von 72,6 % bis 79,9 % prognostiziert werden. Die quasi-statische Prüfung ergab eine mittlere Haftreibungszahl von $\mu_m = 0{,}37$. Die Verbindungen versagten langsam. Ohne eine vorherige Überprüfung der Kriechneigung wurde eine erweiterte Kriechprüfung durchgeführt. Bei dieser wurde eine konstante Last von 138 kN ($\mu = 0{,}20$) aufgebracht. Ein tertiäres Kriechen konnte nicht festgestellt werden, die Kriechprüfung wurde bestanden. Anhand der Prüfung konnten nach 100 Jahren verbleibenden Vorspannkräfte zwischen 73,8 % und 75,3 % prognostiziert werden. Eine zyklische Untersuchung wurde auf einem Niveau von $\mu_o = 0{,}20$ durchgeführt, hier zeigte sich – wie auch in der erweiterten Kriechprüfung - kein tertiäres Kriechen. Die unter zyklischen Lasten nach 100 Jahren verbleibenden Vorspannkräfte lagen zwischen 75,5 % und 77,0 %. Diese lagen in einem ähnlichen Bereich wie bei der erweiterten Kriechprüfung.

5.3 NT-Verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche

5.3.1 Vorbemerkung

In den folgenden Abschnitten werden die Untersuchungen von Reibflächen an einem NT-verzinkten und anschließend gesweepten Sebistystahl vorgestellt. Die hergestellten Oberflächen wurden in Abschnitt 4.5.2 beschrieben. Die so hergestellten Oberflächen sollten die Herstellvorgaben nach DIN EN 1090-2, Tabelle 17, Gleitklasse C [13] einhalten.

5.3.2 Vorspannkraftverluste

An insgesamt sieben Versuchskörpern wurden Vorspannkraftverluste für die Reibflächen eines NT-verzinkten Sebistystahls mit anschließend gesweepter Oberfläche ermittelt. Hierbei wurden unterschiedliche Vorspannkraftniveaus und der Einfluss des Nachspannens untersucht.

An sechs Prüfkörpern wurden die Vorspannkraftverluste auf einem Niveau oberhalb der Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ von 172 kN untersucht. Die Ergebnisse dieser Versuche sind in Tabelle 5.7 zusammengefasst. Die bei der Montage über alle Verbindungen aufgebrachte mittlere initiale Vorspannkraft $F_{p,C,m,ini}$ betrug etwa 179,3 kN. Die Versuchsdauern lagen zwischen 114 Stunden und 551 Stunden. Bei Extrapolation der Vorspannkräfte verblieben als Mittelwert nach 50 Jahren noch 78,3 % bzw. nach 100 Jahren noch 77,6 % der initialen Vorspannkraft.

Tabelle 5.7: Ergebnisse der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten bei einem Niveau von $F_{p,C}$ an Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	Δt	$F_{p,C,m,\Delta t}$		$F_{p,C,50a}$	$F_{p,C,100a}$
		[kN]	[h]	[kN]	[%]	[%]	[%]
Sg_08_RQ	oben	179,60	336	155,41	86,5	79,0	78,3
	unten	180,46	336	154,45	85,6	77,6	76,8
Sg_09_RnQ	oben	179,58	336	155,98	86,9	79,5	78,8
	unten	177,03	336	143,63	81,1	70,6	69,6
Sg_10_RnRQ	oben	178,98	336	158,60	88,6	82,3	81,7
	unten	180,43	336	154,55	85,7	77,7	76,9
Sg_11_RQ	oben	179,65	551	151,19	84,2	76,2	75,4
	unten	179,52	551	155,27	86,5	79,7	79,0
Sg_05_R	oben	179,45	114	158,04	88,1	79,7	79,0
	unten	178,36	114	158,92	89,1	81,5	80,8

Legende: $\mathbf{F_{p,C,m,ini}}$: Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **Δt**: Individuelle Versuchsdauer; $\mathbf{F_{p,C,m,\Delta t}}$: Gemessene mittlere Vorspannkraft am Ende der Versuchsdauer; $\mathbf{F_{p,C,50a}}$: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 50 Jahren; $\mathbf{F_{p,C,100a}}$: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren

Ein weiterer Prüfkörper wurde mit dem Kombinierten Verfahren vorgespannt. Hierbei ergaben sich mittlere initiale Vorspannkräfte $F_{p,C,m,ini}$ von 229,6 kN. Der Versuchskörper ruhte insgesamt 448 Stunden, dabei reduzierten sich die Vorspannkräfte auf 88,1 % bzw. 87,5 %. Die extrapolierten Vorspannkräfte nach 50 bzw. 100 Jahren ergaben 81,4 % bzw. 80,7 % der initialen Vorspannkraft. Die Ergebnisse sind in Tabelle 5.8 erkennbar.

Tabelle 5.8: Ergebnisse der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten nach Anziehen mittels des Kombinierten Verfahrens an Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	Δt	$F_{p,C,m,\Delta t}$		$F_{p,C,50a}$	$F_{p,C,100a}$
		[kN]	[h]	[kN]	[%]	[%]	[%]
Sg_07_R	oben	228,17	448	200,93	88,1	81,8	81,2
	unten	230,99	448	202,07	87,5	80,9	80,3

Legende: $\mathbf{F_{p,C,m,ini}}$**:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **Δt**: Individuelle Versuchsdauer; $\mathbf{F_{p,C,m,\Delta t}}$**:** Gemessene mittlere Vorspannkraft am Ende der Versuchsdauer; $\mathbf{F_{p,C,50a}}$**:** Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 50 Jahren; $\mathbf{F_{p,C,100a}}$**:** Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren

Da die Vorspannkraftverluste gegenüber anderen Reibflächenpaarungen recht hoch ausfielen, wurde an zwei Prüfkörpern der Einfluss eines Nachspannens der Schrauben untersucht. Dabei handelte es sich jeweils um Prüfkörper, die auf einem Niveau oberhalb der Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ von 172 kN montiert wurden. Die beiden Versuchskörper wurden nach 24 Stunden bzw. 336 Stunden nachgespannt. Das Niveau der Vorspannkraft nach dem Nachspannen sollte wieder leicht oberhalb der Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ liegen. Nach dem erneuten Aufbringen der Vorspannkraft fielen die Vorspannkräfte in den ersten Momenten nicht so stark ab. Die Geschwindigkeit der Vorspannkraftverluste war gegenüber dem ersten Anspannen deutlich reduziert. Im Laufe der Zeit nahm die Geschwindigkeit aber wieder zu. Ein exemplarischer Verlauf der Vorspannkraft nach dem Nachspannen im Vergleich mit einer nicht nachgespannten Verbindung ist in Bild 5.5 erkennbar.

Der Versuchskörper der nach etwa 24 Stunden nachgespannt wurde, ruhte über einen Zeitraum von 1031 Stunden bzw. etwa 43 Tagen. Anhand der gemessenen Vorspannkräfte konnten verbleibende Vorspannkräfte von 83,5 % nach 50 Jahren und 82,4 % nach 100 Jahren prognostiziert werden. Der Versuchskörper der nach 336 Stunden nachgespannt wurde, ruhte weitere 215 Stunden bzw. fast 9 Tage. Mithilfe seiner gemessenen Vorspannkräfte konnten verbleibende Vorspannkräfte von 90,5 % nach 50 Jahren und 89,9 % nach 100 Jahren prognostiziert werden. Die Ergebnisse der Versuchskörper mit nachgespannten Verbindungen sind in Tabelle 5.9 zu erkennen.

An einem Teil aller in diesem Abschnitt betrachteten Versuchskörper wurde im Nachgang noch eine quasi-statische Prüfung durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Prüfungen sind in Abschnitt 6.3.2 zu finden.

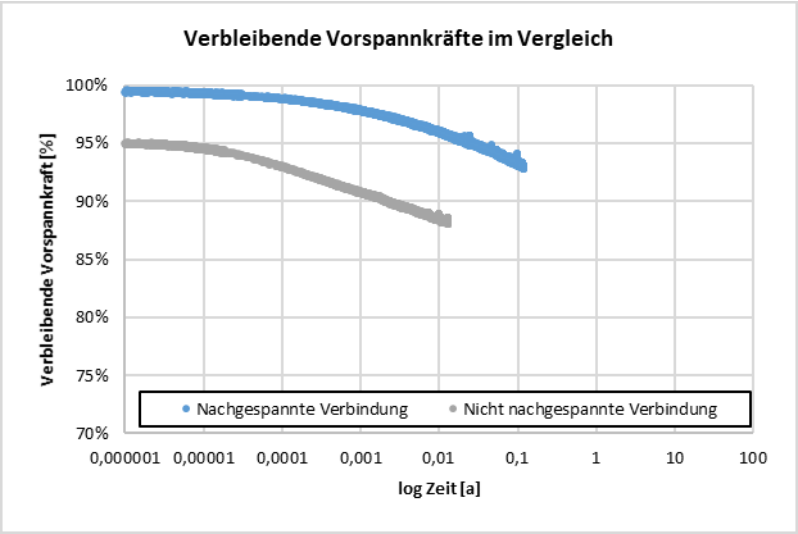


Bild 5.5: Vergleich der verbleibenden Vorspannkräfte einer nachgespannten Verbindung (Sg_06_RnR oben) und einer nicht nachgespannten Verbindung (Sg_05_R oben)

Tabelle 5.9: Ergebnisse der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten bei einem Niveau von $F_{p,C}$ nachdem Nachgespannt wurde an Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	Δt	$F_{p,C,m,\Delta t}$		$F_{p,C,50a}$	$F_{p,C,100a}$
		[kN]	[h]	[kN]	[%]	[%]	[%]
Sg_10_RnRQ (Nachgespannt nach 336 h)	oben	179,82	215	176,52	98,2	93,8	93,4
	unten	179,73	215	172,92	96,2	87,2	86,4
Sg_06_RnR (Nachgespannt nach 24 h)	oben	179,26	1031	166,84	93,1	84,3	83,3
	unten	180,55	1031	166,73	92,4	82,6	81,5

Legende: **$F_{p,C,m,ini}$**: Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **Δt**: Individuelle Versuchsdauer; **$F_{p,C,m,\Delta t}$**: Gemessene mittlere Vorspannkraft am Ende der Versuchsdauer; **$F_{p,C,50a}$**: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 50 Jahren; **$F_{p,C,100a}$**: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren

5.3.3 Ermittlung der quasi-statischen Tragfähigkeit

Mit den Reibflächen von NT-verzinkten und anschließend gesweepten Sebistystahl wurden vier quasi-statische Prüfungen durchgeführt.

Die Verbindungen wurden auf eine mittlere initiale Vorspannkraft $F_{p,C,ini,m}$ von etwa 178,5 kN vorgespannt, bis zum Versuchsbeginn fielen die Kräfte im Mittel um etwa 3 % auf eine mittlere Vorspannkraft $F_{p,C,Start,m}$ zu Beginn von 172,7 kN. Die Kennwerte und Ergebnisse der durchgeführten Versuche sind in Tabelle 5.10 zu erkennen.

Tabelle 5.10: Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$ [kN]	$F_{p,C,m,Start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C}$ [%]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
Sg_01_Q	oben	177,1	171,3	3,3	293,4	0,43	0,127	251,3
	unten	177,2	170,0	4,1	271,1	0,39	0,114	229,3
Sg_02_Q	oben	178,6	173,5	2,9	303,2	0,44	0,138	269,6
	unten	178,8	173,7	2,8	290,9	0,42	0,106	249,9
Sg_03_Q	oben	178,3	174,4	2,2	282,2	0,41	0,113	240,9
	unten	178,8	172,8	3,3	291,0	0,42	0,141	248,2
Sg_04_Q	oben	180,0	173,4	3,7	262,1	0,38	0,116	232,6
	unten	179,0	172,7	3,5	289,8	0,42	0,146	248,1

Legende: **$F_{p,C,m,ini}$:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **$F_{p,C,m,Start}$**: Mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung; **$\Delta F_{p,C}$**: Verlust der Vorspannkraft zwischen dem Aufbringen der Vorspannkraft und dem Beginn der Belastung; **F_{Si}**: Individuelle maximale Gleitlast der Verbindung; **μ_i:** Individuelle Haftreibungszahl auf Basis von F_{Si} bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **$d_{Si,akt}$**: Individuelle Gleitverformung beim Erreichen der individuellen Gleitlast F_{Si}; **$F_{Si,Rest}$**: Individuelle minimale Resttragfähigkeit der Verbindung nach Überschreiten von F_{Si}

Während des Versuchs bildeten alle Verbindungen ein Tragfähigkeitsmaximum vor Erreichen der Verformungsgrenze von 0,15 mm aus. Die so erreichte mittlere Gleitlast F_{sm} aller Verbindungen lag bei 285,5 kN. Bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ ergab sich damit eine mittlere Haftreibungszahl μ_m von 0,41. Nach Erreichen des jeweiligen Maximums fielen die Tragfähigkeiten langsam und nicht schlagartig wieder ab und bildeten ein Plateau $F_{sm,Rest}$ bei etwa 246,2 kN. Dies

ist im Kraft-Verformungsverhalten zu erkennen, ein Exemplarisches für die Versuchsreihe ist in Bild 5.6 abgebildet.

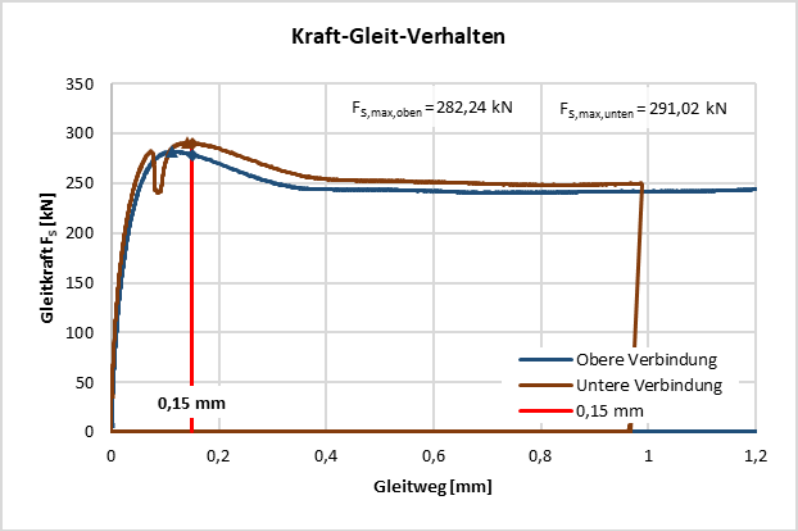


Bild 5.6: Exemplarischer Verlauf des Kraft-Gleit-Verhaltens im quasi-statischen Versuch von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche

Die Reibflächen zeigten nach den Versuchen einen punktuellen Abrieb, bei dem sich aber deutliche Riefen in Richtung der Kraftrichtung erkennen ließen. Zusätzlich waren bei einzelnen Reibflächen Ablösungen der gepaarten Reibfläche zu finden. Eine Reibfläche mit sowohl punktuellem Abrieb als auch mit Ablösungen der gepaarten Reibfläche ist in Bild 5.7 zu erkennen.

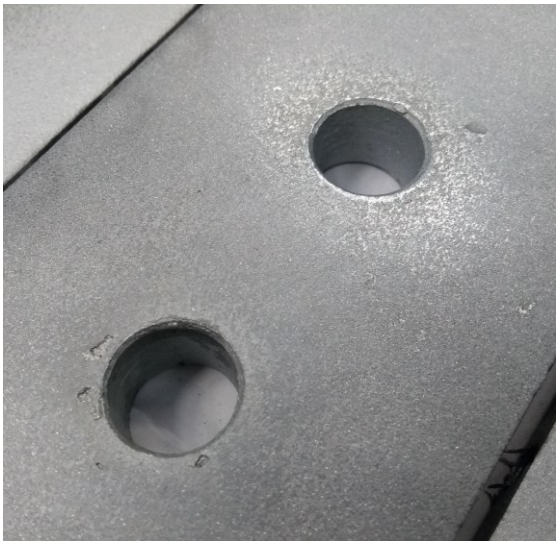


Bild 5.7: Exemplarische Reibfläche nach quasi-statischer Prüfung von Reibflächen von NT-Verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche

5.3.4 Überprüfung der Kriechneigung

Auf eine Überprüfung der Kriechneigung für diese Reibflächenpaarung wurde aufgrund der Erkenntnisse aus der Literatur und den anderen Versuchen verzichtet. Im Rahmen der durchgeführten erweiterten Kriechprüfungen wurde bestätigt, dass für diese Reibflächenpaarung eine erhöhte Kriechneigung vorlag und die erweiterten Kriechprüfungen somit notwendig waren.

5.3.5 Erweiterte Kriechprüfungen

Für die Ermittlung der unter Kriechen nutzbaren Haftreibungszahl wurden zwei erweiterte Kriechprüfungen durchgeführt. Überprüft wurden die Haftreibungszahlen von $\mu = 0{,}35$ bzw. 241 kN und $\mu = 0{,}25$ bzw. 172 kN.

In der ersten erweiterten Kriechprüfung wurde die Haftreibungszahl $\mu = 0{,}35$ überprüft. Die Prüfung wurden nach etwa 110 Stunden abgebrochen, da hier bereits bei einer Verbindung sehr deutliches tertiäres Kriechen aufgetreten war. Dies deutete sich bereits nach einigen Minuten mit großen Gleitverformungen an. Die Gleitverformung überschritt den Grenzwert von 0,3 mm bereits nach einer Stunde. Auffällig waren auch die großen Vorspannkraftverluste dieser Verbindung, eine optische Unregelmäßigkeit der Oberflächen konnte bei dem Versuch allerdings nicht festgestellt werden. Die zweite Verbindung zeigte kein tertiäres

Kriechen, die Extrapolation der Gleitverformungen führte jedoch zu einer deutlichen Überschreitung des Grenzwertes. Für die Extrapolation wurden die Kriechverformungen im Zeitraum zwischen etwa 19 Stunden nach Lastaufbringung bis zum Abbruch der Prüfung genutzt. Für beide Verbindungen war die erweiterte Kriechprüfung nicht bestanden.

Die zweite erweiterte Kriechprüfung sollte die Haftreibungszahl von $\mu = 0{,}25$ überprüfen. Die Prüfung wurde nach etwa 935 Stunden bzw. 39 Tagen beendet, da sich zu diesem Zeitpunkt keine Änderung des Vorformungsverhaltens mehr andeutete. Für die Extrapolation der Kriechverformungen wurde der Zeitraum zwischen 175 Stunden und dem Ende der Prüfung genutzt. Die Extrapolation auf 100 Jahre ergab für beide Verbindungen eine Unterschreitung der Verformungsgrenze von 0,3 mm. Allerdings lagen die Prognosen von beiden Verbindungen auch deutlich oberhalb von 0,2 mm. Aufgrund der Nähe zur Verformungsgrenze wurde von einer Überprüfung des Lastniveaus von $\mu = 0{,}30$ abgesehen. Das Gleitverhalten über die Zeit sowie die daraus ermittelte Extrapolation ist in Bild 5.8 erkennbar.

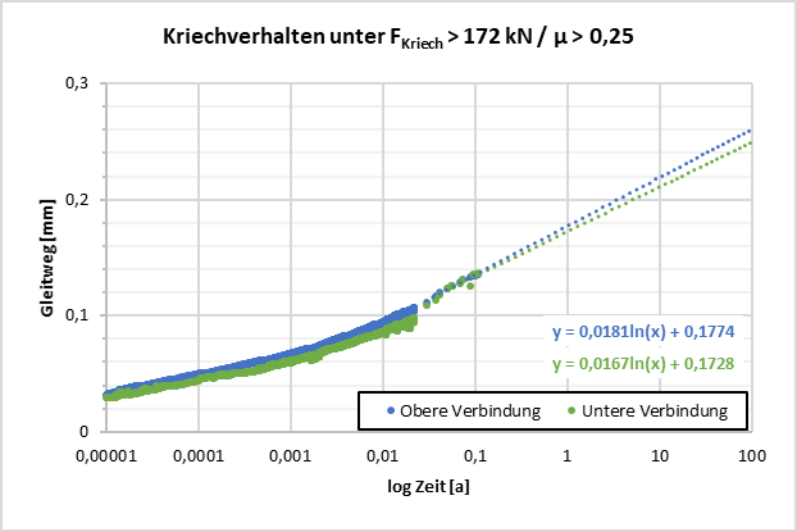


Bild 5.8: Exemplarisches Kriechverhalten auf dem Niveau μ > 0,25 von Reibflächen von NT-Verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche

Die Ergebnisse der durchgeführten erweiterten Kriechprüfungen hinsichtlich der Kriechverformungen finden sich in Tabelle 5.11.

Tabelle 5.11: Ergebnisse der erweiterten Kriechprüfungen von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche

Versuch		F_{min} [kN]	μ_{min} [-]	t [h]	t_{Prog} [h]	Ergebnis
Sg_12_K	oben	241	0,35	110	-	nicht bestanden / Überschreitung
	unten	241	0,35	110	19	nicht bestanden / Extrapolation
Sg_13_K	oben	172	0,25	935	175	bestanden / Extrapolation
	unten	172	0,25	935	175	bestanden / Extrapolation

Legende: **F_{min}:** Minimale auf den Versuchskörper einwirkende Prüflast; **μ_{min}:** Aus F_{min} resultierende minimale geprüfte Haftreibungszahl bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **t**: Individuelle Versuchsdauer; **t_{Prog}**: Zeitpunkt ab dem die Daten der Verschiebungen zur Extrapolation der Verformung genutzt wurden

Ebenso konnten mithilfe der erweiterten Kriechprüfungen auch die Vorspannkraftverluste unter Belastung ermittelt werden und eine Prognose über eine Bauwerkslebensdauer gegeben werden. Die Ergebnisse für die oben erläuterten erweiterten Kriechprüfungen finden sich in Tabelle 5.12. Deutlich erkennbar sind die oben genannten erhöhten Vorspannkraftverluste der oberen Verbindung des Prüfkörpers welcher mit einer Prüfkraft größer 241 kN ($\mu > 0,35$) beansprucht wurde.

Tabelle 5.12: Ergebnisse der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten während erweiterter Kriechprüfungen an Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$ [kN]	Δt [h]	$F_{p,C,m,\Delta t}$ [kN]	[%]	$F_{p,C,50a}$ [%]	$F_{p,C,100a}$ [%]
Sg_12_K ($\mu > 0,35$)	oben	179,0	110	137,2	76,6	60,2	58,8
	unten	182,0	110	152,1	83,6	72,0	71,0
Sg_13_K ($\mu > 0,25$)	oben	179,8	935	151,6	84,3	77,3	76,5
	unten	181,7	935	152,3	83,8	76,7	75,8

Legende: **$F_{p,C,m,ini}$:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **Δt**: Individuelle Versuchsdauer; **$F_{p,C,m,\Delta t}$**: Gemessene mittlere Vorspannkraft am Ende der Versuchsdauer; **$F_{p,C,50a}$**: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 50 Jahren; **$F_{p,C,100a}$**: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren

Ein weiterer Versuchskörper wurde genutzt, um eine Vorbelastung für eine anschließende quasi-statische Prüfung aufzubringen. Der Prüfkörper wurde mit einer Vorbelastung von 172 kN (μ = 0,25) über einen Zeitraum von etwa drei Tagen belastet. Die auftretenden Kriechverformungen zeigten keine relevante Abweichung gegenüber der bestandenen erweiterten Kriechprüfung auf gleichem Lastniveau. Das Ergebnis der anschließenden Ermittlung der quasi-statischen Tragfähigkeit findet sich in Abschnitt 0.

5.3.6 Zyklische Untersuchungen

Das Verhalten der Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit nachträglich gesweepten Oberflächen unter zyklischer Belastung wurde anhand von zwei Versuchen untersucht.

Für die zyklischen Versuche wurde die Oberlast F_o an der in DIN EN 1090-2, Tabelle 17 [13] enthaltenen Haftreibungszahl für die Oberfläche orientiert und lag bei F_o = 241 kN. Dies entsprach einer Haftreibungszahl von μ_o = 0,35. Der erste Versuch wurde durch einen Ausfall der Prüfmaschine nach etwa 0,5 Mio. Zyklen abgebrochen. Über eine Versuchsdauer von über 28 Stunden hatten sich in beiden Verbindungen schon Verformungen von 0,123 mm bzw. 0,209 mm eingestellt. Bei der unteren Verbindung war bei Betrachtung der Verformung über die log-Zeit-Skala ein deutlich tertiäres Kriechen erkennbar. In Folge des Maschinenausfalls wurden beide Verbindungen über die maximale quasi-statische Tragfähigkeit hinaus belastet, weitere Untersuchungen waren somit an diesem Versuchskörper nicht mehr möglich. Der zweite Versuch wurde genutzt, um bei gleicher Belastung eine höhere Anzahl an Zyklen aufzubringen. Über einen Zeitraum von über 141 Stunden wurden mehr als 1,6 Mio. Zyklen aufgebracht. Beide Verbindungen zeigten ein tertiäres Kriechen, dieses war allerdings unterschiedlich stark ausgeprägt. Bei der unteren Verbindung ergaben sich maximale Verformungen von über 1,2 mm, bei der oberen hingegen nur von etwa 0,2 mm. Im Anschluss an diesen zyklischen Versuch wurde noch die quasi-statische Tragfähigkeit nach Vorbelastung untersucht (siehe Abschnitt 6.3.4). Die beiden zyklischen Versuche wurden bei einem Spannungsverhältnis R der Unterlast F_u zur Oberlast F_o von R = 0,1 getestet.

Anschließend konnte die quasi-statische Tragfähigkeit nach Vorbelastung ermittelt werden. Wie auch schon bei zyklischen Versuchen anderer Reibflächen, zeigte sich eine Verringerung einzelner Verschiebungs-Messwerte über die Anzahl der Zyklen. Somit konnte auch bei dieser Reibflächenpaarung ein „Drehen“ der Laschen festgestellt werden.

Die Ergebnisse der durchgeführten zyklischen Versuche sind in Tabelle 5.13 aufgeführt. Die Frequenzen der zyklischen Belastungen lagen zwischen 3 Hz und

6 Hz. Bei keinem der Versuche konnte während der zyklischen Belastungen eine Änderung der Schwingbreite der Gleitverformungen festgestellt werden. Die maximale und die minimale Verformung nahmen im gleichen Maße über die Anzahl der Zyklen zu.

Tabelle 5.13: Ergebnisse der zyklischen Untersuchungen von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche

Versuch		F_o [kN]	μ_o [-]	R [-]	Zyklen [n]	$d_{Si,Max}$ [mm]	Tertiäres Kriechen
Sg_15_Z	oben	241	0,35	0,1	0,5 Mio.	0,123	nein
	unten	241	0,35	0,1	0,5 Mio	0,209	ja
Sg_16_Z	oben	241	0,35	0,1	1,6 Mio.	0,204	ja
	unten	241	0,35	0,1	1,6 Mio.	1,213	ja

Legende: **F_o:** Maximale auf den Versuchskörper einwirkende Oberlast der zyklischen Belastung; **μ_o:** Aus F_o resultierende Haftreibungszahl; **R**: Verhältnis der einwirkenden Unterlast F_u zur Oberlast F_o der zyklischen Belastung; **Zyklen**: Anzahl der aufgebrachten Zyklen bis zum Abbruch der zyklischen Belastung; **$d_{Si,Max}$**: Maximal aufgetretene Verformung der jeweiligen Verbindung bis zum Abbruch; **Tertiäres Kriechen**: Deutlich erkennbare Zunahme der Verformungen aufgetragen über die log-Zeit-Achse

Zusätzlich wurden die Verluste der Vorspannkräfte der zyklisch belasteten Verbindungen untersucht. Bei den zwei Versuchen mit einer Belastung von F_o = 241 kN (μ_o = 0,35) konnten nach 100 Jahren verbleibende Vorspannkräfte von unter 70 % prognostiziert werden. Diese verbleibenden Vorspannkräfte wurden mithilfe der minimalen Vorspannkräfte während eines Belastungszyklus prognostiziert. Daher sind die Querdehnungen der Versuchskörper bei der maximalen Belastung in den minimalen Vorspannkräften enthalten. Beim ersten Versuch zeigten sich deutlich größere Vorspannkraftverluste in der Verbindung, bei der auch ein deutliches tertiäres Kriechen erkennbar war. Im zweiten Versuch zeigte sich in beiden Verbindungen ein tertiäres Kriechen in vergleichbarer Größenordnung, die Vorspannkraftverluste fielen hier aber geringer aus. Auch spiegelte sich das unterschiedliche Verformungsverhalten der Verbindungen nicht in den Vorspannkräften wider. Die zusammengefassten Ergebnisse der Untersuchungen der Vorspannkraftverluste unter zyklischer Beanspruchung finden sich in Tabelle 5.14.

Tabelle 5.14: Ergebnisse der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten während zyklischen Belastungen von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	Δt	$F_{p,C,m,\Delta t,Min}$		$F_{p,C,50a,Min}$	$F_{p,C,100a,Min}$
		[kN]	[h]	[kN]	[%]	[%]	[%]
Sg_15_Z (F_o = 241 kN / μ_o = 0,35 / R = 0,1 / 0,5 Mio. Zyk.)	oben	179,6	28	150,9	84,0	69,1	68,0
	unten	179,5	28	148,8	82,9	67,0	65,9
Sg_16_Z (F_o = 241 kN / μ_o = 0,35 / R = 0,1 / 1,6 Mio. Zyk.)	oben	176,9	141	146,0	82,5	70,8	69,8
	unten	176,7	141	144,3	81,6	69,3	68,2

Legende: $\mathbf{F_{p,C,m,ini}}$**:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **Δt**: Individuelle Versuchsdauer; $\mathbf{F_{p,C,m,\Delta t,Min}}$: Gemessene mittlere Vorspannkraft am Ende der Versuchsdauer unter zyklischer Belastung von F_o; $\mathbf{F_{p,C,50a,Min}}$: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 50 Jahren unter zyklischer Belastung von F_o; $\mathbf{F_{p,C,100a,Min}}$: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren unter zyklischer Belastung von F_o

Die zyklischen Beanspruchungen der Versuchskörper lagen weit von Beanspruchungen entfernt, in denen sich in vorherigen durchgeführten zyklischen Versuchen (bspw. in [91]) ein Ermüdungsversagen des Materials ergab. Daher wurden die Versuche bereits deutlich vor dem Erreichen von 5 Mio. Zyklen abgebrochen, ein Versagen der Ermüdungsfestigkeit war nicht zu erwarten.

5.3.7 Zusammenfassung der Ergebnisse für die Reibflächenpaarung

Die Ergebnisse der Untersuchungen der Reibflächenpaarung von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche lassen sich folgendermaßen zusammenfassen:

An montierten und unbelasteten Probekörpern konnten nach 100 Jahren verbleibende Vorspannkräfte von 75,4 % bis 81,7 % prognostiziert werden. Die Vorspannkraftverluste konnten durch ein Nachspannen der Schrauben nach einigen Tagen reduziert werden. Aus den quasi-statischen Prüfungen ergaben eine mittlere Haftreibungszahl von μ_m = 0,41. Die Verbindungen versagten langsam und nicht schlagartig. Einige verschlissenen Reibflächen zeigten allerdings neben dem oberflächlichen Abrieb auch einzelne herausgelöste Teile aus den Reibflächen. Diese fanden sich häufig nach der Demontage als Anhaftungen an den gepaarten Reibflächen. Ohne eine vorherige Überprüfung der Kriechneigung wurden zwei erweiterte Kriechprüfungen durchgeführt. Um die Verformungsgrenze einzuhalten, wurde eine maximale Belastung von 172 kN (μ_{char} = 0,25) bestimmt. Belastungen

über der ermittelten Last erzeugten tertiäres Kriechen, welches zu einer deutlichen Überschreitung der Verformungsgrenze während der erweiterten Kriechprüfung führte. Anhand aller durchgeführten Prüfungen konnten nach 100 Jahren verbleibende Vorspannkräfte zwischen 58,5 % und 76,5 % prognostiziert werden. Zyklische Untersuchungen wurden auf einem Niveau der Oberlast F_o von $\mu_o = 0{,}35$ durchgeführt. Hierbei zeigte sich bei Betrachtung der maximalen Verformungen über die log-Zeit-Achse tertiäres Kriechen. Die unter zyklischen Lasten nach 100 Jahren verbleibenden Vorspannkräfte lagen zwischen 65,9 % und 69,8 %.

5.4 NT-Verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche und ASI-Beschichtung

5.4.1 Vorbemerkung

In den folgenden Abschnitten werden die Untersuchungen von Reibflächen an einem NT-verzinkten Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche vorgestellt. Die hergestellten Oberflächen wurden in Abschnitt 4.5.3 erläutert. Die Oberflächen sollten die Vorgaben nach DIN EN 1090-2, Tabelle 17 für die Gleitklasse B [13] einhalten.

5.4.2 Vorspannkraftverluste

Die Vorspannkraftverluste der Reibflächenpaarung eines NT-verzinkten Sebistystahls, der anschließend gesweept und ASI-beschichtet wurde, wurden mithilfe von vier Versuchskörpern abgeschätzt. Neben den Verlusten auf Niveau der Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ wurden auch Verluste nach Vorspannen mittels des Kombinierten Verfahrens untersucht. Außerdem wurde ein Einfluss des Nachspannens der Verbindungen untersucht.

Die Vorspannkraftverluste auf einem Niveau der Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ wurden mithilfe von zwei Prüfkörpern abgeschätzt. Sie wurden auf eine mittlere initiale Vorspannkraft $F_{p,C,m,ini}$ von 179,5 kN vorgespannt und ruhten anschließend über einen Zeitraum von 114 Stunden bzw. 265 Stunden. Das qualitative Verhalten der Vorspannkräfte über die Zeit unterschied sich nicht gegenüber den Reibflächen aus NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche (siehe Abschnitt 5.3.2). Mithilfe der aufgezeichneten Vorspannkräfte ließen sich verbleibende Vorspannkräfte von 77,5 % nach 50 Jahren und 76,7 % nach 100 Jahren prognostizieren. Die Ergebnisse der Untersuchungen sind in Tabelle 5.15 abgebildet.

Tabelle 5.15: Ergebnisse der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten bei einem Niveau von $F_{p,C}$ an Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	Δt	$F_{p,C,m,\Delta t}$		$F_{p,C,50a}$	$F_{p,C,100a}$
		[kN]	[h]	[kN]	[%]	[%]	[%]
Sa_08_RQ	oben	180,12	265	152,94	84,9	76,1	75,2
	unten	181,23	265	156,42	86,3	78,3	77,5
Sa_05_R	oben	178,11	114	153,79	86,3	76,8	76,0
	unten	178,35	114	156,07	87,5	78,8	78,0

Legende: **$F_{p,C,m,ini}$:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **Δt**: Individuelle Versuchsdauer; **$F_{p,C,m,\Delta t}$**: Gemessene mittlere Vorspannkraft am Ende der Versuchsdauer; **$F_{p,C,50a}$**: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 50 Jahren; **$F_{p,C,100a}$**: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren

Bei einem weiteren Prüfkörper wurden die Schrauben mittels des Kombinierten Verfahrens angezogen. Es wurde eine mittlere initiale Vorspannkraft $F_{p,C,m,ini}$ von 227,5 kN erzielt, der Versuchskörper ruhte 449 Stunden. Es konnten verbleibende Vorspannkräfte von 80,3 % nach 50 Jahren und 79,6 % nach 100 Jahren prognostiziert werden. Die Ergebnisse des Versuchs sind in Tabelle 5.16 abgebildet.

Tabelle 5.16: Ergebnisse der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten nach Anziehen mittels des Kombinierten Verfahrens an Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	Δt	$F_{p,C,m,\Delta t}$		$F_{p,C,50a}$	$F_{p,C,100a}$
		[kN]	[h]	[kN]	[%]	[%]	[%]
Sa_07_R	oben	225,70	449	195,72	86,7	79,8	79,1
	unten	229,24	449	200,46	87,5	80,9	80,2

Legende: **$F_{p,C,m,ini}$:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **Δt**: Individuelle Versuchsdauer; **$F_{p,C,m,\Delta t}$**: Gemessene mittlere Vorspannkraft am Ende der Versuchsdauer; **$F_{p,C,50a}$**: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 50 Jahren; **$F_{p,C,100a}$**: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren

An einem weiteren Prüfkörper wurde untersucht, welchen Einfluss das Nachspannen der Schrauben auf die Vorspannkraftverluste haben könnte. Hierfür wurde ein Prüfkörper mit Vorspannkräften leicht oberhalb der Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ montiert, und nach 24 Stunden erneut auf dieses Niveau nachgespannt.

Anschließend ruhte der Prüfkörper für 1031 Stunden bzw. fast 43 Tage. Die prognostizierten verbleibenden Vorspannkräfte betrugen nach 50 Jahren 84,6 % bzw. nach 100 Jahren 83,6 %. Auch bei diesem Prüfkörper zeigte sich ein Verhalten, welches qualitativ dem der nachgespannten Reibflächen aus gesweepten NT-verzinktem Sebistystahl (Vgl. Abschnitt 5.3.2) entsprach. Die Ergebnisse des nachgespannten Versuchskörpers sind in Tabelle 5.17 erkennbar.

Tabelle 5.17: Ergebnisse der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten bei einem Niveau von $F_{p,C}$ nachdem nachgespannt wurde an Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	Δt	$F_{p,C,m,\Delta t}$		$F_{p,C,50a}$	$F_{p,C,100a}$
		[kN]	[h]	[kN]	[%]	[%]	[%]
Sa_06_RnR (Nachgespannt nach 24 h)	oben	179,45	1031	166,24	92,6	83,3	82,2
	unten	180,04	1031	168,80	93,8	85,8	84,9

Legende: $\mathbf{F_{p,C,m,ini}}$: Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **Δt**: Individuelle Versuchsdauer; $\mathbf{F_{p,C,m,\Delta t}}$: Gemessene mittlere Vorspannkraft am Ende der Versuchsdauer; $\mathbf{F_{p,C,50a}}$: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 50 Jahren; $\mathbf{F_{p,C,100a}}$: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren

An einem Teil der Versuchskörper wurde im Nachgang noch eine quasi-statische Prüfung durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Prüfungen sind in Abschnitt 6.4.2 zu finden.

5.4.3 Ermittlung der quasi-statischen Tragfähigkeit

Mithilfe von vier Versuchen wurde die quasi-statische Tragfähigkeit der Reibflächen eines NT-verzinkten, gesweepten und ASI-beschichteten Sebistystahls ermittelt. Aufgrund der zusätzlichen Beschichtung wurden erhöhte Vorspannkraftverluste vor Versuchsbeginn erwartet, daher fiel die mittlere initiale Vorspannkraft $F_{p,C,ini,m}$ mit 179,6 kN leicht höher als bei anderen Reibflächenpaarungen aus. Es stellten sich nach der Montage der Versuchskörper mittlere Verluste von etwa 4 % ein, womit die mittlere Vorspannkraft zum Versuchsbeginn $F_{p,C,Start,m}$ bei 172,5 kN lag. Die Kennwerte und Ergebnisse der durchgeführten Versuche sind in Tabelle 5.18 zusammengefasst.

Tabelle 5.18: Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche und ASI-beschichteter Oberfläche

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	$F_{p,C,m,Start}$	$\Delta F_{p,C}$	F_{Si}	μ_i	$d_{Si,akt}$	$F_{Si,Rest}$
		[kN]	[kN]	[%]	[kN]	[-]	[mm]	[kN]
Sa_01_Q	oben	178,4	171,3	4,0	346,4	0,50	0,149	-
	unten	178,0	171,1	3,9	350,7	0,51	0,126	303,8
Sa_02_Q	oben	178,3	169,7	4,8	314,3	0,46	0,148	263,5
	unten	178,4	178,4	4,2	366,9	0,53	0,150	303,2
Sa_03_Q	oben	182,1	174,9	3,9	399,0	0,58	0,143	-
	unten	178,1	172,2	3,3	397,9	0,58	0,145	-
Sa_04_Q	oben	181,8	178,1	2,0	367,1	0,53	0,143	323,8
	unten	181,8	172,1	5,4	367,1	0,53	0,110	-

Legende: $\mathbf{F_{p,C,m,ini}}$: Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; $\mathbf{F_{p,C,m,Start}}$: Mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung; $\Delta\mathbf{F_{p,C}}$: Verlust der Vorspannkraft zwischen dem Aufbringen der Vorspannkraft und dem Beginn der Belastung; $\mathbf{F_{Si}}$: Individuelle maximale Gleitlast der Verbindung; $\boldsymbol{\mu_i}$: Individuelle Haftreibungszahl auf Basis von F_{Si} bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; $\mathbf{d_{Si,akt}}$: Individuelle Gleitverformung beim Erreichen der individuellen Gleitlast F_{Si}; $\mathbf{F_{Si,Rest}}$: Individuelle minimale Resttragfähigkeit der Verbindung nach Überschreiten von F_{Si}

Die Versuche zeigten ein nicht einheitliches Kraft-Verformungsverhalten. Bei einem Teil der Versuche bildete sich nahe der Verformungsgrenze von 0,15 mm ein Tragfähigkeitsmaximum aus, der andere Teil der Versuche bildete dieses Maximum nicht aus und erreichte seine maximale Tragfähigkeit mit Überschreiten der Verformungsgrenze. Die so erreichte mittlere Gleitlast F_{sm} lag bei 363,7 kN, was bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ einer mittleren Haftreibungszahl μ_m von 0,53 entsprach. Nur bei den Versuchen mit Tragfähigkeitsmaximum bildete sich auch nach Abfall der Kraft ein deutliches Plateau aus, dieses lag im Mittel bei $F_{sm,Rest}$ von 298,6 kN. Die Versuche ohne deutliche Plateaubildung zeigten zwar Schwankungen der Kraft bei zunehmenden Verformungen, ein deutlicher Kraftabfall war aber nicht erkennbar. Eine exemplarischer Kraft-Verformungsverlauf ohne deutliche Plateaubildung ist in Bild 5.9 dargestellt.

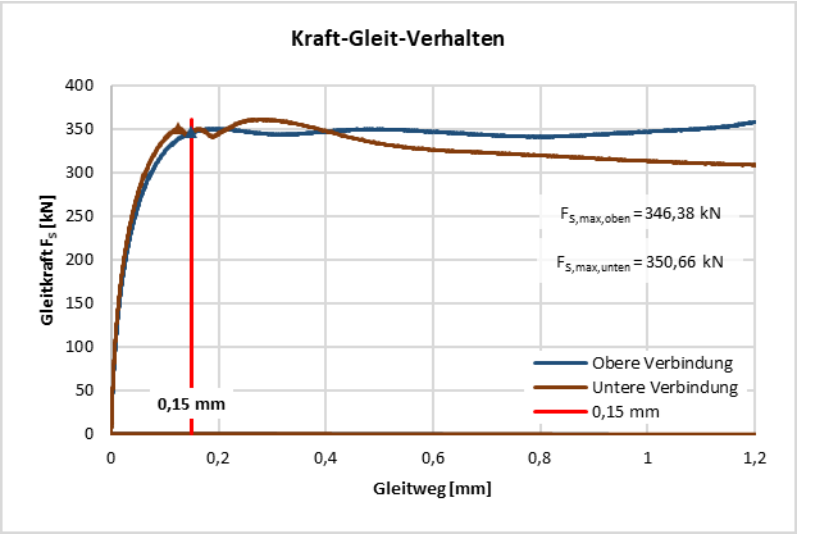


Bild 5.9: *Exemplarischer Verlauf des Kraft-Gleit-Verhaltens im quasi-statischen Versuch von Reibflächen von NT-Verzinktem Sebistystahl mit gesweepter und ASI-Beschichteter Oberfläche*

Nach den Versuchen zeigten die Reibflächen einen deutlichen Verschleiß. Dieser war aufgrund des guten Kontrastes zwischen der Verzinkung und der ASI-Beschichtung sehr gut zu erkennen. Die Kontaktbereiche, in denen die ASI-Beschichtung abgerieben worden war, zeigten sich deutlich. An diesen Inseln waren deutliche Riefen in Kraftrichtung zu erkennen. Zusätzlich war punktuell eine Ablösung von Material von einer Reibfläche an die gepaarte andere Reibfläche zu erkennen. Eine verschlissene Reibfläche mit Abrieb und Materialablösungen ist in Bild 5.10 zu erkennen.



Bild 5.10: Exemplarische Reibfläche nach quasi-statischer Prüfung von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche

5.4.4 Überprüfung der Kriechneigung

Auf eine Überprüfung der Kriechneigung für diese Reibflächenpaarung wurde aufgrund der Erfahrungen aus der Literatur und den anderen Versuchen verzichtet. Im Rahmen der durchgeführten erweiterten Kriechprüfungen wurde bestätigt, dass für diese Reibflächenpaarung eine erhöhte Kriechneigung vorlag und die erweiterten Kriechprüfungen somit notwendig waren.

5.4.5 Erweiterte Kriechprüfungen

Für die Ermittlung der unter Kriechen nutzbaren Haftreibungszahl wurden drei erweiterte Kriechprüfungen durchgeführt. Überprüft wurden die Haftreibungszahlen von $\mu = 0{,}40$ bzw. 275 kN, $\mu = 0{,}35$ bzw. 241 kN und $\mu = 0{,}30$ bzw. 206 kN.

Die ersten zwei erweiterten Kriechprüfungen, die ein Niveau von $\mu = 0{,}40$ und $\mu = 0{,}35$ überprüften, wurden nicht bestanden. In beiden Prüfungen trat tertiäres Kriechen auf. Die erste Prüfung ($\mu = 0{,}40$) wurde nach etwa 114 Stunden abgebrochen, zu diesem Zeitpunkt hatten beide Verbindungen bereits die Verformungsgrenze von 0,3 mm deutlich überschritten. Die zweite erweiterte Kriechprüfung mit einer Belastung von $\mu > 0{,}35$ bzw. 241 kN wurde nach mehr als 665 Stunden bzw. 27 Tagen beendet. Hier hatte die obere Verbindung durch

tertiäres Kriechen bereits ebenfalls die Verformungsgrenze überschritten. Die untere Verbindung war gleichermaßen tertiär gekrochen, hatte die Verformungsgrenze von 0,3 mm aber bis zum Abbruch der Prüfung noch nicht erreicht. Eine Prognose der Kriechverformungen auf Basis einer Extrapolation der Verformungen zwischen 88 Stunden und dem Abbruch der Prüfung zeigte aber ebenfalls eine Überschreitung der Verformungsgrenze. Somit war auch die erweiterte Kriechprüfung auf einem Niveau von $\mu = 0{,}35$ nicht bestanden.

Die dritte erweiterte Kriechprüfung sollte ein Niveau von $\mu = 0{,}30$ überprüfen. Der Prüfkörper wurde über einen Zeitraum von 671 Stunden mit einer Belastung oberhalb von 206 kN beansprucht. In dieser Zeit zeigte sich bei der Kriechverformung – aufgetragen über die logarithmische Zeitskala – ein nahezu lineares Verhalten. Für die Extrapolation der Kriechverformungen wurde der Zeitraum ab einer Stunde und dem Abbruch der Prüfung herangezogen. Die prognostizierte Verformung unterschritt die Verformungsgrenze deutlich. Die Kriechverformungen unter einer Belastung oberhalb von 206 kN sind in Bild 5.11 erkennbar.

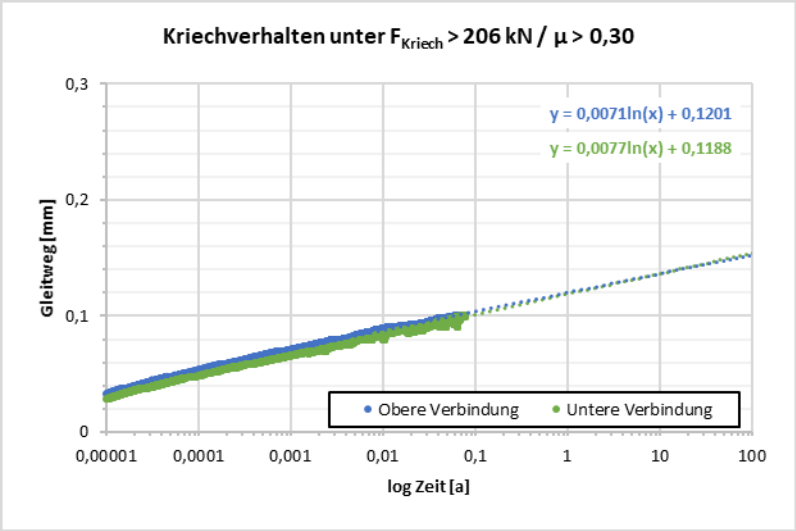


Bild 5.11: Exemplarisches Kriechverhalten auf dem Niveau $\mu > 0{,}30$ von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche

Die Ergebnisse aller durchgeführten erweiterten Kriechprüfungen sind in Tabelle 5.19 zusammengefasst.

Tabelle 5.19: Ergebnisse der erweiterten Kriechprüfungen von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche

Versuch		F_{min} [kN]	μ_{min} [-]	t [h]	t_{Prog} [h]	Ergebnis
Sa_09_K	oben	275	0,40	114	-	nicht bestanden / Überschreitung
	unten	275	0,40	114	-	nicht bestanden / Überschreitung
Sa_11_K	oben	241	0,35	665	-	nicht bestanden / Überschreitung
	unten	241	0,35	665	88	nicht bestanden / Extrapolation
Sa_10_K	oben	206	0,30	671	1	bestanden / Extrapolation
	unten	206	0,30	671	1	bestanden / Extrapolation

Legende: **F_{min}:** Minimale auf den Versuchskörper einwirkende Prüflast; **μ_{min}:** Aus F_{min} resultierende minimale geprüfte Haftreibungszahl bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **t**: Individuelle Versuchsdauer; **t_{Prog}**: Zeitpunkt ab dem die Daten der Verschiebungen zur Extrapolation der Verformung genutzt wurden

Mithilfe der durchgeführten erweiterten Kriechprüfungen konnten ebenfalls die Vorspannkraftverluste untersucht und die weiteren Verluste abgeschätzt werden (siehe Tabelle 5.20). Die prognostizierten verbleibenden Vorspannkräfte nach 100 Jahren lagen zwischen 62,3 % und 75,5 %. Ein Zusammenhang zwischen großen Verlusten der Vorspannkraft und dem Auftreten eines tertiären Kriechens in den Verbindungen ließ sich nicht erkennen. Die Verluste der Vorspannkraft stiegen mit der Höhe der Beanspruchung durch die Prüflasten an.

Tabelle 5.20: Ergebnisse der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten während erweiterter Kriechprüfungen an Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	Δt	$F_{p,C,m,\Delta t}$		$F_{p,C,50a}$	$F_{p,C,100a}$
		[kN]	[h]	[kN]	[%]	[%]	[%]
Sa_09_K ($\mu > 0,40$)	oben	184,3	114	144,8	78,6	63,6	62,3
	unten	185,5	114	154,8	83,5	71,9	70,9
Sa_11_K ($\mu > 0,35$)	oben	183,1	665	150,8	82,4	73,9	73,0
	unten	180,4	665	146,5	81,2	72,2	71,2
Sa_10_K ($\mu > 0,30$)	oben	183,7	671	152,2	82,9	74,7	73,8
	unten	184,2	671	154,7	84,0	76,3	75,5

Legende: $F_{p,C,m,ini}$: Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **Δt**: Individuelle Versuchsdauer; $F_{p,C,m,\Delta t}$: Gemessene mittlere Vorspannkraft am Ende der Versuchsdauer; $F_{p,C,50a}$: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 50 Jahren; $F_{p,C,100a}$: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren

Ein weiterer Versuchskörper wurde genutzt, um eine Vorbelastung für eine anschließende quasi-statische Prüfung aufzubringen. Der Prüfkörper wurde mit einer Vorbelastung von 206 kN über einen Zeitraum von einem Tag belastet. Die auftretenden Kriechverformungen zeigten keine relevante Abweichung gegenüber der bestandenen erweiterten Kriechprüfung auf gleichem Lastniveau. Das Ergebnis der anschließenden Ermittlung der quasi-statischen Tragfähigkeit findet sich in Abschnitt 0.

5.4.6 Zyklische Untersuchungen

Das Verhalten unter zyklischen Belastungen von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl, der anschließend gesweept und mit einer ASI-Beschichtung versehen wurde, wurde an einem Versuch untersucht. Weitere Untersuchungen unter variierenden Parametern wurden in Abschnitt 7.2.3.2 zusammengefasst.

Die Belastung im zyklischen Versuch orientierte sich an der nach DIN EN 1090-2, Tabelle 17 [13] vorgegebenen Haftreibungszahl für diese Paarung. Die Oberlast F_o betrug 275 kN ($\mu_o = 0,40$) bei einem Spannungsverhältnis R = 0,1. Innerhalb von 3,2 Mio aufgebrachten Zyklen verhielten sich beide Verbindungen unterschiedlich. Die obere Verbindung zeigte anfänglich große Verformungen, die über die log-Zeit-Achse einen linearen Verlauf annahmen. Die untere Verbindung zeigte anfänglich geringere Verformungen, mit der Zeit erhöhten diese sich aber. Es zeigte sich ein

tertiäres Kriechverhalten. Es stellten sich während der Belastung maximale Verformungen von 0,131 mm bei der oberen Verbindung und 0,145 mm bei der unteren Verbindung ein. Innerhalb der ersten Zyklen zeigten einige Wegaufnehmer einen Rückgang der Gleitverschiebungen, wohingegen andere eine Zunahme verzeichneten. Bei Betrachtung aller Einzelwerte über die aufgebrachten Zyklen, zeigte sich so ein „Drehen“ der Laschen. Die vier Messwerte einer Lasche über die ersten 250 Zyklen sind in Bild 5.12 abgebildet. Erkennbar ist, dass sich nach der ersten elastischen Verformung einige Messwerte der Verschiebung wieder reduzieren. Diese gleichen aber die Zunahme der gegenüberliegenden Verformungsmessungen aus. Damit findet eine leichte „Drehung“ der Laschen statt.

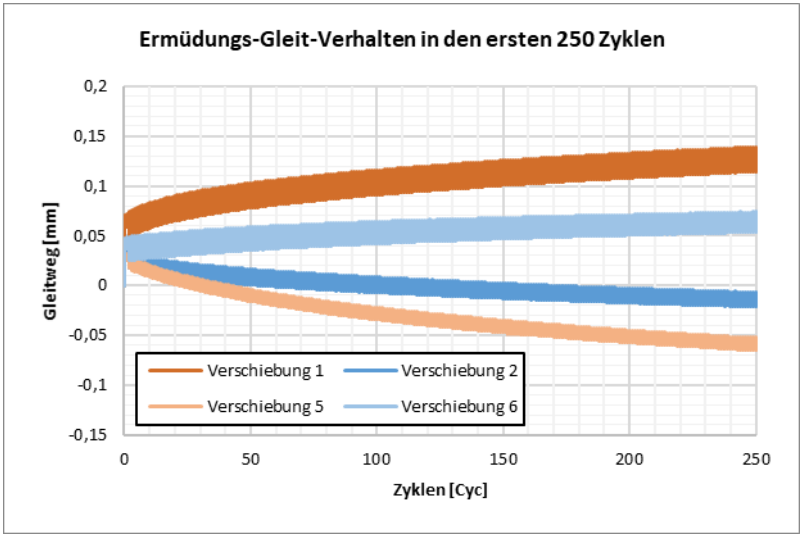


Bild 5.12: Einzelne Messwerte der Verschiebung innerhalb der ersten 250 Schwingspiele einer zyklischen Belastung von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche

Im Anschluss an die zyklische Belastung wurde der Versuchskörper einer quasi-statischen Prüfung unterzogen, um die Tragfähigkeit nach Vorbelastung zu untersuchen. Diese Ergebnisse finden sich in Abschnitt 0.

Die zusammengefassten Ergebnisse der zyklischen Versuche sind in Tabelle 5.21 erkennbar.

Tabelle 5.21: Ergebnisse der zyklischen Untersuchung von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche

Versuch		F_o [kN]	μ_o [-]	R [-]	Zyklen [n]	$d_{Si,Max}$ [mm]	Tertiäres Kriechen
Sa_12_ZQ	oben	275	0,40	0,1	3,2 Mio	0,131	nein
	unten	275	0,40	0,1	3,2 Mio	0,145	ja

Legende: **F_o:** Maximale auf den Versuchskörper einwirkende Oberlast der zyklischen Belastung; **μ_o:** Aus F_o resultierende Haftreibungszahl bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **R**: Verhältnis der einwirkenden Unterlast F_u zur Oberlast F_o der zyklischen Belastung; **Zyklen**: Anzahl der aufgebrachten Zyklen bis zum Abbruch der zyklischen Belastung; **$d_{Si,Max}$**: Maximal aufgetretene Verformung der jeweiligen Verbindung bis zum Abbruch; **Tertiäres Kriechen**: Deutlich erkennbare Zunahme der Verformungen aufgetragen über die log-Zeit-Achse

Bei Untersuchung der Vorspannkraftverluste während der zyklischen Belastung ließen sich nach 100 Jahren verbleibende Vorspannkräfte zwischen 60,1 % und 63,7 % prognostizieren. Die Ergebnisse der Untersuchung der Vorspannkraftverluste unter zyklischer Beanspruchung sind in Tabelle 5.22 zusammengefasst.

Tabelle 5.22: Ergebnisse der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten während einer zyklischen Belastung von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$ [kN]	Δt [h]	$F_{p,C,m,\Delta t,Min}$ [kN]	[%]	$F_{p,C,50a,Min}$ [%]	$F_{p,C,100a,Min}$ [%]
Sa_12_ZQ (F_o = 275 kN / μ_o = 0,40 / R = 0,1 / 3,2 Mio. Zyk.)	oben	183,6	99	146,2	79,6	64,9	63,7
	unten	181,4	99	140,7	77,6	61,4	60,1

Legende: **$F_{p,C,m,ini}$:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **Δt**: Individuelle Versuchsdauer; **$F_{p,C,m,\Delta t,Min}$**: Gemessene mittlere Vorspannkraft am Ende der Versuchsdauer unter zyklischer Belastung von F_o; **$F_{p,C,50a,Min}$**: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 50 Jahren unter zyklischer Belastung von F_o; **$F_{p,C,100a,Min}$**: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren unter zyklischer Belastung von F_o

5.4.7 Zusammenfassung der Ergebnisse für die Reibflächenpaarung

Die Ergebnisse der Untersuchungen der Reibflächenpaarung von NT-Verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche und ASI-Beschichtung lassen sich folgendermaßen zusammenfassen:

An montierten und unbelasteten Probekörpern konnten nach 100 Jahren verbleibende Vorspannkräfte von 75,2 % bis 80,2 % prognostiziert werden. Die Vorspannkraftverluste konnten durch ein Nachspannen der Schrauben nach einigen Tagen reduziert werden. Die quasi-statischen Prüfungen ergaben eine mittlere Haftreibungszahl von $\mu_m = 0{,}53$. Die Verbindungen versagten langsam und nicht schlagartig. Einige verschlissene Reibflächen zeigten allerdings neben dem oberflächlichen Abrieb auch einzelne herausgelöste Teile aus den gepaarten Reibflächen. Ohne eine vorherige Überprüfung der Kriechneigung wurden drei erweiterte Kriechprüfungen durchgeführt. Um die Verformungsgrenze von 0,3 mm einzuhalten wurde eine maximale Belastung von 206 kN ($\mu_{char} = 0{,}30$) bestimmt. Belastungen oberhalb der ermittelten Last erzeugten ein tertiäres Kriechen, welches zu einer deutlichen Überschreitung der Verformungsgrenze während der erweiterten Kriechprüfung führte. Anhand aller durchgeführten Prüfungen konnten nach 100 Jahren verbleibende Vorspannkräfte zwischen 62,3 % und 75,5 % prognostiziert werden. Zyklische Untersuchungen wurden auf dem Niveau von $\mu_o = 0{,}40$ durchgeführt. Hierbei zeigte sich bei Betrachtung der maximalen Verformungen über die log-Zeit-Achse ein tertiäres Kriechen bei einer von zwei Verbindungen. Die unter zyklischen Lasten nach 100 Jahren verbleibenden Vorspannkräfte lagen zwischen 60,1 % und 63,7 %.

5.5 NT-Verzinkter Sebistystahl als Fügepartner gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

5.5.1 Vorbemerkung

Die folgenden Abschnitte behandeln die experimentellen Untersuchungen an einer GV-Verbindung mit gemischten Reibflächen. Die Fügepartner stehen hierbei für die zu verbindenden Träger, die Laschen verbinden diese. Die Fügepartner aus Sebistystahl wurden lediglich NT-verzinkt, die Laschen hingegen wurden nach einer vorherigen Strahlung HT-verzinkt. Eine genaue Beschreibung der hergestellten Reibflächen findet sich in Abschnitt 4.5.4. Mithilfe dieser Konfiguration sollte die Kombination zweier Reibflächen mit unterschiedlichen oberflächlichen Zinkphasen untersucht werden. So wies der NT-verzinkte Sebistystahl eine oberflächliche Reinzinkschicht auf, wohingegen die HT-verzinkten Laschen eine oberflächliche Eisen-Zink-Mischphase aufwiesen.

5.5.2 Vorspannkraftverluste

Zur Abschätzung der Vorspannkraftverluste wurden vier Versuche durchgeführt. Hierbei wurden Untersuchungen auf dem Niveau der Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ durchgeführt sowie mit Vorspannkräften, die sich durch das Kombinierte Verfahren ergaben. Zusätzlich wurden auch Vorspannkraftverluste untersucht, die sich bei einer auf 500 µm verdoppelten Zinkschichtdicke auf den Fügepartnern ergaben.

Zwei Versuchskörper wurden mit einer mittleren initialen Vorspannkraft $F_{p,C,m,ini}$ von 178,0 kN montiert und ruhten anschließend 97 Stunden (etwa 4 Tage) bzw. 162 Stunden (über 6 Tage). Trotz der gemischten Reibflächen änderten sich die qualitativen Verläufe der Vorspannkraftverluste gegenüber den Varianten mit gleichen Reibflächen nicht. Zu Beginn stellten sich die größten Vorspannkraftverluste ein, diese flachten mit der Zeit aber ab. Bei Skalierung der Zeit über die logarithmische Skala zeigte sich ein linearer Verlauf des Verlustes. Basierend auf den aufgezeichneten Vorspannkräften konnten verbleibende Kräfte von 90,6 % nach 50 Jahren und 90,2 % nach 100 Jahren prognostiziert werden. Die Ergebnisse der Untersuchungen auf Niveau der Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ an Fügepartnern mit einer Zinkschichtdicke von 250 µm sind in Tabelle 5.23 erkennbar.

Tabelle 5.23: Ergebnisse der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten bei einem Niveau von $F_{p,C}$ an gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-Verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-Verzinkten Laschen

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	Δt	$F_{p,C,m,\Delta t}$		$F_{p,C,50a}$	$F_{p,C,100a}$
		[kN]	[h]	[kN]	[%]	[%]	[%]
SY_02_RQ	oben	177,29	162	167,58	94,5	91,0	90,6
	unten	177,17	162	167,12	94,3	90,6	90,3
SY_03_RQ	oben	178,82	97	169,40	94,7	90,9	90,6
	unten	178,70	97	168,03	94,03	89,7	89,4

Legende: **$F_{p,C,m,ini}$:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **Δt**: Individuelle Versuchsdauer; **$F_{p,C,m,\Delta t}$**: Gemessene mittlere Vorspannkraft am Ende der Versuchsdauer; **$F_{p,C,50a}$**: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 50 Jahren; **$F_{p,C,100a}$**: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren

An einem weiteren Versuchskörper wurden die Vorspannkraftverluste nach dem Anspannen mit dem Kombinierten Verfahren abgeschätzt. Eine vorherige Zug-Prüfung der Schrauben hatte gezeigt, dass diese auch bei diesen erhöhten Vorspannkräften noch im linear-elastischen Bereich blieben, womit eine Messung der Vorspannkräfte über die Dehnung weiterhin möglich war. Die mittlere initiale Vorspannkraft $F_{p,C,m,ini}$ betrug 230,6 kN, der Prüfkörper ruhte anschließend für 448 Stunden bzw. über 18 Tage. Die prognostizierten Vorspannkräfte nach 50 Jahren betrugen 88,5 %, nach 100 Jahren verblieben 88,1 %. Die Ergebnisse sind in Tabelle 5.24 erkennbar.

Tabelle 5.24: Ergebnisse der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten nach Anziehen mittels des Kombinierten Verfahrens an gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-Verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-Verzinkten Laschen

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	Δt	$F_{p,C,m,\Delta t}$		$F_{p,C,50a}$	$F_{p,C,100a}$
		[kN]	[h]	[kN]	[%]	[%]	[%]
SY_01_R	oben	229,96	448	213,29	92,8	89,0	88,6
	unten	231,22	448	212,96	92,1	88,0	87,6

Legende: $\mathbf{F_{p,C,m,ini}}$**:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **Δt**: Individuelle Versuchsdauer; $\mathbf{F_{p,C,m,\Delta t}}$**:** Gemessene mittlere Vorspannkraft am Ende der Versuchsdauer; $\mathbf{F_{p,C,50a}}$: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 50 Jahren; $\mathbf{F_{p,C,100a}}$**:** Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren

Bei einem weiteren Prüfkörper wurde der Einfluss einer erhöhten Zinkschichtdicke untersucht. Diese wurde auf den NT-verzinkten Fügepartnern von 250 µm auf 500 µm verdoppelt. Die Zinkschichtdicke der HT-verzinkten Laschen blieb unverändert. Die Verluste der Vorspannkräfte wurden wieder auf dem Niveau der Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ untersucht. Die mittlere initiale Vorspannkraft $F_{p,C,m,ini}$ betrug 176,9 kN. Der Prüfkörper ruhte über einen Zeitraum von 558 Stunden bzw. über 23 Tage. Der qualitative Verlauf der Vorspannkräfte änderte sich durch die Änderung der Zinkschichtdicken auf den Fügepartnern nicht. Es konnten verbleibende Vorspannkräfte von 89,4 % nach 50 Jahren und 89,1 % nach 100 Jahren prognostiziert werden. Die Ergebnisse sind in Tabelle 5.25 erkennbar.

Tabelle 5.25: Ergebnisse der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten bei einem Niveau von $F_{p,C}$ an gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-Verzinktem Sebistystahl (500 µm) mit HT-Verzinkten Laschen

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	Δt	$F_{p,C,m,\Delta t}$		$F_{p,C,50a}$	$F_{p,C,100a}$
		[kN]	[h]	[kN]	[%]	[%]	[%]
S5Y_01_RQ	oben	177,06	558	164,45	92,9	89,3	89,0
	unten	176,77	558	164,43	93,0	89,5	89,2

Legende: $\mathbf{F_{p,C,m,ini}}$**:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **Δt**: Individuelle Versuchsdauer; $\mathbf{F_{p,C,m,\Delta t}}$**:** Gemessene mittlere Vorspannkraft am Ende der Versuchsdauer; $\mathbf{F_{p,C,50a}}$: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 50 Jahren; $\mathbf{F_{p,C,100a}}$**:** Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren

Da in allen Fällen die prognostizierten Verluste der Vorspannkräfte geringer ausfielen als bei anderen Reibflächenpaarungen (bspw. vgl. Abschnitt 5.2.2), wurde kein Nachspannen der Verbindungen untersucht.

An einem Teil der Versuchskörper wurde im Nachgang noch eine quasi-statische Prüfung durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Prüfungen sind in Abschnitt 6.5.2 dokumentiert.

5.5.3 Ermittlung der quasi-statischen Tragfähigkeit

Die Versuche zur quasi-statischen Tragfähigkeit wurden mit einer verminderten Versuchszahl durchgeführt. Insgesamt wurden nur zwei Versuche im Bereich der Soll-Vorspannkraft durchgeführt, womit die quasi-statische Tragfähigkeiten von vier Verbindungen ermittelt werden konnten. Da die Streuung der Versuche nicht groß ausfiel und die schlussendlich nutzbare Tragfähigkeit maßgeblich durch die Kriechneigung bestimmt wird, wurde auf weitere Versuche zur quasi-statischen Tragfähigkeit verzichtet. Bei weiteren Untersuchungen an dieser Verbindung allerdings das Vorspannkraftniveau variiert, daher wurden auch noch drei weitere Versuche zur quasi-statischen Tragfähigkeit auf anderen Vorspannkraftniveaus durchgeführt. Weiterhin wurden auch noch zwei Versuche durchgeführt, bei denen die Zinkschichtdicken auf den Fügepartnern auf 500 µm erhöht waren. Andere Parameter wurden bei diesen beiden Versuchen nicht geändert. Insgesamt wurden somit sieben Versuche zur quasi-statischen Tragfähigkeit durchgeführt.

Vor Beginn der Versuche mit der Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ wurden die Versuchskörper mit einer mittleren initialen Vorspannkraft $F_{p,C,ini,m}$ von 176,2 kN montiert. Bis zum Start der Versuche fiel die Vorspannkraft um etwa 2 % auf eine mittlere Vorspannkraft $F_{p,C,Start,m}$ von etwa 172,7 kN ab. Die Kennwerte und Ergebnisse der durchgeführten Versuche sind in Tabelle 5.26 erkennbar.

Tabelle 5.26: Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	$F_{p,C,m,Start}$	$\Delta F_{p,C}$	F_{Si}	μ_i	$d_{Si,akt}$	$F_{Si,Rest}$
		[kN]	[kN]	[%]	[kN]	[-]	[mm]	[kN]
SY_04_Q	oben	173,6	170,4	1,8	230,4	0,33	0,096	184,3
	unten	173,2	170,4	1,6	256,7	0,37	0,061	208,2
SY_05_Q	oben	178,6	174,3	2,4	246,5	0,36	0,104	210,9
	unten	179,4	175,8	2,0	250,2	0,36	0,138	206,4

Legende: **$F_{p,C,m,ini}$**: Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **$F_{p,C,m,Start}$**: Mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung; **$\Delta F_{p,C}$**: Verlust der Vorspannkraft zwischen dem Aufbringen der Vorspannkraft und dem Beginn der Belastung; **F_{Si}**: Individuelle maximale Gleitlast der Verbindung; **μ_i**: Individuelle Haftreibungszahl auf Basis von F_{Si} bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **$d_{Si,akt}$**: Individuelle Gleitverformung beim Erreichen der individuellen Gleitlast F_{Si}; **$F_{Si,Rest}$**: Individuelle minimale Resttragfähigkeit der Verbindung nach Überschreiten von F_{Si}

Das Kraft-Verformungsverhalten aller Versuche war recht einheitlich, alle Versuche zeigten ein Tragfähigkeitsmaximum vor dem Erreichen der Verformungsgrenze von 0,15 mm. Beim Tragfähigkeitsmaximum wurde eine mittlere Gleitlast F_{sm} von 245,9 kN erreicht, bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ entsprach dies einer mittleren Haftreibungszahl μ_m von 0,36. Nach Erreichen des Tragfähigkeitsmaximums fielen die Gleitlasten langsam und nicht schlagartig ab und bildeten bei $F_{sm,Rest}$ = 202,5 kN ein Plateau aus. Ein exemplarisches Kraft-Verformungsverhalten ist in Bild 5.13 zu erkennen.

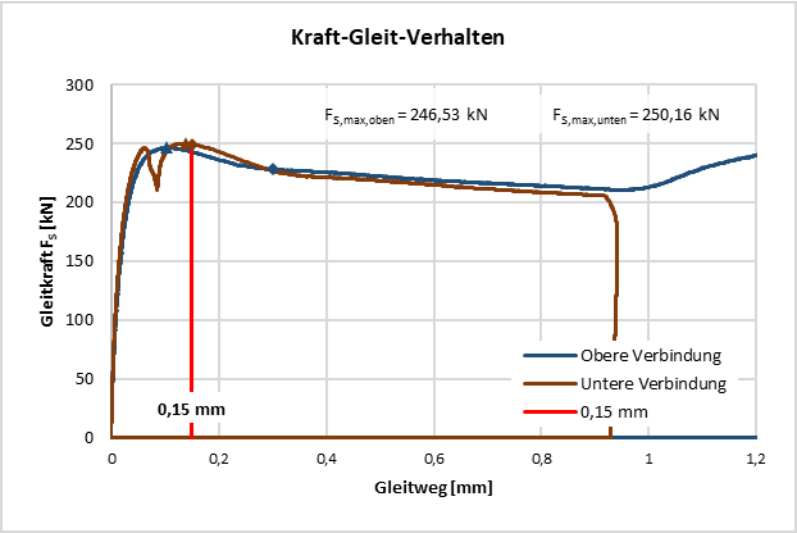


Bild 5.13: Exemplarischer Verlauf des Kraft-Gleit-Verhaltens im quasi-statischen Versuch von gemischten Reibflächen aus Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen

Bei der Untersuchung der Reibflächen im Anschluss an die quasi-statische Prüfung fand sich ein punktueller Abrieb sowohl an den Reibflächen des Fügepartners, als auch an den Laschen. An der Reibfläche des Fügepartners war dieser punktuelle Abrieb matt, an den Laschen eher glänzend. Ob hier ein Materialübergang vom Fügepartner zur Lasche stattgefunden hatte, konnte optisch nicht bewertet werden. Großflächiger Materialübergang war nicht zu finden. Eine verschlissene Reibfläche eines Fügepartners und einer Lasche ist in Bild 5.14 zu erkennen.

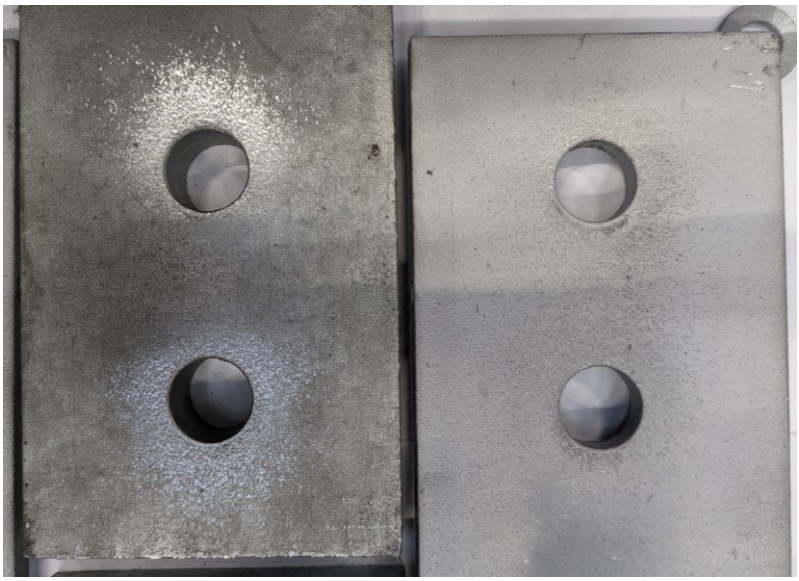


Bild 5.14: Exemplarische Reibfläche nach quasi-statischer Prüfung von gemischten Reibflächen aus Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen (links: Fügepartner; rechts: Lasche)

Da bei der Untersuchung der quasi-statischen Tragfähigkeit nach unterschiedlicher Vorbelastung (siehe Abschnitt 6.5) auch andere Vorspannkraftniveaus betrachtet wurden, wurde als Referenz auch die quasi-statische Tragfähigkeiten auf diesen Vorspannkraftniveaus untersucht. Hierfür wurden zwei Versuchskörper mit einer geringeren Vorspannkraft von etwa 50 % $F_{p,C}$ bzw. 86 kN, sowie etwa 80 % $F_{p,C}$ bzw 139 kN untersucht. Bei einem weiteren Prüfkörper wurden die Schrauben nach dem Kombinierten Verfahren vorgespannt. Eine vorherige Zug-Prüfung der Schrauben hatte gezeigt, dass diese auch bei diesen erhöhten Vorspannkräften noch im linear-elastischen Bereich blieben, womit eine Messung der Vorspannkräfte über die Dehnung weiterhin möglich war. Es ergaben sich durch das kombinierte Verfahren Vorspannkräfte von etwa 125 % $F_{p,C}$ bzw. über 220 kN.

Tabelle 5.27: Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit von Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen mit variierenden Vorspannkraftniveaus

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$ [kN]	$F_{p,C,m,Start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C}$ [%]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
SY_06_Q 50 % $F_{p,C}$	oben	92,4	89,3	3,4	147,3	0,43	0,072	128,1
	unten	92,7	89,3	3,6	170,03	0,49	0,094	-
SY_07_Q 80 % $F_{p,C}$	oben	143,2	140,0	2,2	206,9	0,37	0,086	181,9
	unten	142,7	140,0	1,9	206,9	0,37	0,062	178,0
SY_08_Q Komb. Verfahren / 125 % $F_{p,C}$	oben	224,1	219,8	1,9	287,5	0,33	0,079	262,2
	unten	233,7	219,8	1,7	287,5	0,33	0,074	260,5

Legende: **$F_{p,C,m,ini}$:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **$F_{p,C,m,Start}$**: Mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung; **$\Delta F_{p,C}$**: Verlust der Vorspannkraft zwischen dem Aufbringen der Vorspannkraft und dem Beginn der Belastung; **F_{Si}**: Individuelle maximale Gleitlast der Verbindung; **μ_i:** Individuelle Haftreibungszahl auf Basis von F_{Si} bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **$d_{Si,akt}$**: Individuelle Gleitverformung beim Erreichen der individuellen Gleitlast F_{Si}; **$F_{Si,Rest}$**: Individuelle minimale Resttragfähigkeit der Verbindung nach Überschreiten von F_{Si}

Die Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit auf anderen Vorspannkraftniveaus sind in Tabelle 5.27 zusammengestellt. Die Ergebnisse der Prüfungen mit anderen Niveaus der Vorspannkraft zeigten keine große Abweichung von den Ergebnissen auf Niveau der Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$. Die erzielten Haftreibungszahlen lagen im Bereich von $\mu_i = 0{,}33$ bis $\mu_i = 0{,}49$ und zeigten ein leichte Abhängigkeit von der Höhe des Niveaus der Vorspannkraft, mit zunehmender Höhe der Vorspannkraft sanken die erzielten Haftreibungszahlen. Lediglich bei einer Verbindung mit auf 50 % reduzierter Vorspannkraft zeigte sich ein anderes Kraft-Verformungsverhalten. Nach Erreichen der maximalen Tragfähigkeit gab es keinen Abfall der Kraft, diese blieb bei zunehmender Verformung auf gleicher Höhe. Auch lag die ermittelte Haftreibungszahl dieser Verbindung mit $\mu_i = 0{,}49$ deutlicher höher als bei den anderen Versuchen. Das Kraft-Verformungsverhalten des Versuchs ist in Bild 5.15 zu erkennen. Der optisch beurteilbare Verschleiß aller geprüften Reibflächen aus Versuchen mit geändertem Niveau der Vorspannkraft änderte sich gegenüber den Versuchen mit Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ nicht. Anhand der optischen Untersuchungen ließ sich somit kein Unterschied der Reibflächen der Verbindung mit höherer Haftreibungszahl feststellen.

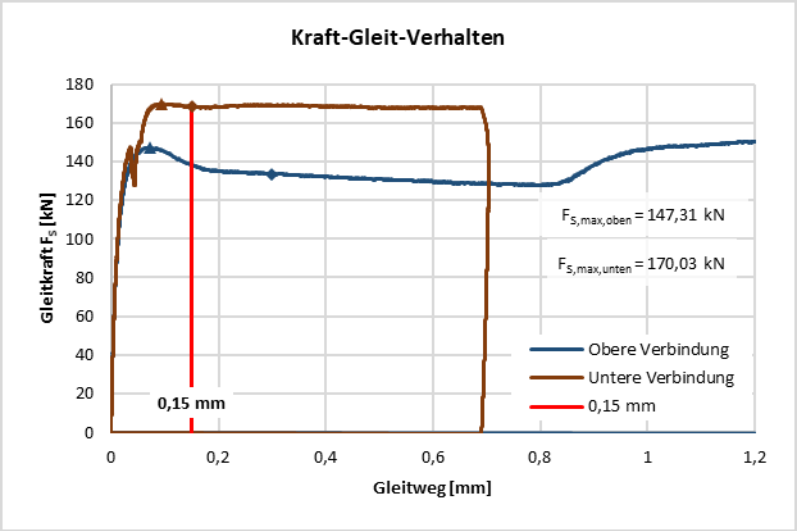


Bild 5.15: Exemplarischer Verlauf des Kraft-Gleit-Verhaltens im quasi-statischen Versuch von gemischten Reibflächen aus Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen mit einem Vorspannkraftniveau von 50 % $F_{p.C}$

Auch die beiden Versuche der quasi-statischen Tragfähigkeit an Reibflächen, bei denen auf den Fügepartern Zinkschichtdicken von 500 qm aufgewachsen waren, zeigten keine große Abweichung gegenüber den Versuchen mit einer Zinkschichtdicke von 250 µm. Die Ergebnisse der Versuche sind in Tabelle 5.28 dargestellt. Trotz der deutlich erhöhten Zinkschichtdicke fielen die Vorspannkräfte nach Aufbringen der vollen Vorspannkraft erneut nur um etwa 2 % ab. Die geprüften Verbindungen bildeten ihre maximale Tragfähigkeit ebenfalls vor Erreichen der Verformungsgrenze aus, die mittlere Gleitlast lag bei 239,0 kN. Bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ entsprach dies einer mittleren Haftreibungszahl μ_m von 0,35. Ebenso bildete sich im Mittel ein Plateau der Resttragfähigkeit bei $F_{sm,Rest}$ = 207,3 kN aus. Die optische Untersuchung der geprüften Reibflächen lieferte keine anderen Ergebnisse als bei den Reibflächen mit einer Zinkschichtdicke von 250 µm.

Tabelle 5.28: Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit von Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (500 µm) mit HT-verzinkten Laschen

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$ [kN]	$F_{p,C,m,Start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C}$ [%]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
S5Y_02_Q	oben	180,8	177,6	1,8	238,0	0,35	0,093	204,7
	unten	181,9	178,7	1,7	244,7	0,36	0,149	210,7
S5Y_03_Q	oben	182,7	179,0	2,0	238,1	0,35	0,142	210,3
	unten	183,5	180,3	1,8	235,2	0,34	0,109	203,5

Legende: **$F_{p,C,m,ini}$:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **$F_{p,C,m,Start}$**: Mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung; **$\Delta F_{p,C}$**: Verlust der Vorspannkraft zwischen dem Aufbringen der Vorspannkraft und dem Beginn der Belastung; **F_{Si}**: Individuelle maximale Gleitlast der Verbindung; **μ_i:** Individuelle Haftreibungszahl auf Basis von F_{Si} bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **$d_{Si,akt}$**: Individuelle Gleitverformung beim Erreichen der individuellen Gleitlast F_{Si}; **$F_{Si,Rest}$**: Individuelle minimale Resttragfähigkeit der Verbindung nach Überschreiten von F_{Si}

5.5.4 Überprüfung der Kriechneigung

Auf eine Überprüfung der Kriechneigung für diese Reibflächenpaarung wurde aufgrund der Erfahrungen aus der Literatur und den anderen Versuchen verzichtet. Im Rahmen der durchgeführten erweiterten Kriechprüfungen wurde bestätigt, dass für diese Reibflächenpaarung eine erhöhte Kriechneigung vorlag und die erweiterten Kriechprüfungen daher notwendig waren.

5.5.5 Erweiterte Kriechprüfungen

Für die Ermittlung der nutzbaren Haftreibungszahl der gemischten Reibflächen eines Fügepartners aus NT-verzinktem Sebistystahl gepaart mit einer gestrahlten und HT-verzinkten Lasche wurden drei erweiterte Kriechprüfungen durchgeführt. Untersucht wurden Belastungen die oberhalb von 160 kN ($\mu > 0{,}23$), 172 kN ($\mu > 0{,}25$) und 206 kN ($\mu > 0{,}30$) lagen.

Die erste erweiterte Kriechprüfung sollte das Niveau von $\mu = 0{,}23$ überprüfen. Die beiden untersuchten Verbindungen verhielten sich über die Versuchsdauer von 450 Stunden bzw. fast 19 Tagen unterschiedlich. Die obere Verbindung zeigte eine lineare Verformungszunahme über die log-Zeit-Skala. Bei Extrapolation der Verformungen ab 192 Stunden wurde die Verformungsgrenze von 0,3mm nach 100 Jahren deutlich eingehalten. Die untere Verbindung zeigte ein tertiäres Kriechen wodurch durch die Extrapolation die Verformungsgrenze nach 100 Jahren

überschritten wurde. Die Untersuchung der Reibflächen vor der Montage zeigte keinerlei Unterschiede, die solch ein unterschiedliches Verhalten erklären würden. Gleiches galt für das Verhalten der Vorspannkräfte beider Verbindungen (siehe Tabelle 5.30). Aufgrund des nicht eindeutigen Ergebnisses der ersten erweiterten Kriechprüfung wurde die zweite auf einem leicht erhöhten Niveau durchgeführt. Überprüft werden sollte das Niveau von μ =0,25 bzw. einer Belastung von größer 172 kN. Innerhalb der Prüfdauer von 158 Stunden bzw. fast 7 Tagen zeigten beide Verbindungen ein leicht abflachendes Verformungsverhalten über die log-Zeit-Skala. Aufgrund des recht stabilen Verhaltens konnten die Verformungen bereits ab 9 Stunden für die Extrapolation genutzt werden. Für beide Verbindungen konnte eine Verformung unterhalb von 0,1 mm nach 100 Jahren prognostiziert werden. Die Kriechverformung während der zweiten erweiterten Kriechprüfung ist in Bild 5.16 dargestellt.

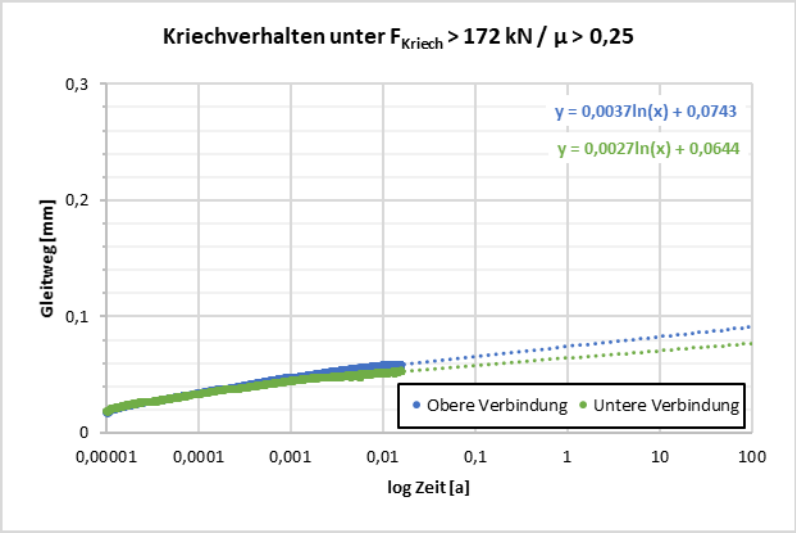


Bild 5.16: Exemplarisches Kriechverhalten auf dem Niveau μ > 0,25 von gemischten Reibflächen aus Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen

Die dritte erweiterte Kriechprüfung sollte das Niveau von μ = 0,30 überprüfen. Die Prüfung wurde bereits nach 26 Stunden abgebrochen, da bereits zu diesem Zeitpunkt beide Verbindungen ein tertiäres Kriechen zeigten und sich die Überschreitung der Verformungsgrenze bei Extrapolation andeutete. Eine Extrapolation der Verformungen im Zeitraum zwischen 9 Stunden und 26 Stunden bestätigte dies. Der Prüfkörper wurde für eine anschließende Überprüfung der

quasi-statischen Tragfähigkeit nach Vorbelastung genutzt (siehe Abschnitt 6.5.3). Die Ergebnisse aller durchgeführten erweiterten Kriechprüfungen sind in Tabelle 5.29 dargestellt.

Tabelle 5.29: Ergebnisse der erweiterten Kriechprüfungen von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen

Versuch		F_{min} [kN]	μ_{min} [-]	t [h]	t_{Prog} [h]	Ergebnis
SY_09_K	oben	160	0,23	450	192	bestanden / Extrapolation
	unten	160	0,23	450	192	nicht bestanden / Extrapolation
SY_10_K	oben	172	0,25	158	9	bestanden / Extrapolation
	unten	172	0,25	158	9	bestanden / Extrapolation
SY_11_KQ	oben	206	0,30	26	9	nicht bestanden / Extrapolation
	unten	206	0,30	26	9	nicht bestanden / Extrapolation

Legende: **F_{min}:** Minimale auf den Versuchskörper einwirkende Prüflast; **μ_{min}:** Aus F_{min} resultierende minimale geprüfte Haftreibungszahl bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **t**: Individuelle Versuchsdauer; **t_{Prog}**: Zeitpunkt ab dem die Daten der Verschiebungen zur Extrapolation der Verformung genutzt wurden

Mithilfe der erweiterten Kriechversuche konnten Verluste der Vorspannkräfte unter Belastung abgeschätzt werden. Bei den Verbindungen, die die Verformungsgrenze einhielten, konnten verbleibende Vorspannkräfte nach 100 Jahren zwischen 81,0 % und 85,2 % prognostiziert werden. Bei den Verbindungen, welche die Verformungsgrenze nicht einhielten, fielen diese teilweise geringer aus. Das Verhalten der Vorspannkräfte sowie die jeweilige Prognose ist in Tabelle 5.32 zu finden.

Tabelle 5.30: Ergebnisse der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten während einer erweiterten Kriechprüfung an von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	Δt	$F_{p,C,m,\Delta t}$		$F_{p,C,50a}$	$F_{p,C,100a}$
		[kN]	[h]	[kN]	[%]	[%]	[%]
SY_09_K (µ > 0,23)	oben	180,3	450	158,5	87,9	81,6	81,0
	unten	178,2	450	160,8	90,2	85,1	84,6
SY_10_K (µ > 0,25)	oben	183,9	158	167,0	90,8	84,8	84,2
	unten	183,4	158	167,5	91,3	85,7	85,2
SY_11_KQ (µ > 0,30)	oben	182,3	26	163,2	89,5	79,6	78,8
	unten	183,0	26	164,5	89,9	80,3	79,6

Legende: **$F_{p,C,m,ini}$**: Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **Δt**: Individuelle Versuchsdauer; **$F_{p,C,m,\Delta t}$**: Gemessene mittlere Vorspannkraft am Ende der Versuchsdauer; **$F_{p,C,50a}$**: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 50 Jahren; **$F_{p,C,100a}$**: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren

Um den Einfluss der Zinkschichtdicke der Fügepartner auf das Kriechverhalten abschätzen zu können, wurden zwei weitere erweiterte Kriechprüfungen mit variierender Zinkschichtdicke durchgeführt. Die Zinkschichtdicke auf den Fügepartnern des Prüfkörpers betrug bei dem einen Prüfkörper etwa 400 µm, bei dem anderen etwa 500 µm. Die Belastung wurde auf einem Niveau von µ = 0,25 bzw. von größer 172 kN gewählt. Beim Prüfkörper mit einer Zinkschichtdicke von 400 µm auf den Fügepartnern zeigte sich über einen Zeitraum von über 850 Stunden, bzw. über 35 Tagen ein lineares Kriechverhalten auf der log-Zeit Skala. Nach Extrapolation der Verformungen auf 100 Jahre konnte eine Unterschreitung der Verformungsgrenze prognostiziert werden. Beim Prüfkörper mit einer Zinkschichtdicke von 500 µm auf den Fügepartnern zeigten beide Verbindungen bereits frühzeitig ein tertiäres Kriechen. Dies führte bei Extrapolation der Verschiebungen zu einer Überschreitung der Verformungsgrenze nach 100 Jahren. Während der Prüfung wurde die Verformungsgrenze von 0,3 mm aber noch nicht überschritten. Die Prüfdauer betrug 261 Stunden, bzw. fast 11 Tage. Die Ergebnisse der Prüfung sind in Tabelle 5.31 dargestellt. Im Vergleich der Zinkschichtdicken auf den Fügepartnern konnte ab einer erhöhten Zinkschichtdicke von 500 µm eine erhöhte Kriechneigung festgestellt werden, die zu einer Reduzierung der unter Kriechen nutzbaren Haftreibungszahl führen würde.

Tabelle 5.31: Ergebnisse der erweiterten Kriechprüfungen von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (400 µm und 500 µm) mit HT-verzinkten Laschen

Versuch		F_{min} [kN]	μ_{min} [-]	t [h]	t_{Prog} [h]	Ergebnis
S4Y_01_K (Zinkschicht 400 µm)	oben	172	0,25	859	0,25	bestanden / Extrapolation
	unten	172	0,25	859	0,25	bestanden / Extrapolation
S5Y_04_K (Zinkschicht 500 µm)	oben	172	0,25	261	80	nicht bestanden / Extrapolation
	unten	172	0,25	261	80	nicht bestanden / Extrapolation

Legende: **F_{min}:** Minimale auf den Versuchskörper einwirkende Prüflast; **μ_{min}:** Aus F_{min} resultierende minimale geprüfte Haftreibungszahl bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **t**: Individuelle Versuchsdauer; **t_{Prog}**: Zeitpunkt ab dem die Daten der Verschiebungen zur Extrapolation der Verformung genutzt wurden

Auch die im erweiterten Kriechversuch gemessenen Vorspannkräfte zeigten höhere Verluste als bei den Prüfungen mit geringeren Zinkschichtdicken auf vergleichbarem Lastniveau. Die prognostizierten verbleibenden Vorspannkräfte nach 100 Jahren lagen bei 83,1 % bzw. 83.8 %. Die Vorspannkräfte sind in Tabelle 5.32 erkennbar.

Tabelle 5.32: Ergebnisse der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten während einer erweiterten Kriechprüfung an von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (400 µm und 500 µm) mit HT-verzinkten Laschen

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	Δt	$F_{p,C,m,\Delta t}$		$F_{p,C,50a}$	$F_{p,C,100a}$
		[kN]	[h]	[kN]	[%]	[%]	[%]
S4Y_01_K (400 µm / µ > 0,25)	oben	184,6	859	163,8	88,8	83,7	83,1
	unten	184,0	859	163,5	88,9	83,9	83,3
S5Y_04_K (500 µm / µ > 0,25)	oben	182,8	261	164,7	90,1	84,3	83,8
	unten	182,0	261	163,7	90,0	84,0	83,5

Legende: **$F_{p,C,m,ini}$**: Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **Δt**: Individuelle Versuchsdauer; **$F_{p,C,m,\Delta t}$**: Gemessene mittlere Vorspannkraft am Ende der Versuchsdauer; **$F_{p,C,50a}$**: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 50 Jahren; **$F_{p,C,100a}$**: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren

Weitere Versuchskörper wurde genutzt, um eine Vorbelastung für eine anschließende quasi-statische Prüfung aufzubringen. Die Prüfkörper wurde mit einer Vorbelastung von 172 kN oder 206 kN für unterschiedliche Zeiträume beansprucht Die auftretenden Kriechverformungen zeigten keine relevante Abweichung gegenüber der oben erläuterten erweiterten Kriechprüfung auf dem jeweils entsprechenden Lastniveau. Die Ergebnisse der anschließenden Ermittlung der quasi-statischen Tragfähigkeit findet sich in Abschnitt 6.5.3.

5.5.6 Zyklische Untersuchungen

Das Verhalten von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl mit gestrahlten und anschließend HT-verzinkten Laschen unter zyklischen Lasten wurde an 26 Versuchen untersucht. Innerhalb dieser 26 Versuche wurden weitere Parameter variiert, wie die Oberlast F_o der zyklischen Belastung, das Spannungsverhältnis R, die aufgebrachte Vorspannkraft $F_{p,C}$ sowie die Zinkschichtdicke auf den Fügepartnern. Da an diesen Versuchskörpern auch die quasi-statische Tragfähigkeit im Anschluss an eine zyklische Vorbelastung untersucht wurde, wurde eine Versuchsreihe genutzt, um die Versuche nach einer unterschiedlich definierten Anzahl an Schwingspielen zu beenden. Die Ergebnisse dieser zyklischen Belastung sind in diesem Abschnitt ebenfalls aufgeführt.

Sieben zyklische Versuche wurden mit unterschiedlichen Oberlasten F_o zwischen 140 kN ($\mu_i = 0{,}20$) und 220 kN ($\mu_i = 0{,}32$) bei einem festen Spannungsverhältnis $R = 0{,}1$ untersucht. Damit wurde das ermittelte Kriechniveau von $\mu_{char} = 0{,}25$ in einzelnen Versuchen überschritten (siehe Abschnitt 5.5.5). Außerdem kamen einzelne Versuche mit ihrer Oberlast F_o nah an die ermittelte quasi-statische Tragfähigkeit von $\mu_m = 0{,}35$ (siehe Abschnitt 5.5.3). Die zyklischen Belastungen wurden mindestens für drei Millionen Zyklen aufgebracht. In allen Versuchen erhöhten sich die auftretenden Verformungen bis etwa zwei Millionen Zyklen, ehe diese auf ein lineares oder teilweise nahezu konstantes Niveau abflachten. Wenn die Verformungen über die log-Zeit-Achse aufgetragen wurden, war ab einer Belastung von $F_o = 175$ kN ein tertiäres Kriechen feststellbar. In keinem untersuchten Fall änderte sich die Schwingbreite der Verformungen in den Gleitfugen über die Anzahl der Zyklen. Dies geschah auch nicht, wenn die Verbindungen ein tertiäres Kriechen zeigten. Die durchgeführten zyklischen Versuche mit variierender Oberlast F_o sind in Tabelle 5.33 aufgeführt.

Tabelle 5.33: Ergebnisse der zyklischen Untersuchungen mit variierender Oberlast F_o von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl mit HT-verzinkten Laschen

Versuch		F_o [kN]	μ_o [-]	R [-]	Zyklen [n]	$d_{Si,Max}$ [mm]	Tertiäres Kriechen
SY_12_ZQ	oben	140	0,20	0,1	3,5 Mio.	0,038	nein
	unten	140	0,20	0,1	3,5 Mio.	0,033	nein
SY_13_ZQ	oben	160	0,23	0,1	5,0 Mio.	0,044	nein
	unten	160	0,23	0,1	5,0 Mio.	0,038	nein
SY_14_ZQ	oben	175	0,25	0,1	5,0 Mio.	0,044	ja
	unten	175	0,25	0,1	5,0 Mio.	0,022	ja
SY_15_ZQ	oben	190	0,28	0,1	5,0 Mio.	0,075	nein
	unten	190	0,28	0,1	5,0 Mio.	0,082	ja
SY_16_Z	oben	190	0,28	0,1	3,0 Mio.	0,096	ja
	unten	190	0,28	0,1	3,0 Mio.	0,046	ja
SY_17_ZQ	oben	220	0,32	0,1	5,0 Mio.	0,108	ja
	unten	220	0,32	0,1	5,0 Mio.	0,144	ja
SY_18_Z	oben	220	0,32	0,1	3,0 Mio.	0,182	ja
	unten	220	0,32	0,1	3,0 Mio.	0,199	ja

Legende: **F_o:** Maximale auf den Versuchskörper einwirkende Oberlast der zyklischen Belastung; **μ_o:** Aus F_o resultierende Haftreibungszahl bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **R**: Verhältnis der einwirkenden Unterlast F_u zur Oberlast F_o der zyklischen Belastung; **Zyklen**: Anzahl der aufgebrachten Zyklen bis zum Abbruch der zyklischen Belastung; **$d_{Si,Max}$**: Maximal aufgetretene Verformung der jeweiligen Verbindung bis zum Abbruch; **Tertiäres Kriechen**: Deutlich erkennbare Zunahme der Verformungen aufgetragen über die log-Zeit-Achse

Um unterschiedliche Vorbelastungen für eine anschließende quasi-statische Prüfung (siehe Abschnitt 6.5.4) herzustellen, wurden sieben Versuche mit einer Oberlast $F_o = 205$ kN ($\mu_o = 0{,}30$) mit einer unterschiedlichen Anzahl an Zyklen durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Versuche zeigten keine Abweichungen

gegenüber den anderen zyklischen Versuchen. Eine Zusammenfassung findet sich in Tabelle 5.34.

Tabelle 5.34: Ergebnisse der zyklischen Untersuchungen mit variierender Anzahl an Zyklen von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl mit HT-verzinkten Laschen

Versuch		F_o [kN]	μ_o [-]	R [-]	Zyklen [n]	$d_{Si,Max}$ [mm]	Tertiäres Kriechen
SY_19_ZQ	oben	205	0,30	0,1	251	0,046	nein
	unten	205	0,30	0,1	251	0,053	nein
SY_20_ZQ	oben	205	0,30	0,1	6.000	0,067	nein
	unten	205	0,30	0,1	6.000	0,055	nein
SY_21_ZQ	oben	205	0,30	0,1	100.000	0,056	nein
	unten	205	0,30	0,1	100.000	0,037	nein
SY_22_ZQ	oben	205	0,30	0,1	400.000	0,076	nein
	unten	205	0,30	0,1	400.000	0,057	nein
SY_23_ZQ	oben	205	0,30	0,1	1,2 Mio	0,194	ja
	unten	205	0,30	0,1	1,2 Mio	0,075	nein
SY_24_ZQ	oben	205	0,30	0,1	3,4 Mio	0,095	nein
	unten	205	0,30	0,1	3,4 Mio	0,078	nein
SY_25_ZQ	oben	205	0,30	0,1	4,6 Mio	0,087	ja
	unten	205	0,30	0,1	4,6 Mio	0,160	ja

Legende: F_o: Maximale auf den Versuchskörper einwirkende Oberlast der zyklischen Belastung; **μ_o:** Aus F_o resultierende Haftreibungszahl bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **R**: Verhältnis der einwirkenden Unterlast F_u zur Oberlast F_o der zyklischen Belastung; **Zyklen**: Anzahl der aufgebrachten Zyklen bis zum Abbruch der zyklischen Belastung; **$d_{Si,Max}$**: Maximal aufgetretene Verformung der jeweiligen Verbindung bis zum Abbruch; **Tertiäres Kriechen**: Deutlich erkennbare Zunahme der Verformungen aufgetragen über die log-Zeit-Achse

Bei den zyklischen Versuchen mit unterschiedlicher Oberlast F_o war bereits bei geringeren Belastungen als $F_o = 205$ kN ($\mu_o = 0{,}30$) ein tertiäres Kriechen aufgetreten. Ein deutliches tertiäres Kriechen war hier erst ab einer Zyklenzahl oberhalb von einer Million feststellbar. Ein einzelner Versuch zeigte aber auch nach 3,4 Mio. Zyklen noch kein tertiäres Kriechen. Die maximal aufgetretene Verformung war aber nicht deutlich geringer als bei dem Versuch mit mehr Zyklen und tertiärem Kriechen.

An einem einzelnen Versuch wurde das Verhalten bei einem Spannungsverhältnis von R = -1 untersucht. Die Oberlast F_o lag bei 135 kN, was einer Haftreibungszahl von μ_o von 0,20 entsprach. Es wurden 900.000 Zyklen auf den Versuchskörper aufgebracht. Die Verformungen in den Fugen der Verbindungen verhielten sich über die Anzahl der Zyklen konstant oder linear. Auch beim Auftragen über die log-Zeit-Achse konnte keine Änderung dieses Verhaltens festgestellt werden. Ein tertiäres Kriechen trat daher nicht auf. Beide Verbindungen verblieben hinsichtlich der Verformung mehr im negativen Bereich, womit sich die Verbindungen eher zusammenzogen. Die Differenz zwischen maximaler und minimaler Verformung bleib bei beiden Verbindungen über die gesamte Versuchsdauer konstant. Die Ergebnisse der Untersuchung sind in Tabelle 5.35 zusammengefasst. Weitere Versuche mit variiertem Spannungsverhältnis R finden sich in Abschnitt 7.2.3.3.

Tabelle 5.35: Ergebnisse der zyklischen Untersuchungen mit abweichendem Spannungsverhältnis R von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl mit HT-verzinkten Laschen

Versuch		F_o [kN]	μ_o [-]	R [-]	Zyklen [n]	$d_{Si,Max}$ [mm]	Tertiäres Kriechen
SY_26_ZQ	oben	135	0,20	-1	900.000	-0,021	nein
	unten	135	0,20	-1	900.000	-0,022	nein

Legende: **F_o:** Maximale auf den Versuchskörper einwirkende Oberlast der zyklischen Belastung; **μ_o:** Aus F_o resultierende Haftreibungszahl bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **R**: Verhältnis der einwirkenden Unterlast F_u zur Oberlast F_o der zyklischen Belastung; **Zyklen**: Anzahl der aufgebrachten Zyklen bis zum Abbruch der zyklischen Belastung; **$d_{Si,Max}$**: Betragsmäßig maximal aufgetretene Verformung der jeweiligen Verbindung bis zum Abbruch; **Tertiäres Kriechen**: Deutlich erkennbare Zunahme der Verformungen aufgetragen über die log-Zeit-Achse

Drei weitere Versuche wurden mit gegenüber der Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ abweichenden Vorspannkräften montiert und anschließend zyklisch belastet. Untersucht wurden Vorspannkraftniveaus von 50 % $F_{p,C}$, 80 % $F_{p,C}$ sowie eine Montage nach dem Kombinierten Verfahren, welches in einem Vorspannkraftniveau von etwa 125 % $F_{p,C}$ resultierte. Die Versuchskörper mit reduziertem Vorspannkraftniveau wurden mit einer Oberlast F_o, die einer Haftreibungszahl μ_o = 0,30 entsprach, beansprucht. Der Versuchskörper, der nach dem kombinierten Verfahren montiert wurde, wurde mit einer Oberlast F_o von 205 kN belastet. Alle Versuche wurden bei einem Spannungsverhältnis R = 0,1 durchgeführt. Die Versuche dienten primär dafür, die quasi-statische Tragfähigkeit nach einer Vorbelastung auf unterschiedlichen Vorspannkraftniveaus zu untersuchen. Die Ergebnisse dieser Versuche finden sich in Abschnitt 6.5.4.

Das grundsätzliche Verhalten der Verbindungen änderte sich nicht. Beim Vergleich der Verformungen der beiden Prüfkörper mit reduzierten Vorspannkraftniveaus zeigte sich eine deutlich größere Verformung der Verbindungen die mit 80 % $F_{p,C}$ montiert, wurden gegenüber den Verbindungen mit 50 % $F_{p,C}$. Auch die Schwingbreite in den Fugen fiel bei den Verbindungen mit den höheren Vorspannkraftniveaus größer aus. Ähnliches ließ sich auch bei dem Versuchskörper, der nach Kombiniertem Verfahren montiert wurde, feststellen. Dieser konnte mit zwei Versuchskörpern auf ähnlichem Lastniveau, die aber auf dem Niveau der Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ montiert wurden, feststellen.

Tabelle 5.36: Ergebnisse der zyklischen Untersuchungen mit variierenden Niveaus der Vorspannkraft von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl mit HT-verzinkten Laschen

Versuch		F_o [kN]	μ_o [-]	R [-]	Zyklen [n]	$d_{Si,Max}$ [mm]	Tertiäres Kriechen
SY_27_ZQ 50 % $F_{p,C}$	oben	103	0,30	0,1	1,0 Mio.	0,035	nein
	unten	103	0,30	0,1	1,0 Mio.	0,039	nein
SY_28_ZQ 80 % $F_{p,C}$	oben	164	0,30	0,1	2,6 Mio.	0,073	nein
	unten	164	0,30	0,1	2,6 Mio.	0,080	nein
SY_29_ZQ Komb. Verfahren / 125 % $F_{p,C}$	oben	205	0,24	0,1	3,1 Mio.	0,060	nein
	unten	205	0,24	0,1	3,1 Mio.	0,074	nein

Legende: **F_o:** Maximale auf den Versuchskörper einwirkende Oberlast der zyklischen Belastung; **μ_o:** Aus F_o resultierende Haftreibungszahl bezogen auf das jeweilige Niveau der Vorspannkraft; **R**: Verhältnis der einwirkenden Unterlast F_u zur Oberlast F_o der zyklischen Belastung; **Zyklen**: Anzahl der aufgebrachten Zyklen bis zum Abbruch der zyklischen Belastung; **$d_{Si,Max}$**: Maximal aufgetretene Verformung der jeweiligen Verbindung bis zum Abbruch; **Tertiäres Kriechen**: Deutlich erkennbare Zunahme der Verformungen aufgetragen über die log-Zeit-Achse

An Versuchskörpern, deren Fügepartner eine Zinkschichtdicke von 500 µm besaßen, wurde der Einfluss der Zinkschichtdicke auf das Verformungsverhalten untersucht. Hierzu wurden Versuche mit zyklischer Belastung auf den gleichen Niveaus durchgeführt, wie bei den Versuchskörpern mit einer Zinkschichtdicke von 250 µm auf den Fügepartnern (siehe Tabelle 5.33). Das grundsätzliche Verhalten unter zyklischen Lasten änderte sich nicht. Allerdings fielen die Verformungen gegenüber den Versuchskörpern mit dünnerer Zinkschicht größer aus. Das tertiäre Kriechen zeigte sich allerdings ab dem gleichen Niveau der zyklischen Belastung ($\mu_o > 0{,}25$) Die Ergebnisse sind in Tabelle 5.37 zusammengefasst.

Tabelle 5.37: Ergebnisse der zyklischen Untersuchungen von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (500 µm) mit HT-verzinkten Laschen

Versuch		F_o [kN]	μ_o [-]	R [-]	Zyklen [n]	$d_{Si,Max}$ [mm]	Tertiäres Kriechen
S5Y_05_ZQ	oben	160	0,23	0,1	6,2 Mio	0,060	nein
	unten	160	0,23	0,1	6,2 Mio	0,044	nein
S5Y_06_ZQ	oben	175	0,25	0,1	5,1 Mio	0,076	ja
	unten	175	0,25	0,1	5,1 Mio	0,048	ja
S5Y_07_ZQ	oben	190	0,28	0,1	4,9 Mio	0,129	ja
	unten	190	0,28	0,1	4,9 Mio	0,086	ja
S5Y_08_ZQ	oben	205	0,30	0,1	5,2 Mio	0,146	ja
	unten	205	0,30	0,1	5,2 Mio	0,193	ja
S5Y_09_ZQ	oben	220	0,32	0,1	4,5 Mio	1,067	ja
	unten	220	0,32	0,1	4,5 Mio	1,092	ja

Legende: F_o: Maximale auf den Versuchskörper einwirkende Oberlast der zyklischen Belastung; **μ_o:** Aus F_o resultierende Haftreibungszahl bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **R**: Verhältnis der einwirkenden Unterlast F_u zur Oberlast F_o der zyklischen Belastung; **Zyklen**: Anzahl der aufgebrachten Zyklen bis zum Abbruch der zyklischen Belastung; **$d_{Si,Max}$**: Maximal aufgetretene Verformung der jeweiligen Verbindung bis zum Abbruch; **Tertiäres Kriechen**: Deutlich erkennbare Zunahme der Verformungen aufgetragen über die log-Zeit-Achse

Bei allen durchgeführten zyklischen Versuchen konnte bei Auswertung der einzelnen vier Verschiebungsmessungen an einer Lasche wieder bei einzelnen Messwerten ein Rückgang der Verschiebung nach der Erstbelastung festgestellt werden. Bei Betrachtung aller vier Verschiebungsmessungen einer Verbindung zeigte sich ein leichtes Drehen oder eine entstehende Schiefstellung innerhalb der Verbindung.

Die unter zyklischen Lasten auftretenden Vorspannkraftverluste konnten anhand der zyklischen Untersuchungen abgeschätzt werden. Für die Versuchskörper mit einer Zinkschichtdicke von 250 µm standen eine Vielzahl von Ergebnissen zur Verfügung, um das Verhalten der Vorspannkräfte unter zyklischen Belastungen zu untersuchen. Es ließen sich anhand der Versuche nach 100 Jahren verbleibende Vorspannkräfte zwischen 74,5 % und 82,8 % der initial aufgebrachten

Vorspannkraft $F_{p,C,m,ini}$ feststellen. Beim Vergleich der zyklischen Belastungen und der resultierenden Vorspannkräfte ließ sich eine Tendenz zwischen der Größe der Belastung und dem Verlust der Vorspannkräfte erkennen. So fielen bei höheren Belastungen die verbleibenden Vorspannkräfte geringer aus. In Tabelle 5.38 sind die beiden Versuchskörper, an denen sich die minimalen und die maximalen verbleibenden Vorspannkräfte prognostizieren ließen, aufgeführt. Eine Übersicht über alle Versuchskörper und deren prognostizierten Vorspannkräfte findet sich in Anhang B.

Tabelle 5.38: Auszug der Ergebnisse der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten während einer zyklischen Belastung von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	Δt	$F_{p,C,m,\Delta t,Min}$		$F_{p,C,50a,Min}$	$F_{p,C,100a,Min}$
		[kN]	[h]	[kN]	[%]	[%]	[%]
SY_12_ZQ (F_o = 140 kN / μ_o = 0,20 / R = 0,1 / 3,5 Mio. Zyk.)	oben	178,4	140	160,7	90,1	83,4	82,8
	unten	178,7	140	160,9	90,0	83,4	82,8
SY_25_ZQ (F_o = 205 kN / μ_o = 0,30 / R = 0,1 / 4,6 Mio. Zyk.)	oben	177,0	162	152,7	86,3	77,4	76,6
	unten	176,9	162	150,5	85,1	75,4	74,5

Legende: $\mathbf{F_{p,C,m,ini}}$: Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **Δt**: Individuelle Versuchsdauer; $\mathbf{F_{p,C,m,\Delta t,Min}}$: Gemessene mittlere Vorspannkraft am Ende der Versuchsdauer unter zyklischer Belastung von F_o; $\mathbf{F_{p,C,50a,Min}}$: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 50 Jahren unter zyklischer Belastung von F_o; $\mathbf{F_{p,C,100a,Min}}$: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren unter zyklischer Belastung von F_o

Bei den zyklischen Versuchen auf unterschiedlichen Vorspannkraftniveaus konnten die auftretenden Verluste der Vorspannkraft miteinander verglichen werden, um einen Einfluss aus der Höhe der Vorspannkraft zu erkennen. So ließen sich anhand der Versuche auf den reduzierten Vorspannkraftniveaus leicht geringere verbleibende Vorspannkräfte prognostizieren, wenn die Vorspannkraftniveaus niedriger waren. Der Versuchskörper, der mit dem kombinierten Verfahren montiert wurde, zeigte keine deutlich abweichenden prognostizierten verbleibenden Vorspannkräfte gegenüber den Versuchskörpern, die einer ähnlichen zyklischen Belastung unterworfen waren, aber auf Niveau der Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ montiert wurden. In Tabelle 5.39 sind die Auswertungen der

prognostizierten Vorspannkräfte der Versuchskörper mit abweichenden Vorspannkraftniveaus zusammengefasst.

Tabelle 5.39: Ergebnisse der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten während einer zyklischen Belastung von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-Verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-Verzinkten Laschen auf verschiedenen Vorspannkraftniveaus

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	Δt	$F_{p,C,m,\Delta t,Min}$		$F_{p,C,50a,Min}$	$F_{p,C,100a,Min}$
		[kN]	[h]	[kN]	[%]	[%]	[%]
SY_27_ZQ / 50 % $F_{p,C}$ (F_o = 103 kN / μ_o = 0,30 R = 0,1 / 1,0 Mio. Zyk.)	oben	90,8	40	78,4	86,3	74,5	73,6
	unten	90,2	40	76,5	84,8	71,7	70,7
SY_28_ZQ / 80 % $F_{p,C}$ (F_o = 164 kN / μ_o = 0,30 R = 0,1 / 2,6 Mio. Zyk.)	oben	143,0	94	122,1	85,3	74,7	73,8
	unten	144,2	94	122,8	85,2	74,3	73,4
SY_29_ZQ / 125 % $F_{p,C}$ (F_o = 205 kN / μ_o = 0,24 R = 0,1 / 3,1 Mio. Zyk.)	oben	220,1	144	195,3	88,7	81,2	80,6
	unten	219,8	144	198,7	90,4	84,0	83,4

Legende: $\mathbf{F_{p,C,m,ini}}$**:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **Δt**: Individuelle Versuchsdauer; $\mathbf{F_{p,C,m,\Delta t,Min}}$: Gemessene mittlere Vorspannkraft am Ende der Versuchsdauer unter zyklischer Belastung von F_o; $\mathbf{F_{p,C,50a,Min}}$: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 50 Jahren unter zyklischer Belastung von F_o; $\mathbf{F_{p,C,100a,Min}}$: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren unter zyklischer Belastung von F_o

Wie auch bei den Versuchen mit Fügepartnern, die eine Zinkschichtdicke von 250 µm aufwiesen, zeigte sich auch bei den Versuchen mit Zinkschichtdicken von 500 µm auf den Fügepartnern ein Einfluss der zyklischen Belastung auf die Vorspannkraftverluste. Diese fielen ebenfalls höher aus, sofern die zyklische Belastung höher war. Anhand der Untersuchungen konnten nach 100 Jahren verbleibenden Vorspannkräfte zwischen 71,3 % und 79,1 % der Vorspannkraft bei Montage $F_{p,C,m,ini}$ prognostiziert werden. Tabelle 5.40 zeigt die beiden Versuchskörper, an denen sich die minimalen und die maximalen verbleibenden Vorspannkräfte prognostizieren ließen. Eine Übersicht über alle Versuchskörper und deren prognostizierten Vorspannkräfte findet sich in Anhang B.

Tabelle 5.40: Auszug der Ergebnisse der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten während einer zyklischen Belastung von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (500 µm) mit HT-verzinkten Laschen

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	Δt	$F_{p,C,m,\Delta t,Min}$		$F_{p,C,50a,Min}$	$F_{p,C,100a,Min}$
		[kN]	[h]	[kN]	[%]	[%]	[%]
S5Y_05_ZQ (F_o = 160 kN / μ_o = 0,23 R = 0,1 / 6,2 Mio. Zyk.)	oben	177,2	93	156,5	88,3	79,8	79,1
	unten	176,5	93	155,7	88,2	79,6	78,9
S5Y_09_ZQ (F_o = 220 kN / μ_o = 0,32 R = 0,1 / 4,5 Mio. Zyk.)	oben	180,6	138	153,4	84,9	74,8	73,9
	unten	180,1	138	150,3	83,4	72,3	71,3

Legende: $\mathbf{F_{p,C,m,ini}}$: Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **Δt**: Individuelle Versuchsdauer; $\mathbf{F_{p,C,m,\Delta t,Min}}$: Gemessene mittlere Vorspannkraft am Ende der Versuchsdauer unter zyklischer Belastung von F_o; $\mathbf{F_{p,C,50a,Min}}$: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 50 Jahren unter zyklischer Belastung von F_o; $\mathbf{F_{p,C,100a,Min}}$: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren unter zyklischer Belastung von F_o

Gegenüber den Versuchskörpern mit einer Zinkschichtdicke von 250 µm auf den Fügepartnern, ließen sich bei den Versuchskörpern mit einer Zinkschichtdicke von 500 µm auf den Fügepartnern leicht erhöhte Vorspannkraftverluste unter zyklischen Beanspruchungen feststellen.

Bei fast allen Versuchen wurde im Anschluss an die zyklische Beanspruchung die quasi-statische Tragfähigkeit nach Vorbelastung ermittelt. Die Ergebnisse dieser Versuche finden sich in Abschnitt 6.5.4.

5.5.7 Zusammenfassung der Ergebnisse für die Reibflächenpaarung

Die Ergebnisse der Untersuchungen der Reibflächenpaarung von gemischten Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit HT-verzinkten Laschen lassen sich folgendermaßen zusammenfassen:

An mit voller Vorspannkraft montierten und unbelasteten Probekörpern konnten nach 100 Jahren verbleibende Vorspannkräfte von 87,6 % bis 88,6 % der initial aufgebrachten Vorspannkraft $F_{p,C,m,ini}$ prognostiziert werden. Außerdem wurden auch Prüfkörper mit einer doppelten Zinkschichtdicke (500 µm statt 250 µm) auf den Fügepartnern untersucht. An ihnen ließen sich verbleibende Vorspannkräfte von 89,0 % bis 89,2 % prognostizieren. Aus den quasi-statischen Prüfungen ergab sich eine mittlere Haftreibungszahl von μ_m = 0,36. Hier zeigte sich keine signifikante Veränderung bei dickeren Zinkschichtdicken. Die Verbindungen versagten langsam

und nicht schlagartig. Es wurden auch andere Niveaus der Vorspannkraft untersucht. Ohne eine vorherige Überprüfung der Kriechneigung wurden erweiterte Kriechprüfungen durchgeführt. Hierbei bestätigte sich die erhöhte Kriechneigung. Um die Verformungsgrenze einzuhalten, wurde eine maximale Belastung von 172 kN (μ_{char} = 0,25) bestimmt. Belastungen über der ermittelten Last erzeugten ein tertiäres Kriechen, welches zu einer deutlichen Überschreitung der Verformungsgrenze während der erweiterten Kriechprüfung führte. Bei Versuchskörpern mit der doppelten Zinkschichtdicke auf den Fügepartnern konnte aufgrund des tertiären Kriechens unter einer Belastung von 172 kN (μ = 0,25) die Verformungsgrenze von 0,3 mm nicht eingehalten werden. Anhand aller durchgeführten Prüfungen konnten nach 100 Jahren verbleibende Vorspannkräfte zwischen 78,8 % und 85,2 % (Zinkschichtdicke 250 µm) bzw. 83,5 % bis 83,8 % (Zinkschichtdicke 500 µm) prognostiziert werden. Zyklische Untersuchungen wurden auf unterschiedlichen Niveaus und mit unterschiedlichen Parametern durchgeführt. Hierbei zeigte sich bei Betrachtung der maximalen Verformungen über die log-Zeit-Achse erst ein tertiäres Kriechen bei Belastungen oberhalb von μ_o = 0,23. Dies war unabhängig von der Zinkschichtdicke der Versuchskörper. Die unter zyklischen Lasten nach 100 Jahren verbleibenden Vorspannkräfte lagen zwischen 74,5 % und 82,8 % (Zinkschichtdicke 250 µm) bzw. 71,8 % bis 79,1 % (Zinkschichtdicke 500 µm).

5.6 NT-Verzinkter Hochsiliziumstahl als Fügepartner gepaart mit gestrahlter und HT-Verzinkter Lasche

5.6.1 Vorbemerkung

Wie auch bei den in Abschnitt 4.5.4 und 5.5 behandelten Reibflächenpaarungen handelt es sich bei der Paarung eines NT-verzinkten Fügepartners aus Hochsiliziumstahl mit einer gestrahlten und HT-verzinkten Lasche um eine Verbindung mit eigentlich gemischten Reibflächen. Obwohl die Verzinkung der Fügepartner und der Lasche unterschiedlich waren, so zeigten die Reibflächen im Ergebnis keine deutlichen Unterschiede. Die Fügepartner hatten aufgrund des Grundmaterials eine oberflächliche Eisen-Zink-Mischphase, die Laschen wiesen diese aufgrund der Verzinkungstemperatur ebenfalls auf. Damit wurden sehr ähnliche Reibflächen gepaart. Eine genaue Beschreibung der Reibflächenpaarung findet sich in Abschnitt 4.5.5.

5.6.2 Vorspannkraftverluste

Die Vorspannkraftverluste einer Paarung eines NT-verzinkten Fügepartners aus Hochsiliziumstahl mit gestrahlten und HT-verzinkten Lasche wurden mithilfe von

zwei Versuchen abgeschätzt. Beide Versuchskörper wurden dabei auf dem Niveau der Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ untersucht.

Bei der Montage der Prüfkörper wurde eine mittlere initiale Vorspannkraft $F_{p,C,m,ini}$ von 179,9 kN aufgebracht, anschließend ruhten die Prüfkörper für 96 Stunden bzw. 264 Stunden (4 Tage bzw. 12 Tage). Der qualitative Verlauf der Vorspannkräfte unterschied sich gegenüber den anderen untersuchten Konfigurationen nicht, sodass sich mithilfe der Untersuchungen eine Extrapolation auf 100 Jahre durchführen ließ. Die Ergebnisse der Untersuchungen finden sich in Tabelle 5.41.

Tabelle 5.41: Ergebnisse der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten an gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Hochsiliziumstahl mit HT-verzinkten Laschen

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	Δt	$F_{p,C,m,\Delta t}$		$F_{p,C,50a}$	$F_{p,C,100a}$
		[kN]	[h]	[kN]	[%]	[%]	[%]
HY_10_R	oben	178,88	96	167,91	93,9	89,4	89,1
	unten	177,82	96	167,98	94,5	90,5	90,1
HY_11_RQ	oben	180,48	264	166,75	92,4	87,9	87,5
	unten	182,29	264	170,28	93,4	89,5	89,2

Legende: $\mathbf{F_{p,C,m,ini}}$: Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **Δt**: Individuelle Versuchsdauer; $\mathbf{F_{p,C,m,\Delta t}}$: Gemessene mittlere Vorspannkraft am Ende der Versuchsdauer; $\mathbf{F_{p,C,50a}}$: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 50 Jahren; $\mathbf{F_{p,C,100a}}$: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren

Die prognostizierte nach 100 Jahren verbleibende Vorspannkraft $F_{p,C,100a}$ lag zwischen 87,5 % und 90,1 % der initialen Vorspannkraft, im Mittel bei 89,0 %. Aufgrund der geringen Verluste wurden keine weiteren Untersuchungen mit einem Nachspannen der Schrauben durchgeführt. Ebenso wurden auch keine Untersuchungen zu den Verlusten der Vorspannkraft nach einem Anziehen mittels des Kombinierten Verfahrens getätigt.

Ein Prüfkörper wurde genutzt, um die quasi-statische Tragfähigkeit nach dem Ruhen zu untersuchen. Diese Untersuchungen finden sich in Abschnitt 6.6.2.

5.6.3 Ermittlung der quasi-statischen Tragfähigkeit

Die quasi-statische Tragfähigkeit der gemischten Reibflächen eines NT-verzinkten Hochsiliziumstahls mit HT-verzinkten Laschen wurde mithilfe von acht Versuchen

untersucht. Die Kennwerte und Ergebnisse der Versuche sind in Tabelle 5.42 zu erkennen.

Tabelle 5.42: Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Hochsiliziumstahl mit HT-verzinkten Laschen

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$ [kN]	$F_{p,C,m,Start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C}$ [%]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
HY_01_Q	oben	177,0	173,1	2,2	452,3	0,66	0,139	329,0
	unten	177,4	173,5	2,2	415,3	0,60	0,139	288,9
HY_02_Q	oben	176,8	172,8	2,3	407,2	0,59	0,123	321,5
	unten	177,2	173,2	2,2	407,2	0,59	0,091	287,4
HY_03_Q	oben	177,5	174,2	1,8	413,1	0,60	0,127	296,4
	unten	177,1	173,6	2,0	434,9	0,63	0,121	333,7
HY_04_Q	oben	176,5	172,7	2,2	425,3	0,62	0,128	309,2
	unten	177,2	173,2	2,3	425,3	0,62	0,114	308,3
HY_05_Q	oben	177,0	172,5	2,6	417,4	0,61	0,146	317,6
	unten	177,1	173,4	2,1	417,4	0,61	0,080	333,3
HY_06_Q	oben	177,4	173,5	2,2	408,9	0,59	0,140	284,4
	unten	176,9	173,3	2,0	425,5	0,62	0,115	344,1
HY_07_Q	oben	177,1	173,5	2,0	404,0	0,59	0,142	313,3
	unten	177,0	173,2	2,1	392,0	0,57	0,108	323,6
HY_08_Q	oben	175,7	171,8	2,2	409,8	0,60	0,112	315,9
	unten	176,4	172,0	2,5	409,8	0,60	0,083	324,3

Legende: $\mathbf{F_{p,C,m,ini}}$**:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; $\mathbf{F_{p,C,m,Start}}$: Mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung; $\Delta\mathbf{F_{p,C}}$: Verlust der Vorspannkraft zwischen dem Aufbringen der Vorspannkraft und dem Beginn der Belastung; $\mathbf{F_{Si}}$: Individuelle maximale Gleitlast der Verbindung; $\boldsymbol{\mu_i}$**:** Individuelle Haftreibungszahl auf Basis von F_{Si} bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; $\mathbf{d_{Si,akt}}$: Individuelle Gleitverformung beim Erreichen der individuellen Gleitlast F_{Si}; $\mathbf{F_{Si,Rest}}$: Individuelle minimale Resttragfähigkeit der Verbindung nach Überschreiten von F_{Si}

Vor Beginn der der Prüfung wurden die Versuchskörper auf eine mittlere initiale Vorspannkraft $F_{p,C,ini,m}$ von 177,0 kN vorgespannt und montiert. Bis zum Beginn der direkt anschließenden Versuche fielen die Vorspannkräfte um etwa 2,2 % auf eine mittlere Vorspannkraft $F_{p,C,Start,m}$ von etwa 173,1 kN ab.

Das Kraft-Verformungsverhalten der gemischten Reibflächen war in allen Versuchen einheitlich. Alle Versuchskörper erreichten ihre maximale Tragfähigkeit vor Erreichen der Grenzverschiebung von 0,15 mm. Die so erzielte mittlere Gleitlast F_{sm} lag bei 416,6 kN. Damit ergab sich – bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ – eine mittlere Haftreibungszahl μ_m von 0,61. Alle Verbindungen versagten langsam und nicht schlagartig, es bildete sich im Mittel ein verbleibendes Plateau bei $F_{sm,Rest}$ = 314,4 kN aus. Ein exemplarisches Kraft-Verformungsverhalten ist in Bild 5.17 zu erkennen.

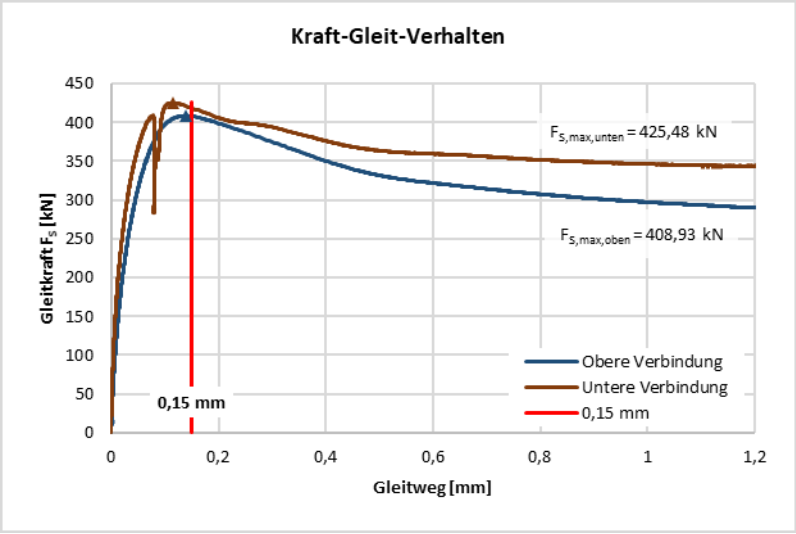


Bild 5.17: Exemplarischer Verlauf des Kraft-Gleit-Verhalten im quasi-statischen Versuch von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-Verzinktem Hochsiliziumstahl mit HT-Verzinkten Laschen

Die verschlissenen Reibflächen zeigten sowohl an den Fügepartnern als auch an den Laschen einen punktuellen Abrieb. Dieser war gut zu erkennen, da in diesen Bereichen die vorher grau matte Oberfläche punktuell silbrig glänzend zurückblieb. An den Fügepartnern war der Abrieb deutlicher zu erkennen als auf den Reibflächen der Laschen. Bei beiden Reibflächen war zu erkennen, dass der Abrieb in Kraftrichtung stattgefunden hatte. Auch dies war an den Reibflächen der

Fügepartner deutlicher zu erkennen. Ein Materialübergang war optisch nicht feststellbar. Exemplarische Reibflächen eines Fügepartners und einer Lasche sind in Bild 5.18 zu erkennen.



Bild 5.18: Exemplarische Reibfläche nach quasi-statischer Prüfung von gemischten Reibflächen aus Fügepartnern aus NT-Verzinktem Hochsiliziumstahl mit HT-Verzinkten Laschen (links: Fügepartner; rechts: Lasche]

5.6.4 Überprüfung der Kriechneigung

Zur Überprüfung der Kriechneigung der Reibflächenpaarung eines Fügepartners eines NT-verzinkten Hochsiliziumstahls mit einer HT-verzinkten Lasche wurde eine Kriechprüfung durchgeführt. Abweichend von den normativ vorgegebenen Regelungen wurde eine geringere Prüflast von etwa 50 % der mittleren statischen Gleitlast der quasi-statischen Versuche gewählt. Dies entsprach einer Belastung von 210 kN.

Die Belastung wurde kraftgesteuert über einen Zeitraum von 6 Minuten aufgebracht. Nach weiteren 5 Minuten hatte sich eine von Gleitverformung von 0,0170 mm in der oberen Verbindung und 0,0210 mm in der unteren Verbindung eingestellt. Der Grenzwert der maximal auftretenden Verformung von 0,002 mm wurde bereits nach einigen Minuten überschritten. Bereits nach 20 Minuten betrug die Zunahme der Verformung bei der oberen Verbindung 0,0023 mm, bei der unteren Verbindung 0,0030 mm. Trotz der deutlich geringeren Last, als eigentlich in der regulären Kriechprüfung vorgesehen, zeigte sich ein verzögertes Gleiten bzw. Kriechen welches zu einem Überschreiten des Grenzwertes bereits nach wenigen

Minuten führte. Die Prüfung war damit nicht bestanden und wurde abgebrochen. Die Ergebnisse der Überprüfung der Kriechneigung sind in Tabelle 5.43 aufgeführt.

Für die Ermittlung der charakteristischen Haftreibungszahl der Reibflächenpaarung eines Fügepartners aus NT-verzinkten Hochsiliziumstahl mit einer HT-verzinkten Lasche mussten also ebenfalls erweiterte Kriechprüfungen durchgeführt werden. Diese finden sich in Abschnitt 5.6.5.

Tabelle 5.43: Ergebnisse der Überprüfung der Kriechneigung von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Hochsiliziumstahl mit HT-verzinkten Laschen

Versuch		d_{Start} [mm]	t [Min]	d_t [mm]	Δd [mm]	Ergebnis
HY_09_K 50 % F_{sm} / 210 kN	oben	0,01698	25	0,01929	0,00231	nicht Bestanden
	unten	0,02098	25	0,02401	0,00303	nicht Bestanden

Legende: **d_{Start}:** Gemessene Gleitverformung der jeweiligen Verbindung fünf Minuten nach Erreichen der Prüflast; **t:** Zeitpunkt nach Erreichen der Prüflast zu dem die Verformung d_t gemessen wurde; **d_t:** Gemessene Gleitverformung der jeweiligen Verbindung zum Zeitpunkt t; **Δd:** Differenz zwischen d_{Start} und d_t

5.6.5 Erweiterte Kriechprüfungen

Aufgrund der in Abschnitt 5.6.4 festgestellten erhöhten Kriechneigung wurden erweiterte Kriechprüfungen durchgeführt, um die unter Kriechen nutzbare Haftreibungszahl der Reibflächenpaarung eines Fügepartners aus NT-verzinkten Hochsiliziumstahl mit einer HT-verzinkten Lasche zu ermitteln.

Die erweiterten Kriechprüfungen sollten Niveaus der Haftreibungszahl von μ = 0,40 und μ = 0,45 überprüfen. Alle Versuchskörper wurden genutzt, um im Nachgang an die erweiterte Kriechprüfung noch die quasi-statische Tragfähigkeit nach Vorbelastung zu ermitteln (siehe Abschnitt 6.6.3). Aus diesem Grund fielen die Versuchsdauern der erweiterten Kriechprüfungen vergleichsweise kurz aus.

Die erste erweiterte Kriechprüfung sollte das Niveau von μ = 0,40 überprüfen. Hierbei zeigten sich über den Zeitraum von 92 Stunden (etwa 4 Tage) recht geringe Kriechverformungen in beiden Verbindungen. Eine Extrapolation der Verformungen zwischen 15 Minuten und dem Versuchsende auf den Zeitraum von 100 Jahren zeigte eine deutliche Unterschreitung der Grenzverformung von 0,3 mm. Das Niveau von μ = 0,45 sollte in der zweiten erweiterten Kriechprüfung überprüft werden. Auch hier zeigten sich über einen Zeitraum von 96 Stunden

(4 Tage) nur geringe Kriechverformungen. Bei Betrachtung der Verformungen über die log-Zeit-Achse zeigte sich ein Abflachen der Verformungen. Die Extrapolation auf eine Lebensdauer von 100 Jahren ergab erneut eine deutliche Unterschreitung der Grenzverformung. Das in der zweiten erweiterten Kriechprüfung aufgezeichnete Kriechverhalten ist in Bild 5.19 erkennbar.

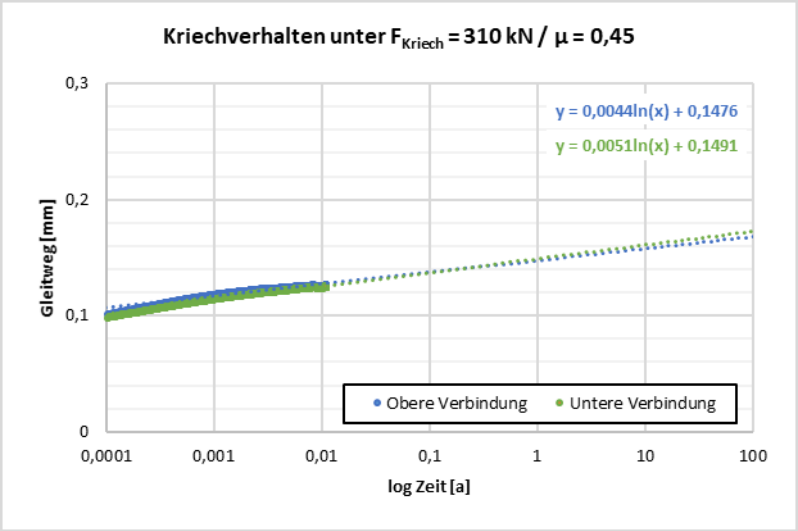


Bild 5.19: Exemplarisches Kriechverhalten auf dem Niveau μ = 0,45 von gemischten Reibflächen aus Fügepartnern aus NT-verzinktem Hochsiliziumstahl mit HT-verzinkten Laschen

Auf eine weitere erweiterte Kriechprüfung musste leider verzichtet werden, da keine weiteren Versuchskörper vorhanden waren. Die Ergebnisse aller durchgeführten erweiterten Kriechprüfungen sind in Tabelle 5.44 aufgeführt.

Tabelle 5.44: Ergebnisse der erweiterten Kriechprüfungen von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Hochsiliziumstahl mit HT-verzinkten Laschen

Versuch		F_{min} [kN]	μ_{min} [-]	t [h]	t_{Prog} [h]	Ergebnis
HY_12_KQ	oben	275	0,40	92	0,25	bestanden / Extrapolation
	unten	275	0,40	92	0,25	bestanden / Extrapolation
HY_13_KQ	oben	310	0,45	96	0,25	bestanden / Extrapolation
	unten	310	0,45	96	0,25	bestanden / Extrapolation

Legende: **F_{min}:** Minimale auf den Versuchskörper einwirkende Prüflast; **μ_{min}:** Aus F_{min} resultierende minimale geprüfte Haftreibungszahl bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **t**: Individuelle Versuchsdauer; **t_{Prog}**: Zeitpunkt ab dem die Daten der Verschiebungen zur Extrapolation der Verformung genutzt wurden

Mithilfe der Kriechprüfungen konnte der unter Belastung auftretende Vorspannkraftverlust abgeschätzt werden. Die nach 100 Jahren prognostizierten verbleibenden Vorspannkräfte lagen zwischen 78,2 % und 70,3 % der initialen Vorspannkraft. Die Prognose der verbleibenden Vorspannkräfte unter konstanter Belastung ist in Tabelle 5.45 erkennbar.

Tabelle 5.45: Ergebnisse der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten während einer erweiterten Kriechprüfung an gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Hochsiliziumstahl mit HT-verzinkten Laschen

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$ [kN]	Δt [h]	$F_{p,C,m,\Delta t}$ [kN]	[%]	$F_{p,C,50a}$ [%]	$F_{p,C,100a}$ [%]
HY_12_KQ (μ = 0,40)	oben	176,4	92	155,0	87,9	79,0	78,2
	unten	177,7	92	149,8	84,3	72,8	71,9
HY_13_KQ (μ = 0,45)	oben	181,8	96	152,5	83,9	72,2	71,2
	unten	182,8	96	152,4	83,4	71,3	70,3

Legende: **$F_{p,C,m,ini}$:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **Δt**: Individuelle Versuchsdauer; **$F_{p,C,m,\Delta t}$**: Gemessene mittlere Vorspannkraft am Ende der Versuchsdauer; **$F_{p,C,50a}$**: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 50 Jahren; **$F_{p,C,100a}$**: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren

Alle hier aufgeführten erweiterten Kriechprüfungen wurden genutzt, um die quasi-statische Tragfähigkeit nach einer Vorbelastung zu überprüfen. Die Ergebnisse der quasi-statischen Prüfungen finden sich in Abschnitt 6.6.3.

5.6.6 Zyklische Untersuchungen

Das Verhalten unter zyklischer Belastung von gemischten Reibflächen eines NT-verzinkten Fügepartners aus Hochsiliziumstahl mit einer gestrahlten und HT-verzinkten Lasche wurde an einem Versuch untersucht.

Für die Oberlast F_o wurde ein Wert von 275 kN ($\mu_o = 0{,}40$) bei einem Spannungsverhältnis R von 0,1 gewählt. Damit wurde die zuvor ermittelte quasi-statische Tragfähigkeit (siehe Abschnitt 5.6.3) zu etwa zwei Drittel ausgenutzt. Nachdem beide Verbindungen etwa zwei Millionen Schwingspiele ertragen hatten, wurde der Versuch beendet. Bis zu diesem Zeitpunkt war kein tertiäres Kriechen anhand der Verformungen über die log-Zeit-Achse feststellbar. Es stellten sich maximale Verformungen von 0,072 mm bzw. 0,046 mm ein. Die Ergebnisse des zyklischen Versuchs sind in Tabelle 5.46 dargestellt.

Tabelle 5.46: Ergebnisse der zyklischen Untersuchungen von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Hochsiliziumstahl mit HT-verzinkten Laschen

Versuch		F_o [kN]	μ_o [-]	R [-]	Zyklen [n]	$d_{Si,Max}$ [mm]	Tertiäres Kriechen
HY_14_ZQ	oben	275	0,40	0,1	2,0 Mio	0,072	nein
	unten	275	0,40	0,1	2,0 Mio	0,046	nein

Legende: **F_o:** Maximale auf den Versuchskörper einwirkende Oberlast der zyklischen Belastung; **μ_o:** Aus F_o resultierende Haftreibungszahl bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **R**: Verhältnis der einwirkenden Unterlast F_u zur Oberlast F_o der zyklischen Belastung; **Zyklen**: Anzahl der aufgebrachten Zyklen bis zum Abbruch der zyklischen Belastung; **$d_{Si,Max}$**: Maximal aufgetretene Verformung der jeweiligen Verbindung bis zum Abbruch; **Tertiäres Kriechen**: Deutliche erkennbare Zunahme der Verformungen aufgetragen über die log-Zeit-Achse

Bei genauer Betrachtung der Gleitverformungen der oberen und unteren Verbindung zeigte sich ein besonderes Verhalten. Die obere Verbindung verhielt sich erwartungsgemäß: Nach Erreichen der quasi-statischen Gleitverformung wuchs diese über die Versuchsdauer an. Bei der unteren Verbindung zeigte sich ein anderes Verhalten. Nach Erreichen der quasi-statischen Gleitverformung reduzierten sich die Verformungen erst über einige Schwingspiele, bevor diese wieder erwartungsgemäß anstiegen. Die Gleitverformung beider Verbindungen sind in Bild 5.20 dargestellt.

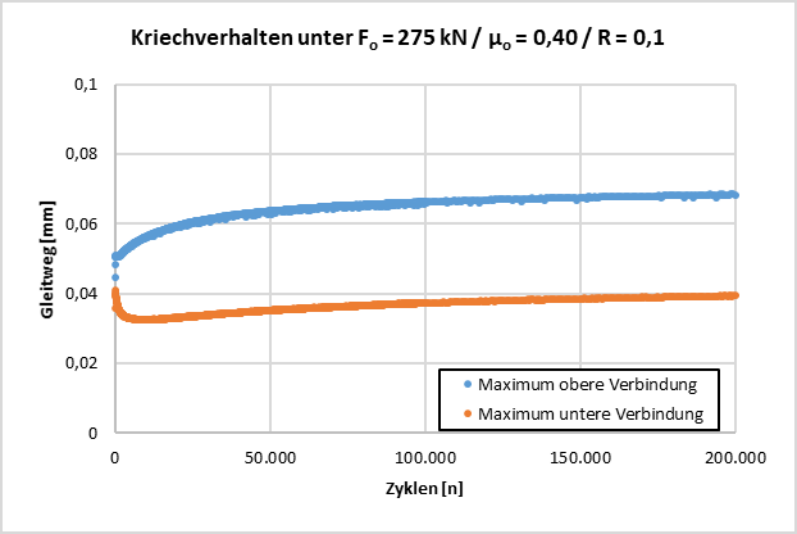


Bild 5.20: Exemplarisches Kriechverhalten unter zyklischen Lasten auf dem Niveau μ_o = 0,40 / R = 0,1 von gemischten Reibflächen aus Fügepartnern aus NT-verzinktem Hochsiliziumstahl mit HT-verzinkten Laschen (nur die ersten 200.000 Zyklen abgebildet)

Anhand der über die Dauer des zyklischen Versuchs dokumentierten Vorspannkräfte, konnte der Verlust der Vorspannkraft unter zyklischer Belastung prognostiziert werden. Nach 100 Jahren lassen sich verbleibende Vorspannkräfte zwischen 76,1 % und 77,1 % der initialen Vorspannkraft prognostizieren. Die Ergebnisse der Untersuchungen zu den Vorspannkraftverlusten finden sich in Tabelle 5.47.

Tabelle 5.47: Ergebnisse der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten während einer zyklischen Belastung von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Hochsiliziumstahl mit HT-verzinkten Laschen

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	Δt	$F_{p,C,m,\Delta t,Min}$		$F_{p,C,50a,Min}$	$F_{p,C,100a,Min}$
		[kN]	[h]	[kN]	[%]	[%]	[%]
HY_14_ZQ (F_o = 275 kN / μ_o = 0,40 / R = 0,1 / 2,0 Mio. Zyk.)	oben	179,4	115	151,7	84,6	76,8	76,1
	unten	179,5	115	152,9	85,2	77,7	77,1

Legende: **$F_{p,C,m,ini}$:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **Δt**: Individuelle Versuchsdauer; **$F_{p,C,m,\Delta t,Min}$**: Gemessene mittlere Vorspannkraft am Ende der Versuchsdauer unter zyklischer Belastung von F_o; **$F_{p,C,50a,Min}$**: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 50 Jahren unter zyklischer Belastung von F_o; **$F_{p,C,100a,Min}$**: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren unter zyklischer Belastung von F_o

Nach Ende des zyklischen Versuchs wurde an dem Prüfkörper noch die quasi-statische Tragfähigkeit im Anschluss an eine zyklische Vorbelastung ermittelt. Diese Ergebnisse finden sich in Abschnitt 6.6.4.

5.6.7 Zusammenfassung der Ergebnisse für die Reibflächenpaarung

Die Ergebnisse der Untersuchungen an Reibflächenpaarung von gemischten Reibflächen von NT-verzinktem Hochsiliziumstahl mit HT-verzinkten Laschen lassen sich folgendermaßen zusammenfassen:

An montierten und unbelasteten Probekörpern konnten nach 100 Jahren verbleibende Vorspannkräfte von 87,5 % bis 90,1 % prognostiziert werden. Die quasi-statische Prüfungen ergaben eine mittlere Haftreibungszahl von μ_m = 0,61. Alle Verbindungen versagten langsam und nicht schlagartig. Die Kriechneigung wurde auf einem reduzierten Niveau von 50 % der ermittelten mittleren Gleitlast geprüft. Die Prüfung wurde nicht bestanden und damit eine erhöhte Kriechneigung festgestellt. Es wurden daher zwei erweiterte Kriechprüfungen auf Lastniveaus von μ = 0,40 und μ = 0,45 durchgeführt. In beiden Fällen konnte kein tertiäres Kriechen festgestellt werden und die Verformungsgrenze nach Extrapolation der Kriechverformungen auf 100 Jahre eingehalten werden. Anhand aller durchgeführten Prüfungen konnten nach 100 Jahren extrapolierten verbleibenden Vorspannkräfte zwischen 70,3 % und 78,2 % prognostiziert werden. Es wurde eine zyklische Untersuchung auf einem Niveau der Oberlast von μ_o = 0,40 durchgeführt. Auch hierbei zeigte sich kein tertiäres Kriechen. Die unter zyklischen Lasten nach 100 Jahren verbleibenden Vorspannkräfte lagen zwischen 76,1 % und 77,1 %.

5.7 Gestrahlter und bewitterter wetterfester Baustahl

5.7.1 Vorbemerkung

Die Versuche an Versuchskörpern aus wetterfestem Baustahl wurden dem Forschungsprojekt FOSTA P1200 [91] entnommen und neu ausgewertet. Die Versuche mit Reibflächen aus gestrahltem und bewitterten WT-Stahl wurden zum Vergleich mit den Versuchen mit feuerverzinkten Reibflächen genutzt.

Die Reibflächen der Probekörper wurden gestrahlt und anschließend für etwa 16 Wochen frei bewittert, damit sich die oberflächliche Schutzschicht ausbilden konnte. Eine genaue Beschreibung der Reibflächen findet sich in Abschnitt 4.5.6.

5.7.2 Ermittlung der quasi-statischen Tragfähigkeit

Für die Untersuchung der quasi-statischen Tragfähigkeit des gestrahlten und bewitterten wetterfesten Baustahls wurden insgesamt fünf Versuche durchgeführt. Tabelle 5.48 zeigt die Kennwerte und Ergebnisse der durchgeführten Versuche.

Tabelle 5.48: Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit von Reibflächen aus gestrahlten und bewitterten wetterfesten Baustahl

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$ [kN]	$F_{p,C,m,Start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C}$ [%]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
Ws_01_Q	oben	175,5	173,7	1,0	439,7	0,64	0,148	-
	unten	174,8	173,0	1,1	474,1	0,69	0,143	-
Ws_02_Q	oben	175,7	173,8	1,1	465,4	0,68	0,128	-
	unten	175,0	173,1	1,1	442,0	0,64	0,150	-
Ws_03_Q	oben	175,2	173,2	1,1	464,5	0,68	0,149	-
	unten	175,1	173,2	1,1	465,8	0,68	0,146	-
Ws_04_Q	oben	175,3	173,8	0,8	441,5	0,64	0,148	-
	unten	175,1	175,1	1,1	469,9	0,68	0,140	-
Ws_05_Q	oben	173,5	172,1	0,8	467,5	0,68	0,149	-
	unten	174,2	174,2	1,1	430,0	0,63	0,147	-

Legende: $\mathbf{F_{p,C,m,ini}}$: Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; $\mathbf{F_{p,C,m,Start}}$: Mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung; $\mathbf{\Delta F_{p,C}}$: Verlust der Vorspannkraft zwischen dem Aufbringen der Vorspannkraft und dem Beginn der Belastung; $\mathbf{F_{Si}}$: Individuelle maximale Gleitlast der Verbindung; $\mathbf{\mu_i}$: Individuelle Haftreibungszahl auf Basis von F_{Si} bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; $\mathbf{d_{Si,akt}}$: Individuelle Gleitverformung beim Erreichen der individuellen Gleitlast F_{Si}; $\mathbf{F_{Si,Rest}}$: Individuelle minimale Resttragfähigkeit der Verbindung nach Überschreiten von F_{Si}

Bei der Montage der Prüfkörper wurde eine mittlere initiale Vorspannkraft $F_{p,C,ini,m}$ von 174,9 kN aufgebracht. Diese fiel nach der Montage bis zum Versuchsbeginn um etwa 1,0 % auf eine mittlere Vorspannkraft $F_{p,C,Start,m}$ von etwa 173,1 kN ab.

Das Kraft-Verformungsverhalten der untersuchten Reibflächen war in alle Versuchen sehr ähnlich. Die maximale Tragfähigkeit der Verbindungen wurde kurz vor oder bei Erreichen der maximalen Grenzverschiebung von 0,15 mm erreicht. Hierbei ergab sich eine mittlere Gleitlast F_{sm} von 456,0 kN, die zugehörige mittlere Haftreibungszahl μ_m lag damit bei 0,66. Alle Verbindungen versagten schlagartig und laut, dabei fielen die Lasten im Versuch deutlich ab. Das Verhalten der Versuche nach Überschreiten der maximalen Tragfähigkeit war nicht einheitlich, Bild 5.21 zeigt ein exemplarisches Kraft-Verformungsverhalten.

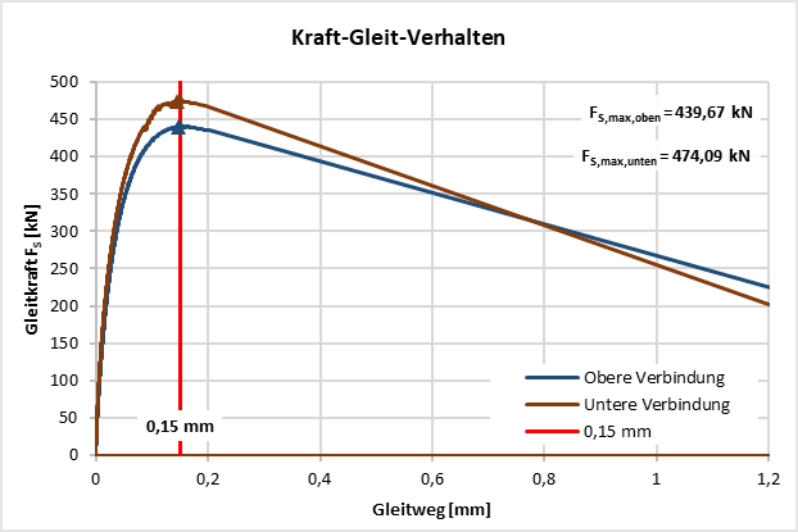


Bild 5.21: Exemplarischer Verlauf des Kraft-Gleit-Verhaltens im quasi-statischen Versuch von Reibflächen aus gestrahltem und bewittertem wetterfesten Baustahl

Der Verschleiß der Reibflächen war im Anschluss der Versuche gut zu erkennen. Die verschlissenen Bereiche waren durch ihren farblichen Unterschied gegenüber dem Grundmaterial gut zu identifizieren. Ein Materialübergang zwischen den Reibflächen war nicht zu erkennen. Deutlich erkennbar war ein Abrieb mit Riefen in Kraftrichtung. Da die Reibflächen identisch waren, war kein Unterschied zwischen den Fügepartnern und den Laschen feststellbar. Eine verschlissene exemplarische Reibfläche ist in Bild 5.22 zu erkennen.

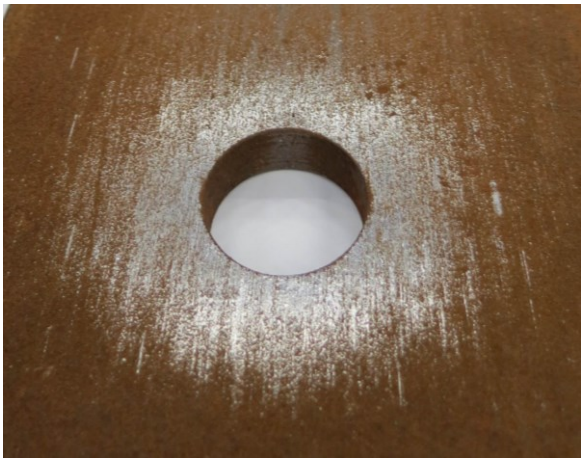


Bild 5.22: Exemplarische Reibfläche nach quasi-statischer Prüfung von Reibflächen aus gestrahltem und bewittertem wetterfesten Baustahl

5.7.3 Überprüfung der Kriechneigung

Für die Überprüfung der Kriechneigung der gestrahlten und bewitterten Oberflächen aus WT-Stahl wurde eine Kriechprüfung mit einer Belastung von 90 % der ermittelten mittleren statischen Gleitlast F_{sm} durchgeführt. Die Ergebnisse der Überprüfung der Kriechneigung sind in Tabelle 5.49 aufgeführt.

Tabelle 5.49: Ergebnisse der Überprüfung der Kriechneigung von Reibflächen aus gestrahltem und bewittertem wetterfesten Baustahl

Versuch		d_{Start} [mm]	t [Min]	d_t [mm]	Δd [mm]	Ergebnis
Ws_05_KQ 90 % F_{sm} / 413 kN	oben	0,0845	185	0,0869	0,0024	bestanden (nach Rundung)
	unten	0,0765	185	0,0786	0,0021	bestanden (nach Rundung)

Legende: **d_{Start}:** Gemessene Gleitverformung der jeweiligen Verbindung fünf Minuten nach Erreichen der Prüflast; **t:** Zeitpunkt nach Erreichen der Prüflast zu dem die Verformung d_t gemessen wurde; **d_t:** Gemessene Gleitverformung der jeweiligen Verbindung zum Zeitpunkt t; **Δd:** Differenz zwischen d_{Start} und d_t

Die Belastung betrug dabei etwa 413 kN und wurde über einen Zeitraum von sechs Minuten aufgebracht. Fünf Minuten nach Erreichen der vollen Belastung betrugen die Verformungen 0,085 mm in der oberen Verbindung und 0,077 mm in der

unteren Verbindung. Innerhalb der folgenden drei Stunden stellten sich Verformungszunahmen ein, die bei exakter Rundung der Werte auf drei Nachkommastellen eine minimale Überschreitung des Grenzwertes der Verformungszunahme ergeben hätten.

Um die Kriechneigung weiter zu untersuchen, wurde die Belastung über den geforderten Zeitraum hinausgehalten. Der Versuchskörper wurde über einen Zeitraum von insgesamt sechs Stunden belastet und die Verformungen über die log-Zeit-Achse aufgetragen (siehe Bild 5.23). Die Verformungen zeigten kein typisch ausgeprägtes Kriechverhalten, wie es bei anderen Reibflächenpaarungen in erweiterten Kriechprüfungen festgestellt wurde. Daher wurde die Kriechprüfung als bestanden gewertet und keine erweiterten Kriechprüfungen durchgeführt.

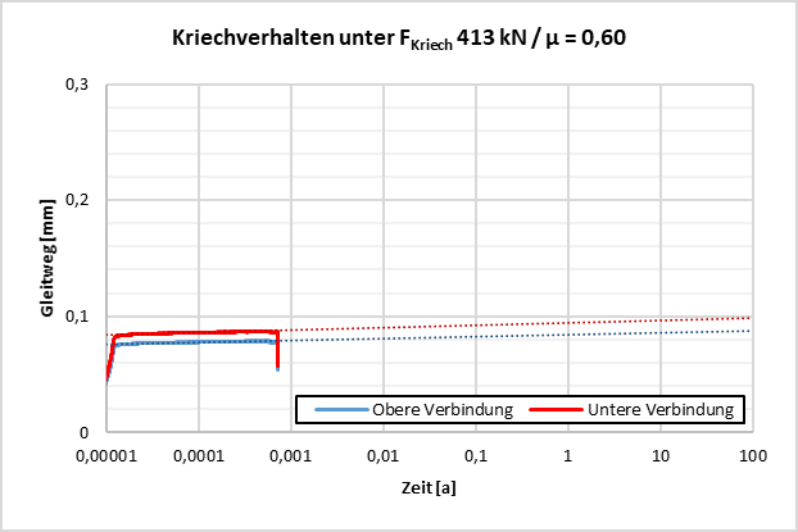


Bild 5.23: Exemplarisches Kriechverhalten auf dem Niveau μ = 0,60 von Reibflächen aus gestrahltem und bewittertem wetterfesten Baustahl

5.7.4 Zyklische Untersuchungen

Die zyklischen Untersuchungen der GV-Verbindungen mit Reibflächen aus gestrahltem und bewittertem WT-Stahl dienten dem Zweck, die Ermüdungsfestigkeit der Schraubverbindung zu bestimmen. Einige Prüfkörper wiesen keine Ermüdungsschäden auf und konnten nachträglich einer quasi-statischen Prüfung (siehe Abschnitt 6.7.3) unterzogen werden. Das Verhalten dieser Verbindungen während der zyklischen Belastung wird im folgenden Abschnitt beschrieben.

Die Oberlasten F_o im zyklischen Versuch lagen zwischen 350 kN und 390 kN, dies entsprach einer Ausnutzung der quasi-statischen Tragfähigkeit (siehe Abschnitt 5.7.2) zwischen 77 % und 86 %. Die zyklischen Belastungen wurden mit einem Spannungsverhältnis von R = 0,1 über mindestens fünf Millionen Zyklen aufgebracht. Hierbei entstanden maximale Verformungen zwischen 0,031 mm und 0,099 mm. Diese Verformungen wurden aber bereits beim ersten Anfahren der Oberlast F_o erreicht, bei den weiteren Zyklen blieben die Verformungen nahezu konstant. Die zyklischen Untersuchungen sind in Tabelle 5.50 zusammengefasst.

Tabelle 5.50: Ergebnisse der zyklischen Untersuchungen von Reibflächen aus gestrahltem und bewittertem wetterfesten Baustahl

Versuch		F_o [kN]	μ_o [-]	R [-]	Zyklen [n]	$d_{Si,Max}$ [mm]	Tertiäres Kriechen
Ws_07_ZQ	oben	350	0,51	0,1	5,0 Mio.	0,079	Nein
	unten	350	0,51	0,1	5,0 Mio.	0,067	Nein
Ws_08_ZQ	oben	350	0,51	0,1	5,6 Mio.	0,080	Nein
	unten	350	0,51	0,1	5,6 Mio.	0,051	Nein
Ws_09_ZQ	oben	390	0,57	0,1	5,0 Mio.	0,099	Nein
	unten	390	0,57	0,1	5,0 Mio.	0,085	Nein
Ws_10_ZQ	oben	350	0,51	0,1	5,9 Mio.	0,071	Nein
	unten	350	0,51	0,1	5,9 Mio.	0,065	Nein
Ws_11_ZQ	oben	370	0,54	0,1	5,4 Mio.	0,313	Nein
	unten	370	0,54	0,1	5,4 Mio.	0,084	Nein

Legende: F_o: Maximale auf den Versuchskörper einwirkende Oberlast der zyklischen Belastung; **μ_o:** Aus F_o resultierende Haftreibungszahl bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **R**: Verhältnis der einwirkenden Unterlast F_u zur Oberlast F_o der zyklischen Belastung; **Zyklen**: Anzahl der aufgebrachten Zyklen bis zum Abbruch der zyklischen Belastung; **$d_{Si,Max}$**: Maximal aufgetretene Verformung der jeweiligen Verbindung bis zum Abbruch; **Tertiäres Kriechen**: Deutlich erkennbare Zunahme der Verformungen aufgetragen über die log-Zeit-Achse

Die Verbindungen zeigten hinsichtlich der Verformungen während der zyklischen Belastung ein einheitliches Bild. Ein Großteil der maximalen Verformungen stellte sich beim Anfahren der zyklischen Oberlast F_o oder in den ersten darauf folgenden Zyklen ein. Danach blieben die Verformungen auf einem nahezu konstanten Niveau. Eine spätere Zunahme der Verformungen – ähnlich einem tertiären Kriechen – konnte nicht festgestellt werden. Ein exemplarischer Verlauf der Verformungen über die Anzahl der Zyklen ist in Bild 5.24 erkennbar.

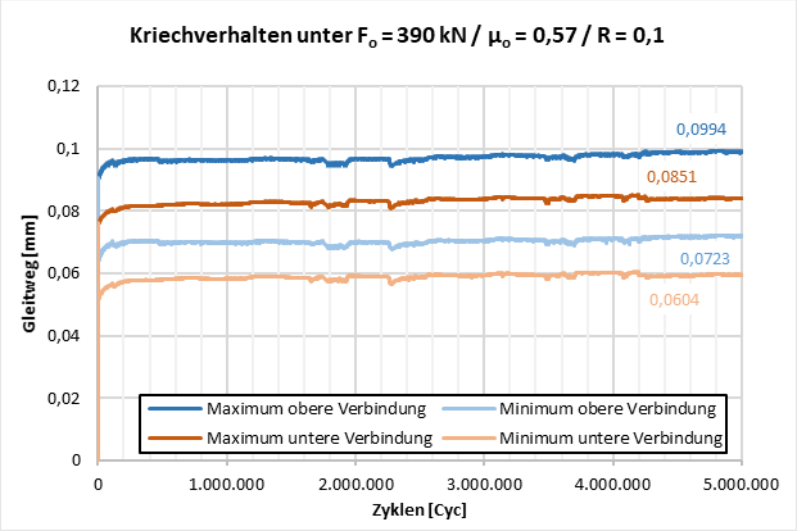


Bild 5.24: Exemplarisches Kriechverhalten unter zyklischen Lasten auf dem Niveau $\mu_o = 0{,}57$ / $R = 0{,}1$ von Reibflächen aus gestrahltem und bewittertem wetterfesten Baustahl

Auch bei dieser Reibflächenpaarung konnte bei einzelnen Wegaufnehmern in den ersten Zyklen nach Erstbelastung ein Rückgang der Verformungen festgestellt werden. Nach etwa 200 Zyklen war diese Verringerung der einzelnen Messwerte aber nicht mehr feststellbar.

Tabelle 5.51: Ergebnisse der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten während zyklischer Belastung von Reibflächen aus gestrahltem und bewittertem wetterfesten Baustahl

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	Δt	$F_{p,C,m,\Delta t,Min}$		$F_{p,C,50a,Min}$	$F_{p,C,100a,Min}$
		[kN]	[h]	[kN]	[%]	[%]	[%]
Ws_07_ZQ (F_o = 350 kN / μ_o = 0,51 / R = 0,1 / 5,0 Mio. Zyk.)	oben	175,5	154	147,7	84,2	73,7	72,8
	unten	174,8	154	147,8	84,5	74,4	73,5
Ws_08_ZQ (F_o = 350 kN / μ_o = 0,51 / R = 0,1 / 5,6 Mio. Zyk.)	oben	175,7	169	146,2	83,2	72,4	71,4
	unten	175,0	169	149,1	85,2	75,7	74,8
Ws_09_ZQ (F_o = 390 kN / μ_o = 0,57 / R = 0,1 / 5,0 Mio. Zyk.)	oben	175,2	198	144,9	82,7	71,9	70,9
	unten	175,1	198	145,8	83,3	72,8	71,9
Ws_10_ZQ (F_o = 350 kN / μ_o = 0,51 / R = 0,1 / 5,9 Mio. Zyk.)	oben	175,3	202	146,5	83,6	73,4	72,4
	unten	175,1	202	147,4	84,2	74,3	73,4
Ws_11_ZQ (F_o = 370 kN / μ_o = 0,51 / R = 0,1 / 5,4 Mio. Zyk.)	oben	175,5	216	142,0	80,9	69,2	68,1
	unten	175,2	216	149,5	85,3	76,4	75,5

Legende: $\mathbf{F_{p,C,m,ini}}$: Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **Δt**: Individuelle Versuchsdauer; $\mathbf{F_{p,C,m,\Delta t,Min}}$: Gemessene mittlere Vorspannkraft am Ende der Versuchsdauer unter zyklischer Belastung von F_o; $\mathbf{F_{p,C,50a,Min}}$: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 50 Jahren unter zyklischer Belastung von F_o; $\mathbf{F_{p,C,100a,Min}}$: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren unter zyklischer Belastung von F_o

Mithilfe der aufgezeichneten Vorspannkräfte konnten die unter zyklischen Lasten auftretenden Verluste dieser abgeschätzt werden. Diese fielen aufgrund der hohen zyklischen Belastung recht groß aus. So konnten nach 100 Jahren verbleibende Vorspannkräfte zwischen 68,1 % und 75,5 % der initialen Vorspannkräfte prognostiziert werden. Die Ergebnisse der Prognose der Vorspannkräfte finden sich in Tabelle 5.51.

5.7.5 Zusammenfassung der Ergebnisse für die Reibflächenpaarung

Die Ergebnisse der Untersuchungen der Reibflächenpaarung von gestrahltem und bewittertem WT-Stahl lassen sich folgendermaßen zusammenfassen:

Es wurden keine Verluste der Vorspannkraft an ruhenden Versuchskörpern ermittelt. Die quasi-statischen Prüfungen ergaben eine mittlere Haftreibungszahl μ_m von 0,66. Alle Verbindungen versagten schlagartig. Es wurde keine erhöhte Kriechneigung der Reibflächenpaarung festgestellt, daher waren keine erweiterten Kriechprüfungen notwendig. Für die durchgeführten zyklischen Versuche wurden Lastniveaus zwischen μ_o = 0,51 und μ_o = 0,57 gewählt. Hierbei konnte kein tertiäres Kriechen festgestellt werden. Die unter zyklischen Lasten nach 100 Jahren prognostizierten verbleibenden Vorspannkräfte lagen zwischen 68,1 % und 75,5 %.

5.8 Gestrahlter wetterfester Baustahl mit ASI-Beschichtung

5.8.1 Vorbemerkung

Die Versuche an wetterfestem Baustahl wurden dem Forschungsprojekt FOSTA P1200 [91] entnommen und neu ausgewertet. Die Versuche mit Reibflächen aus WT-Stahl mit ASI-Beschichtung wurden zum Vergleich zu den Versuchen mit feuerverzinkten Reibflächen mit zusätzlicher ASI-Beschichtung verwendet.

Die Reibflächen der Probekörper wurden gestrahlt und anschließend nach den Vorgaben des Herstellers mit einer ASI-Beschichtung versehen. Eine exakte Beschreibung der Reibflächen findet sich in Abschnitt 4.5.7.

5.8.2 Ermittlung der quasi-statischen Tragfähigkeit

Für die Ermittlung der quasi-statischen Tragfähigkeit wurden insgesamt sechs Versuche durchgeführt. Hierbei wurde für vier Versuche das Niveau der Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ von 172 kN gewählt, zwei weitere Versuche wurden mit einer auf 75 % reduzierten Vorspannkraft von 129 kN durchgeführt.

Die vier Versuche auf dem Niveau der Soll-Vorspannkraft wurden mit einer mittleren initialen Vorspannkraft $F_{p,C,ini,m}$ von 173,7 kN montiert. Bis zum Beginn der Versuche fielen die Vorspannkräfte um etwa 1,2 % auf eine mittlere Vorspannkraft $F_{p,C,Start,m}$ von 171,6 kN ab. In Tabelle 5.52 sind die Ergebnisse und Kennwerte der Versuche auf dem Niveau der Soll-Vorspannkraft zu erkennen.

Tabelle 5.52: Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit von Reibflächen aus wetterfestem Baustahl mit ASI-Beschichtung

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	$F_{p,C,m,Start}$	$\Delta F_{p,C}$	F_{Si}	μ_i	$d_{Si,akt}$	$F_{Si,Rest}$
		[kN]	[kN]	[%]	[kN]	[-]	[mm]	[kN]
Wa_01_Q	oben	173,3	171,7	0,9	384,8	0,56	0,148	-
	unten	173,7	172,0	1,0	442,8	0,64	0,150	430,3
Wa_02_Q	oben	173,7	170,3	2,0	414,0	0,60	0,149	-
	unten	172,6	172,6	2,1	414,4	0,60	0,149	-
Wa_03_Q	oben	173,7	171,9	1,1	437,0	0,64	0,149	419,6
	unten	173,4	173,4	0,8	390,0	0,57	0,149	378,2
Wa_04_Q	oben	174,3	172,9	0,8	409,7	0,60	0,149	407,4
	unten	175,1	175,1	1,1	419,1	0,61	0,115	428,8

Legende: $\mathbf{F_{p,C,m,ini}}$: Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; $\mathbf{F_{p,C,m,Start}}$: Mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung; $\mathbf{\Delta F_{p,C}}$: Verlust der Vorspannkraft zwischen dem Aufbringen der Vorspannkraft und dem Beginn der Belastung; $\mathbf{F_{Si}}$: Individuelle maximale Gleitlast der Verbindung; $\mathbf{\mu_i}$: Individuelle Haftreibungszahl auf Basis von F_{Si} bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; $\mathbf{d_{Si,akt}}$: Individuelle Gleitverformung beim Erreichen der individuellen Gleitlast F_{Si}; $\mathbf{F_{Si,Rest}}$: Individuelle minimale Resttragfähigkeit der Verbindung nach Überschreiten von F_{Si}

Die untersuchten Reibflächen zeigten keine großen Unterschiede in ihrem Kraft-Verformungsverhalten. Die Verbindungen erreichten ihr Tragfähigkeitsmaximum kurz vor oder bei Erreichen der maximalen Grenzverschiebung von 0,15 mm. Die mittlere Gleitlast F_{sm} lag bei 414,0 kN, woraus sich eine mittlere Haftreibungszahl von 0,60 ergab. Bei den Verbindungen deren Gleitlast bei der Überschreitung der Grenzverschiebung von 0,15 mm ermittelt wurde, erhöhte sich die Gleitlast bei größeren Verformungen. Dies wurde bei der Auswertung allerdings nicht berücksichtigt. Nach Erreichen der maximalen Tragfähigkeit versagten die Verbindungen langsam und nicht schlagartig. Dabei fiel die Belastung allerdings nur minimal ab, teilweise zeigte sich auch kein Abfall der Belastung. Ein Plateau nach Erreichen der maximalen Tragfähigkeit konnte daher nicht einheitlich festgestellt werden. Ein exemplarisches Kraft-Verformungsverhalten ist in Bild 5.25 zu erkennen.

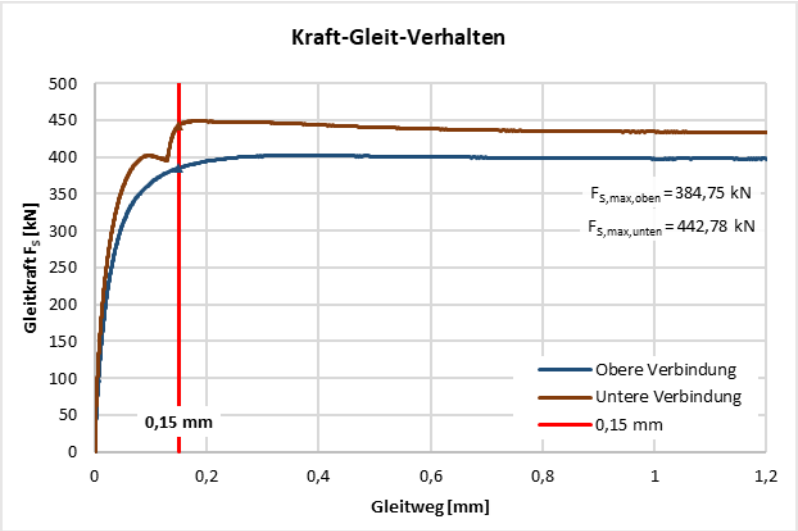


Bild 5.25: Exemplarischer Verlauf des Kraft-Gleit-Verhalten im quasi-statischen Versuch von Reibflächen aus wetterfestem Baustahl mit ASI-Beschichtung

Der Verschleiß der Reibflächen war nach den Versuchen deutlich zu erkennen. Der Bereich des Verschleißes war oberflächlich silbrig glänzend, wohingegen die noch intakte ASI-Beschichtung ihre originale matt-graue Farbe unverändert aufwies. Deutlich zu erkennen war ein Verschleiß in Kraftrichtung. Bei einzelnen Reibflächen war ein punktueller Materialübergang feststellbar. Eine exemplarische verschlissene Reibfläche ist in Bild 5.26 erkennbar.

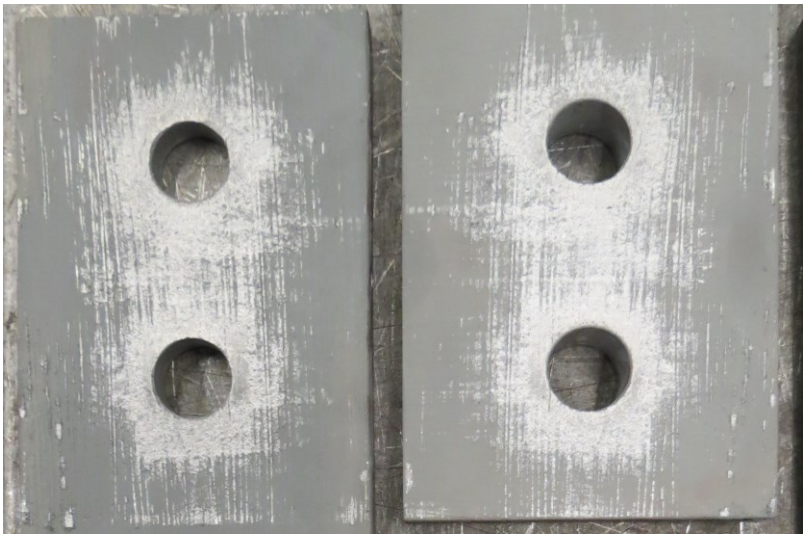


Bild 5.26: Exemplarische Reibfläche nach quasi-statischer Prüfung von Reibflächen aus wetterfestem Baustahl mit ASI-Beschichtung

Tabelle 5.53: Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit von Reibflächen aus wetterfestem Baustahl mit ASI-Beschichtung mit reduzierter Vorspannkraft

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$ [kN]	$F_{p,C,m,Start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C}$ [%]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
Wa_05_Q 75 % $F_{p,C}$	oben	130,7	129,0	1,3	322,2	0,62	0,150	-
	unten	130,4	128,9	1,2	379,3	0,74	0,150	350,8
Wa_06_Q 75 % $F_{p,C}$	oben	131,0	129,1	1,5	382,9	0,74	0,150	378,7
	unten	131,7	128,7	2,3	343,2	0,67	0,150	-

Legende: $\mathbf{F_{p,C,m,ini}}$: Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; $\mathbf{F_{p,C,m,Start}}$: Gemessene mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung; $\Delta\mathbf{F_{p,C}}$: Verlust der Vorspannkraft zwischen dem Aufbringen der Vorspannkraft und dem Beginn der Belastung; $\mathbf{F_{Si}}$: Individuelle maximale Gleitlast der Verbindung; $\boldsymbol{\mu_i}$: Individuelle Haftreibungszahl aus Basis von F_{Si} bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; $\mathbf{d_{Si,akt}}$: Individuelle Gleitverformung beim Erreichen der individuellen Gleitlast F_{Si}; $\mathbf{F_{Si,Rest}}$: Individuelle minimale Resttragfähigkeit der Verbindung nach Überschreiten von F_{Si}

Zwei weitere Versuche wurden mit einer auf etwa 75 % reduzierten Vorspannkraft durchgeführt. Die Versuchskörper wurden mit einer mittleren initialen Vorspannkraft $F_{p,C,ini,m}$ von 131,0 kN montiert, die Vorspannkräfte fielen bis zum Versuchsbeginn um etwa 1,6 % auf $F_{p,C,Start,m}$ = 128,9 kN ab. Das grundsätzliche Verhalten der Versuche unterschied sich nicht von den Versuchen mit Soll-Vorspannkraft. Die mittlere Gleitlast F_{sm} lag bei 356,9 kN. Bezog auf das reduzierte Vorspannkraft-Niveau von 129 kN ergab sich damit eine mittlere Haftreibungszahl μ_m von 0,69. Auch bei der Untersuchung der verschlissenen Reibflächen zeigten sich keine Unterschiede gegenüber den Versuchen mit Soll-Vorspannkraft. Die Ergebnisse der Versuche mit reduzierter Vorspannkraft sind in Tabelle 5.53 zu erkennen.

5.8.3 Überprüfung der Kriechneigung

Die Kriechneigung der Reibflächen aus wetterfestem Baustahl mit ASI-Beschichtung wurde mit einer Belastung von etwa 371 kN (90 % F_{sm}) überprüft. Die Verbindungen zeigten bereits fünf Minuten nach abgeschlossener Lastaufbringung große Verformungen. Nach weiteren drei Stunden hatten sich die Verformungen in beiden Verbindungen deutlich erhöht, sodass eine deutliche Kriechneigung feststellbar war. Die Kriechprüfung war somit nicht bestanden und erweiterte Kriechprüfungen waren notwendig. Die Ergebnisse der Kriechprüfung sind in Tabelle 5.54 aufgeführt.

Tabelle 5.54: Ergebnisse der Überprüfung der Kriechneigung von Reibflächen aus wetterfestem Baustahl mit ASI-Beschichtung

Versuch		d_{Start} [mm]	t [Min]	d_t [mm]	Δd [mm]	Ergebnis
Wa_07_K 90 % F_{sm} / 371 kN	oben	0,104	185	0,169	0,064	Nicht Bestanden
	unten	0,080	185	0,125	0,045	Nicht Bestanden

Legende: $\mathbf{d_{Start}}$**:** Gemessene Gleitverformung der jeweiligen Verbindung fünf Minuten nach Erreichen der Prüflast; **t:** Zeitpunkt nach Erreichen der Prüflast zu dem die Verformung d_t gemessen wurde; $\mathbf{d_t}$**:** Gemessene Gleitverformung der jeweiligen Verbindung zum Zeitpunkt t; **Δd:** Differenz zwischen d_{Start} und d_t

5.8.4 Erweiterte Kriechprüfungen

Insgesamt wurden drei erweiterte Kriechprüfungen durchgeführt, um die nutzbare Haftreibungszahl der Reibflächenpaarung aus wetterfestem Baustahl mit zusätzlicher ASI-Beschichtung zu ermitteln.

Neben der Höhe der Belastung wurde auch die Montage der Versuchskörper variiert. Bei den ersten zwei erweiterten Kriechprüfungen ruhten die Prüfkörper nach der Montage für etwa 24 Stunden. Die auf das Soll-Vorspannkraftniveau $F_{p,C}$ vorgespannten Schrauben bauten so einen Teil der Vorspannkräfte ab. Unmittelbar vor Beginn der Prüfung wurden die Schrauben ein zweites Mal auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ angezogen. Dieses Vorgehen wurde im Rahmen einer vorherigen Kurzstudie [90] erprobt und führte im Ergebnis zu verringerten Kriechverformungen.

Tabelle 5.55: Ergebnisse der erweiterten Kriechprüfungen von Reibflächen aus wetterfestem Baustahl mit ASI-Beschichtung

Versuch		F_{min} [kN]	μ_{min} [-]	t [h]	t_{Prog} [h]	Ergebnis
Wa_08_RnK Nachgespannt nach 24 h	oben	309	0,45	1485	2,7	Bestanden / Extrapolation
	unten	309	0,45	1485	1,3	Bestanden / Extrapolation
Wa_09_RnK Nachgespannt nach 24 h	oben	330	0,48	955	2,9	Bestanden / Extrapolation
	unten	330	0,48	955	2,9	Bestanden / Extrapolation
Wa_10_KRQ	oben	330	0,48	3195	1,6	Bestanden / Extrapolation
	unten	330	0,48	3195	2	Bestanden / Extrapolation

Legende: **F_{min}:** Minimale auf den Versuchskörper einwirkende Prüflast; **μ_{min}:** Aus F_{min} resultierende minimale geprüfte Haftreibungszahl bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **t**: Individuelle Versuchsdauer; **t_{Prog}**: Zeitpunkt ab dem die Daten der Verschiebungen zur Extrapolation der Verformung genutzt wurden

Die erste erweiterte Kriechprüfung wurde auf einem Niveau von $\mu = 0{,}45$ bzw. 309 kN durchgeführt. Dies entsprach etwa 75 % der ermittelten mittleren quasi-statischen Tragfähigkeit. Die Verbindungen zeigten über einen Zeitraum von über 60 Tagen eine abflachende Kriechverformung. Nach Extrapolation der Verformungen auf 100 Jahre, lagen diese maximal bei 0,15 mm. Die Prüfung war damit bestanden. Die zweite erweiterte Kriechprüfung wurde bei etwa 80 % der ermittelten mittleren quasi-statischen Tragfähigkeit durchgeführt, was einem Niveau von $\mu = 0{,}48$ bzw. 330 kN entsprach. Auch hier zeigten die Verbindungen

über einen Zeitraum von über 39 Tagen abflachende Kriechverformungen- Die auf 100 Jahre extrapolierten Verformungen ergaben Werte unterhalb von 0,15 mm. Somit war auch die zweite erweiterte Kriechprüfung bestanden. Weitere Kriechprüfungen mit einer höheren Belastung wurden nicht durchgeführt, da die in DIN EN 1090-2, Tabelle 17 [13] enthaltene Haftreibungszahl für eine mit ASI-Beschichtung versehene Oberfläche durch die Versuche bestätigt werden konnte. Die Ergebnisse der erweiterten Kriechprüfungen sind in Tabelle 5.55 zusammengestellt.

In der dritten erweiterten Kriechprüfung wurde ebenfalls das Niveau von $\mu = 0{,}48$ bzw. 330 kN untersucht. Allerdings wurde hier auf ein Ruhen und Nachspannen der Verbindung verzichtet. Die Ergebnisse der dritten erweiterten Kriechprüfung sind ebenfalls in Tabelle 5.55 erkennbar. Auch hier zeigte sich über die Dauer der Prüfung von über 3000 Stunden (125 Tage) eine abflachende Kriechverformung. Auch die Extrapolation ergab Verformungen, die nach 100 Jahren geringer als 0,3 mm ausfielen. Allerdings zeigten sich beim Vergleich der Kriechverformungen der zweiten und dritten Kriechprüfung eine deutlich vergrößerte Kriechverformungen der nicht nachgespannten Verbindungen. Die Kriechverformungen im Vergleich sind in Bild 5.27 erkennbar.

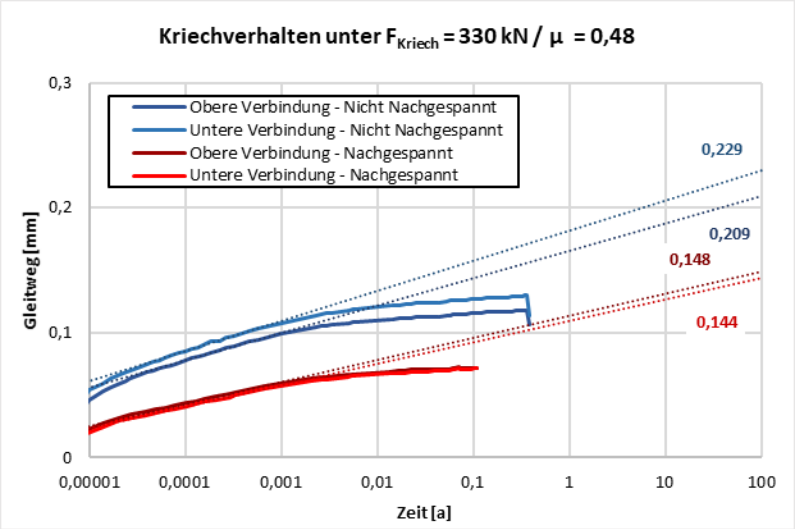


Bild 5.27: Exemplarisches Kriechverhalten auf dem Niveau μ = 0,48 von Reibflächen aus wetterfestem Baustahl mit ASI-Beschichtung (nachgespannt & nicht nachgespannt)

Mithilfe der Kriechprüfungen konnte der unter Belastung auftretende Vorspannkraftverlust abgeschätzt werden. Für die beiden Versuchskörper, die nach etwa 24 Stunden nachgespannt wurden, lagen die nach 100 Jahren prognostizierten verbleibenden Vorspannkräfte zwischen 91,5 % und 87,7 %. Das Nachspannen der Verbindungen wirkte sich nicht nur positiv auf die Kriechverformungen aus, sondern reduzierte auch die Verluste der Vorspannkräfte deutlich. So konnten für die Verbindungen welche vor der Belastung nicht nachgespannt wurden, einer verbleibende Vorspannkräfte von 85,4 % bzw. 85,5 % nach 100 Jahren prognostiziert werden. Damit erhöhten sich die Verluste um etwa 6 % gegenüber den nachgespannten Verbindungen mit gleicher Belastung. Die Prognose der Vorspannkraftverluste in den erweiterten Kriechversuchen ist in Tabelle 5.56 erkennbar.

Tabelle 5.56: Ergebnisse der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten während einer erweiterten Kriechprüfung von Reibflächen aus wetterfestem Baustahl mit ASI-Beschichtung

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	Δt	$F_{p,C,m,\Delta t}$		$F_{p,C,50a}$	$F_{p,C,100a}$
		[kN]	[h]	[kN]	[%]	[%]	[%]
Wa_08_RnK nachgespannt nach 24 h ($\mu > 0,45$)	oben	174,8	1485	160,6	91,9	88,7	88,3
	unten	175,3	1485	160,4	91,5	88,1	87,7
Wa_09_RnK nachgespannt nach 24 h ($\mu > 0,48$)	oben	173,4	955	163,2	94,1	91,5	91,2
	unten	174,0	955	164,0	94,3	91,8	91,5
Wa_10_KRQ ($\mu > 0,48$)	oben	171,8	3195	153,5	89,3	85,9	85,4
	unten	172,0	3195	153,8	89,4	86,0	85,5

Legende: $\mathbf{F_{p,C,m,ini}}$: Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **Δt**: Individuelle Versuchsdauer; $\mathbf{F_{p,C,m,\Delta t}}$: Gemessene mittlere Vorspannkraft am Ende der Versuchsdauer; $\mathbf{F_{p,C,50a}}$: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 50 Jahren; $\mathbf{F_{p,C,100a}}$: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren

Die dritte erweiterte Kriechprüfung wurde genutzt um im Anschluss eine quasi-statische Prüfung durchzuführen. Die Ergebnisse sind in Abschnitt 6.8.3 aufgeführt. Ob auch eine höhere Haftreibungszahl zu einer bestandenen erweiterten Kriechprüfung geführt hätte, wurde nicht abschließend geprüft.

5.8.5 Zyklische Untersuchungen

Das Verhalten der Reibflächen aus WT-Stahl mit ASI-Beschichtung unter zyklischer Belastung wurde an insgesamt vier Versuchskörpern untersucht. Von diesen wurden zwei mit der vollen Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ montiert, weitere zwei mit der auf 75 % reduzierten Vorspannkraft. Eigentliches Ziel der Versuchsreihe war es, die Ermüdungsfestigkeit des Details zu untersuchen, bei weiteren Versuchen kam es zu Ermüdungsbrüchen. Diese werden in diesem Abschnitt nicht berücksichtigt. Bei weiteren Versuchen waren die Messdaten nicht vollständig, sodass eine vollumfängliche Neuauswertung nicht möglich war. Auch diese werden in diesem Abschnitt nicht berücksichtigt, finden sich aber in [91].

Die Ergebnisse der zyklischen Untersuchungen sind in Tabelle 5.57 zusammengefasst.

Tabelle 5.57: Ergebnisse der zyklischen Untersuchungen von Reibflächen aus wetterfestem Baustahl mit ASI-Beschichtung auf teilweise reduzierten Vorspannkraftniveaus

Versuch		F_o [kN]	μ_o [-]	R [-]	Zyklen [n]	$d_{Si,Max}$ [mm]	Tertiäres Kriechen
Wa_11_ZQ	oben	200	0,29	0,1	5,4 Mio.	0,027	Nein
	unten	200	0,29	0,1	5,4 Mio.	0,025	Nein
Wa_12_ZQ	oben	200	0,29	0,1	5,1 Mio.	0,026	Nein
	unten	200	0,29	0,1	5,1 Mio.	0,022	Nein
Wa_13_ZQ 75 % $F_{p,C}$	oben	200	0,39	0,1	5,3 Mio.	0,035	Nein
	unten	200	0,39	0,1	5,3 Mio.	0,033	Nein
Wa_14_ZQ 75 % $F_{p,C}$	oben	200	0,39	0,1	5,0 Mio.	0,050	Nein
	unten	200	0,39	0,1	5,0 Mio.	0,037	Nein

Legende: **F_o:** Maximale auf den Versuchskörper einwirkende Oberlast der zyklischen Belastung; **μ_o:** Aus F_o resultierende Haftreibungszahl bezogen auf das jeweilige Niveau der Vorspannkraft $F_{p,C}$; **R**: Verhältnis der einwirkenden Unterlast F_u zur Oberlast F_o der zyklischen Belastung; **Zyklen**: Anzahl der aufgebrachten Zyklen bis zum Abbruch der zyklischen Belastung; **$d_{Si,Max}$**: Maximal aufgetretene Verformung der jeweiligen Verbindung bis zum Abbruch; **Tertiäres Kriechen**: Deutliche erkennbare Zunahme der Verformungen aufgetragen über die log-Zeit-Achse

Bei allen zyklischen Belastungen wurde eine Oberlast F_o von 200 kN bei einem Spannungsverhältnis R von 0,1 gewählt. Die damit maximal ausgenutzte Haftreibungszahl lag für die Verbindung mit voller Vorspannkraft bei $\mu_o = 0{,}29$, und für die Verbindungen mit reduzierter Vorspannkraft bei $\mu_o = 0{,}39$. Alle Belastungen wurden über mindestens fünf Millionen Zyklen aufgebracht. Die in der erweiterten Kriechprüfung für die volle Vorspannkraft ermittelte nutzbare Haftreibungszahl von $\mu_{char} = 0{,}48$ wurde damit mit 60 % bzw. 81 % ausgenutzt.

Die unter zyklischen Belastungen aufgetretenen Verformungen zeigten eine Zunahme der Verformungen bis etwa 500.000 Zyklen. Danach blieben die Verformungen nahezu konstant. Auch bei Betrachtung der Verformungen auf der logarithmischen Skala, konnte keine verzögerte Zunahme der Verformungsgeschwindigkeit festgestellt werden. Auch eine Änderung der Schwingbreite der Verformungen in den Fugen konnte nicht festgestellt werden. Die maximal auftretenden Verformungen in den Gleitfugen blieben bei allen untersuchten Verbindungen unter 0,05 mm. Ein exemplarischer Verlauf der Verformungen über die Anzahl an Zyklen ist in Bild 5.28 erkennbar.

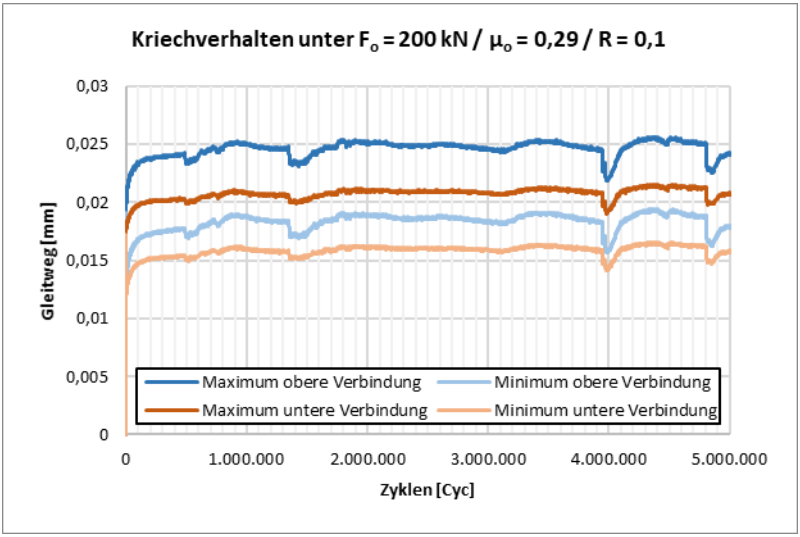


Bild 5.28: Exemplarisches Kriechverhalten unter zyklischen Lasten auf dem Niveau μ_o = 0,57 / R = 0,1 von Reibflächen aus wetterfestem Baustahl mit ASI-Beschichtung

Bei Betrachtung der gemessenen Verformung der einzelnen Wegaufnehmer innerhalb der ersten 1000 Zyklen fiel auf, dass einzelne Messwerte nach der Erstbelastung sich reduzierten. Bei Betrachtung aller Messwerte einer Lasche konnte so festgestellt werden, dass sich die Laschen über die Anzahl der

Schwingspiele leicht drehten. Dieser leichte Rückgang der gemessenen Verschiebungen nach der Erstbelastung dauerte nur wenige Zyklen. Eine Darstellung der gemessenen Einzelverformungen einer Verbindung über die ersten aufgebrachten Zyklen ist in Bild 5.29 erkennbar.

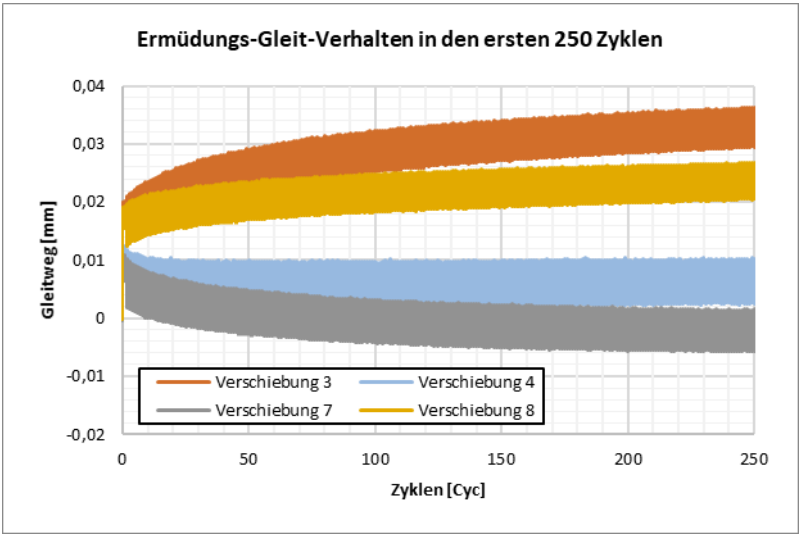


Bild 5.29: Einzelne Messwerte der Verschiebung innerhalb der ersten 250 Schwingspiele einer zyklischen Belastung von Reibflächen aus wetterfestem Baustahl mit ASI-Beschichtung

Anhand der durchgeführten Versuche konnten die unter zyklischer Belastung auftretenden Vorspannkraftverluste für die untersuchte Reibflächenpaarung prognostiziert werden. Unter den wirkenden zyklischen Lasten konnten nach 100 Jahren verbleibende Vorspannkräfte zwischen 80,8 % und 88,8 % prognostiziert werden. Die Ergebnisse sind in Tabelle 5.58 zusammengefasst.

Tabelle 5.58: Ergebnisse der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten während einer zyklischen Belastung von Reibflächen aus wetterfestem Baustahl mit ASI-Beschichtung auf teilweise reduzierten Vorspannkraftniveaus

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	Δt	$F_{p,C,m,\Delta t,Min}$		$F_{p,C,50a,Min}$	$F_{p,C,100a,Min}$
		[kN]	[h]	[kN]	[%]	[%]	[%]
Wa_11_ZQ (F_o = 200 kN / μ_o = 0,29 / R = 0,1 / 5,4 Mio. Zyk.)	oben	172,8	150	160,3	92,8	88,0	87,6
	unten	173,7	150	162,4	93,5	89,2	88,8
Wa_12_ZQ (F_o = 200 kN / μ_o = 0,29 / R = 0,1 / 5,1 Mio. Zyk.)	oben	173,1	141	159,6	92,2	87,0	86,6
	unten	174,2	141	160,1	91,9	86,5	86,0
Wa_13_ZQ (75 % $F_{p,C}$ / F_o = 200 kN / μ_o = 0,39 / R = 0,1 / 5,3 Mio. Zyk.)	oben	129,7	164	115,2	88,8	81,5	80,8
	unten	130,3	164	115,6	88,7	81,4	80,8
Wa_14_ZQ (75 % $F_{p,C}$ / F_o = 200 kN / μ_o = 0,39 / R = 0,1 / 5,0 Mio. Zyk.)	oben	129,5	139	115,7	89,4	82,2	81,6
	unten	129,9	139	116,2	89,5	82,4	81,8

Legende: **$F_{p,C,m,ini}$**: Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **Δt**: Individuelle Versuchsdauer; **$F_{p,C,m,\Delta t,Min}$**: Gemessene mittlere Vorspannkraft am Ende der Versuchsdauer unter zyklischer Belastung von F_o; **$F_{p,C,50a,Min}$**: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 50 Jahren unter zyklischer Belastung von F_o; **$F_{p,C,100a,Min}$**: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren unter zyklischer Belastung von F_o

5.8.6 Zusammenfassung der Ergebnisse für die Reibflächenpaarung

Die Ergebnisse der Untersuchungen der Reibflächenpaarung von gestrahltem WT-Stahl mit ASI-Beschichtung lassen sich folgendermaßen zusammenfassen:

Es wurden keine Verluste der Vorspannkraft an ruhenden Versuchskörpern ermittelt. Die quasi-statischen Prüfungen ergaben eine mittlere Haftreibungszahl μ_m von 0,60. Alle Verbindungen versagten langsam und nicht schlagartig. Untersucht wurden auch Prüfkörper, bei denen das Vorspannkraftniveau auf 75 % reduziert wurde, hierbei ergaben sich höhere Haftreibungszahlen. Es wurde eine erhöhte Kriechneigung der Reibflächenpaarung festgestellt. Es wurden drei erweiterte Kriechprüfungen durchgeführt. Dabei wurde eine maximale Belastung von 310 kN (μ_{char} = 0,45) ermittelt. Diese konnte durch ein Nachspannen der Schrauben nach 24 Stunden auf 330 kN (μ_{char} = 0,48) erhöht werden. Anhand der

durchgeführten erweiterten Kriechprüfungen ohne ein Nachspannen konnten nach 100 Jahren verbleibenden Vorspannkräfte zwischen 85,4 % und 85,5 % prognostiziert werden Durch ein Nachspannen nach 24 Stunden konnten diese auf prognostizierte Werte zwischen 87,7 % und 91,5 % reduziert werden. Die durchgeführten zyklischen Versuche wurden bei voller Vorspannkraft und auf 75 % reduzierter Vorspannkraft durchgeführt. Bei den untersuchten Lastniveaus von $\mu_o = 0{,}29$ (100 % $F_{p,C}$) und $\mu_o = 0{,}39$ (75 % $F_{p,C}$) konnte kein tertiäres Kriechen festgestellt werden. Die unter zyklischen Lasten nach 100 Jahren verbleibenden Vorspannkräfte lagen zwischen 86,0 % und 88,8 % (100 % $F_{p,C}$), bzw. 80,8 % und 81,8 % (75 % $F_{p,C}$).

5.9 Auswertung der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten

Anhand der gemessenen und prognostizierten Vorspannkraftverluste lässt sich das Verhalten der verschiedenen Verbindungen miteinander vergleichen. Der Vergleich der nach 100 Jahren prognostizierten verbleibenden Vorspannkräfte der untersuchten feuerverzinkten Verbindungen ohne äußere Belastung ist in Bild 5.30 erkennbar.

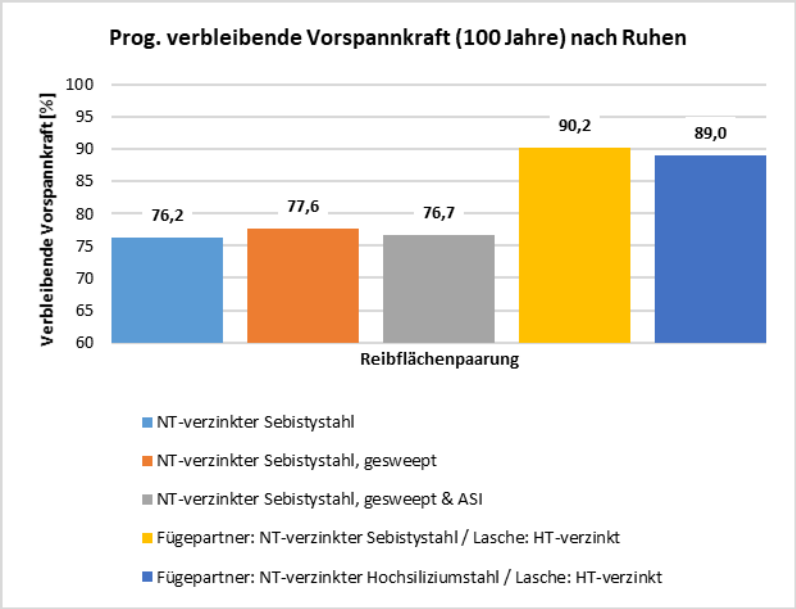


Bild 5.30: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren aller untersuchten Reibflächenpaarungen nach Ruhen

Beim Vergleich der Vorspannkraftverluste aller feuerverzinkten Verbindungen ohne eine äußere Belastung, finden sich die geringsten prognostizierten Vorspannkräfte bei den Verbindungen, die sowohl auf den Fügepartnern als auch den Laschen eine Zinkschicht von mindestens 250 µm aufweisen. Gleichzeitig sind dies aber auch die Verbindungen, die an allen Zinküberzügen eine oberflächliche Reinzinkschicht besitzen. Demgegenüber stehen die Verbindungen mit gemischten Reibflächen. Bei ihnen wurden die Laschen HT-verzinkt, womit eine dünnere Zinkschicht mit kompletter Mischphase aufgewachsen war. Diese Mischphasen sind gegenüber den Reinzinkschichten deutlich härter. Der Zinküberzug der Fügepartner scheint hier keinen Unterschied in den Vorspannkraftverlusten zu

ergeben. Weder der Zinküberzug auf dem Sebistystahl mit einer Dicke von etwa 250 µm, noch der Zinküberzug auf dem Hochsiliziumstahl mit einer Dicke von etwa 700 µm, scheint die Vorspannkraftverluste signifikant zu verändern. Beide Verbindungen zeigten ähnliche verbleibende Vorspannkräfte. Dabei ist allerdings auch der unterschiedliche Schichtaufbau der Zinküberzüge zu beachten. So bildeten sich auf den Sebistystählen harte Mischphasen mit oberflächlicher weicher Reinzinkschicht aus, wohingegen sich auf den Hochsiliziumstählen nur eine harte Mischphase ausbildete. Somit lässt sich – basierend auf diesen Werten – nicht zuordnen, ob hier der Schichtaufbau oder die Überzugsdicke die Vorspannkraftverluste stärker beeinflussen. Hingegen scheint sich ein Zusammenhang zwischen den Vorspannkraftverlusten und den Zinküberzügen der Laschen zu zeigen. Beim Vergleich der prognostizierten Werte der Mischverbindung mit Sebistystahl (90,2 % verbleibende Vorspannkraft) und der Verbindung mit unbearbeiteten Reibflächen (76,2 % verbleibende Vorspannkraft), zeigte sich ein deutlicher Unterschied. Lediglich die Verzinkung der Laschen unterscheidet sich hier, somit auch die Zinküberzüge unter Schraubenkopf und Mutter. Hier finden sich die größten Spannungen durch die eingeleitete Vorspannkraft und somit auch das größte Bestreben der Überzüge sich zu setzen. Gleichzeitig befinden sich auch in den Reibflächen zwischen den Laschen und dem Fügepartner unterschiedliche gepaarte Zinküberzüge. Allerdings sind hier die Spannungen aufgrund der größeren Lasteinleitungsfläche geringer. Damit würden die Setzungen auch geringer ausfallen, als in den Kontaktstellen unter Schraubenkopf und Mutter. Gleichzeitig werden bei der Verbindung mit gemischten Reibflächen auch unterschiedliche harte Oberflächen gepaart. Damit kann sich die härtere Oberfläche der Laschen mit ihrer Struktur in die weichere Oberfläche der Fügepartner eindrücken. Aufgrund beider auftretenden Effekte, lässt sich die Auswirkung der Zinküberzüge auf die Setzungen in den Kontaktflächen zwischen den Laschen und dem Fügepartner nicht abschließend erklären. Der Einfluss des Zinküberzuges in den Kontaktbereichen unter dem Schraubenkopf und der Mutter scheint eindeutig zu sein.

Nach DIN EN 1090-2, Tabelle I.1 [13] sollen sich die Vorspannkraftverluste bei feuerverzinkten Verbindungen auf 10 % beschränken. Anhand der Untersuchungen kann dies nicht bestätigt werden. Insbesondere die in DIN EN 1090-2, Tabelle 17 [13] enthaltenen Reibflächenpaarungen zeigen bei einer Zinkschichtdicke von 250 µm deutlich höhere Vorspannkraftverluste. Lediglich die Verbindungen mit gemischten Reibflächen liegen im Bereich der normativen Angabe der Vorspannkraftverluste.

Bei der Verbindung mit gemischten Reibflächen und Fügepartnern aus Sebistystahl wurden verschiedenen Zinkschichtdicken der Fügepartner untersucht. Neben der

Zinkschichtdicke von 250 µm wurden noch einzelne Versuchskörper mit Überzugsdicken von 400 µm und 500 µm untersucht. Bild 5.31 zeigt den Vergleich der prognostizierten verbleibenden Vorspannkraft von Versuchskörpern, die im erweiterten Kriechversuch mit einer konstanten Last von 172 kN beansprucht wurden.

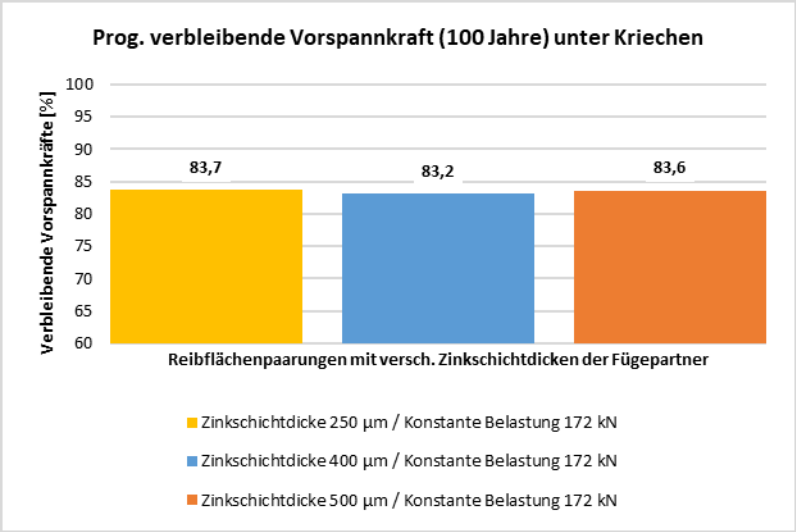


Bild 5.31: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren von gemischten Reibflächen aus Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (verschiedene Schichtdicken) mit HT-verzinkten Laschen nach konstanter Belastung

Ein deutlicher Unterschied in den prognostizierten verbleibenden Vorspannkräften lässt sich nicht erkennen. Ähnliche Ergebnisse finden sich beim Vergleich von Vorspannkraftverlusten nach Ruhen oder einer zyklischen Belastung. Damit lässt sich aus diesen Versuchsergebnissen kein deutlicher Einfluss der Schichtdicke der Fügepartner auf die Vorspannkraftverluste erkennen.

Um einen Einfluss der wirkenden Belastung auf die Vorspannkraftverluste abschätzen zu können, wurden an Versuchskörpern mit gemischten Reibflächen und Fügepartnern aus Sebistystahl ein Vergleich der prognostizierten verbleibenden Vorspannkräfte durchgeführt. Dabei wurden Ergebnisse von Versuchskörpern verglichen, die auf vergleichbaren Niveaus konstanten oder zyklischen Belastungen unterworfen waren. Der Vergleich der verbleibenden Vorspannkräfte nach unterschiedlichen äußeren Belastungen ist in Bild 5.32 erkennbar.

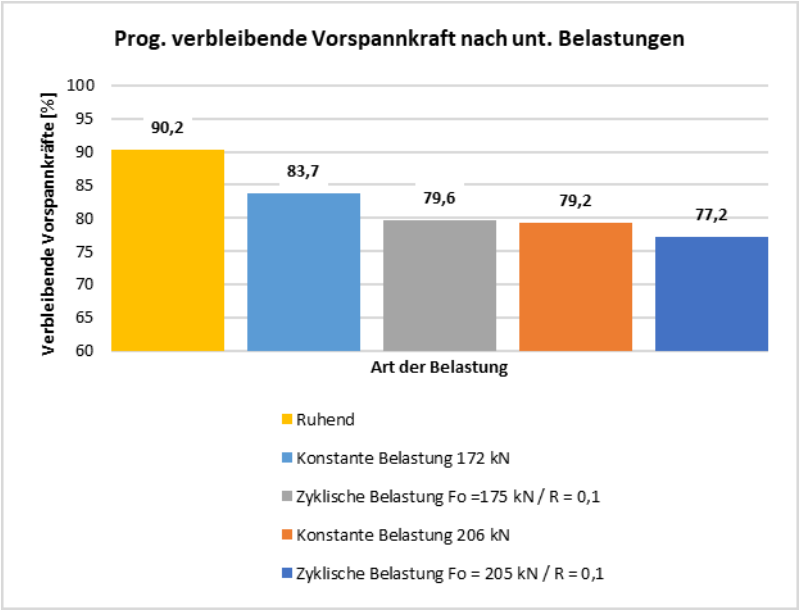


Bild 5.32: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren von gemischten Reibflächen aus Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen nach unterschiedlichen Belastungen

Deutlich erkennbar sind die geringeren verbleibenden Vorspannkräfte bei den Versuchskörpern, die einer äußeren Belastung unterworfen waren gegenüber den ohne äußere Belastung geruhten Prüfkörpern. Um die verbleibenden Vorspannkräfte der belasteten mit den unbelasteten Probekörpern direkt vergleichen zu können, muss die Querkontraktion berücksichtigt werden. Hierfür müssen die verbleibenden Vorspannkräfte um bis zu 1,5 % bei einer Belastung von 172 kN oder 175 kN erhöht werden. Bei einer Belastung von 205 kN oder 206 kN um maximal 1,7 %. Um den Einfluss der Querkontraktion individuell für die jeweiligen Versuchskörper zu bestimmen, wurden die Änderung der Vorspannkräfte beim Entlasten der jeweiligen Versuchskörper aufgezeichnet. So konnte der Einfluss der Querkontraktion auf die Vorspannkraft der Schrauben für jede einwirkende Belastung ermittelt werden. Trotz der so berücksichtigten Querkontraktion ist erkennbar, dass eine einwirkende äußere Belastung die Vorspannkraftverluste erhöht. Ebenso ist erkennbar, dass bei einer zyklischen Belastung höhere Vorspannkraftverluste entstehen, als bei einer konstanten Belastung auf vergleichbarem Kraftniveau.

Zuletzt lässt sich vergleichen, in welcher Größenordnung die Vorspannkraftverluste bei den Reibflächen mit erhöhter Kriechneigung unter Ausnutzung der maximal zulässigen Haftreibungszahl ausfallen. Hierzu lassen sich die prognostizierten verbleibenden Vorspannkräfte der bestandenen erweiterten Kriechprüfungen vergleichen. Die Ergebnisse sind in Bild 5.33 erkennbar.

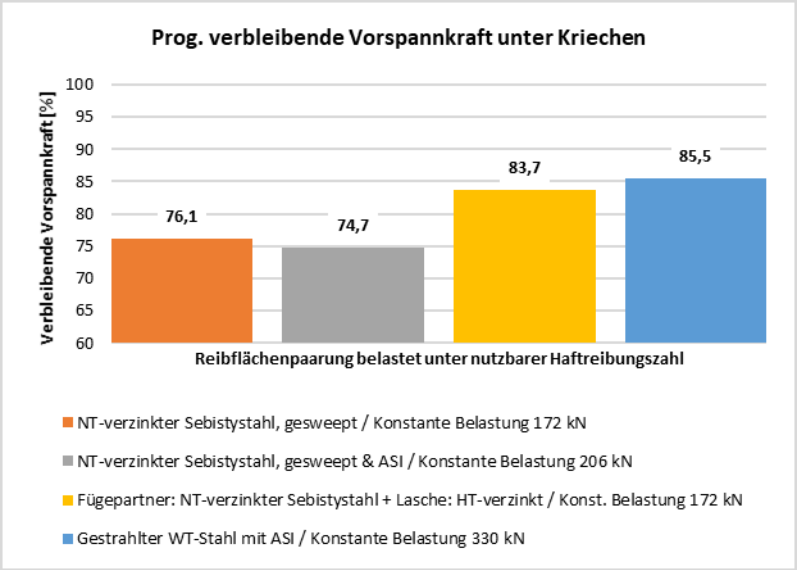


Bild 5.33: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren aller Reibflächenpaarungen bei denen die nutzbare Haftreibungszahl ermittelt wurde

Hierbei ist nun auch die Reibflächenpaarung des gestrahlten und mit einer ASI-Beschichtung versehenen WT-Stahls enthalten. Diese Reibflächenpaarung zeigt im bestandenen erweiterten Kriechversuch - gegenüber den feuerverzinkten Reibflächen - deutlich geringere Vorspannkraftverluste. Gleichzeitig ist die nutzbare Haftreibungszahl bei dieser Reibflächenpaarung so hoch, dass die Querkontraktion im erweiterten Kriechversuch auch deutlich höher ausfällt. Unter Berücksichtigung der Querkontraktion fallen die Verluste bis zu 2,8 % geringer aus. Das Vorspannkraftverluste bei dieser Paarung geringer ausfallen, passt zu der vorher gewonnene Erkenntnis, dass sich ein großer Teil Vorspannkraftverluste im Kontaktbereich unter Schraubenkopf und Mutter zu den Laschen einstellt. Die Reibflächenpaarung des beschichteten WT-Stahls besaß auf den Außenseiten der Laschen keine Beschichtung. Lediglich die Paarung mit den gemischten Reibflächen kann ähnlich geringe Vorspannkraftverluste aufweisen. Allerdings fällt bei dieser

Reibflächenpaarung die Querkontraktion im erweiterten Kriechversuch auch geringer aus.

Auf Basis der erzielten Ergebnisse lässt sich für die Vorspannkraftverluste bei feuerverzinkten GV-Verbindungen folgendes zusammenfassen: Großen Einfluss auf die auftretenden Vorspannkraftverluste haben der Aufbau und die Dicke der Zinküberzüge auf der Außenseite der Verbindung. Durch den direkten Kontakt der Unterlegscheibe unter Schraubenkopf und Mutter mit dem Überzug, ist die Kontaktfläche recht gering. Aufgrund der kegelförmigen Verteilung der Spannungen aus Vorspannkraft in den gepaarten Blechen, fallen die Pressungen in den Reibfugen deutlich geringer aus. Hier konnte kein signifikanter Einfluss von Aufbau und Dicke der Zinküberzüge auf die Vorspannkraftverluste festgestellt werden. Die Verluste vergrößerten sich allerdings durch eine einwirkende konstante oder zyklische Beanspruchung. In fast allen Fällen fielen die Vorspannkraftverlust größer aus, als der nach DIN EN 1090-2, Tabelle I.1 [13] angegebene Wert von maximal 10 %.

Ein Teil der hier gewonnenen Erkenntnisse decken sich mit den Erkenntnissen der in Abschnitt 3 dargestellten Untersuchungen.

5.10 Auswertung der Untersuchungen zur quasi-statischen Tragfähigkeit

Die für die verschiedenen Oberflächen erzielten quasi-statischen Tragfähigkeiten und Resttragfähigkeiten lassen hinsichtlich der untersuchten Parameter wie folgt auswerten:

Bild 5.34 zeigt den Vergleich der erzielten Haftreibungszahlen aller Verbindungen mit gleichen gepaarten feuerverzinkten Reibflächen.

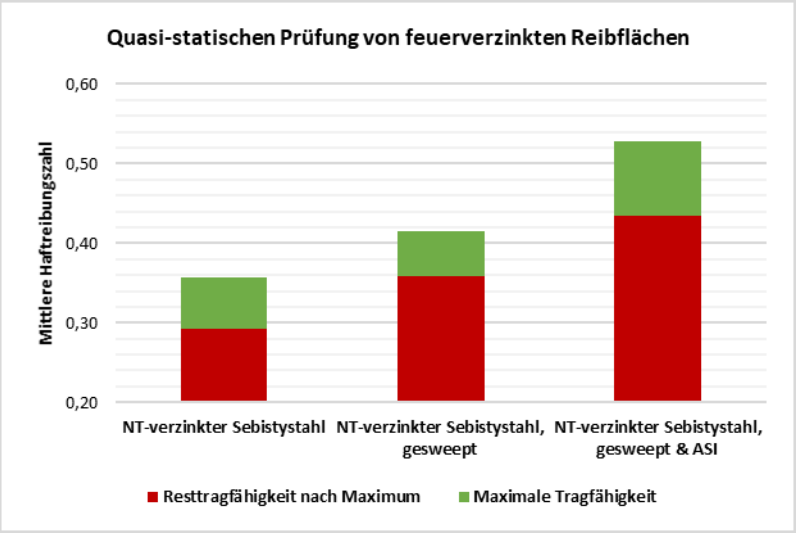


Bild 5.34: Erzielte Tragfähigkeiten in der quasi-statischen Prüfung von feuerverzinkten Reibflächen

Die Ergebnisse für die Verbindungen mit gemischten feuerverzinkten Reibflächen finden sich in Bild 5.35.

Beim Vergleich aller feuerverzinkten Oberflächen, zeigte die gemischte Verbindung mit Hochsiliziumstahl als Fügepartner die höchsten Haftreibungszahlen. Diese Verbindung wies auf beiden gepaarten Reibflächen eine oberflächliche Eisen-Zink-Mischphase auf. Sobald nur eine dieser Reibflächen eine oberflächliche Reinzinkphase (siehe gemischte Verbindung mit Sebistystahl als Fügepartner) aufwies, sank die Haftreibungszahl deutlich ab. Keine weitere Reduktion zeigte sich, sobald zwei oberflächliche Reinzinkphasen miteinander gepaart wurden (siehe NT-verzinkter Sebistystahl). Die Haftreibungszahl der gepaarten oberflächlichen Reinzinkschichten ließ sich durch eine Bearbeitung der Oberflächen durch Sweepen und ggf. nachträgliches Aufbringen einer ASI-Beschichtung verbessern. In allen

genannten Fällen versagten die Verbindungen nicht schlagartig, zusätzlich ließ sich beim Gleiten der Verbindungen eine minimale Resttragfähigkeit ablesen. Diese lag immer zwischen 76 % und 87 % der ermittelten quasi-statischen Tragfähigkeit. Die niedrigsten Anteile lieferten hier die gepaarten Reibflächen mit oberflächlicher Eisen-Zink-Mischphase.

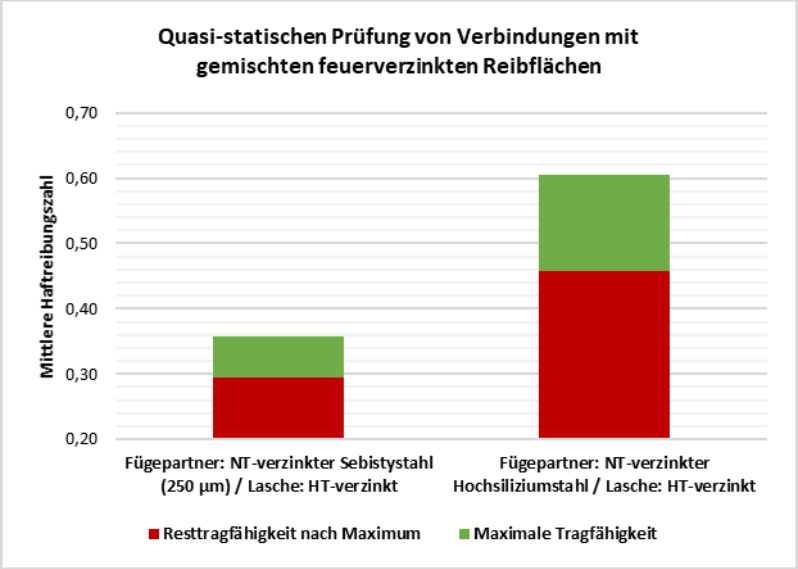


Bild 5.35: Erzielte Tragfähigkeiten in der quasi-statischen Prüfung von Verbindungen mit gemischten feuerverzinkten Reibflächen

Anhand der ermittelten Haftreibungszahlen der gemischten Reibflächen mit Sebistystahl als Fügepartner lassen sich Rückschlüsse auf den Einfluss der Schichtdicke und der Höhe der Vorspannkraft auf die Haftreibungszahl ziehen. Bei den durchgeführten Prüfungen wurden die Zinkschichtdicken auf den Fügepartnern zwischen 250 µm und 500 µm variiert. Hierbei zeigte sich kein signifikanter Unterschied zwischen der erzielten Haftreibungszahl und den festgestellten Resttragfähigkeiten (siehe Bild 5.36). Basierend auf diesen Ergebnissen, lässt sich kein Hinweis auf einen Einfluss der Zinkschichtdicke auf die quasi-statische Tragfähigkeit erkennen.

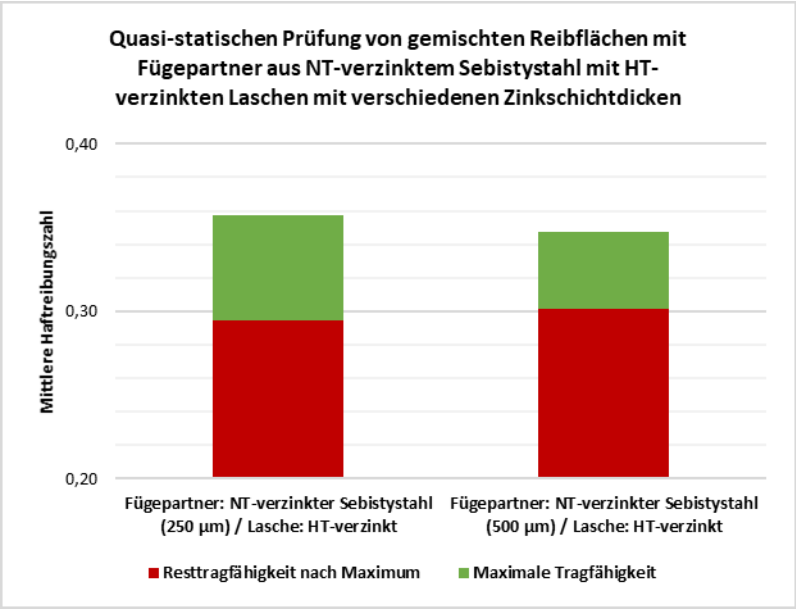


Bild 5.36: Erzielte Tragfähigkeiten in der quasi-statischen Prüfung von gemischten Reibflächen aus Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl mit HT-verzinkten Laschen mit Zinkschichtdicken von 250 µm und 500 µm

Die Vorspannkraft wurde auf Niveaus von 86 kN (50 % $F_{p,C}$), 103 kN (80 % $F_{p,C}$), 172 kN (100 % $F_{p,C}$) und nach Anspannen mittels des kombinierten Verfahrens (etwa 215 kN / 125 % $F_{p,C}$) untersucht. Die Ergebnisse zeigten bei zunehmendem Vorspannkraftniveau eine leicht abfallende Haftreibungszahl. Bei den ermittelten Resttragfähigkeiten zeigte sich keine eindeutige Tendenz. Bei allen von $F_{p,C}$ abweichenden getesteten Vorspannkräften zeigte sich ein höhere Anteil der Resttragfähigkeit zwischen 86 % und 98 %. Bei den Versuchen auf Niveau der Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ ergab sich ein Anteil zwischen 82 % und 86 %. Die bei abweichenden Vorspannkräften erzielten Haftreibungszahlen sind in Bild 5.37 erkennbar.

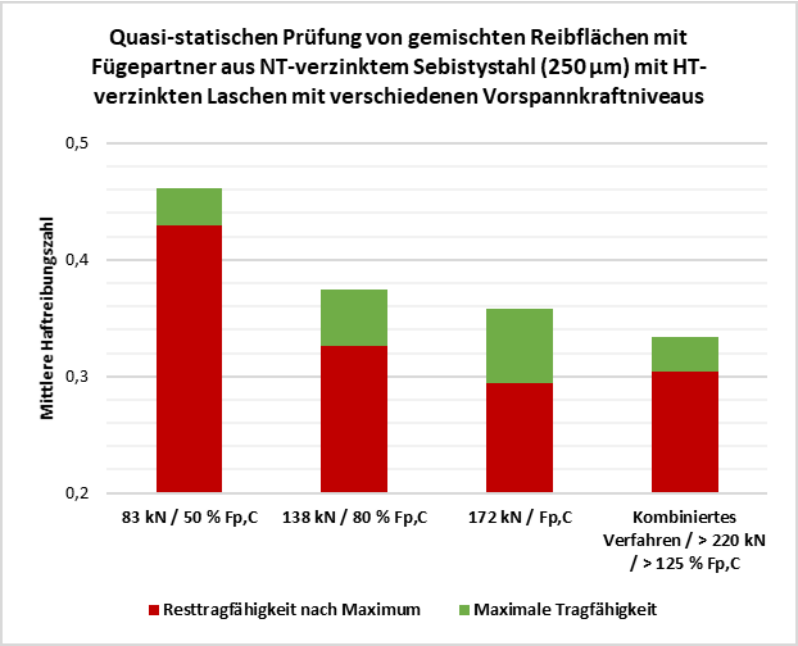


Bild 5.37: Erzielte Tragfähigkeiten in der quasi-statischen Prüfung von gemischten Reibflächen aus Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl mit HT-verzinkten Laschen mit Zinkschichtdicken auf unterschiedlichen Vorspannkraftniveaus

Im Vergleich zeigten die Reibflächen aus WT-Stahl höhere Haftreibungszahlen als die feuerverzinkten Reibflächen Die Haftreibungszahlen der Reibflächenpaarungen aus WT-Stahl sind in Bild 5.38 erkennbar. Lediglich die Reibflächenpaarungen mit beidseitig oberflächlichen Eisen-Zink-Mischphasen kamen in die Nähe der Größenordnung der Haftreibungszahlen der gestrahlten Reibflächen aus WT-Stahl. Allerdings versagten diese Reibflächen schlagartig oder spröde, wohingegen die feuerverzinkten Reibflächen duktil versagten. Damit zeigte sich bei den spröde versagenden Reibflächen auch keine Resttragfähigkeit. Die beiden mit ASI-Beschichtung versehenen Reibflächen des WT-Stahls und des feuerverzinkten Sebistystahls erzeugten unterschiedliche Haftreibungszahlen. Die mit ASI-Beschichtung versehenen feuerverzinkten Reibflächen zeigten geringere Haftreibungszahlen. Eine Aussage, ob diese Differenz im Überzug begründet liegt, kann aufgrund der vorliegenden Ergebnissen nicht getroffen werden. Nach DIN EN 1090-2, Tabelle 17 [13] sind beide Oberflächen in die Gleitflächenklasse B mit gleicher Haftreibungszahl eingeordnet.

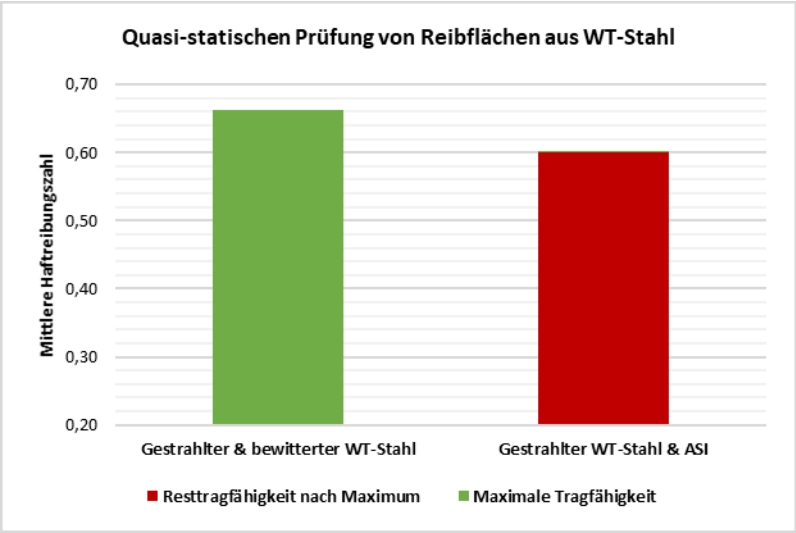


Bild 5.38: Erzielte Tragfähigkeiten in der quasi-statischen Prüfung von Reibflächen aus WT-Stahl

Was mithilfe der durchgeführten quasi-statischen Prüfungen nicht untersucht werden konnte war, welcher Einfluss sich aus der Oberflächentopologie ergab. Beim Grundmaterial aller feuerverzinkten Versuchskörper wurde im Vorfeld mit einem runden Strahlmittel die Walzhaut entfernt. Dieser Zustand wurde vor der Verzinkung nicht erneut geändert. Die Verbindungen mit WT-Stahl wurden allerdings mit grobem Strahlmittel im Bereich der Reibflächen gestrahlt. Eine mögliche Änderung hieraus kann mithilfe der erzielten Ergebnisse nicht klar eingegrenzt werden. Dies könnte aber ein Grund für den Unterschied zwischen den erzielten Haftreibungszahlen der mit ASI-Beschichtung versehenen Reibflächen sein.

Mit der Auswertung der quasi-statischen Tragfähigkeit ist sowohl die Auswertung des Verformungsverhaltens als auch der verschlissenen Reibflächen verbunden. Die Auswertung des Verformungsverhaltens in der quasi-statischen Prüfung der untersuchten Verbindungen findet sich in Abschnitt 5.12. Die zugehörige Auswertung der Untersuchung der verschlissenen Reibflächen findet sich in Abschnitt 5.11.

Auf Basis der erzielten Ergebnisse lässt sich für die quasi-statische Tragfähigkeit von feuerverzinkten Reibflächen folgendes zusammenfassen: Großen Einfluss auf die quasi-statische Tragfähigkeit hat die oberflächliche Phase des Zinküberzuges. Keinen signifikanten Einfluss scheint die Dicke des Zinküberzuges zu haben.

Hingegen können durch nachträgliche Bearbeitung und Beschichtung der Reibflächen die Haftreibungszahlen erhöht werden. Ob der Einfluss der Feuerverzinkung gegenüber nicht-verzinkten Reibflächen durch nachträgliche Bearbeitung wieder ausgeglichen werden kann, kann hier nicht abschließend geklärt werden.

Ein Teil der hier gewonnenen Erkenntnisse decken sich mit den Erkenntnissen der in Abschnitt 3 dargestellten Untersuchungen.

5.11 Auswertung der Untersuchung der Reibflächen

Im Nachgang an die quasi-statischen Prüfungen zur Ermittlung der Haftreibungszahl wurden die verschlissenen Reibflächen optisch untersucht. Die Untersuchungen dienten dazu, Anhaltspunkte für die zugrundeliegenden Tragmechanismen zu finden. Gleichzeitig sollten die Reibflächen als Vergleich für die verschlissenen Reibflächen nach einer quasi-statischen Prüfung mit Vorbelastung (siehe Abschnitt 6) dienen. Die verschlissenen Reibflächen wurden nur optisch untersucht. Die Untersuchungen an den verschlissenen Reibflächen nach einer Vorbelastung wurden durch Untersuchungen mit dem Konfokal-Mikroskop ergänzt.

Die verschlissenen Reibflächen zeigten in fast allen Fällen ein sehr ähnliches Verschleißbild. Insbesondere bei allen Verbindungen mit gleichen gepaarten Reibflächen lässt sich der Verschleiß folgendermaßen zusammenfassen: Rund um die Schraubenlöcher waren einzelne Kontaktpunkt erkennbar, deren Konzentration in Richtung der Schraubenlöcher zunahm. An den Kontaktpunkten waren deutliche Riefen in Belastungsrichtung erkennbar. An den Reibflächenpaarungen des NT-verzinkten Sebistystahls mit gesweepten oder gesweepten und ASI-beschichteten Oberflächen fanden sich lokale Materialablösungen, die auf der gepaarten Reibfläche hafteten. Diese fanden sich ebenfalls bei den verschlissenen Reibflächen des WT-Stahls mit ASI-Beschichtung.

Abweichenden Verschleiß zeigten nur die Verbindungen mit gemischten Reibflächenpaarungen. Insbesondere die Kombination eines NT-verzinkten Fügepartners aus Sebistystahl mit einer HT-verzinkten Lasche liefert unterschiedliche Verschließbilder auf beiden Bauteilen. Auf den Laschen fand sich lediglich lokaler Abrieb an einzelnen Punkten, Riefen waren nicht zu erkennen. Auf den Fügepartnern fanden sich an den lokalen Verschleißpunkten auch Reifen in Belastungsrichtung. Lokale Ablösungen waren mit dem bloßen Auge nicht zu entdecken. Beim Vergleich der verschlissenen Reibflächen mit unterschiedlichen Zinkschichtdicken auf den Fügepartnern zeigte sich kein verändertes Verschleißbild. Die gemischten Verbindungen mit einem NT-verzinkten Fügepartner aus Hochsiliziumstahl und einer HT-verzinkten Lasche zeigten auf

beiden Reibflächen nur ein minimal voneinander abweichendes Verschleißbild. Der Verschleiß in Kraftrichtung war auf den Fügepartnern etwas deutlicher zu erkennen als auf den Laschen.

Die Verschleißbilder liefern Anhaltspunkte über die wirkenden Reibmechanismen (siehe Abschnitt 2.4.2 und 2.4.4). Bei allen gleich gepaarten Reibflächen finden sich durch die Riefen in Kraftrichtung deutlich Anzeichen für ein Wirken von plastischen Deformationen. Dazu scheint mindestens an den lokalen Kontaktpunkten ein adhäsiver Anteil zu wirken. Bei einzelnen Reibflächenpaarungen scheint diese so groß zu sein, dass es zu einem Versagen der Kohäsion kommt. Dies zeigt sich an den lokalen Ablösungen der Reibflächen. Bei den Verbindungen mit gemischten Reibflächen scheinen die mechanischen Eigenschaften der Oberflächen so unterschiedlich zu sein, dass es anstelle von plastischen Deformationen zu einer Furchung kommt. Insbesondere bei der Paarung von oberflächlichen Reinzinkphasen (NT-verzinkter Sebistystahl) mit Eisen-Zink-Mischphasen (HT-Verzinkung) scheint dies besonders ausgeprägt zu sein. Auch bei der Verbindung von NT-verzinktem Hochsiliziumstahl mit einer HT-verzinkten Lasche zeigte sich dies, wenn auch weniger deutlich. So scheinen die beiden gepaarten oberflächlichen Eisen-Zink-Mischphasen leicht abweichende mechanische Eigenschaften zu besitzen. Da auf beiden Reibflächen Deformationen zu finden sind, scheinen hier Adhäsion, plastische Deformation und Furchung zu wirken.

Auf Basis der erzielten Ergebnisse lässt sich - anhand des Verschleißes über die wirkenden Reibungsmechanismen der untersuchten feuerverzinkten Reibflächen - folgendes zusammenfassen: Mithilfe der Verschleißbilder lässt sich erkennen, dass sowohl Adhäsion als auch plastische Deformation in den Reibflächen wirken. Teilweise ist die Adhäsion so stark, dass es zu einem Versagen der Kohäsion kommt. Bei der Paarung von gemischten Reibflächen spielt die Furchung aufgrund unterschiedlicher mechanischer Eigenschaften eine große Rolle.

5.12 Auswertung der Untersuchung des Verformungsverhaltens

Wie in Abschnitt 2.4.3 beschrieben, ist es möglich, anhand des Verformungsverhaltens auf die in den Reibflächen wirkenden Mechanismen zu schließen. In [68] wurden drei grundsätzliche Typen von Last-Verformungsverhalten definiert, mit denen das Verhalten der Reibflächen beschrieben werden kann. Das Verformungsverhalten aller betrachteten Reibflächenpaarungen wurde untersucht um so Ähnlichkeiten zu den in [68] definierten und in Abschnitt 2.4.3 beschriebenen Typen zu ermitteln. In Bild 5.39 sind alle drei Typen erkennbar.

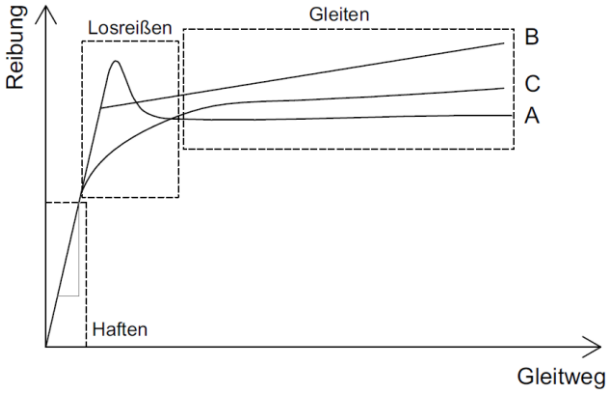


Bild 5.39: Typen des Verformungsverhaltens nach [68]

Alle untersuchten Verbindungen verhielten sich bis zum Erreichen der maximalen Tragfähigkeit recht ähnlich. Sie alle zeigten ein nichtlineares Verhalten, wenn auch unterschiedliche Höhen der maximalen Tragfähigkeit erzielt wurden (siehe bspw. Bild 5.6). Dies galt auch für den gestrahlten und bewitterten WT-Stahl, der keine Beschichtung der Reibflächen aufwies. Damit ähnelte das Verhalten aller Verbindungen dem Typ C. Dieser zeigt nur einen geringen linearen Anteil des Haftens, und einen ausgeprägten nichtlinearen Anteil des Losreißens. Bei diesem Typ wirken sowohl Adhäsion als auch Deformation als Mechanismus in den Reibflächen.

Nach Erreichen der maximalen Tragfähigkeit zeigten die Reibflächenpaarungen ein unterschiedliches Verhalten. Dieses lässt sich aber in drei Gruppen kategorisieren. Der gestrahlte und bewitterte WT-Stahl versagte schlagartig, wobei die Verformung deutlich zunahm und die Kraft deutlich abfiel. Kurz vor dem schlagartigen Versagen bildete sich jedoch ein Maximum aus. Eine klare Zuordnung zu einem der Typen ist damit nicht richtig möglich. Lediglich Typ A mit seiner Ausbildung eines Maximums zeigt Ähnlichkeiten, ein schlagartiges Versagen findet sich hier aber nicht. Ein exemplarisches Last-Verformungsverhalten von Reibflächen aus gestrahltem und bewittertem WT-Stahl ist in Bild 5.40 erkennbar.

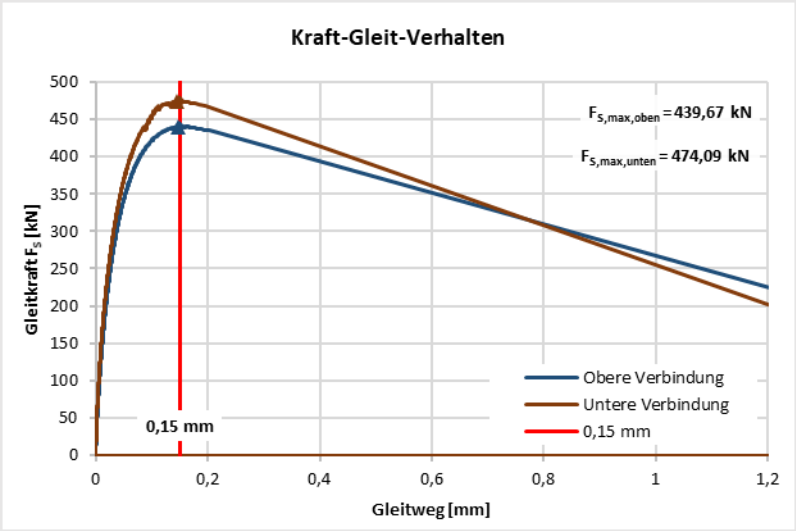


Bild 5.40: Exemplarischer Verlauf des Kraft-Gleit-Verhaltens im quasi-statischen Versuch von Reibflächen aus gestrahltem und bewittertem wetterfesten Baustahl

Verbindungen, deren Reibflächen mit einer ASI-Beschichtung versehen waren, zeigten unabhängig vom Grundmaterial ein recht einheitliches Last-Verformungsverhalten. Nicht immer bildete sich ein deutliches Maximum der Tragfähigkeit aus. Bei einem Teil der Verbindungen bildete sich ein Maximum aus, die Verbindungen versagten langsam und bildeten im weiteren Verlauf ein Minimum bzw. eine Resttragfähigkeit aus. Danach stiegen die Lasten teilweise auch wieder an. Dieses Verhalten nach dem Überschreiten des Maximums ließ sich dem Typ A zuordnen. Ein anderer Teil der Verbindungen zeigte kein oder ein weniger deutliches Maximum der Tragfähigkeit. Hier schwankte die Kraft bei weiterer Verformungszunahme um einen konstanten Wert. Diese Verbindungen ließen sich mit ihrem Verhalten nach dem Erreichen der maximalen Tragfähigkeit dem Typ C

zuordnen. In Bild 5.41 sind für beide beschriebenen Last-Verformungsverhalten beispielhafte Verbindungen dargestellt.

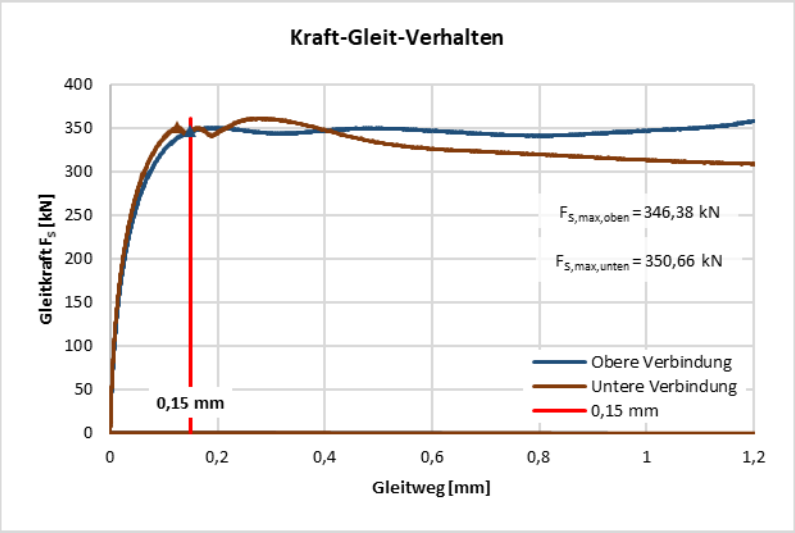


Bild 5.41: Exemplarischer Verlauf des Kraft-Gleit-Verhaltens im quasi-statischen Versuch von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche

Alle anderen Reibflächenpaarungen zeigten ein ähnliches Verhalten. Nach Ausbildung eines Maximums versagten sie langsam und bildeten bei zunehmender Verformung ein Minimum der Last bzw. eine Resttragfähigkeit aus. Damit ließen sich diese Reibflächen gut dem Typ A zuordnen. Ein geändertes Last-Verformungsverhalten konnte bei diesen Reibflächenpaarungen auch nicht bei einer geänderten Zinkschichtdicke festgestellt werden. Eine exemplarische Last-Verformungskurve hierfür ist in Bild 5.42 erkennbar.

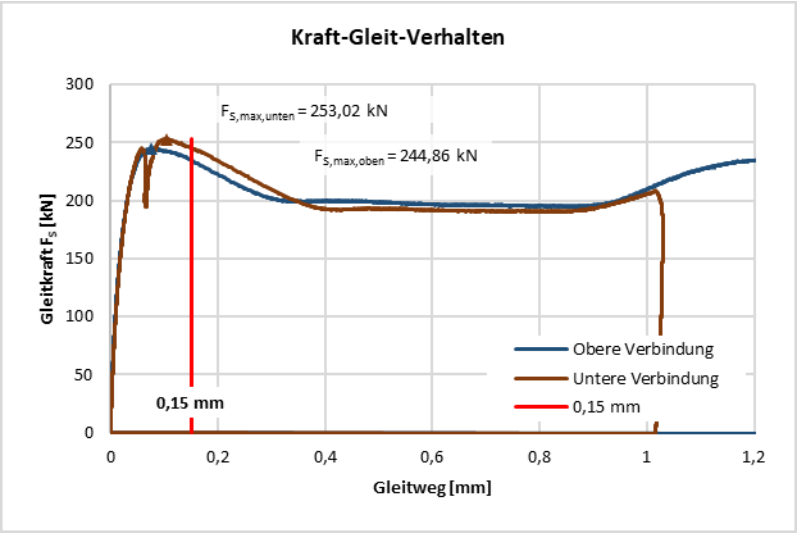


Bild 5.42: Exemplarischer Verlauf des Kraft-Gleit-Verhaltens im quasi-statischen Versuch von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl

An der Reibflächenpaarung eines NT-verzinkten Fügepartners aus Sebistystahl mit einer HT-verzinkten Lasche wurden verschiedenen Niveaus der Vorspannkraft untersucht. Hierbei zeigte sich bei unterschiedlichen Vorspannkraftniveaus, ein unterschiedliches Verhalten nach Erreichen der maximalen Tragfähigkeit. Bei niedrigen Niveaus der Vorspannkraft bildete sich nicht immer ein Maximum der Tragfähigkeit nach Typ A aus, die Kraft schwankte eher bei weiterer Verformungszunahme um einen konstanten Wert nach Typ C. Bei den Verbindungen, bei denen sich ein Maximum ausbildete, lag das anschließende Plateau der Resttragfähigkeit auf einem höheren Niveau prozentual bezogen auf die Maximaltragfähigkeit, als bei höheren Vorspannkräften. Ein Vergleich des Last-Verformungsverhaltens zweier exemplarischer Reibflächen bei unterschiedlichen Vorspannkraftniveaus ist in Bild 5.43 erkennbar.

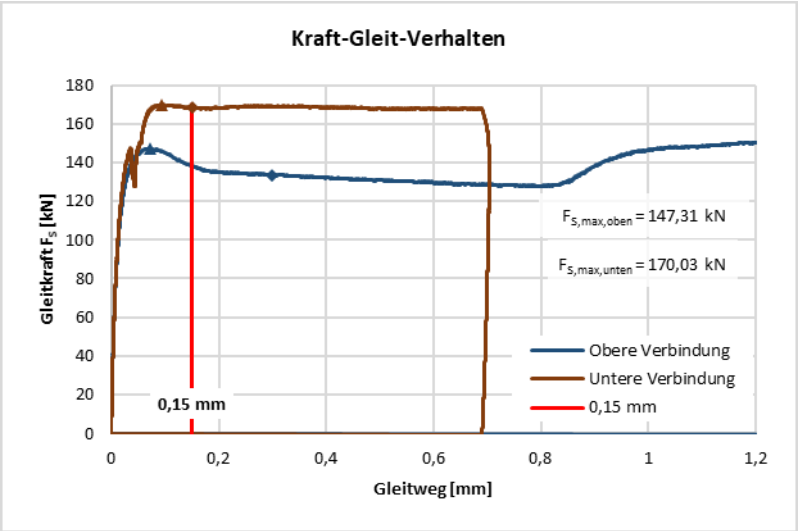


Bild 5.43: Exemplarischer Verlauf des Kraft-Gleit-Verhaltens im quasi-statischen Versuch von gemischten Reibflächen aus Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen auf einem Vorspannkraftniveau von 50 % $F_{p.C}$

Anhand der untersuchten Last-Verformungsverläufen lässt sich mithilfe der Vorgehensweise aus [68] auf die wirkenden Reibmechanismen zurückschließen. In allen untersuchten Fällen konnte bis zum Erreichen der maximalen Tragfähigkeit ein nichtlineares Verhalten nach Typ C erkannt werden. Dies spricht dafür, dass sowohl Adhäsion als auch plastische Deformation oder Furchung als Mechanismus der Haftreibung gleichzeitig wirkten. Keiner der Mechanismen war zu einem Zeitpunkt dominant. In vielen Fällen bildete sich ein Tragfähigkeitsmaximum und die Verbindungen versagten langsam. Außerdem bildete sich ein Minimum bzw. eine Resttragfähigkeit aus. Dies lässt sich Typ A zuordnen, nach welchem die Differenz zwischen Maximum und Minimum in der Rauigkeit der Oberfläche begründet liegt. Diese wird durch plastische Deformation überwunden bis primär die Adhäsion als Mechanismus der Resttragfähigkeit wirkt. Bei Reibflächenpaarungen mit ungleichen mechanischen Eigenschaften wird der Reibmechanismus der plastischen Deformation durch die Furchung ergänzt oder ersetzt. Bei den Reibflächen mit ASI-Beschichtung zeigte sich nach Erreichen des Maximums entweder ein Verhalten nach Typ A oder ein Verhalten nach Typ C. Bei diesem wird im Zustand des Gleitens das Lastniveau durch Adhäsion und Deformation bestimmt, wobei keiner der Anteile dominant ist. Grund hierfür könnte eine deutlich erhöhte Adhäsion oder eine Änderung der Topologie der

Reibfläche durch die aufgebrachte ASI-Beschichtung sein. Anhand der vorliegenden Versuchsergebnisse, kann dies nicht zweifelsfrei erläutert werden. Das Verhalten der Reibflächenpaarungen aus gestrahltem und bewittertem WT-Stahl kann durch das schlagartige Versagen nicht eindeutig zugeordnet werden. Diese scheint sich bis zum schlagartigen Versagen ähnlich Typ A zu verhalten. Das schlagartige Versagen könnte sich durch deutlich sprödere Reibflächen erklären lassen. Über die geringe Kriechneigung der Reibflächen lässt sich auf geringeres plastisches Verhalten schließen. Abschließend bestätigen, lässt sich dies an dieser Stelle allerdings nicht.

Dass ein Verhalten nach Typ B nach [68] nicht auftrat, lässt sich durch die Topologie der untersuchten Reibflächen begründen. Im Verhalten nach Typ B haben die deformativen Mechanismen der Haftreibung eine untergeordnete Rolle. Dies fand sich in den Untersuchungen in [68] vor allem bei sehr glatten Oberflächen mit gering ausgeprägter Topologie wieder. Alle hier untersuchten Reibflächen besaßen am Grundmaterial unterschiedlich gestrahlte Oberfläche, wodurch die deformativen Reibmechanismen immer in einer gewissen Größenordnung auf die Haftreibung einwirkten.

Das an den verschlissenen Reibflächen erkannte lokale Versagen der Kohäsion findet sich auch in den Last-Verformungsverläufen wieder. In einigen Fällen zeigt sich eine Zunahme der Tragfähigkeiten nach Überschreiten der maximalen Tragfähigkeit oder Resttragfähigkeit bei zunehmenden Gleitverformungen.

Bei den Verbindungen, bei denen unterschiedliche Zinkschichtdicken untersucht wurden, zeigte sich keine Änderung der Last-Verformungsverläufe. Dies lässt darauf schließen, dass die Zinkschichtdicke keinen direkten Einfluss auf die wirkenden Mechanismen der Haftreibung hat, sofern sich die Reibfläche hierdurch nicht ändert. Hingegen zeigte sich bei den Verbindungen, die auf unterschiedlichen Niveaus der Vorspannkraft untersucht wurden, dass sich nicht immer ein Maximum ausbildete. Dieses wird nach [68] durch die Oberflächenrauigkeit bzw. die Verzahnung der Oberflächen verursacht. Dies legt den Schluss nahe, dass auf den untersuchten geringeren Vorspannkraftniveaus nur eine geringere Verzahnung der Reibflächen als bei höheren Vorspannkraftniveaus erzielt werden konnte.

Auf Basis der erzielten Ergebnisse, lässt sich – anhand der Last-Verformungsverläufen und den damit einhergehenden Reibungsmechanismen der untersuchten feuerverzinkten Reibflächen – folgendes zusammenfassen: Mithilfe der Untersuchung des Last-Verformungsverhaltens lässt sich erkennen, dass vor Erreichen der maximalen Tragfähigkeit sowohl Adhäsion als auch plastische Deformation in den Reibflächen wirken. Bei vielen Reibflächenpaarungen bildete sich ein Maximum der Tragfähigkeit aus, wobei dieses durch die Topologie der Oberfläche und die sich dadurch einstellenden Deformationen bestimmt wurde.

Ein Einfluss des Vorspannkraftniveaus auf dieses Tragfähigkeitsmaximum, bzw. die Verankerung der Reibflächen ineinander, konnte gezeigt werden. Die Größe der sich anschließend ausbildenden Resttragfähigkeit wurde primär durch die Adhäsion der Reibflächen beeinflusst. Einzelne Verbindungen bildeten andere Verläufe nach Erreichen der maximalen Tragfähigkeit aus.

5.13 Auswertung der Untersuchungen zur Kriechneigung

Die Kriechneigung stellt bei GV-Verbindungen mit feuerverzinkten Reibflächen den limitierenden Faktor für die nutzbare Tragfähigkeit dar. In allen untersuchten Reibflächenpaarungen wurde eine erhöhte Kriechneigung festgestellt, welche eine Durchführung von erweiterten Kriechprüfungen notwendig machte. Nicht bei allen Reibflächenpaarungen konnte die unter Kriechen maximale nutzbare Haftreibungszahl ermittelt werden, in allen Fällen konnten aber mindestens Tendenzen bestimmt werden, welche eine vergleichende Auswertung der Kriechneigung ermöglicht. Die erzielten Ergebnisse sind in Tabelle 5.59 zusammengetragen.

Tabelle 5.59: Ergebnisse der Untersuchung der Kriechneigung

Reibflächenpaarung	μ_m	$\mu_{char.}$	$\mu_{char.} / \mu_m$
NT-verzinkter Sebistystahl	0,36	≥ 0,20	≥ 56 %
NT-verzinkter Sebistystahl, gesweept	0,41	0,25	60 %
NT-verzinkter Sebistystahl, gesweept & ASI-Beschichtung	0,53	0,30	57 %
Gemischte Reibflächen: Fügepartner: NT-verzinkter Sebistystahl (Zinkschichtdicken: 250 µm / 400 µm / 500 µm) Lasche: HT-verzinkt	0,36 - 0,35	0,25 0,25 < 0,25	70 % - < 70 %
Gemischte Reibflächen: Fügepartner: NT-verzinkter Hochsiliziumstahl Lasche: HT-verzinkt	0,61	≥ 0,45	≥ 74 %
WT-Stahl, gestrahlt und ASI-Beschichtung	0,60	≥ 0,45	≥ 75 %

Legende: μ_m**:** Mittlere quasi-statische Haftreibungszahl; μ_{char}**:** Maximale im erweiterten Kriechversuch bestandene Haftreibungszahl; **≥:** Bei Werten die mit ≥ gekennzeichnet sind wurde keine weitere erweiterte Kriechprüfung auf einem höheren Lastniveau durchgeführt; **<:** Bei Werten die mit < gekennzeichnet sind wurde die erweiterte Kriechprüfung nicht bestanden, es wurde aber keine weitere erweiterte Kriechprüfung auf einem niedrigeren Lastniveau durchgeführt

Für die in DIN EN 1090-2, Tabelle 17 [13] enthaltenen feuerverzinkten Reibflächen wurden jeweils die unter Kriechen nutzbaren Haftreibungszahlen ermittelt. Nach Norm ist für die Paarung von feuerverzinkten, gesweepten und ASI-beschichteten Reibflächen eine Haftreibungszahl von $\mu_{char} = 0{,}40$ zulässig. In den erweiterten Kriechprüfungen konnte nur eine geringere Haftreibungszahl von $\mu_{char} = 0{,}30$ ermittelt werden. Die Verbindungen, die einer höheren konstanten Belastung ausgesetzt waren, zeigten ein tertiäres Kriechen, welches zu einer Überschreitung der Verformungsgrenze von 0,3 mm führte. Damit können unter Berücksichtigung des Kriechens nur etwa 57 % der ermittelten quasi-statischen Tragfähigkeit ausgenutzt werden. Ähnliche Ergebnisse zeigten sich auch für die Paarung von feuerverzinkten und gesweepten Reibflächen. Nach den normativen Vorgaben wäre hier eine Nutzung der Haftreibungszahl von $\mu_{char} = 0{,}35$ zulässig. Anhand der durchgeführten erweiterten Kriechprüfungen konnte hier ebenfalls nur eine reduzierte Haftreibungszahl von $\mu_{char} = 0{,}25$ erreicht werden. Dies entspricht einer möglichen Ausnutzung der quasi-statischen Tragfähigkeit von etwa 60 %. Durch den Vergleich beider Reibflächenpaarungen zeigt sich, dass sich eine Verbesserung der Beschaffenheit der Oberfläche ebenfalls auf die Kriechneigung auswirken kann.

Einen Hinweis auf eine mögliche Ursache für das Unterschreiten der Haftreibungszahlen nach DIN EN 1090-2, Tabelle 17 [13] liefert ein Vergleich mit der Untersuchung der Kriechneigung der Reibflächen von WT-Stahl mit einer ASI-Beschichtung. Bei dieser Reibflächenpaarung wurden erweiterte Kriechprüfungen bestanden, bei denen Belastungsniveaus einer Haftreibungszahl von $\mu_{char} \geq 0{,}45$ untersucht wurden. Auch wenn hier nicht die unter Kriechen maximale nutzbare Haftreibungszahl ermittelt wurde, zeigt sich deutlich die höhere Nutzbarkeit gegenüber der feuerverzinkten und ASI-beschichteten Reibfläche. Hier scheint der Zinküberzug die Kriechneigung deutlich zu erhöhen. Wie auch beim Vergleich der quasi-statischen Tragfähigkeit (siehe Abschnitt 5.10) dieser beiden Reibflächen muss Folgendes ergänzt werden: Ob die unterschiedliche oberflächliche Topologie des Grundmaterials hier eine Auswirkung auf die nutzbare Haftreibungszahl haben könnte, kann auf Basis der hier erzielten Ergebnisse nicht bewertet werden.

Dass die Dicke des Zinküberzuges einen Einfluss auf die Kriechneigung zu haben scheint, zeigt sich bei der Auswertung der erweiterten Kriechprüfungen der Verbindung mit gemischten Reibflächen eines NT-verzinkten Fügepartners aus Sebistystahl, gepaart mit einer HT-verzinkten Lasche. Für eine Zinkschichtdicke von 250 µm wurde eine maximale nutzbare Haftreibungszahl von $\mu_{char} = 0{,}25$ ermittelt. Diese Belastung wurde anschließend an Verbindungen mit einer Zinkschichtdicke von 400 µm und 500 µm aufgebracht. Die Verbindung mit einer Zinkschichtdicke von 400 µm zeigte gegenüber der Referenz ein nahezu identisches Kriechverhalten. Die Verbindung mit einer Zinkschichtdicke von 500 µm zeigte allerdings nach kurzer

Standzeit bereits ein tertiäres Kriechen, welches zu einem nicht Bestehen der Prüfung führte. Beim Vergleich der Versuche zeigt sich deutlich eine erhöhte Kriechneigung bei einer deutlich erhöhten Zinkschichtdicke.

Die geringste Kriechneigung der feuerverzinkten GV-Verbindungen zeigte sich bei der Verbindung mit gemischten Reibflächen eines NT-verzinkten Fügepartners aus Hochsiliziumstahl, gepaart mit einer HT-verzinkten Lasche. Untersucht wurde eine maximale Haftreibungszahl von $\mu_{char} = 0{,}45$. Bei dieser wurde nach Extrapolation die Verformungsgrenze deutlich eingehalten, sodass möglicherweise auch eine höhere Laststufe möglich gewesen wäre. Trotzdem konnte hierdurch schon eine Ausnutzung von fast 75 % der quasi-statischen Tragfähigkeit erzielt werden. Damit scheint – wie auch bei der quasi-statischen Tragfähigkeit – eine Paarung von oberflächlichen Eisen-Zink-Mischphasen auch hinsichtlich des Kriechverhaltens in hohen Tragfähigkeiten zu resultieren.

Die Reibflächenpaarung von unbearbeiteten oberflächlichen Reinzinkschichten wurde nicht oberhalb einer Haftreibungszahl von $\mu_{char} = 0{,}20$ geprüft. Damit lässt sich nicht bestimmen, ob das nachträgliche Sweepen dieser Oberfläche in einer verringerten Kriechneigung resultiert. Da durch das Sweepen ein geringer Teil der weichen und zu erhöhtem Kriechen neigenden Reinzinkschicht entfernt wurde, liegt die Vermutung nahe, dass sich hier eine höhere nutzbare Haftreibungszahl ergeben würde.

Bei den Verbindungen mit gemischten Reibflächen eines NT-verzinkten Fügepartners aus Sebistystahl, gepaart mit einer HT-verzinkten Lasche wurden zwei unterschiedliche Zinküberzüge mit unterschiedlichen oberflächlichen Zinkphasen gemischt. Die resultierende nutzbare Haftreibungszahl $\mu_{char} = 0{,}25$ lag mit einer Ausnutzung von etwa 70 % der quasi-statischen Tragfähigkeit im Vergleich zu anderen feuerverzinkten Reibflächenpaarungen mit oberflächlicher Reinzinkschicht recht hoch. Im Vergleich dazu ergab sich für die Verbindung mit einer Reibflächenpaarung aus NT-verzinktem Sebistystahl mit nachträglich gesweepten Oberflächen, die gleiche nutzbare Haftreibungszahl bei größerer quasi-statischen Haftreibungszahl. Bei der Verbindung mit gemischten Reibflächen fiel die Summe der in den Fugen gepaarten Zinkschichtdicken geringer aus, als bei der Verbindung mit den nicht gemischten Reibflächen. Dies könnte die höhere Ausnutzung erklären, da bei anderen Versuchen eine höhere Kriechneigung bei größeren Zinkschichtdicken festgestellt wurde.

In allen Fällen, in denen die unter Kriechen maximale nutzbare Haftreibungszahl ermittelt wurde, lag diese jeweils unter den Werten der im quasi-statischen Versuch festgestellten Resttragfähigkeit. Ein Zusammenhang zwischen diesen beiden Werten konnte daher basierend auf diesen Ergebnissen nicht festgestellt werden.

Auf Basis der erzielten Ergebnisse, lässt sich für die Kriechneigung von feuerverzinkten Reibflächen folgendes zusammenfassen: Alle untersuchten feuerverzinkten GV-Verbindungen zeigten eine erhöhte Kriechneigung. Diese sorgt für eine deutliche Reduzierung der nutzbaren Haftreibungszahl. Anhand der durchgeführten Untersuchungen lässt sich erkennen, dass das Kriechen sowohl durch die oberflächliche Beschaffenheit der Reibflächen als auch durch die Dicke und den Aufbau des Zinküberzuges beeinflusst wird. Hierbei zeigte sich, dass eine erhöhte Dicke des Zinküberzuges in einer erhöhten Kriechneigung resultiert. Außerdem zeigten Verbindungen mit oberflächlichen Eisen-Zink-Mischphasen eine geringere Kriechneigung als Verbindungen mit oberflächlicher Reinzinkschicht.

Ein Teil der hier gewonnenen Erkenntnisse deckt sich mit den Erkenntnissen der in Abschnitt 3 dargestellten Untersuchungen.

5.14 Vergleich des Verhaltens unter zyklischen Belastung

An allen untersuchten Reibflächenpaarungen wurde das Verhalten unter zyklischer Belastung untersucht. In Tabelle 5.60 sind die durchgeführten zyklischen Untersuchungen zusammengefasst. Bei allen hier genannten Versuchen kam es zu keinem Ermüdungsversagen der Bauteile. Die zyklischen Belastungen blieben immer unterhalb der mittleren quasi-statischen Haftreibungszahl μ_m, lagen teilweise aber oberhalb der ermittelten nutzbaren Haftreibungszahl μ_{char}.

Tabelle 5.60: Untersuchte Niveaus der zyklischen Belastungen

Reibflächenpaarung	μ_m	$\mu_{char.}$	$\mu_{o,Max}$ / $\mu_{o,Min}$
NT-verzinkter Sebistystahl	0,36	≥ 0,20	0,20
NT-verzinkter Sebistystahl, gesweept	0,41	0,25	0,35
NT-verzinkter Sebistystahl, gesweept & ASI-Beschichtung	0,53	0,30	0,40
Gemischte Reibflächen: Fügepartner: NT-verzinkter Sebistystahl (Zinkschichtdicken: 250 µm / 500 µm) Lasche: HT-verzinkt	0,36 0,35	0,25 < 0,25	0,32 / 0,20 0,32 / 0,23
Gemischte Reibflächen: Fügepartner: NT-verzinkter Hochsiliziumstahl Lasche: HT-verzinkt	0,61	≥ 0,45	0,40
WT-Stahl, gestrahlt und bewittert	0,66	-	0,51 / 0,57
WT-Stahl, gestrahlt und ASI-Beschichtung	0,60	≥ 0,45	0,39 / 0,29

Legende: μ_m**:** Mittlere quasi-statische Haftreibungszahl; μ_{char}**:** Maximale im erweiterten Kriechversuch bestandene Haftreibungszahl; **≥:** Bei Werten die mit ≥ gekennzeichnet sind wurde keine weitere erweiterte Kriechprüfung auf einem höheren Lastniveau durchgeführt; **<:** Bei Werten die mit < gekennzeichnet sind wurde die erweiterte Kriechprüfung nicht bestanden, es wurde aber keine weitere erweiterte Kriechprüfung auf einem niedrigeren Lastniveau durchgeführt; $\mu_{o,Max}$ / $\mu_{o,Min}$**:** Maximale / minimale im zyklischen Versuch aufgebrachte obere Belastung resultierend aus F_o

Unabhängig von der untersuchten Reibflächenkonfiguration zeigten alle Versuche ein sehr ähnliches Verhalten. Bei allen Verbindungen mit Kriechneigung zeigte sich eine Zunahme der Verformungen über die Anzahl der Schwingspiele. Teilweise konnte bei Verbindungen mit feuerverzinkten Reibflächen eine verzögerte Zunahme der Gleitverformungen festgestellt werden, ähnlich dem tertiären Kriechen. Dies konnte allerdings nur bei einer logarithmischen Skalierung der

Zyklen erkannt werden, bei linearerer Skalierung war keine Zunahme feststellbar. Wenn diese verzögerte Zunahme auftrat, dann erst bei Belastung oberhalb der unter konstanter Belastung nutzbaren Haftreibungszahl μ_{char}. Nicht für alle Reibflächenpaarungen wurden zyklische Belastungen oberhalb der nutzbaren Haftreibungszahl untersucht, daher konnte dieses Verhalten auch nicht bei allen Konfigurationen festgestellt werden. Trotz der verzögerten Zunahme der Gleitverformungen, änderte sich die gemessene Differenz zwischen minimaler und maximaler Verformung während eines Belastungszyklus nicht. Dies konnte auch bei allen anderen Reibflächenpaarungen festgestellt werden. Damit blieb die Steifigkeit der Reibflächen über alle Belastungszyklen konstant. Wenn eine positive oder negative Veränderung in den Fugen durch die zyklische Belastung aufgetreten wäre, wäre zu erwarten gewesen, dass sich die Steifigkeit ändern würde. Damit liegt die Vermutung nahe, dass die zyklische Belastung keine negative Veränderung der Reibflächen initiiert. Auch das Auftreten einer verzögerten Zunahme der Gleitverformungen scheint keinen Einfluss auf die Reibflächen zu haben, da sich die Steifigkeit nicht änderte.

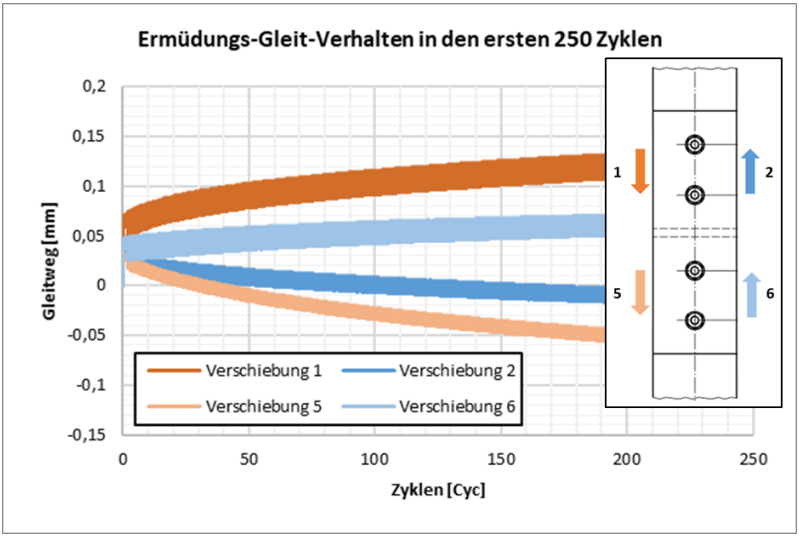


Bild 5.44: Einzelne Messwerte der Verschiebung innerhalb der ersten 250 Schwingspiele einer zyklischen Belastung von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche

Bei allen Reibflächenpaarungen konnte ebenfalls festgestellt werden, dass sich die Laschen der Versuchskörper leicht drehten oder ausrichteten. Dies konnten bei Betrachtung der vier jeweiligen Messwerte der Verschiebung einer Lasche beobachtet werden (siehe Bild 5.44).

Nach der ersten zyklischen Belastung vergrößerten sich erwartungsgemäß einzelne Messwerte, wohingegen sich andere wieder verringerten. Wenn man die zu einer Lasche zugehörigen vier Messwerte miteinander verglich und die Verschiebungsrichtungen betrachtete, zeigte sich, dass sich die Laschen leicht drehten bzw. neigten. Dies geschah ungefähr innerhalb der ersten 200 bis 500 Zyklen, anschließend nahmen alle Messwerte mit der gleichen Tendenz und Steigung zu. Ob es sich hierbei um ein Ausgleichen von minimalen Schiefstellungen der Bauteilachse zueinander oder ein Anzeichen für mögliche Prozesse an den gepaarten Reibflächen handelte, lässt sich anhand der gewonnenen Daten nicht klären. Das Verhalten trat unabhängig von den Eingangsparametern bei allen Versuchen auf.

Auf Basis der erzielten Ergebnisse, lässt sich für das Verhalten von feuerverzinkten Reibflächen unter zyklischen Belastungen folgendes zusammenfassen: Alle untersuchten feuerverzinkten GV-Verbindungen zeigten keine negativen Einflüsse auf die Reibflächen infolge zyklischer Belastung. Teilweise trat bei Belastungen oberhalb der nutzbaren Haftreibungszahl μ_{char} eine verzögerte Zunahme der Gleitverformungen bei logarithmischer Skalierung der Zyklenzahl auf. Trotz dieser verzögerten Zunahme, zeigte sich keine Änderung in der Schwingbreite bzw. Steifigkeit der Gleitverformungen in den Fugen. In allen durchgeführten Versuchen zeigte sich unter zyklischer Belastung ein „Drehen“ der Laschen.

Ein Teil der hier gewonnenen Erkenntnisse deckt sich mit den Erkenntnissen der in Abschnitt 3 dargestellten Untersuchungen.

5.15 Zusammenfassung und Zwischenfazit

In den vorangegangenen Abschnitten wurden die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen an Reibflächen ohne Vorbelastung dargestellt und ausgewertet. Diese bilden die Grundlage für die weiteren Untersuchungen in den kommenden Abschnitten. Für einen Vergleich mit nicht feuerverzinkten Reibflächen wurden Untersuchungen an GV-Verbindungen aus WT-Stahl aus [91] herangezogen und neu ausgewertet.

Bei der Untersuchung der Vorspannkraftverluste konnten bei einigen Reibflächenpaarungen Verluste über 20 % festgestellt werden. Ein Großteil dieser Verluste stellte sich in den Kontaktflächen zwischen Schraubenkopf und Mutter mit den Bauteiloberflächen ein. Diese Verluste konnten durch dünnere Zinküberzüge und geänderte Zusammensetzungen der Überzüge reduziert werden. Durch einwirkende äußere Belastungen der vorgespannten Verbindungen erhöhten sich die Verluste.

Die Untersuchung der quasi-statischen Tragfähigkeiten der feuerverzinkten Reibflächen ergab mittlere Haftreibungszahlen zwischen $\mu_m = 0{,}35$ und $\mu_m = 0{,}61$. Beeinflusst wurden die erzielten Haftreibungszahlen durch die Beschaffenheit der Reibflächen, die Dicke der Zinküberzüge hatte keinen signifikanten Einfluss. Neben der oberflächlichen Zinkphase konnte eine geänderte Topologie sowie eine nachträglich aufgebrachte Beschichtung die Höhe der Haftreibungszahl signifikant beeinflussen.

Mithilfe der optischen Untersuchung der verschlissenen Reibflächen konnte ein erster Rückschluss auf die in den Reibflächen wirkenden Mechanismen gezogen werden. Die Reibflächen zeigten lokale Kontaktpunkte, an welchen sich Riefen in Belastungsrichtung gebildet hatten. Bei Reibflächenpaarungen mit unterschiedlichen mechanischen Eigenschaften fanden sich die Riefen nur an den weicheren Oberflächen. An manchen Reibflächen fanden sich lokale Ablösungen, dies deutet auf eine starke Adhäsion zwischen den Reibflächen hin. Es konnte ein signifikanter Einfluss der Zinkschichtdicke oder Vorspannkraft erkannt werden.

Auch die untersuchten Last-Verformungsverläufe lieferten Hinweise auf die wirkenden Mechanismen der Haftreibung. So konnte festgestellt werden, dass sowohl Adhäsion als auch Deformation bis zum Erreichen der maximalen Tragfähigkeit wirken. Bei vielen Reibflächenpaarungen konnte ein deutlicher Einfluss der Verzahnung ineinander auf die Tragfähigkeit anhand des Last-Verformungsverhaltens gezeigt werden. Bei zu geringen Vorspannkraftniveaus zeigte sich eine geringer ausfallende Verzahnung. Ein signifikanter Einfluss der Zinkschichtdicke konnte nicht festgestellt werden.

Die Untersuchung der Kriechneigung zeigte bei allen feuerverzinkten Reibflächenpaarung eine deutliche Reduktion der nutzbaren Haftreibungszahl μ_{char} gegenüber der quasi-statischen Tragfähigkeit. Teilweise konnten durch Berücksichtigung der Kriechneigung nur 57 % genutzt werden. Maßgebend für das Überschreiten der Verformungsgrenze war immer das tertiäre Kriechen der Reibflächen. Durch eine Verbesserung der Reibflächen konnte auch die nutzbare Haftreibungszahl μ_{char} erhöht werden. Erhöhte Zinkschichtdicken zeigten einen negativen Einfluss auf die Kriechneigung. Die in DIN EN 1090-2, Tabelle 17 [13] enthaltene Haftreibungszahlen für feuerverzinkte Oberflächen konnten nicht erreicht werden. Hierfür scheinen die erhöhten Zinkschichtdicken von über 200 µm verantwortlich zu sein.

Auch unter zyklischen Belastungen zeigte sich ein Verhalten, welches dem Verhalten bei der Untersuchung des Kriechens ähnelte. Auch hier zeigte sich eine Art tertiäres Kriechen, sofern die Belastungen oberhalb der nutzbaren Haftreibungszahl μ_{char} lagen. Gleichzeitig konnte festgestellt werden, dass sich die Bauteile der Verbindungen unter zyklischen Belastungen leicht „drehten“.

Die in diesem Abschnitt erzielten Ergebnisse dienen als Grundlage und Ausgangspunkt für die Untersuchungen in Abschnitt 6 und 7.

6 Einfluss des Lock-Up Effekts auf die quasi-statische Tragfähigkeit

6.1 Vorbemerkung und Zielsetzung

In den folgenden Abschnitten werden die experimentellen Untersuchungen zum Einfluss des Lock-Up Effektes auf die quasi-statische Tragfähigkeit erläutert. Zuerst werden die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen an unterschiedlichen Reibflächenpaarungen nach unterschiedlichen Vorbelastungen vorgestellt.

Anschließend werden die erzielten Ergebnisse mit den Ergebnissen der quasi-statischen Prüfungen ohne Vorbelastung verglichen, um mögliche Hinweise auf die Ursache und mögliche Einflussfaktoren auf den Lock-Up Effekt zu finden. Hierzu werden verschiedene Aspekte der Versuche miteinander verglichen und analysiert.

Abschließend sollen die gewonnenen Erkenntnisse zum Einfluss des Lock-Up Effektes auf die quasi-statische Tragfähigkeit in einem Erklärungsmodell zusammengefasst werden.

6.2 NT-Verzinkter Sebistystahl

6.2.1 Vorbemerkung

Folgend werden die Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeiten nach unterschiedlichen Vorbelastungen an Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl beschrieben. Die zugehörigen Referenzversuche sowie die Beschreibung des Verhaltens während der jeweiligen Vorbelastung finden sich in Abschnitt 5.2. Das Verhalten einzelner Versuche während einer konstanten oder zyklischen Vorbelastung wird in Abschnitt 7 erläutert.

6.2.2 Quasi-statische Tragfähigkeit nach Ruhen

An insgesamt zwei Versuchskörpern wurde die quasi-statische Tragfähigkeit nach einem unbelasteten Ruhen untersucht. Beide Versuchskörper ruhten nach der Montage für einen Zeitraum von mindestens 111 Tagen. Einer der beiden Prüfkörper wurde im Anschluss wieder auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ nachgespannt. Die aufgetretenen Vorspannkraftverluste wurden in Abschnitt 5.2.2 beschrieben.

Der erste Versuchskörper ruhte nach der Montage über einen Zeitraum von 141 Tagen, in dieser Zeit reduzierten sich die Vorspannkräfte um etwa 15 % gegenüber der initialen Vorspannkraft $F_{p,C,ini}$. Der zweite Versuchskörper ruhte über einen Zeitraum von 111 Tagen, in dieser Zeit stellten sich Vorspannkraftverluste von über 19 % ein. Der zweite Versuchskörper wurde vor der quasi-statischen Prüfung

nochmals auf das Niveau der Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ nachgespannt. Beide Versuche erreichten ihre Tragfähigkeit vor der Überschreitung der Verformungsgrenze von 0,15 mm, die erreichten Tragfähigkeiten F_{Si} lagen zwischen 307,7 kN und 312,5 kN. Bezogen auf das initiale Niveau der Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ ergab sich damit eine mittlere Haftreibungszahl von $\mu_m = 0{,}45$. Beide Versuche versagten nach dem Erreichen der maximalen Tragfähigkeit langsam. Bei drei von vier Verbindungen bildete sich ein Plateau der Resttragfähigkeit $F_{Si,Rest}$ zwischen 202,1 kN und 220,1 kN aus. Bei der vierten Verbindung lag dieses mit einer Resttragfähigkeit von 276,6 kN deutlich über den anderen drei Werten.

Die Ergebnisse der quasi-statischen Prüfungen nach dem Ruhen sind in Tabelle 6.1 zu erkennen.

Tabelle 6.1: Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit nach Ruhen von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$ [kN]	$F_{p,C,m,Start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C}$ [%]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$\Delta d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
S_01_RQ (141 Tage Ruhen)	oben	178,3	152,1	14,7	307,7	0,45	0,080	202,1
	unten	179,2	151,6	15,4	307,7	0,45	0,059	216,8
S_02_RnQ (111 Tage Ruhen / Nachspannen auf $F_{p,C}$)	oben	180,0/ 180,4	144,5/ 176,8	19,8	312,5	0,45	0,078	220,1
	unten	178,5/ 180,4	144,5/ 176,7	19,0	312,5	0,45	0,054	276,7

Legende: $\mathbf{F_{p,C,m,ini}}$**:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft vor Beginn der Vorbelastung bzw. nach einem möglichen Nachspannen, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; $\mathbf{F_{p,C,m,Start}}$: Gemessene mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung bzw. vor einem möglichen Nachspannen; $\Delta\mathbf{F_{p,C}}$: Verlust der Vorspannkraft zwischen $F_{p,C,m,ini}$ und $F_{p,C,m,Start}$; $\mathbf{F_{Si}}$: Individuelle maximale Gleitlast der Verbindung; $\boldsymbol{\mu_i}$**:** Individuelle Haftreibungszahl auf Basis von F_{Si} bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; $\Delta\mathbf{d_{Si,akt}}$: Individuelle Gleitverformung beim Erreichen der individuellen Gleitlast F_{Si}, Gleitverformungen durch eine Vorbelastung sind nicht enthalten; $\mathbf{F_{Si,Rest}}$: Individuelle minimale Resttragfähigkeit der Verbindung nach Überschreiten von F_{Si}

Bei der Untersuchung des Kraft-Verformungsverhaltens zeigten sich gegenüber den Referenzversuchen keine grundsätzlichen Unterschiede. Lediglich die sich einstellende maximale Tragfähigkeit nahm größere Werte an. Es zeigte sich jedoch das gleiche nichtlineare Verhalten mit degressivem Verlauf im Kraft-Verformungsverhalten.

6.2.3 Quasi-statische Tragfähigkeit nach konstanter Belastung

Mithilfe von drei Versuchskörpern wurde die quasi-statische Tragfähigkeit nach einer konstanten Belastung untersucht.

Zwei Prüfkörper wurden auf einem Vorspannkraftniveau von $F_{p,C}$ montiert, der dritte auf einem reduzierten Niveau von 150 kN (87 % $F_{p,C}$). Alle Prüfkörper wurden mit einer konstanten Belastung von 138 kN über mindestens sechs Tage beansprucht. Bei den beiden Prüfkörpern mit dem Vorspannkraftniveau von $F_{p,C}$ entsprach dies einer Haftreibungszahl von $\mu_i = 0{,}2$. Einer der zwei Prüfkörper die auf dem Vorspannkraftniveau von $F_{p,C}$ montiert wurden, ruhte vor Belastungsbeginn noch über einen Zeitraum von 14 Tagen. Dabei reduzierten sich die Vorspannkräfte auf Werte oberhalb von 150 kN. Die Ergebnisse der Kriechverformungen werden in den Abschnitten 5.2.5 und 7.3.3.1 erläutert. Nach Abschluss der konstanten Belastung wurden die Versuchskörper einer quasi-statischen Prüfung unterzogen, um die Größe des auftretenden Lock-Up Effekts zu ermitteln. Die Ergebnisse finden sich in Tabelle 6.2.

Tabelle 6.2: Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit nach konstanter Beanspruchung von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl auf unterschiedlichen Niveaus der Vorspannkraft

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$ [kN]	$F_{p,C,m,Start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C}$ [%]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$\Delta d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
S_06_RKQ (15 Tage Ruhen / μ = 0,20 / 13 Tage)	oben	178,3	152,9	14,2	289,6	0,42	0,050	178,4
	unten	178,2	154,4	13,4	300,9	0,44	0,069	208,4
S_04_KQ (μ = 0,20 / 6 Tage)	oben	178,5	144,7	19,0	296,5	0,43	0,039	206,8
	unten	178,6	152,8	14,4	296,4	0,43	0,047	207,1
S_07_KQ (red. $F_{p,C}$ = 150 kN / μ = 0,23 / 8 Tage)	oben	152,4	127,4	16,4	276,6	0,46	0,043	168,9
	unten	152,8	130,9	14,3	276,6	0,46	0,037	-

Legende: **$F_{p,C,m,ini}$:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft vor Beginn der Vorbelastung, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **$F_{p,C,m,Start}$**: Gemessene mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung bzw. vor einem möglichen Nachspannen; **$\Delta F_{p,C}$**: Verlust der Vorspannkraft zwischen $F_{p,C,m,ini}$ und $F_{p,C,m,Start}$; **F_{Si}**: Individuelle maximale Gleitlast der Verbindung; **μ_i:** Individuelle Haftreibungszahl auf Basis von F_{Si} bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **$\Delta d_{Si,akt}$**: Individuelle Gleitverformung beim Erreichen der individuellen Gleitlast F_{Si}, Gleitverformungen durch eine Vorbelastung sind nicht enthalten; **$F_{Si,Rest}$**: Individuelle minimale Resttragfähigkeit der Verbindung nach Überschreiten von F_{Si}

Vor den quasi-statischen Prüfungen reduzierten sich die Vorspannkräfte gegenüber dem Montagezustand um 13,4 % bis 19,0 %. Alle Verbindungen erreichten ihr Tragfähigkeitsmaximum vor einer Gleitverformung von 0,15 mm, trotz der bereits aufgetretenen Kriechverformungen. Das Tragfähigkeitsmaximum F_{Si} der Verbindungen auf dem Niveau von $F_{p,C}$ lag zwischen 289,6 kN und 300,9 kN. Dies entsprach Haftreibungszahlen μ_i zwischen 0,42 und 0,44. Die Verbindung mit reduzierten Vorspannkräften erzielte eine maximale Tragfähigkeit F_{Si} von 276,6 kN. Fast alle Verbindungen versagten langsam und nicht schlagartig und bildeten eine minimale Resttragfähigkeit aus. Bei den Verbindungen auf dem Niveau von $F_{p,C}$ geschah dies bei allen mit Werten $F_{Si,Rest}$ zwischen 178,4 kN und 208,4 kN. Bei den Verbindungen mit reduzierter Vorspannkraft versagte nur eine Verbindung vollständig und bildete eine Resttragfähigkeit $F_{Si,Rest}$ von 168,9 kN aus. Die zweite Verbindung versagte nicht komplett, da die Prüfung vorher beendet wurde. Bei allen Verbindungen zeigte sich zu Beginn der Belastung eine hohe Steifigkeit mit einem nahezu linearen Verhalten. Dies änderte sich im Verlauf, und die Steifigkeit zeigte einen nichtlinearen und degressiven Verlauf. Diese Ausbildung des Kraft-Gleit-Verhaltens fand sich auch bei den quasi-statischen Prüfungen nach einer vorhergehenden zyklischen Beanspruchung. Ein exemplarisches Kraft-Gleit-Verhalten ist in Bild 6.1 erkennbar.

Der Reibverschleiß war auf allen Bauteilen um die Schraubenlöcher deutlich erkennbar. Es zeigten sich punktuell verschlissene Bereiche, die sich im direkten Umfeld des Schraubenloches teilweise überschnitten. Materialablösungen waren nicht zu erkennen. Die Ausprägung des Reibverschleißes um die Schraubenlöcher war deckungsgleich zu dem nach quasi-statischer Prüfung mit vorhergehender zyklischer Beanspruchung (siehe Bild 6.2).

6.2.4 Quasi-statische Tragfähigkeit nach zyklischer Belastung

An einem Versuchskörper wurde eine zyklische Vorbelastung aufgebracht, ehe die quasi-statische Tragfähigkeit überprüft wurde. Es wurde eine zyklische Belastung mit einer Oberlast F_o von 138 kN bei einem Spannungsverhältnis R = 0,1 über etwa 1,5 Mio. Zyklen aufgebracht. Durch die zyklische Belastung hatten sich in der oberen Verbindung Gleitverformungen von 0,034 mm ergeben, in der unteren Verbindung hatten sich kaum Verformungen eingestellt. Eine genaue Beschreibung des Verhaltens im zyklischen Versuch findet sich in Abschnitt 5.2.6.

Im unbelasteten Zustand betrugen die Vorspannkraftverluste zwischen 11,7 % und 12,4 %. Beide Verbindungen versagten langsam vor dem Erreichen der Verformungsgrenze bei Gleitlasten von 294,1 kN und 306,1 kN. Die auf das initiale Vorspannkraftniveau $F_{p,C}$ bezogenen Haftreibungszahlen μ_i lagen damit bei 0,43 und 0,44. Die sich nach dem Versagen ausbildendenden Plateaus $F_{Si,Rest}$ betrugen 228 kN und 242,6 kN. Die Ergebnisse sind in Tabelle 6.3 dargestellt.

Tabelle 6.3: Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit nach zyklischer Vorbelastung von Reibflächen von NT-Verzinktem Sebistystahl

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$ [kN]	$F_{p,C,m,Start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C}$ [%]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$\Delta d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
S_05_ZQ (μ_o = 0,20 / R = 0,1 / 1,5 Mio. Zyk.)	oben	186,2	164,3	11,7	294,1	0,43	0,051	228,0
	unten	186,4	163,3	12,4	306,1	0,44	0,075	242,6

Legende: **$F_{p,C,m,ini}$:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft vor Beginn der Vorbelastung, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **$F_{p,C,m,Start}$**: Gemessene mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung bzw. vor einem möglichen Nachspannen; **$\Delta F_{p,C}$**: Verlust der Vorspannkraft zwischen $F_{p,C,m,ini}$ und $F_{p,C,m,Start}$; **F_{Si}**: Individuelle maximale Gleitlast der Verbindung; **μ_i:** Individuelle Haftreibungszahl auf Basis von F_{Si} bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **$\Delta d_{Si,akt}$**: Individuelle Gleitverformung beim Erreichen der individuellen Gleitlast F_{Si}, Gleitverformungen durch eine Vorbelastung sind nicht enthalten; **$F_{Si,Rest}$**: Individuelle minimale Resttragfähigkeit der Verbindung nach Überschreiten von F_{Si}

Der zyklisch vorbelastete Probekörper wies bis zu einer Belastung von etwa der Hälfte der finalen Tragfähigkeit eine hohe Steifigkeit auf. In diesem Bereich verhielten sich die Verbindungen nahezu linear, anschließend zeigte die Verbindungen ein nichtlineares Verhalten mit degressivem Verlauf.

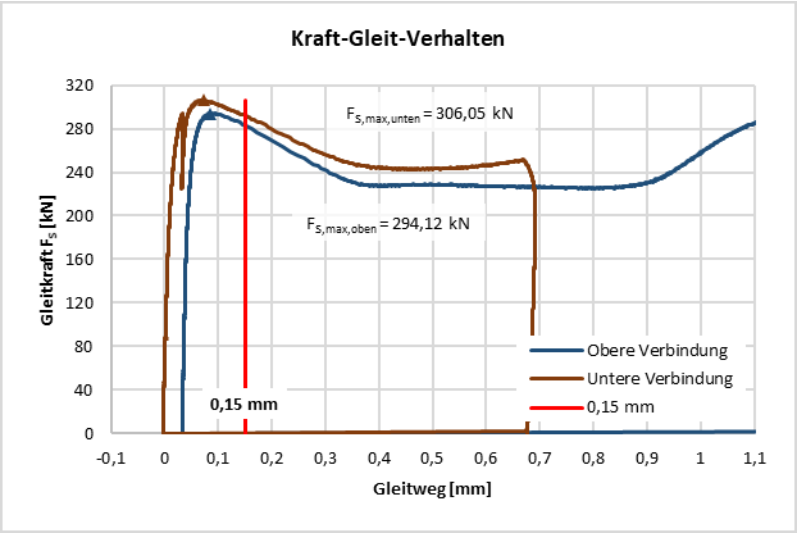


Bild 6.1: Exemplarischer Verlauf des Kraft-Gleit-Verhaltens im quasi-statischen Versuch von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl nach zyklischer Vorbelastung

Eine exemplarische verschlissene Reibfläche ist in Bild 6.2 dargestellt.



Bild 6.2: Exemplarische Reibfläche nach quasi-statischer Prüfung von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl nach zyklischer Vorbelastung

Der Reibverschleiß nach den quasi-statischen Prüfungen war auf den Reibflächen von Lasche und Fügepartner gut erkennbar. Bei den Reibflächen zeigten sich punktuell verschlissene Bereiche, die in der Nähe des Schraubenloches dichter beieinander lagen und sich lokal überschnitten. Hierbei konnte es sich auch um lokale Materialablösungen handeln. Teilweise waren Riefen in Belastungsrichtung erkennbar. Zusätzlich waren dunkle Verfärbungen am Rand der verschlissenen Reibflächen zu finden. Großflächige Materialablösungen und Übergänge waren nicht zu erkennen.

6.2.5 Zusammenfassung der Ergebnisse für die Reibflächenpaarung

Bei der Untersuchung der quasi-statischen Tragfähigkeit von Reibflächen aus NT-verzinktem Sebistystahl nach unterschiedlichen Vorbelastungen ergaben sich erhöhte Haftreibungszahlen μ_i zwischen 0,43 und 0,45. Die quasi-statischen Referenzversuche ohne Vorbelastung hatten Haftreibungszahlen μ_i zwischen 0,35 und 0,37 ergeben. Durch die Vorbelastung hatten sich Vorspannkraftverluste zwischen 11,7 % bis 19,8 % eingestellt, die bei der Bestimmung der Haftreibungszahl nicht berücksichtigt wurden. Die Verbindungen versagten ebenfalls langsam, zeigten aber teilweise ein unterschiedliches Last-Verformungsverhalten untereinander. So zeigte sich nach einer konstanten oder zyklischen Vorbelastung zu Beginn der Prüfung im Kraft-Gleit-Verhalten eine nahezu lineare Verformungszunahme bei hoher Steifigkeit.

Auch bei reduzierten Vorspannkräften konnten nach einer konstanten Vorbelastung erhöhte Haftreibungszahlen in der Größenordnung der Haftreibungszahlen der Verbindungen auf dem Niveau von $F_{p,C}$ festgestellt werden.

Die Ergebnisse der quasi-statischen Prüfungen nach unterschiedlichen Vorbelastungen sind in Tabelle 6.4 zusammengefasst.

Tabelle 6.4: Ergebnisse der quasi-statischen Prüfungen nach unterschiedlichen Vorbelastungen von Reibflächen aus NT-verzinktem Sebistystahl

Vorbelastung	Referenz	Ruhen	Konstante Belastung	Zyklische Belastung
Anzahl	2	2	3	1
Verluste der Vorspannkraft [%]	(Min. / **MW** / Max.) 1,9 / **2,5** / 3,0	14,7 / **17,2** / 19,8	13,4 / **15,3** / 19,0	11,7 / **12,1** / 12,4
Haftreibungs-zahl μ_i [-]	(Min. / **MW** / Max.) 0,35 / **0,36** / 0,37	0,45 / **0,45** / 0,45	0,42 / **0,44** / 0,46	0,43 / **0,44** / 0,44

6.3 NT-Verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche

6.3.1 Vorbemerkung

Die folgenden Abschnitte erläutern die Ergebnisse der quasi-statischen Prüfungen von Reibflächen aus NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepten Oberflächen, die im Anschluss an unterschiedliche Vorbelastungen durchgeführt wurden. Die zugehörigen Referenzversuche sowie das Verhalten während der Vorbelastung werden in Abschnitt 5.3 erläutert. Das Verhalten einzelner Versuche während einer konstanten oder zyklischen Vorbelastung wird in Abschnitt 7 beschrieben.

6.3.2 Quasi-statische Tragfähigkeit nach Ruhen

Mithilfe von vier Versuchen wurde die quasi-statische Tragfähigkeit nach einem Ruhen der Probekörper untersucht. Von diesen vier Versuchen wurden zwei ohne ein weiteres Nachspannen untersucht, bei den anderen zwei Versuchskörpern wurden die aufgetretenen Vorspannkraftverluste durch ein Nachspannen ausgeglichen.

Die Ergebnisse der Versuche sind in Tabelle 6.5 zusammengefasst.

Tabelle 6.5: Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit nach Ruhen von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	$F_{p,C,m,Start}$	$\Delta F_{p,C}$	F_{Si}	μ_i	$\Delta d_{Si,akt}$	$F_{Si,Rest}$
		[kN]	[kN]	[%]	[kN]	[-]	[mm]	[kN]
Sg_08_RQ (14 Tage Ruhen)	oben	179,6	155,4	13,5	310,6	0,45	0,078	294,8
	unten	180,5	154,5	14,4	288,9	0,42	0,089	215,5
Sg_11_RQ (23 Tage Ruhen)	oben	179,7	151,2	15,8	319,7	0,46	0,084	234,6
	unten	179,5	155,3	13,5	319,7	0,46	0,066	247,6

Legende: $\mathbf{F_{p,C,m,ini}}$**:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft vor Beginn der Vorbelastung, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; $\mathbf{F_{p,C,m,Start}}$: Gemessene mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung bzw. vor einem möglichen Nachspannen; $\mathbf{\Delta F_{p,C}}$: Verlust der Vorspannkraft zwischen $F_{p,C,m,ini}$ und $F_{p,C,m,Start}$; $\mathbf{F_{Si}}$: Individuelle maximale Gleitlast der Verbindung; $\boldsymbol{\mu_i}$**:** Individuelle Haftreibungszahl auf Basis von F_{Si} bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; $\mathbf{\Delta d_{Si,akt}}$: Individuelle Gleitverformung beim Erreichen der individuellen Gleitlast F_{Si}, Gleitverformungen durch eine Vorbelastung sind nicht enthalten; $\mathbf{F_{Si,Rest}}$: Individuelle minimale Resttragfähigkeit der Verbindung nach Überschreiten von F_{Si}

Die beiden Versuchskörper bei denen kein Nachspannen durchgeführt wurde, ruhten für Zeiträume von 14 Tagen bzw. 23 Tagen ohne eine äußere Belastung. Dabei reduzierten sich die Vorspannkräfte um 13,5 % bis 15,8 %. Die erzielten

quasi-statischen Tragfähigkeiten F_{Si} lagen zwischen 288,9 kN und 319,7 kN. Die Verbindungen versagten langsam vor Erreichen der Verformungsgrenze und bildeten Resttragfähigkeiten $F_{Si,Rest}$ zwischen 215,5 kN und 294,8 kN

Zwei Versuchskörper ruhten nach der Montage auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ einige Zeit, ehe die Verluste der Vorspannkraft durch ein Nachziehen der Schrauben ausgeglichen wurden. Die Zusammenfassung der Ergebnisse der Prüfkörper, bei denen die Vorspannkraftverluste ausgeglichen wurden, finden sich in Tabelle 6.6.

Tabelle 6.6: Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit nach Ruhen von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche und nachgespannten Schrauben

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$ [kN]	$F_{p,C,m,Start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C}$ [%]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$\Delta d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
Sg_09_RnQ (14 Tage Ruhen / Nachspannen)	oben	179,6/ 177,3	156,0/ 176,7	13,1/ 0,3	338,6	0,49	0,098	263,0
	unten	177,0/ 175,3	143,6/ 173,2	18,9/ 1,2	338,6	0,49	0,095	-
Sg_10_RnRQ (14 Tage Ruhen / Nachspannen / 9 Tage Ruhen)	oben	179,9/ 179,8	158,6/ 176,52	11,4/ 1,8	319,1	0,46	0,085	242,5
	unten	180,4/ 179,7	154,6/ 172,9	14,3/ 3,8	319,1	0,46	0,066	248,7

Legende: $\mathbf{F_{p,C,m,ini}}$**:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft vor Beginn der Vorbelastung bzw. nach einem möglichen Nachspannen, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; $\mathbf{F_{p,C,m,Start}}$: Gemessene mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung bzw. vor einem möglichen Nachspannen; $\mathbf{\Delta F_{p,C}}$: Verlust der Vorspannkraft zwischen $F_{p,C,m,ini}$ und $F_{p,C,m,Start}$; $\mathbf{F_{Si}}$: Individuelle maximale Gleitlast der Verbindung; $\boldsymbol{\mu_i}$**:** Individuelle Haftreibungszahl auf Basis von F_{Si} bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; $\mathbf{\Delta d_{Si,akt}}$: Individuelle Gleitverformung beim Erreichen der individuellen Gleitlast F_{Si}, Gleitverformungen durch eine Vorbelastung sind nicht enthalten; $\mathbf{F_{Si,Rest}}$: Individuelle minimale Resttragfähigkeit der Verbindung nach Überschreiten von F_{Si}

Der erste Prüfkörper ruhte nach der ersten Montage für 14 Tage, in dieser Zeit ergaben sich Verluste von 13,1 % bzw. 18,9 %. Diese wurden vor der Durchführung der quasi-statischen Prüfung durch Nachspannen der Schrauben ausgeglichen. Es ergab sich für beide Verbindungen eine individuelle Gleitlast F_{Si} von 338,6 kN. Nach einem nicht schlagartigen Versagen bildete sich bei einer Verbindung eine Resttragfähigkeit $F_{Si,Rest}$ von 263,0 kN aus. Da die Prüfung anschließend abgebrochen wurde, konnte sich bei der anderen Verbindung keine

Resttragfähigkeit ausbilden. Der zweite Versuchskörper ruhte ebenfalls 14 Tage nach der ersten Montage. Die entstandenen Verluste der Vorspannkräfte von 11,4 % und 14,3 % wurden ausgeglichen, anschließend ruhte der Prüfkörper für weitere neun Tage. In dieser Zeit entstanden weitere Verluste von 1,8 % bzw. 3,8 %. Diese wurden vor der quasi-statischen Prüfung nicht erneut ausgeglichen. Die erzielte individuelle Gleitlast für beide Verbindungen betrug 319,1 kN. Beide Verbindungen zeigten Resttragfähigkeiten von 242,5 kN und 248,7 kN.

Alle Verbindungen zeigten bis zum Erreichen der maximalen Tragfähigkeit einen nichtlinearen degressiven Verlauf im Kraft-Gleit-Diagramm. Ein exemplarisches Kraft-Gleit-Diagramm ist in Bild 6.3 abgebildet.

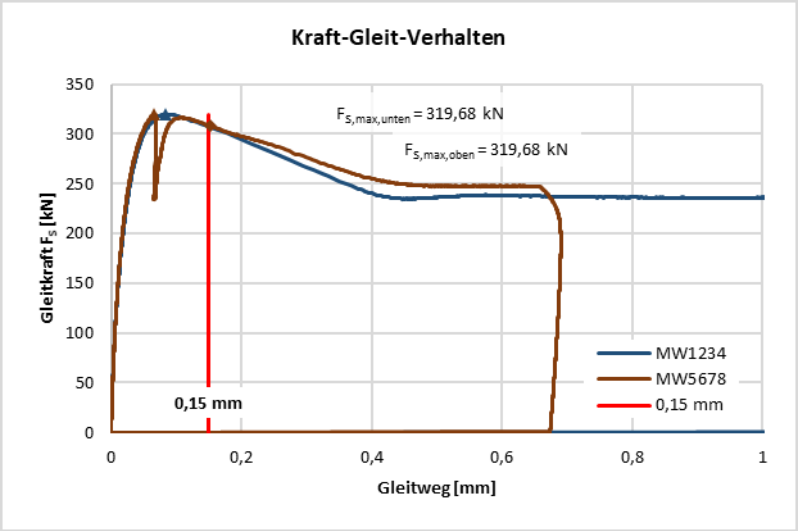


Bild 6.3: Exemplarischer Verlauf des Kraft-Gleit-Verhaltens im quasi-statischen Versuch von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche nach Ruhen (hier ohne Nachspannen)

Nach der Demontage der Versuchskörper zeigte sich auf allen Reibflächen ein deutlicher Reibverschleiß. Dieser unterschied sich nicht zu den Reibflächen, die noch durch eine äußere Vorbelastung beansprucht wurden (siehe Abschnitte 0 und 6.3.4).

6.3.3 Quasi-statische Tragfähigkeit nach konstanter Belastung

Um den Einfluss einer Vorbeanspruchung mit einer konstanten Belastung zu untersuchen, wurden zwei Versuche durchgeführt.

Der erste Prüfkörper wurde direkt nach der Montage auf das Vorspannkraftniveau von $F_{p,C}$ mit einer konstanten Belastung von 172 kN (μ = 0,25) über einen Zeitraum von drei Tagen beansprucht. Die Auswertung der aufgetreten Kriechverformungen findet sich in Abschnitt 5.3.5.

Der zweite Prüfkörper ruhte nach der Montage auf $F_{p,C}$ über einen Zeitraum von sechs Tagen. Anschließend wurde dieser auf das ursprüngliche Niveau der Vorspannkraft nachgezogen und mit einer konstanten Beanspruchung von 241 kN (μ = 0,35) belastet. Nach einem Tag wurde der Versuch aufgrund von großen Kriechverformungen abgebrochen. Die Auswertung der Kriechverformungen erfolgt in Abschnitt 7.3.3.2. Im Anschluss an die Kriechprüfung ruhte der Prüfkörper unplanmäßig weitere 14 Tage, ehe die anschließende quasi-statische Prüfung durchgeführt wurde. Die Ergebnisse der durchgeführten quasi-statischen Prüfung finden sich in Tabelle 6.7.

Tabelle 6.7: Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit nach konstanter Beanspruchung von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche (teilweise nachgespannt)

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$ [kN]	$F_{p,C,m,Start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C}$ [%]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$\Delta d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
Sg_14_KQ (μ = 0,25 / 3 Tage)	oben	184,2	159,9	13,2	354,8	0,52	0,073	247,7
	unten	185,5	160,6	13,4	354,8	0,52	0,051	258,7
Sg_18_RnKRQ (6 Tage Ruhen / Nachspannen / μ = 0,35 / 1 Tag / 14 Tage Ruhen)	oben	182,4/ 175,6	153,0/ 155,0	16,1/ 11,7	362,1	0,53	0,107	325,7
	unten	180,0/ 178,4	161,0/ 161,7	12,1/ 9,3	362,1	0,53	0,074	-

Legende: **$F_{p,C,m,ini}$:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft vor Beginn der Vorbelastung, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **$F_{p,C,m,Start}$**: Gemessene mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung bzw. vor einem möglichen Nachspannen; **$\Delta F_{p,C}$**: Verlust der Vorspannkraft zwischen $F_{p,C,m,ini}$ und $F_{p,C,m,Start}$; **F_{Si}**: Individuelle maximale Gleitlast der Verbindung; **μ_i:** Individuelle Haftreibungszahl auf Basis von F_{Si} bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **$\Delta d_{Si,akt}$**: Individuelle Gleitverformung beim Erreichen der individuellen Gleitlast F_{Si}, Gleitverformungen durch eine Vorbelastung sind nicht enthalten; **$F_{Si,Rest}$**: Individuelle minimale Resttragfähigkeit der Verbindung nach Überschreiten von F_{Si}

Durch die konstante Vorbelastung verlor der erste Prüfkörper 13,2 % bzw. 13,4 % seiner Vorspannkraft. Der zweite Prüfkörper verlor bis zum Nachspannen 16,1 % bzw. 12,1 % seiner Vorspannkraft. Durch die nach dem Nachspannen anschließende konstante Belastung und dem unplanmäßigem Ruhen folgten weitere 11,7 % bzw. 9,3 %. Die quasi-statische Prüfung beider Prüfkörper ergab individuelle Gleitlasten F_{Si} von 354,8 kN bzw. 362,1 kN. Alle Verbindungen bildeten dabei ein Tragfähigkeitsmaximum aus und versagten langsam. Beim ersten Prüfkörper ergaben sich Resttragfähigkeiten $F_{Si,Rest}$ von 247,7 kN bzw. 258,7 kN, beim zweiten Prüfkörper bildete sich bei einer Verbindung eine Resttragfähigkeit von 325,7 kN aus, die zweite Verbindung zeigte keine Resttragfähigkeit $F_{Si,Rest}$, da die Prüfung zum Schutz der instrumentierten Schrauben bereits vorab beendet wurde.

Die Reibflächen zeigten einen deutlichen Verschleiß, welcher sich bei den Reibflächen, die eine zyklische Belastung als Vorbelastung erfahren hatten, wiederholte. Eine Abbildung des Reibverschleißes findet sich in Bild 6.4.

Bis auf die höhere Resttragfähigkeit waren keine signifikanten Unterschiede zwischen den beiden Prüfungen erkennbar. Es konnte daher kein signifikanter Vorteil durch die Durchführung des Nachspannens erkannt werden. Ebenso konnte auch kein negativer Unterschied hinsichtlich der quasi-statischen Tragfähigkeit durch die sehr großen Kriechverformungen des zweiten Prüfkörpers festgestellt werden.

6.3.4 Quasi-statische Tragfähigkeit nach zyklischer Belastung

Die Auswirkungen einer zyklischen Vorbelastung wurden an einem Versuchskörper überprüft. Hierfür wurde eine Vorbelastung mit einer zyklischen Oberlast F_o von 205 kN aufgebracht, dies entsprach einer Haftreibungszahl von μ_o = 0,30. Die zyklische Belastung wurde mit einer Frequenz von sechs Hertz über 1,6 Mio. Zyklen aufgebracht. Die Auswertung der während der zyklischen Belastung aufgetretenen Verformungen erfolgt in Abschnitt 7.2.3.1.

Durch die vorherige zyklische Belastung waren Vorspannkraftverluste von 13,0 % und 13,3 % aufgetreten. Beide Verbindungen zeigten zuerst eine hohe Steifigkeit bei einer linearen Verformungszunahme, im Verlauf der Prüfung wurde diese nichtlinear mit degressivem Verlauf. Es bildete sich bei beiden Verbindungen ein Tragfähigkeitsmaximum mit einer individuellen Gleitlast F_{Si} von 375,1 kN aus. Beide Verbindungen versagten langsam und zeigten eine Resttragfähigkeit $F_{Si,Rest}$ von 245,1 kN bzw. 253,2 kN.

Die Ergebnisse der im Anschluss durchgeführten quasi-statischen Prüfung finden sich in Tabelle 6.8.

Tabelle 6.8: Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit nach zyklischer Vorbelastung von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$ [kN]	$F_{p,C,m,Start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C}$ [%]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$\Delta d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
Sg_17_ZQ (μ_o = 0,30 / R = 0,67 / 1,6 Mio. Zyk.)	oben	179,3	155,9	13,0	375,1	0,55	0,052	253,2
	unten	182,1	158,0	13,3	375,1	0,55	0,068	245,1

Legende: **$F_{p,C,m,ini}$:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft vor Beginn der Vorbelastung, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **$F_{p,C,m,Start}$**: Gemessene mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung bzw. vor einem möglichen Nachspannen; **$\Delta F_{p,C}$**: Verlust der Vorspannkraft zwischen $F_{p,C,m,ini}$ und $F_{p,C,m,Start}$; **F_{Si}**: Individuelle maximale Gleitlast der Verbindung; **μ_i:** Individuelle Haftreibungszahl auf Basis von F_{Si} bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **$\Delta d_{Si,akt}$**: Individuelle Gleitverformung beim Erreichen der individuellen Gleitlast F_{Si}, Gleitverformungen durch eine Vorbelastung sind nicht enthalten; **$F_{Si,Rest}$**: Individuelle minimale Resttragfähigkeit der Verbindung nach Überschreiten von F_{Si}

Die nach zyklischer Vorbelastung geprüften Reibflächen zeigten einen deutlichen Verschleiß, der im Bereich der Lochränder zunahm. Anhand des Verschleißes war die Belastungsrichtung deutlich zu erkennen. Der Verschließ der Reibflächen ist in Bild 6.4 erkennbar.



Bild 6.4: Exemplarische Reibfläche nach quasi-statischer Prüfung von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche nach zyklischer Vorbelastung

6.3.5 Zusammenfassung der Ergebnisse für die Reibflächenpaarung

Die Versuche an Verbindungen, die nach der Montage eine Zeit lang ruhten oder eine konstante oder zyklische Belastung erhielten, ergaben Haftreibungszahlen zwischen $\mu_i = 0{,}42$ und $\mu_i = 0{,}55$. Im Ausgangszustand hatten sich Haftreibungszahlen von $\mu_i = 0{,}38$ bis $\mu_i = 0{,}44$ ergeben (siehe Abschnitt 5.3.3). Aus der Vorbelastungen resultierten Vorspannkraftverluste von 11,4 % bis 18,9 %. Die ermittelten Haftreibungszahlen wurden auf das Niveau der Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ bei der Montage bezogen, und berücksichtigten die Vorspannkraftverluste nicht.

Die Verbindungen die eine konstante oder zyklische Vorbelastung erhalten haben, zeigten trotz großer Verformungen in den Fugen eine erhöhte Tragfähigkeit. Teilweise wurde die Verformungsgrenze von 0,15 mm deutlich durch die Vorbelastung überschritten. Das Kraft-Gleit-Verhalten in der anschließenden quasi-statischen Prüfung zeigte zu Beginn einen nahezu linearen Verlauf, welches später in ein nichtlineares Verhalten mit degressivem Verlauf überging (ähnlich wie Bild 6.1). Die Prüfkörper die nach der Montage ruhten zeigten – wie auch die Referenzversuche – im gesamten Versuch einen nichtlinearen und degressiven Verlauf (siehe Bild 6.3).

Die Ergebnisse der quasi-statischen Prüfungen nach unterschiedlichen Vorbelastungen sind in Tabelle 6.9 zusammengefasst.

Tabelle 6.9: Ergebnisse der quasi-statischen Prüfungen nach unterschiedlichen Vorbelastungen von Reibflächen aus NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche

Vorbelastung	Referenz	Ruhen	Konstante Belastung	Zyklische Belastung
Anzahl	4	4	2	1
Verluste der Vorspannkraft [%]	(Min. / **MW** / Max.) 2,2 / **3,2** / 4,1	13,1 / **14,4** / 18,9	9,3 / **11,9** / 13,4	13,0 / **13,2** / 13,3
Haftreibungs-zahl μ [-]	(Min. / **MW** / Max.) 0,38 / **0,41** / 0,44	0,42 / **0,46** / 0,49	0,52 / **0,53** / 0,53	0,55 / **0,55** / 0,55

6.4 NT-Verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche und ASI-Beschichtung

6.4.1 Vorbemerkung

Die Untersuchung der quasi-statischen Tragfähigkeit nach unterschiedlichen Vorbelastungen von Reibflächen aus NT-verzinktem Sebistystahl, der anschließend gesweept und ASI-beschichtet wurde, findet sich in den folgenden Abschnitten. Die zugehörigen Referenzversuche sowie die Erläuterung des Verhaltens während der Vorbelastungen findet sich in Abschnitt 5.4. Bei ausgewählten Versuchen ist das Verhalten während einer konstanten oder zyklischen Vorbelastung in den Abschnitten 7.2 und 7.4 beschrieben.

6.4.2 Quasi-statische Tragfähigkeit nach Ruhen

Ein Versuchskörper wurde genutzt, um die quasi-statische Tragfähigkeit nach einem unbelasteten Ruhen zu ermitteln. Der Prüfkörper ruhte nach Montage auf das Niveau der Soll-Vorspannkraft für etwa 11 Tage. In dieser Zeit reduzierten sich die Vorspannkräfte um 13,7 % bzw. 15,1 %. Die Ergebnisse der quasi-statischen Prüfung sind in Tabelle 6.10 zusammengefasst.

Tabelle 6.10: Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit nach Ruhen von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$ [kN]	$F_{p,C,m,Start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C}$ [%]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$\Delta d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
Sa_08_RQ (11 Tage Ruhen)	oben	180,1	152,9	15,1	349,0	0,51	0,131	-
	unten	181,2	156,4	13,7	337,0	0,49	0,130	262,2

Legende: $\mathbf{F_{p,C,m,ini}}$: Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft vor Beginn der Vorbelastung, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; $\mathbf{F_{p,C,m,Start}}$: Gemessene mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung bzw. vor einem möglichen Nachspannen; $\Delta\mathbf{F_{p,C}}$: Verlust der Vorspannkraft zwischen $F_{p,C,m,ini}$ und $F_{p,C,m,Start}$; $\mathbf{F_{Si}}$: Individuelle maximale Gleitlast der Verbindung; $\boldsymbol{\mu_i}$: Individuelle Haftreibungszahl aus Basis von F_{Si} bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; $\Delta\mathbf{d_{Si,akt}}$: Individuelle Gleitverformung beim Erreichen der individuellen Gleitlast F_{Si}, Gleitverformungen durch eine Vorbelastung sind nicht enthalten; $\mathbf{F_{Si,Rest}}$: Individuelle minimale Resttragfähigkeit der Verbindung nach Überschreiten von F_{Si}

In der quasi-statischen Prüfung ergaben sich individuelle Gleitlasten F_{Si} von 337,0 kN bzw. 349,0 kN, was – bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ – Haftreibungszahlen μ_i von 0,49 und 0,51 ergab. Die Verbindungen versagten langsam, und bei einer Verbindung bildete sich eine Resttragfähigkeit $F_{Si,Rest}$ von

262,2 kN aus. Die zweite Verbindung wurde nicht bis zum Erreichen der Resttragfähigkeit verformt.

Im Kraft-Gleit-Diagramm zeigte sich bis zum Erreichen der maximalen Tragfähigkeit ein nichtlinearer und degressiver Verlauf. Die Reibflächen zeigten nach Demontage einen deutlichen punktuellen Verschleiß, der insbesondere nah an den Rändern der Schraubenlöcher flächig wurde. Die Bewegungsrichtung der einwirkenden Last war deutlich im Verschleißbild zu erkennen. Eine exemplarische Ausbildung des Reibverschleißes ist in Bild 6.5 erkennbar.



Bild 6.5: Exemplarische Reibfläche nach quasi-statischer Prüfung von Reibflächen von NT-Verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche und ASI-Beschichtung nach Ruhen

6.4.3 Quasi-statische Tragfähigkeit nach konstanter Belastung

Anhand von drei Versuchskörpern wurde die quasi-statische Tragfähigkeit nach einer konstanten Beanspruchung untersucht.

Die zusammengefassten Ergebnisse finden sich in Tabelle 6.11.

Tabelle 6.11: Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit nach konstanter Beanspruchung von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche und ASI-Beschichtung (teilweise nachgespannt)

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$ [kN]	$F_{p,C,m,Start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C}$ [%]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$\Delta d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
Sa_19_KQ (μ = 0,30 / 1 Tag)	oben	180,8	154,5	14,6	364,6	0,53	0,087	319,1
	unten	180,5	152,5	15,5	359,2	0,52	0,071	272,8
Sa_17_KKRQ (μ > 0,25 / 6 Tage / μ > 0,35 / 6 Tage / 79 Tage Ruhen)	oben	188,3	150,0	20,3	353,1	0,51	0,090	285,8
	unten	185,7	153,4	17,4	388,1	0,56	0,061	-
Sa_18_KnKRQ (μ > 0,25 / 7 Tage / Nachspannen / μ > 0,35 / 7 Tage / 29 Tage Ruhen)	oben	182,1/ *179,5*	*145,6*/ 167,1	*20,0*/ *6,9*	413,5	0,60	0,032	-
	unten	181,2/ *180,9*	*148,8*/ 148,8	*17,9*/ *6,7*	413,5	0,60	0,091	272,2

Legende: **$F_{p,C,m,ini}$:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft vor Beginn der Vorbelastung, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum (kursiv gedruckte Werte sind durch die Querkontraktion des Versuchskörpers beeinflusst); **$F_{p,C,m,Start}$**: Gemessene mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung bzw. vor einem möglichen Nachspannen (kursiv gedruckte Werte sind durch die Querkontraktion des Versuchskörpers beeinflusst); **$\Delta F_{p,C}$**: Verlust der Vorspannkraft zwischen $F_{p,C,m,ini}$ und $F_{p,C,m,Start}$; **F_{Si}**: Individuelle maximale Gleitlast der Verbindung (kursiv gedruckte Werte sind durch die Querkontraktion des Versuchskörpers beeinflusst); **μ_i:** Individuelle Haftreibungszahl aus Basis von F_{Si} bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **$\Delta d_{Si,akt}$**: Individuelle Gleitverformung beim Erreichen der individuellen Gleitlast F_{Si}, Gleitverformungen durch eine Vorbelastung sind nicht enthalten; **$F_{Si,Rest}$**: Individuelle minimale Resttragfähigkeit der Verbindung nach Überschreiten von F_{Si}

Der erste Prüfkörper wurde nach der Montage mit einer konstanten Belastung von 206 kN (μ = 0,30) für etwa einen Tag beansprucht. Aufgrund der geringen Dauer, wurde die Vorbelastung in der hydraulischen Prüfmaschine aufgebracht. Der zweite und dritte Prüfkörper wurde zweistufig konstant beansprucht. Über einen Zeitraum von sechs bis sieben Tagen wurde eine Beanspruchung von größer 172 kN

(μ = 0,25) aufgebracht, anschließend wurde diese auf einen Wert größer als 241 kN (μ = 0,35) erhöht. Die Schrauben des dritten Prüfkörpers wurden vor der Erhöhung der Belastung nachgespannt. Das Nachspannen geschah, während der Prüfkörper unter Belastung stand, wodurch die Werte der Vorspannkräften in den Schrauben durch die Querkontraktion des Prüfkörpers bereits beeinflusst waren. Aus anderen Versuchen der Reibflächenpaarung war bekannt, dass die Vorspannkräfte bei einer Belastung von 172 kN durch die Querkontraktion zwischen 1,7 kN und 2,6 kN geringer ausfielen. Die zwei Versuche mit zwei Belastungsstufen wurden im mechanischen Dauerstand durchgeführt, die anschließende quasi-statische Prüfung wurde in der hydraulischen Prüfmaschine durchgeführt. Beide Prüfkörper ruhten ungeplant nach dem Abschluss der Vorbelastung für 29 Tage bzw. 79 Tage. Aufgrund der vorrangegangenen Vorbelastung mit hohen Vorspannkraftverlusten wird der Einfluss des unplanmäßigen Ruhens auf die Vorspannkräfte minimal ausfallen.

Die Schrauben der ersten beiden Prüfkörper wurden nicht nachgespannt. Diese verloren zwischen 14,6 % und 20,3 % ihrer Vorspannkraft. Die anschließend erzielten individuellen Gleitlasten F_{Si} lagen zwischen 353,1 kN und 388,1 kN (μ_i = 0,51 / 0,56). Diese traten trotz der großen Gleitverformungen auf, die durch die Vorbelastung bereits Werte von größer 0,15 mm angenommen hatten. Der dritte Versuchskörper verlor in der ersten Phase der Vorbelastung 17,9 % bis 20,0 %. Diese Werte sind durch die Querkontraktion des Prüfkörpers allerdings verfälscht, und müssten ohne die wirkende Belastung 1,0 % bis 1,4 % geringer ausfallen. Nachdem die Schrauben wieder auf das Niveau der Soll-Vorspannkraft gebracht wurden und die Belastung erhöht wurde, verloren die Schrauben weitere 6,7 % bzw. 6,9 %. Die Vorbelastung erzeugte Verformungen in den Fugen, die 0,096 mm bzw. 0,370 mm betrugen, und damit teilweise deutlich oberhalb der Verformungsgrenze von 0,15 mm lagen. Die im Nachgang erzielten individuellen Gleitlasten F_{Si} lagen für beide Verbindungen bei 413,5 kN (μ_i = 0,61). Bei allen untersuchten Versuchskörpern zeigte sich bei mindestens einer Verbindung eine Resttragfähigkeit $F_{Si,Rest}$, die zwischen 272,2 kN und 319,1 kN lag. Alle Verbindungen versagten langsam und nicht schlagartig.

Im Kraft-Gleit Diagramm zeigte sich bis zum Erreichen der maximalen Tragfähigkeit wieder ein unterschiedliches Verhalten. Zu Beginn waren eine hohe Steifigkeit und ein nahezu lineares Verhalten feststellbar, welches sich anschließend in ein nichtlineares Verhalten mit degressivem Verlauf änderte. Die Reibflächen zeigten nach Demontage wieder einen deutlich erkennbaren Verschleiß. Grundsätzlich stellte sich dieser sehr ähnlich zu dem Reibverschließ der geruhten Proben dar. Zusätzlich konnten aber einzelne lokale Bereiche entdeckt werden, in denen eine Materialablösung stattgefunden haben könnte. Auf den gepaarten Reibflächen

fanden sich allerdings keine entsprechenden Ablagerungen. Ein Bereich einer Reibfläche mit möglichen Materialablösungen ist in Bild 6.6 erkennbar.



Bild 6.6: Exemplarische Reibfläche nach quasi-statischer Prüfung von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche und ASI-Beschichtung nach konstanter Beanspruchung

6.4.4 Quasi-statische Tragfähigkeit nach zyklischer Belastung

Fünf Versuche dienten zur Bestimmung der quasi-statischen Tragfähigkeit nach einer zyklischen Vorbelastung. Alle Versuche wurden auf dem Niveau der Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ durchgeführt und direkt nach der Montage belastet. Es wurden hinsichtlich der Vorspannkraft keine weiteren Parameter wie ein zusätzliches Nachspannen oder Ruhen untersucht. Die zusammengefassten Ergebnisse der durchgeführten Versuche finden sich in Tabelle 6.12.

Tabelle 6.12: Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit nach zyklischer Vorbelastung von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$ [kN]	$F_{p,C,m,Start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C}$ [%]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$\Delta d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
Sa_12_ZQ (μ_o = 0,40 / R = 0,1 / 3,2 Mio. Zyk.)	oben	183,6	149,3	18,7	453,2	0,66	0,059	-
	unten	181,4	143,7	20,8	453,2	0,66	0,063	292,5
Sa_13_ZQ (μ_o = 0,35 / R = 0,7 / 580.000 Zyk.)	oben	181,3	157,1	13,4	401,0	0,58	0,034	-
	unten	178,9	153,7	14,1	401,0	0,58	0,075	313,6
Sa_14_ZQ (μ_o = 0,35 / R = 0,7 / 34.500 Zyk.)	oben	177,3	151,1	14,8	387,5	0,56	0,084	298,9
	unten	179,5	152,7	14,9	392,8	0,57	0,068	-
Sa_15_ZQ (μ_o = 0,40 / R = 0,75 / 2,3 Mio. Zyk.)	oben	182,4	149,1	18,2	408,3	0,59	0,063	285,5
	unten	182,6	148,8	18,5	408,3	0,59	0,041	301,5
Sa_16_ZQ (μ_o = 0,40 / R = 0,5 / 2,0 Mio. Zyk.)	oben	180,0	148,6	17,4	418,6	0,61	0,074	285,7
	unten	178,2	146,8	17,6	418,6	0,61	0,071	-

Legende: **$F_{p,C,m,ini}$:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft vor Beginn der Vorbelastung, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **$F_{p,C,m,Start}$**: Gemessene mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung bzw. vor einem möglichen Nachspannen; **$\Delta F_{p,C}$**: Verlust der Vorspannkraft zwischen $F_{p,C,m,ini}$ und $F_{p,C,m,Start}$; **F_{Si}**: Individuelle maximale Gleitlast der Verbindung; **μ_i:** Individuelle Haftreibungszahl aus Basis von F_{Si} bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **$\Delta d_{Si,akt}$**: Individuelle Gleitverformung beim Erreichen der individuellen Gleitlast F_{Si}, Gleitverformungen durch eine Vorbelastung sind nicht enthalten; **$F_{Si,Rest}$**: Individuelle minimale Resttragfähigkeit der Verbindung nach Überschreiten von F_{Si}

Die zyklischen Vorbelastungen wurden mit Oberlasten F_o zwischen 241 kN (μ_o = 0,35) und 280 kN (μ_o = 0,41) bei Spannungsverhältnissen R zwischen 0,1 und 0,75 durchgeführt. Drei Vorbelastungen liefen für mindestens zwei Millionen Zyklen, zwei Vorbelastungen blieben bei 34.500 und 580.000 Zyklen. Die Frequenzen der Belastungen lagen jeweils über 5 Hz, eine Ausnahme bildete hier die Vorbelastung mit den geringsten Schwingspielen. Hier betrug die Frequenz nur 0,5 Hz. Durch die Vorbelastungen reduzierten sich die Vorspannkräfte um 13,4 % bis zu 20,8 %. Gleichzeitig wurde auch bei fast alle Verbindungen die Grenzverformung von 0,15 mm überschritten. Die erzielten individuellen Gleitlasten F_{Si} lagen zwischen 387,6 kN und 453,2 kN, was Haftreibungszahlen

zwischen μ_i = 0,56 und μ_i = 0,66 entsprach. Die Verbindungen versagten nach dem Überschreiten Ihrer maximalen Tragfähigkeit langsam und nicht schlagartig und bildeten bei mindestens einer Verbindung jedes Versuchskörpers eine Resttragfähigkeit $F_{Si,Rest}$ zwischen 285,5 kN und 313,6 kN aus. Teilweise wurden die Versuche bei großen Gleitwegen zum Schutz der instrumentierten Schrauben abgebrochen, daher konnte sich nicht bei allen Verbindungen eine klare Resttragfähigkeit ausbilden.

Das Verhalten der Verbindungen im Kraft-Gleit-Diagramm ähnelte sehr den Verbindungen, die einer konstanten Vorbelastung ausgesetzt waren (siehe Abschnitt 0). Zu Beginn zeigten die Verbindungen eine nahezu lineare Verformungszunahme mit hoher Steifigkeit, die nahe der maximalen Tragfähigkeit einen nichtlinearen Verlauf annahm. Ein exemplarisches Verhalten im Kraft-Gleit-Diagramm ist in Bild 6.7 erkennbar.

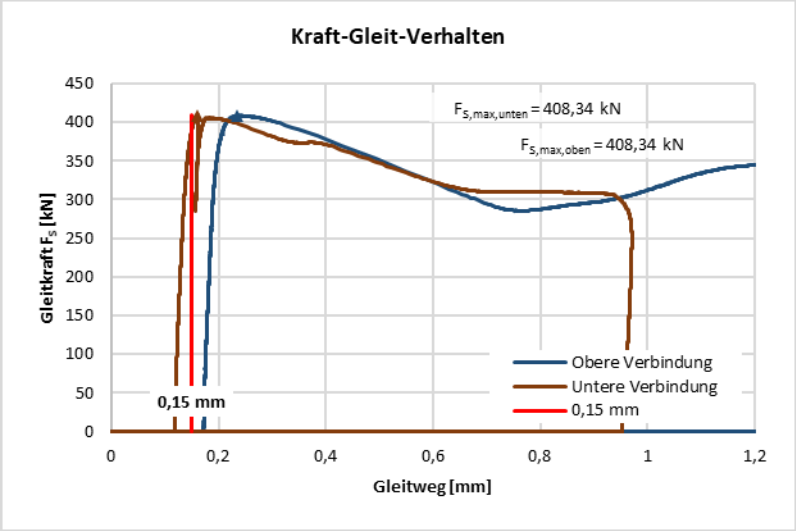


Bild 6.7: Exemplarischer Verlauf des Kraft-Gleit-Verhaltens im quasi-statischen Versuch von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche und ASI-Beschichtung nach zyklischer Vorbelastung

Auch die verschlissenen Reibflächen zeigten ein ähnliches Bild wie die Reibflächen mit konstanter Vorbelastung. Es zeigten sich mögliche lokale Materialablösungen in der Nähe der Bohrungen sowie deutlich erkennbare Deformationen mit Riefen in Kraftrichtung.

Zwei Vorbelastungen wurden bei gleichen Oberlasten F_o und Spannungsschwingbreiten R, aber unterschiedlichen Frequenzen aufgebracht. Eine

Vorbelastung wurde mit 9 Hz über 580.000 Zyklen aufgebracht, die andere mit 0,5 Hz über 34.500 Zyklen. Beide Vorbelastungen wurden für einen Zeitraum von etwa einem Tag aufgebracht. Die Ergebnisse der anschließenden quasi-statischen Prüfungen zeigten keinen deutlichen Unterschied in den maximalen Tragfähigkeiten, sodass kein deutlicher Einfluss der Frequenz der Vorbelastung auf die anschließende Tragfähigkeit erkennbar war.

6.4.5 Zusammenfassung der Ergebnisse für die Reibflächenpaarung

Die Referenzversuche ohne Vorbelastung (siehe Abschnitt 5.4.3) ergaben Haftreibungszahlen zwischen $\mu_i = 0{,}46$ und 0,58. Der Versuchskörper der über einen gewissen Zeitraum ohne äußere Belastung ruhte, erreichte Haftreibungszahlen zwischen $\mu_i = 0{,}49$ und $\mu_i = 0{,}51$. Damit zeigte sich gegenüber dem Referenzzustand keine Änderung. Auch die Prüfungen nach einer konstanten Vorbelastung zeigten mit Haftreibungszahlen zwischen $\mu_i = 0{,}51$ und $\mu_i = 0{,}60$ noch keine deutliche Änderung. Die Prüfungen nach einer zyklischen Vorbelastung zeigten hingegen mit Haftreibungszahlen zwischen $\mu_i = 0{,}56$ und $\mu_i = 0{,}66$ eine Zunahme der quasi-statischen Tragfähigkeit. Wie auch schon bei anderen Reibflächenpaarungen zeigte sich nach einer konstanten oder zyklischen Vorbelastung eine Änderung im Kraft-Gleit Verhalten der Verbindungen. So nahm zu Beginn der Belastung die Steifigkeit in den Verbindungen deutlich zu und flachte erst bei höheren Lasten nahe der maximalen Tragfähigkeit ab. Einzelne verschlissene Reibflächen zeigten mögliche lokale Materialablösungen in den Bereichen Nahe der Bohrungen.

Die Ergebnisse der quasi-statischen Prüfungen nach unterschiedlichen Vorbelastungen sind in Tabelle 6.13 zusammengefasst.

Tabelle 6.13: Ergebnisse der quasi-statischen Prüfungen nach unterschiedlichen Vorbelastungen von Reibflächen aus NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche

Vorbelastung	Referenz	Ruhen	Konstante Belastung	Zyklische Belastung
Anzahl	4	1	3	5
Verluste der Vorspannkraft [%]	(Min. / **MW** / Max.) 2,0 / **3,9** / 4,8	13,7 / **14,4** / 15,1	14,6 / **17,6** / 20,3	13,4 / **16,8** / 20,8
Haftreibungs-zahl μ_i [-]	(Min. / **MW** / Max.) 0,46 / **0,53** / 0,58	0,49 / **0,50** / 0,51	0,51 / **0,56** / 0,60	0,56 / **0,60** / 0,66

6.5 NT-Verzinkter Sebistystahl als Fügepartner gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

6.5.1 Vorbemerkung

Die folgenden Abschnitte beinhalten die Untersuchungen der quasi-statische Tragfähigkeit nach unterschiedlichen Vorbelastungen von Verbindungen mit gemischten Reibflächen aus NT-verzinktem Sebistystahl gepaart mit HT-verzinkten Laschen. Die zugehörigen Referenzversuche sowie das Verhalten während der Vorbelastung finden sich in Abschnitt 5.5. Das Verhalten einiger einzelner Versuchskörper während der Vorbelastung findet sich in den Abschnitten 7.2 und 7.4.

6.5.2 Quasi-statische Tragfähigkeit nach Ruhen

An insgesamt drei Versuchskörpern wurde die quasi-statische Tragfähigkeit nach einem Ruhen untersucht. Davon wiesen zwei Versuchskörper eine Zinkschichtdicke von 250 µm auf den Fügepartnern auf, einer eine Zinkschichtdicke von 500 µm.

Die beiden Versuchskörper, die eine Zinkschichtdicke von 250 µm auf den Fügepartnern besaßen, ruhten nach der Montage vier und sieben Tage. Die Ergebnisse der beiden Versuche sind in Tabelle 6.14 zusammengefasst.

Tabelle 6.14: Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit nach Ruhen von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$ [kN]	$F_{p,C,m,Start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C}$ [%]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$\Delta d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
SY_02_RQ (7 Tage Ruhen)	oben	177,3	167,6	5,5	275,8	0,40	0,047	239,0
	unten	177,2	167,1	5,7	275,8	0,40	0,039	220,6
SY_03_RQ (4 Tage Ruhen)	oben	178,8	169,4	5,3	270,1	0,39	0,081	211,5
	unten	178,7	168,0	6,0	270,1	0,39	0,055	-

Legende: **$F_{p,C,m,ini}$:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft vor Beginn der Vorbelastung, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **$F_{p,C,m,Start}$**: Gemessene mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung bzw. vor einem möglichen Nachspannen; **$\Delta F_{p,C}$**: Verlust der Vorspannkraft zwischen $F_{p,C,m,ini}$ und $F_{p,C,m,Start}$; **F_{Si}**: Individuelle maximale Gleitlast der Verbindung; **μ_i:** Individuelle Haftreibungszahl aus Basis von F_{Si} bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **$\Delta d_{Si,akt}$**: Individuelle Gleitverformung beim Erreichen der individuellen Gleitlast F_{Si}, Gleitverformungen durch eine Vorbelastung sind nicht enthalten; **$F_{Si,Rest}$**: Individuelle minimale Resttragfähigkeit der Verbindung nach Überschreiten von F_{Si}

Während des Ruhens der Versuchskörper stellten sich Vorspannkraftverluste zwischen 5,3 % und 6,0 % ein. Diese Verluste wurden vor der quasi-statischen Prüfung nicht wieder ausgeglichen. Es ergaben sich maximale Tragfähigkeiten F_{Si} zwischen 270,1 kN (μ_i = 0,39) und 275,8 kN (μ_i = 0,40). Alle Verbindungen versagten langsam und nicht schlagartig. Es bildeten sich Resttragfähigkeiten $F_{Si,Rest}$ zwischen 211,5 kN und 239,0 kN. Gegenüber den Referenzversuchen zeigte sich keine Abweichung im Kraft-Gleit-Verhalten vor Erreichen der maximalen Tragfähigkeit. Ein zu Beginn noch recht lineares Verhalten änderte sich ab etwa der Hälfte der Tragfähigkeit in ein nichtlineares Verhalten mit degressivem Verlauf. Auch die verschlissenen Reibflächen zeigten gegenüber den Referenzversuchen keine Änderung. Deutlich erkennbar war der lokale Abrieb, an welchem auch die Belastungsrichtung identifizierbar war. Auf den Fügepartnern fiel dieser Verschleiß stärker aus als auf den Reibflächen der Laschen.

Ein Versuchskörper, dessen Fügepartner eine Zinkschichtdicke von 500 µm aufwiesen, ruhte über 23 Tage. In dieser Zeit reduzierten sich die Vorspannkräfte um etwa 7,1 %. Die Ergebnisse der anschließenden quasi-statische Prüfung finden sich in Tabelle 6.15. Die aufgetretenen Verluste der Vorspannkraft wurden vor der Prüfung nicht wieder ausgeglichen.

Tabelle 6.15: Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit nach Ruhen von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (500 µm) mit HT-verzinkten Laschen

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$ [kN]	$F_{p,C,m,Start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C}$ [%]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$\Delta d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
S5Y_01_RQ (23 Tage Ruhen)	oben	177,1	164,5	7,1	255,3	0,37	0,046	203,6
	unten	176,8	164,4	7,0	255,3	0,37	0,065	187,8

Legende: **$F_{p,C,m,ini}$:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft vor Beginn der Vorbelastung, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **$F_{p,C,m,Start}$**: Gemessene mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung bzw. vor einem möglichen Nachspannen; **$\Delta F_{p,C}$**: Verlust der Vorspannkraft zwischen $F_{p,C,m,ini}$ und $F_{p,C,m,Start}$; **F_{Si}**: Individuelle maximale Gleitlast der Verbindung; **μ_i:** Individuelle Haftreibungszahl aus Basis von F_{Si} bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **$\Delta d_{Si,akt}$**: Individuelle Gleitverformung beim Erreichen der individuellen Gleitlast F_{Si}, Gleitverformungen durch eine Vorbelastung sind nicht enthalten; **$F_{Si,Rest}$**: Individuelle minimale Resttragfähigkeit der Verbindung nach Überschreiten von F_{Si}

In der Prüfung wurde in beiden Verbindungen eine individuelle Gleitlast F_{Si} von 255,3 kN erzielt, was einer Haftreibungszahl μ_i von 0,37 entsprach. Diese fiel damit gegenüber den Versuchen mit dünnerer Zinkschicht auf den Fügepartnern etwas geringer aus. Auch die sich einstellende Resttragfähigkeit $F_{Si,Rest}$ fiel mit 187,8 kN bzw. 203,6 kN geringer aus als bei den Versuchen mit dünnerer Zinkschicht. Bei allen anderen untersuchten Parametern wurden keine Abweichungen festgestellt.

6.5.3 Quasi-statische Tragfähigkeit nach konstanter Belastung

An insgesamt fünf Versuchskörpern wurde die quasi-statische Tragfähigkeit nach einer konstanten Belastung untersucht. Die Höhe und Dauer der konstanten Last unterschied sich zwischen den einzelnen Versuchen. Die Ergebnisse aller durchgeführten Versuche sind in Tabelle 6.16 zu erkennen.

Zwei Versuchskörper wurden über vier Tage mit einer Beanspruchung von 172 kN (μ = 0,25) belastet. Der erste Versuchskörper wurde direkt nach der Montage belastet. Der zweite der beiden Prüfkörper ruhte nach der Montage noch für sieben Tage, ehe er belastet wurde. Ein dritter Versuchskörper wurde direkt nach der Montage mit einer Beanspruchung von 206 kN (μ = 0,30) über einen Zeitraum von einem Tag belastet. Bei allen drei Prüfkörpern stellten sich Vorspannkraftverluste zwischen 8,8 % und 9,9 % ein. In den Verbindungen, die mit einer Belastung von 206 kN beansprucht wurden, stellten sich durch tertiäres Kriechen Verformungen größer als 0,15 mm ein. Bei den anderen Verbindungen fielen diese geringer aus. Das Verhalten während der Vorbelastung wird in Abschnitt 5.5.5 erläutert. In der anschließenden quasi-statischen Prüfung ergaben sich individuelle Gleitlasten F_{Si} zwischen 291,6 kN (μ_i = 0,42) und 321,7 kN (μ_i = 0,47). Alle Verbindungen versagten langsam, Resttragfähigkeiten $F_{Si,Rest}$ bildeten sich zwischen 198,7 kN und 223,8 kN. Bis zur Ausbildung der maximalen Tragfähigkeit zeigten die Verbindungen bis zu einer Belastung über 200 kN ein lineares Verhalten mit hoher Steifigkeit. Danach fiel die Steifigkeit ab, ein nichtlineares Verhalten bildete sich aus. Der Reibverschleiß fiel deutlicher als bei den Referenzversuchen aus. Der auf den Fügepartnern sonst lokale Reibverschleiß war eher flächig um die Löcher zu finden. Auf den Reibflächen der Lasche war keine so deutliche Zunahme zu erkennen. Die Ergebnisse aller durchgeführten Versuche sind in Tabelle 6.16 zu erkennen.

Tabelle 6.16: Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit nach konstanter Beanspruchung von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$ [kN]	$F_{p,C,m,Start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C}$ [%]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$\Delta d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
SY_31_KQ (µ = 0,25 / 4 Tage)	oben	179,8	162,0	9,9	321,7	0,47	0,069	223,8
	unten	174,9	159,1	9,1	321,7	0,47	0,048	-
SY_32_RKQ (7 Tage Ruhen / µ = 0,25 / 4 Tage)	oben	179,4	163,6	8,8	311,8	0,45	0,050	-
	unten	179,6	162,6	9,5	311,8	0,45	0,039	-
SY_11_KQ (µ = 0,30 / 1 Tag)	oben	182,3	165,2	9,4	291,6	0,42	0,085	245,9
	unten	183,0	166,8	8,8	291,6	0,42	0,041	198,7
SY_33_KKRQ (µ > 0,20 / 6 Tage / µ > 0,30 / 29 Tage / 28 Tage Ruhen)	oben	181,4	156,8	13,5	342,0	0,50	0,054	-
	unten	179,3	154,6	13,8	342,0	0,50	0,037	-
SY_34_KKRQ (µ > 0,20 / 13 Tage / µ > 0,30 / 15 Tage / 8 Tage Ruhen)	oben	184,0	164,6	10,6	316,0	0,46	0,035	-
	unten	184,8	165,2	10,6	316,0	0,46	0,063	242,6

Legende: **$F_{p,C,m,ini}$:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft vor Beginn der Vorbelastung, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **$F_{p,C,m,Start}$**: Gemessene mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung bzw. vor einem möglichen Nachspannen; **$\Delta F_{p,C}$**: Verlust der Vorspannkraft zwischen $F_{p,C,m,ini}$ und $F_{p,C,m,Start}$; **F_{Si}**: Individuelle maximale Gleitlast der Verbindung; **μ_i:** Individuelle Haftreibungszahl aus Basis von F_{Si} bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **$\Delta d_{Si,akt}$**: Individuelle Gleitverformung beim Erreichen der individuellen Gleitlast F_{Si}, Gleitverformungen durch eine Vorbelastung sind nicht enthalten; **$F_{Si,Rest}$**: Individuelle minimale Resttragfähigkeit der Verbindung nach Überschreiten von F_{Si}

Zwei weitere Versuchskörper wurden nacheinander mit zwei unterschiedlichen konstanten Lasten beansprucht. In der ersten Stufe wurde eine Last von größer 138 kN aufgebracht, im zweiten Schritt wurde diese auf eine Last größer als 206 kN erhöht. Beide Prüfkörper wurden direkt nach der Montage belastet und jede der Laststufen wurde über mehrere Tage gehalten. Nach Abschluss der zweistufigen konstanten Belastung ruhten die Prüfkörper unplanmäßig noch einige Tage, da für die quasi-statischen Prüfungen nicht die gleiche Prüfeinrichtung verwendet werden konnte.

Der erste der beiden zweistufig belasteten Prüfkörper wurde sechs Tage mit der geringeren Last beansprucht und weitere 29 Tage mit der höheren. Bis zur quasi-statischen Prüfung ruhte er unplanmäßig weitere 28 Tage. In dieser Zeit stellten sich Vorspannkraftverluste von 13,5 % bzw. 13,8 % ein. Es zeigte sich unter der höheren Belastung ein tertiäres Kriechen, die nach Entfernen der Belastung zurückbleibenden Verformungen waren größer als 0,15 mm. In der quasi-statischen Prüfung bildete sich für beide Verbindungen eine individuelle Gleitlast F_{Si} von 342,0 kN (μ_i = 0,50) aus. Der zweite der beiden zweistufig belasteten Prüfkörper wurde 13 Tage mit der geringeren Last beansprucht, und weitere 15 Tage mit der höheren. Auch hier zeigte sich unter der höheren Belastung ein tertiäres Kriechen. Es blieben Verformungen über 0,19 mm zurück. Bis zur quasi-statischen Prüfung ruhte der Prüfkörper unplanmäßig weitere acht Tage. Die Vorspannkräfte reduzierten sich insgesamt um 10,6 %, die erzielte individuelle Gleitlast F_{Si} beider Verbindungen lag bei 316,0 kN. Beide Versuche zeigten bis zu einer Belastung von etwa 250 kN ein nahezu lineares Verhalten, danach fiel die Steifigkeit ab. Der erste Versuchskörper versagte schlagartig, wobei sich dieses durch die stark abfallende Steifigkeit ankündigte. Der zweite langsam, hier bildete sich auch bei einer Verbindung eine Resttragfähigkeit $F_{Si,Rest}$ von 242,6 kN aus.

Das Kraft-Gleit-Verhalten des zweiten Versuches ist in Bild 6.8 erkennbar. Obwohl beide Versuchskörper ein unterschiedliches Versagen zeigten, zeigten die verschlissenen Reibflächen keine deutlichen Unterschiede. Auch gegenüber den mit nur einer Laststufe vorbeanspruchten Versuchskörpern zeigte sich bei den verschlissenen Reibflächen kein Unterschied. Das Verhalten der mit zwei Belastungen vorbeanspruchten Versuchskörper während der vorherigen Beanspruchung findet sich in Abschnitt 7.4.

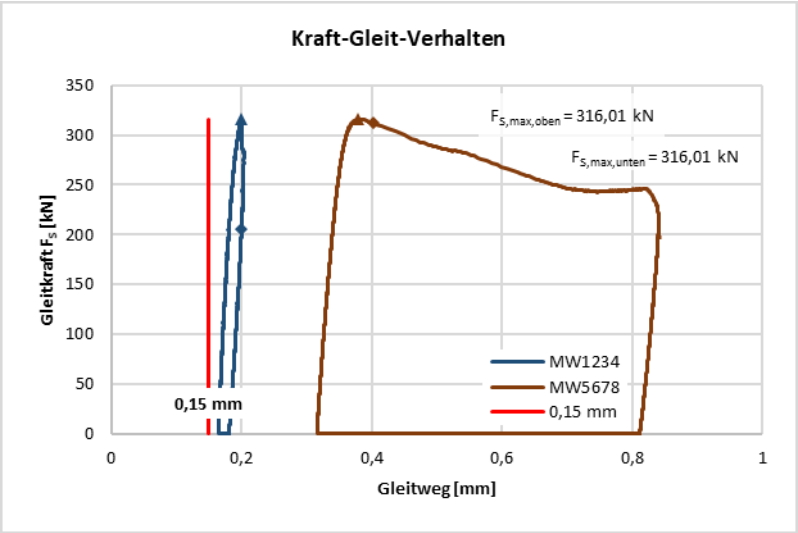


Bild 6.8: Exemplarischer Verlauf des Kraft-Gleit-Verhaltens im quasi-statischen Versuch von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen nach konstanter Vorbelastung (hier mit zwei Laststufen)

6.5.4 Quasi-statische Tragfähigkeit nach zyklischer Belastung

An insgesamt 24 Versuchen wurde die quasi-statische Tragfähigkeit nach einer zyklischen Vorbelastung untersucht. Hierbei wurden unterschiedliche Parameter variiert, die im Folgenden mit den erzielten Ergebnissen einzeln erläutert werden. Das Verhalten während der zyklischen Belastung des überwiegenden Teils der Versuche, wird in Abschnitt 5.5.6 erläutert. Ein Teil der Versuche mit abweichender Spannungsschwingbreite R findet sich in Abschnitt 7.2.

In Tabelle 6.17 werden die Ergebnisse der quasi-statischen Prüfungen nach einer zyklischen Belastung mit variierender Beanspruchung zusammengefasst.

Tabelle 6.17: Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit nach zyklischer Vorbelastung mit unterschiedlichen Beanspruchungen von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	$F_{p,C,m,Start}$	$\Delta F_{p,C}$	F_{Si}	μ_i	$\Delta d_{Si,akt}$	$F_{Si,Rest}$
		[kN]	[kN]	[%]	[kN]	[-]	[mm]	[kN]
SY_12_ZQ (μ_o = 0,20 / R = 0,1 / 3,5 Mio. Zyk.)	oben	178,4	162,6	8,8	314,4	0,46	0,046	223,1
	unten	178,7	162,7	8,9	314,4	0,46	0,057	218,9
SY_13_ZQ (μ_o = 0,23 / R = 0,1 / 5,0 Mio. Zyk.)	oben	177,4	159,9	9,9	330,1	0,48	0,050	201,5
	unten	176,5	158,8	10,0	330,1	0,48	0,035	233,6
SY_14_ZQ (μ_o = 0,25 / R = 0,1 / 5,0 Mio. Zyk.)	oben	176,9	157,0	11,2	339,9	0,49	0,047	220,7
	unten	175,7	157,4	10,4	339,9	0,49	0,054	212,3
SY_15_ZQ (μ_o = 0,28 / R = 0,1 / 5,0 Mio. Zyk.)	oben	177,7	157,3	11,5	340,4	0,49	0,030	221,7
	unten	176,4	154,3	12,5	340,4	0,49	0,048	206,0
SY_30_ZQ (μ_o = 0,32 / R = 0,1 / 30.000. Zyk.)	oben	177,3	165,5	6,7	287,3	0,42	0,036	220,8
	unten	176,8	158,1	10,6	260,5	0,38	0,088	238,8
SY_17_ZQ (μ_o = 0,32 / R = 0,1 / 5,0 Mio. Zyk.)	oben	177,7	153,2	13,8	354,3	0,51	0,037	-
	unten	177,2	153,5	13,3	354,3	0,51	0,049	214,6

Legende: $F_{p,C,m,ini}$: Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft vor Beginn der Vorbelastung, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **$F_{p,C,m,Start}$**: Gemessene mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung bzw. vor einem möglichen Nachspannen; **$\Delta F_{p,C}$**: Verlust der Vorspannkraft zwischen $F_{p,C,m,ini}$ und $F_{p,C,m,Start}$; **F_{Si}**: Individuelle maximale Gleitlast der Verbindung; **μ_i:** Individuelle Haftreibungszahl aus Basis von F_{Si} bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **$\Delta d_{Si,akt}$**: Individuelle Gleitverformung beim Erreichen der individuellen Gleitlast F_{Si}, Gleitverformungen durch eine Vorbelastung sind nicht enthalten; **$F_{Si,Rest}$**: Individuelle minimale Resttragfähigkeit der Verbindung nach Überschreiten von F_{Si}

Die zyklischen Vorbelastungen wurden mit Oberlasten F_o zwischen 138 kN (μ = 0,20) und 220 kN (μ = 0,32) bei einem Spannungsverhältnis R von 0,1 durchgeführt. Die Vorbelastungen wurden in fast allen Fällen über fünf Millionen Zyklen aufgebracht, bei der niedrigsten Belastung waren es nur 3,5 Millionen Zyklen. Lediglich ein Versuch (SY_30_ZQ) wurde aufgrund ungewöhnlich großer Verformungen nach bereits 30.000 Zyklen abgebrochen. Der Versuch ist in Tabelle 6.17 aufgeführt, wird aber in der weiteren Auswertung nicht betrachtet. Durch die

Vorbelastung entstanden Vorspannkraftverluste zwischen 8,8 % und 13,8 %. Insbesondere bei den höheren Belastungen stellten sich teilweise Verformungen ein, die größer als 0,15 mm waren. Die anschließenden quasi-statische Prüfungen ergaben individuelle Gleitlasten F_{Si} zwischen 314,4 kN (μ_i = 0,46) und 354,3 kN (μ_i = 0,51). Alle Verbindungen versagten nicht schlagartig, auch konnte bei fast allen Verbindungen die Resttragfähigkeit $F_{Si,Rest}$ aufgezeichnet werden. Diese lag zwischen 201,5 kN und 233,6 kN. Das Kraft-Gleit-Verhalten zeigte – wie auch bei den Versuchen nach einer konstanten Vorbelastung – einen linearen Verlauf bis etwa 250 kN. Danach reduzierte sich die Steifigkeit bis zum Erreichen der maximalen Tragfähigkeit. Auch die Reibflächen zeigten den starken Verschließ in den Bereichen um die Schraubenlöcher. Dieser war deutlich auf den Fügepartnern und den Laschen zu erkennen und zeigte eine Überlagerung von lokalen Kontaktpunkten zu einem flächigen Abrieb. Die Richtung der Relativbewegung war gut erkennbar. Bei der optischen Untersuchung konnten keine erkennbaren Ablösungen gefunden werden. Wie auch bei den verschlissenen Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl nach einer zyklischen Vorbelastung (siehe Abschnitt 6.2.4), waren an den Rändern des Verschleißes Verfärbungen zu finden. Eine exemplarische verschlissene Reibfläche ist in Bild 6.9 abgebildet.



Bild 6.9: Exemplarische Reibfläche nach quasi-statischer Prüfung von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen nach zyklischer Beanspruchung (hier nur Reibfläche einer Lasche abgebildet)

An sieben Versuchen sollte die quasi-statische Tragfähigkeit nach unterschiedliche Anzahl an Zyklen untersucht werden. Hierzu wurden Versuchskörper mit einer Oberlast F_o von 205 kN ($\mu_o = 0{,}30$) bei einem Spannungsverhältnis R von 0,1 belastet. Auf die Versuchskörper wurden zwischen 251 und 4,6 Mio. Zyklen aufgebracht. Durch die unterschiedlichen Versuchsdauern ergab sich eine große Spannweite an Vorspannkraftverlusten, diese gingen von 5,3 % bis zu 13,6 %. Ebenso zeigten auch die ermittelten individuellen Gleitlasten F_{Si} eine Spannbreite zwischen 251,8 kN ($\mu_i = 0{,}37$) und 339,3 kN ($\mu_i = 0{,}49$). Bei den ermittelten Resttragfähigkeiten fiel diese Streuung geringer aus, dort lagen die Werte zwischen 203,8 kN und 223,2 kN. Beim Vergleich der erzielten individuellen Gleitlasten nach unterschiedlicher Anzahl an aufgebrachten Zyklen, war eine deutliche Zunahme der Gleitlasten bis etwa 400.000 Zyklen erkennbar. Danach fiel diese Zunahme weniger stark aus. Auch bei der Untersuchung des Kraft-Gleit Verhaltens zeigten sich Änderungen. Alle Verbindungen zeigten zu Beginn einen linearen Verlauf. Die Verbindungen, die eine Vorbelastung über 251 Zyklen erfahren hatten, zeigten einen linearen Verlauf bis zu einer Belastung von etwa 200 kN. Alle Verbindungen deren Vorbelastung über mehr Zyklen aufgebracht wurde und sich die individuellen Gleitlasten auch weiter erhöhten, zeigten diesen linearen Verlauf bis zu einem konstanten Wert von etwa 250 kN. Auch an den verschlissenen Reibflächen ist ein Unterschied zwischen den aufgebrachten Zyklen während der Vorbelastung erkennbar. So wird das Verschleißbild bei höheren Anzahl an Zyklen deutlicher, insbesondere bei den verschlissenen Reibflächen der Laschen. Auch die an den Rändern der Reibflächen gefundenen Verfärbungen zeigen sich erst bei höherer Anzahl an Schwingspielen während der Vorbelastung. Die Ergebnisse der quasi-statischen Prüfungen nach einer Vorbelastung mit einer Oberlast F_o von 205 kN über verschiede Zyklenzahlen, sind in Tabelle 6.18 zusammengefasst.

Tabelle 6.18: Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit nach zyklischer Vorbelastung mit unterschiedlicher Zyklenzahl bei konstanter Oberlast F_o von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$ [kN]	$F_{p,C,m,Start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C}$ [%]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$\Delta d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
SY_19_ZQ (μ_o = 0,30 / R = 0,1 / 251 Zyk.)	oben	181,8	171,7	5,5	251,8	0,37	0,057	203,8
	unten	179,9	170,3	5,3	251,8	0,37	0,039	-
SY_20_ZQ (μ_o = 0,30 / R = 0,1 / 6.000 Zyk.)	oben	181,8	167,8	7,7	295,1	0,43	0,047	218,1
	unten	182,7	168,2	7,9	295,1	0,43	0,040	-
SY_21_ZQ (μ_o = 0,30 / R = 0,1 / 100.000 Zyk.)	oben	179,2	164,3	8,3	298,4	0,43	0,027	-
	unten	178,6	164,1	8,1	298,4	0,43	0,053	207,2
SY_22_ZQ (μ_o = 0,30 / R = 0,1 / 400.000 Zyk.)	oben	182,1	167,0	8,3	320,3	0,47	0,054	223,2
	unten	180,1	163,1	10,3	320,3	0,47	0,043	-
SY_23_ZQ (μ_o = 0,30 / R = 0,1 / 1,2 Mio. Zyk.)	oben	179,7	158,5	11,8	307,3	0,45	0,054	201,8
	unten	179,0	160,5	10,3	307,3	0,45	0,030	-
SY_24_ZQ (μ_o = 0,30 / R = 0,1 / 3,4 Mio. Zyk.)	oben	178,3	159,0	10,8	331,2	0,48	0,050	220,2
	unten	178,3	157,9	11,5	331,2	0,48	0,031	-
SY_25_ZQ (μ_o = 0,30 / R = 0,1 / 4,6 Mio. Zyk.)	oben	177,0	155,6	12,1	339,3	0,49	0,041	-
	unten	176,9	152,8	13,6	339,3	0,49	0,052	208,7

Legende: $F_{p,C,m,ini}$: Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft vor Beginn der Vorbelastung, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **$F_{p,C,m,Start}$**: Gemessene mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung bzw. vor einem möglichen Nachspannen; **$\Delta F_{p,C}$**: Verlust der Vorspannkraft zwischen $F_{p,C,m,ini}$ und $F_{p,C,m,Start}$; **F_{Si}**: Individuelle maximale Gleitlast der Verbindung; **μ_i:** Individuelle Haftreibungszahl aus Basis von F_{Si} bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **$\Delta d_{Si,akt}$**: Individuelle Gleitverformung beim Erreichen der individuellen Gleitlast F_{Si}, Gleitverformungen durch eine Vorbelastung sind nicht enthalten; **$F_{Si,Rest}$**: Individuelle minimale Resttragfähigkeit der Verbindung nach Überschreiten von F_{Si}

Um einen Einfluss auf die quasi-statische Tragfähigkeit nach einer zyklischen Belastung mit unterschiedlichen Spannungsverhältnissen R abschätzen zu können, wurden drei Versuche durchgeführt.

Die durchgeführten Versuche ließen sich in zwei Gruppen teilen: Zuerst wurde ein Versuch mit einer wechselnden Belastung mit dem Spannungsverhältnis R von -1 und einer Oberlast F_o von 138 kN (μ_o = 0,20) durchgeführt. Die Belastung im Versuch wurde über 900.000 Zyklen aufgebracht und der Versuchskörper anschließend direkt einer quasi-statischen Prüfung unterzogen. Dieser Versuch konnte direkt mit einem Versuch mit gleicher Oberlast F_o, aber einem Spannungsverhältnis R von 0,1 verglichen werden. Zwei weitere Versuche wurden bei einer Oberlast F_o von 206 kN (μ_o = 0,30) durchgeführt, das Spannungsverhältnis R lag bei 0,66 und 0,83. Ein Vergleich war wieder mit einem Versuch bei gleicher Oberlast F_o, aber einem Spannungsverhältnis R von 0,1 möglich.

Beim Versuchskörper, der mit wechselnden Lasten über 900.000 Zyklen beansprucht wurde, stellten sich Vorspannkraftverluste von 10,0 % und 10,8 % ein. Die ermittelten individuellen Gleitlasten F_{Si} lagen jeweils bei 324,5 kN (μ_i = 0,47). Die Verbindungen versagten langsam, die sich ausbildenden Resttragfähigkeiten $F_{Si,Rest}$ lagen bei 225,4 kN und 264,6 kN. Im Vergleich zum Versuch mit einem Spannungsverhältnis R von 0,1 (siehe Versuch SY_12_ZQ in Tabelle 6.17) konnte eine ähnliche statische Tragfähigkeit, bei einer geringeren Zyklenzahl der Vorbelastung, ermittelt werden. Die Versuche mit einer Oberlast F_o von 206 kN wiesen Vorspannkraftverluste zwischen 9,5 % und 11,9 % auf und erzielten individuelle Gleitlasten F_{Si} zwischen 295,2 kN und 340,5 kN. Auch diese Verbindungen versagten nicht schlagartig und bildeten Resttragfähigkeiten $F_{Si,Rest}$ zwischen 222,1 kN und 238,9 kN. Im Vergleich mit den Versuchen bei gleicher Oberlast F_o (siehe Tabelle 6.18) lagen die erzielten Gleitlasten im Bereich der anderen Versuchsergebnisse. In Kombination mit dem Versuch mit wechselnder Vorbelastung konnte folgende leichte Tendenz erkannt werden: Je größer die Schwingbreite und damit betragsmäßige Differenz zwischen Oberlast F_o und Unterlast F_u war, umso größer schienen die individuellen Gleitlasten auszufallen. Da die Vorbelastungen aber mit unterschiedlichen Zyklenzahlen und Lastniveaus durchgeführt wurden, war auf Basis dieser Versuche nur eine mögliche Tendenz erkennbar.

Änderungen in den verschlissenen Reibflächen oder dem Kraft-Gleit-Verhalten konnten bei keinem der durchgeführten Versuche festgestellt werden. In Tabelle 6.19 sind die Ergebnisse der Versuche zusammengefasst.

Tabelle 6.19: Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit nach zyklischer Vorbelastung mit unterschiedlichen Spannungsverhältnissen R von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$ [kN]	$F_{p,C,m,Start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C}$ [%]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$\Delta d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
SY_26_ZQ (μ_o = 0,20 / R = -1 / 900.000 Zyk.)	oben	182,4	162,8	10,8	324,5	0,47	0,073	225,4
	unten	184,5	166,1	10,0	324,5	0,47	0,058	264,6
SY_35_ZQ (μ_o = 0,30 / R = 0,66 / 2,8 Mio. Zyk.)	oben	181,1	164,0	9,5	340,5	0,49	0,040	-
	unten	180,5	159,1	11,9	340,5	0,49	0,057	238,9
SY_36_ZQ (μ_o = 0,30 / R = 0,83 / 1,8 Mio. Zyk.)	oben	182,1	162,8	10,6	295,2	0,43	0,031	224,8
	unten	181,6	163,9	9,7	295,2	0,43	0,064	222,1

Legende: **$F_{p,C,m,ini}$:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft vor Beginn der Vorbelastung, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **$F_{p,C,m,Start}$**: Gemessene mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung bzw. vor einem möglichen Nachspannen; **$\Delta F_{p,C}$**: Verlust der Vorspannkraft zwischen $F_{p,C,m,ini}$ und $F_{p,C,m,Start}$; **F_{Si}**: Individuelle maximale Gleitlast der Verbindung; **μ_i:** Individuelle Haftreibungszahl aus Basis von F_{Si} bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **$\Delta d_{Si,akt}$**: Individuelle Gleitverformung beim Erreichen der individuellen Gleitlast F_{Si}, Gleitverformungen durch eine Vorbelastung sind nicht enthalten; **$F_{Si,Rest}$**: Individuelle minimale Resttragfähigkeit der Verbindung nach Überschreiten von F_{Si}

Bei drei Versuchen wurde das Niveau der Vorspannkraft variiert, um einen möglichen Einfluss aus der Vorspannkraft auf die quasi-statische Tragfähigkeit nach einer Vorbelastung zu untersuchen. Für alle drei Niveaus wurden Referenzversuche durchgeführt (siehe Abschnitt 5.5.3).

Die Versuche mit reduzierten Vorspannkraftniveaus wurden mit einer zyklischen Oberlast F_o durchgeführt, die einer Haftreibungszahl μ_o von 0,3 entsprachen. Es wurden mindestens 1,0 Mio. Zyklen mit einem Spannungsverhältnis R von 0,1 aufgebracht. Der Versuchskörper, der mit dem kombinierten Verfahren vorgespannt wurde, wurde über mehr als 3,1 Mio. Zyklen mit einer Oberlast F_o von 205 kN (μ_o = 0,24) belastet. Durch die zyklischen Vorbelastungen reduzierten sich die Vorspannkräfte um 8,3 % bis 13,5 % gegenüber den Vorspannkräften bei Montage. In der anschließenden quasi-statischen Prüfung ergaben sich Haftreibungszahlen μ_i von 0,52 (50 % $F_{p,C}$), 0,49 (80 % $F_{p,C}$) und 0,42 (Kombiniertes Verfahren / 125 % $F_{p,C}$). Die Verbindungen des Versuchskörpers, der auf dem Vorspannkraftniveau von 80 % $F_{p,C}$ montiert wurde, versagten schlagartig. Die verschlissenen Reibflächen zeigten allerdings keine abgelösten Bereiche. Die

anderen Reibflächen versagten langsam und bildeten teilweise auch Resttragfähigkeiten $F_{Si,Rest}$ aus. Gegenüber den Referenzversuchen ohne Vorbelastung zeigte sich somit in allen Fällen eine erhöhte Tragfähigkeit. Die Ergebnisse der Untersuchungen auf unterschiedlichen Vorspannkraftniveaus sind in Tabelle 6.20 zusammengefasst.

Tabelle 6.20: Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit nach zyklischer Vorbelastung von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen auf unterschiedlichen Niveaus der Vorspannkraft

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$ [kN]	$F_{p,C,m,Start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C}$ [%]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$\Delta d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
SY_27_ZQ / 50 % $F_{p,C}$ (μ_o = 0,30 / R = 0,1 / 1,0 Mio. Zyk.)	oben	90,8	79,2	12,8	177,4	0,52	0,048	-
	unten	90,2	78,0	13,5	177,4	0,52	0,036	119,6
SY_28_ZQ / 80 % $F_{p,C}$ (μ_o = 0,30 / R = 0,1 / 2,6 Mio. Zyk.)	oben	143,0	124,6	12,9	269,8	0,49	0,029	-
	unten	144,2	125,7	12,8	269,8	0,49	0,041	-
SY_29_ZQ / 125 % $F_{p,C}$ (μ_o = 0,24 / R = 0,1 / 3,1 Mio. Zyk.)	oben	220,1	198,1	10,0	365,0	0,42	0,045	211,0
	unten	219,8	201,6	8,3	365,0	0,42	0,065	250,5

Legende: **$F_{p,C,m,ini}$:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft vor Beginn der Vorbelastung, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **$F_{p,C,m,Start}$**: Gemessene mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung bzw. vor einem möglichen Nachspannen; **$\Delta F_{p,C}$**: Verlust der Vorspannkraft zwischen $F_{p,C,m,ini}$ und $F_{p,C,m,Start}$; **F_{Si}**: Individuelle maximale Gleitlast der Verbindung; **μ_i:** Individuelle Haftreibungszahl aus Basis von F_{Si} bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **$\Delta d_{Si,akt}$**: Individuelle Gleitverformung beim Erreichen der individuellen Gleitlast F_{Si}, Gleitverformungen durch eine Vorbelastung sind nicht enthalten; **$F_{Si,Rest}$**: Individuelle minimale Resttragfähigkeit der Verbindung nach Überschreiten von F_{Si}

Ein Einfluss der Zinkschichtdicke auf den Fügepartnern wurde an fünf Versuchen untersucht. Hierbei wurden – wie auch bei den Versuchen an dünneren Zinkschichtdicken auf den Fügepartnern – die zyklischen Oberlasten F_o zwischen 160 kN (μ_o = 0,23) und 220 kN (μ_o = 0,32) variiert. Die zyklischen Vorbelastungen wurden über mindestens 4,5 Millionen Zyklen aufgebracht, das Spannungsverhältnis R betrug 0,1. Durch die Vorbelastung stellten sich teilweise verbleibende Verformungen von über einem Millimeter ein. Die in der anschließenden quasi-statischen Prüfung erzielten individuellen Gleitlasten F_{Si} lagen zwischen 308,4 kN (μ_i = 0,45) und 331,6 kN (μ_i = 0,48). Die teilweise recht großen Verschiebungen durch die Vorbelastung schienen keinen Einfluss auf die

quasi-statische Tragfähigkeit zu haben. Alle Verbindungen versagten nicht schlagartig und bildeten Resttragfähigkeiten $F_{Si,Rest}$ zwischen 192,1 kN und 263,5 kN. Gegenüber den Versuchen mit einer Zinkschichtdicke von 250 µm auf den Fügepartnern (siehe Tabelle 6.17) ergaben sich bei erhöhten Zinkschichtdicken (500 µm) geringere individuelle Gleitlasten F_{Si}. Die festgestellten Resttragfähigkeiten $F_{Si,Rest}$ blieben allerdings auf einem ähnlichen Niveau. Auch das Kraft-Gleit-Verhalten vor Erreichen der maximalen Tragfähigkeit sowie die verschlissenen Reibflächen zeigten keine Abweichung gegenüber den Versuchen mit dünneren Zinkschichtdicken auf den Fügepartnern. Die Versuche sind in Tabelle 6.21 zusammengefasst.

Tabelle 6.21: Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit nach zyklischer Vorbelastung von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (500 µm) mit HT-verzinkten Laschen

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$ [kN]	$F_{p,C,m,Start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C}$ [%]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$\Delta d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
S5Y_05_ZQ (μ_o = 0,23 / R = 0,1 / 6,2 Mio. Zyk.)	oben	177,2	158,6	10,5	310,9	0,45	0,042	236,3
	unten	176,5	157,8	10,6	310,9	0,45	0,046	197,1
S5Y_06_ZQ (μ_o = 0,25 / R = 0,1 / 5,1 Mio. Zyk.)	oben	177,2	155,8	12,1	308,4	0,45	0,040	204,3
	unten	177,9	159,0	10,6	308,4	0,45	0,039	192,1
S5Y_07_ZQ (μ_o = 0,28 / R = 0,1 / 4,9 Mio. Zyk.)	oben	177,1	155,3	12,3	318,8	0,46	0,048	-
	unten	176,9	154,0	12,9	318,8	0,46	0,036	206,1
S5Y_08_ZQ (μ_o = 0,30 / R = 0,1 / 5,2 Mio. Zyk.)	oben	179,1	156,1	12,8	319,2	0,46	0,031	204,6
	unten	179,5	155,9	13,2	319,2	0,46	0,043	194,2
S5Y_09_ZQ (μ_o = 0,32 / R = 0,1 / 4,5 Mio. Zyk.)	oben	180,6	156,6	13,3	331,6	0,48	0,057	263,5
	unten	180,1	153,3	14,9	331,6	0,48	0,060	263,5

Legende: **$F_{p,C,m,ini}$:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft vor Beginn der Vorbelastung, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **$F_{p,C,m,Start}$**: Gemessene mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung bzw. vor einem möglichen Nachspannen; **$\Delta F_{p,C}$**: Verlust der Vorspannkraft zwischen $F_{p,C,m,ini}$ und $F_{p,C,m,Start}$; **F_{Si}**: Individuelle maximale Gleitlast der Verbindung; **μ_i:** Individuelle Haftreibungszahl aus Basis von F_{Si} bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **$\Delta d_{Si,akt}$**: Individuelle Gleitverformung beim Erreichen der individuellen Gleitlast F_{Si}, Gleitverformungen durch eine Vorbelastung sind nicht enthalten; **$F_{Si,Rest}$**: Individuelle minimale Resttragfähigkeit der Verbindung nach Überschreiten von F_{Si}

6.5.5 Zusammenfassung der Ergebnisse für die Reibflächenpaarung

Die Verbindungen von gemischten Reibflächen aus NT-verzinktem Sebistystahl und HT-verzinkten Laschen zeigten bei den Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit nach unterschiedlichen Vorbelastungen erhöhte Tragfähigkeiten. Bei jeder der untersuchten Vorbelastungen ergaben sich - gegenüber dem Referenzzustand – erhöhte Haftreibungszahlen. Durch eine Vorbelastung mit einer konstanten oder zyklischen Last änderte sich das Kraft-Gleit Verhalten der Verbindungen. In den Referenzversuchen zeigten die Verbindungen eher ein nichtlineares Verhalten, zu Beginn der Belastung konnte hingegen ein linearer Verlauf festgestellt werden. Ab etwa 250 kN zeigte sich aber wieder der bekannte nichtlineare Verlauf. Die verschlissenen Reibflächen ließen sich in zwei Gruppe einteilen. Die Referenzversuche und die geruhten Prüfkörper zeigten einen Abrieb an einzelnen lokalen Kontaktstellen. Der Verschleiß war auf den Fügepartnern deutlicher zu erkennen als auf den Laschen. Bei den Prüfkörpern, die mit einer konstanten oder zyklischen Belastung vorher beansprucht wurden, hatten sich die lokalen Kontaktpunkte zu einem flächigen Abrieb zusammengeschlossen. Der Verschleiß fiel auf den Laschen nun auch deutlicher aus. Zusätzlich hatten sich bei den Versuchskörpern mit einer zyklischen Vorbelastung Verfärbungen an den Rändern des Verschleißes gebildet. Die wesentlichen Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit nach unterschiedlichen Vorbelastungen sind in Tabelle 6.22 zusammengefasst.

Tabelle 6.22: Ergebnisse der quasi-statischen Prüfungen nach unterschiedlichen Vorbelastungen von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen

Vorbelastung	Referenz	Ruhen	Konstante Belastung	Zyklische Belastung
Anzahl	2	2	5	16 (>500.000 Zyk.)
Verluste der Vorspannkraft [%]	(Min. / **MW** / Max.) 1,6 / **2,0** / 2,4	5,3 / **5,6** / 6,0	9,1 / **10,4** / 13,8	8,3 / **11,3** / 13,8
Haftreibungs-zahl μ_i [-]	(Min. / **MW** / Max.) 0,33 / 0,36 / 0,37	0,39 / **0,40** / 0,40	0,42 / **0,46** / 0,50	0,42 / **0,48** / 0,52

Zusätzlich wurden auch Versuchskörper mit einer auf den Fügepartnern erhöhten Zinkschichtdicke von 500 µm untersucht. Auch hier zeigte sich in den untersuchten Fällen eine erhöhte Tragfähigkeit. Die festgestellte Zunahme der Haftreibungszahlen fiel allerdings gegenüber den Versuchskörpern mit dünnerer Zinkschichtdicke (250 µm) geringer aus. Die Ergebnisse sind in Tabelle 6.23 zusammengefasst.

Tabelle 6.23: Ergebnisse der quasi-statischen Prüfungen nach unterschiedlichen Vorbelastungen von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (500 µm) mit HT-verzinkten Laschen

Vorbelastung	Referenz	Ruhen	Zyklische Belastung
Anzahl	2	1	5
Verluste der Vorspannkraft [%]	(Min. / **MW** / Max.) 1,7 / **1,8** / 2,0	7,0 / **7,1** / 7,1	10,5 / **12,3** / 14,9
Haftreibungszahl μ_i [-]	(Min. / **MW** / Max.) 0,4 / **0,35** / 0,36	0,37 / **0,37** / 0,37	0,45 / **0,46** / 0,48

6.6 NT-Verzinkter Hochsiliziumstahl als Fügepartner gepaart mit gestrahlter und HT-Verzinkter Lasche

6.6.1 Vorbemerkung

In den folgenden Abschnitten werden die Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Hochsiliziumstahl gepaart mit HT-verzinkten Laschen erläutert. Das Verhalten der Versuchskörper während der Vorbelastung findet sich in Abschnitt 5.6. Dort sind ebenfalls die Referenzversuche zu finden.

6.6.2 Quasi-statische Tragfähigkeit nach Ruhen

Mithilfe eines Versuchskörpers wurde die quasi-statische Tragfähigkeit nach Ruhen untersucht.

Der Prüfkörper ruhte nach Montage für etwa 12 Tage ohne eine äußere Belastung. In dieser Zeit reduzierten sich die Vorspannkräfte um 6,6 % und 7,6 %. In der quasi-statischen Prüfung ergab sich für beide Verbindungen eine individuelle Gleitlast F_{Si} von 373,2 kN, was einer Haftreibungszahl μ_i von 0,54 entsprach. Beide Verbindungen versagten langsam, wobei sich nur bei einer Verbindung eine deutliche Resttragfähigkeit $F_{Si,Rest}$ von 312,0 kN ausbildete. Die Ergebnisse sind in Tabelle 6.24 zusammengefasst.

Tabelle 6.24: Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit nach Ruhen von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Hochsiliziumstahl mit HT-verzinkten Laschen

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$ [kN]	$F_{p,C,m,Start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C}$ [%]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$\Delta d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
HY_11_RQ (12 Tage Ruhen)	oben	180,5	166,7	7,6	373,2	0,54	0,097	-
	unten	182,3	170,3	6,6	373,2	0,54	0,074	312,0

Legende: **$F_{p,C,m,ini}$:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft vor Beginn der Vorbelastung, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **$F_{p,C,m,Start}$**: Gemessene mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung bzw. vor einem möglichen Nachspannen; **$\Delta F_{p,C}$**: Verlust der Vorspannkraft zwischen $F_{p,C,m,ini}$ und $F_{p,C,m,Start}$; **F_{Si}**: Individuelle maximale Gleitlast der Verbindung; **μ_i:** Individuelle Haftreibungszahl aus Basis von F_{Si} bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **$\Delta d_{Si,akt}$**: Individuelle Gleitverformung beim Erreichen der individuellen Gleitlast F_{Si}, Gleitverformungen durch eine Vorbelastung sind nicht enthalten; **$F_{Si,Rest}$**: Individuelle minimale Resttragfähigkeit der Verbindung nach Überschreiten von F_{Si}

Beide Verbindungen zeigten – wie auch die Referenzversuche (siehe Abschnitt 5.6.3) – im Kraft-Gleit-Diagramm ein nichtlineares und degressives Verhalten. Der Verschleiß der Reibflächen war auf den ursprünglich matten Oberflächen der Fügepartner gut erkennbar. Die verschlissenen Bereiche glänzten deutlich und zeigten einen flächigen Abrieb rund um die Schraubenlöcher. An den Reibflächen der Laschen war der Verschließ deutlich weniger gut zu erkennen. Hier zeigte er sich eher punktuell oder lokal und weniger flächig als bei den Fügepartnern. Ein Vergleich der Reibflächen der Fügepartner und der Laschen ist in Bild 6.10 erkennbar.

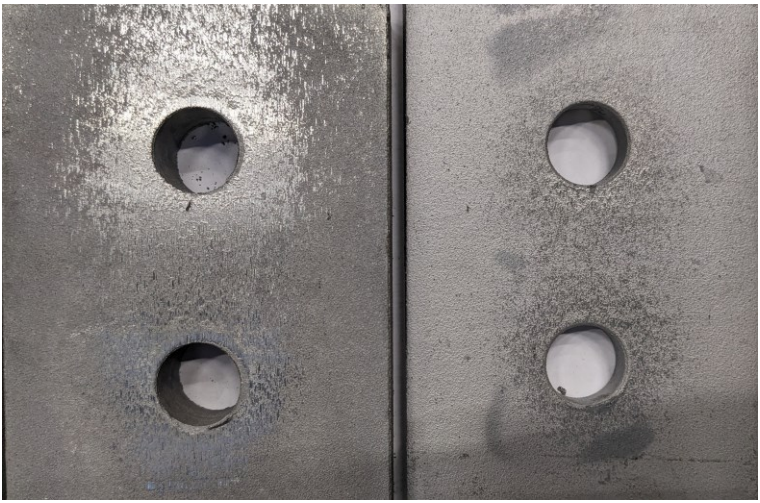


Bild 6.10: Exemplarische Reibfläche nach quasi-statischer Prüfung von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Hochsiliziumstahl mit HT-verzinkten Laschen nach Ruhen (links: Fügepartner; rechts: Lasche)

6.6.3 Quasi-statische Tragfähigkeit nach konstanter Belastung

An zwei Versuchen wurde die quasi-statische Tragfähigkeit nach einer konstanten Belastung untersucht. Beide Versuchskörper wurden nach der Montage direkt mit einer Belastung von 275 kN (μ = 0,40) bzw. 310 kN (μ = 0,45) über Zeiträume von vier bzw. fünf Tagen beansprucht. Das Verhalten während der konstanten Belastung wird in Abschnitt 5.6.5 erläutert. Nach Abschluss der Belastung wurde ohne weitere Wartezeit eine quasi-statische Prüfung durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Prüfungen sind in Tabelle 6.25 zusammengefasst.

Tabelle 6.25: Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit nach konstanter Beanspruchung von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Hochsiliziumstahl mit HT-verzinkten Laschen

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	$F_{p,C,m,Start}$	$\Delta F_{p,C}$	F_{Si}	μ_i	$\Delta d_{Si,akt}$	$F_{Si,Rest}$
		[kN]	[kN]	[%]	[kN]	[-]	[mm]	[kN]
HY_12_KQ (μ = 0,40 / 4 Tage)	oben	176,4	157,8	10,5	364,4	0,53	0,032	-
	unten	177,7	152,7	14,1	364,4	0,53	0,048	-
HY_13_KQ (μ = 0,45 / 5 Tage)	oben	181,8	155,7	14,3	419,2	0,61	0,039	-
	unten	182,8	155,5	14,9	419,2	0,61	0,038	-

Legende: $\mathbf{F_{p,C,m,ini}}$: Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft vor Beginn der Vorbelastung, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; $\mathbf{F_{p,C,m,Start}}$: Gemessene mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung bzw. vor einem möglichen Nachspannen; $\mathbf{\Delta F_{p,C}}$: Verlust der Vorspannkraft zwischen $F_{p,C,m,ini}$ und $F_{p,C,m,Start}$; $\mathbf{F_{Si}}$: Individuelle maximale Gleitlast der Verbindung; $\mathbf{\mu_i}$: Individuelle Haftreibungszahl aus Basis von F_{Si} bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; $\mathbf{\Delta d_{Si,akt}}$: Individuelle Gleitverformung beim Erreichen der individuellen Gleitlast F_{Si}, Gleitverformungen durch eine Vorbelastung sind nicht enthalten; $\mathbf{F_{Si,Rest}}$: Individuelle minimale Resttragfähigkeit der Verbindung nach Überschreiten von F_{Si}

Durch die konstante Beanspruchung verloren die Versuchskörper zwischen 10,5 % und 14,9 % der Vorspannkraft. In der anschließenden quasi-statischen Prüfung wurden individuelle Gleitlasten F_{Si} zwischen 364,4 kN und 419,2 kN erzielt. Dies entsprach Haftreibungszahlen μ_i von 0,53 und 0,61. Die Verbindungen versagten schlagartig, daher bildete sich auch keine deutliche Resttragfähigkeit $F_{Si,Rest}$ aus. Im Kraft-Gleit-Diagramm zeigte sich fast bis zum Erreichen der maximalen Tragfähigkeit ein nahezu linearer Verlauf. Erst im letzten Viertel der Belastung zeigte sich ein nichtlineares Verhalten der Verbindungen. Das Verhalten im Kraft-Gleit-Diagramm ist in Bild 6.11 erkennbar.

Die verschlissenen Reibflächen zeigten ebenfalls das aus den Referenzversuchen und Versuchen nach Ruhen bekannte Verschleißbild. Trotz des schlagartigen Versagens konnten keine mit dem bloßen Auge erkennbaren Materialablösungen an den Reibflächen festgestellt werden.

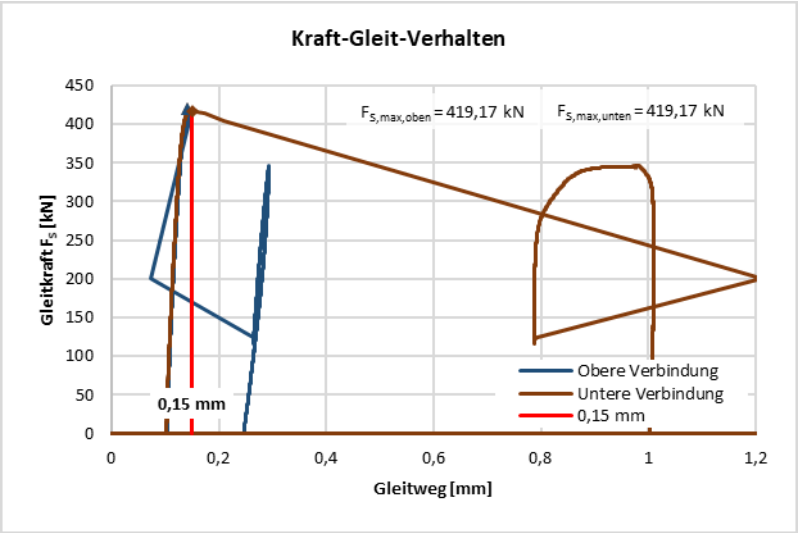


Bild 6.11: Exemplarischer Verlauf des Kraft-Gleit-Verhaltens im quasi-statischen Versuch von Reibflächen von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Hochsiliziumstahl mit HT-verzinkten Laschen nach konstanter Vorbelastung

6.6.4 Quasi-statische Tragfähigkeit nach zyklischer Belastung

Der Einfluss einer zyklischen Vorbelastung auf die quasi-statische Tragfähigkeit wurde mit einem Versuchskörper untersucht. Dieser wurde nach der Montage mit einer zyklischen Belastung bei einer Oberlast F_o von 275 kN (μ_o = 0,40) und einem Spannungsverhältnis R von 0,1 beansprucht. Die Belastung würde über 2,0 Mio. Zyklen aufgebracht. Durch die Vorbelastung reduzierten sich die Vorspannkräfte um 13,0 % und 13,8 %. Eine Erläuterung über das Verhalten des Versuchskörpers während der Vorbelastung findet sich in Abschnitt 5.6.6.

In der quasi-statischen Prüfung ergaben sich jeweils individuelle Gleitlasten F_{Si} von 408,4 kN (μ_i = 0,59). Nach einem schlagartigen Versagen bildete sich keine deutliche Resttragfähigkeit aus. Im Kraft-Gleit-Diagramm verhielten sich die Verbindungen zu Beginn linear mit hoher Steifigkeit, erst im letzten Viertel der Belastung zeigte sich ein nichtlineares Verhalten mit degressivem Verlauf. Das Verhalten im Kraft-Gleit Diagramm war damit ähnlich zu den Versuchskörpern, die eine konstante Vorbelastung erfahren hatten (siehe Bild 6.11).

Die Ergebnisse der quasi-statischen Prüfung nach zyklischer Vorbelastung sind in Tabelle 6.26 zusammengefasst.

Tabelle 6.26: Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit nach zyklischer Vorbelastung von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Hochsiliziumstahl mit HT-verzinkten Laschen

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$ [kN]	$F_{p,C,m,Start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C}$ [%]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$\Delta d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
HY_14_ZQ (μ_o = 0,40 / R = 0,1 / 2,0 Mio. Zyk.)	oben	179,4	154,7	13,8	408,4	0,59	0,057	-
	unten	179,5	156,1	13,0	408,4	0,59	0,047	-

Legende: $\mathbf{F_{p,C,m,ini}}$: Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft vor Beginn der Vorbelastung, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; $\mathbf{F_{p,C,m,Start}}$: Gemessene mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung bzw. vor einem möglichen Nachspannen; $\mathbf{\Delta F_{p,C}}$: Verlust der Vorspannkraft zwischen $F_{p,C,m,ini}$ und $F_{p,C,m,Start}$; $\mathbf{F_{Si}}$: Individuelle maximale Gleitlast der Verbindung; $\mathbf{\mu_i}$: Individuelle Haftreibungszahl aus Basis von F_{Si} bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; $\mathbf{\Delta d_{Si,akt}}$: Individuelle Gleitverformung beim Erreichen der individuellen Gleitlast F_{Si}, Gleitverformungen durch eine Vorbelastung sind nicht enthalten; $\mathbf{F_{Si,Rest}}$: Individuelle minimale Resttragfähigkeit der Verbindung nach Überschreiten von F_{Si}

Die verschlissenen Reibflächen zeigten einen deutlichen Abrieb auf den Fügepartnern und Laschen. Eine Abbildung einer Reibfläche findet sich in Bild 6.12.



Bild 6.12: Exemplarische Reibfläche nach quasi-statischer Prüfung von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Hochsiliziumstahl mit HT-verzinkten Laschen nach zykl. Vorbelastung (links: Fügepartner; rechts: Lasche)

Der Abrieb war fast ausschließlich flächig und zeigte nur wenigen punktuelle Abrieb am Rand der Reibflächen. Trotz des schlagartigen Versagens waren keine

Materialablösungen erkennbar. Auffällig war ein Ring von gelben und dunklen Verfärbungen, der sich um die Reibflächen gebildet hatte.

6.6.5 Zusammenfassung der Ergebnisse für die Reibflächenpaarung

Die untersuchten Verbindungen mit gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Hochsiliziumstahl gepaart mit HT-verzinkten Laschen zeigten – anders als die anderen verzinkten Reibflächen – keine erhöhten Haftreibungszahlen nach unterschiedlichen Vorbelastungen. Die erzielten Haftreibungszahlen nach einer ruhenden oder konstanten Vorbelastung lagen teilweise unter den Haftreibungszahlen der Referenzversuche. Nach einer zyklischen Vorbelastung konnte das Niveau der Referenzversuche fast wieder erreicht werden.

Die Vorbelastungen änderten die Versagensgeschwindigkeiten der Verbindungen. Die Referenzversuche und die geruhten Versuchskörper versagten langsam, teilweise bildeten sich Resttragfähigkeiten aus. Nach einer konstanten oder zyklischen Vorbelastung versagten die Verbindungen schlagartig, eine Resttragfähigkeit war hier nicht zu erkennen. Bereits vor Erreichen der maximalen Tragfähigkeit verhielten sich diese Verbindungen anders, im Kraft-Gleit-Diagramm war über große Anteile der Belastung ein lineares Verhalten erkennbar, was erst spät in ein nichtlineares Verhalten überging. Dies war bei den Versuchskörpern die ohne Vorbelastung blieben oder ruhten anders, sie zeigten durchgängig ein nichtlineares Verhalten. Trotz des schlagartigen Versagens mancher Verbindgen konnten keine großen Materialablösungen festgestellt werden. Der Versuchskörper, der eine zyklische Vorbelastung erfahren hatte, zeigte Verfärbungen im Randbereich der Reibflächen.

Die Ergebnisse der quasi-statischen Prüfungen nach unterschiedlichen Vorbelastungen sind in Tabelle 6.27 zusammengefasst.

Tabelle 6.27: Ergebnisse der quasi-statischen Prüfungen nach unterschiedlichen Vorbelastungen von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Hochsiliziumstahl mit HT-verzinkten Laschen

Vorbelastung	Referenz	Ruhen	Konstante Belastung	Zyklische Belastung
Anzahl	8	1	2	1
Verluste der Vorspannkraft [%]	(Min. / **MW** / Max.) 1,8 / **2,2** / 2,6	6,6 / **7,1** / 7,6	10,5 / **13,5** / 14,9	13,0 / **13,4** / 13,8
Haftreibungs-zahl μ_i [-]	(Min. / **MW** / Max.) 0,57 / **0,61** / 0,66	0,54 / **0,54** / 0,54	0,53 / **0,57** / 0,61	0,59 / **0,59** / 0,59

6.7 Gestrahlter und bewitterter wetterfester Baustahl

6.7.1 Vorbemerkung

In den folgenden Abschnitten werden die Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit nach Vorbelastung von Reibflächen von gestrahltem und anschließend bewittertem WT-Stahl erläutert. Die Versuche wurden im Anschluss an die reguläre Kriechprüfung oder die Untersuchung der Ermüdungstragfähigkeit durchgeführt, sofern die Versuchskörper noch intakt waren.

Sowohl die Referenzversuche als auch das Verhalten während der konstanten und zyklischen Vorbelastung finden sich in Abschnitt 5.7.

6.7.2 Quasi-statische Tragfähigkeit nach konstanter Belastung

Im Anschluss an die Überprüfung einer erhöhten Kriechneigung wurde an einem Versuchskörper eine quasi-statische Prüfung durchgeführt. Die reguläre Kriechprüfung wurde mit einer Belastung von 413 kN (μ = 0,60) über einen Zeitraum von sechs Stunden durchgeführt. Die Kriechprüfung galt als bestanden, es konnte keine erhöhte Kriechneigung festgestellt werden.

Durch die Belastung stellten sich Verluste der Vorspannkraft von 9,5 % und 10,5 % ein. Die Ergebnisse der quasi-statischen Prüfung sind in Tabelle 6.28 zusammengefasst.

Tabelle 6.28: Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit nach konstanter Beanspruchung von Reibflächen aus gestrahltem und bewittertem wetterfesten Baustahl

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	$F_{p,C,m,Start}$	$\Delta F_{p,C}$	F_{Si}	μ_i	$\Delta d_{Si,akt}$	$F_{Si,Rest}$
		[kN]	[kN]	[%]	[kN]	[-]	[mm]	[kN]
Ws_06_KQ (μ = 0,60 / 6 Stunden)	oben	175,9	159,2	9,5	464,7	0,68	0,063	-
	unten	175,2	156,9	10,5	464,4	0,68	0,092	-

Legende: $\mathbf{F_{p,C,m,ini}}$: Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft vor Beginn der Vorbelastung, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; $\mathbf{F_{p,C,m,Start}}$: Gemessene mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung bzw. vor einem möglichen Nachspannen; $\mathbf{\Delta F_{p,C}}$: Verlust der Vorspannkraft zwischen $F_{p,C,m,ini}$ und $F_{p,C,m,Start}$; $\mathbf{F_{Si}}$: Individuelle maximale Gleitlast der Verbindung; $\mathbf{\mu_i}$: Individuelle Haftreibungszahl aus Basis von F_{Si} bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; $\mathbf{\Delta d_{Si,akt}}$: Individuelle Gleitverformung beim Erreichen der individuellen Gleitlast F_{Si}, Gleitverformungen durch eine Vorbelastung sind nicht enthalten; $\mathbf{F_{Si,Rest}}$: Individuelle minimale Resttragfähigkeit der Verbindung nach Überschreiten von F_{Si}

Es ergaben sich individuelle Gleitlasten F_{Si} von 464,4 kN und 464,7 kN, was einer Haftreibungszahl μ_i von 0,68 entsprach. Beide Verbindungen versagten schlagartig, eine deutliche Resttragfähigkeit bildete sich dadurch nicht aus.

Bei Betrachtung des Kraft-Gleit-Verhaltens zeigten beide Verbindungen bis zu einer Belastung von 430 kN einen nahezu linearen Verlauf, danach fiel die Steifigkeit deutlich bis zum Erreichen der maximalen Tragfähigkeit ab. Das Kraft-Gleit-Verhalten ist in Bild 6.13 erkennbar.

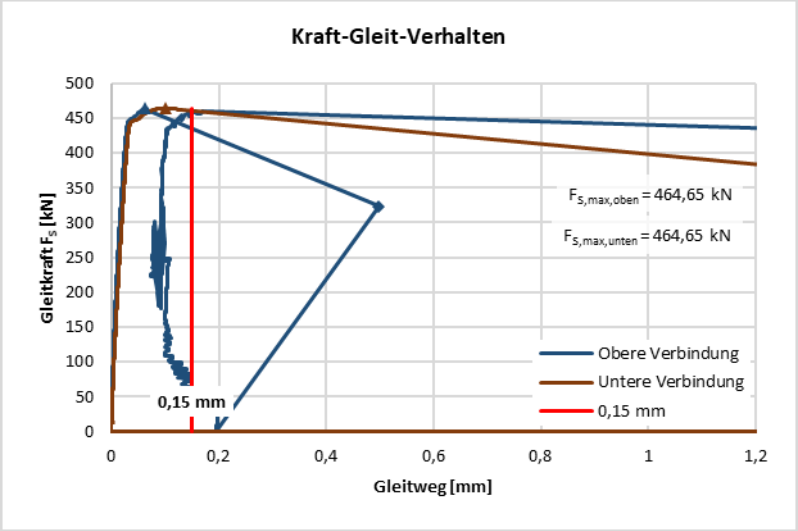


Bild 6.13: Exemplarischer Verlauf des Kraft-Gleit-Verhaltens im quasi-statischen Versuch von Reibflächen aus gestrahltem und bewittertem wetterfesten Baustahl nach konstanter Vorbelastung

Die verschlissenen Reibflächen zeigten an den Kontaktpunkten eine deutliche farbliche Veränderung. So schien an diesen Stellen die oberflächliche Korrosionsschicht abgetragen worden zu sein. Anhand des Reibverschleißes war auch die Kraftrichtung deutlich erkennbar. Großflächige Materialablösungen waren optisch nicht feststellbar. Der Reibverschleiß ähnelte damit sehr dem, der nach einer zyklischen Vorbelastung festgestellt werden konnte.

6.7.3 Quasi-statische Tragfähigkeit nach zyklischer Belastung

Bei der Untersuchung der Ermüdungsfestigkeit von GV-Verbindungen mit Reibflächen aus gestrahltem und bewittertem WT-Stahl, blieben nach Abschluss der zyklischen Belastung fünf Versuchskörper ohne Ermüdungsversagen. Diese wurden im Anschluss einer1 quasi-statischen Prüfung unterzogen. Die zyklischen

Oberlasten F_o lagen zwischen 351 kN (μ_o = 0,51) und 392 kN (μ_o = 0,57) bei einem Verhältnis der zyklischen Unterlast F_u zur Oberlast F_o von R = 0,1. Die Belastungen wurden über mindestens fünf Millionen Zyklen aufgebracht. Das Verhalten während der zyklischen Belastung wird in Abschnitt 5.7.4 erläutert.

Die Ergebnisse der quasi-statischen Prüfungen nach der zyklischen Beanspruchung sind in Tabelle 6.29 zusammengefasst.

Tabelle 6.29: Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit nach zyklischer Vorbelastung von Reibflächen aus gestrahltem und bewittertem wetterfesten Baustahl

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$ [kN]	$F_{p,C,m,Start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C}$ [%]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$\Delta d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
Ws_07_ZQ (μ_o = 0,51 / R = 0,1 / 5,0 Mio. Zyk.)	oben	175,2	150,7	14,0	465,0	0,68	0,076	-
	unten	174,9	150,3	14,1	464,3	0,67	0,110	-
Ws_08_ZQ (μ_o = 0,51 / R = 0,1 / 5,6 Mio. Zyk.)	oben	174,3	148,7	14,7	448,0	0,65	0,095	-
	unten	174,7	151,6	13,2	470,2	0,68	0,096	-
Ws_09_ZQ (μ_o = 0,57 / R = 0,1 / 5,0 Mio. Zyk.)	oben	175,5	148,3	15,5	473,5	0,69	0,047	-
	unten	175,2	148,8	15,1	473,5	0,69	0,040	-
Ws_10_ZQ (μ_o = 0,51 / R = 0,1 / 5,9 Mio. Zyk.)	oben	176,5	150,6	14,7	474,0	0,69	0,105	-
	unten	176,0	142,8	18,9	474,3	0,69	0,105	-
Ws_11_ZQ (μ_o = 0,54 / R = 0,1 / 5,4 Mio. Zyk.)	oben	176,8	144,4	18,3	454,2	0,66	0,040	-
	unten	177,0	152,5	13,8	454,2	0,66	0,041	-

Legende: **$F_{p,C,m,ini}$:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft vor Beginn der Vorbelastung, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **$F_{p,C,m,Start}$**: Gemessene mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung bzw. vor einem möglichen Nachspannen; **$\Delta F_{p,C}$**: Verlust der Vorspannkraft zwischen $F_{p,C,m,ini}$ und $F_{p,C,m,Start}$; **F_{Si}**: Individuelle maximale Gleitlast der Verbindung; **μ_i:** Individuelle Haftreibungszahl aus Basis von F_{Si} bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **$\Delta d_{Si,akt}$**: Individuelle Gleitverformung beim Erreichen der individuellen Gleitlast F_{Si}, Gleitverformungen durch eine Vorbelastung sind nicht enthalten; **$F_{Si,Rest}$**: Individuelle minimale Resttragfähigkeit der Verbindung nach Überschreiten von F_{Si}

Durch die zyklische Vorbelastung fielen die Vorspannkräfte um 13,2 % bis 18,9 % ab. Die erzielten individuellen Gleitlasten F_{Si} lagen zwischen 448,0 kN ($\mu_i = 0{,}65$) und 474,3 kN ($\mu_i = 0{,}69$). Alle Verbindungen versagten schlagartig, eine Resttragfähigkeit bildete sich nicht aus. Wie auch bei der quasi-statischen Prüfung nach einer konstanten Vorbelastung (siehe Bild 6.13) zeigte sich im Kraft-Gleit-Verhalten ein lineares Verhalten mit hoher Steifigkeit. Diese fiel kurz vor Erreichen der maximalen Tragfähigkeit deutlich ab.

An den Reibflächen war der Reibverschleiß erneut durch den Farbunterschied deutlich identifizierbar. Neben den punktuellen Kontaktstellen war auch die Bewegungsrichtung an den Reibflächen gut erkennbar. Trotz des schlagartigen Versagens zeigten sich keine großflächigen Materialablösungen. Eine exemplarische Reibfläche ist in Bild 6.14 dargestellt.

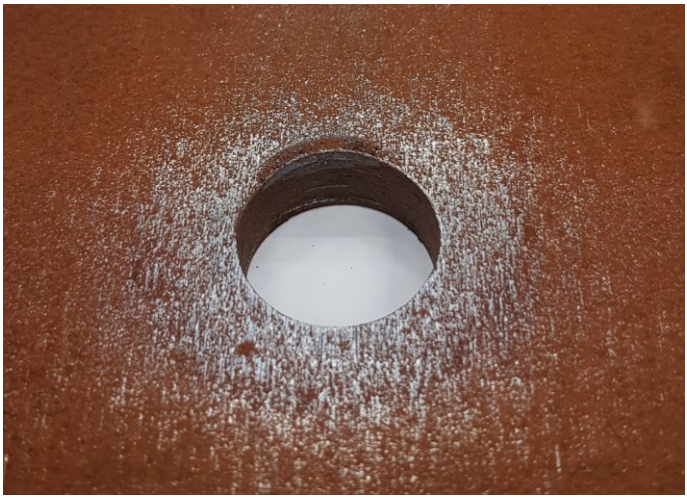


Bild 6.14: Exemplarische Reibfläche nach quasi-statischer Prüfung von Reibflächen aus gestrahltem und bewittertem wetterfesten Baustahl nach zyklischer Vorbelastung

6.7.4 Zusammenfassung der Ergebnisse für die Reibflächenpaarung

Beim Vergleich der Ergebnisse der quasi-statischen Prüfungen der Referenzversuche und nach unterschiedlichen Vorbelastungen war keine signifikante Änderung der erzielten Haftreibungszahlen feststellbar. Diese blieben nahezu konstant, obwohl sich die Vorspannkräfte durch die Vorbelastung reduziert hatten. Eine Änderung infolge einer Vorbelastung ließ sich weder im Kraft-Gleit-Verhalten noch an den verschlissenen Reibflächen feststellen. Die Ergebnisse sind in Tabelle 6.30 zusammengefasst.

Tabelle 6.30: Ergebnisse der quasi-statischen Prüfungen nach unterschiedlichen Vorbelastungen von Reibflächen aus gestrahltem und bewittertem wetterfesten Baustahl

Vorbelastung	Referenz	Konstante Belastung	Zyklische Belastung
Anzahl	5	1	5
Verluste der Vorspannkraft [%]	(Min. / **MW** / Max.) 0,8 / **1,0** / 1,1	9,5 / **10,0** / 10,5	13,2 / **15,2** / 18,9
Haftreibungszahl μ_i [-]	(Min. / **MW** / Max.) 0,63 / **0,66** / 0,69	0,68 / **0,68** / 0,68	0,65 / **0,68** / 0,69

6.8 Gestrahlter wetterfester Baustahl mit ASI-Beschichtung

6.8.1 Vorbemerkung

Die Untersuchung der quasi-statischen Tragfähigkeit nach Vorbelastung wurde bei den Reibflächen eines WT-Stahls mit ASI-Beschichtung primär nach einer zyklischen Vorbelastung vorgenommen. Zusätzlich wurde auch nach einem erweiterten Kriechversuch die quasi-statische Tragfähigkeit untersucht. Die zugehörigen Referenzversuche sowie das Verhalten der Reibflächen während der erweiterten Kriechprüfung und der zyklischen Belastung finden sich in Abschnitt 5.8.

6.8.2 Quasi-statische Tragfähigkeit nach konstanter Belastung

An einem der drei erweiterten Kriechversuche wurde die quasi-statische Tragfähigkeit nach der konstanten Vorbelastung untersucht. Dabei wurde der Versuchskörper genutzt, der vor der konstanten Belastung nicht ruhte und dessen Schrauben nicht nachgespannt wurden.

Der Versuchskörper wurde mit einer Belastung von 330 kN bzw. $\mu = 0{,}48$ über 139 Tage beansprucht. Anschließend ruhte der Prüfkörper noch weitere 57 Tage, ehe er der quasi-statischen Prüfung unterzogen wurde. Die Ergebnisse der quasi-statischen Prüfung sind in Tabelle 6.31 zusammengefasst.

Tabelle 6.31: Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit nach konstanter Beanspruchung von Reibflächen aus wetterfestem Baustahl mit ASI-Beschichtung

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$ [kN]	$F_{p,C,m,Start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C}$ [%]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$\Delta d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
Wa_10_KRQ ($\mu > 0{,}48$ / 139 Tage / 57 Tage Ruhen)	oben	171,8	153,7	10,5	491,4	0,71	0,139	-
	unten	172,0	153,6	10,7	491,4	0,71	0,157	-

Legende: **$F_{p,C,m,ini}$:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft vor Beginn der Vorbelastung, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **$F_{p,C,m,Start}$**: Gemessene mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung bzw. vor einem möglichen Nachspannen; **$\Delta F_{p,C}$**: Verlust der Vorspannkraft zwischen $F_{p,C,m,ini}$ und $F_{p,C,m,Start}$; **F_{Si}**: Individuelle maximale Gleitlast der Verbindung; **μ_i:** Individuelle Haftreibungszahl aus Basis von F_{Si} bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **$\Delta d_{Si,akt}$**: Individuelle Gleitverformung beim Erreichen der individuellen Gleitlast F_{Si}, Gleitverformungen durch eine Vorbelastung sind nicht enthalten; **$F_{Si,Rest}$**: Individuelle minimale Resttragfähigkeit der Verbindung nach Überschreiten von F_{Si}

Durch die Vorbelastung und das anschließende Ruhen stellten sich Vorspannkraftverluste von 10,5 % bzw. 10,7 % ein. Während der konstanten Vorbelastung trat kein tertiäres Kriechen auf, die zurückbleibenden Kriechverformungen betrugen 0,106 mm und 0,113 mm. Im Versuch ergaben sich individuelle Gleitlasten F_{sm} von jeweils 491,1 kN ($\mu_m = 0{,}71$). Im Kraft-Gleit-Diagramm zeigten die Verbindungen bis zu einer Belastung von etwa 400 kN ein lineares Verhalten, erst bei größeren Belastungen wurde dieses deutlich nichtlinear. Beide Verbindungen versagten schlagartig, es bildete sich keine Resttragfähigkeit aus. Das Kraft-Gleit-Verhalten beider Verbindungen ist in Bild 6.15 abgebildet.

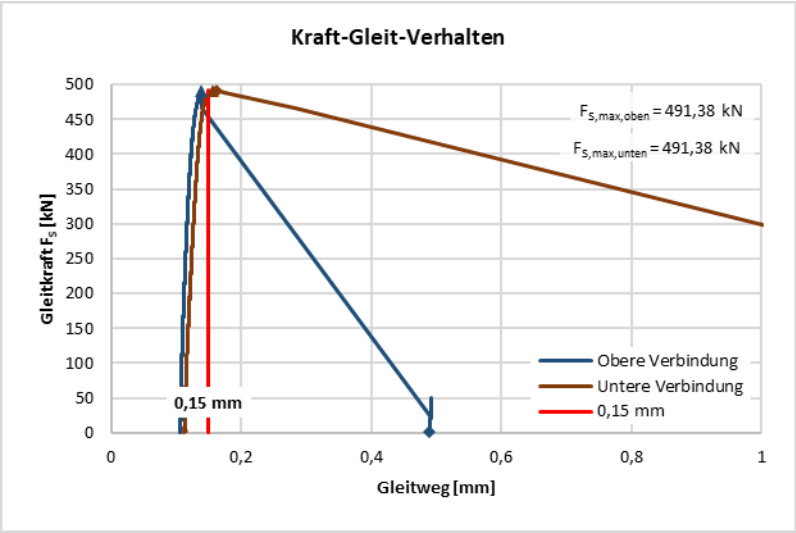


Bild 6.15: Exemplarischer Verlauf des Kraft-Gleit-Verhaltens im quasi-statischen Versuch von Reibflächen aus wetterfestem Baustahl mit ASI-Beschichtung nach konstanter Vorbelastung

Trotz des schlagartigen Versagens zeigte sich an den Reibflächen kein anderes Verschließbild als bei anderen verschlissenen Reibflächen (siehe bspw. Bild 6.17).

6.8.3 Quasi-statische Tragfähigkeit nach zyklischer Belastung

An insgesamt vier Versuchen konnte die quasi-statische Tragfähigkeit nach einer zyklischen Vorbelastung untersucht werden. Hiervon wurden zwei Versuchskörper mit der Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ montiert, zwei weitere mit einer auf 75 % reduzierten Vorspannkraft. Alle vier Versuchskörper wurden mit einer zyklischen Oberlast F_o von 200 kN bei einem Spannungsverhältnis R von 0,1 beansprucht. Dies entsprach bei den Versuchskörpern mit voller Vorspannkraft einer Haftreibungszahl μ_o von 0,29, bei den Versuchskörpern mit reduzierten Vorspannkräften einer Haftreibungszahl μ_o von 0,39.

Die Ergebnisse der im Anschluss durchgeführten quasi-statischen Prüfungen sind in Tabelle 6.32 dargestellt.

Tabelle 6.32: Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit nach zyklischer Vorbelastung von Reibflächen aus wetterfestem Baustahl mit ASI-Beschichtung auf teilweise reduzierten Vorspannkraftniveaus

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$ [kN]	$F_{p,C,m,Start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C}$ [%]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$\Delta d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
Wa_11_ZQ (μ_o = 0,29 / R = 0,1 / 5,0 Mio. Zyk.)	oben	172,8	161,9	6,3	442,3	0,64	0,136	407,6
	unten	173,7	163,9	5,6	470,8	0,68	0,126	425,5
Wa_12_ZQ (μ_o = 0,29 / R = 0,1 / 5,0 Mio. Zyk.)	oben	173,1	161,2	6,8	459,6	0,67	0,100	409,5
	unten	174,2	161,6	7,2	475,8	0,69	0,127	415,0
Wa_13_ZQ ($F_{p,C;red}$ = 129 kN / μ_o = 0,39 / R = 0,1 / 5,0 Mio. Zyk.)	oben	129,7	116,9	9,8	383,9	0,74	0,050	338,8
	unten	130,3	117,5	10,0	391,5	0,76	0,139	348,9
Wa_14_ZQ ($F_{p,C;red}$ = 129 kN / μ_o = 0,39 / R = 0,1 / 5,0 Mio. Zyk.)	oben	129,5	117,2	9,2	338,6	0,66	0,048	304,7
	unten	129,9	117,9	9,2	380,7	0,74	0,159	350,7

Legende: **$F_{p,C,m,ini}$:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft vor Beginn der Vorbelastung, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **$F_{p,C,m,Start}$**: Gemessene mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung bzw. vor einem möglichen Nachspannen; **$\Delta F_{p,C}$**: Verlust der Vorspannkraft zwischen $F_{p,C,m,ini}$ und $F_{p,C,m,Start}$; **F_{Si}**: Individuelle maximale Gleitlast der Verbindung; **μ_i:** Individuelle Haftreibungszahl aus Basis von F_{Si} bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **$\Delta d_{Si,akt}$**: Individuelle Gleitverformung beim Erreichen der individuellen Gleitlast F_{Si}, Gleitverformungen durch eine Vorbelastung sind nicht enthalten; **$F_{Si,Rest}$**: Individuelle minimale Resttragfähigkeit der Verbindung nach Überschreiten von F_{Si}

Alle untersuchten Verbindungen bildeten in der quasi-statischen Prüfung ein Maximum aus und versagten im Anschluss langsam, es konnte eine Resttragfähigkeit festgestellt werden. Die Versuchskörper, die mit voller Vorspannkraft montiert wurden, erreichten individuelle Gleitlasten F_{Si} zwischen 442,3 kN (μ_i = 0,64) und 475,8 kN (μ_i = 0,69). Die Resttragfähigkeiten $F_{Si,Rest}$ lagen zwischen 407,6 kN und 425,5 kN. Die Versuchskörper mit auf 75 % reduzierter Vorspannkraft erzielten individuelle Gleitlasten F_{Si} zwischen 338,6 kN (μ_i = 0,66) und 391,5 kN (μ_i = 0,76). Resttragfähigkeiten bildeten sich zwischen 304,7 kN und 350,7 kN aus.

Im Kraft-Gleit-Diagramm zeigten die Verbindungen bis zu einer Belastung von etwa 250 kN ein lineares Verhalten, ehe dieses dann in ein nichtlineares Verhalten überging. Dieses lineare Verhalten zeigte sich bei allen Verbindungen, unabhängig von der unterschiedlichen Vorspannkraft. Ein exemplarisches Kraft-Gleit-Diagramm zweier mit voller Vorspannkraft montierten Verbindungen ist in Bild 6.16 erkennbar.

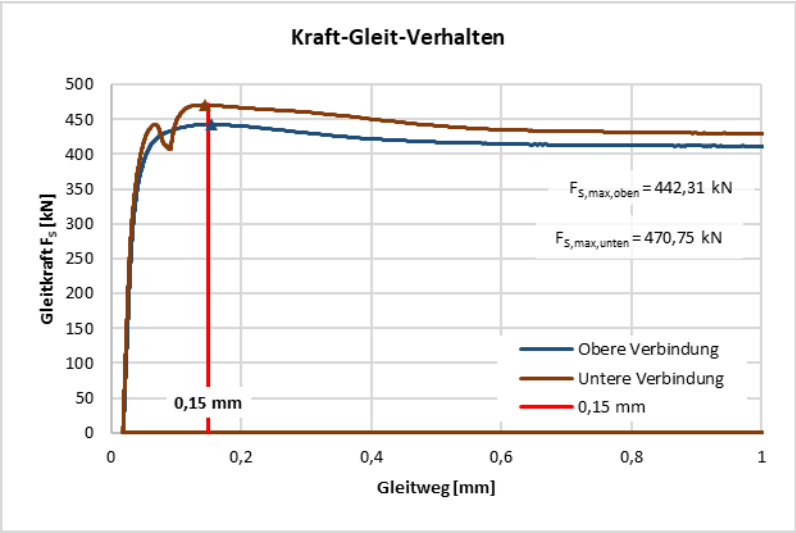


Bild 6.16: Exemplarischer Verlauf des Kraft-Gleit-Verhaltens im quasi-statischen Versuch von Reibflächen aus wetterfestem Baustahl mit ASI-Beschichtung nach zyklischer Vorbelastung (hier auf dem Niveau der Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$)

Die verschlissenen Reibflächen zeigten deutlich die Bereiche, an denen die Oberflächen Kontakt hatten. Diese waren großflächig um die Schraubenlöcher angeordnet. Deutlich erkennbar waren auch Riefen in Kraftrichtung. Eine exemplarische Reibfläche ist in Bild 6.17 erkennbar.

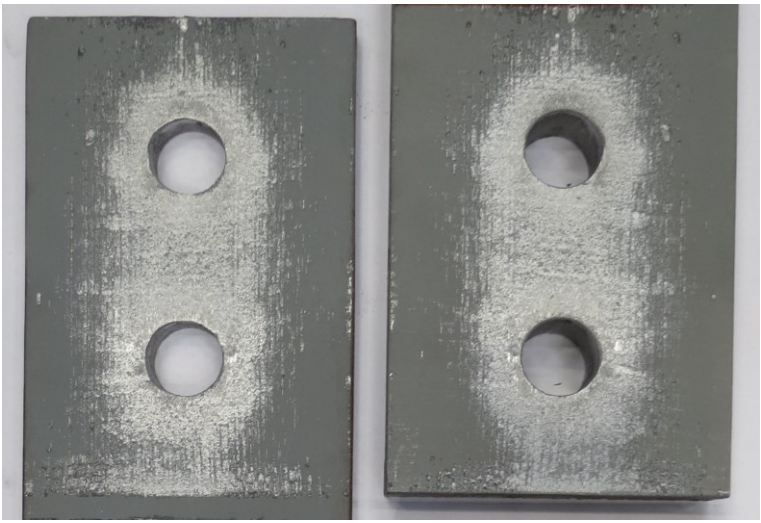


Bild 6.17: Exemplarische Reibfläche nach quasi-statischer Prüfung von Reibflächen aus wetterfestem Baustahl mit ASI-Beschichtung nach zyklischer Vorbelastung (links: Lasche; rechts: Fügepartner)

6.8.4 Zusammenfassung der Ergebnisse für die Reibflächenpaarung

Für die Reibflächenpaarung eines gestrahlten WT-Stahls mit ASI-Beschichtung wurden quasi-statische Tragfähigkeiten nach konstanter und zyklischer Vorbelastung ermittelt.

Die quasi-statische Prüfung nach einer konstanten Vorbelastung im erweiterten Kriechversuch ergab eine mittlere Haftreibungszahl von $\mu_m = 0{,}71$. Damit konnte gegenüber dem Referenzzustand eine erhöhte Tragfähigkeit festgestellt werden. Die untersuchten Verbindungen verhielten sich im Kraft-Gleit-Diagramm über große Abschnitte der Belastung linear, versagten nach Erreichen des Tragfähigkeitsmaximums schlagartig.

Die quasi-statischen Prüfungen nach zyklischer Vorbelastung zeigten eine erhöhte Tragfähigkeit gegenüber den Referenzversuchen ohne Vorbelastung (siehe Abschnitt 5.8.2). So stiegen die erzielten mittleren Haftreibungszahlen von $\mu_m = 0{,}63$ auf $\mu_m = 0{,}70$ an. Eine Änderung war auch im Kraft-Gleit-Verhalten der Verbindungen erkennbar. So erreichten die Referenzversuche ihre maximale Tragfähigkeit teilweise erst nach Überschreiten der Verformungsgrenze von 0,15 mm und zeigten bis dahin ein nichtlineares Verhalten. Die Verbindungen, die eine zyklischen Vorbelastung erfahren hatten, zeigten zuerst ein lineares Verformungsverhalten, welches erst bei höheren Belastungen in ein nichtlineares

Verhalten überging. Die maximalen Tragfähigkeiten wurden bei deutlich geringeren Verformungen erreicht, wodurch die Verformungsgrenze von 0,15 mm teilweise noch nicht erreicht war. Die verschlissenen Reibflächen zeigten keinen Unterschied durch die zyklische Vorbelastung. Die festgestellte erhöhte Tragfähigkeit trat auch bei den Versuchskörpern mit auf 75 % reduzierten Vorspannkräften auf.

Die Ergebnisse der quasi-statischen Tragfähigkeit von Reibflächen aus WT-Stahl mit ASI-Beschichtung nach unterschiedlichen Vorbelastungen sind in Tabelle 6.33 zusammengefasst.

Tabelle 6.33: Ergebnisse der quasi-statischen Prüfungen nach unterschiedlichen Vorbelastungen von Reibflächen aus wetterfestem Baustahl mit ASI-Beschichtung

Vorbelastung	Referenz	Konstante Belastung	Zyklische Belastung
Anzahl	6	1	4
Verluste der Vorspannkraft [%]	(Min. / **MW** / Max.) 0,8 / **1,3** / 2,3	10,5 / **10,6** / 10,7	5,6 / **8,0** / 10,0
Haftreibungszahl μ_i [-]	(Min. / **MW** / Max.) 0,56 / **0,63** / 0,74	0,71 / **0,71** / 0,71	0,64 / **0,70** / 0,76

6.9 Auswertung der Untersuchung zur Größe der quasi-statischen Tragfähigkeit nach Vorbelastung

Anhand der erzielten quasi-statischen Tragfähigkeiten nach unterschiedlichen Vorbelastungen lassen sich die untersuchten Reibflächenpaarungen grob in zwei Gruppen teilen.

Die Verbindungen mit gemischten Reibflächen von NT-verzinktem Hochsiliziumstahl als Fügepartner, gepaart mit HT-verzinkten Laschen, sowie die Verbindungen von bewittertem WT-Stahl, zeigten nach den unterschiedlichen Vorbelastungen eine nahezu gleichbleibende quasi-statische Tragfähigkeit. Da sich durch die aufgebrachten Vorbelastungen allerdings Verluste der Vorspannkräfte von teilweise über 15 % einstellten, mussten sich die wirkenden Haftreibungszahlen der Verbindungen um etwa dieses Maß erhöht haben. Damit gab es bei diesen Verbindungen, trotz der nahezu gleichbleibenden quasi-statischen Tragfähigkeiten, eine effektive Erhöhung der Haftreibungszahlen nach den Vorbelastungen.

Alle anderen untersuchten Verbindungen zeigten ein anderes Verhalten. Diese zeigten eine Erhöhung der quasi-statischen Tragfähigkeit nach den unterschiedlichen Vorbelastungen. Diese Erhöhung fiel unterschiedlich aus. Leichte

Erhöhungen zeigten die Verbindungen, die einige Zeit geruht hatten, größere Erhöhungen zeigten die Verbindungen, die eine konstante oder zyklische Belastung erfahren hatten. Auch die aus den Vorbelastungen resultierenden Verluste der Vorspannkraft fielen unterschiedlich groß aus. Die größten Verluste stellten sich bei den Verbindungen ein, die einer konstanten oder zyklischen Belastung unterworfen waren. Die Verbindungen die geruht hatten, zeigten geringere Verluste.

Um zu untersuchen, von welchen Einflussfaktoren die Erhöhung der quasi-statischen Tragfähigkeit abhängt, wurde eine große Anzahl an Versuchen durchgeführt. Die meisten Versuche entfielen hierbei auf die Verbindung mit gemischten Reibflächen aus einem NT-verzinkten Fügepartner aus Sebistystahl, gepaart mit einer HT-verzinkten Lasche. Es wurden verschiedene Parameter der unterschiedlichen Vorbelastungen variiert. Die Verbindungen, die nach der Montage ruhten, wurden nach unterschiedlichen Ruhezeiten getestet. Die Verbindungen, die einer konstanten Vorbelastung ausgesetzt waren, wurden mit unterschiedlichen Größen der Belastung über unterschiedliche Dauern beansprucht. Auch bei den Verbindungen, die einer zyklischen Vorbelastung ausgesetzt waren, wurden verschiedene Parameter variiert. Neben der Größe der Oberlast F_o und der Anzahl der Schwingspiele wurden auch die Frequenzen der Belastung oder das Verhältnis von Oberlast F_o zu Unterlast F_u verändert. In allen Fällen ergaben sich nach der Vorbelastung quasi-statische Tragfähigkeiten mit unterschiedlichen Erhöhungen gegenüber den Referenzversuchen. In allen Fällen war allerdings erkennbar, dass eine längere oder höhere Belastung zu einem stärkeren Zuwachs der quasi-statischen Tragfähigkeit führte. Gleichzeitig resultierten die längeren und höheren Belastungen auch in größeren Verlusten der Vorspannkraft. Um die Auswirkungen der verschiedenen Vorbelastungen mit ihren jeweiligen variierten Parametern bewerten zu können, wurden die aus den Vorbelastungen resultierenden Vorspannkraftverluste als Bezugsgröße gewählt. Hierbei ist zu beachten, dass die gemessenen Verluste der Vorspannkraft sowohl in den Kontaktbereichen der verbundenen Bleche als auch im Kontaktbereich unter Schraubenkopf bzw. Mutter mit den Laschen auftraten. Damit können die Vorspannkraftverluste nur als Hilfsgröße beim Vergleich von quasi-statischen Tragfähigkeiten bei gleichen Reibflächenpaarungen dienen. Ein Vergleich von Verbindungen mit unterschiedlichen Oberflächen oder Beschichtungen im Kontaktbereich von Schraubenkopf bzw. Mutter mit den Laschen wäre daher über die Vorspannkraftverluste als Vergleichsgröße nicht zulässig.

In Bild 6.18 sind alle in Abschnitt 6.5 aufgeführten quasi-statischen Tragfähigkeiten mit ihren jeweiligen durch Vorbelastung aufgetretenen Vorspannkraftverlusten aufgezeichnet. Die quasi-statischen Tragfähigkeiten werden als Haftreibungszahlen bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ angegeben. Die Vorspannkraftverluste

beziehen sich auf die Reduzierung der Vorspannkraft durch die Vorbelastung, gemessen zum Zeitpunkt direkt zu Beginn der quasi-statischen Belastung. Zu diesem Zeitpunkt waren die Versuchskörper nicht belastet, um Einflüsse aus Querkontraktion auf die Vorspannkräfte auszuschließen. Bezugspunkt für die Ermittlung der Verluste waren die Vorspannkräfte bei Montage, wobei bei diesen die elastische Rückfederung der Schraubengarnitur beim Absetzen des Werkzeuges berücksichtigt wurde. Alle Schrauben der Verbindungen wurden nach der Vorbelastung nicht nachgespannt, um die aufgetretenen Verluste der Vorspannkraft auszugleichen. Trotzdem wurden die ermittelten Haftreibungszahlen auf das Niveau der Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ zum Zeitpunkt der Montage bezogen. Die erzielten quasi-statischen Tragfähigkeiten der Referenzversuche (siehe Abschnitt 5.5.3) sind ebenfalls aufgeführt.

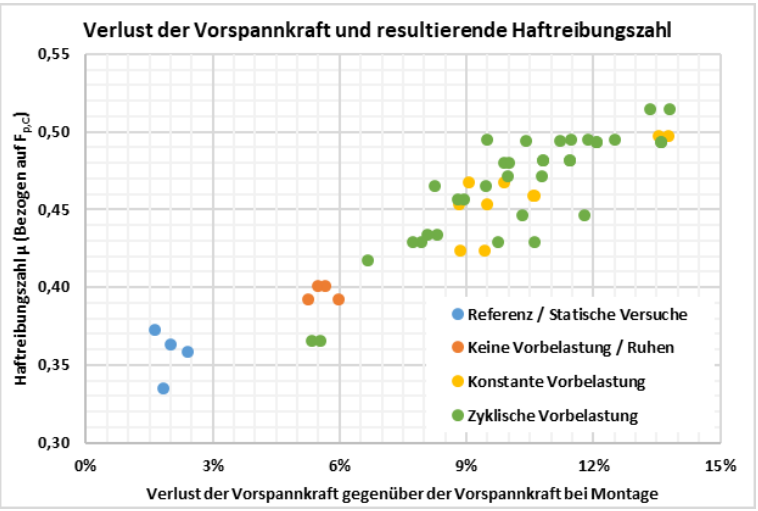


Bild 6.18: Vergleich der nach unterschiedlichen Vorbelastungen ermittelten Haftreibungszahlen mit den durch die Vorbelastung aufgetretenen Vorspannkraftverlusten an gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen

Deutlich erkennbar ist die Zunahme der quasi-statischen Tragfähigkeit bei den unterschiedlichen Vorbelastungen. Ebenfalls erkennbar ist die Korrelation zwischen den Vorspannkraftverlusten und den Haftreibungszahlen. Auch die erzielten geringeren Haftreibungszahlen nach zyklischer Vorbelastung passen nun – aufgrund der geringeren Vorspannkraftverluste – gut in das sich ergebende Gesamtbild.

An der gleichen Reibflächenpaarung wurden weitere Parameter variiert, um zu untersuchen, ob die Tragfähigkeitserhöhung hierdurch anders ausfiel. Ein Teil der Versuchskörper besaß auf den Fügepartnern eine Zinkschichtdicke von etwa 500 µm. Die Ergebnisse dieser Versuche sind in Bild 6.19 dargestellt. Gegenüber den Versuchskörpern, die eine Zinkschichtdicke von 250 µm auf den Fügepartnern besaßen, zeigte sich keine deutliche Abweichung. Die Zunahme der quasi-statischen Tragfähigkeit scheint somit nicht von der Zinkschichtdicke beeinflusst zu werden.

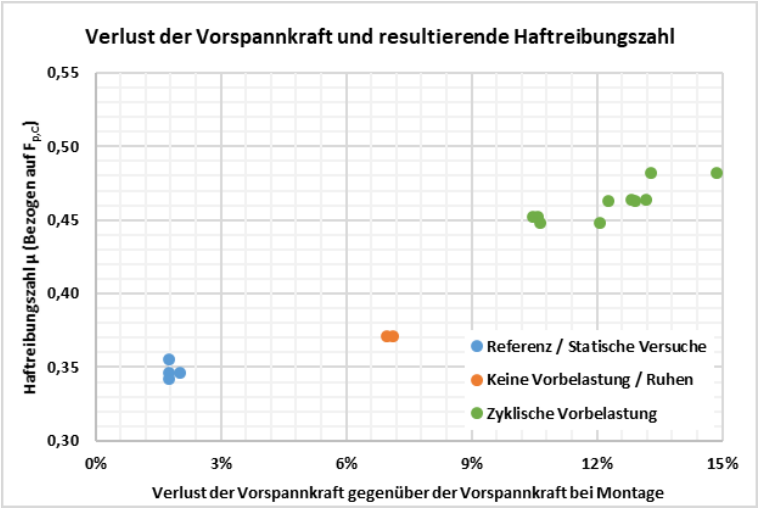


Bild 6.19: Vergleich der nach unterschiedlichen Vorbelastungen ermittelten Haftreibungszahlen mit den durch die Vorbelastung aufgetretenen Vorspannkraftverlusten an gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-Verzinktem Sebistystahl (500 µm) mit HT-Verzinkten Laschen

Weiterhin wurden Versuche auf geringeren Vorspannkraftniveaus durchgeführt. Auch hierbei zeigte sich nach einer zyklischen Vorbelastung eine erhöhte quasi-statische Tragfähigkeit bei Vorspannkraftverlusten über 8 % gegenüber der Vorspannkraft bei Montage. Das geringste untersuchte Niveau der Vorspannkraft lag bei 50 % von $F_{p,C}$ bzw. bei 83 kN. Das höchste untersuchte Niveau wurde nach einem Anspannen nach dem kombinierten Verfahren erreicht, die Vorspannkräfte lagen hier auf dem Niveau von etwa 215 kN (125 % $F_{p,C}$). Innerhalb dieses Bereiches konnte kein Einfluss des Vorspannkraftniveaus auf die Zunahme der quasi-statischen Tragfähigkeit festgestellt werden. In Tabelle 6.38 sind die Ergebnisse der quasi-statischen Versuche nach Vorbelastung auf abweichenden Niveaus der Vorspannkraft im Vergleich zu deren Referenzversuchen gegenübergestellt.

Tabelle 6.34: Vergleich der Ergebnisse der quasi-statischen Prüfungen ohne Vorbelastung oder nach zyklischer Vorbelastung an gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen auf unterschiedlichen Vorspannkraftniveaus

Niveau der Vorspannkraft	Referenz / ohne Vorbelastung		Zyklische Vorbelastung	
	$\Delta F_{p,C}$ [%]	μ_i [-]	$\Delta F_{p,C}$ [%]	μ_i [-]
50 % $F_{p,C}$ 86 kN	3,4	0,43	12,8	0,52
	3,6	0,49	13,5	0,52
80 % $F_{p,C}$ 138 kN	2,2	0,37	12,9	0,49
	1,9	0,37	12,8	0,49
125 % $F_{p,C}$ 215 kN	1,9	0,33	10,0	0,42
	1,7	0,33	8,3	0,42

Auch die Verbindungen, bei denen alle Bauteile aus NT-verzinktem Sebistystahl bestanden, zeigten eine erhöhte Tragfähigkeit nach Vorbelastung (siehe Bild 6.20). Alle drei Konfigurationen erzielten Zunahmen der quasi-statischen Tragfähigkeit von teilweise über 25 % gegenüber den ermittelten mittleren Haftreibungszahlen der Referenzversuche. An den in Bild 6.20 dargestellten Regressionsgeraden ist erkennbar, dass die Zunahme bei den drei Reibflächenpaarungen recht ähnlich verlief. Damit wurde die Größe der Zunahme scheinbar nicht durch die nachträgliche Bearbeitung der Reibflächenpaarung signifikant beeinflusst. Anhand dieser Ergebnisse scheint somit die Zunahme der Tragfähigkeit eher von der Beschaffenheit des Überzugs als von der oberflächlichen Beschaffenheit der Reibflächen abzuhängen.

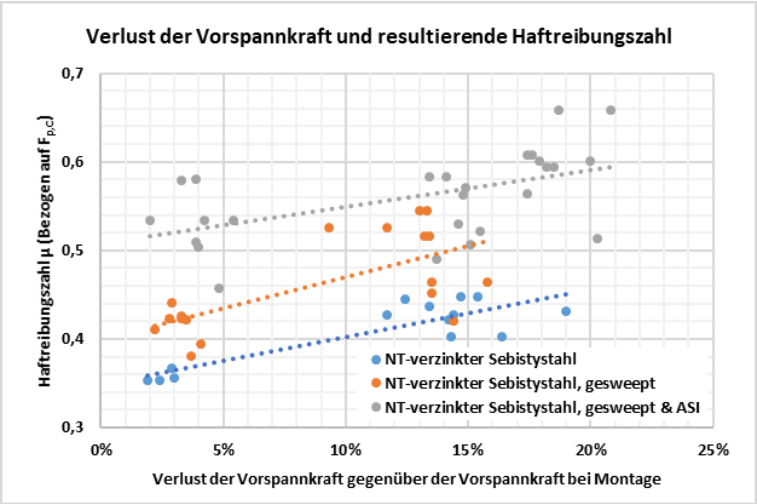


Bild 6.20: Vergleich der nach unterschiedlichen Vorbelastungen ermittelten Haftreibungszahlen mit den durch die Vorbelastung aufgetretenen Vorspannkraftverlusten an Reibflächen mit oberflächlicher Reinzinkschicht und unterschiedlichen Nachbehandlungen

Bei den Verbindungen mit feuerverzinkten Reibflächen zeigte sich bei allen Verbindungen, die eine oberflächliche Reinzinkschicht besaßen, eine deutliche Zunahme der Tragfähigkeit nach Vorbelastung. Hierbei war nicht entscheidend, ob nur eine oder beide Reibflächen eine oberflächliche Reinzinkschicht besaßen. Die größeren Zunahmen der Tragfähigkeit nach Vorbelastung entstanden bei den Reibflächenpaarungen, bei denen eine oberflächliche Reinzinkschicht mit einer oberflächlichen Eisenzink-Mischphase kombiniert wurde. Keine Zunahme der Tragfähigkeit zeigte sich bei der Paarung von zwei oberflächlichen Eisenzink-Mischphasen. Trotz der sich einstellenden Verluste der Vorspannkräfte blieben die erzielten quasi-statischen Tragfähigkeiten nahezu gleich (siehe Bild 6.21). Die Reinzinkschicht ist gegenüber den Eisenzink-Mischphasen deutlich weicher. Hier könnte die Ursache für die erhöhten bzw. nicht erhöhten Tragfähigkeiten liegen.

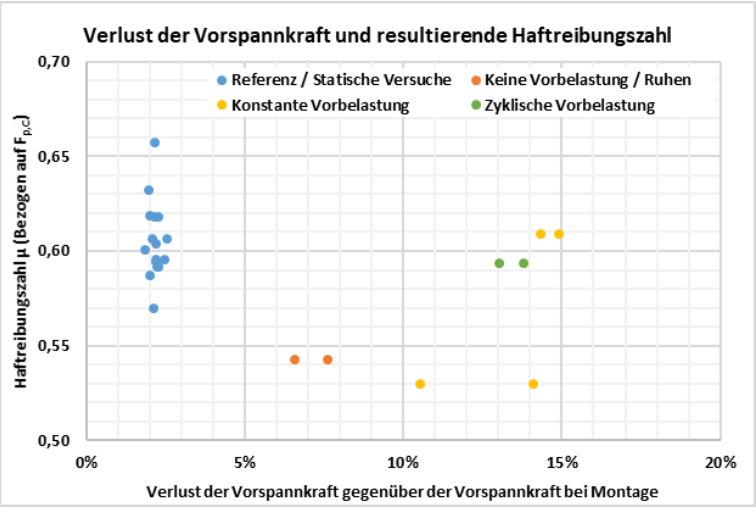


Bild 6.21: Vergleich der nach unterschiedlichen Vorbelastungen ermittelten Haftreibungszahlen mit den durch die Vorbelastung aufgetretenen Vorspannkraftverlusten an gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Hochsiliziumstahl mit HT-verzinkten Laschen

Auch bei den beiden untersuchten Verbindungen mit WT-Stahl zeigte sich einmal eine Tragfähigkeitserhöhung nach Vorbelastung, die zweite Verbindung lieferte nahezu konstante Tragfähigkeiten. Die Reibflächenpaarung des gestrahlten und mit ASI-Beschichtung versehenen WT-Stahls zeigte Tragfähigkeitserhöhungen von bis zu 20 % gegenüber der mittleren Haftreibungszahl der Referenzversuche. Die gestrahlten und bewitterten Reibflächen aus WT-Stahl zeigten keine Erhöhung der Tragfähigkeiten nach Vorbelastung. Hier scheint die punktuelle Beschichtung der Reibflächen ursächlich für das Auftreten des Lock-Up Effekts zu sein. Ob sich durch die zusätzliche Beschichtung der Oberfläche die mechanischen Eigenschaften der Reibflächen – wie bei den untersuchten feuerverzinkten Reibflächen – geändert hatte, konnte nicht untersucht werden. Die erzielten quasi-statischen Tragfähigkeiten der Reibflächenpaarungen aus WT-Stahl nach unterschiedlichen Vorbelastungen sind in Bild 6.22 dargestellt.

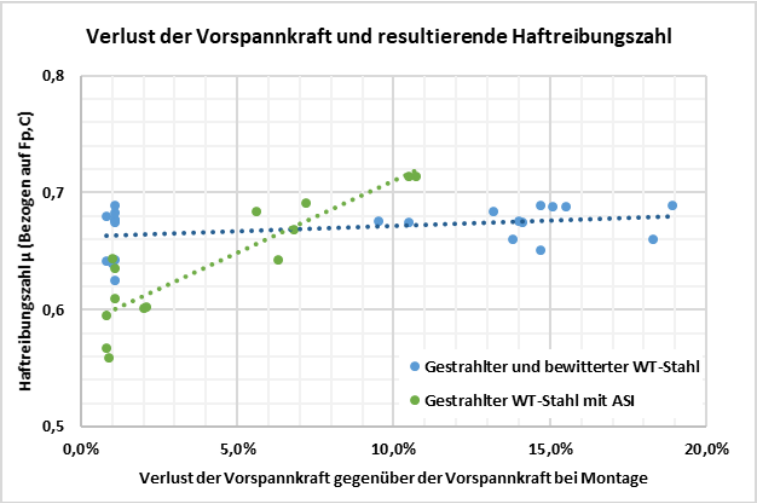


Bild 6.22: Vergleich der nach unterschiedlichen Vorbelastungen ermittelten Haftreibungszahlen mit den durch die Vorbelastung aufgetretenen Vorspannkraftverlusten an Reibflächen aus WT-Stahl mit unterschiedlichen Nachbehandlungen

Auf Basis der durchgeführten Auswertung der Untersuchungen der Änderung der quasi-statischen Tragfähigkeit der feuerverzinkten Reibflächenpaarungen lässt sich folgendes zusammenfassen: In den Untersuchungen zeigten einige Reibflächen eine nahezu konstante Tragfähigkeit nach Vorbelastung, andere eine Zunahme. Die feuerverzinkte Reibflächenpaarung mit nahezu konstanter Tragfähigkeit besaß bei allen Reibflächen eine harte oberflächliche Eisenzink-Mischphase. Bei Reibflächenpaarungen mit zunehmender Tragfähigkeit nach Vorbelastung korrelierten die erzielten Tragfähigkeiten mit den Verlusten der Vorspannkraft gegenüber dem Montagezustand. Die Variation der Zinkschichtdicke bei gleichbleibenden Reibflächen zeigte keine Änderung der Zunahme der Tragfähigkeit. Gleiches zeigte sich bei abweichenden Vorspannkraftniveaus von 50 % bis 125 % der Soll-Vorspannkraft. Die Untersuchungen an den drei Verbindungen mit Bauteilen aus NT-verzinktem Sebistystahl und unterschiedlichen Nachbehandlungen zeigten, dass bei gleichen Überzügen eine Nachbehandlung der Reibflächen keinen signifikanten Einfluss auf die Größenordnung der Zunahme der Tragfähigkeit hatte. Zum Vergleich wurden Untersuchungen an beschichteten und unbeschichteten Reibflächen aus WT-Stahl durchgeführt. Hierbei zeigte die beschichtete Reibfläche eine Zunahme der Tragfähigkeit nach Vorbelastung, die unbeschichtete Reibfläche hingegen nicht.

6.10 Auswertung der Untersuchung der Reibflächen

6.10.1 Vorbemerkung

Wie auch bei den Versuchen zur Ermittlung der quasi-statischen Tragfähigkeit an Verbindungen ohne eine Vorbelastung wurden die Reibflächen untersucht. Hiermit sollte ein Rückschluss auf mögliche Ursachen für die Tragfähigkeitserhöhung infolge der Vorbelastung gezogen werden. Hierzu wurden zwei Untersuchungen durchgeführt: Zuerst wurden die verschlissenen Reibflächen optisch untersucht und mit den Referenzflächen ohne Vorbelastung verglichen. Zusätzlich wurden die Reibflächen ausgewählter Versuche mikroskopisch untersucht, um ein detailliertes Bild der Reibflächen sowie der wirkenden Reibmechanismen zu erhalten.

6.10.2 Optische Untersuchungen der Reibflächen

Die verschlissenen Reibflächen der quasi-statischen Versuche nach Vorbelastung wurden optisch untersucht und mit den verschlissenen Reibflächen der Referenzversuche verglichen.

Beim optischen Vergleich der verschlissenen Reibflächen der vorbelasteten Versuchskörper mit den Referenz-Versuchskörpern zeigte sich kein deutlicher Unterschied des Abriebbildes. Fast ausschließlich wurden die gleichen Verschleißarten festgestellt. An wenigen Reibflächen von Versuchskörpern, die einer Vorbelastung ausgesetzt waren, fanden sich großflächige Ablösungen der Zinküberzüge, die auf den gepaarten Reibflächen anhafteten. Hierbei konnte allerdings kein Zusammenhang zwischen der Art oder Größe der Belastung mit dem Auftreten der Ablösungen festgestellt werden. Einzelne Reibflächen zeigten diese Ablösungen, viele hingegen nicht. Damit lässt sich anhand des Vergleichs der Reibflächen kein Hinweis finden, dass sich durch die Vorbelastungen die grundsätzlich wirkenden Reibmechanismen geändert haben.

Reibflächenpaarungen, die einer zyklischen Vorbelastung ausgesetzt waren, zeigten an den Rändern der Bereiche des Verschleißes dunkle Verfärbungen (siehe Bild 6.23). Diese fanden sich bei allen Reibflächen, die an der Oberfläche eine Feuerverzinkung aufwiesen. Auf den Reibflächenpaarungen mit ASI-Beschichtung sowie auf dem bewitterten WT-Stahl fanden sich diese Verfärbungen nicht. Der Farbton der Verfärbungen wäre allerdings auf der ASI-Beschichtung oder dem WT-Stahl nicht zu erkennen gewesen. Die Verfärbungen konnten nachträglich nicht mechanisch entfernt werden. Da sich die Verfärbungen sowohl bei Reibflächenpaarungen mit erhöhter Tragfähigkeit als auch mit nahezu konstanter Tragfähigkeit nach Vorbelastung fanden, scheinen diese nicht im Zusammenhang mit dem Lock-Up Effekt zu stehen. Ebenso fanden sich diese nur auf Reibflächenpaarungen mit zyklischer Vorbelastung, allerdings nicht auf Reibflächen

mit konstanter Vorbelastung. Diese hatten teilweise ähnliche Zunahmen der Tragfähigkeit gezeigt. Eine genauere Untersuchung der Verfärbungen konnte nicht vorgenommen werden.



Bild 6.23: Exemplarische Reibfläche nach quasi-statischer Prüfung von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen nach zyklischer Beanspruchung (hier nur Reibfläche einer Lasche abgebildet)

Der Verschließ der Reibflächen zeigte keinen Unterschied in seinen Außendurchmessern. Allerdings zeigte sich im optischen Vergleich ein Unterschied der Intensität des Verschleißes. So war erkennbar, dass es bei den vorbelasteten Reibflächen, die eine Belastung parallel zu den Reibflächen erfahren hatten, deutlich mehr lokale Kontaktpunkte gab. Dies war vor allem im direkten Vergleich der Reibflächen nebeneinander (siehe Tabelle 6.35) erkennbar. Die geruhten Reibflächenpaarungen zeigten dies nicht so deutlich, ein Unterschied war hier nur schwer zu erkennen. Die Reibflächenpaarungen mit nahezu konstanter Tragfähigkeit nach Vorbelastung zeigten ebenfalls keine deutliche Veränderung. Die größere Zahl an Kontaktpunkten lässt darauf schließen, dass sich die wahre Kontaktfläche durch die Vorbelastungen vergrößert hat. Da sich die vergrößerte Kontaktzahl nur bei den Reibflächenpaarungen mit erhöhter Tragfähigkeit nach Vorbelastung zeigte, scheint diese im Zusammenhang mit der erhöhten Tragfähigkeit zu stehen.

Tabelle 6.35: Vergleich der Intensität des Reibverschleißes von gemischte Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen nach quasi-statischer Prüfung ohne (links) und mit (rechts) zyklischer Vorbelastung (hier nur Reibflächen der Fügepartner abgebildet)

Quasi-statische Prüfung	**Zyklische Vorbelastung & quasi-statische Prüfung**
	

Auf Basis der durchgeführten optischen Untersuchungen der verschlissenen Reibflächen lässt sich über die Veränderungen in den Reibflächen folgendes zusammenfassen: Der Vergleich der verschlissenen Reibflächen mit und ohne Vorbelastung zeigt keine Hinweise auf eine grundsätzliche Änderung der wirkenden Reibmechanismen. Die vorbelasteten Reibflächen wiesen allerdings mehr Kontaktstellen als die Reibflächen der Referenzversuche auf. Dies lässt vermuten, dass sich die Anzahl der Kontakte bzw. die wahre Kontaktfläche durch die Vorbelastung erhöht hatte. Am deutlichsten war dies bei den Reibflächen zu erkennen, die eine Belastung parallel zu den Reibflächen erfahren hatten. Reibflächenpaarungen mit nahezu konstanter Tragfähigkeit nach Vorbelastung zeigten keine erhöhte Anzahl an Kontaktpunkten.

6.10.3 Mikroskopische Untersuchungen der Reibflächen

Neben den optischen Untersuchungen der Reibflächen wurden auch ausgewählte Reibflächenpaarungen mikroskopisch untersucht. Hierzu wurden verschiedene Zustände der Reibflächenpaarungen untersucht und miteinander verglichen. Mithilfe mikroskopischer Aufnahmen unter dem Konfokalmikroskop konnte die Topologie der Reibflächen recht genau optisch erfasst werden. Durch den Vergleich der Zustände konnte ein Rückschluss auf die Veränderungen an den Reibflächen gezogen werden, welche zu einer möglichen Tragfähigkeitserhöhung geführt haben. Die unter dem Mikroskop untersuchten rechteckigen Bereiche hatten

Abmessungen von etwa 2 mm x 3 mm und wurden jeweils im Bereich des Spannungskegels der Vorspannung aufgenommen. Zusätzlich wurden bei ausgewählten Reibflächenpaarungen in diesen Bereichen noch lokale chemische Zusammensetzung mithilfe der REM/EDX-Analyse untersucht. Um eine Veränderung der Zinküberzüge feststellen zu können, wurden Schliffbilder der Überzüge angefertigt. Bei diesen wurde das Gefüge mikroskopisch und mit Prüfungen der Mikrohärte untersucht. Die Untersuchungen wurden am IKS Dresden durchgeführt.

Im ersten Schritt wurden die Verbindung mit gemischten Reibflächen mit einem Fügepartner aus NT-verzinktem Sebistystahl mit einer HT-verzinkten Lasche untersucht. Hier wurden vier Situationen untersucht: Der unbelastete Referenzzustand, nach einem statischen Versuch, nach einer zyklischen Vorbelastung und nach einem statischen Versuch, der im Anschluss an eine zyklische Vorbelastung erfolgte. Die Referenzfläche ist in Bild 6.24 abgebildet. Deutlich erkennbar ist die etwas feinere Topologie der HT-Verzinkung mit leichten Poren auf den Laschen sowie die gröbere Topologie der NT-Verzinkung auf den Fügepartnern.

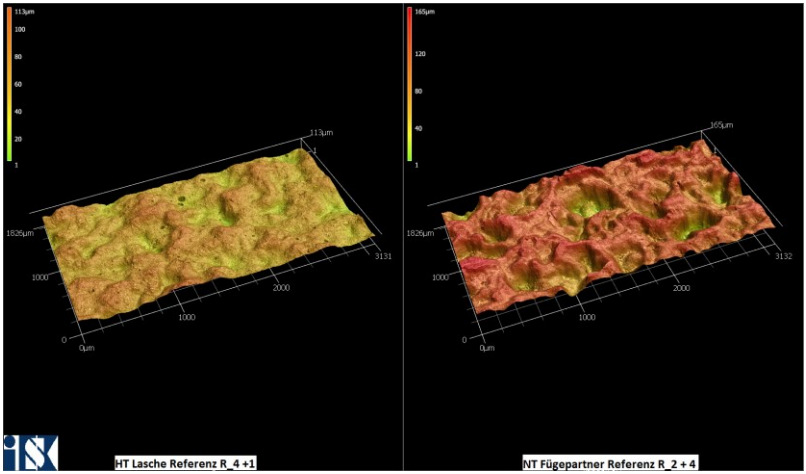


Bild 6.24: Mikroskopische Aufnahmen von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (rechts / 250 µm) mit HT-verzinkten Laschen (links) im Ausgangszustand

Bild 6.25 zeigt die Reibflächen nach einer quasi-statischen Prüfung. Nach dieser Prüfung sind auf der Reibfläche der Lasche nur minimalste Deformationen feststellbar. Auf der Reibfläche des Fügepartners hingegen sind deutliche Deformationen der Oberfläche mit Riefen in Kraftrichtung feststellbar. Einzelne

Bereiche haben aber keinen Kontakt erfahren und weisen entsprechend auch keine Deformationen auf. Die untersuchte Kontaktfläche lag direkt an einem Schraubenloch, wo es im Randbereich eine herausgelöste Stelle gegeben hatte. Diese ist ebenfalls zu erkennen.

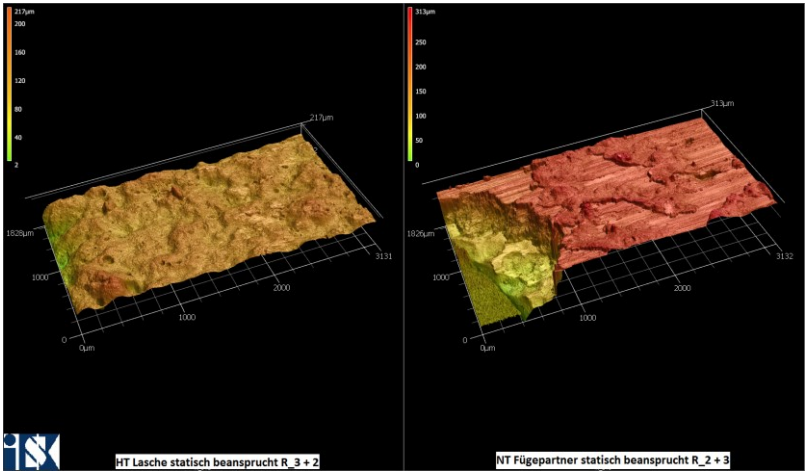


Bild 6.25: Mikroskopische Aufnahmen von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (rechts / 250 µm) mit HT-verzinkten Laschen (links) nach quasi-statischer Prüfung ohne Vorbelastung

Die Reibflächen, die einer zyklischen Belastung unterworfen waren, wurden dem Versuchskörper SY_18_Z entnommen. Dieser war über 3,0 Mio. Zyklen mit einer Oberlast F_o = 220 kN (μ_o = 0,32) belastet worden. Dabei stellten sich nach einem tertiären Kriechen maximale Verformungen von 0,18 mm bzw. 0,20 mm ein. Nach der zyklischen Belastung wurde der Versuchskörper demontiert und die Reibflächen im Konfokalmikroskop untersucht. Andere Versuche bei denen tertiäres Kriechen mit Verformungen in einer ähnlichen Größenordnung aufgetreten war, zeigten eine deutlich erhöhte Tragfähigkeit. Die Reibflächen sind in Bild 6.26 erkennbar. Die Reibfläche der Lasche zeigt keine Veränderung gegenüber dem Referenzzustand. Die Reibfläche des Fügepartners zeigt hingegen deutliche Veränderungen. An einzelnen kleinen Stellen sind Riefen in Belastungsrichtung erkennbar. An weiteren Stellen ist erkennbar, wie die Oberfläche in Belastungsrichtung deformiert wurde, aber durch die fehlenden Riefen noch kein lokales Versagen der Kontaktpunkte stattgefunden hat. Hierbei muss es sich um plastische Deformationen der Reibfläche handeln. Zusätzlich sind zwischen diesen beiden Arten der Kontaktpunkte noch kleine Hügel erkennbar. Möglicherweise handelt es sich hierbei um die oberflächliche Reinzinkschicht,

welche in die Poren der Reibfläche der Lasche gedrückt wurde. Alternativ könnte es sich um Teile der Oberfläche der Lasche handeln, welche durch ein Versagen der Kohäsion herausgelöst wurden und noch an der gepaarten Reibfläche haften. Basierend auf den mikroskopischen Aufnahmen, lässt sich dies nicht abschließend bestimmen. Anhand der Aufnahmen ist deutlich zu erkennen, wie sich die Reibflächen durch die vorhandene Vorspannkraft und die einwirkende zyklische Beanspruchung ineinander verzahnt haben.

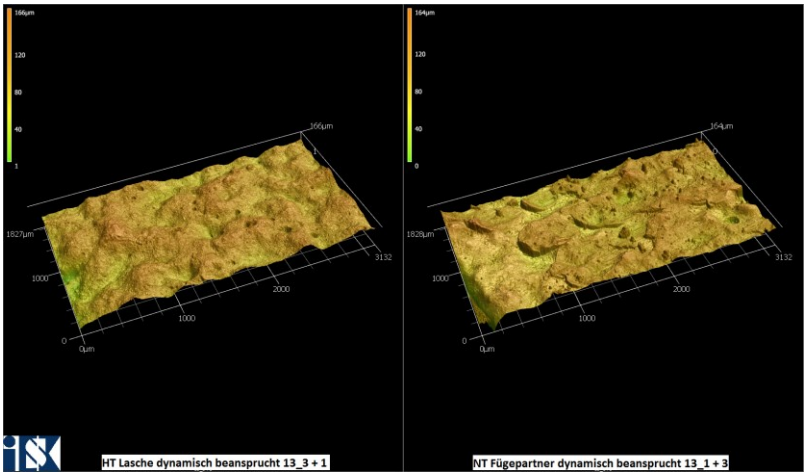


Bild 6.26: Mikroskopische Aufnahmen von gemischte Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (rechts / 250 µm) mit HT-verzinkten Laschen (links) nach zyklischer Vorbelastung

Die Reibflächen, die nach einer zyklischen Vorbelastung noch einer quasi-statischen Prüfung unterzogen wurden, zeigten in den mikroskopischen Aufnahmen einen sehr ähnlichen Verschleiß. Hinzu kamen an den verschlissenen Reibflächen der Fügepartner noch kleine Hügel, wie sie auch bei den Reibflächen nach einer zyklischen Belastung zu finden waren. Die durch die Vorbelastung hergestellte Verzahnung war also auch noch während der anschließenden quasi-statischen Belastung wirksam. Die verschlissenen Reibflächen nach einer quasi-statischen Prüfung im Anschluss an eine zyklische Vorbelastung sind in Bild 6.27 zu erkennen. Die Reibflächen wurden dem Versuchskörper SY_30_ZQ entnommen. Dieser wurde für 30.000 Zyklen mit einer Oberlast von F_o = 220 kN (μ_o = 0,32) beansprucht und hatte im Anschluss eine deutlich erhöhte Tragfähigkeit gezeigt.

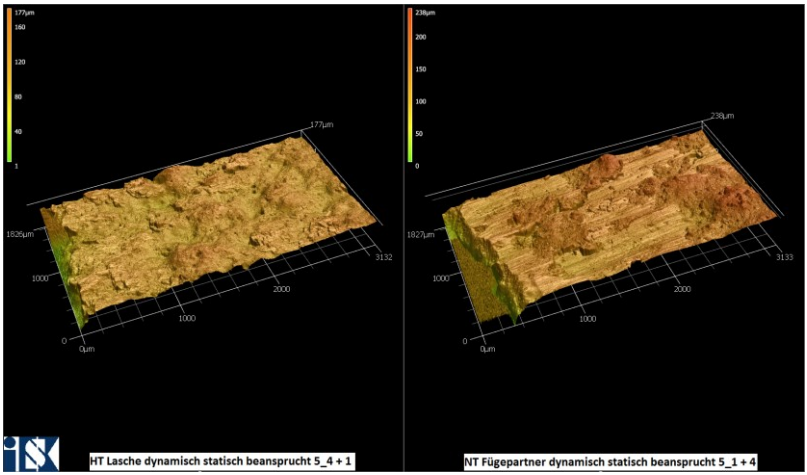
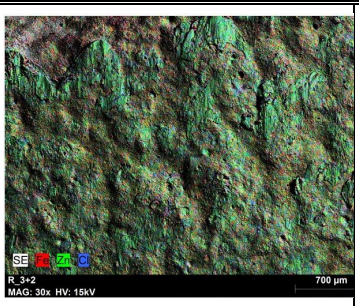
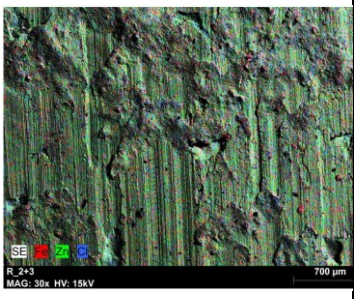
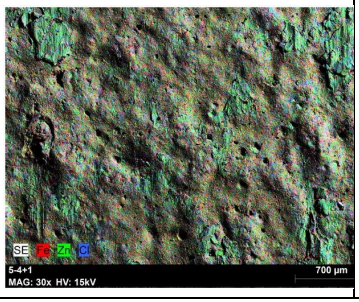
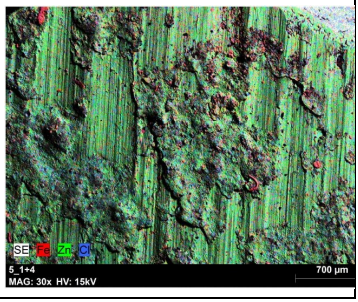


Bild 6.27: Mikroskopische Aufnahmen von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (rechts / 250 µm) mit HT-verzinkten Laschen (links) nach quasi-statischer Prüfung nach einer zyklischen Vorbelastung

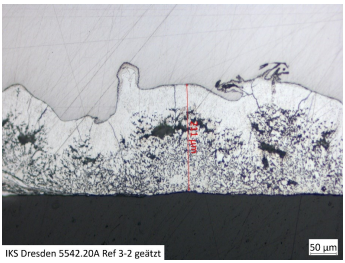
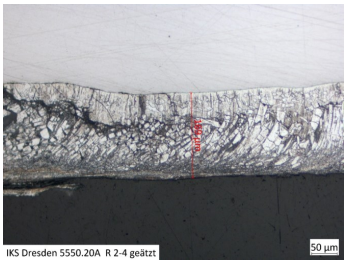
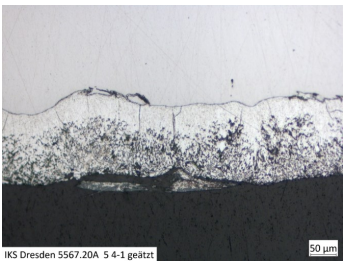
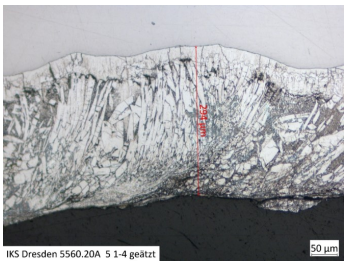
Um zu untersuchen, ob an den Oberflächen auch ein Materialübergang stattgefunden hatte, wurden die Reibflächen noch mittels EDX-Analyse unter dem Rasterelektronenmikroskop (REM) untersucht. Hierbei zeigte sich, dass sich nach der zyklischen Vorbelastung eine erhöhte Anzahl lokaler Materialübergänge finden ließ. So zeigten sich auf der Reibfläche des Fügepartners lokale Ansammlungen von Eisen, welche nur aus der oberflächlichen Eisen-Zink Mischphase stammen konnten. Umgekehrt zeigten sich lokal hohe Konzentrationen von Zink auf den Reibflächen der Lasche. Auch dies spricht für einen Materialübergang vom Überzug des Fügepartners zum Überzug der Lasche. Die lokalen Materialübergänge fanden sich immer an den Stellen, die unter dem Konfokalmikroskop als kleine Hügel zu erkennen waren. Ausschnitte der EDX-Analyse sind in Tabelle 6.36 zu erkennen.

Tabelle 6.36: Vergleich von Aufnahmen unter dem REM mit EDX-Analyse von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (rechts / 250 µm) mit HT-verzinkten Laschen (links) nach quasi-statischer Prüfung ohne (oben) und mit (unten) zyklischer Vorbelastung

	Lasche	**Fügepartner**
Quasi-statisch		
Zyklisch & quasi-statisch		

Die festgestellten Materialübergänge fanden sich auch in der mikroskopischen Untersuchung von Querschliffen. Hierbei konnten oberflächlich aufliegende Schichten sowohl auf den Fügepartnern als auch auf den Laschen festgestellt werden. Ähnliche aufliegende Schichten wurden auch bei der Untersuchung von Querschliffen in [63] gefunden. Beim Vergleich der Zinküberzüge konnte aber gegenüber den quasi-statischen Versuchen ohne eine zyklische Vorbelastung keine Veränderung festgestellt werden. Deutlich erkennbar war eine Neigung der Grenzen zwischen den Körnern im Überzug, diese fiel aber in beiden Fällen gleich aus. Keine Neigung konnte hingegen in den Überzügen der Laschen gefunden werden. Ein Ausschnitt der untersuchten Schliffbilder ist in Tabelle 6.37 erkennbar.

Tabelle 6.37: Vergleich von mikroskopischen Aufnahmen von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (rechts / 250 µm) mit HT-verzinkten Laschen (links) nach quasi-statischer Prüfung ohne (oben) und mit (unten) zyklischer Vorbelastung

	Lasche	**Fügepartner**
Quasi-statisch		
Zyklisch & quasi-statisch		

Um eine Änderung der mechanischen Eigenschaften der Überzüge abschätzen zu können, wurden zusätzlich Messungen der Mikrohärte in den Überzügen vorgenommen. Die Messungen wurden in einem Abstand von bis zu 150 µm vom Grundmaterial durchgeführt. Die Überzüge, die einer zyklischen Vorbelastung mit einer anschließenden quasi-statischen Prüfung ausgesetzt waren, zeigten gegenüber unbelasteten Überzügen keine signifikante Änderung der Mikrohärte. Für die Bereiche nahe der Oberfläche kann basierend auf diesen Werten allerdings keine Aussage getroffen werden.

Nach den mikroskopischen Untersuchungen der Reibflächenpaarung mit einem Fügepartner aus NT-verzinktem Sebistystahl mit einer HT-verzinkten Lasche kann folgendes Zwischenfazit gezogen werden: Durch die zyklische Vorbelastung kam es zu einer Deformation der Reibflächen des Fügepartners. Hierdurch wurde die Verzahnung der Reibflächen erhöht. Gleichzeitig fanden sich durch die Vorbelastung an mehr Stellen lokale Materialübergänge bzw. -ablösungen, was für eine Erhöhung der wahren Kontaktfläche spricht. Eine Veränderung der mechanischen Eigenschaften des Zinküberzuges über die komplette Überzugsdicke konnte nicht festgestellt werden.

An zwei weiteren Reibflächenpaarungen wurden ebenfalls Untersuchungen mithilfe des Konfokalmikroskops vorgenommen, um zu überprüfen, ob die festgestellten Veränderungen hier ebenfalls auftraten.

An der Reibflächenpaarung mit NT-verzinkten und gesweepten Oberflächen wurden Aufnahmen an einem Versuchskörper (Sg_09_RnQ) gemacht, welcher einige Tage ohne äußere Belastung ruhte. Der Versuchskörper ruhte für 14 Tage nach der Montage. In dieser Zeit verlor er 13,1 % bzw. 18,9 % seiner Vorspannkraft. Vor der quasi-statischen Prüfung wurden die Verbindungen nachgespannt. Nur eine der beiden Verbindungen versagte, die andere blieb intakt. Die Reibflächen beider Verbindungen wurden untersucht. An der intakten Verbindung waren an den Spitzen der Topologie der Reibfläche Bereiche erkennbar die in Kontakt mit der gepaarten Reibfläche gestanden haben mussten. Teilweise zeigten sich auch lokal kleine Materialübergänge. Die versagten Reibflächen wiesen großflächig deutliche Riefen in Kraftrichtung sowie lokale Materialübergänge auf. Die mikroskopischen Aufnahmen der Reibflächen sind in Bild 6.28 dargestellt.

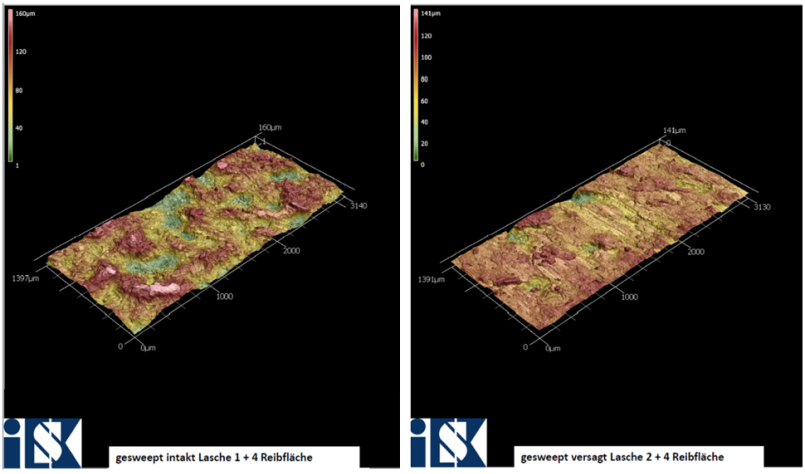


Bild 6.28: Mikroskopische Aufnahmen von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche nach Ruhen und anschließender quasi-statischer Prüfung (links: noch intakte Reibfläche; rechts: versagte Reibfläche)

Die mikroskopischen Aufnahmen zeigen, dass auch bei Paarungen von gleichen Reibflächen lokale Deformationen auftreten. Diese entstehen sogar bei Verbindungen, die vorab ruhten und daher ohne eine äußere Belastung beansprucht wurden. Allerdings fallen die Deformationen deutlich geringer aus. Anders als bei einer zusätzlich wirkenden äußeren Belastung entstehen keine lokalen Deformationen in Kraftrichtung. Dennoch scheint sich die wahre

Kontaktfläche zu vergrößern. Lokale Materialübergänge waren ebenfalls zu erkennen. Diese zeigten sich bei dieser Reibflächenpaarung aber auch bei den quasi-statischen Prüfungen ohne Vorbelastung (siehe Abschnitt 5.3.3) und waren damit zu erwarten. Die mikroskopischen Aufnahmen nach der quasi-statischen Prüfung zeigten deutliche Deformationen und lokale Materialübergänge.

Die gemischte Reibflächenpaarung eines Fügepartner aus NT-verzinkten Hochsiliziumstahl mit einer HT-verzinkten Lasche zeigte nach unterschiedlichen Vorbelastungen keine Tragfähigkeitserhöhung. Anhand der mikroskopischen Aufnahmen sollte untersucht werden, wie sich die Reibflächen gegenüber den anderen untersuchten Konfigurationen unterschieden. Untersucht wurden die Oberflächenzustände nach einer zyklischen Belastung, sowie nach einer zyklischen Vorbelastung und anschließenden quasi-statischen Prüfung. Die zyklische Belastung war über 2,0 Mio. Zyklen mit einer Oberlast F_o = 275 kN (μ_o = 0,40) aufgebracht worden. Durch die Vorbelastung stellten sich maximale Verformungen von 0,07 mm bzw. 0,04 mm ein. In der anschließenden quasi-statischen Prüfung versagte nur eine Verbindung, die andere blieb intakt und versagte nicht. Beide Reibflächen wurden unter dem Konfokalmikroskop untersucht.

Die Reibfläche, die nur die zyklische Belastung ertragen hatte, zeigte wenige Deformationen, und auch nur wenige lokale Materialübergänge. Damit wies die Reibfläche deutlich weniger Reaktion auf die zyklische Vorbelastung auf als die Reibfläche mit oberflächlicher Reinzinkschicht (siehe Bild 6.28). Die verschlissene Reibfläche nach zyklischer Vorbelastung und quasi-statischer Prüfung zeigte an wenigen Stellen Riefen und Deformationen. Vereinzelt fanden sich auch wieder Materialablösungen. Auch hier deutete sich an der Reibfläche ein deutlich geringeres Verschleißbild an als bei der Reibfläche mit oberflächlicher Reinzinkschicht (siehe Bild 6.28). Die mikroskopischen Aufnahmen der Reibflächen sind in Bild 6.29 erkennbar.

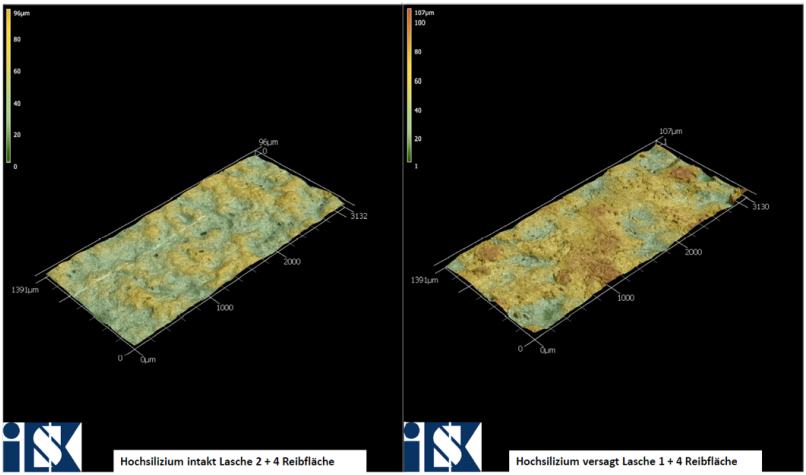


Bild 6.29: Mikroskopische Aufnahmen von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Hochsiliziumstahl mit HT-verzinkten Laschen nach quasi-statischer Prüfung nach einer zyklischen Vorbelastung (hier nur Reibflächen der Laschen dargestellt; links: noch intakte Reibfläche; rechts: versagte Reibfläche)

Anhand der mikroskopischen Aufnahmen lassen sich die folgenden Punkte ableiten: Aufgrund des deutlich geringeren Verschleißes scheint die wahre Kontaktfläche zwischen den beiden oberflächlichen Eisen-Zink-Mischphasen kleiner auszufallen. Da die erzielten Haftreibungszahlen allerdings deutlich größer waren, als bei den Reibflächenpaarungen mit oberflächlichen Reinzinkschichten, müssen die mechanischen Eigenschaften – die einen Einfluss auf die Haftreibung haben – deutlich größer sein. Durch eine Vorbelastung kommt es zu keinen deutlich erkennbaren plastischen Deformationen der Reibflächen. Damit nimmt die wahre Kontaktfläche bzw. die Verzahnung der Reibflächen durch die Vorbelastung nicht signifikant zu. Dies könnte die nicht stattfindende Erhöhung der Tragfähigkeit durch eine Vorbelastung erklären. Bei Reibflächenpaarungen mit oberflächlicher Reinzinkschicht zeigten sich deutliche Deformationen an den Reibflächen, und damit eine deutlich erhöhte wahre Kontaktfläche.

Die geringere wahre Kontaktfläche der Reibflächen mit oberflächlichen Eisen-Zink-Mischphasen, gegenüber Reibflächenpaarungen mit oberflächlicher Reinzinkphase, könnte eine Ursache für das nach Vorbelastung plötzlich auftretende schlagartige Versagen sein. Durch die geringere wahre Kontaktfläche ist die Möglichkeit einer Umlagerung der Kraftübertragung von einem Kontaktpunkt zu Anderen weniger gut möglich. Gleichzeitig zeigen Eisen-Zink-

Mischphasen bereits im Abkühlungsprozess nach dem Feuerverzinken ein duktileres Materialverhalten (siehe Abschnitte 2.2.4 und 2.2.5). Auch dieses könnte in Kombination ursächlich für das plötzlich auftretende schlagartige Versagen sein.

Auf Basis der durchgeführten mikroskopischen Untersuchungen lässt sich über die Veränderungen in den Reibflächen folgendes zusammenfassen: Vorbelastungen von feuerverzinkten GV-Verbindung mit oberflächlicher Reinzinkschicht erhöhen die wahre Kontaktfläche. Bei Versuchskörpern, die eine Zeit lang ruhten, ebneten sich die Spitzen der Topologie unter der vorhandenen Vorspannkraft ein. Bei zusätzlich wirkender konstanter oder zyklischer Belastung parallel zur Reibfläche entstanden lokale plastische Deformationen. Beide Effekte erhöhten die wahre Kontaktfläche zwischen den Reibflächen. Dadurch entstanden mehr adhäsive Bindungen und die Oberflächen verzahnten sich mehr. Dies zeigte sich durch mehr Materialübergänge sowie mehr plastische Deformationen an den verschlissenen Reibflächen. Reibflächenpaarungen mit oberflächlic her Reinzinkschicht zeigten eine zunehmende Tragfähigkeit. Durch eine Vorbelastung bei Reibflächen mit oberflächlicher Eisen-Zink-Mischphase bildeten sich weniger plastische Einebnungen und Deformationen aus. In der Folge erhöhte sich die wahre Kontaktfläche in geringerem Maße, als bei einer Reibflächenpaarung mit oberflächlicher Reinzinkschicht. Reibflächenpaarungen mit oberflächlicher Eisen-Zink-Mischphase zeigten keine zunehmende Tragfähigkeit. Eine Veränderung der mechanischen Eigenschaften des kompletten Zinküberzuges konnte in keinem der untersuchten Fälle festgestellt werden.

Alle Ergebnisse der mikroskopischen Untersuchungen sind in Anhang F aufgeführt.

6.11 Auswertung der Untersuchung des Verformungsverhaltens

Bereits die Auswertung des Verformungsverhaltens der Referenzversuche ohne Vorbelastung (siehe Abschnitt 5.12) zeigte, dass sich anhand der Charakteristik des Verformungsverhaltens auf die wirkenden Mechanismen der Haftreibung zurückschließen lässt. Grundlage hierfür waren die Untersuchungen in [68] (siehe Abschnitt 2.4.3). Das Verformungsverhalten der quasi-statischen Prüfungen nach einer Vorbelastung wurde im folgenden Abschnitt untersucht, um Hinweise auf die Ursache für mögliche Tragfähigkeitserhöhungen zu finden.

Alle durchgeführte quasi-statischen Prüfungen ohne Vorbelastung zeigten bis zum Erreichen der maximalen Tragfähigkeit ein nichtlineares Verhalten. Dies entsprach nach der Charakterisierung nach [68] dem Typ C. Das Verformungsverhalten bis zum Erreichen der maximalen Tragfähigkeit der Verbindungen nach einer Vorbelastung unterschied sich je nach Art der Vorbelastung. Reibflächenpaarungen, die nach der Montage einige Zeit ruhten, zeigten ebenfalls

ein nichtlineares Verhalten bis zum Erreichen der maximalen Tragfähigkeit. Diese lag in den meisten Fällen über den ermittelten quasi-statischen Tragfähigkeiten ohne Vorbelastung. Eine geändertes Verformungsverhalten zeigte sich bei den Verbindungen, die eine Belastung parallel zu den Reibflächen erfahren hatten. Bei diesen hatten sich durch die Vorbelastung bereits bleibende Verformungen eingestellt. Diese Verbindungen zeigten – unabhängig von der Reibflächenpaarung – zuerst ein lineares Verhalten, ehe sich wieder ein nichtlineares Verhalten ausbildete. Bis zu welcher Tragfähigkeit sich dieses lineare Verhalten zeigte war unterschiedlich. Bis zu einer Belastung von 70 % der maximalen Tragfähigkeit konnte bei manchen Reibflächenpaarungen ein lineares Verhalten festgestellt werden. Auch die maximale Tragfähigkeit der Verbindungen, die eine Belastung parallel zu den Reibflächen erfahren hatten, lag in den meisten Fällen über den ermittelten quasi-statischen Tragfähigkeiten ohne Vorbelastung. Ein Vergleich des Verformungsverhaltens ohne Vorbelastung, nach Ruhen, nach einer konstanten und nach einer zyklischen Belastung ist in Bild 6.30 erkennbar. Die durch die Vorbelastung aufgetretenen Verformungen wurden für einen besseren Vergleich nicht berücksichtigt, sind aber im Bild vermerkt.

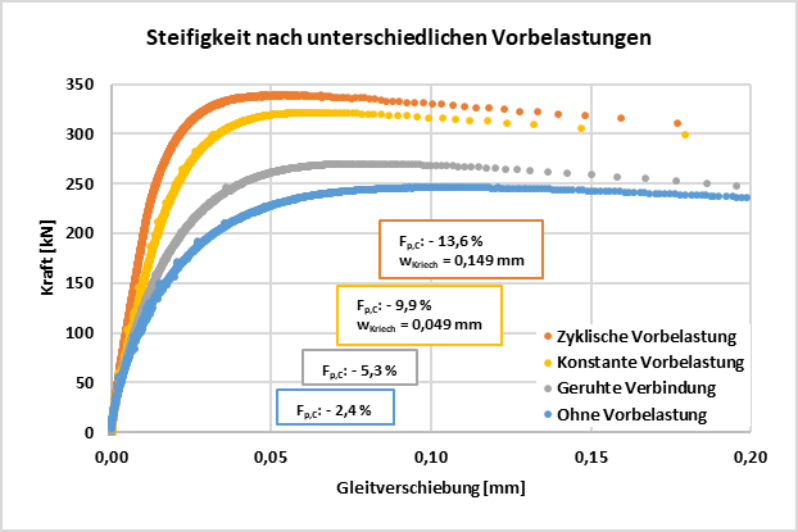


Bild 6.30: Vergleich der Steifigkeit im Kraft-Gleit-Verhalten von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen nach unterschiedlicher Vorbelastung

Durch den linearen Anteil im Verformungsverhalten, änderte sich die Charakteristik des Verformungsverhaltens zum Typ A. Dieses ist geprägt durch einen linearen Anteil des „Haftens“, welcher in einen nichtlinearen Anteil des „Losreißens“ übergeht. Innerhalb dieser beiden Anteile ist es nach [68] möglich, einen Rückschluss auf den dominanten Mechanismus der Haftreibung zu ziehen. So wirkt im Bereich des Haftens die Adhäsion als dominanter Mechanismus der Haftreibung, im Bereich des Losreißens die plastische Deformation oder Furchung. Sowohl die Adhäsion, als auch die Deformation oder Furchung lagen auch bei Reibflächenpaarungen ohne Vorbelastung vor. Allerdings ließ sich anhand des Verformungsverhaltens zu keinem Zeitpunkt ein dominanter Mechanismus charakterisieren. Somit scheint durch die wirkende Vorbelastung ein Teil der Deformationen bereits in die Verbindungen eingebracht worden zu sein. Dies lässt sich auch an den durch die Vorbelastung bereits aufgetretenen Verformungen erkennen. Bei den Verbindungen, die ohne eine Belastung ruhten, zeigte sich hingegen kein geändertes Verformungsverhalten. Trotzdem nahmen in vielen Fällen die Tragfähigkeiten zu.

Auch beim Verformungsverhalten nach Erreichen der maximalen Tragfähigkeit gab es Änderungen. Reibflächenpaarungen, die in den Referenzversuchen ohne Vorbelastung eine Verhalten nach Typ A zeigten, behielten dieses Verhalten bei. Die höhere Tragfähigkeit bildete sich in einem höheren Wert des Maximums aus. Weiterhin bildete sich eine Resttragfähigkeit aus, diese zeigte allerdings nicht die gleiche Zunahme wie das Maximum. In Bild 6.31 sind das exemplarische Verformungsverhalten eines Referenzversuches sowie einer quasi-statischen Prüfung nach einer zyklischen Vorbelastung abgebildet. Sowohl das erhöhte Maximum als auch die auf ähnlichem Niveau verbleibende Resttragfähigkeit sind gut erkennbar.

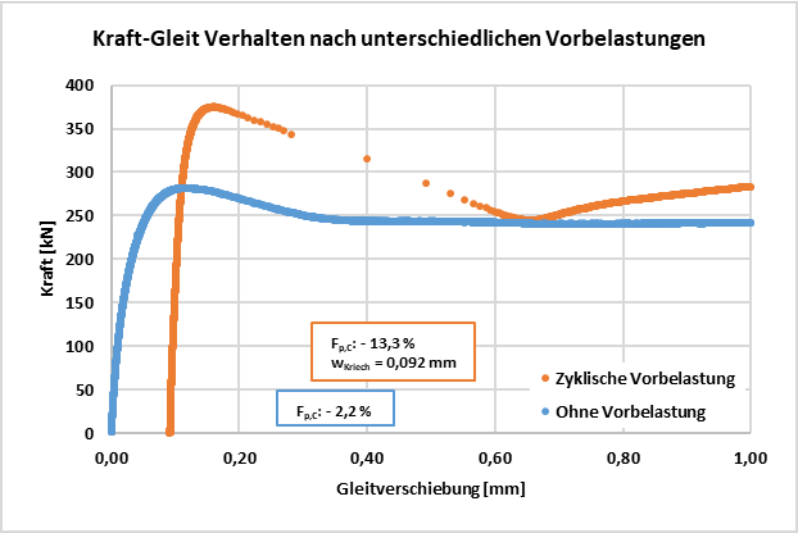


Bild 6.31: Vergleich des Kraft-Gleit-Verhaltens von Reibflächen aus NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche ohne Vorbelastung und nach einer zyklischen Vorbelastung

Das gleiche Verformungsverhalten nach Typ A fand sich auch bei den Reibflächenpaarungen, die in den Referenzversuchen den Typ C ergeben hatten. Dies betraf vor allem die Verbindungen mit einer zusätzlichen ASI-Beschichtung der Reibflächen. Die erhöhte Tragfähigkeit ergab sich durch ein erhöhtes Maximum. Nachdem dieses Überschritten war, fielen die Lasten ab. Es bildete sich eine Resttragfähigkeit aus. Diese lag dann wieder nahe an dem Niveau, auf dem es bei den Referenzversuchen den nahezu konstanten Ast gebildet hatte. Bild 6.32 zeigt das exemplarische Verformungsverhalten der Reibflächenpaarung von NT-verzinktem Sebistystahl, der gesweept und mit einer ASI-Beschichtung versehen wurde, im Referenzzustand und nach einer zyklischen Vorbelastung.

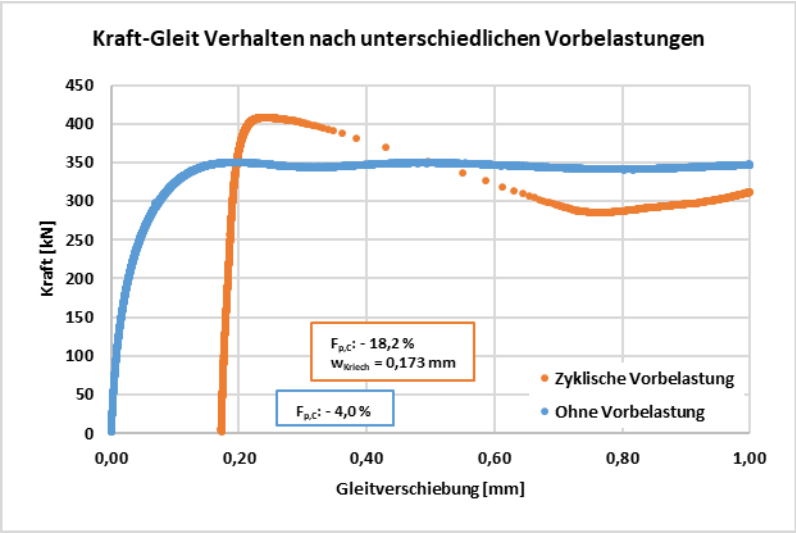


Bild 6.32: Vergleich des Kraft-Gleit-Verhaltens von Reibflächen aus NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche ohne Vorbelastung und nach einer zyklischen Vorbelastung

Bei allen Reibflächenpaarungen – bei denen einer der beiden beschriebenen Fälle auftrat – zeigte sich, dass trotz einer Tragfähigkeitszunahme die Resttragfähigkeit auf einem ähnlichen Niveau verblieb. In Bild 6.33 sind die erzielten individuellen Gleitlasten, sowie die verbliebenen Resttragfähigkeiten über die Vorspannkraftverluste durch verschiedene Vorbelastungen, aufgetragen. Die Ergebnisse wurden den Untersuchungen an Verbindungen mit gemischten Reibflächen aus einem Fügepartner aus NT-verzinktem Sebistystahl mit HT-verzinkten Laschen entnommen. Deutlich erkennbar ist eine Zunahme der individuellen Gleitlasten, wohingegen die Resttragfähigkeiten auf einem ähnlichen Niveau verbleiben.

Die Zunahme der Tragfähigkeit lässt sich durch Zuordnung der Charakteristik zum Typ A durch eine erhöhte Verzahnung der Reibflächen begründen. Diese wird durch die Differenz des sich höher ausbildenden Maximums zur Resttragfähigkeit dargestellt. Dies deckt sich mit den Feststellungen der mikroskopischen Untersuchungen in Abschnitt 6.10.3, bei denen deutliche Deformationen der Reibflächen durch die Vorbelastungen festgestellt wurden. Anhand des Verformungsverhaltens zeigt sich keine Änderung der Resttragfähigkeit, bei welcher – nach Typ A – die Adhäsion dominant ist. Die mikroskopischen

Untersuchungen zeigten allerdings auch eine größere Anzahl an Reibflächen mit Materialübergängen.

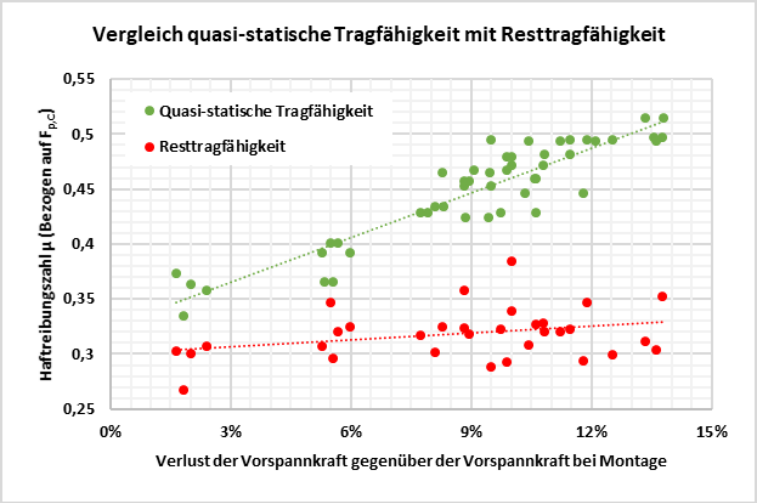


Bild 6.33: Vergleich von quasi-statischer Tragfähigkeit und Resttragfähigkeit von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen nach unterschiedlichen Vorbelastungen

Eine Änderung des Verformungsverhaltens zeigte auch die Reibflächenpaarung von einem NT-verzinkten Fügepartner aus Hochsiliziumstahl mit einer HT-verzinkten Lasche. So versagten die Probekörper, die eine konstante oder zyklische Vorbelastung erhalten hatten, alle schlagartig. Dieses Verhalten hatte lediglich die Reibflächenpaarung aus gestrahltem und bewitterten WT-Stahl gezeigt. Nur die geruhten Verbindungen zeigten weiterhin ein langsames Versagen und bildeten eine Resttragfähigkeit ähnlich zu Typ A aus. Es ergab sich – wie auch bei der Reibflächenpaarung des gestrahlten und bewitterten WT-Stahls – keine Erhöhung der quasi-statischen Tragfähigkeit. In Bild 6.34 sind die Verformungsverläufe eines Referenzversuchs und einer quasi-statischen Prüfung nach zyklischer Vorbelastung der Reibflächenpaarung eines NT-verzinkten Fügepartner aus Hochsiliziumstahl mit einer HT-verzinkten Lasche im Vergleich dargestellt.

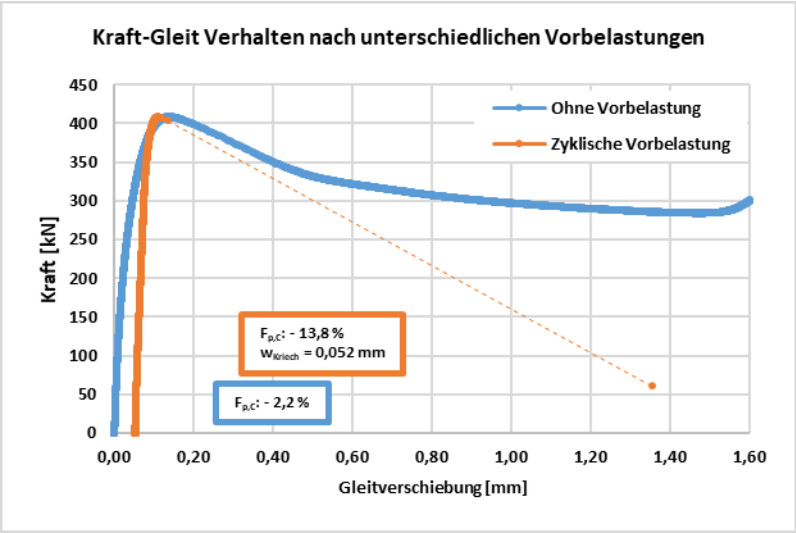


Bild 6.34: Vergleich des Kraft-Gleit-Verhaltens von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Hochsiliziumstahl mit HT-verzinkten Laschen ohne Vorbelastung und nach einer zyklischen Vorbelastung

Dass das schlagartige Versagen nur nach einer konstanten oder zyklischen Belastung auftrat, deutete wieder auf das geringere Vermögen zur plastischen Deformation der Reibflächenpaarung hin. Ähnliches zeigte sich auch in den mikroskopischen Untersuchungen (siehe Abschnitt 6.10.3). Die geringere Kriechneigung der Oberfläche würde dies ebenfalls bestätigen.

Auf Basis der erzielten Ergebnisse, lässt sich – anhand des Last-Verformungsverhaltens über die wirkenden Reibmechanismen und die Änderung gegenüber den Referenzzuständen der untersuchten feuerverzinkten Reibflächen – Folgendes zusammenfassen: Die festgestellten Erhöhungen der quasi-statischen Tragfähigkeit entstehen durch eine erhöhte Verzahnung der Oberflächen ineinander. Am stärksten fällt diese Verzahnung aus, wenn zusätzliche Belastungen parallel zur Reibfläche aufgebracht werden. Diese sorgen zusätzlich dafür, dass sich durch die eingebrachten Verformungen die Verbindungen bei erneuter Belastung zu Beginn linear verhalten. Die Reibflächenpaarungen mit härteren Oberflächen versagten nach einer Vorbelastung, bei denen sich Verformungen einstellten, schlagartig ohne, dass sich erhöhte Tragfähigkeiten ausbildeten. Dieses Verhalten war nur von unbeschichteten Reibflächen aus WT-Stahl bekannt.

6.12 Auswertung der Untersuchungen zum Einfluss des Nachspannens

Um zu überprüfen, ob sich durch ein Nachspannen der Verbindungen die quasi-statische Tragfähigkeit erhöhen würde, wurden Versuche an der Reibflächenpaarung aus NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche durchgeführt. Die untersuchten vier Probekörper ruhten nach der Montage für mindestens 14 Tage, teilweise wurden die Verbindungen nachgespannt. Die Ergebnisse der quasi-statischen Prüfungen wurden in Abschnitt 6.3.2 detailliert dargestellt, und nochmal in Tabelle 6.38 zusammengefasst.

Tabelle 6.38: Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit nach Ruhen und ggf. Nachspannen von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$ [kN]	$F_{p,C,m,Start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C}$ [%]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$\Delta d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
Sg_08_RQ (14 Tage Ruhen)	oben	179,6	155,4	13,5	310,6	0,45	0,078	294,8
	unten	180,5	154,5	14,4	288,9	0,42	0,089	215,5
Sg_09_RnQ (14 Tage Ruhen / Nachspannen)	oben	179,6/ 177,3	156,0/ 176,7	13,1/ 0,3	338,6	0,49	0,098	263,0
	unten	177,0/ 175,3	143,6/ 173,2	18,9/ 1,2	338,6	0,49	0,095	-
Sg_11_RQ (23 Tage Ruhen)	oben	179,7	151,2	15,8	319,7	0,46	0,084	234,6
	unten	179,5	155,3	13,5	319,7	0,46	0,066	247,6
Sg_10_RnRQ (14 Tage Ruhen / Nachspannen / 9 Tage Ruhen)	oben	179,9/ 179,8	158,6/ 176,5	11,4/ 1,8	319,1	0,46	0,085	242,5
	unten	180,4/ 179,7	154,6/ 172,9	14,3/ 3,8	319,1	0,46	0,066	248,7

Legende: **$F_{p,C,m,ini}$:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft vor Beginn der Vorbelastung bzw. nach einem möglichen Nachspannen, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **$F_{p,C,m,Start}$**: Gemessene mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung bzw. vor einem möglichen Nachspannen; **$\Delta F_{p,C}$**: Verlust der Vorspannkraft zwischen $F_{p,C,m,ini}$ und $F_{p,C,m,Start}$; **F_{Si}**: Individuelle maximale Gleitlast der Verbindung; **μ_i:** Individuelle Haftreibungszahl auf Basis von F_{Si} bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **$\Delta d_{Si,akt}$**: Individuelle Gleitverformung beim Erreichen der individuellen Gleitlast F_{Si}, Gleitverformungen durch eine Vorbelastung sind nicht enthalten; **$F_{Si,Rest}$**: Individuelle minimale Resttragfähigkeit der Verbindung nach Überschreiten von F_{Si}

Die ersten zwei Prüfkörper ruhten nach der Montage etwa 14 Tage, anschließend wurden bei einem die Verluste der Vorspannkraft durch Nachspannen ausgeglichen. Die Verluste der Vorspannkraft, die sich innerhalb der 14 Tage einstellten, waren beim ersten Prüfkörper etwas geringer als beim zweiten Prüfkörper. Zu Beginn der anschließenden quasi-statischen Prüfung wies der erste, nicht nachgespannte Prüfkörper eine mittlere Vorspannkraft von $F_{p,C,m,Start}$ von 155,0 kN aus. Der zweite, nachgespannte Prüfkörper besaß mit einem $F_{p,C,m,Start}$ von 175,0 kN um 13 % höhere Vorspannkräfte. Der erste Prüfkörper erzielte eine mittlere Gleitlast F_{sm} von 299,8 kN. Der zweite Prüfkörper erzielte eine mittlere Gleitlast F_{sm} von 338,6 kN, womit dessen quasi-statische Tragfähigkeit gegenüber dem ersten Versuch ebenfalls um etwa 13 % erhöht war.

Der dritte und vierte Prüfkörper ruhten insgesamt 23 Tage. Der dritte Prüfkörper ruhte ohne Unterbrechungen über diese Zeit, wohingegen beim vierten Prüfkörper nach etwa 14 Tagen die bis dahin aufgetretenen Vorspannkraftverluste durch Nachspannen ausgeglichen wurden. Der dritte Prüfkörper verlor in der Zeit des Ruhens im Mittel 14,7 % der Vorspannkräfte. Beim vierten Prüfkörper stellten sich mittlere Verluste von 12,9 % bis zum Nachspannen ein, danach im Mittel weitere 2,8 %. Vor Beginn der quasi-statischen Prüfung lag die mittlere Vorspannkraft $F_{p,C,m,Start}$ des dritten Prüfkörpers bei 153,3 kN, die des vierten Prüfkörpers bei 174,7 kN. Die Vorspannkräfte des vierten Prüfkörpers waren damit vor Versuchsbeginn gegenüber dem dritten Prüfkörper um etwa 14 % größer. Der dritte Prüfkörper erzielte eine mittlere Gleitlast F_{sm} von 319,7 kN, der vierte Prüfkörper erzielte eine mittlere Gleitlast F_{sm} von 319,1 kN. Die erzielten Gleitlasten lagen damit auf einem nahezu identischen Lastniveau.

Basierend auf den erzielten Ergebnissen der vier Versuche lässt sich auf den ersten Blick kein eindeutiger Hinweis dazu finden, ob ein Nachspannen der Verbindungen eine Erhöhung der Tragfähigkeit bewirkt. Der Vergleich der erzielten mittleren Gleitlasten der ersten beiden Versuchskörper zeigte eine Zunahme im Größenbereichs des Unterschieds der Vorspannkraftniveaus. Diese Zunahme zeigte sich beim dritten und vierten Versuchskörper nicht. Bei genauerer Betrachtung der Ergebnisse, lassen sich diese aber gegenüber den Referenzversuche (siehe Abschnitt 5.3.3) folgendermaßen einordnen: Die erzielte mittlere Gleitlast des ersten Versuchskörpers zeigt gegenüber den Referenzversuchen keine oder nur eine minimale Zunahme. Auch die Referenzversuche zeigten eine Differenz von 13 % der minimalen zur maximalen mittleren Gleitlast. Möglicherweise wäre die Differenz zwischen dem ersten und zweiten Versuch teilweise durch die Streuung der Werte begründet. Dafür spricht auch, dass die obere Verbindung des ersten Versuchskörpers nicht versagte, und somit mit der maximalen Belastung ein konservativer Wert für die Auswertung der Gleitlast angesetzt wurde. Gleichzeitig

zeigte der zweite Versuchskörper recht hohe Vorspannkraftverluste. Diese lagen sogar über denen der beiden Versuchskörper, die länger ruhten. Auch dies könnte Gleitlasten am oberen Ende der Streuung begründen. In Summe lassen sich einige Indizien dafür finden, dass der erste und zweite Versuchskörper mittlere Gleitlasten am Rand des Streubereiches lieferte.

Dies würde bedeuteten, dass ein Nachspannen der Verbindungen auf das ursprüngliche Niveau der Vorspannkraft keine weiteren signifikanten Erhöhungen der Tragfähigkeit erzielen würde. Dies würde für den Kontaktzustand in den gepaarten Reibflächen bedeuteten, dass keine neuen Kontakte hinzukommen oder sich bestehende Kontaktbereiche nicht weiter vergrößern. Das bestehende Potential zur Vergrößerung der wahren Kontaktflächen wäre also für das Vorspannkraftniveau bei erster Montage erschöpft. Dafür würde sprechen, dass sich nach dem Nachspannen des vierten Probekörpers nur noch geringe zusätzliche Vorspannkraftverluste einstellten. Aus welchem Kontaktbereich des Klemmpaketes diese zusätzlichen Vorspannkraftverluste resultierten, kann mithilfe der vorliegenden Ergebnisse nicht geklärt werden.

Weiterhin wurden auch zwei Prüfkörper aus NT-verzinktem Sebistystahl nach einem Ruhen einer quasi-statischen Prüfung unterzogen (siehe Abschnitt 6.2.2 und Tabelle 6.1). Beide Prüfkörper ruhten unterschiedliche lange, wodurch die Vorspannkraftverluste auch unterschiedlich groß ausfielen. Die Schrauben des länger geruhten Probekörpers wurde vor seiner quasi-statischen Prüfung wieder auf das Niveau von $F_{p,C}$ nachgespannt, du die bis dahin aufgetretenen Vorspannkraftverluste von über 19 % ausgeglichen. Trotz dieser deutlichen Erhöhung der Vorspannkraft, ergab sich für beide Probekörper eine mittlere Haftreibungszahl von 0,45. Hier wäre – bei einem positiven Einfluss des Nachspannens der Verbindungen – eine erhöhte Haftreibungszahl zu erwarten gewesen. Damit lassen sich bei den zwei Prüfkörpern aus NT-verzinktem Sebistystahl die gleichen Tendenzen erkennen, wie bei den vier Prüfkörpern die ein nachträglich gesweepte Oberfläche aufwiesen. Die Ergebnisse der quasi-statischen Prüfungen der zwei geruhten und teilweise nachgespannten Prüfkörper von NT-verzinktem Sebistystahl finden sich in Tabelle 6.39.

Tabelle 6.39: Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit nach Ruhen von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$ [kN]	$F_{p,C,m,Start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C}$ [%]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$\Delta d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
S_01_RQ (141 Tage Ruhen)	oben	178,3	152,1	14,7	307,7	0,45	0,080	202,1
	unten	179,2	151,6	15,4	307,7	0,45	0,059	216,8
S_02_RnQ (111 Tage Ruhen / Nachspannen auf $F_{p,C}$)	oben	180,0/ 180,4	144,5/ 176,8	19,8	312,5	0,45	0,078	220,1
	unten	178,5/ 180,4	144,5/ 176,7	19,0	312,5	0,45	0,054	276,7

Legende: **$F_{p,C,m,ini}$:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft vor Beginn der Vorbelastung bzw. nach einem möglichen Nachspannen, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **$F_{p,C,m,Start}$**: Gemessene mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung bzw. vor einem möglichen Nachspannen; **$\Delta F_{p,C}$**: Verlust der Vorspannkraft zwischen $F_{p,C,m,ini}$ und $F_{p,C,m,Start}$; **F_{Si}**: Individuelle maximale Gleitlast der Verbindung; **μ_i:** Individuelle Haftreibungszahl auf Basis von F_{Si} bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$; **$\Delta d_{Si,akt}$**: Individuelle Gleitverformung beim Erreichen der individuellen Gleitlast F_{Si}, Gleitverformungen durch eine Vorbelastung sind nicht enthalten; **$F_{Si,Rest}$**: Individuelle minimale Resttragfähigkeit der Verbindung nach Überschreiten von F_{Si}

Auf Basis der durchgeführten Untersuchungen zum Einfluss des Nachspannens nach einer ruhenden Vorbelastung lässt sich Folgendes zusammenfassen: Durch ein Nachspannen der geruhten Verbindungen konnte keine signifikante erhöhte Tragfähigkeit, in dem Maße wie die Vorspannkräfte sich unterschieden, festgestellt werden. Dies deutet darauf hin, dass durch die Kontaktflächenerhöhung durch Vorbelastung das Potential zur Tragfähigkeitserhöhung in den gepaarten Reibflächen bereits ausgeschöpft wurde. Ein Nachziehen auf das bei Montage bestehende Vorspannkraftniveau scheint keinen positiven Einfluss zu haben.

6.13 Zusammenfassung und Zwischenfazit

In den vorangegangenen Abschnitten wurden die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit an Reibflächen mit unterschiedlichen Vorbelastungen dargestellt und ausgewertet. Diese wurden mit den Ergebnissen und Erkenntnissen der Referenzversuche aus Abschnitt 5 verglichen. Für einen Vergleich mit nicht feuerverzinkten Reibflächen wurden Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit von GV-Verbindungen aus WT-Stahl nach unterschiedlichen Vorbelastungen aus [91] herangezogen und neu ausgewertet.

Der überwiegende Teil der untersuchten feuerverzinkten Reibflächenpaarungen zeigte erhöhte Tragfähigkeiten nach Vorbelastung. Bei den übrigen Reibflächenpaarungen blieben die quasi-statischen Tragfähigkeiten nahezu konstant. Bei den Reibflächenpaarungen, die eine erhöhte Tragfähigkeit zeigten, korrelierten diese mit den Verlusten der Vorspannkräfte. Die höchsten Tragfähigkeiten konnten nach konstanten oder zyklischen Vorbelastungen erzielt werden. Variationen in der Art und Größe der Belastung, den Vorspannkräften oder den Zinkschichtdicken zeigten keine signifikanten Auswirkungen auf die Erhöhung der Tragfähigkeiten. Auch ein möglicherweise bereits aufgetretenes tertiäres Kriechen hatte keine Auswirkungen. Alle feuerverzinkten Reibflächen, die eine Tragfähigkeitserhöhung zeigten, besaßen bei mindestens einer Reibfläche eine weiche oberflächliche Reinzinkphase. Erhöhte Tragfähigkeiten nach Vorbelastung fanden sich auch beim beschichteten WT-Stahl. Der unbeschichtete WT-Stahl zeigte – wie auch die feuerverzinkte Reibflächenpaarung mit harten Oberflächen mit Eisen-Zink-Mischphasen an allen Reibflächen – eine nahezu konstante quasi-statische Tragfähigkeit nach Vorbelastung.

In der optischen Untersuchung zeigten sich bei den Reibflächenpaarungen mit erhöhten Tragfähigkeiten mehr lokale Verschleißpunkte innerhalb der Reibfläche nach einer Vorbelastung. Bei mikroskopischen Untersuchungen waren plastische Deformationen und lokale Materialübergänge nach einer Vorbelastung erkennbar. Durch diese erhöhten sich die wahre Kontaktfläche und die Verzahnung. Die größte Ausprägung dieser Veränderung zeigte sich nach einer konstanten oder zyklischen Vorbelastung. Bei geruhten Reibflächen war nur eine Einebnung der Rauheitsspitzen, welche auch die wahre Kontaktfläche vergrößerte, erkennbar. Die Tragfähigkeitserhöhung konnte damit eindeutig den Veränderungen der Reibflächen zugeordnet werden. Die mechanischen Eigenschaften der Überzüge änderten sich nicht. Feuerverzinkte Reibflächen mit harten oberflächlichen Eisen-Zink-Mischphasen zeigten deutlich weniger Deformationen nach einer Vorbelastung.

Die durch die zunehmende Verzahnung der Reibflächen ineinander erhöhte quasi-statische Tragfähigkeit ließ sich auch am Verformungsverhalten der Reibflächenpaarungen ablesen. Eine absolute Zunahme der Adhäsion ließ sich nicht erkennen, sie wurde jedoch vor Erreichen der maximalen Tragfähigkeit dominanter.

Ein Nachspannen der Schrauben nach der Vorbelastung zeigte keine signifikant erhöhten Tragfähigkeiten.

7 Einfluss des Lock-Up Effekts auf das Kriechen

7.1 Vorbemerkung und Zielsetzung

In den folgenden Abschnitten soll der Einfluss des Lock-Up Effekts auf das Kriechen untersucht werden. Das Kriechen ist für Verbindungen mit beschichteten Reibflächen im Regelfall der limitierende Faktor bei der Ermittlung der Haftreibungszahl. Daher ist die Untersuchung des Einflusses des Lock-Up Effekts auf das Kriechen direkt mit einer möglichen Nutzung der positiven Auswirkungen des Lock-Up Effektes in der praktischen Anwendung verbunden.

Um eine praxisnahe Möglichkeit der Ausnutzung zu untersuchen, wurden verschiedene Szenarien entworfen, bei denen ein Lock-Up Effekt in der praktischen Anwendung auftreten könnte. Diese Szenarien wurden in idealisierter Form an Versuchen nachgestellt, um zu untersuchen, ob sich eine Auswirkung auf das Kriechen feststellen lässt. Die Szenarien mit dem zugehörigen Anwendungsfall sind in den folgenden Abschnitten beschrieben.

Ziel der Untersuchungen war es, den Einfluss des Lock-Up Effektes auf das Kriechen zu untersuchen. Gleichzeitig sollte damit eine praxisnahe Möglichkeit untersucht werden, die Vorteile des Lock-Up Effektes in GV-Verbindungen zu nutzen.

7.2 Kriechen unter konstanten und zyklischen Lasten

7.2.1 Ansatz der Untersuchungen

Brücken unterliegen ständigen und veränderlichen Lasten. Die Verkehrsbelastung zählt hierbei zu den veränderlichen Lasten und wirkt zusätzlich zu den ständigen Lasten infolge Eigengewicht und Ausbau. Eine Verbindung muss damit ebenfalls immer einen Anteil an ständig wirkenden Belastungen und zusätzlich veränderlich wirkende Belastungen ertragen.

Für Verbindungen, die ein erhöhtes Kriechniveau aufweisen, werden erweiterte Kriechprüfung maßgebend für die nutzbare Haftreibungszahl. Bei dieser Prüfung werden konstant wirkende Lasten auf die Verbindung aufgebracht.

In den folgenden Abschnitten soll untersucht werden, wie sich das Kriechen von feuerverzinkten GV-Verbindungen verhält, sofern diese mit konstant wirkenden und zusätzlichen zyklischen Belastungen beansprucht werden. Ziel ist es, herauszufinden, ob sich durch die zyklische Belastung ein Lock-Up-Effekt einstellt, der positive Auswirkungen auf das Kriechverhalten der Verbindungen hat.

7.2.2 Durchführung der experimentellen Untersuchungen

Für die Untersuchung des Einflusses des Lock-Up Effektes bei konstanter und zyklischer Belastung auf das Kriechen wurden drei Reibflächen-Konfigurationen untersucht. Betrachtet wurden dabei die Verbindungen mit gemischten Reibflächen von einem Fügepartner aus NT-verzinktem Sebistystahl kombiniert mit gestrahlten und HT-verzinkten Laschen. Außerdem wurden die Kombinationen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepten Reibflächen und mit zusätzlicher ASI-Beschichtung untersucht.

Es wurden zyklische Untersuchungen mit einem Spannungsverhältnis R größer als 0,1 durchgeführt. Untersucht wurden die Kriechverformungen, die sich unter konstanten und zyklischen Belastungen ergaben. Um einen Einfluss des Lock-Up Effekts erkennen zu können, wurden die Untersuchungen mit den Verformungen aus den erweiterten Kriechprüfungen verglichen. Außerdem wurden einige Versuchskörper nach Abschluss der zyklischen Belastung noch einer quasi-statischen Prüfung unterzogen, um zu prüfen ob der Lock-Up Effekt auch in voller Größenordnung auftrat. Die Ergebnisse dieser nachträglichen quasi-statischen Prüfungen wurden bereits in Abschnitt 6 erläutert. In den folgenden Abschnitten wird nochmals darauf verwiesen.

7.2.3 Ergebnisse und Auswertung der experimentellen Untersuchungen

7.2.3.1 NT-Verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche

An einem Versuchskörper wurde für die Reibflächenpaarung des NT-verzinkten Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche das Verhalten unter konstanten und zyklischen Lasten untersucht. Die Oberlast F_o des Versuchs betrug 206 kN, was einer Haftreibungszahl von $\mu_o = 0{,}30$ entsprach. Das Spannungsverhältnis R entsprach 0,67, damit ergab sich die Unterlast zu $F_u = 138$ kN bzw. einer Haftreibungszahl von $\mu_u = 0{,}2$. Die Belastung wurde so gewählt, dass die Mittellast F_m genau dem ermittelten Kriechniveau (siehe Abschnitt 5.3.5) entsprach. Die Belastung wurde direkt nach der Montage der Verbindung aufgebracht. Bei dieser zyklischen Beanspruchung zeigte sich in beiden Verbindungen ein geringes tertiäres Kriechen. Beide Verbindungen verhielten sich hinsichtlich ihrer Verformungen sehr ähnlich. Der Versuchskörper wurde über einen Zeitraum von 75 Stunden mit 1,6 Mio. Zyklen belastet. Es ergaben sich maximale Verformungen von 0,105 mm. Die Ergebnisse sind in Tabelle 7.1 zusammengefasst.

Tabelle 7.1: Ergebnisse der Untersuchungen von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche unter konstanten und zyklischen Belastungen

Versuch		F_o	μ_o	R	Zyklen	$d_{Si,Max}$	Tertiäres Kriechen
		[kN]	[-]	[-]	[n]	[mm]	
Sg_17_ZQ	oben	206	0,30	0,67	1,6 Mio.	0,105	ja
	unten	206	0,30	0,67	1,6 Mio.	0,104	ja

Legende: $\mathbf{F_o}$**:** Maximale auf den Versuchskörper einwirkende Oberlast der zyklischen Belastung; $\boldsymbol{\mu_o}$**:** Aus F_o resultierende Haftreibungszahl; **R**: Verhältnis der einwirkenden Unterlast F_u zur Oberlast F_o der zyklischen Belastung; **Zyklen**: Anzahl der aufgebrachten Zyklen bis zum Abbruch der zyklischen Belastung; $\mathbf{d_{Si,Max}}$: Maximal aufgetretene Verformung der jeweiligen Verbindung bis zum Abbruch; **Tertiäres Kriechen**: Deutliche erkennbare Zunahme der Verformungen aufgetragen über die log-Zeit-Achse

Wie auch bei den Verformungen der Verbindungen zeigten die Vorspannkräfte beider Verbindungen ein sehr ähnliches Verhalten. An beiden Verbindungen ließen sich nach Extrapolation auf die Lebensdauer von 100 Jahren verbleibende Vorspannkräfte von unter 74 % prognostizieren. Die zusammengefassten Ergebnisse der Untersuchungen der Vorspannkraftverluste unter zyklischer Beanspruchung finden sich in Tabelle 7.2.

Tabelle 7.2: Ergebnisse der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten während einer konstanten und zyklischen Belastung von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	Δt	$F_{p,C,m,\Delta t,Min}$		$F_{p,C,50a,Min}$	$F_{p,C,100a,Min}$
		[kN]	[h]	[kN]	[%]	[%]	[%]
Sg_17_ZQ (F_o = 206 kN / μ_o = 0,30 / R = 0,67 / 1,6 Mio. Zyk.)	oben	179,3	75	153,4	85,6	74,6	73,7
	unten	182,1	75	155,3	85,3	74,0	73,1

Legende: $\mathbf{F_{p,C,m,ini}}$**:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **Δt**: Individuelle Versuchsdauer; $\mathbf{F_{p,C,m,\Delta t,Min}}$: Gemessene mittlere Vorspannkraft am Ende der Versuchsdauer unter gewählter zyklischer Belastung; $\mathbf{F_{p,C,50a,Min}}$: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 50 Jahren unter zyklischer gewählter Belastung; $\mathbf{F_{p,C,100a,Min}}$: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren unter gewählter zyklischer Belastung

Im Vergleich mit der erweiterten Kriechprüfung auf einem Niveau von mindestens 172 kN bzw. einer Haftreibungszahl von $\mu > 0{,}25$ (siehe Abschnitt 5.3.5) zeigte sich eine geringe Abweichung. Der direkte Vergleich der Verformungen über die logarithmische Zeitachse ist in Bild 7.1 erkennbar. Aufgrund der höheren Spitzenlast im zyklischen Versuch fiel die elastische Verformung der Erstbelastung größer aus. Zusätzlich zeigte sich im weiteren Verlauf eine höhere Kriechgeschwindigkeit, die beim Auftrag über die logarithmische Zeitachse die Tendenz zu einem tertiären Kriechen vermuten ließ. Da der Versuch bereits nach 1,6 Mio. Zyklen bzw. 75 Stunden abgebrochen wurde, wurde kein weiteres tertiäres Kriechen aufgezeichnet. Hätte sich die Verformung – wie in anderen Versuchen mit tertiärem Kriechen – weiterentwickelt, wäre die Verformungsgrenze von 0,3 mm vermutlich deutlich überschritten worden.

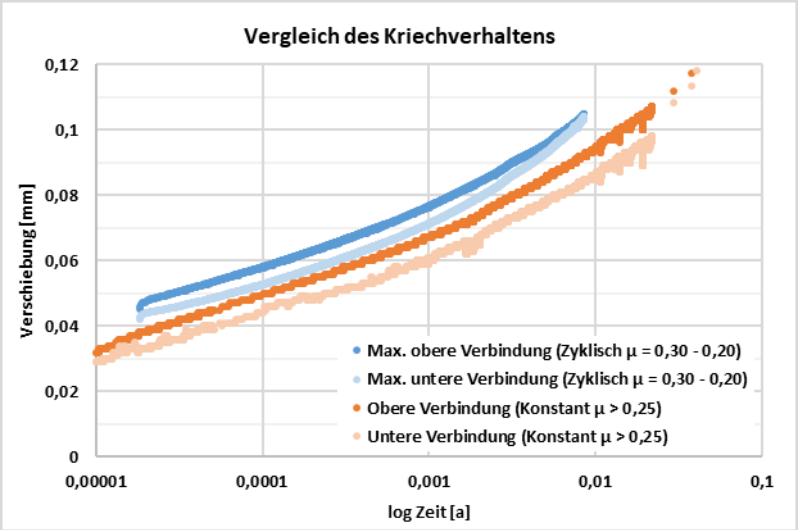


Bild 7.1: Vergleich des Kriechverhaltens von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche unter zyklischer (μ_o = 0,30 & μ_u = 0,20) und konstanter ($\mu > 0{,}25$) Belastung

Die Verformungen aus Kriechen schienen unter dem Kollektiv aus konstanten und zyklischen Lasten leicht größer zu sein als bei der erweiterten Kriechprüfung auf dem mittleren Niveau des Belastungskollektivs.

Im Anschluss an die zyklische Belastung wurde noch eine quasi-statische Prüfung durchgeführt (siehe Abschnitt 6.3.4). Diese zeigte, dass der Lock-Up Effekt in der zu erwartenden Größenordnung vorhanden war.

Basierend auf dem Versuch mit einem Kollektiv aus konstanten und zyklischen Lasten an Reibflächen aus NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepten Oberflächen kann keine eindeutige Aussage über einen positiven Einfluss des Belastungskollektivs auf das Kriechen getroffen werden. Tendenziell zeigten sich aber etwas vergrößerte Verformungen gegenüber dem erweiterten Kriechversuch auf Niveau der mittleren Belastung des Kollektivs.

7.2.3.2 NT-Verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche und ASI-Beschichtung

Mit vier Versuchskörpern wurde das Verhalten unter einem Belastungskollektiv aus konstanten und zyklischen Belastungen an der Reibflächenpaarung des NT-verzinkten Sebistystahls mit gesweepter Oberfläche und ASI-Beschichtung untersucht. Die in Abschnitt 5.4.5 ermittelte nutzbare Haftreibungszahl für die Reibflächenpaarung lag bei $\mu_{char} = 0{,}30$.

Im ersten und zweiten zyklischen Versuch wurden Oberlasten gering oberhalb der nutzbaren Haftreibungszahl gewählt. Bei beiden Versuchen wurde eine Belastung mit einer Oberlast F_o von 241 kN ($\mu_o = 0{,}35$) aufgebracht. Bei einem Spannungsverhältnis R von 0,71 lag die Unterlast F_u bei 172 kN ($\mu_u = 0{,}25$). Damit lag die Mittellast F_m bei der in den erweiterten Kriechprüfungen (siehe Abschnitt 5.4.5) ermittelten nutzbaren Haftreibungszahl von $\mu_{char} = 0{,}30$. Zusätzlich sollte untersucht werden, ob die Frequenz einen Einfluss auf die entstehenden Verformungen hatte. Die zyklische Belastung im ersten Versuch wurde mit einer Frequenz von 9 Hz aufgebracht, wohingegen für den zweiten Versuch eine Belastung mit einer Frequenz von 0,5 Hz gewählt wurde. Beide Versuche liefen zwischen 18 Stunden und 19 Stunden, wobei sich aber unterschiedliche Zyklenzahlen ergaben. Bei Betrachtung der Verformungsentwicklung über die log-Zeit-Skala zeigte sich kein deutlicher Unterschied zwischen den Versuchen, die maximalen Verformungen lagen zwischen 0,062 mm und 0,098 mm. Ein deutliches tertiäres Kriechen bildete sich bei beiden Versuchen nicht aus. Das Verformungsverhalten beider Versuche ist in Bild 7.2 erkennbar.

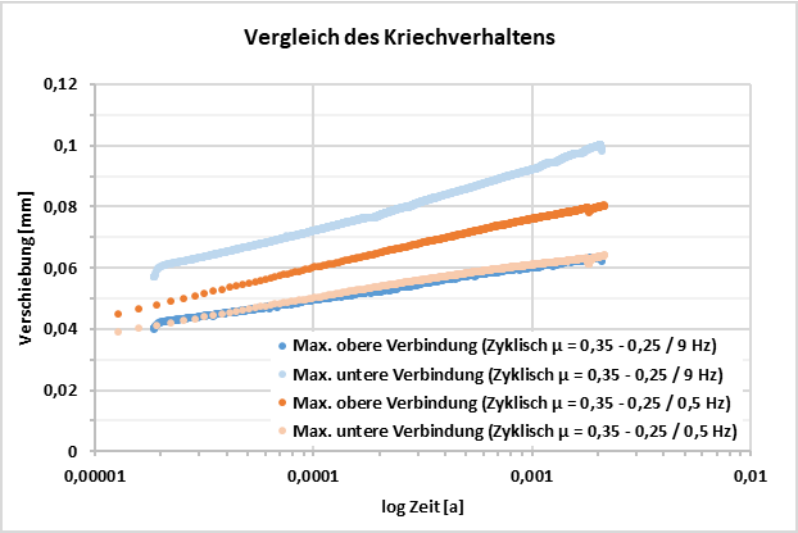


Bild 7.2: Kriechverhalten unter konstanten und zyklischen Lasten von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche

Im dritten und vierten zyklischen Versuch wurde die Oberlast F_o mit 275 kN (μ_o = 0,40) nochmals höher gewählt. Variiert wurde allerdings die Unterlast F_u bzw. das Spannungsverhältnis R. So wurde im dritten Versuch eine Unterlast F_u von 206 kN (μ_u = 0,30 / R = 0,75), im vierten Versuch eine Unterlast F_u von 138 kN (μ_u = 0,20 / R = 0,5) gewählt. Beide Versuche dauerten zwischen 94 Stunden und 95 Stunden und erreichten zwischen 2,0 Mio. und 2,3 Mio. Zyklen. Auch hier zeigten beide Versuche – trotz der unterschiedlichen Unterlast F_u – ein ähnliches Verformungsverhalten. Alle Verbindungen zeigten ein deutliches tertiäres Kriechen über die log-Zeit-Skala. Im Versuch mit der höheren Unterlast F_u von 206 kN ergaben sich maximale Verformungen von 0,189 mm bzw. 0,135 mm. Im Versuch mit geringerer Unterlast F_u lagen die maximalen Verformungen bei 0,155 mm und 0,169 mm. Trotz der geringeren Unterlast F_u fielen diese nicht deutlich geringer aus.

Die Frequenz aller durchgeführten Versuche lag zwischen 6 Hz und 9 Hz. Lediglich der dritte Versuch wich mit einer Frequenz 0,5 Hz bewusst deutlich ab. Alle Verbindungen zeigten über die gesamte Belastungsdauer eine konstante Schwingbreite der Gleitverformungen. Alle durchgeführten zyklischen Versuche wurden im Anschluss einer quasi-statischen Prüfung unterzogen, um die Tragfähigkeit nach Vorbelastung zu untersuchen. Diese Ergebnisse finden sich in Abschnitt 6.4.4.

Die zusammengefassten Ergebnisse der zyklischen Versuche sind in Tabelle 7.3 erkennbar.

Tabelle 7.3: Ergebnisse der Untersuchungen von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche unter konstanten und zyklischen Belastungen

Versuch		F_o	μ_o	R	Zyklen	$d_{Si,Max}$	Tertiäres Kriechen
		[kN]	[-]	[-]	[n]	[mm]	
Sa_13_ZQ	oben	241	0,35	0,71	580.000	0,062	Nein
	unten	241	0,35	0,71	580.000	0,098	Nein
Sa_14_ZQ	oben	241	0,35	0,71	34.500	0,080	Nein
	unten	241	0,35	0,71	34.500	0,064	Nein
Sa_15_ZQ	oben	275	0,40	0,75	2,3 Mio	0,189	Ja
	unten	275	0,40	0,75	2,3 Mio	0,135	Ja
Sa_16_ZQ	oben	275	0,40	0,5	2,0 Mio	0,155	Ja
	unten	275	0,40	0,5	2,0 Mio	0,169	Ja

Legende: F_o: Maximale auf den Versuchskörper einwirkende Oberlast der zyklischen Belastung; **μ_o:** Aus F_o resultierende Haftreibungszahl; **R**: Verhältnis der einwirkenden Unterlast F_u zur Oberlast F_o der zyklischen Belastung; **Zyklen**: Anzahl der aufgebrachten Zyklen bis zum Abbruch der zyklischen Belastung; **$d_{Si,Max}$**: Maximal aufgetretene Verformung der jeweiligen Verbindung bis zum Abbruch; **Tertiäres Kriechen**: Deutliche erkennbare Zunahme der Verformungen aufgetragen über die log-Zeit-Achse

Bei Untersuchung der Vorspannkraftverluste während der zyklischen Belastung ließen sich nach 100 Jahren verbleibende Vorspannkräfte zwischen 60,1 % und 69,0 % prognostizieren. Die größten prognostizierten Vorspannkraftverluste ergaben sich bei den Versuchen mit der größten Oberlast F_o von 241 kN. Genauso fielen bei den Versuchen mit geringerer Oberlast F_o auch die prognostizierten Verluste geringer aus. Der fünfte zyklische Versuch mit einer hohen Oberlast F_o von 241 kN und einem Spannungsverhältnis von R = 0,5 zeigte vergleichsweise geringe prognostizierte Verluste. Neben der Oberlast F_o schien die Unterlast F_u bzw. das Spannungsverhältnis R die Verluste der Vorspannkraft zu beeinflussen.

Die Ergebnisse der Untersuchung der Vorspannkraftverluste unter zyklischer Beanspruchung sind in Tabelle 7.4 zusammengefasst.

Tabelle 7.4: Ergebnisse der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten während einer konstanten und zyklischen Belastung von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	Δt	$F_{p,C,m,\Delta t,Min}$		$F_{p,C,50a,Min}$	$F_{p,C,100a,Min}$
		[kN]	[h]	[kN]	[%]	[%]	[%]
Sa_13_ZQ (F_o = 241 kN / μ_o = 0,35 / R = 0,71 / 580.000 Zyk.)	oben	181,3	18	154,4	85,1	70,1	69,0
	unten	178,9	18	150,7	84,2	69,0	67,2
Sa_14_ZQ (F_o = 241 kN / μ_o = 0,35 / R = 0,71 / 34.500 Zyk.)	oben	177,3	19	148,4	83,7	67,2	66,1
	unten	179,5	19	149,9	83,5	66,9	65,8
Sa_15_ZQ (F_o = 275 kN / μ_o = 0,40 / R = 0,75 / 2,3 Mio. Zyk.)	oben	182,4	95	145,8	80,0	65,4	64,2
	unten	182,6	95	145,6	79,7	64,9	63,7
Sa_16_ZQ (F_o = 275 kN / μ_o = 0,40 / R = 0,5 / 2,0 Mio. Zyk.)	oben	180,0	94	145,0	80,6	66,4	65,3
	unten	178,2	94	143,6	80,6	66,4	65,3

Legende: **$F_{p,C,m,ini}$:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **Δt**: Individuelle Versuchsdauer; **$F_{p,C,m,\Delta t,Min}$**: Gemessene mittlere Vorspannkraft am Ende der Versuchsdauer unter gewählter zyklischer Belastung; **$F_{p,C,50a,Min}$**: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 50 Jahren unter gewählter zyklischer Belastung; **$F_{p,C,100a,Min}$**: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren unter gewählter zyklischer Belastung

Der durchgeführte erste und zweite Versuch wurden mit den beiden erweiterten Kriechprüfungen auf den Niveaus von $\mu > 0{,}30$ und $\mu > 0{,}35$ verglichen (siehe Bild 7.3). Diese entsprachen der Oberlast F_o bzw. dem Mittelwert der Ober- und Unterlast. Für den Vergleich wurden die Verformungen auf der logarithmischen Zeitachse aufgetragen. Bei beiden Versuchen, die dem Belastungskollektiv unterworfen waren, waren die Verformungen geringer als im erweiterten Kriechversuch auf dem Niveau der Oberlast F_o bzw. $\mu_o = 0{,}35$. Eine gute Übereinstimmung lag zu den Verformungen der erweiterten Kriechprüfung auf dem Niveau des Mittelwerts des Belastungskollektivs von $\mu > 0{,}30$ vor. Die zyklischen Versuche wurden leider zu einem Zeitpunkt beendet, zu dem im erweiterten Kriechversuch auf dem Niveau von $\mu = 0{,}35$ noch kein deutliches tertiäres Kriechen zu erkennen war. Zum Einfluss des Belastungskollektivs auf das tertiäre Kriechen kann daher aus den ersten zwei Versuchen keine Erkenntnis gezogen werden.

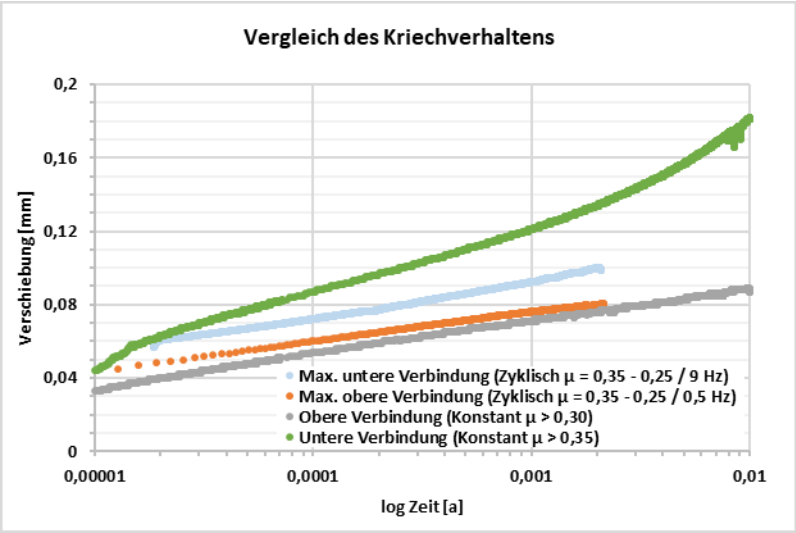


Bild 7.3: Vergleich des Kriechverhaltens von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche unter zyklischer (μ_o = 0,35 & μ_u = 0,25) und konstanter (μ > 0,35 & μ > 0,30) Belastung (hier nur jeweils eine Verbindung mit den größeren Verformungen abgebildet)

Der dritte und vierte Versuch, der einem Belastungskollektiv unterworfen war, wurde mit den beiden erweiterten Kriechprüfungen auf den Niveaus von $\mu > 0{,}35$ und $\mu > 0{,}40$ verglichen (siehe Bild 7.4). Beide zyklischen Versuche zeigten geringere Verformungen, als die erweiterte Kriechprüfung auf dem Niveau von $\mu > 0{,}40$, welchem dem Niveau der Oberlast F_o der Belastungskollektive entsprach. Ein tertiäres Kriechen trat trotzdem auf, wenn auch verzögert gegenüber der erweiterten Kriechprüfung auf dem Niveau von $\mu > 0{,}40$. Eine bessere Übereinstimmung, auch hinsichtlich des Zeitpunktes zu dem das tertiäre Kriechen auftrat, lieferten die Verformungen aus der erweiterten Kriechprüfung auf dem Niveau von $\mu > 0{,}35$.

Alle vier Versuchskörper wurden im Anschluss an die konstante und zyklische Belastung einer quasi-statischen Prüfung unterworfen (siehe Abschnitt 0). Hierbei ergaben sich erhöhte Tragfähigkeiten in der zu erwartenden Größenordnung. Der Lock-Up Effekt war in den Reibflächen nachweisbar.

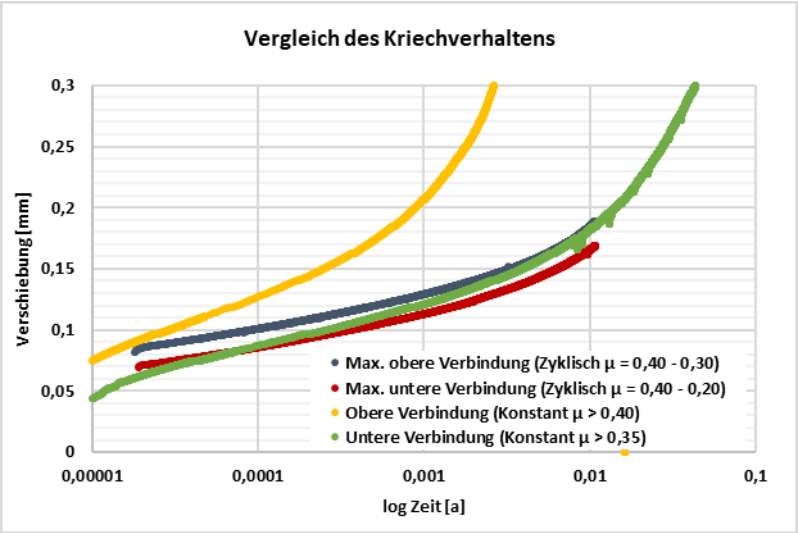


Bild 7.4: Vergleich des Kriechverhaltens von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche unter zyklischer ($\mu_o = 0{,}40$ & $\mu_u = 0{,}30$ / $\mu_o = 0{,}40$ & $\mu_u = 0{,}20$) und konstanter ($\mu > 0{,}40$ & $\mu > 0{,}35$) Belastung (hier nur jeweils eine Verbindung mit den größeren Verformungen abgebildet)

Basierend auf dem Versuch mit einem Kollektiv aus konstanten und zyklischen Lasten an Reibflächen aus NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepten Oberflächen und zusätzlicher ASI-Beschichtung kann keine eindeutige Aussage über einen positiven Einfluss des Belastungskollektivs auf das Kriechen getroffen werden. Gegenüber den erweiterten Kriechprüfungen auf dem Niveau der Oberlast des Belastungskollektivs zeigten sich geringere Verformungen. Im Vergleich mit dem erweiterten Kriechversuch auf dem Niveau der mittleren Belastung des Kollektivs zeigten sich ähnliche oder gering vergrößerte Verformungen. Bei den zwei Versuchen mit gleicher Oberlast F_o aber unterschiedlichen Unterlasten F_u, zeigten sich keine deutlichen Unterschiede der auftretenden Verformungen. Das Auftreten eines tertiären Kriechens konnte an erweiterten Kriechversuchen auf dem Niveau der Oberlast verglichen werden, hier trat es etwas verzögert auf. Die Oberlast aller untersuchten Kollektive lag oberhalb der in Abschnitt 5.4.5 ermittelten nutzbaren Haftreibungszahl.

7.2.3.3 NT-Verzinkter Sebistystahl als Fügepartner mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

An zwei Versuchen wurde das Verhalten unter konstanten und zyklischen Lasten der Reibflächenpaarung von einem Fügepartner aus NT-verzinktem Sebistystahl mit HT-verzinkten Laschen untersucht. Die nutzbare Haftreibungszahl wurde mithilfe von erweiterten Kriechprüfungen zu $\mu_{char} = 0{,}25$ ermittelt (siehe Abschnitt 5.5.5). Beide Versuche wurden mit einer zyklischen Oberlast $F_o = 206$ kN ($\mu_o = 0{,}30$) belastet. Damit lag die Oberlast oberhalb der nutzbare Haftreibungszahl. Variiert wurde das Niveau der Unterlast F_u. Dieses lag beim ersten Versuch bei 138 kN ($\mu_u = 0{,}20$), für den zweiten Versuch wurde eine zyklische Unterlast von 172 kN ($\mu_u = 0{,}25$) gewählt. Die Belastung wurde im ersten Versuch über 2,9 Mio. Zyklen bzw. etwa 90 Stunden, im zweiten über 1,8 Mio. Zyklen bzw. etwa 72 Stunden aufgebracht. Bei beiden Versuchen zeigte sich beim Auftragen der Verformungen über die logarithmische Zeitachse eine verspätete Zunahme der Verformungen, ähnlich einem tertiären Kriechen. Beim ersten Versuch zeigte sich diese Zunahme aber nur leicht, beim zweiten Versuch bei der unteren Verbindung auch deutlicher (siehe Bild 7.5). Ungewöhnlich war, dass bei beiden Verbindungen des ersten Versuches und bei der oberen Verbindung des zweiten Versuchs die Verformungen nach der Zunahme wieder deutlich abflachten. Auch die untere Verbindung des zweiten Versuchs zeigte hierzu eine leichte Tendenz (siehe Bild 7.5).

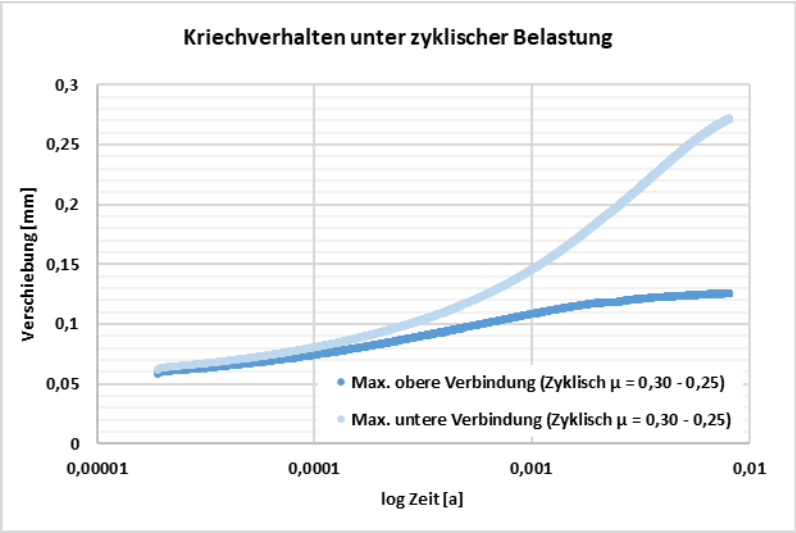


Bild 7.5: Kriechverhalten unter konst. und zykl. Lasten von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl mit HT-verzinkten Laschen

Typischerweise wäre durch das Auftreten eines tertiären Kriechens die zulässige Verformungsgrenze von 0,3 mm im Versuch durch Extrapolation überschritten worden. Dies zeigten auch die erweiterten Kriechprüfungen auf Niveaus oberhalb der nutzbaren Haftreibungszahl (siehe Abschnitt 5.5.5). Bei den Verbindungen, die ein Abflachen der Verformungen zeigten, wäre nach Extrapolation auf die Lebensdauer von 100 Jahren die Verformungsgrenze noch eingehalten worden. Durch das Belastungskollektiv entstanden beim ersten Versuch maximale Verformungen von 0,078 mm bzw. 0,091 mm. Beim zweiten Versuch stellten sich Verformungen von 0,126 mm und 0,272 mm ein. Ein Unterschied in den Verformungen war deutlich erkennbar.

Tabelle 7.5: Ergebnisse der Untersuchungen an gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen unter konstanten und zyklischen Belastungen

Versuch		F_o [kN]	μ_o [-]	R [-]	Zyklen [n]	$d_{Si,Max}$ [mm]	Tertiäres Kriechen
SY_35_ZQ	oben	206	0,30	0,67	2,9 Mio	0,078	ja & nein*
	unten	206	0,30	0,67	2,9 Mio	0,091	ja & nein*
SY_36_ZQ	oben	206	0,30	0,83	1,8 Mio	0,126	ja & nein*
	unten	206	0,30	0,83	1,8 Mio	0,272	ja

Legende: **F_o:** Maximale auf den Versuchskörper einwirkende Oberlast der zyklischen Belastung; **μ_o:** Aus F_o resultierende Haftreibungszahl; **R**: Verhältnis der einwirkenden Unterlast F_u zu Oberlast F_o der zyklischen Belastung; **Zyklen**: Anzahl der aufgebrachten Zyklen bis zum Abbruch der zyklischen Belastung; **$d_{Si,Max}$**: Maximal aufgetretene Verformung der jeweiligen Verbindung bis zum Abbruch; **Tertiäres Kriechen**: Deutliche erkennbare Zunahme der Verformungen aufgetragen über die log-Zeit-Achse (*„ja & nein“ – Zunahme und späteres erneutes Abflachen der Verformungen)

Über die Versuchsdauer von 90 Stunden bzw. 72 Stunden wurden die Vorspannkräfte aufgezeichnet, um eine Prognose der verbleibenden Vorspannkräfte nach 100 Jahren abzugeben. Es konnten verbleibende Vorspannkräfte zwischen 76,2 % und 80,0 % prognostiziert werden. Die Ergebnisse der Prognose der Vorspannkräfte sind in Tabelle 7.6 zusammengefasst.

Tabelle 7.6: Ergebnisse der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten während einer konstanten und zykl. Belastung an gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	Δt	$F_{p,C,m,\Delta t,Min}$		$F_{p,C,50a,Min}$	$F_{p,C,100a,Min}$
		[kN]	[h]	[kN]	[%]	[%]	[%]
SY_35_ZQ (F_o = 206 kN / μ_o = 0,30 / R = 0,67 / 2,9 Mio. Zyk.)	oben	181,1	90	161,0	88,9	80,7	80,0
	unten	180,5	90	156,6	86,8	77,0	76,2
SY_36_ZQ (F_o = 206 kN / μ_o = 0,35 / R = 0,83 / 1,8 Mio. Zyk.)	oben	182,1	72	160,3	88,0	78,8	78,1
	unten	184,5	72	161,6	89,0	80,4	79,8

Legende: $\mathbf{F_{p,C,m,ini}}$: Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **Δt**: Individuelle Versuchsdauer; $\mathbf{F_{p,C,m,\Delta t,Min}}$: Gemessene mittlere Vorspannkraft am Ende der Versuchsdauer unter zyklischer Belastung; $\mathbf{F_{p,C,50a,Min}}$: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 50 Jahren unter zyklischer Belastung; $\mathbf{F_{p,C,100a,Min}}$: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren unter zyklischer Belastung

Die Verformungen der beiden Versuche konnten mit den zwei erweiterten Kriechprüfungen auf den Niveaus von $\mu > 0{,}25$ und $\mu > 0{,}30$ verglichen werden. Die Ergebnisse der erweiterten Kriechprüfungen wurden in Abschnitt 5.5.5 vorgestellt. Beide Versuche, die dem Belastungskollektiv aus konstanter und zyklischer Last unterworfen waren, zeigten geringere Verformungen, als die erweiterte Kriechprüfung auf dem Niveau von $\mu > 0{,}30$. Im ersten Versuch lag der Mittelwert des Belastungskollektivs bei $\mu = 0{,}25$. Im Vergleich mit der erweiterten Kriechprüfung auf diesem Niveau fielen die Verformungen durch das konstante und zyklische Belastungskollektiv größer aus. Ein tertiäres Kriechen trat nur bei der erweiterten Kriechprüfung auf dem Niveau von $\mu > 0{,}30$. Beide Versuche, die eine konstante und zyklische Belastung erfuhren, zeigten mindestens eine minimale Zunahme der Kriechgeschwindigkeit. Diese trat aber gegenüber dem erweiterten Kriechversuch zu einem späteren Zeitpunkt auf. Die Verformungen der beiden Versuche mit konstanter und zyklischer Belastung sowie der beiden erweiterten Kriechprüfungen sind in Bild 7.6 dargestellt. Die Zeit wurde hierbei logarithmisch aufgetragen.

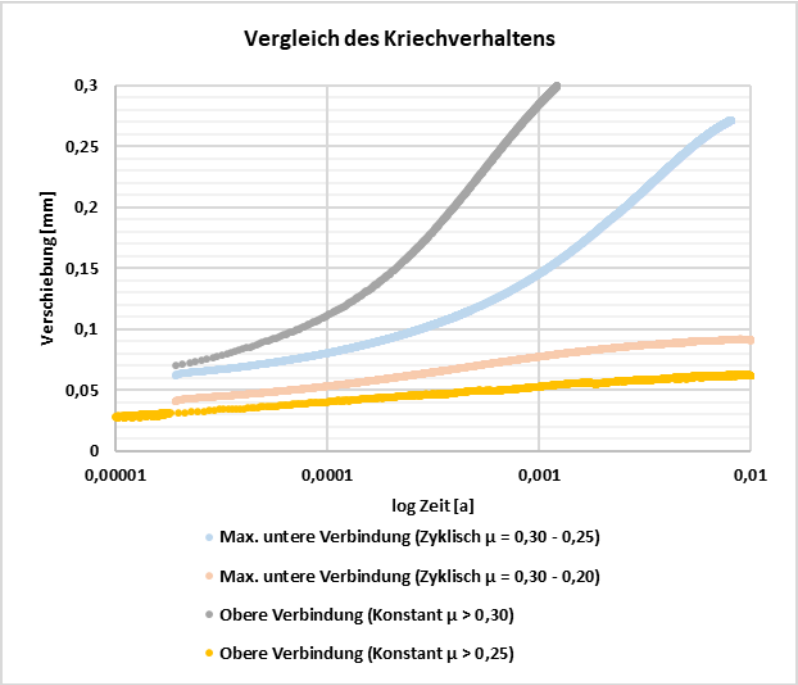


Bild 7.6: *Vergleich des Kriechverhaltens von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen unter zyklischer ($\mu_o = 0{,}30$ & $\mu_u = 0{,}25$ / $\mu_o = 0{,}30$ & $\mu_u = 0{,}20$) und konstanter ($\mu > 0{,}30$ & $\mu > 0{,}25$) Belastung (hier nur jeweils eine Verbindung mit den größeren Verformungen abgebildet)*

Beide zyklischen Versuche zeigten beim Auftragen der Zeit auf der logarithmischen Skala (siehe Bild 7.5) nach einer minimalen Zunahme der Kriechgeschwindigkeit eine verspätete Abnahme. Dieses Verhalten war beim Auftragen der Zeit auf einer linearen Skala nicht mehr zu erkennen. Hier ließen sich die Verformungen in den untersuchten Zeiträumen mit einer logarithmischen Regressionsfunktion gut approximieren (siehe Bild 7.7).

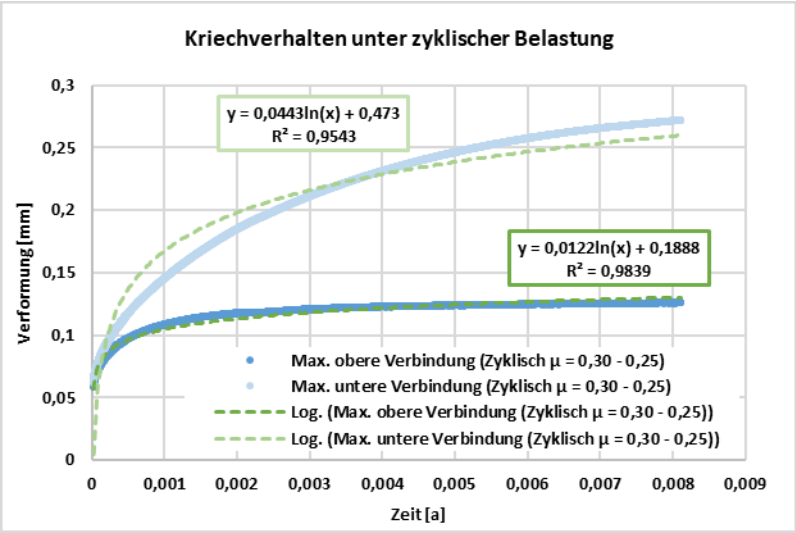


Bild 7.7: Kriechverhalten auf linearer Zeitskala von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen unter zyklischer (μ_o = 0,30 & μ_u = 0,25) Belastung

Mithilfe der Regressionsfunktionen konnte die Änderung der Verformungen untersucht werden. Diese zeigten eine stetige Abnahme der Änderungen der Verformungen (siehe Bild 7.8). Damit zeigten die Verformungen keine echte Zunahme und spätere Abnahme, wie bei logarithmischer Skalierung der Zeitachse erkennbar, sondern es lag eine dauerhafte Abnahme der Verformungen im untersuchten Zeitraum vor. Damit wäre eine Extrapolation der Verformungen auf die Lebensdauer von 100 Jahren auf der sicheren Seite möglich, sofern sich nicht noch weitere Änderung im Kriechverhalten ereignen würde. Hierfür wären längere Untersuchungen nötig, die aufgrund der Versuchskapazitäten im Rahmen dieser Arbeit nicht möglich waren.

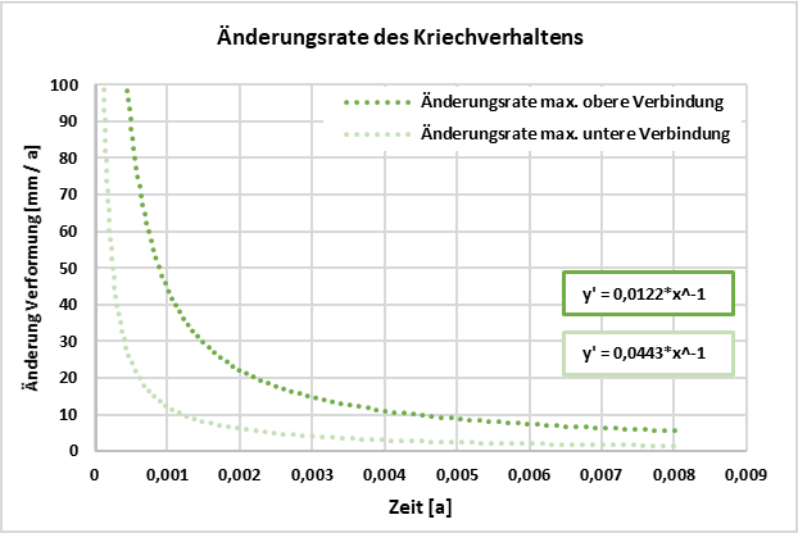


Bild 7.8: Änderungsrate des Kriechverhaltens von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen unter zyklischer (μ_o = 0,30 & μ_u = 0,25) Belastung

Beide Versuchskörper wurden im Nachgang noch einer quasi-statischen Prüfung unterzogen (siehe Abschnitt 6.5.4). Hierbei sollte primär die Größe einer möglichen erhöhten Tragfähigkeit ermittelt werden. Beide Versuchskörper zeigten den zu erwartenden Zuwachs der quasi-statischen Tragfähigkeit. Zusätzlich sollte überprüft werden, ob das Abflachen der Verformungen durch das Anliegen der Schrauben an der Lochwandung zustande kam. Beide Versuchskörper zeigten in der quasi-statischen Prüfung weitere deutliche Gleit-Verformungen sowie die zu erwartende Steifigkeit vor Versagen der Verbindungen. Damit kann ein Anliegen der Schrauben als Ursache für das Abflachen der Verformungen ausgeschlossen werden.

7.2.4 Zusammenfassung und Zwischenfazit

Die in den vorherigen Abschnitten dargestellten Versuche zeigen nach ihrer Auswertung kein einheitliches Ergebnis hinsichtlich des Vorformungsverhaltens unter konstanten und zyklischen Lasten sowie dem Einfluss des Lock-Up Effekts auf das Kriechverhalten.

Die unter einem Kollektiv von konstanten und zyklischen Lasten aufgetretenen Verformungen wurden mit den Verformungen der erweiterten Kriechprüfungen auf dem Niveau der maximalen und der mittleren Belastung verglichen. Die

maximalen Verformungen, die sich unter dem Belastungskollektiv einstellten, waren größer als die Verformungen im Rahmen der erweiterten Kriechprüfungen auf dem Niveau des Mittelwerts der Belastungen. Im Vergleich fielen sie aber geringer aus als bei der erweiterten Kriechprüfung auf dem Niveau der maximalen Belastung. Ein tertiäres Kriechen trat immer dann auf, wenn die maximale Belastung des Kollektivs oberhalb der nutzbaren Haftreibungszahl lag. Dieses trat aber gegenüber den erweiterten Kriechprüfungen verzögert auf. Ein Einfluss der Frequenz der Belastung im Bereich bis 9 Hz auf die Verformung konnte nicht festgestellt werden.

Einen Sonderfall stellte die Verbindung mit gemischten Reibflächen dar. Hier zeigte sich, zusätzlich nach dem verspätet auftretenden tertiären Kriechen, ein erneutes Abflachen der Verformungen. Dieses zeigte sich aber nur bei logarithmischer Skalierung der Zeitachse. Anhand der approximierten Änderung der Verformungen war allerdings zu erkennen, dass diese stetig abnahm. Damit wäre eine Extrapolation auf der sicheren Seite möglich, sofern sich nicht noch spätere unerwartete Erhöhungen der Verformungen einstellen würden.

7.3 Kriechen nach unbelastetem Ruhen

7.3.1 Ansatz der Untersuchungen

In den Versuchen zur Ermittlung der quasi-statischen Tragfähigkeit nach Vorbelastung zeigte sich eine erhöhte Tragfähigkeit, nachdem die Verbindungen nach der Montage einige Zeit ruhten und sich die Vorspannkräfte abbauten. Ob sich dieses positive Verhalten auch auf das Kriechen übertragen lässt, wird in den folgenden Abschnitten untersucht.

Hierzu wurden verschiedene Verbindungen montiert und ruhten anschließend ohne eine äußere Belastung. Nach einer definierten Zeitspanne wurden die Probekörper dann einer konstanten Belastung im erweiterten Kriechversuch unterworfen. Einzelne Verbindungen wurden vor der Belastung zusätzlich nachgespannt, um die aufgetretenen Vorspannkraftverluste auszugleichen. Ziel war es, einen Einfluss der geruhten Verbindungen auf die Kriechverformungen zu untersuchen. Hierzu wurden die auftretenden Verformungen mit den Verformungen aus erweiterten Kriechprüfungen verglichen, bei denen kein vorheriges Ruhen der Probekörper durchgeführt wurde.

In der Praxis könnte dieses Szenario wie folgt eintreten: Aufgrund der begrenzten Länge der Zinkbäder müssen die Bauteile mit großen Abmessungen konstruktiv geteilt werden. Werden diese per Schraubverbindungen wieder zusammengefügt, vergeht zwischen der Montage und dem Zeitpunkt der vollen Belastung einige Zeit. Während dieser Zeit können allerdings Lasten aus den jeweiligen Bauzuständen

wirken. In den Untersuchungen zur quasi-statischen Tragfähigkeit nach Vorbelastung, zeigte diese Art der Vorbelastungen einen weiteren positiven Effekt. Daher wurden diese Lasten aus den Bauzuständen auf der sicheren Seite liegend vernachlässigt.

In den folgenden Abschnitten soll untersucht werden, wie sich das Kriechen von feuerverzinkten GV-Verbindungen verhält, sofern diese zwischen der Montage und der Beanspruchung mit einer konstanten Last einige Zeit ruhten. Ziel ist es herauszufinden, ob der sich einstellende Lock-Up-Effekt, eine positive Auswirkung auf das Kriechverhalten der Verbindungen hat.

7.3.2 Durchführung der experimentellen Untersuchungen

Für die Untersuchung der Auswirkung eines unbelasteten Ruhens auf das Kriechen wurden Verbindungen von drei Reibflächenpaarungen untersucht. Untersucht wurden die Reibflächenpaarungen des NT-verzinkten Sebistystahls mit und ohne gesweepten Oberflächen sowie die Verbindung mit gemischten Reibflächen eines Fügepartners aus NT-verzinktem Sebistystahl mit HT-verzinkten Laschen.

Die Verbindungen wurden montiert und auf das Niveau der Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ vorgespannt. Anschließend ruhten die Versuchskörper ohne Belastung für mehrere Tage, die aufgetretenen Verluste der Vorspannkraft wurden vor der Belastung nicht ausgeglichen. Anschließend wurden die Prüfkörper einer konstanten Belastung unterworfen. Hierbei orientierte sich die Belastung an bereits durchgeführten erweiterten Kriechprüfungen der gleichen Reibflächenpaarung. Gewählt wurden Belastungen über, auf und unter dem Niveau der nutzbaren Haftreibungszahl der jeweiligen Reibflächenpaarung. Ein festes Kriterium für den Abbruch der Prüfung gab es nicht. Im Anschluss an die konstante Belastung wurde eine mögliche erhöhte Tragfähigkeit mit einer quasi-statischen Prüfung überprüft. Die Ergebnisse dieser nachträglichen quasi-statischen Prüfungen wurden bereits in Abschnitt 6 erläutert. In den folgenden Abschnitten wird nochmals darauf verwiesen.

Um die Auswirkung des unbelasteten Ruhens auf das Kriechen bewerten zu können, wurden die aufgezeichneten Verformungen im Vergleich mit den bereits durchgeführten erweiterten Kriechprüfungen untersucht.

7.3.3 Ergebnisse und Auswertung der experimentellen Untersuchungen

7.3.3.1 NT-Verzinkter Sebistystahl

An einem Versuchskörper der Reibflächenpaarung des NT-verzinkten Sebistystahls, wurde das Kriechverhalten nach einem unbelasteten Ruhen untersucht.

Der Prüfkörper ruhte nach der Montage für etwa 15 Tage. In dieser Zeit verlor er 16,4 % bzw. 12,6 % seiner Vorspannkräfte. Die Vorspannkraftverluste lagen damit

verglichen mit den Referenzversuchen (siehe Abschnitt 5.2.2) im prognostizierten Bereich. Anschließend wurde der Versuchskörper ohne ein Nachspannen der Schrauben konstant beansprucht. Die Verluste der Vorspannkräfte vor und während der Belastung sind in Tabelle 7.7 zusammengefasst.

Tabelle 7.7: Ergebnisse der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten während eines unbelasteten Ruhens und einer anschließenden erweiterten Kriechprüfung an Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	Δt	$F_{p,C,m,\Delta t}$		$F_{p,C,50a}$	$F_{p,C,100a}$
		[kN]	[h]	[kN]	[%]	[%]	[%]
S_06_RKQ (15 Tage geruht / μ = 0,20)	oben	178,5	361 / 670	149,2 / 143,1	83,6 / 80,2	74,6 / 70,7	73,7 / 69,7
	unten	178,6	361 / 670	156,0 / 151,2	87,4 / 84,7	80,4 / 77,4	79,7 / 76,6

Legende: $\mathbf{F_{p,C,m,ini}}$: Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **Δt**: Individuelle Versuchsdauer (hier: Dauer des Ruhens / Summe der Dauer von Ruhen und Belastung); $\mathbf{F_{p,C,m,\Delta t}}$: Gemessene mittlere Vorspannkraft am Ende des Ruhens / der Belastung; $\mathbf{F_{p,C,50a}}$: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 50 Jahren (hier: nur Ruhen / Ruhen und Belastung); $\mathbf{F_{p,C,100a}}$: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren (hier: nur Ruhen / Ruhen und Belastung)

Es wurde eine konstante Belastung von 138 kN (μ = 0,20) über etwa 13 Tage aufgebracht. Da die maximale nutzbare Haftreibungszahl nicht ermittelt wurde (siehe Abschnitt 5.2.5), konnte nur der Vergleich zu der erweiterten Kriechprüfung auf dem gleichen Niveau hergestellt werden. Bei dieser wurde die Verformungsgrenze nach Extrapolation eingehalten. Daher kann davon ausgegangen werden, dass eine Belastung auf dem Niveau von μ = 0,20 auf oder unter dem Niveau der nutzbaren Haftreibungszahl lag. Die geruhte und anschließend belastete Verbindung zeigte innerhalb der ersten Stunden eine leichte Zunahme der Kriechgeschwindigkeit bei logarithmischer Skalierung der Zeitachse. Nach einigen Stunden zeigte sich keine deutliche Änderung der Zunahme mehr, womit eine Extrapolation zur Prognose der Verformungen möglich wurde. Nach Extrapolation der Verformungen auf eine Lebensdauer von 100 Jahren wurde die Verformungsgrenze von 0,3 mm eingehalten. Die konstante Belastung wurde nach etwa 309 Stunden (etwa 13 Tage) abgebrochen. Die Ergebnisse der Kriechprüfung nach Ruhen sind in Tabelle 7.8 zusammengefasst.

Im Anschluss wurde eine quasi-statische Prüfung durchgeführt (siehe Abschnitt 6.2.3). Diese zeigte eine erhöhte Tragfähigkeit in der zu erwartenden Größenordnung. Der Lock-Up Effekt lag damit bei dieser Reibflächenpaarung vor.

Tabelle 7.8: Ergebnisse der erweiterten Kriechprüfungen nach unbelastetem Ruhen von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl

Versuch		F_{min} [kN]	μ_{min} [-]	t [h]	t_{Prog} [h]	Ergebnis
S_06_RKQ (15 Tage geruht)	oben	138	0,20	309	9	bestanden / Extrapolation
	unten	138	0,20	309	9	bestanden / Extrapolation

Legende: **F_{min}:** Minimale auf den Versuchskörper einwirkende Prüflast; **μ_{min}:** Aus F_{min} resultierende minimale geprüfte Haftreibungszahl; **t**: Individuelle Versuchsdauer; **t_{Prog}**: Zeitpunkt, ab dem die Daten der Verschiebungen zur Extrapolation der Verformung genutzt wurden

Der Vergleich der Verformungen mit der erweiterten Kriechprüfung ohne ein vorheriges Ruhen (siehe Bild 7.9), zeigte ein anfänglich reduziertes Kriechen. Neben der Verformung bei Belastung war auch die Kriechgeschwindigkeit in den ersten Stunden gegenüber der Referenz reduziert.

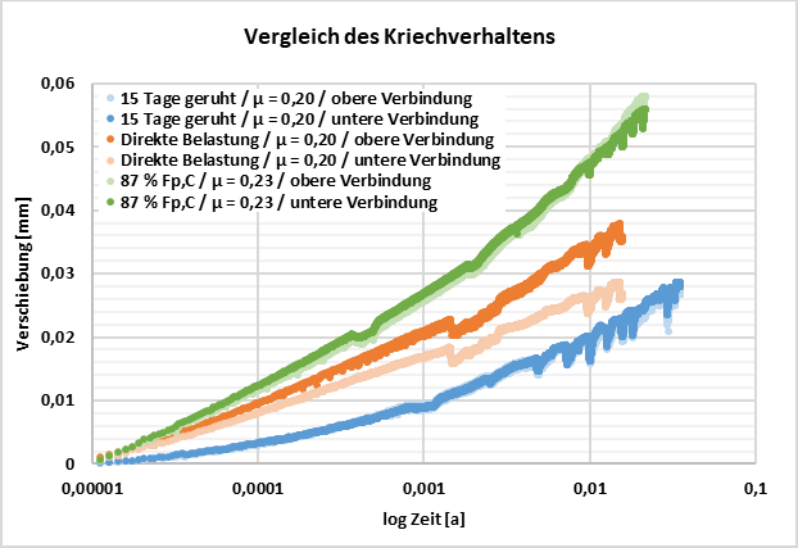


Bild 7.9: Vergleich des Kriechverhaltens von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl unter konstanter ($\mu > 0,23$ & $\mu > 0,20$) Belastung von teilweise geruhten oder mit reduzierter Vorspannkraft montierten Verbindungen

Beim Vergleich der Verformungen über die logarithmische Zeitachse zeigte sich aber eine Erhöhung der Kriechgeschwindigkeit innerhalb der ersten Stunden. Nach einiger Zeit liefen die Kriechverformungen dann mit ähnlicher Steigung weiter.

Aufgrund der geringeren Verformung bei Belastung und den anfänglich reduzierten Kriechgeschwindigkeiten fallen die Verformungen insgesamt geringer, als beim Referenzversuch ohne vorheriges Ruhen aus.

Die reduzierten Verformungen nach einem vorherigen Ruhen traten auf, obwohl sich die Vorspannkräfte über den Zeitraum des Ruhens auf 87,4 % bzw. 83,6 % reduziert hatten. Um zu untersuchen, wie sich die Kriechgeschwindigkeit auf diesem Niveau der Vorspannkraft ohne ein vorheriges Ruhen entwickeln würde, wurde ein weiterer Kriechversuch durchgeführt. Hierzu wurde ein Probekörper mit einer Vorspannkraft montiert, die etwa den Vorspannkräften nach dem Ruhen entsprachen. Anschließend wurde dieser umgehend mit einer Prüflast von 138 kN beansprucht. Diese entsprach den Prüflasten der anderen beiden Versuche, entsprach aber aufgrund der geringeren Vorspannkräfte einer Haftreibungszahl von $\mu = 0{,}23$ statt $\mu = 0{,}20$. Die Verformungen, die sich einstellten, waren größer als bei den anderen beiden Kriechversuchen. Die größeren Verformungen bei der Belastung waren aufgrund der höheren Haftreibungszahl zu erwarten. Aber auch die Zunahme der Kriechverformungen fiel größer aus. Das Ergebnis der Kriechprüfung mit reduzierten Vorspannkräften ist in Tabelle 7.9 zusammengefasst.

Tabelle 7.9: Ergebnisse der erweiterten Kriechprüfungen von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl unter reduzierten Vorspannkräften

Versuch		F_{min} [kN]	μ_{min} [-]	t [h]	t_{Prog} [h]	Ergebnis
S_07_KQ (87 % $F_{p,C}$)	oben	138	0,23	188	-	Tendenz zum tertiären Kriechen
	unten	138	0,23	188	-	Tendenz zum tertiären Kriechen

Legende: **F_{min}:** Minimale auf den Versuchskörper einwirkende Prüflast; **μ_{min}:** Aus F_{min} resultierende minimale geprüfte Haftreibungszahl; **t**: Individuelle Versuchsdauer; **t_{Prog}**: Zeitpunkt, ab dem die Daten der Verschiebungen zur Extrapolation der Verformung genutzt wurden

Die Kriechprüfung wurde nach 188 Stunden (etwa 8 Tage) abgebrochen. Bei Extrapolation der in dieser Zeit aufgetretenen Kriechverformungen wäre die Verformungsgrenze nicht überschritten worden. Allerdings war der Zeitraum der Belastung so kurz, dass dieses Ergebnis nicht als bestandene Kriechprüfung gewertet werden kann. Zusätzlich zeigte sich eine Tendenz zum tertiären Kriechen, da die Verformungen nach wenigen Tagen leicht zunahmen. Da ein aussagekräftiger Vergleich der Versuche zu diesem Zeitpunkt bereits möglich war, wurde der Versuch trotzdem abgebrochen. Bei Extrapolation der Vorspannkraftverluste, die innerhalb des Versuchszeitraumes auftraten, ließen sich

verbleibende Vorspannkräfte von 72,4 % nach 100 Jahren prognostizieren (siehe Tabelle 7.10). Eine quasi-statische Prüfung im Anschluss an die konstante Belastung zeigte Tragfähigkeiten, die auf eine Erhöhung dieser schließen lassen (siehe Abschnitt 6.2.3). Da ein Referenzversuch auf dem gleichen Niveau der Vorspannkraft fehlt, kann dies aber nicht abschließend beantwortet werden.

Tabelle 7.10: Ergebnisse der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten während einer erweiterten Kriechprüfung an Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl auf reduziertem Vorspannkraftniveau

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	Δt	$F_{p,C,m,\Delta t}$		$F_{p,C,50a}$	$F_{p,C,100a}$
		[kN]	[h]	[kN]	[%]	[%]	[%]
S_07_KQ (87 % $F_{p,C}$ / μ = 0,23)	oben	152,4	188	125,8	82,6	71,6	70,6
	unten	152,8	188	129,4	84,7	75,0	74,2

Legende: **$F_{p,C,m,ini}$:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **Δt**: Individuelle Versuchsdauer; **$F_{p,C,m,\Delta t}$**: Gemessene mittlere Vorspannkraft am Ende der Versuchsdauer; **$F_{p,C,50a}$**: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 50 Jahren; **$F_{p,C,100a}$**: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren

Der Vergleich der Kriechversuche von Reibflächenpaarungen aus NT-verzinktem Sebistystahl zeigt, dass ein unbelastetes Ruhen eine positive Auswirkung auf die Verformungen bei Belastung sowie die Kriechverformungen in den ersten Stunden hat. Danach scheinen sich die Kriechgeschwindigkeiten anzugleichen. Hierbei scheinen die Verluste der Vorspannkräfte während des Ruhens keinen negativen Einfluss zu haben. Der sich einstellende Lock-Up Effekt scheint diese Verluste aufzufangen. Ohne ein vorheriges Ruhen würden die Verformungen auf dem reduzierten Vorspannkraftniveau größer ausfallen. Die Versuche wurden nur auf einem Niveau auf oder unter der nutzbaren Haftreibungszahl durchgeführt. Ob sich durch die reduzierten Verformungen auch das Niveau der nutzbaren Haftreibungszahl erhöhen lässt, kann mithilfe dieser Kriechversuche nicht beantwortet werden.

7.3.3.2 NT-Verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche

Mithilfe eines Kriechversuchs sollte der Einfluss eines vorherigen unbelasteten Ruhens auf das Kriechen bei der Reibflächenpaarung eines NT-verzinkten Sebistystahls mit gesweepter Oberfläche abgeschätzt werden. Zusätzlich sollte untersucht werden, ob ein Nachspannen nach dem Ruhen eine positive Auswirkung ergeben würde.

Der Prüfkörper ruhte nach der Montage für etwa sechs Tage. In dieser Zeit reduzierten sich die Vorspannkräfte um etwa 10,6 % bzw. 16,1 %. Nach dem Ruhen wurden die Verluste durch ein Nachziehen der Schrauben ausgeglichen. Die Entwicklung der Vorspannkräfte ist in Tabelle 7.11 zusammengefasst.

Tabelle 7.11: Ergebnisse der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten während eines unbelasteten Ruhens und einer anschließenden erweiterten Kriechprüfung an Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	Δt	$F_{p,C,m,\Delta t}$		$F_{p,C,50a}$	$F_{p,C,100a}$
		[kN]	[h]	[kN]	[%]	[%]	[%]
Sg_18_RnKRQ (6 Tage geruht / Nachgespannt / μ = 0,35)	oben	182,4 / 175,6	145 / 19	153,0 / 160,4	83,9 / 91,3	73,1 / 82,6	72,2 / 82,0
	unten	180,0 / 178,4	145 / 19	161,0 / 166,6	89,4 / 93,4	82,4 / 86,7	81,8 / 86,3

Legende: $\mathbf{F_{p,C,m,ini}}$: Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum (hier: bei der ersten Montage / Nachspannen vor der Belastung); **Δt**: Individuelle Versuchsdauer (hier: Dauer des Ruhens / Dauer der Belastung); $\mathbf{F_{p,C,m,\Delta t}}$: Gemessene mittlere Vorspannkraft am Ende des Ruhens / der Belastung; $\mathbf{F_{p,C,50a}}$: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 50 Jahren (hier: nur Ruhen / nur Belastung); $\mathbf{F_{p,C,100a}}$: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren (hier: nur Ruhen / nur Belastung)

Die ermittelte nutzbare Haftreibungszahl für die Reibflächenpaarung lag bei μ_{char} = 0,25 (siehe Abschnitt 5.3.5). Der geruhte Versuchskörper wurde nach dem Nachziehen der Schrauben mit einer konstante Prüflast von 241 kN bzw. einer Haftreibungszahl von μ = 0,35 beansprucht. Diese lag deutlich oberhalb der ermittelten nutzbaren Haftreibungszahl. Um einen Vergleich zu einem Referenzversuch herstellen zu können, musste jedoch dieses Niveau der Beanspruchung gewählt werden. Der Versuchskörper zeigte bereits direkt nach der Belastung eine sehr schnelle Zunahme der Kriechgeschwindigkeit. Bereits nach einem Zeitraum von unter 11 Stunden überschritten beide Verbindungen die maximal zulässige Verformung von 0,3 mm (siehe Bild 7.10). Der Kriechversuch des geruhten und nachgespannten Versuchskörpers ist in Tabelle 7.12 zusammengefasst.

Tabelle 7.12: Ergebnisse der erweiterten Kriechprüfung nach unbelastetem Ruhen von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche

Versuch		F_{min} [kN]	μ_{min} [-]	t [h]	t_{Prog} [h]	Ergebnis
Sg_18_RnKRQ (6 Tage geruht & Nachgespannt)	oben	241	0,35	19	-	nicht bestanden / Überschreitung
	unten	241	0,35	19	-	nicht bestanden / Überschreitung

Legende: **F_{min}:** Minimale auf den Versuchskörper einwirkende Prüflast; **μ_{min}:** Aus F_{min} resultierende minimale geprüfte Haftreibungszahl; **t**: Individuelle Versuchsdauer; **t_{Prog}**: Zeitpunkt, ab dem die Daten der Verschiebungen zur Extrapolation der Verformung genutzt wurden

Die im Nachgang an den Kriechversuch durchgeführte quasi-statische Prüfung zeigte eine erhöhte Tragfähigkeit in der zu erwartenden Größenordnung (siehe Abschnitt 0). Diese trat trotz der großen Kriechverformungen in den Verbindungen auf.

Im Vergleich zu der erweiterten Kriechprüfung auf dem Niveau von $\mu = 0{,}35$ (siehe Bild 7.10) ließen sich die folgenden Unterschiede im Verformungsverhaltens erkennen: Die Verformung infolge der Belastung fiel beim geruhten Versuchskörper geringer aus. Ebenso war auch die Kriechgeschwindigkeit in den ersten Stunden geringer als bei dem Prüfkörper, der nicht geruht hatte. Allerdings nahm diese auch beim geruhten Prüfkörper kontinuierlich zu und die Verformungen zeigten auf der logarithmischen Zeitachse ein tertiäres Kriechen. Dieses trat allerdings gegenüber der Verbindung des Referenzprüfkörpers mit den größeren Verformungen später auf.

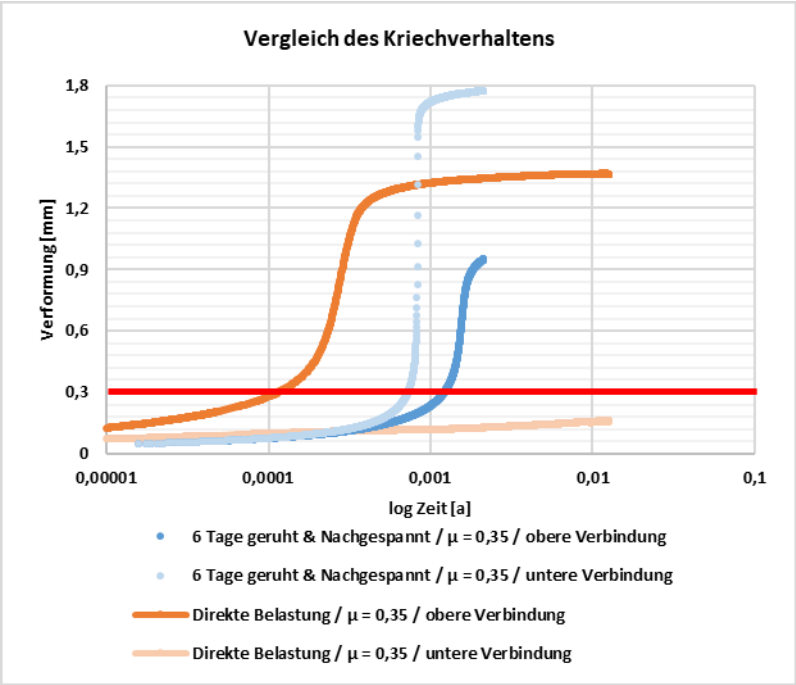


Bild 7.10: Vergleich des Kriechverhaltens von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche unter konstanter (μ > 0,35) Belastung von teilweise geruhten und nachgespannten Verbindungen

Der Vergleich mit dem erweiterten Kriechversuch ohne ein vorheriges Ruhen zeigt eine positive Auswirkung des Ruhens auf die Verformungen bei Belastung der Verbindungen. Auch zeigt sich eine reduzierte Kriechgeschwindigkeit bei den geruhten und nachgespannten Verbindungen. Das Auftreten des tertiären Kriechens ließ sich allerdings nicht verhindern. Die im Nachhinein festgestellte Tragfähigkeitserhöhung zeigt, dass der Lock-Up Effekt in der Verbindung vorhanden war. Die reduzierten Verformungen bei Belastung lassen ebenfalls darauf schließen. Dennoch scheint die Tragfähigkeitserhöhung das Bestreben zum tertiären Kriechen nicht verhindern zu können. Die beiden verglichenen Kriechversuche lagen mit ihrer konstanten Belastung oberhalb der nutzbaren Haftreibungszahl.

7.3.3.3 NT-Verzinkter Sebistystahl als Fügepartner mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

An einem Kriechversuch einer geruhten Verbindung mit gemischten Reibflächen aus NT-verzinkten Fügepartnern mit einer gestrahlten und HT-verzinkten Laschen wurde das Kriechverhalten nach einem unbelasteten Ruhen untersucht. Der Versuchskörper ruhte nach der Montage für etwa sechs Tage. Über diesen Zeitraum reduzierten sich die Vorspannkräfte um 5,7 % bzw. 5,8 %. Das Verhalten der Vorspannkräfte über den Zeitraum des Ruhens sowie der anschließenden Belastung ist in Tabelle 7.13 zusammengefasst.

Tabelle 7.13: Ergebnisse der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten während eines unbelasteten Ruhens und einer anschließenden erweiterten Kriechprüfung an gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	Δt	$F_{p,C,m,\Delta t}$		$F_{p,C,50a}$	$F_{p,C,100a}$
		[kN]	[h]	[kN]	[%]	[%]	[%]
SY_32_ZQ (6 Tage geruht / µ = 0,25)	oben	179,4	145 / 283	169,2 / 161,6	94,3 / 90,1	90,5 / 84,3	90,2 / 83,8
	unten	179,6	145 / 283	169,2 / 160,7	94,2 / 89,5	90,4 / 83,4	90,0 / 82,8

Legende: $F_{p,C,m,ini}$: Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **Δt**: Individuelle Versuchsdauer (hier: Dauer des Ruhens / Summe der Dauer von Ruhen und Belastung); $F_{p,C,m,\Delta t}$: Gemessene mittlere Vorspannkraft am Ende des Ruhens / der Belastung; $F_{p,C,50a}$: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 50 Jahren (hier: nur Ruhen / Ruhen und Belastung); $F_{p,C,100a}$: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren (hier: nur Ruhen / Ruhen und Belastung)

Im Anschluss an das Ruhen wurde der Versuchskörper mit einer konstanten Belastung von 172 kN bzw. µ = 0,25 beansprucht. Diese Belastung entsprach dem ermittelten Niveau der nutzbaren Haftreibungszahl μ_{char} (siehe Abschnitt 5.5.5). Die auftretenden Kriechverformungen wurden über die logarithmische Zeitachse aufgetragen (siehe Bild 7.11). Unter der konstanten Last zeigte sich in den ersten Stunden eine geringe Kriechgeschwindigkeit, welche im weiteren Verlauf gering zunahm. Die sich so ergebenden Kriechverformungen konnten extrapoliert werden und eine Verformung unterhalb der Verformungsgrenze prognostiziert werden. Der Kriechversuch wurde nach etwa sechs Tagen abgebrochen. Die Ergebnisse der Kriechprüfung sind in Tabelle 7.14 zusammengefasst. Im Anschluss an die Kriechprüfung wurde die quasi-statische Tragfähigkeit ermittelt. Aus der Prüfung ergab sich eine erhöhte Tragfähigkeit, welche in ihrer Größenordnung den vorherigen Ergebnissen entsprach (siehe Abschnitt 6.5.3).

Tabelle 7.14: Ergebnisse der erweiterten Kriechprüfungen nach unbelastetem Ruhen an gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen

Versuch		F_{min} [kN]	μ_{min} [-]	t [h]	t_{Prog} [h]	Ergebnis
SY_32_ZQ (6 Tage geruht)	oben	172	0,25	138	10	bestanden / Extrapolation
	unten	172	0,25	138	10	bestanden / Extrapolation

Legende: **F_{min}:** Minimale auf den Versuchskörper einwirkende Prüflast; **μ_{min}:** Aus F_{min} resultierende minimale geprüfte Haftreibungszahl; **t**: Individuelle Versuchsdauer; **t_{Prog}**: Zeitpunkt, ab dem die Daten der Verschiebungen zur Extrapolation der Verformung genutzt wurden

Im Vergleich mit dem Referenzversuch ohne vorheriges Ruhen zeigte der geruhte Versuchskörper geringere Verformungen (siehe Bild 7.11). Diese fielen bereits bei der Belastung geringer aus, auch in den ersten Stunden zeigte sich eine geringere Kriechgeschwindigkeit. Diese nahm mit der Belastungsdauer zu und zeigte im späteren Verlauf eine ähnliche Geschwindigkeit wie der Referenzversuch. Es ergab sich der Eindruck, als würden sich die Geschwindigkeiten über die Zeit angleichen, trotz der reduzierten Vorspannkräfte zu Beginn der konstanten Belastung.

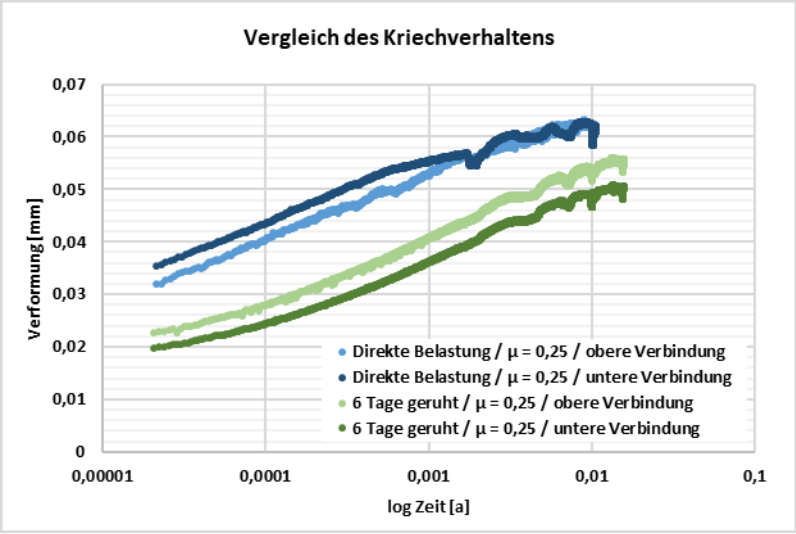


Bild 7.11: Vergleich des Kriechverhaltens von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen unter konstanter (µ > 0,25) Belastung von teilweise geruhten Verbindungen

Der Vergleich der beiden Kriechversuche auf dem Niveau der nutzbaren Haftreibungszahl zeigte eine positive Auswirkung des Ruhens auf die auftretenden Verformungen beim Aufbringen der Belastung und in den ersten Stunden unter Last. Langfristig schienen sich die Verformungen allerdings wieder anzugleichen. Dieses Verhalten zeigte sich trotz der durch das Ruhen reduzierten Vorspannkräfte zu Belastungsbeginn.

7.3.4 Zusammenfassung und Zwischenfazit

Die Untersuchungen zum Einfluss eines unbelasteten Ruhens auf das Kriechverhalten zeigen unterschiedliche Ergebnisse.

Die geruhten Versuchskörper zeigten eine geringere Verformung bei Belastung sowie eine geringere Kriechgeschwindigkeit in den ersten Stunden. Dieses Verhalten trat unabhängig vom Belastungsniveau des Kriechversuchs auf. Langfristig zeigten die geruhten Versuchskörper ein ähnliches Verhalten wie die Referenzversuche. Dies resultierte bei Kriechversuchen oberhalb der nutzbaren Haftreibungszahl in einem Auftreten von tertiärem Kriechen, was in der Regel zu einem Überschreiten der Verformungsgrenze von 0,3 mm führte. Das tertiäre Kriechen trat allerdings gegenüber dem Referenzversuch zu einem späteren Zeitpunkt auf. Das tertiäre Kriechen konnte auch nicht durch ein Nachspannen der Verbindungen nach dem Ruhen verhindert werden. Die geruhten Kriechversuche, die auf oder unter dem Niveau der nutzbaren Haftreibungszahl lagen, zeigten im weiteren Verlauf ebenfalls eine zunehmende Kriechgeschwindigkeit. Diese erhöhte sich in etwa so, dass die Kriechgeschwindigkeit denen der Referenzversuche ähnelte. Langfristig verhielten sich die geruhten Versuchskörper also ähnlich wie die Referenzversuche.

In allen untersuchten Fällen zeigte sich aber kein negativer Einfluss aus den Verlusten der Vorspannkräfte, die sich während des unbelasteten Ruhens einstellten. Der entstandene Lock-Up Effekt – der in allen Fällen in der erwarteten Größenordnung vorlag – schien diese Verluste auszugleichen.

Gleichzeitig zeigte sich bei den Verbindungen, bei denen sich ein deutliches tertiäres Kriechen mit großen Kriechverformungen gezeigt hatte, ebenfalls eine Tragfähigkeitserhöhung im erwarteten Maße. Damit hatten die großen Kriechverformungen keinen Einfluss auf die quasi-statische Tragfähigkeit.

7.4 Kriechen nach konstanter Vorbelastung

7.4.1 Ansatz der Untersuchungen

Die Untersuchung der quasi-statischen Tragfähigkeit nach einer konstanten oder zyklischen Vorbelastung zeigte eine deutliche Erhöhung der Tragfähigkeit. Die Zunahme der Tragfähigkeit war größer als bei einem Ruhen der Verbindungen zwischen der Montage und der quasi-statischen Prüfung. Ob sich dieser positive Effekt auf das Kriechverhalten übertragen ließ, wurde in den folgenden Abschnitten untersucht.

Hierzu wurden erweiterte Kriechprüfungen mit unterschiedlichen Oberflächenkonfigurationen durchgeführt. Bei diesen erweiterten Kriechprüfungen wurde zuerst eine Belastung unterhalb der im Vorfeld ermittelten nutzbaren Haftreibungszahl aufgebracht und die Belastung über mehrere Tage gehalten. Anschließend wurden diese Prüfkörper mit einer zweiten Belastung oberhalb der zuvor ermittelten nutzbaren Haftreibungszahl beansprucht. Bis zum Aufbringen der zweiten Stufe der Beanspruchung hatten sich sowohl Kriechverformungen als auch Vorspannkraftverluste eingestellt. Ziel der Untersuchungen war es, die Verformungen zu untersuchen, die sich während der zweiten Stufe der Belastung einstellten. Diese wurden dann mit den Verformungen aus erweiterten Kriechprüfungen auf gleicher Laststufe verglichen.

Mit dieser Art der Versuchsdurchführung sollte der folgende Praxisfall untersucht werden: Brücken werden bereits im Bau und vor der Inbetriebnahme für den Verkehr durch die Bauzustände belastet. Dies gilt insbesondere für Verbundbrücken, bei denen das Gewicht des ergänzten Ortbetons auf die Stahlkonstruktion wirkt. Durch diese Belastungen werden auch die Verbindungen bereits beansprucht. Ob diese Vorbelastungen einen Einfluss auf das Kriechverhalten hat, sollte untersucht werden.

7.4.2 Durchführung der experimentellen Untersuchungen

Die Untersuchungen des Kriechverhaltens nach einer konstanten Vorbelastung wurden an zwei unterschiedlichen Reibflächenpaarungen durchgeführt. Verwendet wurden die Paarungen eines NT-verzinkten Sebistystahls mit gesweepter und mit ASI-Beschichtung versehenen Oberflächen sowie die gemischten Reibflächen aus einem Fügepartner aus NT-verzinktem Sebistystahl mit einer gestrahlten und HT-verzinkten Lasche.

Die Verbindungen wurden direkt nach ihrer Montage mit einer konstanten Belastung unterhalb der nutzbaren Haftreibungszahl über mehrere Tage beansprucht. Aufgrund der Dauer der Vorbelastung und der finalen Belastung im Versuch wurden die Versuche im mechanischen Versuchsstand (siehe Abschnitt

4.4.4.2.2) durchgeführt. Nach einigen Tagen der Vorbelastung wurde die Belastung auf ein Niveau oberhalb der nutzbaren Haftreibungszahl erhöht. Im Regelfall wurden die während der Vorbelastung aufgetretenen Vorspannkraftverluste nicht ausgeglichen. Bei einem Versuchskörper wurde ein Nachspannen vor Erhöhung der konstanten Belastung vorgenommen, um den Einfluss hieraus zu untersuchen. Die finale Belastung wurde ebenfalls wieder über mehrere Tage aufgebracht. Ein festes Abbruchkriterium für die Versuche gab es nicht.

Die Verformungen, die während der zweiten Laststufe auftraten, wurden mit den jeweiligen Referenzversuchen ohne Vorbelastung verglichen. Hierbei sollte geprüft werden, ob sich im Vergleich positive Abweichungen durch die Vorbelastung ergaben.

Im Anschluss an die zweistufige Kriechprüfung wurden die Versuchskörper noch einer quasi-statischen Prüfung unterworfen. Hierbei sollte untersucht werden, ob der Lock-Up Effekt in der zu erwartenden Größenordnung vorlag. Aufgrund der begrenzten Versuchskapazitäten vergingen zwischen dem Ende der Kriechprüfungen und der anschließenden quasi-statischen Prüfung teilweise nochmal einige Tage.

7.4.3 Ergebnisse und Auswertung der experimentellen Untersuchungen

7.4.3.1 NT-Verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche und ASI-Beschichtung

An zwei Versuchskörpern der Reibflächenpaarung eines NT-verzinkten Sebistystahls mit gesweepter und mit ASI-Beschichtung versehenen Oberflächen, wurde der Einfluss einer konstanten Vorbelastung auf das Kriechverhalten untersucht. Die zuvor ermittelte nutzbare Haftreibungszahl lag bei $\mu_{char} = 0{,}30$ (siehe Abschnitt 5.4.5). Beide Prüfkörper wurden nach der Montage mit einer konstanten Vorbelastung von 172 kN bzw. einem Niveau der Haftreibungszahl von $\mu > 0{,}25$ über mindestens sechs Tage beansprucht. Hierbei stellten sich Verluste der Vorspannkraft zwischen 12,8 % und 19,7 % gegenüber dem Montagezustand ein. Die Verluste wurden aber durch die Querdehnung der Versuchskörper aufgrund der wirkenden Belastung beeinflusst, und dürfen daher nicht mit Vorspannkraftverlusten an unbelasteten Versuchskörpern verglichen werden. Anschließend wurde die konstante Belastung auf einen Wert von 241 kN ($\mu > 0{,}35$) erhöht. Beim ersten Versuchskörper geschah dies, ohne dass die Verbindungen nachgespannt wurden. Beim zweiten Versuch wurden vor der finalen Belastung und während der Versuchskörper noch mit der Vorbelastung beansprucht wurde, die Vorspannkraftverluste ausgeglichen. Auch hierbei wirkte die Querdehnung des Versuchskörpers auf die Schrauben, was bei der Interpretation der Vorspannkräfte

berücksichtigt werden muss. Die Entwicklung der Vorspannkräfte ist in Tabelle 7.15 zusammengefasst.

Tabelle 7.15: Ergebnisse der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten während einer erweiterten Kriechprüfung auf zwei unterschiedlichen Belastungsniveaus an Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche und ASI-Beschichtung (teilweise nachgespannt)

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	Δt	$F_{p,C,m,\Delta t}$		$F_{p,C,50a}$	$F_{p,C,100a}$
		[kN]	[h]	[kN]	[%]	[%]	[%]
Sa_17_KKRQ (μ > 0,25 / 6 Tage / μ > 0,35 / 8 Tage)	oben	188,3	142 / 330	157,8 / 151,2	83,8 / 80,3	72,9 / 69,2	72,0 / 68,2
	unten	185,7	142 / 330	161,9 / 155,4	87,2 / 83,7	78,6 / 74,5	77,9 / 73,7
Sa_18_KnKRQ (μ > 0,25 / 7 Tage / Nachgespannt / μ > 0,35 / 7 Tage)	oben	182,1 / *179,5*	165 / 169	*146,2* / 167,1	*80,3* / *93,1*	67,5 / 88,7	66,4 / 88,3
	unten	181,2 / *180,9*	165 / 169	*165,0* / 169,0	*82,3* / *93,0*	70,8 / 88,4	69,8 / 88,0

Legende: **$F_{p,C,m,ini}$**: Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum (ggf.: zweiter Wert nach einem Nachspannen / *Kursiv gedruckte Werte sind durch die Querkontraktion des Versuchskörpers beeinflusst*); **Δt**: Individuelle Versuchsdauer (hier: Dauer der Vorbelastung / Summe der Dauer von Vorbelastung und finaler Belastung); **$F_{p,C,m,\Delta t}$**: Gemessene mittlere Vorspannkraft am Ende der Vorbelastung / der finalen Belastung (ggf. nachgespannt); **$F_{p,C,50a}$**: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 50 Jahren (hier: nur Vorbelastung / Vorbelastung und finale Belastung (ggf. nachgespannt)); **$F_{p,C,100a}$**: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren (hier: nur Vorbelastung / Vorbelastung und finale Belastung (ggf. nachgespannt))

Die Kriechverformungen, die unter der Vorbelastung von 172 kN bzw. μ = 0,25 auftraten, waren bei beiden Versuchen erwartungsgemäß gering. Nach der Erhöhung auf die finale Belastung zeigten beide Versuche ein sehr ähnliches Kriechverhalten, obwohl bei einem der beiden Versuche die Verluste der Vorspannkraft nachträglich ausgeglichen wurden. Beide zeigten nach der Erhöhung der Belastung nur sehr geringe zusätzliche Verformungszunahmen durch Kriechen. Aufgetragen über die logarithmische Zeitachse war aber nach kurzer Zeit eine Zunahme der Kriechgeschwindigkeit bei beiden Versuchskörpern erkennbar. Eine Verbindung des nachgespannten Versuchskörpers zeigte keine deutliche Zunahme, diese unterschritt nach Extrapolation die Verformungsgrenze von 0,3 mm. Alle anderen Verbindungen überschritten die Verformungsgrenze noch während des Versuchs oder Überschritten diese nach Extrapolation. Ein deutlich erkennbarer Unterschied zwischen den nachgespannten und nicht nachgespannten

Verbindungen war nicht erkennbar. Beide Versuchskörper zeigten ein tertiäres Kriechen, welches zu ähnlichen Zeitpunkten und in einer ähnlichen Intensität auftrat. Die zusammengefassten Ergebnisse der beiden Kriechversuche sind in Tabelle 7.16 dargestellt.

Tabelle 7.16: Ergebnisse der erweiterten Kriechprüfungen auf zwei unterschiedlichen Belastungsniveaus an Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche und ASI-Beschichtung (teilweise nachgespannt)

Versuch		F_{min} [kN]	μ_{min} [-]	t [h]	t_{Prog} [h]	Ergebnis
Sa_17_KKRQ	oben	172 / 241	0,25 / 0,35	142 / 188	-	nicht bestanden / Überschreitung
	unten	172 / 241	0,25 / 0,35	142 / 188	90	nicht bestanden / Extrapolation
Sa_18_KnKRQ (Nachgespannt nach der Vorbelastung)	oben	172 / 241	0,25 / 0,35	165 / 169	9	bestanden / Extrapolation
	unten	172 / 241	0,25 / 0,35	165 / 169	90	nicht bestanden / Extrapolation

Legende: **F_{min}:** Minimale auf den Versuchskörper einwirkende Prüflast (hier: Vorbelastung / finale Prüflast); **μ_{min}:** Aus F_{min} resultierende minimale geprüfte Haftreibungszahl (hier: Vorbelastung / finale Prüflast); **t**: Individuelle Versuchsdauer (hier: Dauer Vorbelastung / Dauer finale Prüflast); **t_{Prog}**: Zeitpunkt, ab dem die Daten der Verschiebungen zur Extrapolation der Verformung genutzt wurden (hier: nur finale Prüflast)

Beide Kriechversuche nach konstanter Vorbelastung wurden mit der erweiterten Kriechprüfung auf dem Niveau von $\mu > 0{,}35$ verglichen (siehe Bild 7.12). Bei beiden Versuchskörpern fiel die Verformung bei Belastung größer als beim Referenzversuch aus. Dies war insofern zu erwarten, dass sich bei beiden Prüfkörpern während der Vorbelastung bereits Kriechverformungen eingestellt hatten. Die Kriechgeschwindigkeit des Referenzversuches fiel in den ersten Stunden allerdings größer aus als bei den beiden vorbelasteten Versuchskörpern. Dies führte dazu, dass etwa eine Stunde nach der Belastung mit 241 kN die Verformungen des vorbelasteten Versuchskörpers geringer ausfielen als die des Referenzversuchs. Ein tertiäres Kriechen trat bei allen Versuchskörpern bei mindestens einer Verbindung auf. Der Vergleich des Verformungsverhaltens der vorbelasteten Versuchskörper und des Referenzversuchs ist in Bild 7.12 dargestellt.

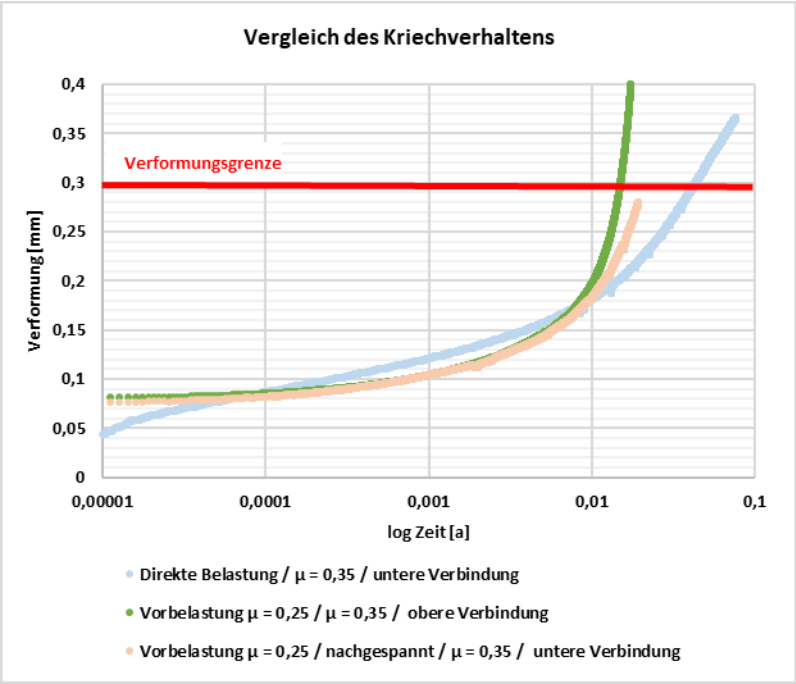


Bild 7.12: Vergleich des Kriechverhaltens von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche und ASI-Beschichtung unter konstanter ($\mu > 0{,}35$) Belastung von teilweise vorbelasteten und nachgespannten Verbindungen (hier nur jeweils eine Verbindung mit den größeren Verformungen abgebildet)

Anhand dieses Vergleichs lässt sich für das Kriechen mit und ohne konstante Vorbelastung oberhalb der nutzbaren Haftreibungszahl folgendes zusammenfassen: Durch die konstante Vorbelastung konnte die Kriechgeschwindigkeit in den ersten Stunden gegenüber einer Verbindung ohne Vorbelastung reduziert werden. Das langfristige Verhalten zeigte allerdings keine positive Abweichung gegenüber dem Versuchskörper ohne Vorbelastung. Auch ein Nachspannen der Schrauben nach der Vorbelastung, um die großen Vorspannkraftverluste auszugleichen, zeigte keinen signifikanten positiven Effekt.

7.4.3.2 NT-Verzinkter Sebistystahl als Fügepartner mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

Mithilfe von zwei Versuchskörpern mit gemischten Reibflächen mit Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl mit HT-verzinkten Laschen sollte das Kriechverhalten nach einer konstanten Vorbelastung untersucht werden. Die nutzbare Haftreibungszahl wurde mithilfe von erweiterten Kriechprüfungen zu $\mu_{char} = 0{,}25$ bestimmt (siehe Abschnitt 5.5.5).

Beide Versuchskörper wurden nach der Montage mit einer Vorbelastung auf dem Niveau von 138 kN bzw. $\mu > 0{,}20$ beansprucht. Die Vorbelastung wurde für etwa 6 Tage und etwa 13 Tage aufgebracht. Anschließend wurde das finale Belastungsniveau von 206 kN bzw. $\mu > 0{,}30$ aufgebracht ohne, dass die Verbindungen vorher nachgespannt wurden. Durch die Vorbelastung stellten sich Verluste der Vorspannkraft von 9,9 % bis zu 10,9 % ein. Unter der finalen Belastung erhöhten sich diese nochmals. Die Entwicklung der Vorspannkräfte während der beiden Belastungsstufen ist in Tabelle 7.17 zusammengefasst.

Tabelle 7.17: Ergebnisse der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten während einer erweiterten Kriechprüfung auf zwei unterschiedlichen Belastungsniveaus an gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen

Versuch		$F_{p,C,m,ini}$	Δt	$F_{p,C,m,\Delta t}$		$F_{p,C,50a}$	$F_{p,C,100a}$
		[kN]	[h]	[kN]	[%]	[%]	[%]
SY_33_KKRQ ($\mu > 0{,}20$ / 6 Tage / $\mu > 0{,}30$ / 25 Tage / 28 Tage Ruhen)	oben	181,4	143 / 743	161,7 / 154,2	89,1 / 85,0	81,9 / 78,0	81,3 / 77,3
	unten	179,3	143 / 743	161,5 / 154,7	90,1 / 86,3	83,5 / 79,9	82,9 / 79,2
SY_34_KKRQ ($\mu > 0{,}20$ / 13 Tage / $\mu > 0{,}30$ / 15 Tage / 8 Tage Ruhen)	oben	184,0	311 / 666	164,9 / 158,4	89,6 / 86,1	83,7 / 79,4	83,2 / 78,7
	unten	184,8	311 / 666	164,6 / 156,2	89,1 / 84,6	82,9 / 77,2	82,3 / 76,4

Legende: **$F_{p,C,m,ini}$:** Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum; **Δt**: Individuelle Versuchsdauer (hier: Dauer der Vorbelastung / Summe der Dauer von Vorbelastung und finaler Belastung); **$F_{p,C,m,\Delta t}$**: Gemessene mittlere Vorspannkraft am Ende der Vorbelastung / der finalen Belastung); **$F_{p,C,50a}$**: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 50 Jahren (hier: nur Vorbelastung / Vorbelastung und finale Belastung); **$F_{p,C,100a}$**: Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren (hier: nur Vorbelastung / Vorbelastung und finale Belastung)

Die Kriechverformungen während der Vorbelastung auf einem Niveau von $\mu > 0{,}20$ blieben erwartungsgemäß deutlich unter den Verformungen der erweiterten Kriechprüfung auf dem Niveau von $\mu = 0{,}25$. Beide Versuchskörper zeigten hinsichtlich der auftretenden Kriechverformungen unter der finalen Belastung ein ähnliches Verhalten, welches bereits von den Versuchen unter einer konstanten und zyklischen Belastung (siehe Abschnitt 7.2.3.3) bekannt war. Beim Auftragen der Verformungen über die logarithmische Zeitachse zeigte sich in den ersten Stunden nur eine sehr geringe Zunahme der Verformungen. Diese nahm nach einiger Zeit zu, sodass der Verlauf der Verformungen an ein tertiäres Kriechen erinnerte. Nach einer deutlichen Vergrößerung der Verformungen nahmen diese aber anschließend wieder weniger stark zu und bildeten einen nahezu konstanten Ast aus. Mithilfe diesem ließen sich die Verformungen auf eine Lebensdauer von 100 Jahren extrapolieren. Für beide Verbindungen des Versuchskörpers der kürzer vorbelastet wurde ließen sich Verformungen unterhalb der Verformungsgrenze von 0,3 mm prognostizieren. Die Verbindungen des länger vorbelasteten Versuchskörpers lieferten unterschiedliche Ergebnisse. Bei einer Verbindung ließen sich – wie auch beim anderen Versuchskörper – Verformungen unterhalb von 0,3 mm prognostizieren. Die zweite Verbindung überschritt während der verzögerten Zunahme die Verformungsgrenze noch während der Versuchsdauer. Auch bei dieser Verbindung reduzierte sich die Zunahme der Verformungen wieder, trotzdem konnte diese Verbindung das Verformungskriterium nicht einhalten. Im Vergleich der beiden Versuchskörper zeigt sich kein positiver Einfluss aus der längeren Vorbelastung. Beide Versuchskörper zeigten ein ähnliches Verhalten mit ähnlichen Verformungen, wobei eine Verbindung des länger geruhten Prüfkörpers deutlich größere Verformungen zeigte. Die durch die Vorbelastung aufgetretenen Vorspannkraftverluste beider Prüfköper waren ähnlich groß, trotz der längeren Belastungsdauer des zweiten Prüfkörpers. Die Ergebnisse der beiden zweistufigen Kriechversuche der Verbindungen mit gemischten Reibflächen sind in Tabelle 7.18 zusammengefasst. Die maximalen Verformungen beider Kriechversuche unter der finalen Belastung sind in Bild 7.13 erkennbar.

Tabelle 7.18: Ergebnisse der erweiterten Kriechprüfung auf zwei unterschiedlichen Belastungsniveaus an gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen

Versuch		F_{min}	μ_{min}	t	t_{Prog}	Ergebnis
		[kN]	[-]	[h]	[h]	
SY_33_KKRQ	oben	138 / 206	0,20 / 0,30	143 / 600	263	bestanden / Extrapolation
	unten	138 / 206	0,20 / 0,30	143 / 600	263	bestanden / Extrapolation
SY_34_KKRQ	oben	138 / 206	0,20 / 0,30	311 / 355	140	bestanden / Extrapolation
	unten	138 / 206	0,20 / 0,30	311 / 355	-	nicht bestanden / Überschreitung

Legende: **F_{min}:** Minimale auf den Versuchskörper einwirkende Prüflast (hier: Vorbelastung / finale Prüflast); **μ_{min}:** Aus F_{min} resultierende minimale geprüfte Haftreibungszahl (hier: Vorbelastung / finale Prüflast); **t**: Individuelle Versuchsdauer (hier: Dauer Vorbelastung / Dauer finale Prüflast); **t_{Prog}**: Zeitpunkt, ab dem die Daten der Verschiebungen zur Extrapolation der Verformung genutzt wurden (hier: nur finale Prüflast)

Beide Versuchskörper wurden im Anschluss einer quasi-statischen Prüfung unterzogen (siehe Abschnitt 6.5.3). Dabei zeigten alle Verbindungen eine erhöhte Tragfähigkeit in zu erwartender Größenordnung. Außerdem traten bei größeren Belastungen auch noch größere Verformungen ein, damit konnte die reduzierte Kriechgeschwindigkeit durch einen Kontakt zwischen Schraube und Lochwandung ausgeschlossen werden.

Im Vergleich mit der erweiterten Kriechprüfung auf dem Niveau von $\mu > 0{,}30$ ließ sich folgendes erkennen: Die Verformungszunahme der vorbelasteten Versuchskörper war in den ersten Stunden deutlich geringer. Ein tertiäres Kriechen zeigte sich sowohl bei dem Referenzversuch als auch bei den beiden vorbelasteten Versuchen. Es trat bei den vorbelasteten Versuchen allerdings zu einem späteren Zeitpunkt auf. Die vorbelasteten Versuchskörper zeigten aber eine Reduktion der Kriechgeschwindigkeit nach der verzögerten Zunahme, wodurch teilweise eine Extrapolation möglich war, auf Basis derer die Verformungsgrenze eingehalten wurde. Auch der Referenzversuch deutete eine minimale Reduktion der Kriechgeschwindigkeit nach dem beginnenden tertiären Kriechen an. Der Referenzversuch lief allerdings deutlich kürzer, womit dies nicht vollständig festgestellt werden konnte. Außerdem zeigte sich eine mögliche Reduktion der Kriechgeschwindigkeit auch erst bei einer größeren Verformung. Der Vergleich der

Verformungen zwischen dem Referenzversuch sowie den beiden zweistufigen Kriechversuchen ist in Bild 7.13 dargestellt.

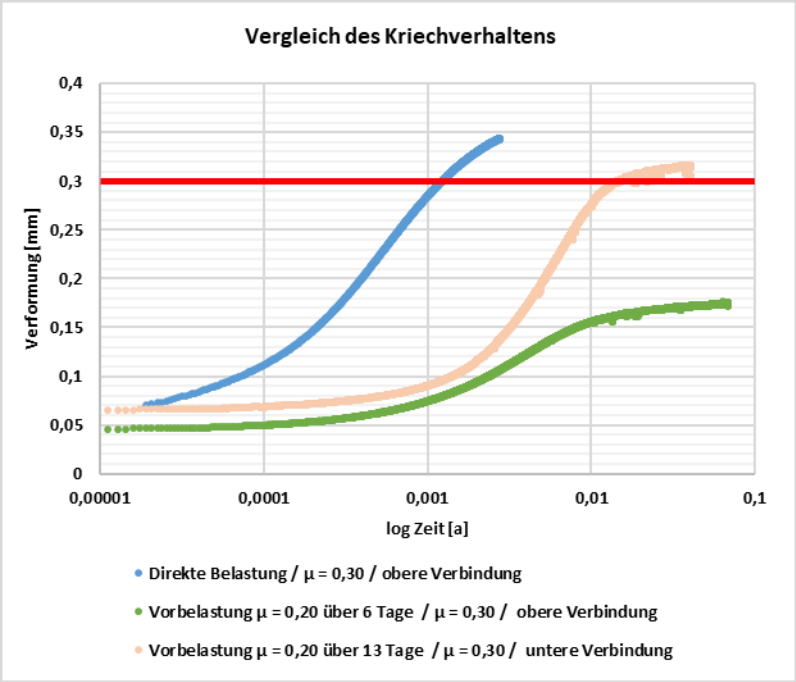


Bild 7.13: Vergleich des Kriechverhaltens von gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen unter konstanter (µ > 0,30) Belastung von teilweise vorbelasteten Verbindungen (hier nur jeweils eine Verbindung mit den größeren Verformungen abgebildet)

Zusammenfassend lässt sich durch die Untersuchung zum Kriechverhalten nach einer konstanten Vorbelastung an den gemischten Reibflächen mit Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl mit HT-verzinkten Laschen folgendes erkennen: Die konstante Vorbelastung reduzierte die anfängliche Kriechgeschwindigkeit gegenüber den Referenzversuchen, das langfristige Verhalten bleibt aber dennoch unverändert gleich. Bei Belastungen oberhalb der nutzbaren Haftreibungszahl äußerte sich dies im Auftreten des tertiären Kriechens. Im Anschluss zeigte sich allerdings eine Reduktion der Kriechgeschwindigkeit, wodurch die Prognosen der Verformungen teilweise unterhalb der Verformungsgrenze lagen. Eine Verschlechterung des Kriechverhaltens aufgrund der geringeren Vorspannkräfte nach der Vorbelastung war nicht zu erkennen.

7.4.4 Zusammenfassung und Zwischenfazit

Die Untersuchungen des Kriechverhaltens nach einer konstanten Vorbelastung lassen sich wie folgt zusammenfassen: Alle untersuchten finalen Belastungsniveaus der zwei Reibflächenpaarungen lagen oberhalb der zuvor ermittelten nutzbaren Haftreibungszahlen. Dabei zeigte sich nach Vorbelastungen nahe den nutzbaren Haftreibungszahlen eine Reduktion der Kriechgeschwindigkeiten in den ersten Stunden. Die Referenzversuche auf dem Niveau der finalen Belastung bestanden ihre Prüfung jeweils nicht, da ein tertiäres Kriechen zu einer Überschreitung der Verformungsgrenze führte oder ein Auftreten von Verformungen oberhalb der Verformungsgrenze über die Lebensdauer prognostiziert werden konnte. Die untersuchten Reibflächenpaarungen aus NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche zeigten ebenfalls ein tertiäres Kriechen, welches zu gleichen Ergebnissen führte. Auch ein Ausgleichen der durch die Vorbelastung aufgetretenen Vorspannkraftverluste änderte das Verformungsverhalten unter der finalen Belastung nicht. Das Nachspannen der Verbindungen führte zu keinen erkennbaren Verbesserungen im Verformungsverhalten. Auch bei den untersuchten Verbindungen mit gemischten Reibflächen mit Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl und HT-verzinkten Laschen trat das tertiäre Kriechen wie auch bei den Referenzversuchen auf. Allerdings zeigte sich hier auf der logarithmischen Zeitachse nach einer ersten Zunahme eine spätere Abnahme der Kriechgeschwindigkeit. Diese führt in einigen Fällen dazu, dass die Verformungsgrenze nach Extrapolation noch eingehalten werden konnte. Damit war auch teilweise eine Verbesserung erkennbar. Auch bei der Verbindung mit gemischten Reibflächen zeigte sich kein negativer Einfluss der durch die Vorbelastung entstandenen Vorspannkraftverluste.

Bei allen untersuchten Verbindungen zeigte sich bei einer nachträglichen quasi-statischen Prüfung eine Tragfähigkeitserhöhung in der zu erwartenden Größenordnung. Diese traten auf, obwohl einige der Verbindungen schon ein deutliches tertiäres Kriechen gezeigt hatten und die Verformungen teilweise oberhalb der Verformungsgrenze von 0,3 mm im Kriechversuch lagen. Gleichzeitig konnte durch die nachträgliche quasi-statische Prüfung auch gezeigt werden, dass die Reduktion der Kriechgeschwindigkeit der Reibflächenpaarung aus gemischten Reibflächen von Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl und HT-verzinkten Laschen nicht aus einem Anliegen der Schrauben an den Lochwandungen resultierte.

7.5 Zusammenfassung und Zwischenfazit

Die Ergebnisse der Untersuchungen zum Einfluss des Lock-Up Effekts auf das Kriechen lassen sich wie folgt zusammenfassen: Untersucht wurden drei Szenarien, unter denen sich ein Lock-Up Effekt an einem Brückenbauwerk einstellen könnte.

Im ersten Szenario wurde das Verhalten unter konstanten und zyklischen Lasten untersucht. Hierbei zeigte sich, dass die unter dem Belastungskollektiv auftretenden Verformungen geringer waren, als bei einer erweiterten Kriechprüfung auf dem Niveau der maximalen Belastung des Kollektivs. Sie fielen aber größer aus als bei einer erweiterten Kriechprüfung auf dem Niveau der mittleren Belastung. Bei maximalen Belastungen des Kollektivs oberhalb der nutzbaren Haftreibungszahl trat ein tertiäres Kriechen auf. Im zweiten und dritten Szenario wurde Kriechen nach einem unbelasteten Ruhen oder einer konstanten Vorbelastung untersucht. Die geruhten Versuchskörper zeigten bereits bei Belastung eine geringere Verformung als die Referenzversuche auf dem gleichen Niveau. Unabhängig von der Art der Vorbelastung und dem Niveau der finalen Belastung zeigte sich in den ersten Stunden der Belastung eine reduzierte Kriechgeschwindigkeit gegenüber den Referenzversuchen. Langfristig glichen sich die Kriechgeschwindigkeiten an. Dies bedeutete bei Belastungen oberhalb der nutzbaren Haftreibungszahl, dass ein tertiäres Kriechen auftrat. In allen drei untersuchten Szenarien konnte die nutzbare Haftreibungszahl nicht überschritten werden, sodass eine höhere Beanspruchung unter Einhaltung der Verformungsgrenze möglich gewesen wäre. Gleichzeitig war aber auch keine Verschlechterung des Kriechverhaltens feststellbar, obwohl sich teilweise hohe Verluste der Vorspannkräfte ergeben hatten. Ein Ausgleichen dieser Verluste durch Nachspannen führte zu keinen Verbesserungen. Einen Sonderfall bildete die Verbindung von gemischten Reibflächen. Hier zeigte sich bei Belastungen oberhalb der nutzbaren Haftreibungszahl, dass sich nach einem tertiären Kriechen die Kriechgeschwindigkeit wieder reduzierte. Dies war beim Auftragen der Verformungen auf der logarithmisch skalierten Zeitachse zu erkennen. Bei der Untersuchung der Verformungen auf der linear skalierten Zeitachse zeigte sich, dass eine dauerhafte konstante Abnahme der Kriechgeschwindigkeit vorlag. Dieses Verhalten ermöglichte eine Überschreitung der nutzbaren Haftreibungszahl unter einer prognostizierten Einhaltung der Verformungsgrenze über die Lebensdauer.

Alle Verbindungen wurden im Nachgang einer quasi-statischen Prüfung unterzogen. Hierbei zeigten alle Reibflächenpaarungen eine erhöhte Tragfähigkeit in der zu erwartenden Größenordnung. Diese traten auf, obwohl einige Verbindungen schon ein deutliches tertiäres Kriechen mit deutlichen Zunahmen der Verformung aufwiesen. Der Lock-Up Effekt scheint somit unabhängig von einem tertiären Kriechen und daraus resultierenden Verformungen zu sein.

8 Anwendung von feuerverzinkten GV-Verbindungen im Brückenbau

8.1 Vorbemerkung

In den folgenden Abschnitten sollen – basierend auf den durchgeführten Untersuchungen – Hinweise zur Nutzung von feuerverzinkten GV-Verbindungen im Brückenbau gegeben werden. Hierzu werden zuerst die wesentlichen Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen mit und ohne Vorbelastung zusammengefasst. Anschließend werden diese Ergebnisse mit den aktuellen normativen Randbedingungen für feuerverzinkte GV-Verbindungen abgeglichen und Hinweise zu notwendigen Anpassungen für einen Einsatz im Brückenbau zusammengetragen. Abschließend wird ein alternatives Bemessungskonzept vorgestellt, welches versucht das Tragverhalten der feuerverzinkten GV-Verbindungen abzubilden.

8.2 Ergebnisse zum Tragverhalten ohne Vorbelastung

In den in Abschnitt 5 dargestellten Untersuchungen an feuerverzinkten GV-Verbindungen ergaben sich die folgenden Ergebnisse:

Aufgrund der für den Korrosionsschutz im Brückenbau erforderlichen Zinkschichtdicke von über 200 µm, fallen die Verluste der Vorspannkraft hoch aus. Es konnten bei einigen Verbindungen über die geplante Lebensdauer von 100 Jahren Verluste von über 20 % prognostiziert werden. Bei zusätzlicher Belastung senkrecht zur Schraubenachse fielen diese Verluste größer aus. Es konnten in den durchgeführten quasi-statischen Prüfungen Haftreibungszahlen zwischen $\mu_i = 0{,}35$ und $\mu_i = 0{,}61$ festgestellt werden. Den größten Einfluss auf die ermittelten Haftreibungszahlen hatte die oberflächliche Zinkphase des Überzuges. Eine oberflächliche Reinzinkphase lieferte deutlich geringere Haftreibungszahlen als eine oberflächliche Eisen-Zink-Mischphase. Die erzielten Haftreibungszahlen von oberflächlichen Reinzinkphasen konnten aber durch eine nachträgliche Bearbeitung der Oberflächen deutlich verbessert werden. Diese Steigerungen der Haftreibungszahl konnte durch ein Sweepen der Oberflächen oder durch ein Sweepen und nachträgliches Aufbringen einer ASI-Beschichtung erzielt werden. Eine gemischte Verbindung aus oberflächlichen Reinzinkphasen mit oberflächlichen Eisen-Zink-Mischphasen zeigte eher geringere Haftreibungszahlen gegenüber den Verbindungen mit beidseitig oberflächlichen Reinzinkphasen. Zudem konnte kein negativer Einfluss einer deutlich erhöhten Zinkschichtdicke auf die quasi-statische Tragfähigkeit festgestellt werden.

Bei Untersuchungen der verschlissenen Reibflächen im Anschluss einer quasi-statischen Prüfung, waren die Kontaktpunkte der Reibflächen über den lokalen Verschließ deutlich erkennbar. Auch waren Riefen in Belastungsrichtung feststellbar. Vereinzelt fanden sich lokale Materialablösungen an den Reibflächen. Mithilfe der verschlissenen Reibflächen konnten Rückschlüsse auf die wirkenden Reibungsmechanismen gezogen werden. An den einzelnen Kontaktpunkten wirkten Adhäsionskräfte die vereinzelt so stark waren, dass es zu Materialablösungen bzw. einem Kohäsionsversagen kam. Diese Adhäsionskräfte wurden durch plastische Deformationen an den Kontaktpunkten ergänzt. Für das wirken beider Reibungsmechanismen konnten Hinweise bei der mikroskopischen Untersuchung gefunden werden. Die Untersuchung des Last-Verformungsverhalten der quasi-statischen Prüfung ließ ebenso Rückschlüsse auf die wirkenden Reibungsmechanismen zu. Das Verhalten der Verbindungen bis zum Erreichen der maximalen Gleitlast sowie das Verhalten nach Erreichen der maximalen Gleitlast bzw. der Resttragfähigkeit zeigte ein Zusammenwirken von Adhäsion und plastischer Deformation an den Reibflächen.

Alle untersuchten feuerverzinkten GV-Verbindungen zeigten eine erhöhte Kriechneigung. Daher mussten für die Ermittlung der nutzbaren Haftreibungszahlen erweiterte Kriechprüfungen durchgeführt werden. Hierbei zeigte sich wiederum, dass die Verbindung mit beidseitigen oberflächlichen Reinzinkphasen eine größere Kriechneigung besaßen als Verbindung mit beidseitigen oberflächlichen Eisen-Zink-Mischphasen. Die Verbindungen mit gemischten Reibflächen aus oberflächlichen Reinzinkphasen mit oberflächlichen Eisen-Zink-Mischphasen zeigten allerdings geringere Kriechneigungen als die Verbindungen mit beidseitigen oberflächlichen Reinzinkphasen. Deutlich erhöhte Zinkschichtdicken zeigten bei den Verbindungen mit oberflächlichen Reinzinkphasen einen negativen Einfluss auf die Kriechneigung. Mit zunehmender Zinkschichtdicke reduzierten sich die nutzbaren Haftreibungszahlen. Dieser Einfluss konnte bei den Verbindungen mit oberflächlichen Eisen-Zink-Mischphasen nicht so deutlich beobachtet werden. Gleichzeitig lagen hier sowohl die quasi-statischen Tragfähigkeiten als auch die nutzbaren Haftreibungszahlen höher. Da nach DIN EN 1090-2, Anhang G [13] bei erhöhten Kriechneigungen der Reibflächen die nutzbaren Haftreibungszahlen maßgebend für die Bemessung sind, sorgen die hohen Kriechneigungen der Zinküberzüge mit Schichtdicken über 250 µm für eine deutliche Reduktion der nutzbaren Haftreibungszahl gegenüber der quasi-statischen Haftreibungszahl.

Das Verhalten aller untersuchten Verbindungen unter zyklischen Belastungen zeigte auf und unterhalb des Niveau der nutzbaren Haftreibungszahlen kein

abweichendes Verhalten. Eine Ausnutzung der in den erweiterten Kriechprüfungen ermittelten nutzbaren Haftreibungszahlen war ohne Einschränkungen möglich.

Bei der Untersuchung des Tragverhaltens ohne Vorbelastung ließen sich die folgenden Aspekte feststellen: Die Reibflächenpaarungen zeigten unterschiedlich hohe quasi-statische Tragfähigkeiten. Diese hingen sowohl vom Aufbau der Zinküberzüge, aber auch der nachträglichen Bearbeitung der Reibflächen ab. Ein negativer Einfluss der erhöhten Zinkschichtdicken konnte nicht festgestellt werden. Dieser negative Einfluss zeigte sich aber bei der Kriechneigung, diese stieg mit der Zinkschichtdicke an. Die notwendigen erweiterten Kriechprüfungen reduzierten die nutzbare Haftreibungszahl gegenüber den quasi-statischen Prüfungen deutlich. Unter zyklischen Belastungen konnten die Reibflächenpaarungen bis zur Höhe der nutzbaren Haftreibungszahl auch über längere Zeiträume belastet werden. Zusammenfassend zeigte sich, dass kurzfristige Belastungen bis zur quasi-statischen Haftreibungszahl, langfristige Belastungen nur bis zur nutzbaren Haftreibungszahl möglich waren.

8.3 Ergebnisse zum Tragverhalten nach Vorbelastung

In den in den Abschnitten 6 und 7 dargestellten Untersuchungen an feuerverzinkten GV-Verbindungen wurden die folgenden Ergebnisse erzielt:

In Abschnitt 6 wurden quasi-statische Prüfungen nach unterschiedlichen Vorbelastungen durchgeführt. Die Probekörper ruhten nach dem Vorspannen oder erfuhren eine konstante oder zyklische Belastung.

Bei vielen feuerverzinkten Reibflächenpaarungen konnten erhöhte quasi-statische Tragfähigkeiten nach Vorbelastung festgestellt werden. Dies betraf die Verbindungen mit beidseitiger oberflächlicher Reinzinkschicht, welche ohne eine Vorbelastung geringe Haftreibungszahlen aufwiesen. Keine Erhöhung der quasi-statischen Tragfähigkeit nach einer Vorbelastung zeigten Verbindungen mit einer beidseitigen oberflächlichen Eisen-Zink-Mischphase. Diese wiesen aber gegenüber den Verbindungen mit beidseitiger oberflächlicher Reinzinkschicht deutlich höhere Haftreibungszahlen auf. Die Verbindungen mit gemischten Reibflächen mit einer oberflächlichen Reinzinkschicht und einer oberflächlichen Eisen-Zink-Mischphase zeigten ebenfalls eine Zunahme der quasi-statischen Tragfähigkeit nach einer Vorbelastung. Aus allen Vorbelastungen resultierte immer eine Abnahme der Vorspannkräfte. Die festgestellten Tragfähigkeitserhöhungen stellten sich also trotz reduzierter Vorspannkräfte ein. Sofern eine Tragfähigkeitserhöhung vorlag, fiel diese tendenziell bei größeren Vorspannkraftverlusten höher aus. Ein Ausgleichen der Vorspannkraftverluste durch Nachspannen der Schrauben nach der Vorbelastung führte zu keiner weiteren Zunahme der quasi-statischen Tragfähigkeiten.

Auch bei den quasi-statischen Prüfungen nach einer Vorbelastung wurden die verschlissenen Reibflächen untersucht. Diese wurden mit den verschlissenen Reibflächen von Prüfkörpern, die keine Vorbelastung erfahren hatten, verglichen. Es zeigte sich, dass sich der Verschließ nicht grundsätzlich verändert hatte. Es waren mehr Kontaktstellen zwischen den Reibflächen erkennbar. Insbesondere bei Prüfkörpern, die deutliche Tragfähigkeitserhöhungen gezeigt hatten, war dies zu erkennen. Zusammen mit der Anzahl an Kontaktstellen traten auch Riefen und Materialablösungen häufiger und großflächiger auf. Mikroskopische Untersuchungen zeigten, dass sich die wahre Kontaktfläche an den Reibflächen vergrößert hatte. Dies konnte auf plastische Deformationen an den Reibflächen zurückgeführt werden, die insbesondere bei oberflächlichen Reinzinkschichten auftraten. Durch die plastischen Deformationen entstanden aber nicht nur mehr Kontaktstallen, sondern an bereits vorhandenen Kontaktstellen nahm auch die Verzahnung ineinander zu. Bei oberflächlichen Eisen-Zink-Mischphase fielen diese Deformationen geringer aus, hier fielen die Tragfähigkeitserhöhungen auch geringer aus. Ebenfalls konnten mehr lokale Materialübergänge nach einer Vorbelastung festgestellt werden, die auf eine größere Adhäsionswirkung hinwiesen. Diese Aspekte konnten auch in den Untersuchungen des Last-Verformungsverhalten bei quasi-statischer Prüfung nach Vorbelastung festgestellt werden. So ließen sich die vergrößerten Anteile der Adhäsion in erhöhten Steifigkeiten erkennen. Die vergrößerte Verzahnung der Reibflächen ineinander zeigte sich an erhöhten Gleitlasten bei gleichbleibender Resttragfähigkeit. Mithilfe der Untersuchungen der Reibflächen als auch des Last-Verformungsverhalten konnten Rückschlüsse auf die Ursachen der Höhe der Tragfähigkeiten nach Vorbelastung bzw. die Ursachen des festgestellten Lock-Up Effektes gezogen werden.

In Abschnitt 7 wurde das Kriechverhalten unter verschiedenen Szenarien untersucht, um die Auswirkungen des Lock-Up Effektes auf das Kriechen festzustellen.

Es zeigte sich, dass die kurz nach der Lastaufbringung auftretenden Kriechverformungen durch eine Vorbelastung reduziert werden konnten. Das sich langfristig einstellende Kriechverhalten fiel aber wieder wie bei den Reibflächenpaarungen ohne Vorbelastung aus. Damit fielen die Verformungen bei Belastungsniveaus auf oder unterhalb der nutzbaren Haftreibungszahl geringer aus, trotz der durch die Vorbelastung eingetretenen Vorspannkraftverluste. Eine Erhöhung der nutzbaren Haftreibungszahl durch die Vorbelastung war im Allgemeinen nicht möglich. Lediglich bei den Verbindungen mit gemischten Reibflächen mit einer oberflächlichen Reinzinkschicht und einer oberflächlichen Eisen-Zink-Mischphase konnten durch die Vorbelastung höhere nutzbare

Haftreibungszahlen erzielt werden. Durch ein nachträgliches Ausgleichen von Vorspannkraftverlusten konnte keine Verbesserung der Kriechneigung gegenüber dem Referenzzustand oder nach einer Vorbelastung erzielt werden.

Die Untersuchungen zeigten ebenfalls, dass auch nach unterschiedlichen Vorbelastungen die ursprünglichen Werte der quasi-statischen Tragfähigkeit und der langfristigen Tragfähigkeit unter Berücksichtigung der Kriechneigung mindestens weiterhin Bestand hatten. Teilweise konnten bei der quasi-statischen Tragfähigkeit auch erhöhte Werte festgestellt werden. Dies galt, obwohl deutliche Vorspannkraftverluste auftraten, welche nicht ausgeglichen wurden. Ursache für den Erhalt der kurz- und langfristigen Tragfähigkeit waren lokale, zeitabhängige Veränderungen der Reibflächen, welche die Verbindung der Reibflächen untereinander verbesserte. Der festgestellte Lock-Up Effekt ist für die langfristige Nutzung von feuerverzinkten GV-Verbindungen von Vorteil.

8.4 Einfluss von Oberfläche und Zinküberzug auf die Tragfähigkeit

In dem folgenden Abschnitt soll zusammengefasst werden, welche Einflussfaktoren von Oberfläche und Zinküberzug auf die verschiedenen Anteile der Tragfähigkeit festgestellt wurden. Es wird hierbei zwischen den zwei festgestellten Aspekten der Tragfähigkeit unterschieden: Der kurzzeitigen quasi-statischen Tragfähigkeit und der langfristigen Tragfähigkeit, die durch die Kriechneigung bestimmt wird. Zusätzlich werden noch die festgestellten Einflüsse auf die Vorspannkraftverluste betrachtet.

Hinsichtlich der Vorspannkraftverluste konnten die folgenden Einflüsse aus Oberfläche und Zinküberzug festgestellt werden: Den größten Einfluss auf die Vorspannkraftverluste hatte die Zusammensetzung des Zinküberzuges unter Schraubenkopf oder Mutter. Änderungen des Zinküberzuges oder der Zinkschichtdicken an den Reibflächen hatten keinen deutlichen Einfluss. Die untersuchten Zinküberzüge unter Schraubenkopf und Mutter variierten zwischen einem dickeren Zinküberzug mit oberflächlicher Reinzinkschicht und einem dünneren Zinküberzug mit oberflächlicher Eisen-Zink-Mischphase. Die Vorspannkraftverluste des dünneren Zinküberzuges mit oberflächlicher-Eisen-Zink-Mischphase fielen geringer aus. Die Vorspannkraftverluste wurden auch unter einwirkenden äußeren Lasten untersucht, welche einen deutlichen Einfluss auf die Vorspannkraftverluste hatten.

Die folgenden Einflussfaktoren auf die quasi-statische Tragfähigkeit konnten charakterisiert werden: Zinküberzüge mit oberflächlicher Reinzinkschicht sorgten für geringere Tragfähigkeiten als oberflächliche Eisen-Zink-Mischphasen. Ausschlaggebend für die oberflächliche Zinkphase können bspw. die

Materialzusammensetzung des Grundwerkstoffs oder die Verzinkungstemperatur sein. Die geringe Tragfähigkeit von oberflächlichen Reinzinkphasen kann durch eine nachträgliche Bearbeitung verbessert werden. Untersucht wurde das Sweepstrahlen der Reibflächen sowie eine zusätzliche Ergänzung einer ASI-Beschichtung. Beides führte zu einer erhöhten Tragfähigkeit. Bei einer gemischten Paarung von einer oberflächlichen Reinzinkphase mit einer oberflächlichen Eisen-Zink-Mischphase tendierten die erzielten Tragfähigkeiten eher in Richtung der Tragfähigkeiten von oberflächlichen Reinzinkschichten. Alle untersuchten Reibflächen zeigten auch nach einer Vorbelastung und Vorspannkraftverlusten eine mindestens gleichbleibende Tragfähigkeit, Reibflächen mit einer oberflächlichen Reinzinkphase zeigten auch erhöhte Tragfähigkeiten nach einer Vorbelastung. Die höchsten Tragfähigkeitssteigerungen nach einer Vorbelastung zeigten sich bei der gemischten Paarung einer oberflächlichen Reinzinkphase mit einer oberflächlichen Eisen-Zink-Mischphase.

Bei der Untersuchung der Kriechneigung konnten die folgenden Einflussfaktoren charakterisiert werden: Alle Zinküberzüge zeigten eine erhöhte Kriechneigung. Diese fiel bei einer oberflächlichen Reinzinkschicht größer aus. Sofern die Zinkschichten dicker wurden, nahm auch die Kriechneigung zu. In Schliffbilder war zu erkennen, dass sich in den dickeren Überzügen vor allem die Reinzinkschicht vergrößert hatte. Die Kriechneigung bei oberflächlichen Eisen-Zink-Mischphasen fiel geringer aus, trotzdem waren erweiterte Kriechprüfungen notwendig. Bei den gemischten Paarungen aus einer oberflächlichen Reinzinkschicht und einer Eisen-Zink-Mischphase fielen die Kriechneigungen geringer aus, als bei Verbindungen, die nur oberflächliche Reinzinkschichten aufwiesen. Auch bei den gemischten Paarungen zeigte sich eine Zunahme der Kriechneigung bei erhöhter Zinkschichtdicke. Die Bearbeitung der oberflächlichen Reinzinkschichten sorgte ebenfalls für erhöhte nutzbare Haftreibungszahlen in den erweiterten Kriechprüfungen. Alle untersuchten Reibflächenpaarungen zeigten eine unveränderte Kriechneigung nach einer Vorbelastung, die mit Vorspannkraftverlusten einherging.

Anhand der durchgeführten Untersuchungen konnten Zusammenhänge hinsichtlich der verschiedenen Anteile der Tragfähigkeit und den Einflussparametern von Oberfläche und Zinküberzug festgestellt werden.

8.5 Vergleich der Ergebnisse mit den Vorgaben nach DIN EN 1090-2 [13]

Aufgrund der anderen Anforderungen an Zinküberzüge für einen Einsatz im Brückenbau, weichen die erzielten Ergebnisse teilweise von den normativen Angaben in der Ausführungsnorm DIN EN 1090-2 [13] ab. Im folgenden Abschnitt werden diese Abweichungen zusammengefasst und Erklärungsansätze gegeben.

In DIN EN 1090-2, Tabelle I.1 [13] werden die maximal auftretenden Vorspannkraftverluste bei feuerverzinkten Reibflächen mit bis zu 10 % beziffert. Zusätzlich findet sich für alle aufgeführten Beschichtungssysteme der folgende grundsätzliche Hinweis: Bei Bemessung von Verbindungen mit gleitfest vorgespannten Schrauben nach DIN EN 1993-1-8 [18] kann es notwendig sein, mit einer auf 90 % reduzierten Vorspannkraft $F_{p,C}$ die Bemessung durchzuführen. Bei Verwendung des Drehmomentenverfahrens sollten nach wenigen Tagen die Garnituren nachgezogen werden. [13]

Bei fast allen untersuchten Reibflächenpaarungen wurde dieser Wert überschritten. Insbesondere die Reibflächenpaarungen mit oberflächlichen Reinzinkschichten wiesen deutlich höhere Verluste auf. Den größten Einfluss auf die auftretenden Vorspannkraftverluste hatten die Zinküberzüge der Laschen direkt unter Schraubenkopf und -mutter. Hier zeigte sich bei reduzierten Dicken des Zinküberzuges und gleichzeitig fehlender oberflächlicher Reinzinkschicht, ein geringerer Verlust der Vorspannkraft. Die für den Brückenbau geforderte Mindestdicke der Zinkschicht von über 200 µm und die damit einhergehende dicker ausfallende Reinzinkschicht erhöhen die potenziell auftretenden Vorspannkraftverluste.

In DIN EN 1090-2, Tabelle 17 [13] sind Haftreibungszahlen für zwei feuerverzinkte und nachträglich bearbeitete Oberflächen angegeben. Hierbei handelt es sich zum einen um eine feuerverzinkte, gesweepte und mit einer ASI-Beschichtung (Nenndicke 60 µm) versehene Oberfläche. Sie wird der Gleitklasse B mit einer Haftreibungszahl von $\mu = 0{,}35$ zugeordnet. In der Gleitklasse C ($\mu = 0{,}30$) findet sich eine feuerverzinkte und gesweepte Oberfläche. Zusätzlich ist folgender Hinweis für das Sweepen angegeben: Dieses sei nach dem in DIN EN 15773 [48] beschriebenen Verfahren durchzuführen. [13]

Die Untersuchungen von Verbindungen, bei denen diese Reibflächen mit entsprechender Oberflächenbearbeitung auf ursprünglichen Zinkschichtdicken von 250 µm hergestellt wurden, ergaben geringere Haftreibungszahlen. Für die Gleitklasse B wurde anstelle einer Haftreibungszahl von $\mu = 0{,}40$ eine Haftreibungszahl von $\mu = 0{,}30$ erzielt. Für Gleitklasse C wurde eine Haftreibungszahl von $\mu = 0{,}25$ anstelle von $\mu = 0{,}35$ festgestellt. Für die geringer ausfallenden

Haftreibungszahlen lassen sich zwei Erklärungsansätze heranziehen. Die durchgeführten Untersuchungen zeigten, dass die Dicke der Zinkschicht einen Einfluss auf die Kriechneigung hatte. So wurden durch eine Zunahme der Zinkschichtdicke auf dem gleichen Grundmaterial die nutzbaren Haftreibungszahlen reduziert. Es zeigte sich aber, dass dieses Verhalten auch mit der Zusammensetzung der Zinkschicht zusammenhängt. Zinküberzüge, die fast ausschließlich aus Eisen-Zink-Mischphasen bestanden, zeigten trotz deutlich höherer Zinkschichtdicken eine deutlich geringere Kriechneigung. Die für den Einsatz im Brückenbau geforderte Mindestzinkschichtdicke von über 200 µm reduziert hier die nutzbare Haftreibungszahl. Gleichzeitig konnte nicht die exakt geforderte Qualität der Reibfläche hergestellt werden. Die mikroskopischen Aufnahmen an Querschliffen der Zinküberzüge zeigten eine verbleibende oberflächliche Reinzinkschicht. Trotzdem zeigte sich eine matte Oberfläche. Die Fußnote c unter DIN EN 1090-2, Tabelle 17 gibt folgenden Hinweis: „Nach dem Sweepstrahlen bedeutet eine matte Oberfläche, dass eine weiche Oberflächenschicht aus unlegiertem Zink entfernt wurde." [13] Damit wird eine Entfernung der Reinzinkschicht nicht explizit gefordert, eher ein Hinweis darauf gegeben, was ein mattes Erscheinen der Oberfläche bedeuten kann. Auch in der originalen englischen Fassung der Norm [106] findet sich kein anderer Wortlaut, der höhere Anforderungen an das Sweepen formuliert. Durch die für den Einsatz im Brückenbau geforderte Mindestzinkschichtdicke von 250 µm erhöht sich – beeinflusst vom verwendeten Grundmaterial, dessen oberflächlicher Beschaffenheit und den Parametern der Feuerverzinkung – auch die Dicke der oberflächlichen Reinzinkschicht. Ob mithilfe des Sweepens ein Abtragen der Reinzinkschicht auch bei den geforderte Mindestzinkschichtdicken möglich ist, kann an dieser Stelle nicht beantwortet werden. Für Bauwerke, die den Regelungen der ZTV-ING [4] unterliegen, gilt nach Teil 4, Abschnitt 3, 3.2 (10) eine Begrenzung des maximalen Abtrags der Zinkschicht von 15 µm. Auch mit dieser Begrenzung kann bei den geforderten Mindestzinkschichtdicken von 250 µm keine Entfernung der Reinzinkschicht gewährleistet werden. Zudem formuliert der Kommentar zur DIN EN 1090-2 [19] die folgende Anmerkung zur Haftreibungszahl von $\mu_{char} = 0{,}30$ für die Gleitklasse C: „Welche neuen Versuchsergebnisse hinter dieser erstaunlich optimistischen Einstufung stehen, ist den Verfassern nicht bekannt." [19]

Die in DIN EN 1090-2 [13] enthaltenen Vorgaben hinsichtlich auftretender Vorspannkraftverluste und nutzbarer Haftreibungszahlen lassen sich nicht vollumfänglich auf Zinküberzüge mit einer Zinkschichtdicke von mindestens 250 µm übertragen. Sofern dies bei der Ausführung und Bemessung berücksichtigt wird, ist eine Nutzung von feuerverzinkten Reibflächenpaarungen mit

Zinkschichtdicken über 250 µm möglich. Hinweise zur Ausführung und Bemessung unter Berücksichtigung der Anwendung im Brückenbau finden sich in Abschnitt 8.6.

8.6 Hinweise für die Ausführung und Bemessung von feuerverzinkten GV-Verbindungen im Brückenbau

In dem folgenden Abschnitt sollen die Ergebnisse der Untersuchungen, die in den vorherigen Abschnitten zusammengefasst und mit den aktuellen normativen Vorgaben vergleichen wurden, für die Anwendung bei Ausführung und Bemessung aufbereitet werden. Hierbei werden keine Änderungen zum grundsätzlichen aktuellen Vorgehen zur Ausführung nach DIN EN 1090-2 [13] oder Bemessung nach DIN EN 1993-1-8 [18] vorgenommen. Eine alternative Möglichkeit hinsichtlich der Bemessung wird unter Abschnitt 8.7 vorgestellt.

Anhand der erzielten Ergebnisse können folgende Hinweise für die Ausführung und Bemessung von feuerverzinkten GV-Verbindungen im Brückenbau gegeben werden:

Die in DIN EN 1090-2, Tabelle 17 [13] enthaltenen Haftreibungszahlen können mit einer Reduzierung (Gleitklasse B: $\mu_{char} = 0{,}30$; Gleitklasse C: $\mu_{char} = 0{,}25$) für Zinkschichtdicken oberhalb von 250 µm angewendet werden. Die Zinkschichtdicken dürfen allerdings nicht oberhalb von 400 µm liegen, da sonst die Gefahr von zu großen Kriechverformungen vorliegt. Diese Obergrenze der Schichtdicke muss nicht eingehalten werden, sofern nachgewiesen werden kann, dass die komplette Zinkschicht nur aus Eisen-Zink-Mischphasen besteht oder eine oberflächliche Reinzinkphase im Bereich der Kontaktflächen rückstandslos entfernt werden kann. Um nachzuweisen, dass eine oberflächliche Reinzinkschicht entfernt wurde oder nicht vorhanden ist, sollten im besten Fall mikroskopische Aufnahmen von Querschliffen angefertigt werden. Da es sich hierbei um eine zerstörende Prüfung handelt, muss für diese Untersuchung eine Probeverzinkung durchgeführt werden. Hinweise zu den Rahmenbedingungen einer Probeverzinkung finden sich im folgenden Absatz. Eine Bewertung mittels der optischen Untersuchung der matten Oberfläche ist nicht ausreichend und fehlerbehaftet. Eine mikroskopische Untersuchung des Zinküberzuges kann bei Hochsiliziumstählen (Si-Gehalt > 0,28 M-%) entfallen. Der Siliziumgehalt ist über die Zusammensetzung der Schmelze mithilfe des Werkzeugnisses zu belegen. Falls dies nicht möglich ist, muss die chemische Zusammensetzung des Grundwerkstoffes nachträglich bestimmt werden.

Da es sich bei der Entnahme von Proben und Anfertigung von mikroskopischen Aufnahmen um eine zerstörende Prüfung handelt, sollte im Vorfeld eine Probeverzinkung durchgeführt werden. Diese ist auch zur Sicherstellung der Mindestschichtdicke des Zinküberzuges und zur Erprobung der benötigten

Tauchdauer empfohlen. Bei dieser sollte ein repräsentativer Probekörper mit gleichen Blechdicken wie die des finalen Bauwerks hergestellt werden. Der Probekörper sollte in der Lage sein, das Durchwärmen im Verzinkungskessel des finalen Bauwerks zu repräsentieren, um die Schichtbildung der Feuerverzinkung abzubilden. Je näher der Probekörper an den finalen Abmessungen ist, umso übereinstimmender fällt die Wärmekapazität des erwärmten Bauteils aus. Diese sorgt für eine weitere Legierung der anhaftenden Zinkschmelze, nachdem das Bauteil aus der Verzinkungskessel gezogen wurde. Gleichzeitig erhöht sich bei zunehmender Bauteilgröße auch die Zeit im Zinkkessel, bis das Bauteil durchwärmt ist und die Reaktion mit der Zinkschmelze und dem Stahl beginnt.

Da die in DIN EN 1090-2, Tabelle 17 [13] enthaltenen feuerverzinkten Reibflächen einer aufwändigen Nachbehandlung bedürfen, wurden feuerverzinkte Reibflächenpaarungen ohne weitere Nachbehandlung der Oberfläche untersucht. Eine Verbindung mit gemischten Reibflächen aus NT-verzinktem Sebistystahl für den Träger und gestrahlten und anschließend HT-verzinkten Laschen lieferte ohne weitere Nachbehandlung der Reibflächen eine Haftreibungszahl von $\mu_{char} = 0{,}25$.

Höhere Haftreibungszahlen – auch unter Berücksichtigung der erhöhten Kriechneigung – können bei Zinküberzügen die nur aus Eisen-Zink-Mischphasen bestehen erzielt werden. Diese Überzüge werden bei Hochsiliziumstählen (Si-Gehalt > 0,28 M-%) oder einer HT-Verzinkung garantiert. Aufgrund der begrenzten Abmessung von Zinkkesseln für die HT-Verzinkung spielen diese für Brückenträger keine Rolle. Hochsiliziumstähle bilden im Bauwesen zwar nur einen geringen Marktanteil ab, können aber insbesondere bei Blecherzeugnissen bezogen werden. Baustähle mit Festigkeitsklassen oberhalb einer Stahlgüte von S355 weisen häufig einen höheren Si-Gehalt als die Baustähle der geringeren Festigkeitsklassen auf. Der höhere Si-Gehalt verbessert die Schweißeignung dieser höherfesten Stähle. Mithilfe des Versuchsprogramms nach DIN EN 1090-2, Anhang G [13] können hier auch nutzbare Haftreibungszahlen für diese Reibflächenpaarung ermittelt werden. Eine Nachbearbeitung der Reibflächen wird vermutlich nicht notwendig sein.

In allen Fällen sollte die Walzhaut des Grundmaterials vor der Feuerverzinkung entfernt werden, dies kann durch Strahlen erfolgen. Den geringsten Aufwand zur Entfernung mittels Strahlen bieten hier Bandstrahl- oder Schleuderradanlagen. Das in diesen Anlange üblicherweise verwendete runde Strahlmittel reicht für die Entfernung der Walzhaut aus. Weitere Anforderungen an die Oberfläche des Grundmaterials, neben den üblichen Anforderungen des Feuerverzinkungsbetriebes, sind nicht erforderlich.

Die Vorspannkraftverluste fallen bei feuerverzinkten GV-Verbindungen größer als bei anderen GV-Verbindungen aus. Die Zinküberzüge unter dem Schraubenkopf

und der Mutter sind hierfür maßgeblich verantwortlich. Um die Gefahr einer Unterschreitung der geforderten Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ durch Setzungen und äußere Belastungen zu reduzieren, sollten die Verbindungen ausschließlich mit dem kombinierten Verfahren nach DIN EN 1993-1-8/NA [53] bzw. DASt-Richtlinie 024 [58] vorgespannt werden. Sofern dies nicht möglich ist, sollte eine ausreichend große Reserve durch das gewählte Vorspannverfahren sichergestellt werden. Andernfalls müssen die für die Bemessung berücksichtigten Vorspannkräfte reduziert werden. Die Vorspannkraftverluste führen zu keiner Reduzierung der übertragbaren Gleitkräfte, da sich an den Reibflächen durch oberflächliche Veränderungen die wirkenden Haftreibungszahlen erhöhen. Aus diesem Grund sind bei einer feuerverzinkten GV-Verbindung mit senkrecht zur Schraubenachse wirkenden Beanspruchungen keine Maßnahmen zum nachträglichen Ausgleichen der Vorspannkraftverluste notwendig. Auch muss in der Bemessung keine verringerte verbleibende Vorspannkraft berücksichtigt werden. Dies gilt nicht für feuerverzinkte GV-Verbindungen, bei denen Teile der wirkenden Beanspruchungen auch parallel zur Schraubenachse wirken, da hier der Vorspannkraft weitere Aufgaben zum Lastabtrag zukommen. In allen Fällen sollte durch die verbleibende Vorspannkraft noch eine ausreichende Verpressung der Fuge, u.a. aus Gründen des Korrosionsschutzes, gewährleistet werden.

8.7 Alternatives Verfahren zur Bemessung von feuerverzinkten GV-Verbindungen im Brückenbau

8.7.1 Intention und Anwendungsbereich des Verfahrens

In den folgenden Abschnitten soll ein alternatives Bemessungsverfahren für feuerverzinkte GV-Verbindungen vorgestellt werden, welches die erarbeiteten Erkenntnisse auf der sicheren Seite liegend für die Bemessung nutzt. Gleichzeitig soll das Bemessungsverfahren die besondere Belastungssituation im Brückenbau berücksichtigen, bei der die nicht ruhende Verkehrsbelastung einen großen Einfluss auf die Einwirkung des Brückenbauwerks hat.

Die folgenden – in den vorangegangenen Untersuchungen festgestellten – Merkmale sollen hierbei berücksichtigt werden: Die Untersuchungen der Tragfähigkeit der feuerverzinkten GV-Verbindungen zeigten zwei Anteile der Tragfähigkeit. Die quasi-statische Tragfähigkeit, welche die kurzzeitige Tragfähigkeit definiert, sowie die erhöhte Kriechneigung, welche die langfristige Tragfähigkeit definiert. Insbesondere bei den für den Brückenbau erforderlichen dicken Zinkschichtdicken, ist der Einfluss der Kriechneigung deutlich. Die Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit nach einer vorherigen Beanspruchung zeigen, dass sich die Tragfähigkeit nicht reduziert. In einigen Fällen

erhöhte sich diese sogar deutlich, obwohl sich die Vorspannkräfte während der vorherigen Beanspruchung reduziert hatten. Auch die Kriechneigung erhöhte sich durch eine vorherige Beanspruchung nicht. Die Tragfähigkeit von feuerverzinkten Oberflächen mit Zinkschichtdicken über 200 µm kann also durch eine kurzzeitige und eine langfristige Tragfähigkeit definiert werden.

Erkennbar werden diese beiden Anteile der Tragfähigkeit bei der Darstellung der erzielten Haftreibungszahlen über die jeweiligen Einwirkungsdauern in den experimentellen Prüfungen (siehe Bild 8.1). Haftreibungszahlen, die in der quasi-statischen Prüfung ermittelt wurden, erfuhren in der experimentellen Prüfung eine Belastungsdauer von etwa 15 Minuten, wohingegen die erweiterten Kriechprüfungen über längere Zeiträume belastet wurden. Erkennbar ist, dass die hohen Tragfähigkeiten bei kürzeren Belastungsdauern wirksam sind, wohingegen die hohe Kriechneigung bei längeren Belastungsdauern maßgebend für die Tragfähigkeit wird. Ergänzt werden können noch erweiterte Kriechprüfungen, die nur eine kurze Zeit kein tertiäres Kriechen bzw. verzögertes Gleiten aufwiesen, ehe die Kriechneigung die Verformungen vergrößerte. Hierdurch zeigt sich, dass sich die reduzierende Auswirkung der Kriechneigung auf die Tragfähigkeit über die Belastungsdauer gut erkennen lässt. Vereinfacht lässt sich dieser Zusammenhang über eine kurzzeitige und eine langfristige Tragfähigkeit abbilden.

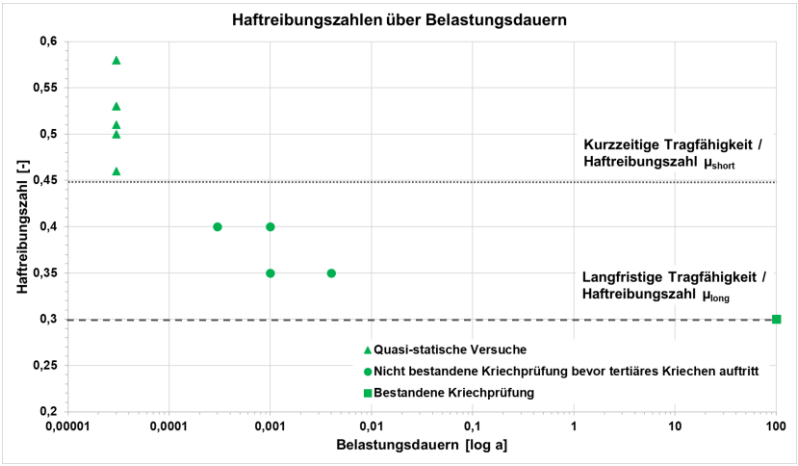


Bild 8.1: Erzielte Haftreibungszahlen bei unterschiedlichen Belastungsdauern von Reibflächen von NT-verzinktem Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche und ASI-Beschichtung ohne Vorbelastung

Ein ähnliches Materialverhalten findet sich auch im Holzbau. Holzwerkstoffe können ein viskoplastisches Verhalten aufweisen und zeigen neben einer Kriechneigung auch eine Reduktion der Materialfestigkeit unter lange anhaltenden Beanspruchungen. Im Ingenieurholzbau wird diese Eigenschaft berücksichtigt, indem die Widerstandswerte der Holzbauteile mithilfe von Beiwerten modifiziert werden. Die Größe des Modifikationsbeiwerts bzw. der Reduktion der Materialfestigkeit hängt hierbei von der Lasteinwirkungsdauer ab: Kurzzeitige Einwirkungen sorgen für eine geringere Reduktion, wohingegen langfristige Einwirkungen größere Reduktionen bedeuten. Ausgangswert für die Reduktion ist hierbei immer die Kurzzeitfestigkeit. [107]

Einen ähnlichen Ansatz verfolgt das vorgestellte alternative Verfahren. Wie auch im Holzbau soll sich das zeitabhängige Verhalten in den Widerstandswerten bei der Bemessung wiederfinden. Das aktuelle Vorgehen bei der Ermittlung von Haftreibungszahlen nach DIN EN 1090-2, Anhang G [13] und Bemessung einer GV-Verbindung nach DIN EN 1993-1-8 [18] sieht vor, dass die Haftreibungszahl bei Oberflächenkonfigurationen mit erhöhter Kriechneigung, durch erweiterte Kriechprüfungen bestimmt wird. Damit limitiert die Kriechneigung die Tragfähigkeit der GV-Verbindung. Das alternative Bemessungsverfahren versucht sowohl die kurzzeitige quasi-statische Tragfähigkeit als auch die durch die Kriechneigung bestimmte langfristige Tragfähigkeit zu berücksichtigen. Hierfür werden Anpassungen für die Ermittlung der Haftreibungszahlen nach DIN EN 1090-2, Anhang G [13] und die Bemessung nach DIN EN 1993-1-8 [18] vorgeschlagen. Der Lock-Up Effekt ermöglicht die Nutzung der kurzzeitigen und langfristigen Tragfähigkeit über die Lebensdauer des Brückenbauwerks. Auftretende Vorspannkraftverluste werden durch ihn ausgeglichen. Gegenüber dem Ansatz im Holzbau sollen allerdings zwei unterschiedliche Kennwerte für die Definition des jeweiligen Widerstandes ermittelt werden. Dies soll durch zwei separate Haftreibungszahlen geschehen, welche zur Ermittlung des kurzzeitigen oder langfristigen Gleitwiderstandes genutzt werden sollen.

Der kurzzeitige Gleitwiderstand ohne Berücksichtigung der Kriechneigung soll der Einwirkung aus dem Grenzzustand der Tragfähigkeit gegenübergestellt werden. Die Einwirkung tritt nur selten und zeitlich begrenzt in der Lebensdauer des Bauwerks auf. Insbesondere die Einwirkung aus Verkehr hat einen großen Anteil an der gesamten Belastung auf Brücken und tritt mit ihrer vollen Belastungsgröße nur zeitlich begrenzt auf. Sofern nicht ausgeschlossen werden kann, dass die volle Einwirkung im Grenzzustand der Tragfähigkeit auch über längere Zeiträume auf das Tragwerk einwirkt, kann der kurzzeitige Gleitwiderstand ohne Berücksichtigung der Kriechneigung nicht angesetzt werden. Der langfristige Gleitwiderstand mit Berücksichtigung der Kriechneigung soll der Einwirkung aus dem Grenzzustand der

Gebrauchstauglichkeit gegenübergestellt werden. Diese Einwirkung kann langfristig auf die Verbindung einwirken, weshalb bei der Bemessung die zeitabhängigen Effekte des Kriechens Beachtung finden müssen.

Mithilfe des alternativen Bemessungsverfahrens soll erreicht werden, dass die besonderen Aspekte der Tragfähigkeit von feuerverzinkten GV-Verbindungen mit Zinkschichtdicken über 200 µm entsprechend ihrer Ausprägung und ihres Anwendungsfalls berücksichtigt werden können. Voraussetzung ist, dass der Lock-Up Effekt und die einwirkenden Belastungen eine Nutzung der kurzzeitigen Tragfähigkeit möglich machen.

8.7.2 Angepasstes Vorgehen zur Ermittlung von Haftreibungszahlen

Im folgenden Abschnitt soll das alternative Vorgehen zur Ermittlung von Haftreibungszahlen in Anlehnung an das aktuelle Verfahren nach DIN EN 1090-2, Anhang G [13] vorgestellt werden. Das aktuelle Verfahren zur Ermittlung von Haftreibungszahlen wurde in Abschnitt 2.3.4 erläutert.

Da mithilfe des alternativen Bemessungsverfahrens zwischen der quasi-statischen Tragfähigkeit und der langfristigen Tragfähigkeit unter Berücksichtigung der Kriechneigung unterschieden werden soll, muss auch das Verfahren zur Ermittlung der Haftreibungszahlen angepasst werden.

Beim hier vorgestellten alternativen Verfahren zur Ermittlung der Haftreibungszahlen gelten die unter DIN EN 1090-2, G.1 bis G.3 aufgeführten Vorgaben ebenfalls.

Für das Prüfverfahren werden die folgenden Anpassungen gemacht:

Zuerst wird die quasi-statische Haftreibungszahl bestimmt. Hierfür sollen fünf Prüfkörper nach den geltenden Vorgaben der Geschwindigkeit und Prüfdauer geprüft werden. Ziel ist es zehn Ergebnisse für die Gleitkraft (vgl. Bild 2.12) zu erhalten. Der im aktuellen Verfahren vorgeschriebene Kriechversuch ist optional, und nicht in den zehn Prüfkörpern enthalten. Dieser kann durchgeführt werden, wenn die Kriechneigung der Oberflächenkonfiguration unbekannt ist. Die Streuung der zehn Ergebnisse der Gleitkraft wird überprüft, in dem die Standartabweichung s_{Fs} mit dem Mittelwert der Gleitkraft F_{Sm} verglichen wird. Sofern die Standartabweichung größer als 8 % des Mittelwertes ist, müssen weitere Versuche durchgeführt werden. Die insgesamt erforderliche Versuchsanzahl n wird in diesem Fall mit der folgenden Formel ermittelt:

$$n > (s_{Fs}/3{,}5)^2$$

Anschließend werden nach dem in DIN EN 1090-2, G.6 vorgegeben Verfahren zuerst die Einzelwerte der Haftreibungszahlen μ_i sowie der Mittelwert μ_m und die

Standartabweichung s_μ bestimmt. Mithilfe der ermittelten Werte wird der charakteristische Wert der Haftreibungszahl μ_{short} als der 5 %-Quantilwert bei einem Vertrauensbereich von 75 % bestimmt.

Zusätzlich wird eine zweite Haftreibungszahl bestimmt, welche die langfristige Tragfähigkeit unter Berücksichtigung der Kriechneigung festlegen soll. Hierzu werden mindestens drei erweiterte Kriechprüfungen durchgeführt. Die Durchführung und Auswertung der Kriechprüfungen weicht hierbei nicht von DIN EN 1090-2, G.5 ab. Als Ergebnis der erweiterten Kriechprüfungen wird die Haftreibungszahl μ_{long} bestimmt.

Abschließend soll mithilfe der in den erweiterten Kriechprüfungen verwendeten Prüfkörpern überprüft werden, ob die Belastung der erweiterten Kriechprüfung eine negative Auswirkung auf die quasi-statische Tragfähigkeit hat. Hierfür sollen die Prüfkörper der bestandenen erweiterten Kriechprüfung im Anschluss noch einer quasi-statischen Prüfung unterzogen werden. Der Prüfkörper soll nach Abschluss der erweiterten Kriechprüfung entlastet werden, ehe er der quasi-statischen Prüfung unterzogen wird. Die Verbindungen der Prüfkörper sollen in dem Zustand verbleiben, der nach Abschluss der Prüfungen vorlag. Die Schrauben sollen weder gelöst, noch nachgespannt werden. Verschiebungen, die nach der erweiterten Kriechprüfung zurückblieben, sind bei der anschließenden quasi-statischen Prüfung nicht zu berücksichtigen. Das zulässige Gleitmaß von 0,15 mm ist um die verbleibenden Verschiebungen der erweiterten Kriechprüfung zu vergrößern. Die erzielten Gleitlasten $F_{Si,long}$ an den nachträglich geprüften Prüfkörpern müssen größer sein als $F_{S,min}$. $F_{S,min}$ wird nach der folgenden Formel berechnet:

$$F_{Si,long} \geq F_{S,min} = F_{Sm} - s_{FS}$$

Die Überprüfung der Ergebnisse der erzielten Gleitlasten im Anschluss an die erweiterte Kriechprüfung dient dazu, auszuschließen, dass sich bei der untersuchten Oberflächenkonfiguration eine Reduktion der Gleitlasten durch die Vorbelastung einstellt. Die Überprüfung wird mit den Werten der Gleitlasten durchgeführt, da die aufgetretenen Vorspannkraftverluste nicht berücksichtigt werden sollen. Sofern das Kriterium nicht eingehalt ist, kann auf der sicheren Seite liegend eine Aufteilung in μ_{short} und μ_{long} nicht vorgenommen werden. In diesem Fall kann nach dem aktuellen Vorgehen nach DIN EN 1090-2, Anhang G, der für μ_{long} ermittelte Wert als Nennwert der Haftreibungszahl μ genutzt werden.

Mithilfe des dargestellten Vorgehens lassen sich zwei getrennte Haftreibungszahlen μ_{short} und μ_{long} ermitteln. Diese können sowohl die quasi-statische Tragfähigkeit als auch die langfristige Tragfähigkeit unter Berücksichtigung der Kriechneigung erfassen. Außerdem wird mithilfe des

Vorgehens geprüft, ob auf der sicheren Seite liegend eine Nutzung beider Haftreibungszahlen möglich ist. Sofern diese Prüfung ergibt, dass dies nicht möglich ist, kann ohne weitere Versuche auf das aktuelle Verfahren nach DIN EN 1090-2, Anhang G [13] umgeschwenkt werden.

Nach dem bisherigen Verfahren zur Ermittlung von Haftreibungszahlen nach DIN EN 1090-2, Anhang G [13], erfahren Oberflächenkonfigurationen mit deutlich erhöhter Kriechneigung eine deutliche Reduktion der nutzbaren Haftreibungszahl. Dies kommt insbesondere bei feuerverzinkten GV-Verbindungen mit hohen Zinkschichtdicken zum Tragen. Das dargestellte Verfahren kann durch die Ermittlung von zwei Haftreibungszahlen die unterschiedlichen Anteile der Tragfähigkeit beschreiben und diese Nachteile des aktuellen Verfahrens etwas ausgleichen. Um die Nutzung der beiden Haftreibungszahlen bemessungstechnisch zu ermöglichen, wäre eine Anpassung des Bemessungsverfahren notwendig. Ein Vorschlag hierfür wird im folgenden Abschnitt dargestellt.

8.7.3 Angepasstes Verfahren zur Bemessung

Im folgenden Abschnitt soll das alternative Vorgehen zur Bemessung von Scherverbindungen mit gleitfest vorgespannten Schrauben in Anlehnung an das aktuelle Bemessungsverfahren nach DIN EN 1993-1-8 [18] dargestellt werden. Das aktuelle Bemessungsverfahren wurde in Abschnitt 2.3.2 erläutert.

Das aktuelle Bemessungsverfahren unterscheidet bei den GV-Verbindungen zwischen der Kategorie B und Kategorie C. In der Kategorie B wird die Verbindung gegen Gleiten im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit bemessen, in der Kategorie C gegen Gleiten im Grenzzustand der Tragfähigkeit. Diese Trennung entsprechend der Kategorie der Verbindung soll auch im alternativen Bemessungsverfahren beibehalten werden.

In der Kategorie B soll die Verbindung im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit bemessen werden, sodass kein Gleiten auftritt. Da die auf die Verbindung einwirkende Belastung auch über längere Zeiträume auftreten kann, ist für die Bemessung die Haftreibungszahl μ_{long} zu verwenden. Die Bemessungsformel für den Gleitwiderstand $F_{s,Rd,long}$ stellt sich dann wie folgt dar:

$$F_{s,Rd,long} = \frac{k_s * n * \mu_{long}}{\gamma_{m3,ser}} * F_{p,C}$$

Mit: k_s: Beiwert zur Berücksichtigung der Lochgeometrie nach DIN EN 1993-1-8, Tabelle 3.6 [18]

n: Anzahl der Kontaktfugen

μ_{long}: Langfristiger Reibbeiwert unter Berücksichtigung der Kriechneigung

$\gamma_{m3,ser}$: Teilsicherheitsbeiwert nach DIN EN 1993-1-1 [52]

$F_{p,C}$: Vorspannkraft der Schrauben

Der Gleitwiderstand $F_{s,Rd,long}$ soll gegen eine Einwirkung im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit bemessen werden. Nach DIN EN 1990 [108] stehen unterschiedliche Kombinationen für die Ermittlung der Einwirkung zur Verfügung. Die Haftreibungszahl μ_{long} wird durch die Größe der Kriechneigung bzw. durch die Begrenzung der Kriechverformungen über die Nutzungsdauer einer Reibflächenpaarung bestimmt. Übermäßige Verformungen in der zu bemessenden Verbindung würden die Verformungen im gesamten Tragwerk erhöhen. Für die Begrenzung von Verformungen in Straßenbrücken wird nach DIN EN 1990, A2.4.2, Anmerkung 1 [108] die Verwendung der häufigen Kombination im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit empfohlen. In dieser würde die Verkehrsbelastung als Leiteinwirkung mit Werten zwischen 75 % und 40 % ihres charakteristischen Wertes berücksichtigt werden.

In der Kategorie C soll die Verbindung im Grenzzustand der Tragfähigkeit bemessen werden, sodass kein Versagen durch Gleiten auftritt. Trotzdem müssen auch die Kriechverformungen, die unter dauerhaft wirkenden Lasten auftreten, begrenzt werden. Daher sollen zwei Nachweise geführt werden. Die im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit ermittelte Einwirkung, soll dem Widerstandswert unter Berücksichtigung der Kriechneigung $F_{s,Rd,long}$ entgegengestellt werden. Dieser entspricht dem in der Kategorie B zu ermittelnden Gleitwiderstand. Außerdem wird die im Grenzzustand der Tragfähigkeit ermittelte Einwirkung dem kurzzeitigen Widerstandswert $F_{s,Rd,short}$ entgegengestellt. Für die Ermittlung des Gleitwiderstandes wird die kurzzeitige Haftreibungszahl μ_{short} verwendet. Der so ermittelte Widerstand wird auf 90 % reduziert, um der möglichen – aber kurzen – Dauer der Einwirkung auf der sicheren Seite liegend gerecht zu werden. Hierdurch wird ein möglicher Einfluss des zeitabhängigen Verhaltens der feuerverzinkten Reibflächen auf den kurzzeitigen Gleitwiderstand berücksichtigt.

Die Bemessungsformeln für die Widerstände stellen sich wie folgt dar:

$$F_{s,Rd,long} = \frac{k_s * n * \mu_{long}}{\gamma_{m3,ser}} * F_{p,C}$$

und

$$F_{s,Rd,short} = \frac{0{,}9 * k_s * n * \mu_{short}}{\gamma_{m3}} * F_{p,C}$$

Mit:

k_s:	Beiwert zur Berücksichtigung der Lochgeometrie nach DIN EN 1993-1-8, Tabelle 3.6 [18]
n:	Anzahl der Kontaktfugen
μ_{long}:	Langfristiger Reibbeiwert unter Berücksichtigung der Kriechneigung
μ_{short}:	Kurzzeitiger Reibbeiwert ohne Berücksichtigung der Kriechneigung
γ_{m3} / $\gamma_{m3,ser}$:	Teilsicherheitsbeiwert nach DIN EN 1993-1-1 [52]
$F_{p,C}$:	Vorspannkraft der Schrauben

Bei der Anwendung der Verbindung in der Kategorie C sollen die ermittelten Widerstände sowohl einer Einwirkung im Grenzzustand der Tragfähigkeit als auch einer Einwirkung im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit gegenübergestellt werden. Der kurzzeitige Widerstandswert $F_{s,Rd,short}$ soll gegen den Grenzzustand der Tragfähigkeit bemessen werden. Die so ermittelte Einwirkung stellt die maximale Beanspruchung dar, welche die GV-Verbindung über minimale Zeiträume ertragen können muss. Der Gleitwiderstand $F_{s,Rd,long}$ soll der Einwirkung im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit gegenübergestellt werden. Wie auch beim Nachweis der GV-Verbindung in der Kategorie B soll hier die häufige Einwirkungskombination im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit verwendet werden.

Da in der Kategorie C der kurzzeitige Gleitwiderstand $F_{s,Rd,short}$ zur Bemessung herangezogen wird, ist es wichtig zu erwähnen, dass dieser nicht die maximale Belastbarkeit der Schraubenverbindung darstellt. Weiterhin wirken auch bei Überschreitung des kurzzeitigen Gleitwiderstandes die Widerstände des Abscherens $F_{v,Rd}$ und der Lochleibung $F_{b,Rd}$. Diese würden beansprucht, sofern es durch ein Gleiten der Verbindung zu einem Kontakt zwischen Schraube und Lochleibung kommen würde. Die Widerstände gegen Abscheren und Lochleibung fallen größer aus, als die Gleitwiderstände. Weiterhin kann auf der sicheren Seite liegend eine unplanmäßige Überschreitung des kurzzeitigen Gleitwiderstandes $F_{s,Rd,short}$ durch eine Überhöhung des Bauwerks berücksichtigt werden. Hierbei

würden die durch das Gleiten der Verbindung bis zum Anliegen der Schrauben entstehenden Verformungen in eine erforderliche Überhöhung umgerechnet werden. Insbesondere wenn das zu überbrückende Lichtraumprofil aus Sicherheitsgründen nicht verletzt werden darf, wie beispielsweise im Bereich des Straßenverkehrs oder der Eisenbahn, ist eine Überhöhung des Bauwerks zu empfehlen.

Weitere Vorgaben und Festlegungen hinsichtlich der Bemessung und Ausführung die in DIN EN 1993-1-8/NA [53] und DASt-Richtlinie 024 [58] getroffen werden, sollen durch das vorgeschlagene Bemessungsverfahren nicht aufgehoben werden.

Durch die Anpassung des Bemessungsverfahrens ist es möglich im Grenzzustand der Tragfähigkeit einen höheren ansetzbaren Gleitwiderstand von feuerverzinkten GV-Verbindungen unter kurzzeitiger Beanspruchung zu berücksichtigen. Trotz der Ausnutzung der quasi-statischen Tragfähigkeit über die Haftreibungszahl μ_{short} können auch die im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit auftretenden Verformungen durch die Nutzung der Haftreibungszahl μ_{long} begrenzt werden. Nachdem aktuellen Bemessungsverfahren wäre eine getrennte Betrachtung nicht möglich. Die Ausnutzung der quasi-statischen Tragfähigkeit über die Haftreibungszahl μ_{short} ist möglich, da die in dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen gezeigt haben, dass sich die Tragfähigkeiten unter verschiedenen Einwirkungen über längere Zeiträume nicht verschlechterten. Auch die aufgetretenen Vorspannkraftverluste reduzierten die erzielten Gleitlasten nicht.

Eine beispielhafte Ermittlung von Haftreibungszahlen, sowie die Ermittlung von Gleitwiderständen findet sich im Abschnitt 8.7.4.

8.7.4 Beispielhafte Ermittlung von Gleitwiderständen

Im folgenden Abschnitt wird das alternative Verfahren zur Ermittlung von Haftreibungszahlen (siehe Abschnitt 8.7.2), sowie die alternative Ermittlung von Gleitwiderständen (siehe Abschnitt 8.7.3) beispielhaft durchgeführt. Grundlage sind die in dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen für drei Oberflächenkonfigurationen. Für diese wird eine beispielhafte Bemessung von Gleitwiderständen in den Kategorien B und C durchgeführt. Als Geometrie dienen die Versuchskörper nach DIN EN 1090-2, Anhang G [13] für die Schraubengröße M20 und Schraubengüte 10.9. Die Geometrie des Versuchskörpers ist in Bild 2.11 erkennbar.

In der folgenden Tabelle sind die Ergebnisse der durchgeführten quasi-statischen Prüfungen und erweiterten Kriechprüfungen zusammengefasst. Die Einzelergebnisse finden sich in Abschnitt 5. Außerdem wurden auch die Haftreibungszahlen μ_{short} und μ_{long} ermittelt.

Tabelle 8.1: Ergebnisse der alternativen Auswertung der quasi-statischen Prüfungen und der erweiterten Kriechprüfungen

	NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche	NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche und ASI-Beschichtung	NT-verzinkter Sebistystahl als Fügepartner, gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche
μ_m	0,41	0,53	0,35
s_μ	0,019	0,041	0,012
s_μ / μ_m	4,6 %	7,7 %	3,6 %
μ_{short}	0,38	0,45	0,33
μ_{long}	0,25	0,30	0,25

Legende: μ_m**:** Mittelwert der Haftreibungszahlen μ_i; s_{Fs}**:** Standartabweichung der Haftreibungszahlen μ_i; μ_{short}**:** Kurzzeitige Haftreibungszahl nach dem alternativen Verfahren (die kurzzeitige Haftreibungszahl wurde hier exemplarisch nur an acht Versuchswerten ermittelt); μ_{short}**:** Langfristige Haftreibungszahl nach dem alternativen Verfahren

Um zu überprüfen, ob das alternative Verfahren zulässig ist, werden die Gleitlasten nach einer bestandenen Kriechprüfung ermittelt. Die Ergebnisse des Prüfschrittes sind in Tabelle 8.2 erkennbar. Für alle hier beispielhaft untersuchten Oberflächenkonfigurationen war die Prüfung eingehalten.

Tabelle 8.2: Prüfung der Zulässigkeit des alternativen Verfahrens

	NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche	NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche und ASI-Beschichtung	NT-verzinkter Sebistystahl als Fügepartner, gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche
F_{Sm}	285,5	365,9	242,5
s_{Fs}	13,2	28,3	8,6
$F_{s,min}$	272,3	337,6	233,9
$F_{Si,long}$	354,8	359,2	321,7
Versuch	Sg_14_KQ	Sa_19_KQ	SY_31_KQ
$F_{Si,long} \geq F_{sm} - s_{Fs}$	Ja	Ja	Ja
Legende: **F_{Sm}:** Mittelwert der Gleitlasten F_{Si}; **s_{Fs}:** Standartabweichung der Gleitlasten F_{Si}; **$F_{S,min}$:** Unterer Grenzwert für $F_{Si,long}$; **$F_{Si,long}$:** Minimale Gleitlast im Anschluss an eine erfolgreiche erweiterte Kriechprüfung			

Mithilfe der ermittelten Haftreibungszahlen wurden in Tabelle 8.3 die zugehörigen Gleitwiderstände ermittelt. Ebenso wurden auch die Gleitwiderstände nach dem aktuellen Verfahren ermittelt und gegenübergestellt.

Tabelle 8.3: Ermittlung von Gleitwiderständen nach dem aktuellen und dem alternativen Verfahren

Verfahren	$F_{s,Rd}$	NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche	NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche und ASI-Beschichtung	NT-verzinkter Sebistystahl als Fügepartner, gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche
Aktuelles Verfahren	Kat. B - $F_{s,Rd,ser}$	156,4 kN	187,6 kN	156,4 kN
	Kat. C - $F_{s,Rd}$	137,6 kN	165,1 kN	137,6 kN
Alternatives Verfahren	Kat. B - $F_{s,Rd,long}$	156,4 kN	187,6 kN	156,4 kN
	Kat. C - $F_{s,Rd,long}$	156,4 kN	187,6 kN	156,4 kN
	Kat. C - $F_{s,Rd,short}$	188,3 kN	222,9 kN	163,4 kN
Legende: Ermittlung der Gleitwiderstände nach den in Abschnitt 8.7.3 beschriebenen Verfahren.				

Der Vergleich der Gleitwiderstände, die nach dem aktuellen und dem alternativen Verfahren ermittelt wurden, zeigt folgende Aspekte: Der Gleitwiderstand, der im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit in Kategorie B angesetzt werden kann, ändert sich nicht. Die im alternativen Verfahren genutzte Haftreibungszahl μ_{long} entspricht der ursprünglich genutzten Haftreibungszahl μ. Die Differenz der Verfahren zeigt sich bei den Gleitwiderständen in Kategorie C bzw. im Grenzzustand der Tragfähigkeit. Der Gleitwiderstand $F_{s,Rd,long}$ des alternativen Verfahrens entspricht dem Gleitwiderstand $F_{s,Rd}$ des aktuellen Verfahrens. Allerdings ändert sich die Einwirkung, die mit dem Gleitwiderstand verglichen werden soll. Der Gleitwiderstand $F_{s,Rd,long}$ soll mit der Einwirkung aus dem Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit verglichen werden. Die Einwirkung aus dem Grenzzustand der Tragfähigkeit soll mit dem Gleitwiderstand $F_{s,Rd,short}$ verglichen werden. Diese Einwirkung würde im aktuellen Verfahren dem Gleitwiderstand $F_{s,Rd}$ gegenübergestellt. $F_{s,Rd,short}$ fällt höher als $F_{s,Rd}$ aus, da in der angesetzten Haftreibungszahl μ_{short} die Kriechneigung nicht berücksichtigt wurde. Um welches Verhältnis der Gleitwiderstand des alternativen Verfahrens für die beispielhaft untersuchten Gleitflächenpaarungen höher liegt, lässt sich in Tabelle 8.4 erkennen.

Tabelle 8.4: Vergleich der Gleitlasten des aktuellen Verfahrens mit dem alternativen Verfahren

Verhältnis	NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche	NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche und ASI-Beschichtung	NT-verzinkter Sebistystahl als Fügepartner, gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche
$F_{s,Rd,short}$ / $F_{s,Rd}$	1,37	1,35	1,19

Legende: $\mathbf{F_{s,Rd,short}}$**:** Kurzzeitiger Gleitwiderstand der Kategorie C im alternativen Verfahren der der Einwirkung im GZT gegenübergestellt wird, $\mathbf{F_{s,Rd}}$**:** Gleitwiderstand der Kategorie C im aktuellen Verfahren der der Einwirkung im GZT gegenübergestellt wird.

Abschließend werden noch die Widerstandswerte des Probekörpers für das Abscheren und die Lochleibung ermittelt. Diese bieten im Falle einer unplanmäßigen Überschreitung des kurzzeitigen Gleitwiderstandes $F_{s,Rd,short}$ zusätzliche Sicherheiten, da die Verbindung trotz des Gleitens nicht gänzlich versagen würde. Die Grenzabscherkraft $F_{v,Rd}$ und die Grenzlochleibungskraft $F_{b,Rd}$ sind in Tabelle 8.5 aufgeführt. Beide Widerstände werden mit dem maximal ermittelten kurzzeitigen Gleitwiderstand $F_{s,Rd,short}$ pro Gleitfläche verglichen. Dieser beträgt für die Reibflächenpaarung eines NT-verzinkten Sebistystahls mit gesweepter Oberfläche und ASI-Beschichtung 55,7 kN. Die ermittelten Widerstände für Abscheren und Lochleibung fallen deutlich größer aus und unterstreichen damit die zusätzlich vorhandene Sicherheit bei der unplanmäßigen Überschreitung des kurzzeitigen Gleitwiderstandes $F_{s,Rd,short}$.

Tabelle 8.5: Vergleich von Grenzabscherkraft und Grenzlochleibungskraft des Probekörpers mit dem ermittelten maximalen kurzzeitigen Gleitwiderstand

Grenzabscherkraft $F_{v,Rd}$	Grenzlochleibungskraft $F_{b,Rd}$
98,0 kN > 55,7 kN	87,3 kN > 55,7 kN

Legende: $\mathbf{F_{v,Rd}}$**:** Grenzabscherkraft einer Scherfuge mit einer Schraube der Größe M20 und der Schraubenfestigkeitsklasse 10.9 und der Lage des Gewindes in der Scherfuge; $\mathbf{F_{b,Rd}}$**:** Grenzlochleibungskraft basierend auf dem Lochbild des M20 Probekörpers unter Verwendung eines Baustahls der Güte S235

Die beispielhafte Ermittlung von Haftreibungszahlen und Gleitwiderständen für drei exemplarische feuerverzinkte Reinflächenpaarungen für den Einsatz im Brückenbau zeigt: Durch den Ansatz von getrennten Haftreibungszahlen für das kurzfristige und das langfristige Verhalten, können bei Verbindungen der

Kategorie C im Grenzzustand der Tragfähigkeit größere Gleitwiderstände realisiert werden. Die deutliche Reduktion der Haftreibungszahlen durch die Kriechneigungen der Zinküberzüge wird dadurch abgemindert. Die Kriechneigung wird aber – entsprechend ihres Einflusses auf das langfristige Verformungsverhalten – bei den Nachweisen im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit berücksichtigt. Dies betrifft Verbindungen der Kategorie B, aber auch ergänzend Verbindungen der Kategorie C. Auch bei diesen muss zusätzlich der Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit überprüft werden, um die auftretenden Verformungen zu begrenzen. In der Kategorie C bieten die Widerstände gegen Abscheren und Lochleibung eine zusätzliche Sicherheit, sofern es zu einem unplanmäßigen Gleiten der Verbindung kommen sollte.

8.8 Zusammenfassung

Die vorherigen Abschnitte fassen die gewonnenen Erkenntnisse hinsichtlich des Einsatzes von feuerverzinkten GV-Verbindungen im Brückenbau zusammen. Es werden die Erkenntnisse zum Tragverhalten ohne und mit Vorbelastung gebündelt, sowie die Einflussfaktoren auf die Tragfähigkeit aus den Zinküberzügen dargestellt. Die gewonnenen Ergebnisse werden mit den aktuellen normativen Vorgaben verglichen, um mögliche Abweichung zu den in dieser Arbeit gewonnenen Ergebnissen zu erkennen.

Anschließend werden zwei Möglichkeiten vorgestellt, um eine Anwendung von feuerverzinkten GV-Verbindungen im Brückenbau zu ermöglichen. Zuerst wird eine Anwendung unter den aktuellen normativen Vorgaben dargestellt.

Als zweite Möglichkeit wird ein alternatives Verfahren vorgestellt, welches auf die Besonderheiten von feuerverzinkten GV-Verbindungen eingeht. Mithilfe des alternativen Verfahrens ist es möglich, eine Bemessung von GV-Verbindungen der Kategorie C unter zwei Belastungssituationen durchzuführen. Eine kurzzeitige Belastung im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit wird einem kurzzeitigen Gleitwiderstand ohne Berücksichtigung der Kriechneigung gegenübergestellt. Eine langfristige oder dauerhafte Belastung im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit wird einem Gleitwiderstand gegenübergestellt, welcher die Kriechneigung berücksichtigt. Der sich einstellende Lock-Up Effekt ermöglicht, dass der kurzzeitige Gleitwiderstand über die Lebensdauer des Brückenbauwerks genutzt werden kann. Auftretende Vorspannkraftverluste führen zu keiner Reduzierung des kurzzeitigen Gleitwiderstandes. Gleiches gilt für den langfristigen Gleitwiderstand.

9 Zusammenfassung und Ausblick

9.1 Zusammenfassung

Die vorliegende Arbeit liefert einen Beitrag zur Anwendung von feuerverzinkten gleitfest vorgespannten (GV-)Verbindungen für den Brückenbau. Wie in vorherigen Arbeiten gezeigt wurde, bieten feuerverzinkte Brücken Vorteile hinsichtlich der Lebensdauer des Korrosionsschutzes und der Wirtschaftlichkeit (bspw. in [8, 12]). Aufgrund der begrenzten Abmessungen der Zinkkessel müssen Montagestöße vorgesehen werden. GV-Verbindungen sind hier eine Möglichkeit zur Ausführung dieser Montagestöße, die einige Vorteile bieten. Die Tragfähigkeit dieser GV-Verbindungen hängt zu großen Teilen von der Beschaffenheit der Oberflächen ab, welche mithilfe der Haftreibungszahl μ quantifiziert wird. Um feuerverzinkte GV-Verbindungen sicher im Brückenbau anwenden zu können, wurden die folgenden offenen Fragestellungen beantwortet:

Die quasi-statische Tragfähigkeit der feuerverzinkten GV-Verbindungen wird maßgeblich durch den Zinküberzug beeinflusst. Verschiedene Typen der Überzüge wurden untersucht, um aus der Vielzahl der sich ergebenden Haftreibungszahlen auf der sicheren Seite liegende Werte für die Praxis ermitteln zu können. Hierfür wurde auch das zeitabhängige Verhalten der Verbindungen untersucht. Dieses umfasst sowohl die Vorspannkraftverluste der Schrauben als auch die Kriechneigung der Verbindungen. Beide Aspekte erhöhen sich durch die für den Korrosionsschutz notwendige Zinkschichtdicke von 250 µm. Die erhöhte Kriechneigung führt zu reduzierten nutzbaren Haftreibungszahlen. Die in DIN EN 1090-2, Tabelle 17 [13] enthaltenen Haftreibungszahlen für feuerverzinkte Reibflächen müssen daher für den Einsatz im Brückenbau um 0,10 (Gleitklasse B: $\mu_{char} = 0{,}30$ anstelle von $\mu_{char} = 0{,}40$; Gleitklasse C: $\mu_{char} = 0{,}25$ anstelle von $\mu_{char} = 0{,}35$) reduziert werden. Grund hierfür sind die im Zinküberzug vorhandenen Reinzinkphasen. Aufgrund der erhöhten Kriechneigung der Reinzinkphase, ist in diesen Fällen die Zinkschichtdicke im Bereich der Reibflächen auf 400 µm zu begrenzen. Sofern nur Eisen-Zink-Mischphasen im Zinküberzug vorhanden sind, können auch höhere Haftreibungszahlen erzielt werden. In diesen Fällen muss die maximale Zinkschichtdicke auch nicht begrenzt werden.

Zusätzlich wurde eine Verbindung mit gemischten Reibflächenpaarungen untersucht. Eine oberflächliche Reinzinkphase wurde mit einer oberflächlichen Eisen-Zink-Mischphase kombiniert. Diese Paarung bietet sich für die Anwendung im Brückenbau besonders an, weil die Reibflächen nach der Verzinkung keiner zusätzlichen Nachbehandlung bedürfen. Durch die Abmessungen der Bauteile im Brückenbau kann diese zu einem recht hohen Aufwand führen. Die gemischten

Reibflächen erzielten nutzbare Haftreibungszahlen in der Größenordnung von $\mu_{char} = 0{,}25$.

Weiterhin wurden das Tragverhalten der feuerverzinkten GV-Verbindungen nach unterschiedlichen Vorbelastungen untersucht. Durch diese Vorbelastungen stellten sich Verluste der Vorspannkraft sowie Kriechverformungen ein. Um die Auswirkungen dieser Aspekte auf das Tragverhalten bewerten zu können, wurden im Anschluss an die Vorbelastung die quasi-statische Tragfähigkeit und das Kriechverhalten untersucht. Verbindungen, in denen Zinküberzüge mit oberflächlichen Reinzinkschichten vorlagen, zeigten erhöhte quasi-statische Tragfähigkeiten. Als Ursache hierfür konnten u.a. Verzahnungen der Reibflächen ineinander erkannt werden, die durch plastische Deformationen der Reibflächen unter Belastung entstanden. Verbindungen, in denen Zinküberzüge mit oberflächlichen Eisen-Zink Mischphasen vorlagen, zeigten gleichbleibende quasi-statische Tragfähigkeiten. Eine Erhöhung fand nicht statt, da sich in den Reibflächen keine plastischen Deformationen einstellten. Bei Untersuchungen der Kriechneigung nach unterschiedlichen Vorbelastungen konnte keine Erhöhung der Kriechneigung festgestellt werden. Die durch die Vorbelastung aufgetretenen Verluste der Vorspannkraft und Kriechverformungen sorgten für keine Verschlechterung der langfristig nutzbaren Haftreibungszahl. Eine Verbesserung der Kriechneigung konnte nur in einzelnen, ausgewählten Fällen erzielt werden. Ein nachträgliches Ausgleichen der Vorspannkraftverluste nach den Vorbelastungen zeigte keinen zusätzlichen positiven Effekt auf die quasi-statische Tragfähigkeit oder die Kriechneigung der feuerverzinkten GV-Verbindungen.

Basierend auf den durchgeführten experimentellen Untersuchungen konnten Randbedingungen und Handlungsanweisungen für den Einsatz von feuerverzinkten GV-Verbindungen im Brückenbau gegeben werden. Mit diesen ist eine sichere Anwendung möglich, sodass die notwendigen Montagestöße von feuerverzinkten Brückenbauwerken mithilfe von GV-Verbindungen ausgeführt werden können. Zusätzlich wurde ein alternatives Bemessungsverfahren vorgestellt, mit welchem im Grenzzustand der Tragfähigkeit höhere Gleitwiderstände genutzt werden können. Möglich wird dies durch eine Differenzierung zwischen einer kurzzeitigen Tragfähigkeit ohne Berücksichtigung der Kriechneigung, und der langfristigen Tragfähigkeit der Verbindung mit Berücksichtigung der Kriechneigung.

9.2 Ausblick

Neben den in dieser Arbeit behandelten Fragestellungen sind im Zuge der Bearbeitung weitere, offene Fragestellungen entstanden, deren Beantwortung eine Anwendung von feuerverzinkten GV-Verbindungen verbessern könnten.

Anhand der Untersuchungen war deutlich erkennbar, dass die oberflächlichen Eisen-Zink-Mischphasen eine höhere Tragfähigkeit als die oberflächlichen Reinzinkphasen boten. Durch eine Materialwahl oder eine geänderte Temperatur des Zinkbades ließen sich diese gezielt herstellen. Eine gezielte Materialwahl oder erhöhte Verzinkungstemperatur sind aber nicht in allen Fällen in der Praxis möglich. Um trotzdem oberflächliche Eisen-Zink-Mischphasen garantieren zu können, sind möglicherweise die folgenden Ansatzpunkte zielführend:

Das Sweepen bietet die Möglichkeit Anteile des Zinküberzuges abzutragen, ohne das Abplatzungen entstehen. Die normativen Vorgaben (siehe Abschnitt 8.5), aber auch die in dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen zeigen, dass sich nicht sicher die Reinzinkschichten bei Zinkschichtdicken von um 250 µm entfernen lassen. Eine Anpassung des Verfahrens könnte hier eine komplette Entfernung der Reinzinkschichten ermöglichen. Alternativ ist eventuell eine lokale chemische Entfernung der Reinzinkschicht möglich. In allen Fällen müsste allerdings die verbleibende Zinkschicht intakt bleiben und eine Verfahrenskontrolle gegeben sein, die keine Zerstörung der Reibflächen beinhaltet. Möglicherweise ließe sich die Wärmekapazität der im Brückenbau großen Bauteile nutzen, um oberflächliche Eisen-Zink-Mischphasen zu garantieren. In [20] durchgeführte Versuche an geschraubten Trägerstößen, ergaben sich auf Walzprofilen, aus einem Stahl im Sebistybereich, keine oberflächlichen Reinzinkschichten. Diese sind bei diesen Stählen allerdings üblich. Die Vermutung lag hier nahe, dass beim langsamen Abkühlen der Träger nach der Verzinkung, die Reaktion zwischen Eisen und Zink weiterlief. Das auf der Oberfläche des Trägers aufliegende Zink ging hier möglicherweise in Reaktion, bis die benötigte Reaktionstemperatur unterschritten wurde. Die Wärmekapazität des Trägers und das Abkühlen an der Umgebungsluft könnte hier förderlich gewesen sein. Diese Ansatzpunkte könnten Möglichkeiten sein, um oberflächliche Eisen-Zink-Mischphasen zu garantieren.

Überraschend waren die Ergebnisse, dass sich ein Ausgleichen der Vorspannkraftverluste nach einer Vorbelastung, nicht in zusätzlich erhöhten Tragfähigkeiten wiederspiegelte. Die Vermutung für dieses Ergebnis lag darin, dass durch ein Ausgleichen der Vorspannkraftverluste keine neuen Mikrokontakte erschlossen oder bestehende vergrößert werden konnten. Ob sich dies auch bei einer nachträglichen Erhöhung auf ein Niveau oberhalb der Montage-Vorspannkraft so verhalten würde, konnte leider nicht mehr untersucht werden. Hier könnten möglicherweise noch zusätzliche Mikrokontakte entstehen oder bestehende Mikrokontakte vergrößert werden.

Im Rahmen dieser Arbeit konnte nicht untersucht werden, inwiefern sich die Zinkschichtdicke oder eine nicht gestrahlte Oberfläche des Grundmaterials auf den Lock-Up Effekt auswirken. Die Topologie der Oberfläche begünstigt mit sehr großer

Wahrscheinlichkeit die lokalen Plastizierungen an den Reibflächen. Diese könnten bei geringer ausgeprägter Topologie möglicherweise auch kleiner ausfallen. Ob die Zinkschichtdicke einen Einfluss hat – insbesondere deutlich kleinere Zinkschichtdicken von unter 100 µm – würde weitere Hintergründe zur Ursache des Lock-Up Effekts beleuchten.

Darüber hinaus bestehen möglicherweise weitere Optionen, um höhere Haftreibungszahlen bei feuerverzinkten GV-Verbindungen garantieren zu können. Untersuchungen in [20] an feuerverzinkten Reibflächen mit oberflächlicher Reinzinkschicht, die einer künstlichen Bewitterung unterzogen wurden, zeigten erhöhte quasi-statische Haftreibungszahlen und verminderte Kriechneigungen. Alternativ könnte der Einsatz von reibwerterhöhenden Scheiben untersucht werden. Bei reibwerterhöhenden Scheiben handelt es sich um dünne Folien aus unterschiedlichen Materialien, die mit sehr harten Partikeln versehen werden. Diese können in den Reibflächen rund um die Schraubenlöcher eingesetzt werden, sodass sich die harten Partikel in die Reibflächen drücken. Die aus dem Maschinenbau stammenden Bauteile werden von verschiedenen Herstellern produziert und wurden in einzelnen Pilotversuchen im Maßstab des Bauwesens bereits getestet. Diese führten zu vielversprechenden Ergebnissen. Die reibwerterhöhenden Scheiben bieten die Chance mit geringerem Bearbeitungsaufwand hohe Haftreibungszahlen zu erzielen.

Zuletzt könnte das Tragverhalten von GV-Verbindungen in Gruppen mit größerer Anzahl an Schrauben anders ausfallen als bei Schraubengruppen mit geringerer Anzahl. Die Versuche an Trägerstößen in [20] zeigten, dass sich bei vergleichbaren Belastungen wie in den Kleinteilversuchen, geringere Verformungen an den Trägerstößen einstellten. Neben den abweichenden Oberflächen lag hier aber auch die Vermutung nahe, dass sich ein anderes Verhalten der Verbindungen in der Gruppe mit mehreren Schrauben ergab. Die sonst überproportional zunehmenden Verformungen bei den höchst belasteten Schrauben des Trägerstoßes, könnten möglicherweise durch die geringer belasteten Schrauben übernommen werden. Dies würde möglicherweise Reserven in geschraubten Trägerstößen mit GV-Verbindungen ermöglichen, insbesondere bei Verwendung von Oberflächenbeschichtungen mit großer Kriechneigung.

Die aufgeführten Punkte zeigen, dass im Bereich der feuerverzinkten GV-Verbindungen für den Brückenbau noch weitere Potentiale zur Optimierung bestehen. Einzelne dieser Punkte sollen bereits in zukünftigen Forschungsprojekten bearbeitet werden.

10 Literatur

[1] *DIfU - Deutsches Institut für Urbanistik:* Ersatzneubau Kommunale Straßenbrücken, Berlin Ausgabe 2013.

[2] *Gunreben, Y.-C.:* Brückenertüchtigung - Stand und Ausblick. in BASt Expertengespräch Stahlbrückenbau, Bergisch Gladbach Ausgabe 2014.

[3] *Naraniecki, H.; Marx, S.:* Zustandsentwicklung und -prognose von Eisenbahnbrücken. in 60. Forschungskolloquium des Deutsches Ausschuss für Stahlbeton in Hannover, Hannover Ausgabe 2019.

[4] ZTV-ING: Zustätzliche Technische Vertragsbedingungen und Richtlinien für Ingenieurbauten. Ausgabe Oktober 2021.

[5] *Huckshold, M.:* Anwendung der Feuerverzinkung im Brückenbau - Praxisbeispiele. *In: Kuhlmann, U.* (Hrsg.): Stahlbau-Kalender 2017 – Dauerhaftigkeit - Ingenieurtragwerke, Stahlbau-Kalender Heft 19. Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin, 2017, S. 813-828.

[6] *Shibayama, H.; Takedomi, Y.:* Galvanized Bridges in Japan – 25th International Galvanizing Conference. European General Galvanizers Assocoation EGGA Ausgabe 2018.

[7] *AGA - American Galvanizers Association:* HDG In Use - Bridge & Highway, https://galvanizeit.org/hdg-in-use/bridge-and-highway [Zugriff am: 27.12.2023].

[8] *Ungermann, D.; Rademacher, D.; Oechsner, M. et al.:* FOSTA P835 - Feuerverzinken im Stahl und Verbundbrückenbau – IGF-Nr. 351 ZBG. FOSTA - Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V., Düsseldorf Ausgabe 2014.

[9] *Oechsner, M.; Klein, M.; Kraemer, A.-K. et al.:* Bewertung von Mikrostruktureffekten der Feuerverzinkung auf die Ermüdungsfestigkeit feuerverzinkter Stahl- und Verbundbrücken – IGF-Nr. 20824 N. Gemeinschaftsausschuss Verzinken e.V., Düsseldorf Ausgabe 2024.

[10] *Lebelt, P.:* Ergebnisse des 10-Jahres-Messprogramms zur Korrosionsbelastung an Brückenstandorten in Deutschland. in GAV Forschungskolloquium 2023 in Hannover, Düsseldorf Ausgabe 2023.

[11] *Wentzek, D.:* Wirtschaftlichkeitsvergleich und konstruktive Ausbildung von feuerverzinkten Stahl-Verbundbrücken mittlerer Spannweite. Diplomarbeit. TU Dortmund, Dortmund Ausgabe 2013.

[12] *Kuhlmann, U.; Maier, P.; Ummenhofer, T. et al.:* Nachhaltigkeitsberechnung von feuerverzinkten Stahlbrücken. Brücken- und Ingenieurbau B 112, Bergisch-Gladbach Ausgabe Februar 2015.

[13] DIN EN 1090-2:2018:09 Ausführung von Stahltragwerken und Aluminiumtragwerken - Teil 2: Technische Regeln für die Ausführung von Stahltragwerken; Deutsche Fassung EN 1090-2:2018. DIN EN, Ausgabe September 2018.

[14] *Gehrke, J.; Lebelt, P.:* Korrosionsschutztechnologie für Montageschweißstöße einer feuerverzinkten Stahlbrücke. *In:* Stahlbau 86 (2017), Heft 2.

[15] *Ansorge, F.; Franz, S.; Düren-Rost, P. et al.:* Feuerverzinken als dauerhafter Korrosionsschutz für Stahlverbundbrücken – Praxisbericht zum Pilotprojekt. Brücken- und Ingenieurbau B 170, Bergisch-Gladbach Ausgabe Juli 2021.

[16] *Rademacher, D.:* Zur sicheren Anwendung feuerverzinkter Bauteile im Stahl- und Verbundbrückenbau. Dortmund, Technische Universität Dortmund, Dissertation, 2017.

[17] *Stranghöner, N.; Schiborr, M.; Glienke, R. et al.:* Gleitfeste Verbindungen nach Eurocode 3 und DIN EN 1090-2. *In:* Stahlbau 82 (2013), Heft 10, S. 750-761. https://doi.org/10.1002/stab.201310098.

[18] 1993-1-8: DIN EN 1993-1-8:2010-12 Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-8: Bemessung von Anschlüssen; Deutsche Fassung EN 1993-1-8:2005 + AC:2009. DIN EN, Ausgabe Dezember 2010.

[19] *Schmidt, H.; Korth, J.-D.; Machura, G. et al. (Hrsg.):* Ausführung von Stahlbauten – Kommentare zu DIN EN 1090-2 und DIN EN 1090-4. Deutsches Institut für Normung; Beuth Verlag; Wilhelm Ernst & Sohn, Beuth-Kommentar, Beuth; Ernst & Sohn, Berlin, 2019.

[20] *Ungermann, D.; Grote, J.; Oechsner, M. et al.:* Geschraubte, gleitfest vorgespannte Verbindungen an feuerverzinkten Brückenbauteilen unter zyklischen Beanspruchungen – Bericht Nr. 172 des Gemeinschaftsausschuss Verzinken e.V. - IGF-Nr. 19444 N. Gemeinschaftsausschuss Verzinken e.V., Düsseldorf Ausgabe 2021.

[21] *Weißbach, W.; Dahms, M.; Jaroschek, C.:* Werkstoffe und ihre Anwendungen – Metalle, Kunststoffe und mehr, Lehrbuch, Springer Vieweg, Wiesbaden, 2018.

[22] 12944-2: DIN EN ISO 12944-2:2017: Beschichtungsstoffe – Korrosionsschutz von Stahlbauten durch Beschichtungssysteme – Teil 2: Einteilung der Umgebungsbedingungen. DIN EN ISO, Ausgabe April 2018.

[23] 1461: DIN EN ISO 1461:2009 Durch Feuerverzinken auf Stahl aufgebrachte Zinküberzüge (Stückverzinken) - Anfordeerungen und Prüfungen. DIN EN ISO, Ausgabe 2009.

[24] *Deutscher Ausschuss für Stahlbau:* Feuerverzinken von tragenden Stahlbauteilen. Deutscher Ausschuss für Stahlbau, DASt-Richtlinie Heft 22, Stahlbau Verl.- u. Service-GmbH, Düsseldorf, 2016.

[25] *Institut Feuerverzinken GmbH:* Arbeitsblätter Feuerverzinken - A.2 Verfahrensablauf beim Feuerverzinken nach DIN EN ISO 1461. Institut Feuerverzinken GmbH, Düsseldorf Ausgabe 2022.

[26] *Peißker, P.; Huckshold, M.; Maaß, P. (Hrsg.):* Handbuch Feuerverzinken. Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA, Weinheim, 2016.

[27] 14713-2: DIN EN ISO 14713-2:2020 Zinküberzüge – Leitfäden und Empfehlungen zum Schutz von Eisen- und Stahlkonstruktionen vor Korrosion – Teil 2: Feuerverzinken. DIN EN ISO, Ausgabe Mai 2020.

[28] *Thiele, M.:* Die Schichtbildung beim Feuerverzinken und die Eigenschaften der Überzüge. Freiberg, Technische Universität Bergakademie Freiberg, Dissertation, 2010.

[29] *Taleb, A.; Labaïz, M.; Iost, A. et al.:* Tribological behaviour of a continuous hot dip galvanized steel. *In:* Materials Research Express 6 (2019), Heft 2, S. 26579. https://doi.org/10.1088/2053-1591/aaf2a8.

[30] DIN EN 1993-1-9:2010-12 Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-9: Ermüdung; Deutsche Fassung EN 1993-1-9:2005 + AC:2009. DIN EN, Ausgabe Dezember 2010.

[31] *Valtinat, G.; Albrecht, F.; Dangelmaier, P.:* Betriebsfestigkeit von stählernen gleitfest vorgespannten Verbindungen von feuerverzinkten Bauteilen mit gestanzten Löchern und hochfesten vorgespannten Schrauben – IGF-Nr. 12547 N. GAV - Gemeinschaftsausschuss Verzinken e.V., Düsseldorf Ausgabe 2003.

[32] *Simonsen, F.:* Der Einfluss von zinkbasierten Korrosionsschutzsystemen auf die zyklische Beanspruchbarkeit von Bauteilen aus Stahl. Darmstadt, Technische Universität Darmstadt, Dissertation, 2017.

[33] *Kraemer, A.-K.:* Untersuchungen zu den Auswirkungen einer Feuerverzinkung auf die Ermüdungsfestigkeit von Bauteilen aus Stahl. Darmstadt, Technische Universität Darmstadt, Dissertation, 2023.

[34] *Ferraz, G.; Rossi, B.:* On the fatigue behaviour of hot dip galvanized structural steel details. *In:* Engineering Failure Analysis 118 (2020), S. 104834. https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2020.104834.

[35] *Maljaars, J.; Euler, M.:* Fatigue S-N curves of bolts and bolted connections for application in civil engineering structures. *In:* International Journal of Fatigue 151 (2021), S. 106355. https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2021.106355.

[36] *CEN/TC 250/SC 3:* prEN 1993-1-9:2021 Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-9: Ermüdung. prEN 1993-1-9:2021. CEN/TC 250/SC 3, Berlin.

[37] *Wirtschaftvereinigung Stahl:* Fakten zur Stahlindustrie in Deutschland 2021, Berlin Ausgabe Dezember 2021.

[38] *Institut Feuerverzinken GmbH:* Die deutsche Stückverzinkungsindustrie 2020, https://www.feuerverzinken.com/ueber-uns/zahlen-fakten [Zugriff am: 04.06.2022].

[39] *Mensinger, M.; Oberhaidinger, F.; Fischer, O. et al.:* Neuartiger Vergussstoß mit ultrahochfestem, faserverstärktem Beton für feuerverzinkte integrale Rahmenbrücken in Verbundbauweise – Bericht Nr. 174 des Gemeinschaftsausschuss Verzinken e.V. - IGF-Nr. 20312 N. Gemeinschaftsausschuss Verzinken e.V., Düsseldorf Ausgabe 2023.

[40] *Feldmann, M.; Kühne, R.; Ungermann, D. et al.:* FOSTA P1042 - Ermüdungsfestigkeit feuerverzinkter Verbunddübelleisten im Verbundbrückenbau – IGF-Nr. 18624 N. FOSTA - Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V., Düsseldorf Ausgabe 2020.

[41] *Holtkamp, S.:* Zum Einfluss einer Feuerverzinkung auf die Ermüdungsfestigkeit von Verbunddübelleisten im Verbundbrückenbau. Dortmund, Technische Universität Dortmund, Dissertation, 2022.

[42] *Ungermann, D.; Brune, B.; Diener, M. et al.:* FOSTA P1574 - Modulare Dehnfugen-Konstruktionen für Straßenbrücken. FOSTA - Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V., Düsseldorf Ausgabe voraussichtlich 2026.

[43] *Ungermann, D.; Brune, B.; Diener, M.:* Langlebigere, modulare Dehnfugen-Konstruktionen für Straßenbrücken – 24. DASt-Forschungskolloquium, Düsseldorf Ausgabe 2024.

[44] *Zinke, T.:* Nachhaltigkeit von Infrastrukturbauwerken – Ganzheitliche Bewertung von Autobahnbrücken unter besonderer Berücksichtigung

externer Effekte. Karlsruhe, Karlsruher Institut für Technologie, Dissertation, 2016.

[45] *Dehm, J.:* 160-m-Fachwerkturm für eine Windenergieanlage – Die höchste Windenergieanlage der Welt. *In:* Stahlbau 76 (2007), Heft 4, S. 213-221. https://doi.org/10.1002/stab.200710024.

[46] *Gehrke, J.; Lebelt, P.:* Fachgerechter Korrosionsschutz für Türme und Maste aus Stahl. *In:* Stahlbau 84 (2015), Heft 12, S. 1023-1029. https://doi.org/10.1002/stab.201510345.

[47] *Sedlacek, G.; Kammel, C.:* FOSTA P409 - Dauerverhalten von GV-Verbindungen bei verzinkten Konstruktionen im Freileitungs- Mast- und Kaminbau. FOSTA - Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V., Düsseldorf Ausgabe 2001.

[48] 15773: DIN EN 15773:2018: Industrielle Pulverbeschichtung von feuerverzinkten und sheradisierten Stahlartikeln [Duplex-Systeme] - Spezifikationen, Empfehlungen und Leitlinien. DIN EN, Ausgabe März 2018.

[49] *Institut Feuerverzinken GmbH:* Duplex-Systeme: Feuerverzinken plus Beschichten. Institut Feuerverzinken GmbH, Düsseldorf Ausgabe 2022.

[50] *Kindmann, R.; Stracke, M.:* Verbindungen im Stahl- und Verbundbau – Jetzt nach EUROCODE, BiP - Bauingenieur-Praxis, Ernst, Berlin, 2012.

[51] *Petersen, C.:* Stahlbau. Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden, 2013.

[52] 1993-1-1: DIN EN 1993-1-1:2010-12 Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau; Deutsche Fassung EN 1993-1-1:2005 + AC:2009. DIN EN, Ausgabe Dezember 2010.

[53] 1993-1-8/NA: DIN EN 1993-1-8/NA:2010-12 Nationaler anhang - National festgelegte Parameter - Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-8: Bemessung von Anschlüssen; Deutsche Fassung EN 1993-1-8:2005 + AC:2009. DIN EN, Ausgabe Dezember 2010.

[54] 14399-1: DIN EN 14399-1:2015: Hochfeste vorspannbare Garnituren für Schraubverbindungen im Metallbau - Teil 1: Allgemeine Anforderungen. DIN EN, Ausgabe April 2015.

[55] 14399-4: DIN EN 14399-4:2015: Hochfeste vorspannbare Garnituren für Schraubverbindungen im Metallbau - Teil 4: System HV - Garnituren aus Sechskantschrauben und -muttern. DIN EN, Ausgabe April 2015.

[56] 14399-3: DIN EN 14399-3:2015: Hochfeste vorspannbare Garnituren für Schraubverbindungen im Metallbau - Teil 3: System HR - Garnituren aus Sechskantschrauben und -muttern. DIN EN, Ausgabe April 2015.

[57] 14399-10: DIN EN 14399-10:2009: Hochfeste vorspannbare Garnituren für Schraubverbindungen im Metallbau - Teil 10: System HRC - Garnituren aus Sechskantschrauben und -muttern mit kalibrierter Vorspannung. DIN EN, Ausgabe März 2009.

[58] *Deutscher Ausschuss für Stahlbau:* Anziehen von geschraubten Verbindungen der Abmessungen M12 und M36. Deutscher Ausschuss für Stahlbau, DASt-Richtlinie Heft 24, Stahlbau Verl.- u. Service-GmbH, Düsseldorf, 2019.

[59] *Stranghöner, N.; Makevicius, L.; Flügge, W. et al.:* FOSTA P1091 - Entwicklung eines Konzeptes zur Erfassung von Vorspannkraftverlusten in vorgespannten Schraubverbindungen unter Ermüdungsbeanspruchung – IGF-Nr. 18711 BG. FOSTA - Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V., Düsseldorf Ausgabe 2019.

[60] 2230: VDI 2230 Blatt 1 (2015-11) - Systematische Berechnung hochbeanspruchter Schraubenverbindungen. VDI, Ausgabe November 2015.

[61] *Kloos, K.-H.; Thomala, W.:* Schraubenverbindungen – Grundlagen, Berechnung, Eigenschaften, Handhabung. Springer, Berlin, 2007.

[62] *Hasselmann, U.; Valtinat, G.:* Geschraubte Verbindungen. *In: Kuhlmann, U.* (Hrsg.): Stahlbau-Kalender 2002, Stahlbau-Kalender Heft 4. Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin, 2002, S. 343-421.

[63] *Valtinat, G.; Albrecht, F.; Dangelmaier, P.:* Gleitfeste Verbindungen mit feuerverzinkten Stahlteilen und reibfesten Beschichtungen oder anderen reibwerterhöhenden MAßnahmen – Bericht Nr. 122 des Gemeinschaftsausschuss Verzinken e.V., Düsseldorf Ausgabe 1993.

[64] *Kulak, G.L.; Fisher, J.W.; Struik, J.H.A.:* Guide to design criteria for bolted and riveted joints. Wiley, New York, 1987.

[65] *Popov, V.L.:* Kontaktmechanik und Reibung – Von der Nanotribologie bis zur Erdbebendynamik. Springer Vieweg, Berlin, 2015.

[66] *Gesellschaft für Tribologie e.V.:* GfT Arbeitsblatt 7 - Tribologie – Verschleiß, Reibung - Definitionen, Begriffe, Prüfung, Jülich Ausgabe 2002.

[67] *Czichos, H.; Habig, K.-H. (Hrsg.):* Tribologie-Handbuch – Tribometrie, Tribomaterialien, Tribotechnik. Springer Fachmedien Wiesbaden. Springer Vieweg, Wiesbaden, 2020.

[68] *Leidlich, E.; Gräfensteiner, M.:* Gecko TP I - Analyse und Sythese charakterisierender Kennwerte zur funktionsgerechten Gestaltung von Wirkflächenpaaren in reibschlüssigen verbindungen – IGF-Nr. 17229 BR/1.

FVV - Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen e.V., Frankfurt Ausgabe 2014.

[69] *Leidlich, E.; Gräfensteiner, M.; Schiefer, S. et al.:* Gecko - Gestaltung und Ermittlung charakterisierender Kennwerte von reibschlussoptimierten Oberflächen – Gesamtabschlussbericht. FVV - Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen e.V., Frankfurt Ausgabe 2014.

[70] *Groper, M.:* Microslip and macroslip in bolted joints. *In:* Experimental mechanics 25 (1985), S. 171-174.

[71] *Pougis, A.; Philippon, S.; Massion, R. et al.:* Dry friction of steel under high pressure in quasi-static conditions. *In:* Tribology International (2013), Heft 67, S. 27-35.

[72] *Etsion, I.; Levinson, O.; Halperin, G. et al.:* Experimental Investigation of the Elastic–Plastic Contact Area and Static Friction of a Sphere on Flat. *In:* Journal of Tribology 127 (2005), Heft 1, S. 47-50. https://doi.org/10.1115/1.1843834.

[73] *Stranghöner, N.; Afzali, N.; Vries, P.* de *et al.:* Optimization of the test procedure for slip factor tests according to EN 1090-2. *In:* Steel Construction 10 (2017), Heft 4, S. 267-281. https://doi.org/10.1002/stco.201710040.

[74] *Rösler, J.; Harders, H.; Bäker, M.:* Mechanisches Verhalten der Werkstoffe, Springer eBook Collection, Springer Vieweg, Wiesbaden, 2019.

[75] *Maier, H.J.; Niendorf, T.; Bürgel, R.:* Handbuch Hochtemperatur-Werkstofftechnik – Grundlagen, Werkstoffbeanspruchungen, Hochtemperaturlegierungen und -beschichtungen. Springer Fachmedien Wiesbaden. Springer Vieweg, Wiesbaden, 2019.

[76] *Gruintjes, T.J.J.; Bouwman, L.P.:* Slip factors of structural connections formed with high-strength friction grip bolts and with contact surfaces treated in various ways – ECCS No. 37 / TU Delft - Report 6-84-10. TU Delft Ausgabe 1984.

[77] *Steinhardt, O.; Möhler, K.:* Versuche zur Anwendung vorgespannter Schrauben im Stahlbau. II. Teil, Köln Ausgabe 1959.

[78] *Munse, W.H.:* Structural behaviour of hot dip galvanized bolted connections – 8th International Conference on Hot Dip Galvanizing. European General Galvanizers Assocoation EGGA Ausgabe 1967.

[79] *Laurie Kennedy, D.J.:* High Strength Bolted Galvanized Joints. *In:* Journal of the Structural Division 98 (1972), Heft 12, S. 2723-2738.

[80] *Zimmermann, W.; Rostásy, F.S.:* Der Reibbeiwert feuerverzinkter HV-Verbindungen in Abhängigkeit von der Nachbehandlung der Zinkschicht –

Bericht Nr. 71 des Gemeinschaftsausschusses Verzinken e.V. *In:* Stahlbau 44 (1975), Heft 3, S. 82-84.

[81] *Zimmermann, W.; Rostásy, F.S.:* Der Reibbeiwert belasteter und unbelasteter feuerverzinkter HV-Verbindungen in Abhängigkeit von der Zeit – Bericht Nr. 75 des Gemeinschaftsausschusses Verzinken e.V. *In:* Stahlbau 46 (1977), Heft 3, S. 91-94.

[82] *Vitelleschi, S.; Schmidt, L.C.:* Damping in Friction-Grip Bolted Joints. *In:* Journal of the Structural Division 103 (1977), Heft 7, S. 1447-1460.

[83] *Vitelleschi, S.; Schmidt, L.C.:* Influence of Cycic Loading on the Slip Factor for Friction-Grip Joints. *In:* Civil engineering transactions 103 (1978), Heft 7, S. 112-119.

[84] *Carmichael, A.J.:* The Slip Characteristics of High-Stregth Friction-Grip Bolted Connections. Technical Report 31 Ausgabe 1967.

[85] DIN 18800-7:2008-11 Stahlbauten - Teil 7: Ausführung und Herstellqulifikation. DIN, Ausgabe November 2008.

[86] *DeWolf, J.T.; Yang, J.:* Relaxation in High-Strength Bolted Connections with Galvanized Steel, Connecticut, USA Ausgabe 1998.

[87] Specification for Structual Joints Using High-Strength Bolts. Ausgabe August 2014.

[88] *Nitsche, R.; Nettingsmeier, J.; Rutkowski, T. et al.:* Numerische Berechnungen des Tragverhaltens von gleitfest-vorgespannten Schraubverbindungen unter Berücksichtigung der Adhäsion. *In:* Bauingenieur (2007), Heft 02, S. 77-84.

[89] *Raous, M.; Cangémi, L.; Cocu, M.:* A consistent model coupling adhesion, friction, and unilateral contact. *In:* Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering 177 (1999), 3-4, S. 383-399. https://doi.org/10.1016/S0045-7825(98)00389-2.

[90] *Ungermann, D.; Rademacher, D.; Peters, A. et al.:* FOSTA P1150 - Zur Verwendbarkeit von Wetterfestem Baustahl im Brückenbau. FOSTA - Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V., Düsseldorf Ausgabe 2015.

[91] *Ungermann, D.; Hatke, P.; Walther, F. et al.:* FOSTA P1200 - Innovationen zum optimalen Einsatz des wetterfesten Baustahls im Stahl- und Verbundbrückenbau – IGF-Nr. 18655 BG. FOSTA - Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V., Düsseldorf Ausgabe 2021.

[92] *Stranghöner, N.; Afzali, N.; Jungbluth, D. et al.:* SIROCO - Execution and reliability of slip resistant connections for steel structures using CS and SS –

RFSR-CT-2014-0024. RFCS - European Commission Research programm of the Research Fund for Coal and Steel, Düsseldorf Ausgabe 2018.

[93] *Stranghöner, N.; Afzali, N.; Cook, M. et al.:* Influence of the surface preparation and type of coating system on the slip factor and on the corrosion protection in case of hot dip galvanized steel – Deliverable report D4.2 - WP 4 – Task 4.2. *In: :* SIROCO - Execution and reliability of slip resistant connections for steel structures using CS and SS – RFSR-CT-2014-0024. RFCS - European Commission Research programm of the Research Fund for Coal and Steel, Düsseldorf, 2018.

[94] *Makevičius, L.:* Loss of preload in bolted connections due to typical coating systems for steel structures. Essen, Universität Duisburg-Essen, Dissertation, 2023.

[95] *Dörre, M.:* Zum Vorspannkraft-Zeit-Verhalten gleitfest vorgespannter Verbindungen im Stahlbau unter zyklischer Belastung sowie der Berücksichtigung von Umgebungseinflüssen. Rostock, Karlsruher Institut für Technologie, Dissertation, 2023.

[96] *Stranghöner, N.; Lorenz, C.; Makevičius, L. et al.:* FOSTA P1266 - Einfluss von fertigungs- und monatgebedingten Imperfektionen auf das Tragverhaltengeschraubter gleitfester Verbindungen im Stahlbau – IGF-Nr. 19749 BG. FOSTA - Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V., Düsseldorf Ausgabe 2022.

[97] *Kosky, T.; Zillinger, W.; Shahnazian, A. et al.:* Einsatz von Zwillingsträgerhilfsbrücken im Zuge einer Notmaßnahme zur Querung der BAB 40. *In:* Stahlbau 91 (2022), Heft 2, S. 72-83. https://doi.org/10.1002/stab.202100103.

[98] *Stranghöner, N.; Makevičius, L.; Werner, P. et al.:* FOSTA P1455 - Vorspannkraftverluste vorgespannter Schraubverbindungen im Stahlbau mit allseits beschichteten Oberflächen – IGF-Nr. 21196 BG. FOSTA - Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V., Düsseldorf Ausgabe 2024.

[99] *Schnasse, T.:* Entwicklung eines numerischen Modells zur Simulation von Vorspannkraftverlusten bei feuerverzinkten GV-Verbindungen. Dortmund, Technische Universität Dortmund, Masterthesis, 2019.

[100] *Wiewel, P.:* Entwicklung eines numerischen Modells zur Untersuchung von Haftreibungszahlen bei feuerverzinkten gleitfest vorgespannten Verbindungen. Dortmund, Technische Universität Dortmund, Masterthesis, 2020.

[101] *Bender, I.:* Numerische Simulation von feuerverzinkten gleitfest vorgespannten Schraubverbindungen unter zyklischer Beanspruchung am Beispiel einer integralen Stahlverbundbrücke. Dortmund, Technische Universität Dortmund, Masterthesis, 2021.

[102] 4288: DIN EN ISO 4288:1998 Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren - Regeln und Verfahren für die Beurteilung der Oberflächenbeschaffenheit. DIN EN ISO, Ausgabe 1998.

[103] 21920-2: DIN EN ISO 21920-2:2022 Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Oberflächenbeschaffenheit: Profile - Teil 2: Begriffe und Kenngrößen für die Oberflächenbeschaffenheit. DIN EN ISO, Ausgabe 2022.

[104] *Touma, G.:* Experimentelle Untersuchung zum Kriechen von gleitfest-vorgespannten Verbindungen von feuerverzinkten Stahlbauteilen zur Anwendung im Brückenbau. Dortmund, Technische Universität Dortmund, Masterthesis, 2019.

[105] catman Easy, hbm.com.

[106] BS EN 1090-2:2018 Execution of steel structures ans aluminium structures-Part 2: Technische Regeln für die Ausführung von Stahltragwerken; Deutsche Fassung EN 1090-2:2018. BS EN, Ausgabe Juni 2018.

[107] *Neuhaus, H.; Moorkamp, W.; Peterson, L. et al.:* Ingenieurholzbau. Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden, 2026.

[108] 1990: DIN EN 1990:2021-10 Eurocode 0: Grundlagen der Tragwerksplanung; Deutsche Fassung EN 1990:2002 + A1:2005 + A1:2005/AC:2010. DIN EN, Ausgabe Oktober 2021.

[109] *Csizmadia, R.:* Zum Einfluss von Rauigkeit und Härte auf die Haftreibung bei gleitfest vorgespannten Verbindungen an feuerverzinkten und wetterfesten Baustahl. Dortmund, Technische Universität Dortmund, Bachelorthesis, 2019.

Anhang

Anhang A: Durchgeführte experimentelle Untersuchungen

In den folgenden Tabellen findet sich eine Übersicht über die durchgeführten experimentellen Untersuchungen. Ein Teil der Untersuchungen wurde im Rahmen des GAV-Forschungsprojektes [20] durchgeführt. Im Rahmen dieser Arbeit wurden diese Versuche mit einer neuen Bezeichnung versehen. Bei Versuchen die [20] entnommen wurden, sind sowohl die alten als auch die neuen Bezeichnungen aufgeführt. Dies wurden ebenso bei den neu ausgewerteten Versuchen aus dem Forschungsprojekt FOSTA P1200 [91] gehandhabt. Auch sie sind in den Tabellen zu finden.

Die Bezeichnung der Versuchskörper setzt sich wie folgt zusammen:

Reibflächenpaarung - laufende Nummerierung - Vorbelastungen und Versuchstyp

Kürzel der Reibflächenpaarungen:

S: NT-verzinkter Sebistystahl

Sg: NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche

Sa: NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche

SY: NT-verzinkter Sebistystahl (250 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

S4Y: NT-verzinkter Sebistystahl (400 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

S5Y: NT-verzinkter Sebistystahl (500 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

HY: NT-verzinkter Hochsiliziumstahl gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

Ws: Wetterfester Baustahl, gestrahlt und 16 Wochen bewittert

Wa: Wetterfester Baustahl, gestrahlt und mit ASI-Beschichtung versehen

Kürzel für Vorbelastung und Versuchstyp:

R: Ruhen

n: Nachgespannt nach Ruhen oder einer erweiterten Kriechprüfung

Q: Quasi-statische Prüfung

K: Reguläre Kriechprüfung oder erweiterte Kriechprüfung

Z: Zyklischer Versuch

Experimentelle Untersuchungen mit feuerverzinkten Reibflächen

NT-verzinkter Sebistystahl

Bezeichnung	Bezeichnung in GAV-Forschungsprojekt	Durchgeführte experimentelle Untersuchung
S_01_RQ	-	Ruhen 141 Tage & quasi-statische Prüfung
S_02_RnQ	-	Ruhen 111 Tage, Nachspannen & quasi-statische Prüfung
S_03_Q	-	Quasi-statische Prüfung
S_04_KQ	-	Kriechversuch μ = 0,20, 6 Tage & quasi-statische Prüfung
S_05_ZQ	-	Zyklischer Versuch μ_o = 0,20, R = 0,1, 1,5 Mio. Zyklen & quasi-statische Prüfung
S_06_RKQ	-	Ruhen 15 Tage, Kriechversuch μ = 0,20, 13 Tage & quasi-statische Prüfung
S_07_KQ	-	Kriechversuch μ = 0,23, 8 Tage & quasi-statische Prüfung, reduzierte Vorspannkraft
S_08_Q	-	Quasi-statische Prüfung

NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche

Bezeichnung	Bezeichnung in GAV-Forschungsprojekt	Durchgeführte experimentelle Untersuchung
Sg_01_Q	21_Sweep_01	Quasi-statische Prüfung
Sg_02_Q	21_Sweep_02	Quasi-statische Prüfung
Sg_03_Q	21_Sweep_03	Quasi-statische Prüfung
Sg_04_Q	21_Sweep_04	Quasi-statische Prüfung
Sg_05_R	21_Sweep_Verluste_01	Ruhen 5 Tage
Sg_06_RnR	21_Sweep_Verluste_02	Ruhen 24 Stunden, Nachspannen & Ruhen
Sg_07_R	21_Sweep_Verluste_03	Ruhen 19 Tage nach Kombiniertem Verfahren
Sg_08_RQ	-	Ruhen 14 Tage & quasi-statische Prüfung
Sg_09_RnQ	-	Ruhen 14 Tage, Nachspannen & quasi-statische Prüfung
Sg_10_RnRQ	-	Ruhen 14 Tage, Nachspannen, Ruhen 9 Tage & quasi-statische Prüfung
Sg_11_RQ	-	Ruhen 23 Tage & quasi-statische Prüfung
Sg_12_K	21_Sweep_01_035	Erweiterte Kriechprüfung $\mu > 0,35$
Sg_13_K	21_Sweep_02_025	Erweiterte Kriechprüfung $\mu > 0,25$
Sg_14_KQ	-	Kriechprüfung $\mu = 0,25$, 3 Tage & quasi-statische Prüfung
Sg_15_Z	31_Sweep_01_035	Zyklischer Versuch $\mu_o = 0,35$, $R = 0,1$
Sg_16_Z	-	Zyklischer Versuch $\mu_o = 0,35$, $R = 0,1$
Sg_17_ZQ	-	Zyklischer Versuch $\mu_o = 0,30$, $R = 0,67$, 1,6 Mio. Zyklen & quasi-statische Prüfung
Sg_18_RnKRQ	-	Ruhen 6 Tage, Nachspannen, erweiterte Kriechprüfung, 24 Stunden, Ruhen 14 Tage & quasi-statische Prüfung

NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche

Bezeichnung	Bezeichnung in GAV-Forschungsprojekt	Durchgeführte experimentelle Untersuchung
Sa_01_Q	21_ASI_01	Quasi-statische Prüfung
Sa_02_Q	21_ASI_02	Quasi-statische Prüfung
Sa_03_Q	21_ASI_03	Quasi-statische Prüfung
Sa_04_Q	21_ASI_04	Quasi-statische Prüfung
Sa_05_R	21_ASI_Verluste_01	Ruhen 5 Tage
Sa_06_RnR	21_ASI_Verluste_02	Ruhen 24 Stunden, Nachspannen & Ruhen 43 Tage
Sa_07_R	21_ASI_Verluste_03	Ruhen 19 Tage nach Kombiniertem Verfahren
Sa_08_RQ	-	Ruhen 11 Tage & quasi-statische Prüfung
Sa_09_K	21_ASI_01_040	Erweiterte Kriechprüfung $\mu > 0,40$
Sa_10_K	21_ASI_02_030	Erweiterte Kriechprüfung $\mu > 0,30$
Sa_11_K	21_ASI_03_035	Erweiterte Kriechprüfung $\mu > 0,35$
Sa_12_ZQ	31_ASI_01_040	Zyklischer Versuch $\mu_o = 0,40$, R = 0,1, 3,2 Mio. Zyklen & quasi-statische Prüfung
Sa_13_ZQ	-	Zyklischer Versuch $\mu_o = 0,35$, R = 0,71, 580.000 Zyklen & quasi-statische Prüfung
Sa_14_ZQ	-	Zyklischer Versuch $\mu_o = 0,35$, R = 0,71 &, 34.500 Zyklen & quasi-statische Prüfung
Sa_15_ZQ	-	Zyklischer Versuch $\mu_o = 0,40$, R = 0,75, 2,3 Mio. Zyklen & quasi-statische Prüfung
Sa_16_ZQ	-	Zyklischer Versuch $\mu_o = 0,40$, R = 0,5, 2,0 Mio. Zyklen & quasi-statische Prüfung
Sa_17_KKRQ	-	Erweiterte Kriechprüfung $\mu > 0,25$, 6 Tage, $\mu > 0,35$, 6 Tage & Ruhen 79 Tage

NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche

Bezeichnung	Bezeichnung in GAV-Forschungsprojekt	Durchgeführte experimentelle Untersuchung
Sa_18_KnKRQ	-	Erweiterte Kriechprüfung $\mu > 0{,}25$, 7 Tage, nachgespannt, $\mu > 0{,}35$, 7 Tage & Ruhen 29 Tage
Sa_19_KQ	-	Kriechprüfung $\mu = 0{,}30$, 24 Stunden & quasi-statische Prüfung

NT-verzinkter Sebistystahl (250 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

Bezeichnung	Bezeichnung in GAV-Forschungsprojekt	Durchgeführte experimentelle Untersuchung
SY_01_R	21_B_Verluste_01	Ruhen 19 Tage
SY_02_RQ	-	Ruhen 7 Tage & quasi-statische Prüfung
SY_03_RQ	-	Ruhen 4 Tage & quasi-statische Prüfung
SY_04_Q	21_B_0	Quasi-statische Prüfung
SY_05_Q	-	Quasi-statische Prüfung
SY_06_Q	-	Quasi-statische Prüfung mit reduzierter Vorspannkraft
SY_07_Q	-	Quasi-statische Prüfung mit reduzierter Vorspannkraft
SY_08_Q	-	Quasi-statische Prüfung nach Kombiniertem Verfahren
SY_09_K	31_B_K2_023	Erweiterte Kriechprüfung $\mu > 0{,}23$
SY_10_K	31_B_K4_025	Erweiterte Kriechprüfung $\mu > 0{,}25$
SY_11_KQ	-	Kriechprüfung $\mu = 0{,}30$, 24 Stunden & quasi-statische Prüfung
SY_12_ZQ	31_B_20_140	Zyklischer Versuch $\mu_o = 0{,}20$, R = 0,1, 5,0 Mio. Zyklen & quasi-statische Prüfung
SY_13_ZQ	31_B_2_160	Zyklischer Versuch $\mu_o = 0{,}23$, R = 0,1, 5,0 Mio. Zyklen & quasi-statische Prüfung
SY_14_ZQ	31_B_1_175	Zyklischer Versuch $\mu_o = 0{,}25$, R = 0,1, 5,0 Mio. Zyklen & quasi-statische Prüfung
SY_15_ZQ	31_B_3_190	Zyklischer Versuch $\mu_o = 0{,}28$, R = 0,1, 5,0 Mio. Zyklen & quasi-statische Prüfung
SY_16_Z	-	Zyklischer Versuch $\mu_o = 0{,}28$, R = 0,1, 3,0 Mio. Zyklen

NT-verzinkter Sebistystahl (250 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

Bezeichnung	Bezeichnung in GAV-Forschungsprojekt	Durchgeführte experimentelle Untersuchung
SY_17_ZQ	31_B_6_220	Zyklischer Versuch μ_o = 0,32, R = 0,1, 5,0 Mio. Zyklen & quasi-statische Prüfung
SY_18_Z	-	Zyklischer Versuch μ_o = 0,32, R = 0,1, 251 Zyklen
SY_19_ZQ	-	Zyklischer Versuch μ_o = 0,30, R = 0,1, 3,0 Mio. Zyklen & quasi-statische Prüfung
SY_20_ZQ	-	Zyklischer Versuch μ_o = 0,30, R = 0,1, 6.000 Zyklen & quasi-statische Prüfung
SY_21_ZQ	-	Zyklischer Versuch μ_o = 0,30, R = 0,1, 100.000 Zyklen & quasi-statische Prüfung
SY_22_ZQ	-	Zyklischer Versuch μ_o = 0,30, R = 0,1, 400.000 Zyklen & quasi-statische Prüfung
SY_23_ZQ	-	Zyklischer Versuch μ_o = 0,30, R = 0,1, 1,2 Mio. Zyklen & quasi-statische Prüfung
SY_24_ZQ	-	Zyklischer Versuch μ_o = 0,30, R = 0,1, 3,4 Mio. Zyklen & quasi-statische Prüfung
SY_25_ZQ	31_B_4_205	Zyklischer Versuch μ_o = 0,30, R = 0,1, 4,6 Mio. Zyklen & quasi-statische Prüfung
SY_26_ZQ	-	Zyklischer Versuch μ_o = 0,20, R = -1, 900.000 Zyklen & quasi-statische Prüfung
SY_27_ZQ	-	Zyklischer Versuch μ_o = 0,30, R = 0,1, 1,0 Mio. Zyklen, reduzierte Vorspannkraft & quasi-statische Prüfung
SY_28_ZQ	-	Zyklischer Versuch μ_o = 0,30, R = 0,1, 2,6 Mio. Zyklen, reduzierte Vorspannkraft & quasi-statische Prüfung

NT-verzinkter Sebistystahl (250 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

Bezeichnung	Bezeichnung in GAV-Forschungsprojekt	Durchgeführte experimentelle Untersuchung
SY_29_ZQ	-	Zyklischer Versuch μ_o = 0,24, R = 0,1, 3,1 Mio. Zyklen, Kombiniertes Verfahren & quasi-statische Prüfung
SY_30_ZQ	-	Zyklischer Versuch μ_o = 0,32, R = 0,1, 30.000 Zyklen & quasi-statische Prüfung
SY_31_KQ	-	Kriechprüfung µ = 0,25, 4 Tage & quasi-statische Prüfung
SY_32_RKQ	-	Ruhen 7 Tage, Kriechprüfung µ = 0,25, 4 Tage & quasi-statische Prüfung
SY_33_KKRQ	-	Erweiterte Kriechprüfung µ > 0,20, 6 Tage, erweiterte Kriechprüfung µ > 0,30, 29 Tage, Ruhen 28 Tage & quasi-statische Prüfung
SY_34_KKRQ	-	Erweiterte Kriechprüfung µ > 0,20, 13 Tage, erweiterte Kriechprüfung µ > 0,30, 15 Tage, Ruhen 8 Tage & quasi-statische Prüfung
SY_35_ZQ	-	Zyklischer Versuch μ_o = 0,30, R = 0,66, 2,8 Mio. Zyklen & quasi-statische Prüfung
SY_36_ZQ	-	Zyklischer Versuch μ_o = 0,30, R = 0,83, 1,8 Mio. Zyklen & quasi-statische Prüfung

NT-verzinkter Sebistystahl (400 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

Bezeichnung	Bezeichnung in GAV-Forschungsprojekt	Durchgeführte experimentelle Untersuchung
S4Y_01_K	22_1_B_380	Erweiterte Kriechprüfung µ > 0,25

NT-verzinkter Sebistystahl (500 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

Bezeichnung	Bezeichnung in GAV-Forschungsprojekt	Durchgeführte experimentelle Untersuchung
S5Y_01_RQ	-	Ruhen 23 Tage
S5Y_02_Q	31_Bd_01	Quasi-statische Prüfung
S5Y_03_Q	31_Bd_02	Quasi-statische Prüfung
S5Y_04_K	22_1_B_480	Erweiterte Kriechprüfung µ > 0,25
S5Y_05_ZQ	31_B_7D_160	Zyklischer Versuch μ_o = 0,23, R = 0,1, 6,2 Mio. Zyklen & quasi-statische Prüfung
S5Y_06_ZQ	31_B_8D_175	Zyklischer Versuch μ_o = 0,25, R = 0,1, 5,1 Mio. Zyklen & quasi-statische Prüfung
S5Y_07_ZQ	31_B_9D_190	Zyklischer Versuch μ_o = 0,28, R = 0,1, 4,9 Mio. Zyklen & quasi-statische Prüfung
S5Y_08_ZQ	31_B_10D_205	Zyklischer Versuch μ_o = 0,30, R = 0,1, 5,2 Mio. Zyklen & quasi-statische Prüfung
S5Y_09_ZQ	31_B_11D_220	Zyklischer Versuch μ_o = 0,32, R = 0,1, 4,5 Mio. Zyklen & quasi-statische Prüfung

NT-verzinkter Hochsiliziumstahl gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

Bezeichnung	Bezeichnung in GAV-Forschungsprojekt	Durchgeführte experimentelle Untersuchung
HY_01_Q	21_3_A_01	Quasi-statische Prüfung
HY_02_Q	21_3_A_02	Quasi-statische Prüfung
HY_03_Q	21_3_A_03	Quasi-statische Prüfung
HY_04_Q	21_3_A_04	Quasi-statische Prüfung
HY_05_Q	21_3_B_01	Quasi-statische Prüfung
HY_06_Q	21_3_B_02	Quasi-statische Prüfung
HY_07_Q	21_3_B_03	Quasi-statische Prüfung
HY_08_Q	21_3_B_04	Quasi-statische Prüfung
HY_09_K	21_3_A_05	Kriechprüfung $\mu = 0{,}31$
HY_10_R	-	Ruhen 4 Tage
HY_11_RQ	-	Ruhen 12 Tage & quasi-statische Prüfung
HY_12_KQ	-	Kriechprüfung $\mu = 0{,}40$, 4 Tage & quasi-statische Prüfung
HY_13_KQ	-	Kriechprüfung $\mu = 0{,}45$, 5 Tage & quasi-statische Prüfung
HY_14_ZQ	-	Zyklischer Versuch $\mu_o = 0{,}40$, R = 0,1 , 2,0 Mio. Zyklen & quasi-statische Prüfung

Experimentelle Untersuchungen mit Reibflächen aus wetterfestem Baustahl

Wetterfester Baustahl, gestrahlt und 16 Wochen bewittert

Bezeichnung	Bezeichnung in FOSTA P1200	Durchgeführte experimentelle Untersuchung
Ws_01_Q	V_bew_16w_01	Quasi-statische Prüfung
Ws_02_Q	V_bew_16w_02	Quasi-statische Prüfung
Ws_03_Q	V_bew_16w_03	Quasi-statische Prüfung
Ws_04_Q	V_bew_16w_04	Quasi-statische Prüfung
Ws_05_Q	V_bew_16w2_01	Quasi-statische Prüfung
Ws_06_KQ	V_bew_16w_05	Kriechprüfung μ = 0,60, 6,5 Stunden & quasi-statische Prüfung
Ws_07_ZQ	V_bew_16w_fat_01	Zyklischer Versuch μ_o = 0,51, R = 0,1, 5,0 Mio. Zyklen & quasi-statische Prüfung
Ws_08_ZQ	V_bew_16w_fat_03	Zyklischer Versuch μ_o = 0,51, R = 0,1, 5,6 Mio. Zyklen & quasi-statische Prüfung
Ws_09_ZQ	V_bew_16w_fat_04	Zyklischer Versuch μ_o = 0,51, R = 0,1, 5,0 Mio. Zyklen & quasi-statische Prüfung
Ws_10_ZQ	V_bew_16w_fat_07	Zyklischer Versuch μ_o = 0,54, R = 0,1, 5,9 Mio. Zyklen & quasi-statische Prüfung
Ws_11_ZQ	V_bew_16w_fat_09	Zyklischer Versuch μ_o = 0,57, R = 0,1, 5,4 Mio. Zyklen & quasi-statische Prüfung

Wetterfester Baustahl, gestrahlt und mit ASI-Beschichtung versehen

Bezeichnung	Bezeichnung in FOSTA P1200	Durchgeführte experimentelle Untersuchung
Wa_01_Q	V_ASI_01	Quasi-statische Prüfung
Wa_02_Q	V_ASI_02	Quasi-statische Prüfung
Wa_03_Q	V_ASI_03	Quasi-statische Prüfung
Wa_04_Q	V_ASI_04	Quasi-statische Prüfung
Wa_05_Q	V_ASI_red_01	Quasi-statische Prüfung mit reduzierter Vorspannkraft
Wa_06_Q	V_ASI_red_02	Quasi-statische Prüfung mit reduzierter Vorspannkraft
Wa_07_K	V_ASI_05	Kriechprüfung μ = 0,54, 3 Stunden
Wa_08_RnK	V_ASI_06	Ruhen 24 Stunden, Nachspannen & erweiterte Kriechprüfung μ = 0,45
Wa_09_RnK	V_ASI_07	Ruhen 24 Stunden, Nachspannen & erweiterte Kriechprüfung μ = 0,48
Wa_10_KRQ	V_ASI_08	Erweiterte Kriechprüfung μ = 0,48, 139 Tage, Ruhen 57 Tage & quasi-statische Prüfung
Wa_11_ZQ	V_ASI_fat_05	Zyklischer Versuch μ_o = 0,29, R = 0,1, 5,0 Mio. Zyklen & quasi-statische Prüfung
Wa_12_ZQ	V_ASI_fat_08	Zyklischer Versuch μ_o = 0,29, R = 0,1, 5,0 Mio. Zyklen & quasi-statische Prüfung
Wa_13_ZQ	V_ASI_fat_06_red	Zyklischer Versuch μ_o = 0,39, R = 0,1, 5,0 Mio. Zyklen & quasi-statische Prüfung, reduzierte Vorspannkraft
Wa_14_ZQ	V_ASI_fat_07_red	Zyklischer Versuch μ_o = 0,39, R = 0,1, 5,0 Mio. Zyklen & quasi-statische Prüfung, reduzierte Vorspannkraft

Anhang B: Ergebnisse der Untersuchungen der Vorspannkraftverluste

In den folgenden Tabellen finden sich die Ergebnisse der Untersuchungen zu Vorspannkraftverlusten mit und ohne Belastung.

Legende:

$\mathbf{F_{p,C,m,ini}}$**:**	Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum. Bei Versuchen, bei denen die Schrauben nachgespannt wurden, wird hier auch die aufgebrachte Vorspannkraft nach dem Nachspannen angegeben. *Kursiv gedruckte Werte sind durch die Querkontraktion des Versuchskörpers beeinflusst.*
Δt:	Individuelle Versuchsdauer;
$\mathbf{F_{p,C,m,\Delta t}}$:	Gemessene mittlere Vorspannkraft am Ende der Versuchsdauer;
$\mathbf{F_{p,C,50a}}$:	Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 50 Jahren;
$\mathbf{F_{p,C,100a}}$:	Prognostizierte verbleibende Vorspannkraft nach 100 Jahren

NT-Verzinkter Sebistystahl – Ohne äußere Belastung geruht

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	Δt [h]	$F_{p,C,\Delta t,}$ [kN]	$F_{p,C,\Delta t,}$ [%]	$F_{p,C,50a}$ [%]	$F_{p,C,100a}$ [%]
S_01_RQ	oben	178,34	3384	152,07	85,3	80,6	79,9
	unten	179,21	3384	151,60	84,6	79,7	79,0
S_02_RnQ	oben	180,02	2664	144,45	80,2	73,5	72,6
	unten	178,47	2664	144,53	81,0	74,5	73,6

NT-Verzinkter Sebistystahl – Konstante oder zyklische Belastung

Versuchskörper		$F_{p,C,ini}$ [kN]	Δt [h]	$F_{p,C,\Delta t,}$ [kN]	$F_{p,C,\Delta t,}$ [%]	$F_{p,C,50a}$ [%]	$F_{p,C,100a}$ [%]
S_04_KQ	oben	178,13	138	151,22	84,9	74,7	73,8
	unten	178,17	138	152,70	85,7	76,1	75,3
S_07_KQ	oben	152,38	188	125,84	82,6	71,6	70,6
	unten	152,78	188	129,40	84,7	75,0	74,2
S_06_RKQ Ruhen	oben	178,49	361	149,17	83,6	74,6	73,7
	unten	178,57	361	155,99	87,4	80,4	79,7
S_06_RKQ Belastung	oben	178,49	670	143,12	80,2	70,7	69,7
	unten	178,57	670	151,22	84,7	77,4	76,6
S_05_ZQ	oben	186,18	70	162,80	87,4	77,7	77,0
	unten	186,35	70	161,50	86,7	76,3	75,5

NT-Verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche – Ohne äußere Belastung geruht

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	Δt [h]	$F_{p,C,At.}$ [kN]	$F_{p,C,At.}$ [%]	$F_{p,C,50a}$ [%]	$F_{p,C,100a}$ [%]
Sg_08_RQ	oben	179,60	336	155,41	86,5	79,0	78,3
	unten	180,49	336	154,45	85,6	77,6	76,8
Sg_09_RnQ	oben	179,58	336	155,98	86,9	79,5	78,8
	unten	177,03	336	143,63	81,1	70,6	69,6
Sg_10_RnRQ	oben	178,98	336	158,60	88,6	82,3	81,7
	unten	180,43	336	154,55	85,7	77,7	76,9
Sg_11_RQ	oben	179,65	551	151,19	84,2	76,2	75,4
	unten	179,52	551	155,27	86,5	79,7	79,0
Sg_05_R	oben	179,45	114	158,04	88,1	79,7	79,0
	unten	178,36	114	158,92	89,1	81,5	80,8
Sg_07_R	oben	228,17	448	200,93	88,1	81,8	81,2
	unten	230,99	448	202,07	87,5	80,9	80,3

NT-Verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche – Ohne äußere Belastung geruht

Versuchskörper		$F_{p,C,ini}$ [kN]	Δt [h]	$F_{p,C,\Delta t,}$ [kN]	$F_{p,C,\Delta t,}$ [%]	$F_{p,C,50a}$ [%]	$F_{p,C,100a}$ [%]
Sg_18_RnKRQ	oben	182,40	145	153,00	83,9	73,1	72,2
	unten	180,00	145	161,00	89,4	82,4	81,8

NT-Verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche – Ohne äußere Belastung geruht (Nachgespannt)

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	Δt [h]	$F_{p,C,At.}$ [kN]	$F_{p,C,At.}$ [%]	$F_{p,C,50a}$ [%]	$F_{p,C,100a}$ [%]
Sg_10_RnRQ nachgespannt	oben	179,82	215	176,52	98,2	93,8	93,4
	unten	179,73	215	172,92	96,2	87,2	86,4
Sg_06_RnR nachgespannt	oben	179,26	1031	166,84	93,1	84,3	83,3
	unten	180,55	1031	166,73	92,4	82,6	81,5

NT-Verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche – Konstante Belastung (teilweise nachgespannt)

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	Δt [h]	$F_{p,C,\Delta t}$ [kN]	$F_{p,C,\Delta t}$ [%]	$F_{p,C,50a}$ [%]	$F_{p,C,100a}$ [%]
Sg_12_K	oben	179,00	110	137,20	76,6	60,2	58,8
	unten	182,00	110	152,10	83,6	72,0	71,0
Sg_13_K	oben	179,80	935	151,55	84,3	77,3	76,5
	unten	181,70	935	152,30	83,8	76,7	75,8
Sg_18_RnKRQ nachgespannt	oben	175,60	19	160,40	91,3	82,6	82,0
	unten	178,40	19	166,60	93,4	86,7	86,3

NT-Verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche – Zyklische Belastung

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	Δt [h]	$F_{p,C,\Delta t,}$ [kN]	$F_{p,C,\Delta t,}$ [%]	$F_{p,C,50a}$ [%]	$F_{p,C,100a}$ [%]
Sg_15_Z	oben	179,56	27,5	150,89	84,0	69,1	68,0
	unten	179,45	27,5	148,84	82,9	67,0	65,9
Sg_16_Z	oben	176,92	141	145,98	82,5	70,8	69,8
	unten	176,74	141	144,27	81,6	69,3	68,2
Sg_17_ZQ	oben	179,25	75	153,40	85,6	74,6	73,7
	unten	182,14	75	155,28	85,3	74,0	73,1

NT-Verzinkter Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche – Ohne äußere Belastung geruht

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	Δt [h]	$F_{p,C,\Delta t}$ [kN]	$F_{p,C,\Delta t}$ [%]	$F_{p,C,50a}$ [%]	$F_{p,C,100a}$ [%]
Sa_08_RQ	oben	180,12	265	152,94	84,9	76,1	75,2
	unten	181,23	265	156,42	86,3	78,3	75,5
Sa_07_R	oben	225,70	449	195,72	86,7	79,8	79,1
	unten	229,24	449	200,64	87,5	80,9	80,2
Sa_05_R	oben	178,11	114	153,79	86,3	76,8	76,0
	unten	178,35	114	156,07	87,5	78,8	78,0

NT-Verzinkter Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche – Ohne äußere Belastung geruht (Nachgespannt)

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	Δt [h]	$F_{p,C,At.}$ [kN]	$F_{p,C,At.}$ [%]	$F_{p,C,50a}$ [%]	$F_{p,C,100a}$ [%]
Sa_06_RnR nachgespannt	oben	179,45	1031	166,24	92,6	83,3	82,2
	unten	180,04	1031	168,80	93,8	85,8	84,9

NT-Verzinkter Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche – Konstante Belastung

Versuchskörper		$F_{p,C,ini}$ [kN]	Δt [h]	$F_{p,C,\Delta t}$ [kN]	$F_{p,C,\Delta t,}$ [%]	$F_{p,C,50a}$ [%]	$F_{p,C,100a}$ [%]
Sa_09_K	oben	184,25	114	144,80	78,6	63,6	62,3
	unten	185,45	114	154,80	83,5	71,9	70,9
Sa_10_K	oben	183,65	671	152,20	82,9	74,7	73,8
	unten	184,20	671	154,70	84,0	76,3	75,5
Sa_11_K	oben	183,10	665	150,80	82,4	73,9	73,0
	unten	180,40	665	146,50	81,2	72,2	71,2
Sa_18_KnKRQ	oben	182,05	165	146,16	80,3	67,5	66,4
	unten	181,16	165	149,09	82,3	70,8	69,8
Sa_17_KKRQ	oben	188,32	142	157,78	83,8	72,9	72,0
	unten	185,72	142	161,93	87,2	78,6	77,9
Sa_17_KKRQ	oben	188,32	330	151,18	80,3	69,2	68,2
	unten	185,72	330	155,41	83,7	74,5	73,7

NT-Verzinkter Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche – Konstante Belastung (nachgespannt)

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	Δt [h]	$F_{p,C,At.}$ [kN]	$F_{p,C,At.}$ [%]	$F_{p,C,50a}$ [%]	$F_{p,C,100a}$ [%]
Sa_18_KnKRQ nachgespannt	oben	*179,50*	169	167,10	93,1	88,7	88,3
	unten	*180,90*	169	169,00	93,0	88,4	88,0

NT-Verzinkter Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche – Zyklische Belastung

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	Δt [h]	$F_{p,C,\Delta t,}$ [kN]	$F_{p,C,\Delta t,}$ [%]	$F_{p,C,50a}$ [%]	$F_{p,C,100a}$ [%]
Sa_12_ZQ	oben	183,63	99	146,23	79,6	64,9	63,7
	unten	181,40	99	140,71	77,6	61,4	60,1
Sa_13_ZQ	oben	181,28	18,2	154,35	85,1	70,1	69,0
	unten	178,88	18,2	150,69	84,2	68,3	67,2
Sa_14_ZQ	oben	177,27	18,7	148,37	83,7	67,2	66,1
	unten	179,45	18,7	149,89	83,5	66,9	65,8
Sa_15_ZQ	oben	182,37	95	145,83	80,0	65,4	64,2
	unten	182,62	95	145,55	79,7	64,9	63,7
Sa_16_ZQ	oben	179,98	94	145,03	80,6	66,4	65,3
	unten	178,23	94	143,63	80,6	44,4	65,3

Gemischte Reibflächenpaarung mit Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen – Ohne äußere Belastung geruht

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	Δt [h]	$F_{p,C,\Delta t}$ [kN]	$F_{p,C,\Delta t,}$ [%]	$F_{p,C,50a}$ [%]	$F_{p,C,100a}$ [%]
SY_02_RQ	oben	177,29	162	167,58	94,5	91,0	90,6
	unten	177,17	162	167,12	94,3	90,6	90,3
SY_03_RQ	oben	178,82	97	169,40	94,7	90,9	90,6
	unten	178,70	97	168,03	94,0	89,7	89,4
SY_01_R	oben	229,96	448	213,29	92,8	89,0	88,6
	unten	231,22	448	212,96	92,1	88,0	87,6

Gemischte Reibflächenpaarung mit Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen – Konstante Belastung

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	Δt [h]	$F_{p,C,\Delta t,}$ [kN]	$F_{p,C,\Delta t,}$ [%]	$F_{p,C,50a}$ [%]	$F_{p,C,100a}$ [%]
SY_09_K	oben	180,25	450	158,50	87,9	81,6	81,0
	unten	178,20	450	160,75	90,2	85,1	84,6
SY_10_K	oben	183,90	158	166,95	90,8	84,8	84,2
	unten	183,40	158	167,50	91,3	85,7	85,2
SY_11_K	oben	182,34	26	163,17	89,5	79,6	78,8
	unten	183,00	26	164,48	89,9	80,3	79,6
SY_31_KQ	oben	179,40	145	169,20	94,3	90,5	90,2
	unten	179,60	145	169,20	94,2	90,4	90,0
SY_32_RKQ	oben	179,40	283	161,60	90,1	84,3	83,8
	unten	179,40	283	160,70	89,5	83,4	82,8

Gemischte Reibflächenpaarung mit Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen – Konstante Belastung

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	Δt [h]	$F_{p,C,\Delta t}$ [kN]	$F_{p,C,\Delta t}$ [%]	$F_{p,C,50a}$ [%]	$F_{p,C,100a}$ [%]
SY_33_KKRQ	oben	181,35	143	161,66	89,1	81,9	81,3
	unten	179,25	143	161,51	90,1	83,5	82,9
SY_33_KKRQ	oben	181,35	743	154,21	85,0	78,0	77,3
	unten	179,25	743	154,71	86,3	79,9	79,2
SY_34_KKRQ	oben	184,02	311	164,93	89,6	83,7	83,2
	unten	184,77	311	164,55	89,1	82,9	82,3
SY_34_KKRQ	oben	184,02	666	158,44	86,1	79,4	78,7
	unten	184,77	666	156,23	84,6	77,2	76,4

Gemischte Reibflächenpaarung mit Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen – Zyklische Belastung

Versuchskörper		$F_{p,C,ini}$ [kN]	Δt [h]	$F_{p,C,\Delta t}$ [kN]	$F_{p,C,\Delta t,}$ [%]	$F_{p,C,50a}$ [%]	$F_{p,C,100a}$ [%]
SY_14_ZQ	oben	176,86	137	155,25	87,8	79,5	78,8
	unten	175,73	137	155,82	88,7	81,0	80,4
SY_13_ZQ	oben	177,44	80	157,89	89,0	80,7	80,0
	unten	176,50	80	156,84	88,9	80,5	79,8
SY_15_ZQ	oben	177,69	161	155,08	87,3	79,0	78,3
	unten	176,39	161	151,98	86,2	77,1	76,3
SY_25_ZQ	oben	176,96	162	152,71	86,3	77,4	76,6
	unten	176,85	162	150,45	85,1	75,4	74,5
SY_17_ZQ	oben	177,68	236	150,40	84,6	75,4	74,6
	unten	177,16	236	153,31	86,5	78,4	77,7
SY_24_ZQ	oben	178,29	157	156,64	87,9	79,9	79,2
	unten	178,34	157	155,54	87,2	78,8	78,1

Gemischte Reibflächenpaarung mit Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen – Zyklische Belastung

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	Δt [h]	$F_{p,C,At.}$ [kN]	$F_{p,C,At.}$ [%]	$F_{p,C,50a}$ [%]	$F_{p,C,100a}$ [%]
SY_18_Z	oben	178,59	140	155,57	87,1	78,5	77,7
	unten	178,69	140	154,93	86,7	77,8	77,0
SY_20_ZQ	oben	181,80	1,7	165,21	90,9	75,9	75,1
	unten	182,70	1,7	165,74	90,7	75,5	74,6
SY_23_ZQ	oben	179,69	68	155,94	86,8	76,5	75,7
	unten	178,95	68	157,92	88,3	79,1	78,4
SY_22_ZQ	oben	182,08	23	164,41	90,3	80,9	80,2
	unten	180,10	23	160,49	89,1	78,6	77,8
SY_21_ZQ	oben	179,19	5	161,72	90,3	77,4	76,6
	unten	178,56	5	161,66	90,5	78,1	77,3
SY_19_ZQ	oben	181,75	0,3	169,29	93,1	76,9	76,1
	unten	179,87	0,3	168,04	93,4	77,8	77,0

Gemischte Reibflächenpaarung mit Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen – Zyklische Belastung

Versuchskörper		$F_{p,C,ini}$ [kN]	Δt [h]	$F_{p,C,\Delta t}$ [kN]	$F_{p,C,\Delta t,}$ [%]	$F_{p,C,50a}$ [%]	$F_{p,C,100a}$ [%]
SY_12_ZQ	oben	178,35	140	160,66	90,1	83,4	82,8
	unten	178,68	140	160,88	90,0	83,4	82,8
SY_28_ZQ	oben	143,02	94	122,05	85,3	74,7	73,8
	unten	144,18	94	122,77	85,2	74,3	73,4
SY_29_ZQ	oben	220,05	144	195,27	88,7	81,2	80,6
	unten	219,78	144	198,67	90,4	84,0	83,4
SY_27_ZQ	oben	90,78	40	78,37	86,3	74,5	73,6
	unten	90,15	40	76,48	84,8	71,7	70,7
SY_26_ZQ	oben	182,41	50	161,69	88,6	79,2	78,5
	unten	184,48	50	164,91	89,4	80,6	79,9
SY_35_ZQ	oben	181,12	90	160,97	88,9	80,7	80,0
	unten	180,46	90	156,57	86,8	77,0	76,2

Gemischte Reibflächenpaarung mit Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen – Zyklische Belastung

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	Δt [h]	$F_{p,C,At.}$ [kN]	$F_{p,C,At.}$ [%]	$F_{p,C,50a}$ [%]	$F_{p,C,100a}$ [%]
SY_36_ZQ	oben	182,10	72	160,31	88,0	78,8	78,1
	unten	181,62	72	161,55	89,0	80,4	79,8

Gemischte Reibflächenpaarung mit Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (400 µm & 500 µm) mit HT-verzinkten Laschen – Ohne äußere Belastung geruht & konstante Belastung

Versuchskörper		$F_{p,C,ini}$ [kN]	Δt [h]	$F_{p,C,\Delta t,}$ [kN]	$F_{p,C,\Delta t,}$ [%]	$F_{p,C,50a}$ [%]	$F_{p,C,100a}$ [%]
S5Y_01_RQ	oben	177,06	558	164,45	92,9	89,3	89,0
	unten	176,77	558	164,43	93,0	89,5	89,2
S5Y_04_K	oben	182,75	261	164,70	90,1	84,3	83,8
	unten	182,00	261	163,70	90,0	84,0	83,5
S4Y_01_K	oben	184,55	859	163,80	88,8	83,7	83,1
	unten	183,95	859	163,50	88,9	83,9	83,3

Gemischte Reibflächenpaarung mit Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (500 µm) mit HT-verzinkten Laschen – Zyklische Belastung

Versuchskörper		$F_{p,C,In}$ [kN]	Δt [h]	$F_{p,C,\Delta t}$ [kN]	$F_{p,C,\Delta t}$ [%]	$F_{p,C,50a}$ [%]	$F_{p,C,100a}$ [%]
S5Y_05_ZQ	oben	177,20	93	156,48	88,3	79,8	79,1
	unten	176,49	93	155,68	88,2	79,6	78,9
S5Y_06_ZQ	oben	177,23	161	153,34	86,5	77,7	77,0
	unten	177,87	161	156,72	88,1	80,4	79,7
S5Y_07_ZQ	oben	177,05	175	153,70	86,8	78,4	77,6
	unten	176,88	175	153,20	86,6	78,0	77,3
S5Y_08_ZQ	oben	179,11	184	153,12	85,5	76,3	75,5
	unten	179,53	184	153,23	85,4	76,1	75,2
S5Y_09_ZQ	oben	180,59	138	153,39	84,9	74,8	73,9
	unten	180,09	138	150,27	83,4	72,3	71,3

Gemischte Reibflächenpaarung mit Fügepartnern aus NT-verzinktem Hochsiliziumstahl mit HT-verzinkten Laschen – Alle Belastungen

Versuchskörper		$F_{p,C,ini}$ [kN]	Δt [h]	$F_{p,C,\Delta t,}$ [kN]	$F_{p,C,\Delta t,}$ [%]	$F_{p,C,50a}$ [%]	$F_{p,C,100a}$ [%]
HY_10_R	oben	178,88	96	167,91	93,9	89,4	89,1
	unten	177,82	96	167,98	94,5	90,5	90,1
HY_11_RQ	oben	180,48	264	166,75	92,4	87,9	87,5
	unten	182,29	264	170,28	93,4	89,5	89,2
HY_12_KQ	oben	176,42	92	155,00	87,9	79,0	78,2
	unten	177,70	92	149,80	84,3	72,8	71,9
HY_13_KQ	oben	181,81	96	152,50	83,9	72,2	71,2
	unten	182,79	96	152,40	83,4	71,3	70,3
HY_14_ZQ	oben	179,41	115	151,70	84,6	76,8	76,1
	unten	179,50	115	152,90	85,2	77,7	77,1

Gestrahlter und bewitterter wetterfester Baustahl – Zyklische Belastung

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	Δt [h]	$F_{p,C,\Delta t,}$ [kN]	$F_{p,C,\Delta t,}$ [%]	$F_{p,C,50a}$ [%]	$F_{p,C,100a}$ [%]
Ws_07_ZQ	oben	175,51	154	147,70	84,2	73,7	72,8
	unten	174,84	154	147,80	84,5	74,4	73,5
Ws_08_ZQ	oben	175,67	169	146,20	83,20	72,4	71,4
	unten	174,95	169	149,10	85,2	75,7	74,8
Ws_09_ZQ	oben	175,18	198	144,90	82,7	71,9	70,9
	unten	175,12	198	145,80	83,3	72,8	71,9
Ws_10_ZQ	oben	175,28	202	146,50	83,6	73,4	72,4
	unten	175,14	202	147,40	84,2	74,3	73,4
Ws_11_ZQ	oben	175,50	216	142,01	80,9	69,2	68,1
	unten	175,20	216	149,52	85,3	76,4	75,5

Gestrahlter wetterfester Baustahl mit ASI-Beschichtung – Konstante Belastung (teilweise nachgespannt)

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	Δt [h]	$F_{p,C,\Delta t}$ [kN]	$F_{p,C,\Delta t,}$ [%]	$F_{p,C,50a}$ [%]	$F_{p,C,100a}$ [%]
Wa_08_RnK nachgespannt	oben	174,80	1485	160,6	91,9	88,7	88,3
	unten	175,30	1485	160,6	91,5	88,1	87,7
Wa_09_RnK nachgespannt	oben	173,40	955	163,20	94,1	91,5	91,2
	unten	173,95	955	164,00	94,3	91,8	91,5
Wa_10_KRQ	oben	171,80	3195	153,50	89,3	85,9	85,4
	unten	171,95	3195	153,80	89,4	86,0	85,5

Gestrahlter wetterfester Baustahl mit ASI-Beschichtung – Zyklische Belastung

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	Δt [h]	$F_{p,C,\Delta t,}$ [kN]	$F_{p,C,\Delta t,}$ [%]	$F_{p,C,50a}$ [%]	$F_{p,C,100a}$ [%]
Wa_11_ZQ	oben	172,80	150	160,30	92,8	88,0	87,6
	unten	173,74	150	162,40	93,5	89,2	86,0
Wa_12_ZQ	oben	173,06	141	159,60	92,2	87,0	86,6
	unten	174,19	141	160,11	92,0	86,5	86,0
Wa_13_ZQ	oben	129,71	164	115,15	88,8	81,5	80,8
	unten	130,25	164	155,57	88,7	81,4	80,8
Wa_14_ZQ	oben	129,45	139	115,67	89,4	82,2	81,6
	unten	129,89	139	116,19	89,5	82,4	81,8

Anhang C: Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit

In den folgenden Tabellen finden sich die Ergebnisse der Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit mit und ohne Vorbelastung.

Legende:

$F_{p,C,ini}$: Mittlere initiale aufgebrachte Vorspannkraft, gemessen drei Sekunden nach dem Maximum. Bei Versuchen, bei denen die Schrauben nachgespannt wurden, wird hier auch die aufgebrachte Vorspannkraft nach dem Nachspannen angegeben.
Kursiv gedruckte Werte sind durch die Querkontraktion des Versuchskörpers beeinflusst.

$F_{p,C,start}$: Mittlere Vorspannkraft zu Beginn der Belastung der quasi-statischen Prüfung. Bei Versuchen, bei denen die Schrauben nachgespannt wurden, wird hier auch die verbliebene Vorspannkraft vor dem Nachspannen angegeben.
Kursiv gedruckte Werte sind durch die Querkontraktion des Versuchskörpers beeinflusst.

$\Delta F_{p,C,start}$: Prozentualer Verlust von $F_{p,C,m,start}$ zu $F_{p,C,m,ini}$

$d_{Si,Start}$: Bleibende Verschiebung in den Gleitfugen, die sich durch eine konstante oder zyklischen Vorbelastung eingestellt hatte

F_{Si}: Individuelle maximale Gleitlast, ausgewertet bei einem Kraftmaximum vor einer maximalen Verschiebung von $d_{Si,Start}$ + 0,15 mm oder bei einer Verschiebung von $d_{Si,Start}$ + 0,15 mm

μ_i: Aus der individuellen Gleitlast F_{Si} bestimmte Haftreibungszahl, bezogen auf die Soll-Vorspannkraft $F_{p,C}$ (Von $F_{p,C}$ = 172 kN abweichende Vorspannkraftniveaus werden in den jeweiligen Versuchen benannt)

$F_{p,C,akt}$: Aktuelle mittlere Vorspannkraft zum Zeitpunkt an dem die individuellen Gleitlast F_{Si} auftrat

$d_{Si,akt}$: Verschiebung in den Gleitfugen zum Zeitpunkt an dem die individuellen Gleitlast F_{Si} auftrat (In $d_{Si,akt}$ ist $d_{Si,Start}$ enthalten)

$F_{Si,Rest}$: Individuelle Resttragfähigkeit, bzw. minimale Gleitlast nachdem F_{Si} erreicht war und sich ein langsames Versagen einstellte. Bei einem schlagartigen Versagen wurde dieser Wert nicht bestimmt.

Die zugehörigen Verläufe des Kraft-Gleit-Verhaltens finden sich Anhang D.

NT-Verzinkter Sebistystahl – Ohne Vorbelastung

Versuchskörper		$F_{p,C,ini}$ [kN]	$F_{p,C,start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C,start}$ [%]	$d_{Sj,Start}$ [mm]	F_{Sj} [kN]	μ_i [-]	$F_{p,C,akt}$ [kN]	$d_{Sj,akt}$ [mm]	$F_{Sj,Rest}$ [kN]
S_03_Q	oben	176,58	171,29	3,0	-	244,86	0,36	161,84	0,0764	195,64
	unten	177,02	171,88	2,9	-	253,02	0,37	160,12	0,1032	191,01
S_08_Q	oben	178,30	174,95	1,9	-	243,32	0,35	162,98	0,1024	212,30
	unten	179,36	175,07	2,4	-	243,32	0,35	163,26	0,0858	207,44

NT-Verzinkter Sebistystahl – Alle Belastungen

Versuchskörper		$F_{p,C,ini}$ [kN]	$F_{p,C,start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C,start}$ [%]	$d_{Si,Start}$ [mm]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$F_{p,C,akt}$ [kN]	$d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
S_01_RQ	oben	178,34	152,07	14,7	-	307,67	0,45	147,65	0,0801	202,12
	unten	179,21	151,60	15,4	-	307,67	0,45	146,48	0,0585	216,81
S_04_KQ	oben	178,34	152,93	14,2	0,0542	289,75	0,42	149,59	0,1043	178,43
	unten	178,17	154,35	13,4	0,0425	300,93	0,44	150,02	0,1112	208,38
S_06_RKQ	oben	178,49	144,65	19,0	0,0319	296,84	0,43	140,92	0,0705	206,82
	unten	178,57	152,84	14,4	0,0343	296,84	0,43	149,07	0,0817	207,07
S_07_KQ	oben	152,38	127,37	16,4	0,0823	276,63	0,46	124,38	0,1250	168,89
	unten	152,78	130,92	14,3	0,0815	276,63	0,46	127,89	0,1181	-
S_05_ZQ	oben	186,18	164,31	11,7	0,0337	294,12	0,43	160,71	0,0851	227,96
	unten	186,35	163,31	12,4	-0,0028	306,05	0,44	158,79	0,0724	242,61

NT-Verzinkter Sebistystahl – Geruhte Verbindungen, nachgespannt

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	$F_{p,C,start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C,start}$ [%]	$d_{Sj,Start}$ [mm]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$F_{p,C,akt}$ [kN]	$d_{Sj,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
S_02_RnQ vor dem Nachspannen	oben	180,02	144,45	19,8	-	-	-	-	-	-
	unten	178,47	144,53	19,0	-	-	-	-	-	-
S_02_RnQ	oben	180,42	176,78	2,0	-	312,52	0,45	168,70	0,0780	220,07
	unten	180,35	176,71	2,0	-	312,52	0,45	169,10	0,0544	276,68

NT-Verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche – Ohne Vorbelastung

Versuchskörper		$F_{p,C,ini}$ [kN]	$F_{p,C,start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C,start}$ [%]	$d_{Si,Start}$ [mm]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$F_{p,C,akt}$ [kN]	$d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
Sg_01_Q	oben	177,10	171,34	3,3	-	293,38	0,43	159,42	0,1266	251,29
	unten	177,24	169,97	4,1	-	271,13	0,39	159,60	0,1139	229,28
Sg_02_Q	oben	178,60	173,45	2,9	-	303,20	0,44	159,85	0,1380	269,59
	unten	178,81	173,72	2,8	-	290,92	0,42	162,09	0,1060	249,89
Sg_03_Q	oben	178,25	174,41	2,2	-	282,24	0,41	163,31	0,1134	240,89
	unten	178,76	172,84	3,3	-	291,02	0,42	160,82	0,1408	248,15
Sg_04_Q	oben	179,96	173,39	3,7	-	262,08	0,38	160,40	0,1161	232,59
	unten	178,99	172,67	3,5	-	289,82	0,42	159,30	0,1462	248,11

NT-Verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche – Alle Belastungen

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	$F_{p,C,start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C,start}$ [%]	$d_{Si,Start}$ [mm]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$F_{p,C,akt}$ [kN]	$d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
Sg_08_RQ	oben	179,60	155,41	13,5	-	310,57	0,45	150,35	0,0779	294,79
	unten	180,46	154,45	14,4	-	288,89	0,42	149,59	0,0890	215,53
Sg_11_RQ	oben	179,65	151,19	15,8	-	319,57	0,46	146,52	0,0839	234,57
	unten	179,52	155,27	13,5	-	319,68	0,46	150,27	0,0659	247,64
Sg_14_KQ	oben	184,17	159,86	13,2	0,0584	354,76	0,52	154,70	0,1315	247,70
	unten	185,47	160,56	13,4	0,0552	354,76	0,52	155,45	0,1064	258,65
Sg_17_ZQ	oben	179,25	155,87	13,0	0,0935	375,13	0,55	151,40	0,1453	253,21
	unten	182,14	157,98	13,3	0,0920	375,13	0,55	153,13	0,1596	245,06

NT-Verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche – Geruhte Verbindungen, nachgespannt

Versuchskörper		$F_{p,Ini}$ [kN]	$F_{p,C,start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C,start}$ [%]	$d_{Sj,Start}$ [mm]	F_{Sj} [kN]	μ_i [-]	$F_{p,C,akt}$ [kN]	$d_{Sj,akt}$ [mm]	$F_{Sj,Rest}$ [kN]
Sg_09_RnQ vor dem Nachspannen	oben	179,58	155,98	13,1	-	-	-	-	-	-
	unten	177,03	143,63	18,9	-	-	-	-	-	-
Sg_09_RnQ	oben	177,26	176,23	0,3	-	338,61	0,49	167,60	0,0982	262,97
	Unten	175,30	173,16	1,2	-	338,61	0,49	162,91	0,0945	-
Sg_10_RnRQ vor dem Nachspannen	oben	178,98	158,60	11,4	-	-	-	-	-	-
	unten	180,43	154,55	14,3	-	-	-	-	-	-
Sg_10_RnR	oben	179,82	176,52	1,8	-	319,08	0,46	170,55	0,0845	242,48
	unten	179,73	172,92	3,8	-	319,08	0,46	166,53	0,0662	248,67

NT-Verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche – Geruhte Verbindungen, nachgespannt

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	$F_{p,C,start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C,start}$ [%]	$d_{Si,Start}$ [mm]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$F_{p,C,akt}$ [kN]	$d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
Sg_18_RnKRQ vor dem Nachspannen	oben	182,35	152,95	16,1	-	-	-	-	-	-
	unten	179,99	158,25	12,1	-	-	-	-	-	-
Sg_18_RnKRQ	oben	175,64	155,02	11,7	0,9297	362,10	0,53	153,50	1,0370	325,71
	unten	178,35	161,72	9,3	1,7480	362,10	0,53	161,86	1,8220	-

NT-Verzinkter Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche – Ohne Vorbelastung

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	$F_{p,C,start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C,start}$ [%]	$d_{Si,Start}$ [mm]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$F_{p,C,akt}$ [kN]	$d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
Sa_01_Q	oben	178,38	171,29	4,0	-	346,38	0,50	152,72	0,1487	-
	unten	178,03	171,08	3,9	-	350,66	0,51	154,38	0,1258	303,77
Sa_02_Q	oben	178,27	169,67	4,8	-	314,25	0,46	152,55	0,1483	263,49
	unten	178,39	170,91	4,2	-	366,89	0,53	149,32	0,1497	303,18
Sa_03_Q	oben	182,05	174,93	3,9	-	398,99	0,58	156,48	0,1430	-
	unten	178,08	172,24	3,3	-	397,93	0,58	153,80	0,1452	-
Sa_04_Q	oben	181,79	178,10	2,0	-	367,06	0,53	162,16	0,1434	323,83
	unten	181,81	172,05	5,4	-	367,06	0,53	158,42	0,1102	-

NT-Verzinkter Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche – Geruhte Verbindungen & konstante Vorbelastung

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	$F_{p,C,start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C,start}$ [%]	$d_{Si,Start}$ [mm]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$F_{p,C,akt}$ [kN]	$d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
Sa_08_RQ	oben	180,12	152,94	15,1	-	348,96	0,51	143,48	0,1313	-
	unten	181,23	156,42	13,7	-	337,00	0,49	148,17	0,1297	262,24
Sa_19_KQ	oben	180,81	154,47	14,6	0,0656	364,59	0,53	148,86	0,1527	319,06
	unten	180,47	152,45	15,5	0,0971	359,20	0,52	147,36	0,1676	272,75
Sa_17_KKRQ	oben	188,32	150,04	20,3	0,765	353,12	0,51	147,08	0,8550	285,79
	unten	185,75	153,44	17,4	0,1360	388,08	0,56	149,58	0,1971	-

NT-Verzinkter Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche – Zyklische Vorbelastung

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	$F_{p,C,start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C,start}$ [%]	$d_{Si,Start}$ [mm]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$F_{p,C,akt}$ [kN]	$d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
Sa_12_ZQ	oben	183,63	149,35	18,7	0,1127	453,23	0,66	144,23	0,1715	-
	unten	181,40	143,70	20,8	0,1278	453,23	0,66	139,56	0,1908	292,54
Sa_13_ZQ	oben	181,28	157,07	13,4	0,0493	401,00	0,58	151,90	0,0837	-
	unten	178,88	153,70	14,1	0,0825	401,00	0,58	147,89	0,1578	313,58
Sa_14_ZQ	oben	177,27	151,08	14,8	0,0672	387,47	0,56	146,33	0,1512	298,92
	unten	179,45	152,69	14,9	0,0514	392,84	0,57	147,39	0,1191	-
Sa_15_ZQ	oben	182,37	149,10	18,2	0,1725	408,34	0,59	144,65	0,2356	285,54
	unten	182,62	148,84	18,5	0,1185	408,34	0,59	144,16	0,1599	301,53
Sa_16_ZQ	oben	179,98	148,60	17,4	0,1396	418,55	0,61	144,65	0,2139	285,66
	unten	178,23	146,81	17,6	0,1514	418,55	0,61	142,92	0,2223	-

NT-Verzinkter Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche – Konstante Vorbelastung, nachgespannt

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	$F_{p,C,start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C,start}$ [%]	$d_{Si,Start}$ [mm]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$F_{p,C,akt}$ [kN]	$d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
Sa_18_KnKRQ vor dem Nachspannen	oben	182,05	*145,58*	*20,0*	-	-	-	-	-	-
	unten	181,16	*148,76*	*17,9*	-	-	-	-	-	-
Sa_18_KnKRQ	oben	*179,46*	167,10	*6,9*	0,0640	413,50	0,60	162,51	0,0960	-
	unten	*180,86*	168,80	*6,7*	0,2790	413,50	0,60	164,23	0,3700	272,19

Gemischte Reibflächenpaarung mit Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen – Ohne Vorbelastung

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	$F_{p,C,start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C,start}$ [%]	$d_{Sj,Start}$ [mm]	F_{Sl} [kN]	μ_i [-]	$F_{p,C,akt}$ [kN]	$d_{Sj,akt}$ [mm]	$F_{Sl,Rest}$ [kN]
SY_04_Q	oben	173,62	170,44	1,8	-	230,35	0,33	158,84	0,0958	184,31
	unten	173,18	170,37	1,6	-	256,66	0,37	160,54	0,0611	208,24
SY_05_Q	oben	178,57	174,27	2,4	-	246,53	0,36	163,68	0,1041	210,94
	unten	179,40	175,79	2,0	-	250,16	0,36	164,89	0,1383	206,93
SY_07_Q	oben	143,18	139,97	2,2	-	206,90	0,37	131,15	0,0857	181,94
	unten	142,71	139,99	1,9	-	206,90	0,37	131,70	0,0615	177,96
SY_08_Q	oben	224,08	219,84	1,9	-	287,50	0,33	206,81	0,0790	262,22
	unten	223,68	219,82	1,7	-	287,50	0,33	206,26	0,0743	260,47
SY_06_Q	oben	92,43	89,32	3,4	-	147,31	0,43	82,87	0,0716	128,09
	unten	92,68	89,34	3,6	-	170,03	0,49	80,59	0,0942	167,43

Gemischte Reibflächenpaarung mit Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen – Geruhte Verbindungen

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	$F_{p,C,start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C,start}$ [%]	$d_{Si,Start}$ [mm]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$F_{p,C,akt}$ [kN]	$d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
SY_02_RQ	oben	177,29	167,58	5,5	-	275,80	0,40	162,20	0,0474	238,96
	unten	177,17	167,12	5,7	-	275,80	0,40	162,10	0,0393	220,62
SY_03_RQ	oben	178,82	169,40	5,3	-	270,06	0,39	163,70	0,0807	211,45
	unten	178,70	168,03	6,0	-	270,06	0,39	161,93	0,0548	-

Gemischte Reibflächenpaarung mit Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen – Konstante Vorbelastung

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	$F_{p,C,start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C,start}$ [%]	$d_{Sj,Start}$ [mm]	F_{Sl} [kN]	μ_i [-]	$F_{p,C,akt}$ [kN]	$d_{Sj,akt}$ [mm]	$F_{Sj,Rest}$ [kN]
SY_31_KQ	oben	179,82	162,03	9,9	0,0491	321,67	0,47	158,32	0,1184	223,76
	unten	174,94	159,08	9,1	0,0491	321,67	0,47	154,72	0,0973	-
SY_31_RKQ	oben	179,39	163,59	8,8	0,0453	311,81	0,45	160,28	0,0950	-
	unten	179,57	162,56	9,5	0,0379	311,81	0,45	158,55	0,0765	-
SY_11_KQ	oben	182,34	165,17	9,4	0,3286	291,63	0,42	163,48	0,4135	245,87
	unten	183,00	166,82	8,8	0,1448	291,63	0,42	163,87	0,1856	198,68
SY_33_KKRQ	oben	181,35	156,79	13,5	0,1730	341,97	0,50	153,01	0,2269	-
	unten	179,25	154,57	13,8	0,1150	341,97	0,50	150,72	0,1520	-
SY_34_KKRQ	oben	184,02	164,57	10,6	0,1650	316,01	0,46	160,47	0,1997	-
	unten	184,77	165,18	10,6	0,3160	316,01	0,46	162,39	0,3788	242,55

Gemischte Reibflächenpaarung mit Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen – Zyklische Vorbelastung

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	$F_{p,C,start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C,start}$ [%]	$d_{Si,Start}$ [mm]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$F_{p,C,akt}$ [kN]	$d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
SY_28_ZQ	oben	143,02	124,56	12,9	0,0690	269,76	0,49	121,91	0,0976	-
	unten	144,18	125,73	12,8	0,0605	269,76	0,49	123,47	0,1018	-
SY_29_ZQ	oben	220,05	198,14	10,0	0,0486	365,04	0,42	193,45	0,0935	211,01
	unten	219,78	201,64	8,3	0,0609	365,04	0,42	196,72	0,1256	250,48
SY_27_ZQ	oben	90,78	79,19	12,8	0,0290	177,44	0,52	77,69	0,0479	-
	unten	90,15	77,98	13,5	0,0311	177,44	0,52	76,59	0,0667	119,58

Gemischte Reibflächenpaarung mit Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen – Zyklische Vorbelastung

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	$F_{p,C,start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C,start}$ [%]	$d_{Sj,Start}$ [mm]	F_{Sl} [kN]	μ_i [-]	$F_{p,C,akt}$ [kN]	$d_{Sj,akt}$ [mm]	$F_{Sj,Rest}$ [kN]
SY_25_ZQ	oben	176,98	155,58	12,1	0,0744	339,32	0,49	152,55	0,1152	-
	unten	176,85	152,77	13,6	0,1491	339,32	0,49	150,69	0,2007	208,71
SY_24_ZQ	oben	178,29	158,99	10,8	0,0796	331,17	0,48	155,99	0,1295	220,21
	unten	178,34	157,91	11,5	0,0652	331,17	0,48	154,41	0,0957	-
SY_20_ZQ	oben	181,80	167,76	7,7	0,0540	295,10	0,43	163,81	0,1007	218,06
	unten	182,70	168,22	7,9	0,0412	295,10	0,43	164,42	0,0815	-
SY_23_ZQ	oben	179,69	158,48	11,8	0,1803	307,26	0,45	156,38	0,2345	201,83
	unten	178,95	160,48	10,3	0,0608	307,26	0,45	156,93	0,0903	-
SY_22_ZQ	oben	182,08	167,04	8,3	0,0632	320,27	0,47	163,50	0,1176	223,23
	unten	180,10	163,05	9,5	0,0413	320,27	0,47	159,49	0,0842	-

Gemischte Reibflächenpaarung mit Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen – Zyklische Vorbelastung

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	$F_{p,C,start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C,start}$ [%]	$d_{Si,Start}$ [mm]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$F_{p,C,akt}$ [kN]	$d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
SY_21_ZQ	oben	179,19	164,31	8,3	0,0445	298,41	0,43	160,44	0,0718	-
	unten	178,56	164,12	8,15,5	0,0208	298,41	0,43	160,93	0,0742	207,23
SY_19_ZQ	oben	181,75	171,69	5,3	0,0311	251,81	0,37	167,80	0,0877	203,84
	unten	179,87	170,25	5,3	0,0368	251,81	0,37	166,47	0,0758	-
SY_14_ZQ	oben	176,86	157,01	11,2	0,0319	339,91	0,49	152,78	0,0789	220,73
	unten	175,73	157,43	10,4	0,0085	339,91	0,49	153,41	0,0628	212,34
SY_13_ZQ	oben	177,44	159,91	9,9	0,0346	330,10	0,48	156,00	0,0847	201,46
	unten	176,50	158,82	10,0	0,0301	330,10	0,48	154,58	0,0647	233,55
SY_15_ZQ	oben	177,69	157,32	11,5	0,0644	340,43	0,49	153,64	0,0941	221,66
	unten	176,39	154,31	12,5	0,0691	340,43	0,49	150,69	0,1166	205,99

Gemischte Reibflächenpaarung mit Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkten Laschen – Zyklische Vorbelastung

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	$F_{p,C,start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C,start}$ [%]	$d_{Sj,Start}$ [mm]	F_{Sl} [kN]	μ_i [-]	$F_{p,C,akt}$ [kN]	$d_{Sj,akt}$ [mm]	$F_{Sj,Rest}$ [kN]
SY_17_ZQ	oben	177,68	153,15	13,8	0,0969	354,29	0,51	149,69	0,1338	-
	unten	177,16	153,51	13,3	0,1307	354,29	0,51	150,71	0,1798	214,56
SY_12_ZQ	oben	178,35	162,64	8,8	0,0267	314,38	0,46	158,15	0,0727	223,07
	unten	178,68	162,73	8,9	0,0199	314,38	0,46	158,64	0,0772	218,89
SY_35_ZQ	oben	181,12	163,96	9,5	0,0644	340,52	0,49	159,95	0,1041	-
	unten	180,46	159,05	11,9	0,0779	340,52	0,49	155,45	0,1349	238,93
SY_36_ZQ	oben	182,10	162,77	10,6	0,1116	295,24	0,43	159,38	0,1429	224,76
	unten	181,62	163,93	9,7	0,2559	295,24	0,43	161,55	0,3196	222,14
SY_26_ZQ	oben	182,41	162,76	10,8	0,0075	324,45	0,47	159,40	0,0806	225,37
	unten	184,48	166,06	10,0	0,0092	324,45	0,47	162,33	0,0666	264,57

Gemischte Reibflächenpaarung mit Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (500 µm) mit HT-verzinkten Laschen – Ohne Vorbelastung & Geruhte Verb.

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	$F_{p,C,start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C,start}$ [%]	$d_{Si,Start}$ [mm]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$F_{p,C,akt}$ [kN]	$d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
S5Y_02_Q	oben	180,75	177,57	1,8	-	237,99	0,35	167,01	0,0934	204,73
	unten	181,87	178,70	1,7	-	244,68	0,36	166,22	0,1485	210,70
S5Y_03_Q	oben	182,71	179,00	2,0	-	238,11	0,35	166,69	0,1422	210,28
	unten	183,52	180,30	1,8	-	235,20	0,34	169,34	0,1087	203,54
S5Y_01_RQ	oben	177,06	164,45	7,1	-	255,28	0,37	159,36	0,0459	203,59
	unten	176,77	164,43	7,0	-	255,28	0,37	159,04	0,0653	187,80

Gemischte Reibflächenpaarung mit Fügepartnern aus NT-verzinktem Sebistystahl (500 µm) mit HT-verzinkten Laschen – Zyklische Belastung

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	$F_{p,C,start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C,start}$ [%]	$d_{Sj,Start}$ [mm]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$F_{p,C,akt}$ [kN]	$d_{Sj,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
S5Y_05_ZQ	oben	177,20	158,63	10,5	0,0521	31,87	0,45	155,18	0,0941	236,30
	unten	176,49	157,83	10,6	0,0337	310,87	0,45	153,94	0,0792	197,10
S5Y_06_ZQ	oben	177,23	155,84	12,1	0,0676	308,42	0,45	152,59	0,1078	204,30
	unten	177,87	158,95	10,6	0,0374	308,42	0,45	155,53	0,0764	192,14
S5Y_07_ZQ	oben	177,05	155,34	12,3	0,1145	318,76	0,46	152,16	0,1628	-
	unten	176,88	154,05	12,9	0,0753	318,76	0,46	150,40	0,1108	206,11
S5Y_08_ZQ	oben	179,11	156,14	12,8	0,1334	319,18	0,46	152,69	0,1646	204,57
	unten	179,53	155,88	13,2	0,1806	319,18	0,46	153,09	0,2232	194,22
S5Y_09_ZQ	oben	180,59	156,58	13,3	1,0510	331,55	0,48	153,95	1,1080	263,46
	unten	180,09	153,30	14,9	1,0780	331,55	0,48	150,81	1,1380	263,46

Gemischte Reibflächenpaarung mit Fügepartnern aus NT-verzinktem Hochsiliziumstahl mit HT-verzinkten Laschen – Ohne Vorbelastung

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	$F_{p,C,start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C,start}$ [%]	$d_{Si,Start}$ [mm]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$F_{p,C,akt}$ [kN]	$d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
HY_01_Q	oben	176,97	173,11	2,2	-	452,25	0,66	153,21	0,1386	329,02
	unten	177,38	173,45	2,2	-	415,25	0,60	154,46	0,1392	288,88
HY_02_Q	oben	176,80	172,79	2,3	-	407,21	0,59	155,40	0,1232	321,52
	unten	177,16	173,19	2,2	-	407,21	0,59	155,73	0,0911	287,36
HY_03_Q	oben	177,52	174,25	1,8	-	413,10	0,60	154,93	0,1271	296,41
	unten	177,12	173,63	2,0	-	434,89	0,63	155,29	0,1231	333,72
HY_04_Q	oben	176,54	172,73	2,2	-	425,27	0,62	153,18	0,1284	309,21
	unten	177,23	173,16	2,3	-	425,27	0,62	154,04	0,1139	308,25
HY_05_Q	oben	177,01	172,50	2,6	-	417,38	0,61	151,77	0,1455	317,60
	unten	177,12	173,39	2,1	-	417,43	0,61	157,05	0,0803	333,27

Gemischte Reibflächenpaarung mit Fügepartnern aus NT-verzinktem Hochsiliziumstahl mit HT-verzinkten Laschen – Ohne Vorbelastung

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	$F_{p,C,start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C,start}$ [%]	$d_{Sj,Start}$ [mm]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$F_{p,C,akt}$ [kN]	$d_{Sj,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
HY_06_Q	oben	177,37	173,46	2,2	-	408,93	0,59	152,76	0,1395	284,40
	unten	176,91	173,33	2,0	-	425,48	0,62	154,92	0,1146	388,08
HY_07_Q	oben	177,09	173,51	2,0	-	404,04	0,59	154,71	0,1423	313,29
	unten	176,99	173,24	2,1	-	391,95	0,57	157,26	0,1084	323,63
HY_08_Q	oben	175,70	175,70	2,2	-	409,79	0,60	155,73	0,1123	315,91
	unten	176,35	176,35	2,5	-	409,79	0,60	155,99	0,0832	324,25

Gemischte Reibflächenpaarung mit Fügepartnern aus NT-verzinktem Hochsiliziumstahl mit HT-verzinkten Laschen – Alle Belastungen

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	$F_{p,C,start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C,start}$ [%]	$d_{Si,Start}$ [mm]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$F_{p,C,akt}$ [kN]	$d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
HY_11_RQ	oben	180,48	166,75	7,6	-	373,19	0,54	156,94	0,0973	-
	unten	182,29	170,28	6,6	-	373,19	0,54	161,26	0,0743	311,98
HY_12_KQ	oben	176,42	157,83	10,5	0,0581	364,35	0,53	153,58	0,0900	-
	unten	177,70	152,68	14,1	0,0941	364,35	0,53	148,53	0,1423	-
HY_13_KQ	oben	181,81	155,73	14,3	0,1040	419,17	0,61	150,75	0,1425	-
	unten	182,79	155,53	14,9	0,1028	419,17	0,61	150,80	0,1412	-
HY_14_ZQ	oben	179,41	154,66	13,8	0,0523	408,38	0,59	150,12	0,1089	-
	unten	179,50	156,09	13,0	0,0284	408,38	0,59	151,44	0,0752	-

Gestrahlter und bewitterter wetterfester Baustahl – Ohne Vorbelastung

Versuchskörper		$F_{p,C,ini}$ [kN]	$F_{p,C,start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C,start}$ [%]	$d_{Si,Start}$ [mm]	F_{Si} [kN]	μ [-]	$F_{p,C,akt}$ [kN]	$d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
Ws_01_Q	oben	175,51	173,67	1,0	-	439,67	0,64	148,78	0,1475	-
	unten	174,84	172,99	1,1	-	474,09	0,69	148,78	0,1430	-
Ws_02_Q	oben	175,67	173,76	1,1	-	465,44	0,68	146,79	0,1276	-
	unten	174,95	173,08	1,1	-	441,99	0,64	150,38	0,1499	-
Ws_03_Q	oben	175,18	173,18	1,1	-	464,47	0,68	148,95	0,1488	-
	unten	175,12	173,22	1,1	-	465,77	0,68	151,68	0,1460	-
Ws_04_Q	oben	175,28	173,80	0,8	-	441,54	0,64	149,59	0,1479	-
	unten	175,14	173,20	1,1	-	469,85	0,68	149,55	0,1402	-
Ws_05_Q	oben	173,54	172,09	0,8	-	467,52	0,68	146,98	0,1493	-
	unten	174,21	172,25	1,1	-	430,01	0,63	148,30	0,1473	-

Gestrahlter und bewitterter wetterfester Baustahl – Konstante Vorbelastung

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	$F_{p,C,start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C,start}$ [%]	$d_{Si,Start}$ [mm]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$F_{p,C,akt}$ [kN]	$d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
Ws_06_KQ	oben	175,87	159,15	9,5	0,0541	464,55	0,68	150,95	0,1174	-
	unten	175,22	156,88	10,5	0,0570	464,40	0,68	147,71	0,1492	-

Gestrahlter und bewitterter wetterfester Baustahl – Zyklische Vorbelastung

Versuchskörper		$F_{p,C,ini}$ [kN]	$F_{p,C,start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C,start}$ [%]	$d_{Si,Start}$ [mm]	F_{Si} [kN]	μ [-]	$F_{p,C,akt}$ [kN]	$d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
Ws_07_ZQ	oben	175,23	150,69	14,0	0,0520	464,99	0,68	143,85	0,1279	-
	unten	174,92	150,26	14,1	0,0396	464,36	0,67	144,31	0,1492	-
Ws_08_ZQ	oben	174,28	148,71	14,7	0,0529	447,98	0,65	142,47	0,1476	-
	unten	174,66	151,61	13,2	0,0278	470,20	0,68	142,32	0,1233	-
Ws_10_ZQ	oben	176,48	150,58	14,7	0,0434	473,96	0,69	143,14	0,1484	-
	unten	176,00	142,82	18,9	0,0361	474,29	0,69	144,26	0,1409	-
Ws_11_ZQ	oben	176,78	144,38	18,3	0,2891	454,21	0,66	138,82	0,3288	-
	unten	177,04	152,54	13,8	0,0580	454,21	0,66	147,95	0,0992	-
Ws_09_ZQ	oben	175,50	148,29	15,5	0,0669	473,48	0,69	143,13	0,1136	-
	unten	175,19	148,75	15,1	0,1001	473,48	0,69	143,99	0,1001	-

Gestrahlter wetterfester Baustahl mit ASI-Beschichtung – Ohne Vorbelastung

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	$F_{p,C,start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C,start}$ [%]	$d_{Si,Start}$ [mm]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$F_{p,C,akt}$ [kN]	$d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
Wa_01_Q	oben	173,34	171,71	0,9	-	384,75	0,56	158,36	0,1483	-
	unten	173,70	171,95	1,0	-	442,78	0,64	157,48	0,1499	430,30
Wa_02_Q	oben	173,74	170,34	2,02,1	-	414,03	0,60	158,88	0,1493	-
	unten	172,60	169,05	1,1	-	414,42	0,60	157,64	0,1485	-
Wa_03_Q	oben	173,69	171,86	0,8	-	436,99	0,64	157,62	0,1490	419,60
	unten	173,37	172,02	0,8	-	389,97	0,57	158,68	0,1490	378,20
Wa_04_Q	oben	174,29	172,87	0,8	-	409,69	0,60	159,64	0,1493	407,40
	unten	175,11	173,21	1,1	-	419,06	0,61	161,24	0,1152	428,77

Gestrahlter wetterfester Baustahl mit ASI-Beschichtung – Ohne Vorbelastung (reduzierte Vorspannkraft)

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	$F_{p,C,start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C,start}$ [%]	$d_{Si,Start}$ [mm]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$F_{p,C,akt}$ [kN]	$d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
Wa_05_Q	oben	130,67	129,00	1,3	-	322,23	0,62	118,49	0,1500	-
	unten	130,43	128,91	1,2	-	379,26	0,74	117,84	0,1500	350,80
Wa_06_Q	oben	131,01	129,05	1,5	-	382,90	0,74	115,88	0,1500	378,70
	unten	131,74	128,68	2,3	-	343,24	0,67	117,94	0,1500	-

Gestrahlter wetterfester Baustahl mit ASI-Beschichtung – Konstante oder zyklische Belastung

Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	$F_{p,C,start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C,start}$ [%]	$d_{Si,Start}$ [mm]	F_{Si} [kN]	μ_i [-]	$F_{p,C,akt}$ [kN]	$d_{Si,akt}$ [mm]	$F_{Si,Rest}$ [kN]
Wa_10_KRQ	oben	171,80	153,72	10,5	0,1063	491,38	0,71	150,43	0,1387	-
	unten	171,95	153,61	10,7	0,1125	491,38	0,71	150,51	0,1568	-
Wa_11_ZQ	Oben	172,80	161,89	6,3	0,0191	442,31	0,64	156,94	0,1547	407,55
	unten	173,74	163,94	5,6	0,0181	470,75	0,68	158,65	0,1444	425,47
Wa_12_ZQ	oben	173,06	161,23	6,8	0,0168	459,57	0,67	155,97	0,1166	409,50
	unten	174,19	161,63	7,2	0,0147	475,81	0,69	155,85	0,1420	414,96

Gestrahlter wetterfester Baustahl mit ASI-Beschichtung – Zyklische Belastung (reduzierte Vorspannkraft)

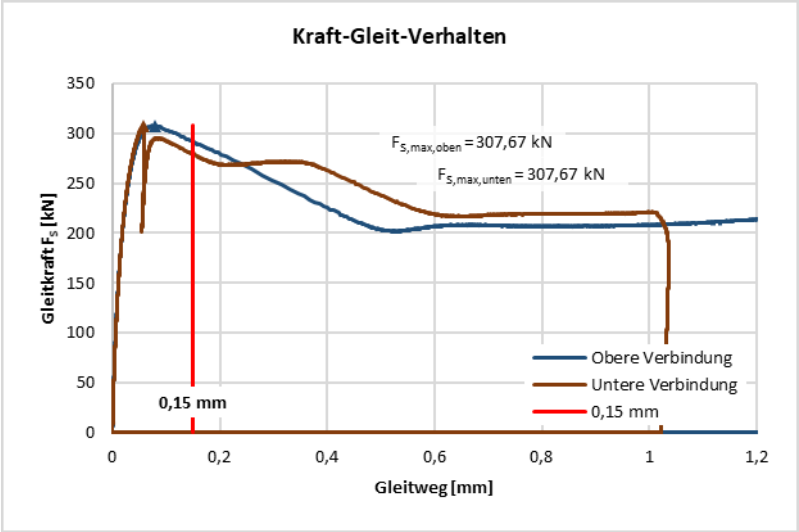
Versuchskörper		$F_{p,C,Ini}$ [kN]	$F_{p,C,start}$ [kN]	$\Delta F_{p,C,start}$ [%]	$d_{Sj,Start}$ [mm]	F_{Sl} [kN]	μ_i [-]	$F_{p,C,akt}$ [kN]	$d_{Sj,akt}$ [mm]	$F_{Sj,Rest}$ [kN]
Wa_13_ZQ	oben	129,71	116,94	9,8	0,0285	383,88	0,74	114,20	0,0788	338,84
	unten	130,25	117,16	10,0	0,0082	391,53	0,76	114,16	0,1470	348,89
Wa_14_ZQ	oben	129,45	117,54	9,2	0,0423	338,62	0,66	115,62	0,0905	304,71
	unten	129,89	117,89	9,2	0,0314	380,70	0,74	114,69	0,1902	350,72

Anhang D: Kraft-Gleit-Verhalten bei den Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit

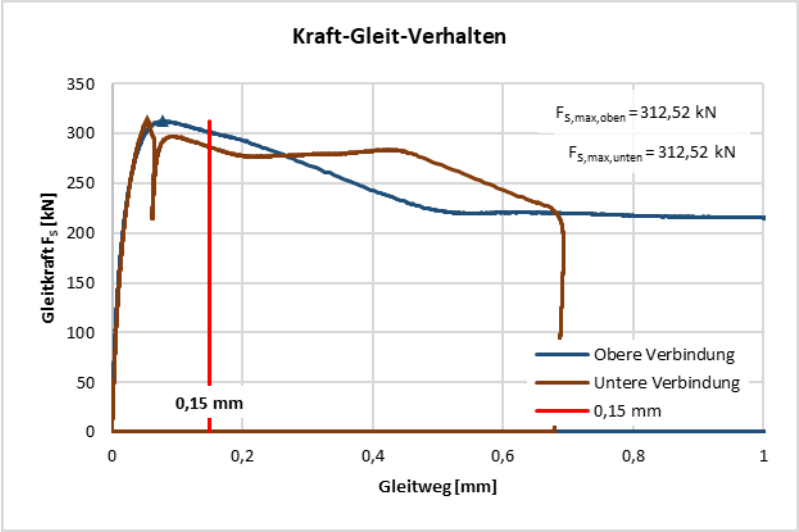
In den folgenden Abbildungen finden sich die Verläufe des Kraft-Gleit-Verhaltens die sich in den Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit mit und ohne Vorbelastung ergaben. Eine Übersicht über alle durchgeführten Versuche findet sich in Anhang A, die zusammengefassten Ergebnisse der quasi-statischen Versuche in Anhang C.

NT-verzinkter Sebistystahl

S_01_RQ

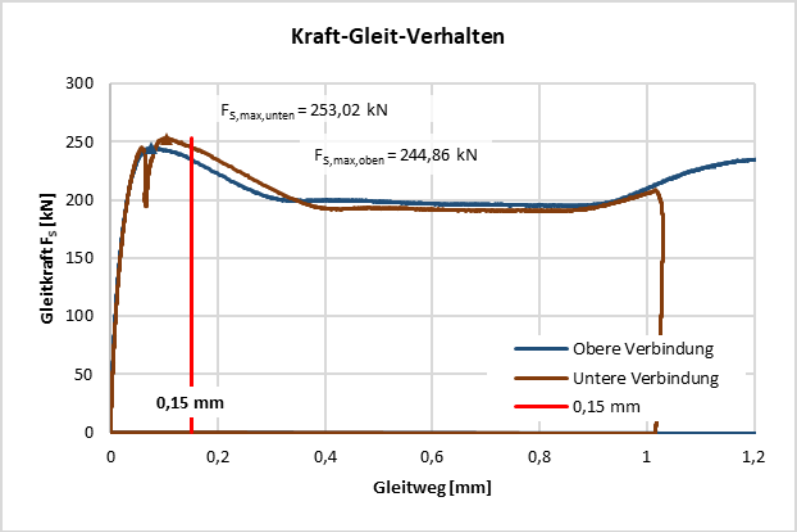


S_02_RnQ

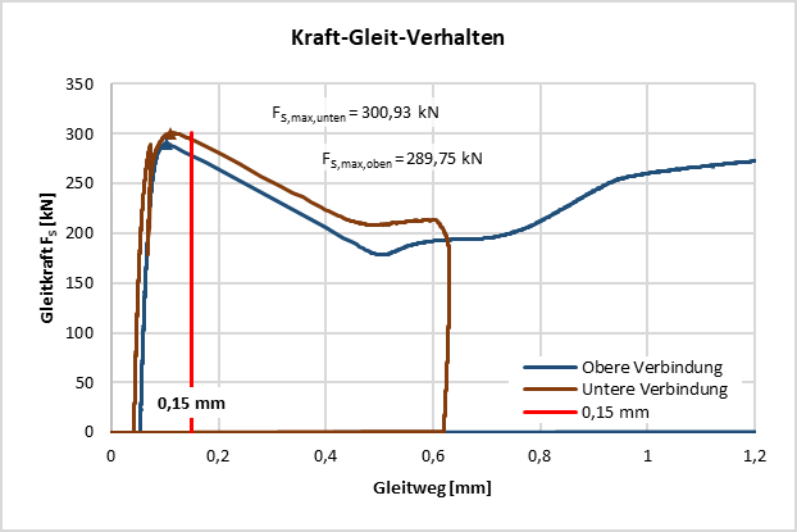


NT-verzinkter Sebistystahl

S_03_Q

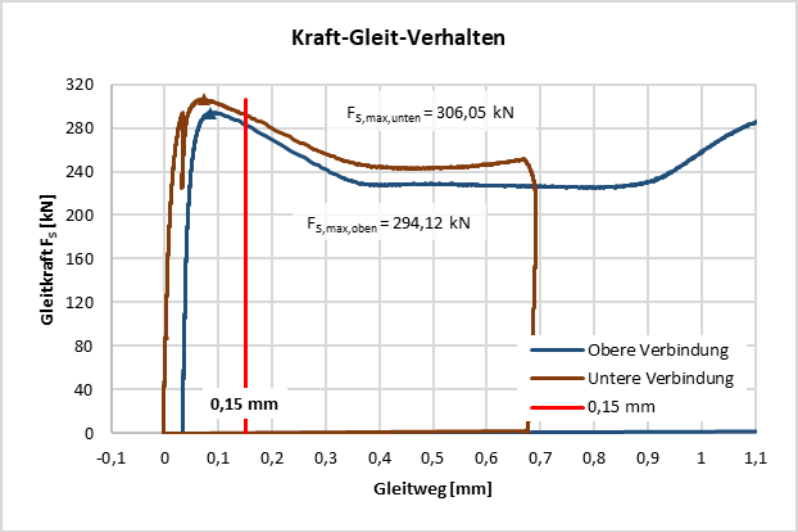


S_04_KQ

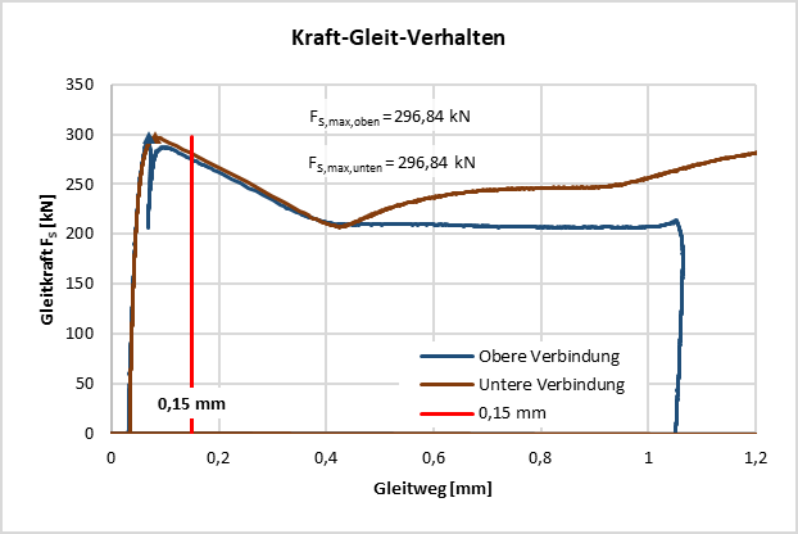


NT-verzinkter Sebistystahl

S_05_ZQ

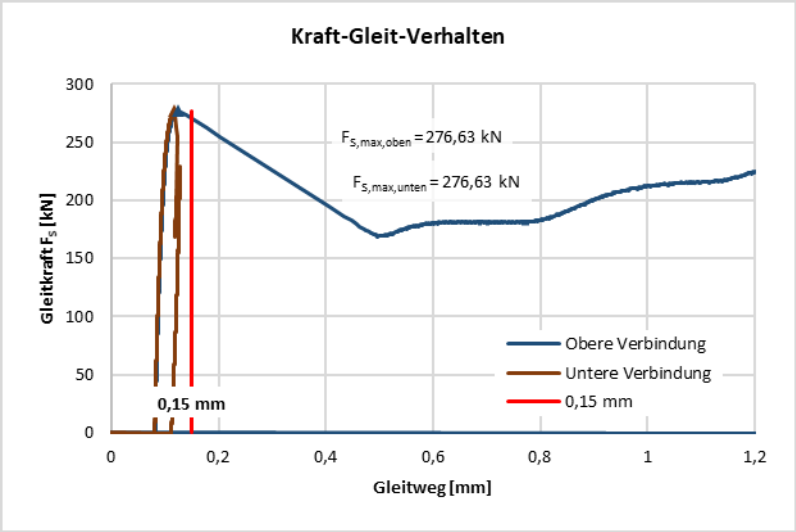


S_06_RKQ



NT-verzinkter Sebistystahl

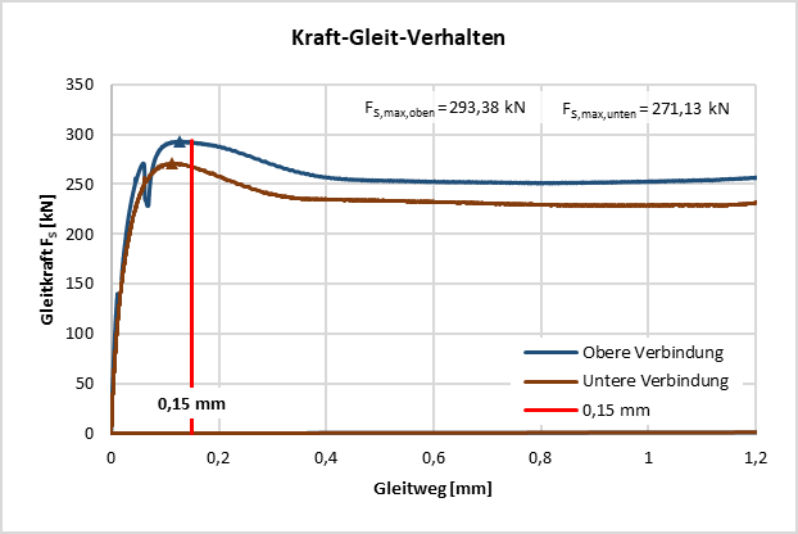
S_07_KQ



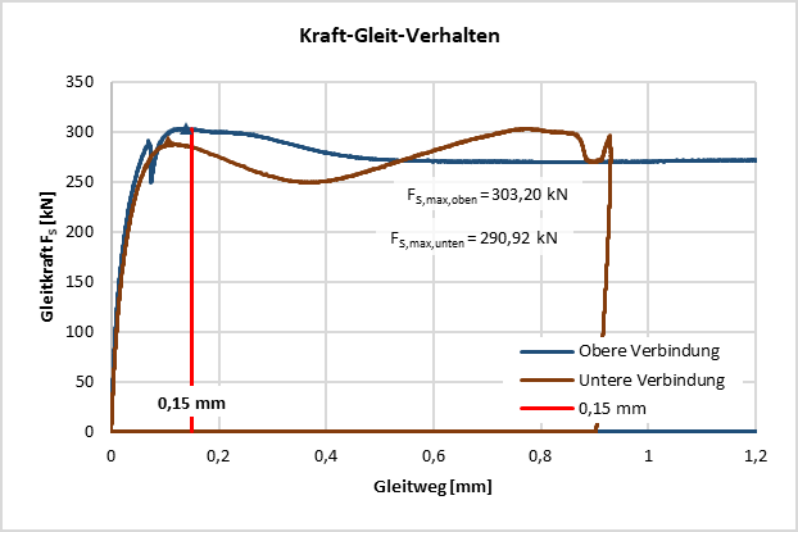
S_08_Q

NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche

Sg_01_Q

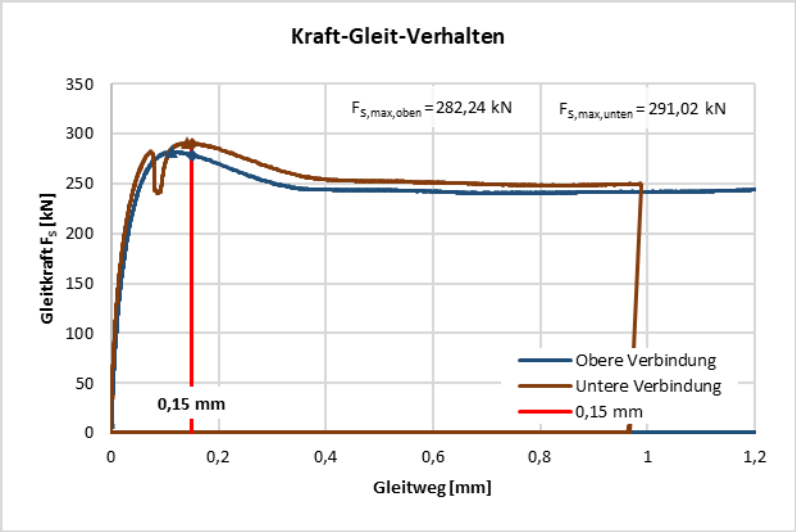


Sg_02_Q

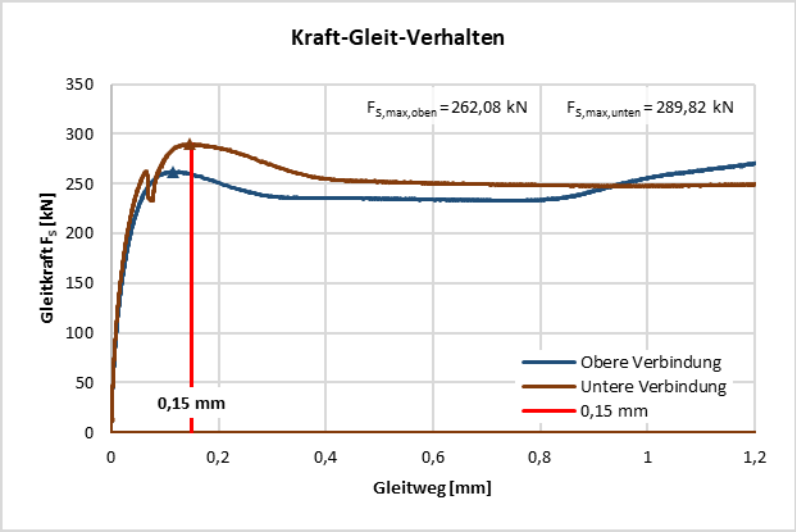


NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche

Sg_03_Q

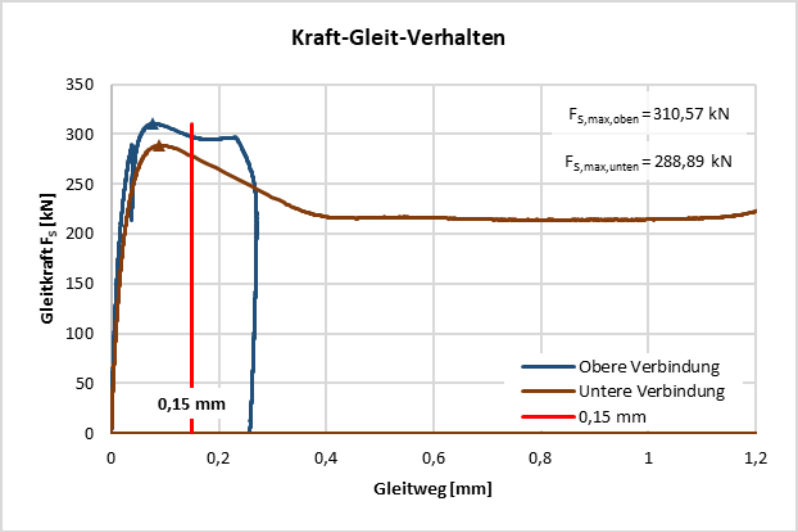


Sg_04_Q

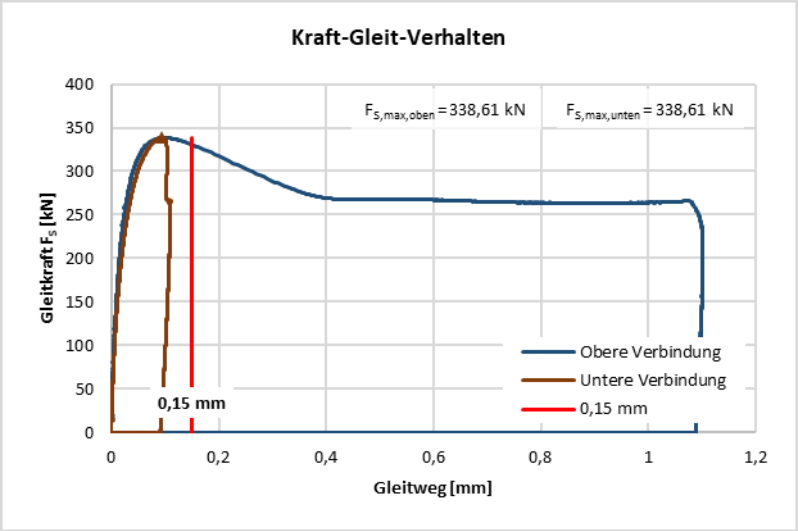


NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche

Sg_08_RQ

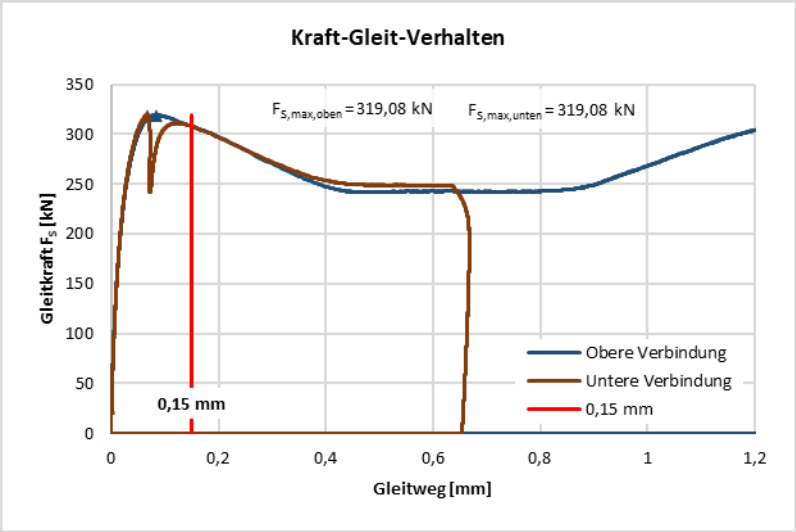


Sg_09_RnQ

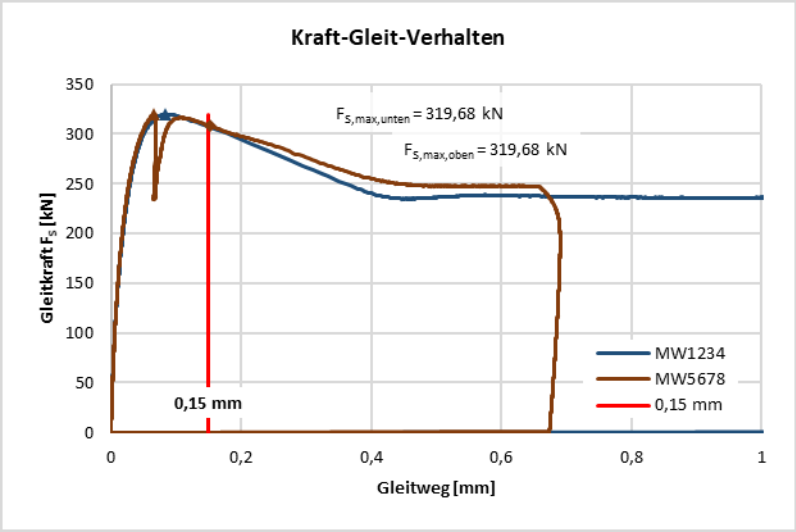


NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche

Sg_10_RnRQ

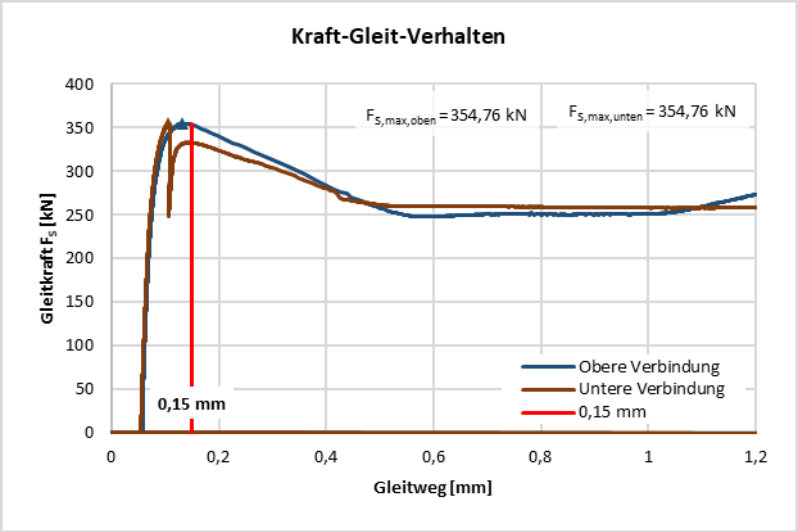


Sg_11_RQ

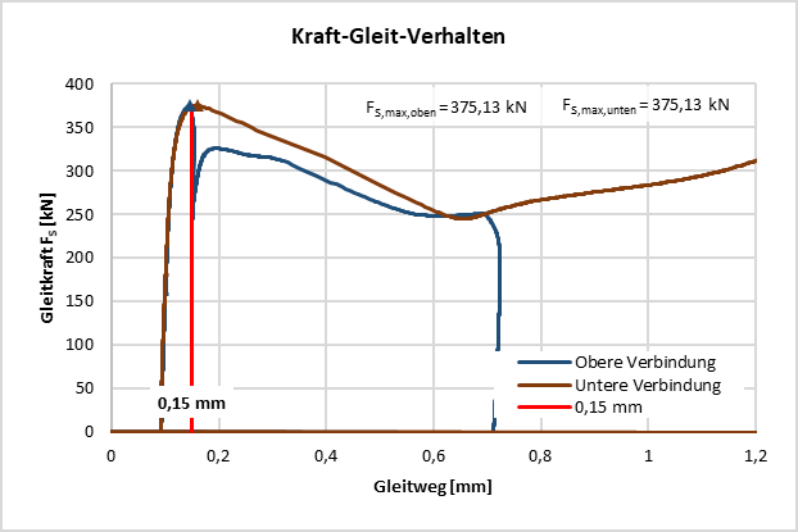


NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche

Sg_14_KQ

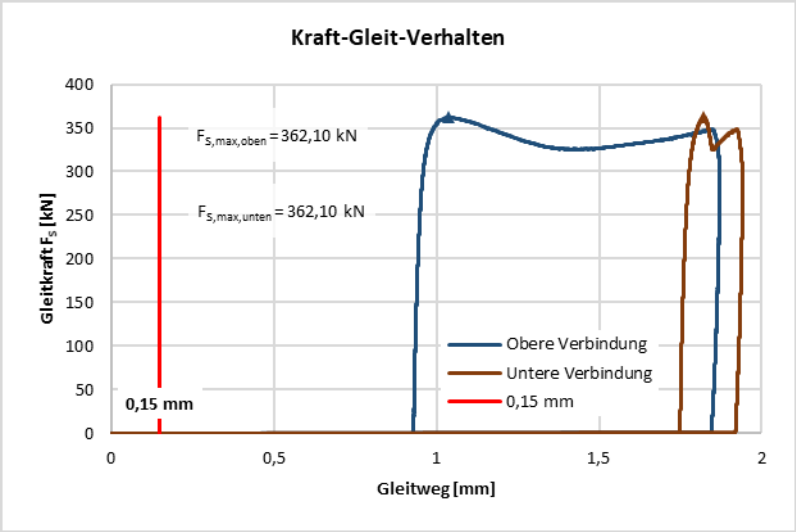


Sg_17_ZQ



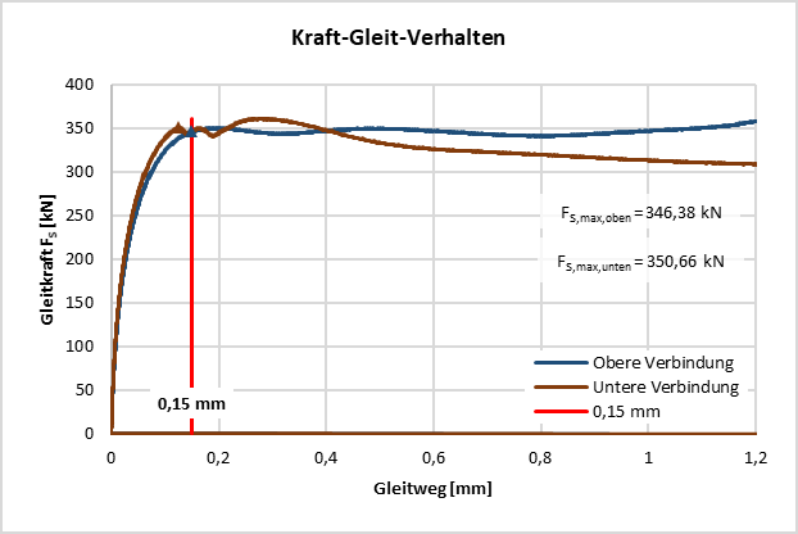
NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche

Sg_18_RnKRQ

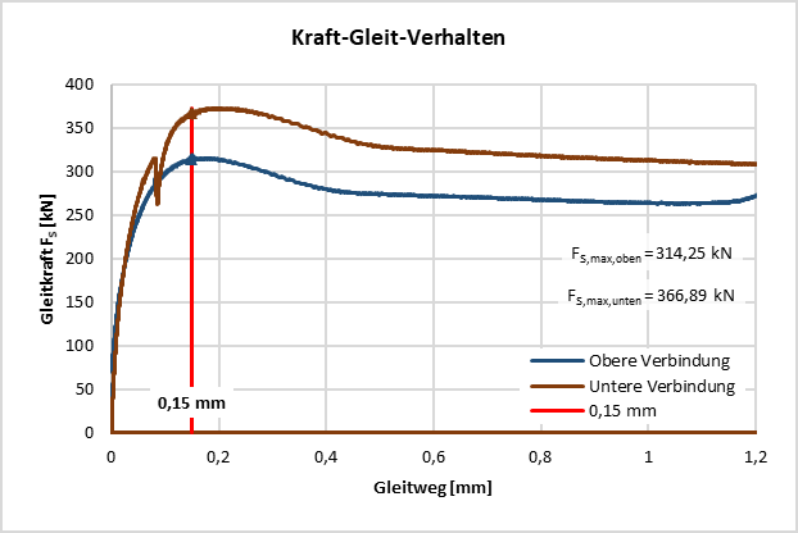


NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche

Sa_01_Q

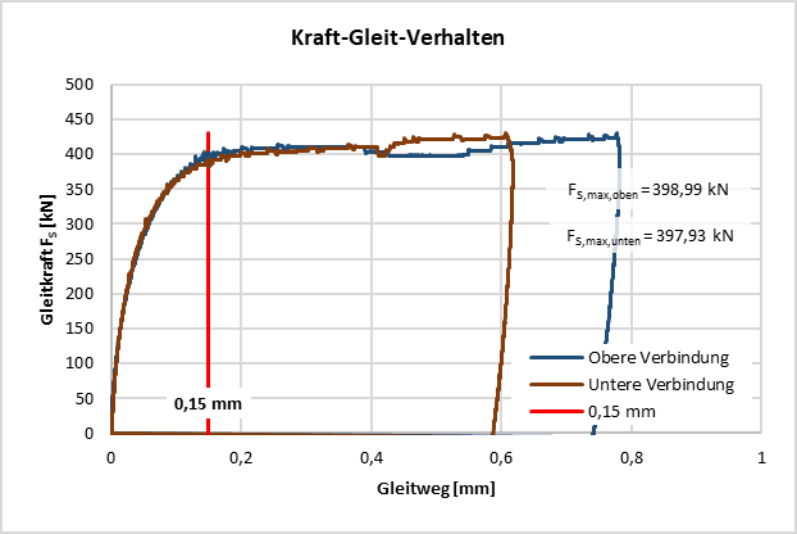


Sa_02_Q

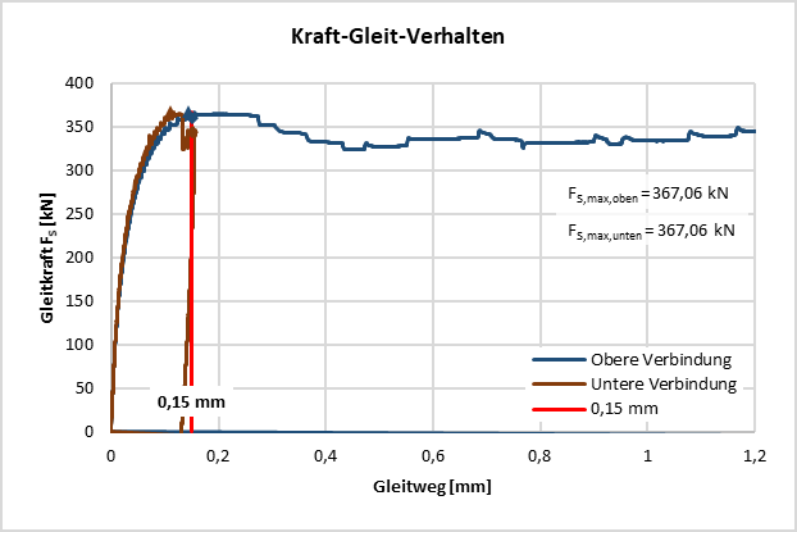


NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche

Sa_03_Q

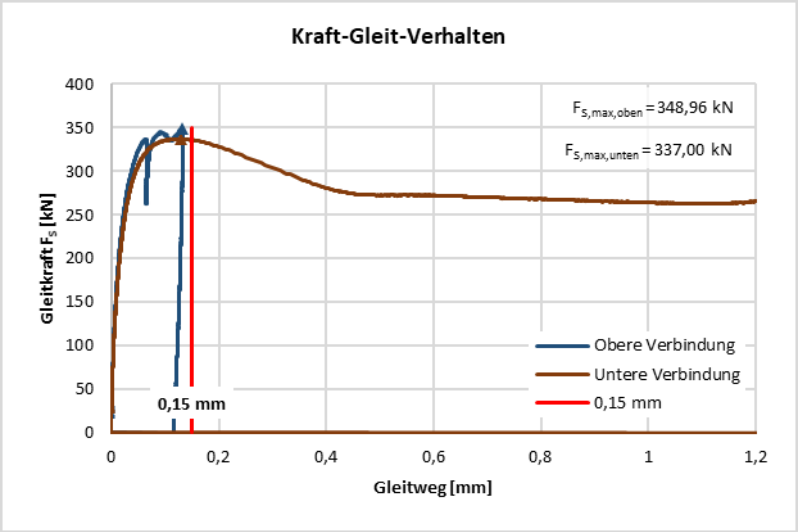


Sa_04_Q

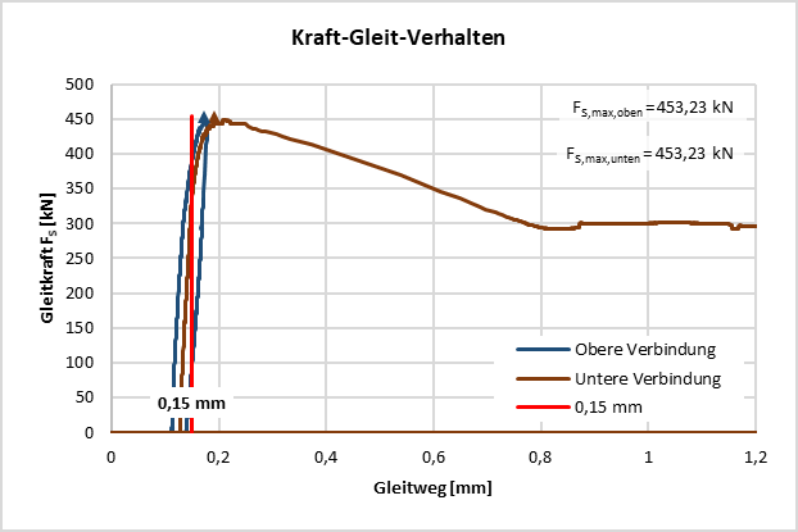


NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche

Sa_08_RQ

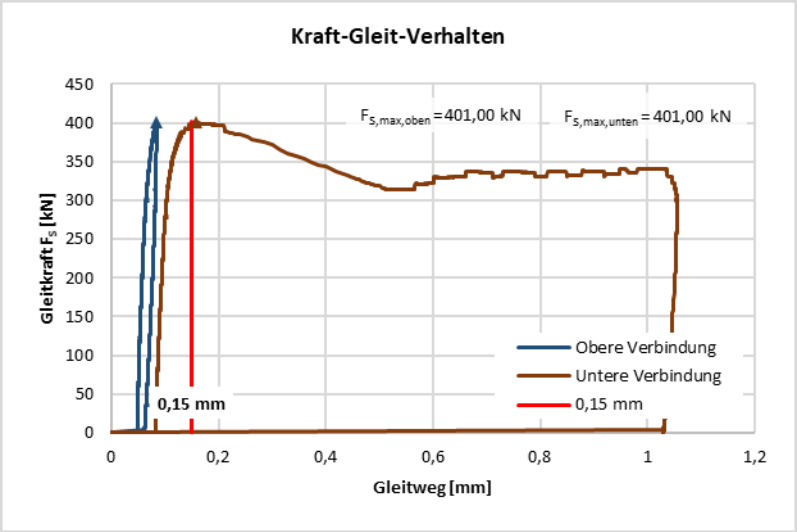


Sa_12_ZQ

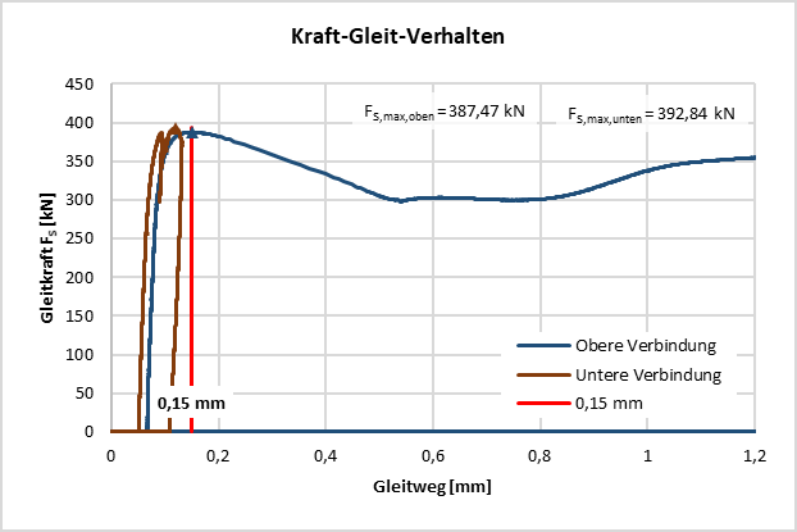


NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche

Sa_13_ZQ

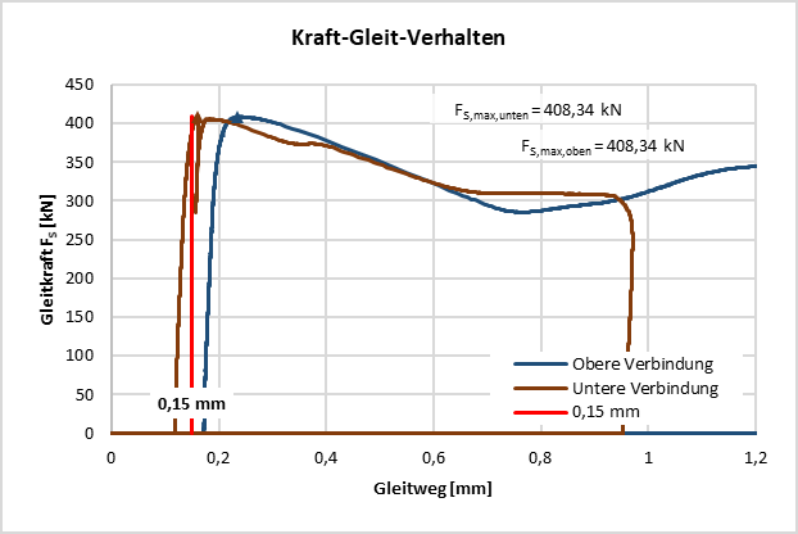


Sa_14_ZQ

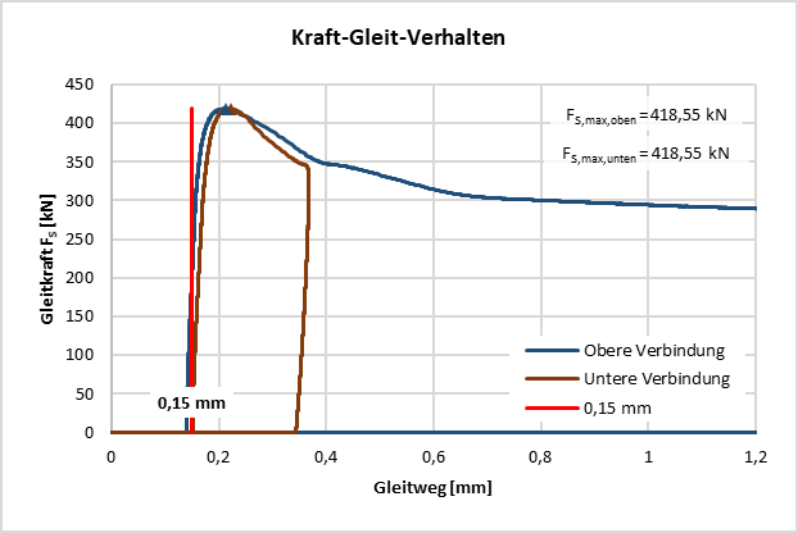


NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche

Sa_15_ZQ

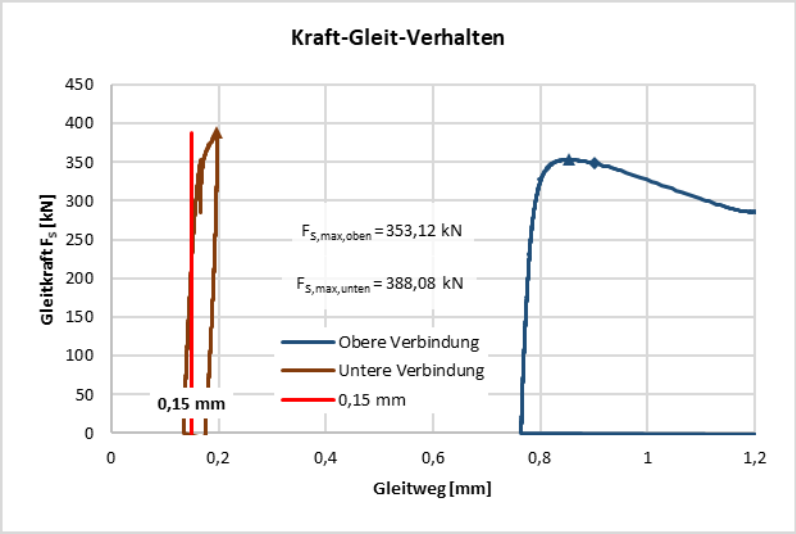


Sa_16_ZQ

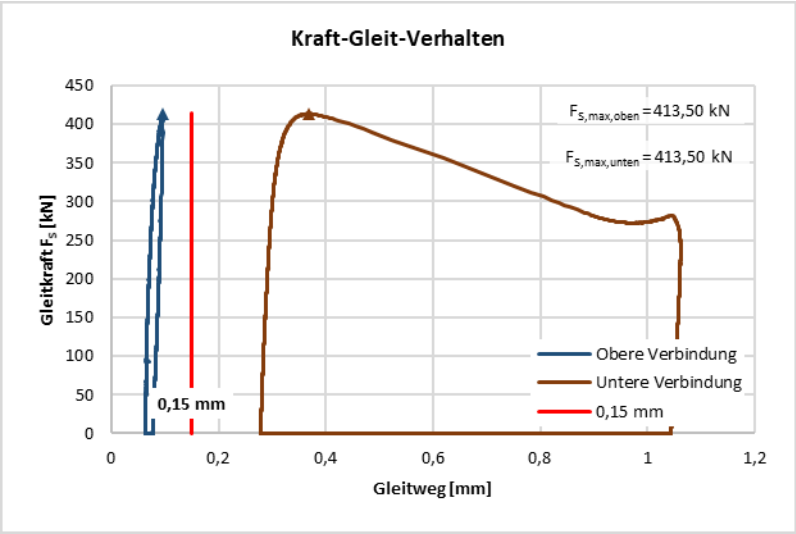


NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche

Sa_17_KKRQ

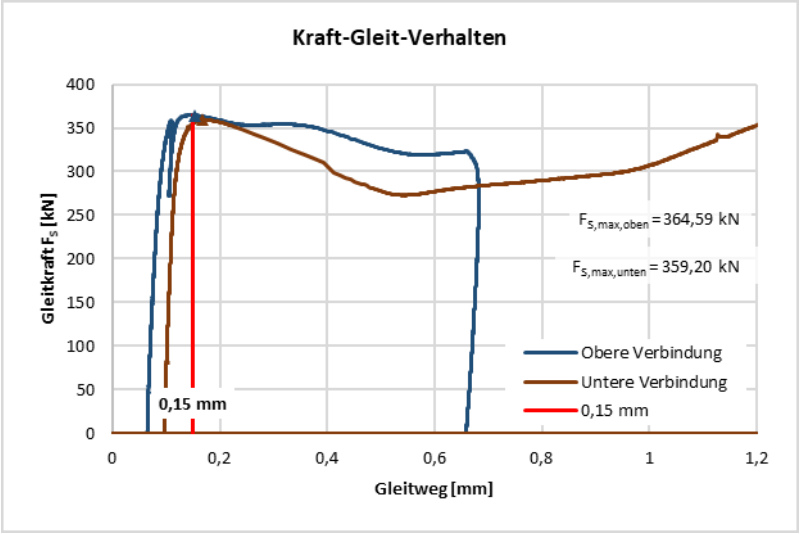


Sa_18_KnKRQ



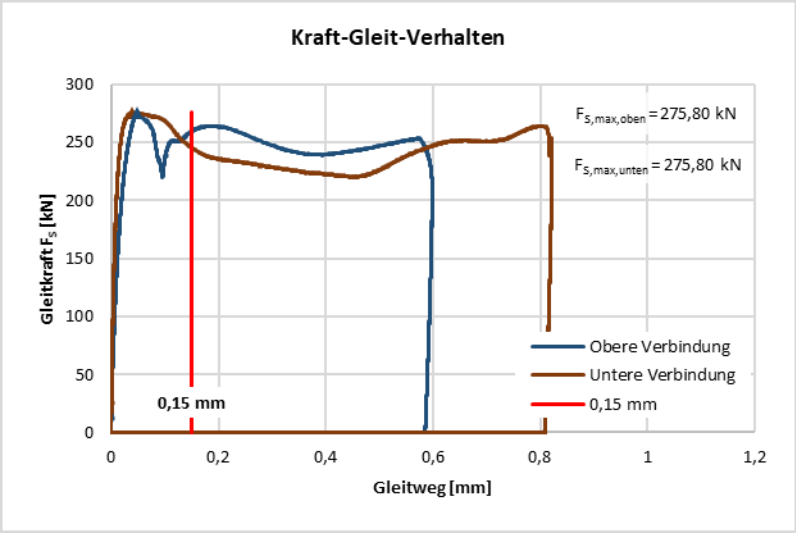
NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche

Sa_19_KQ

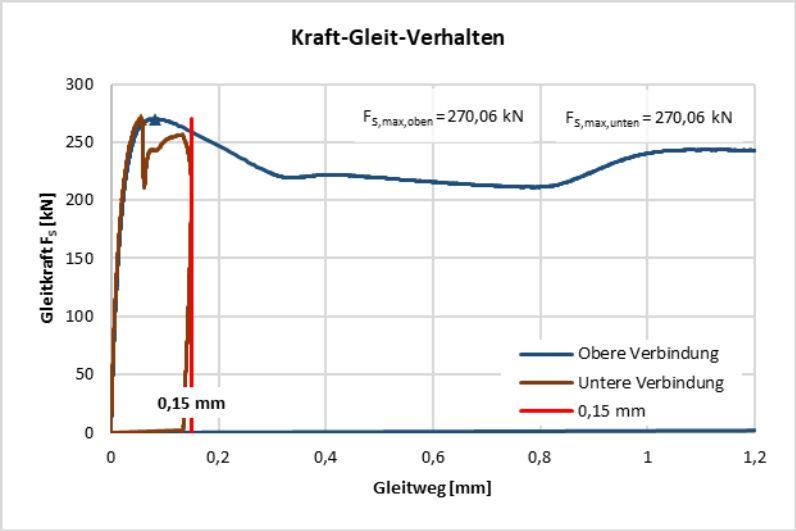


NT-verzinkter Sebistystahl (250 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

SY_02_RQ

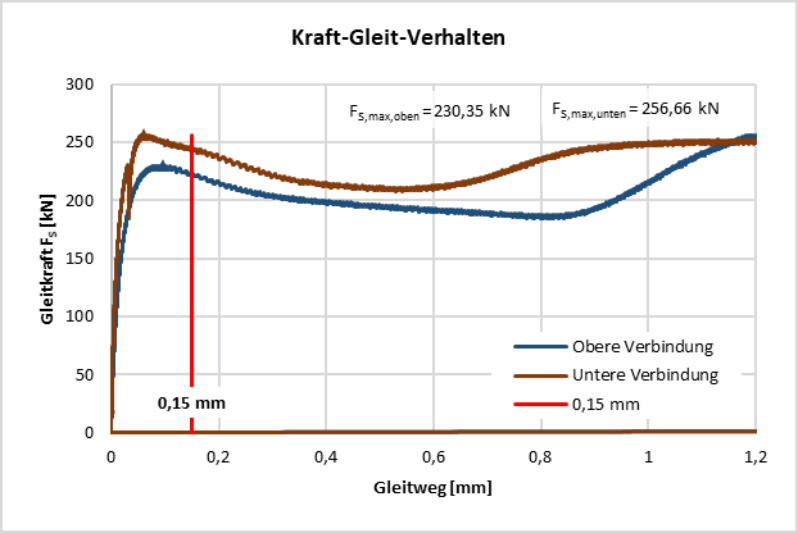


SY_03_RQ

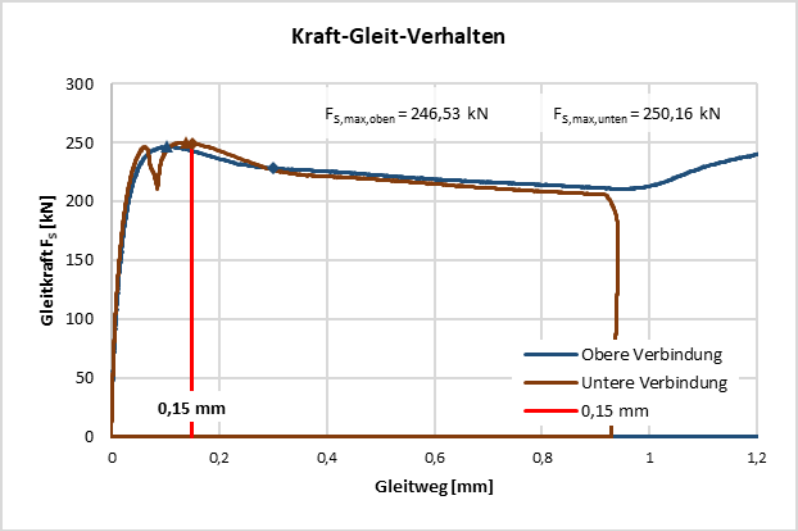


NT-verzinkter Sebistystahl (250 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

SY_04_Q

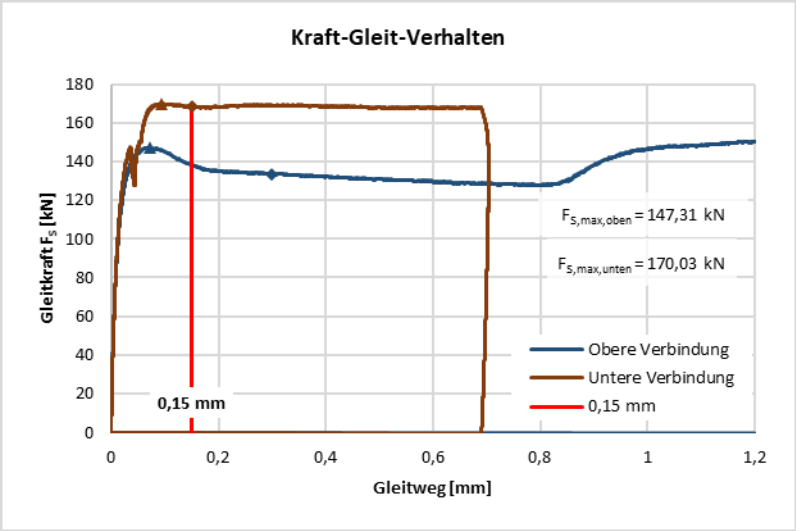


SY_05_Q

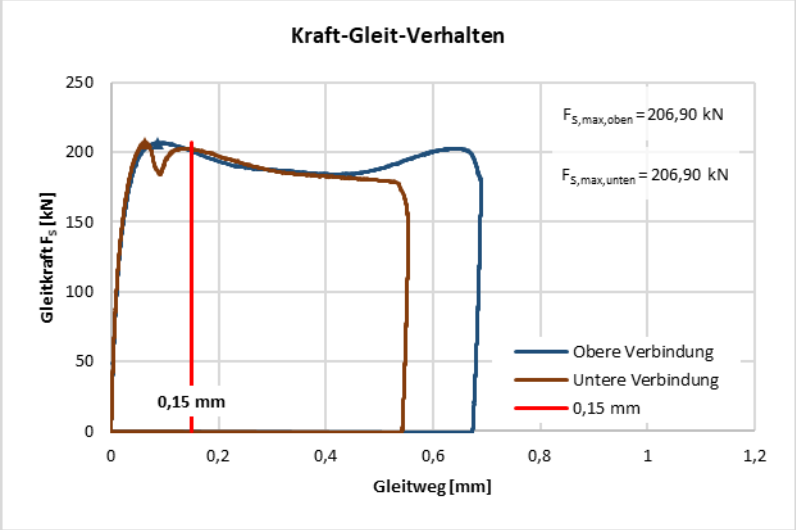


NT-verzinkter Sebistystahl (250 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

SY_06_Q

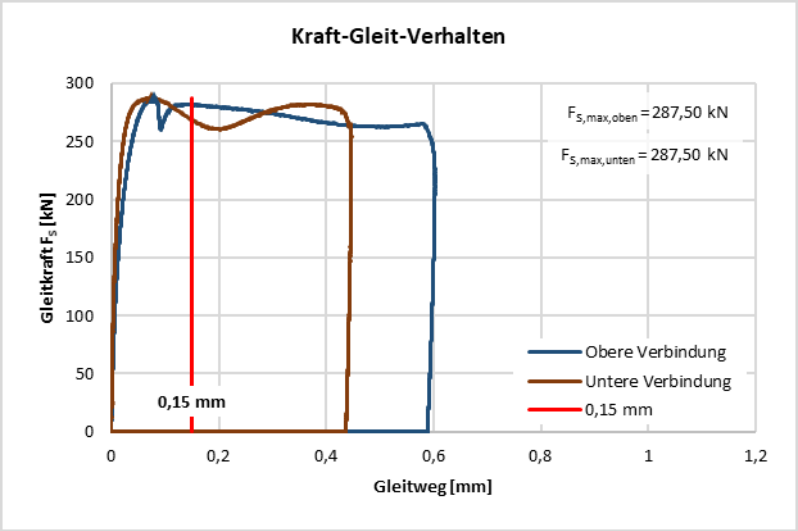


SY_07_Q

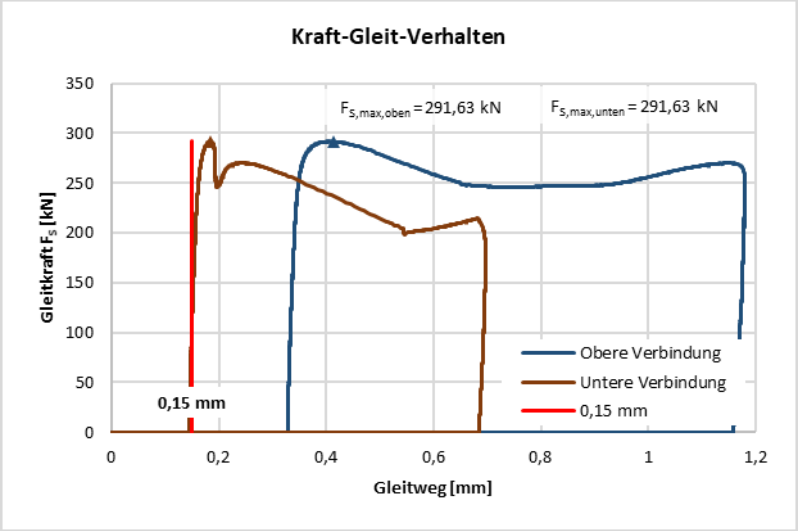


NT-verzinkter Sebistystahl (250 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

SY_08_Q

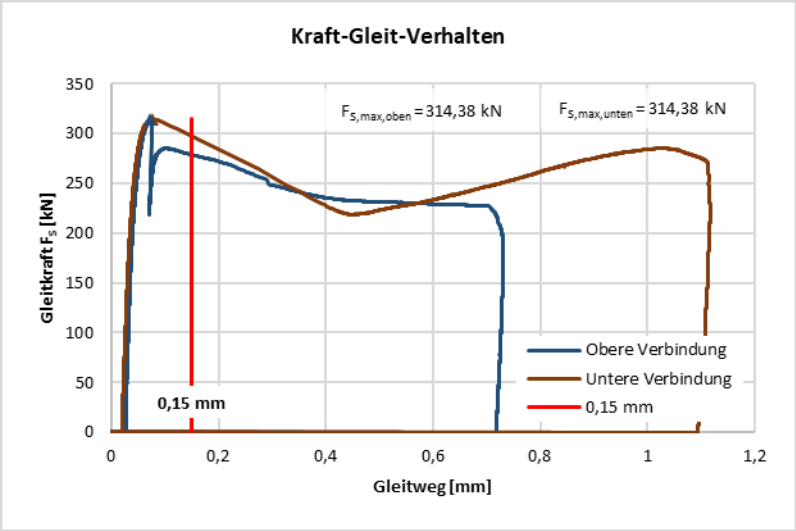


SY_11_KQ

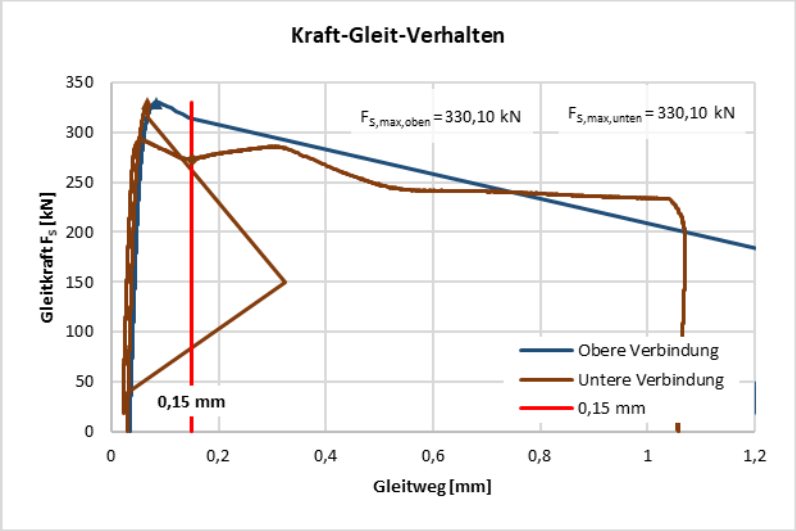


NT-verzinkter Sebistystahl (250 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

SY_12_ZQ

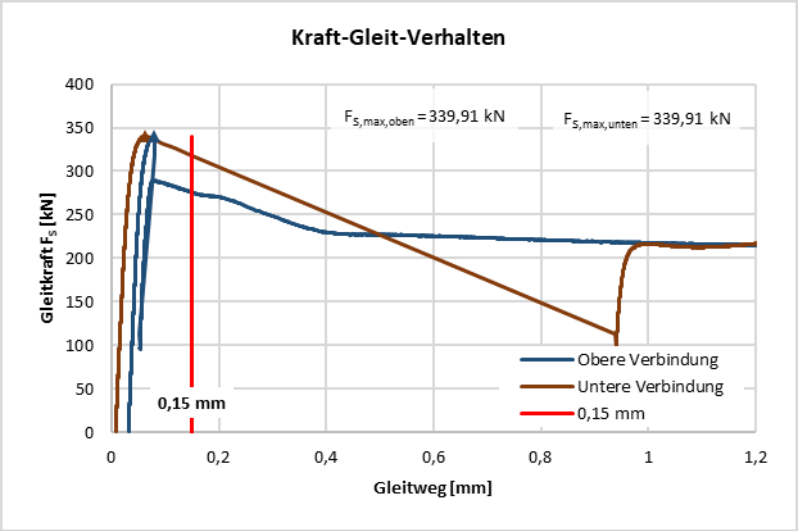


SY_13_ZQ

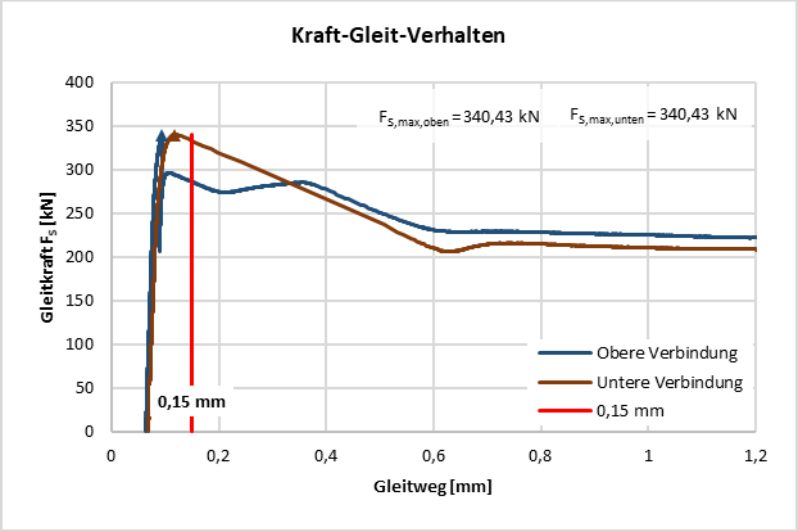


NT-verzinkter Sebistystahl (250 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

SY_14_ZQ

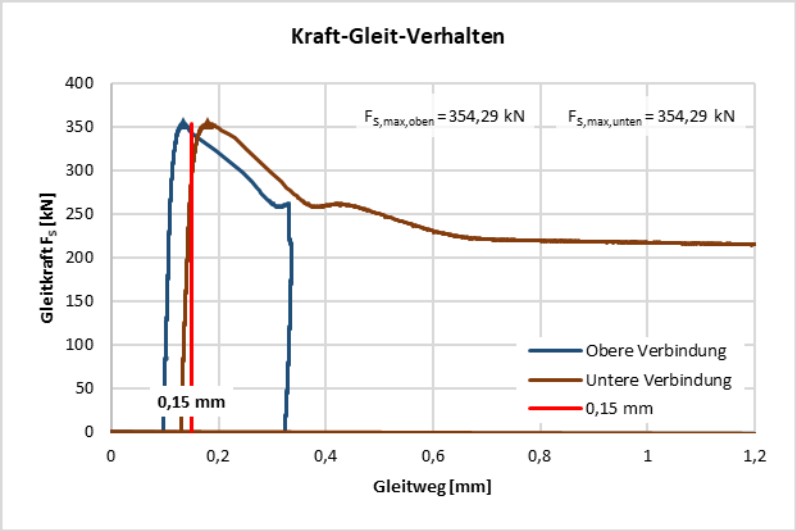


SY_15_ZQ

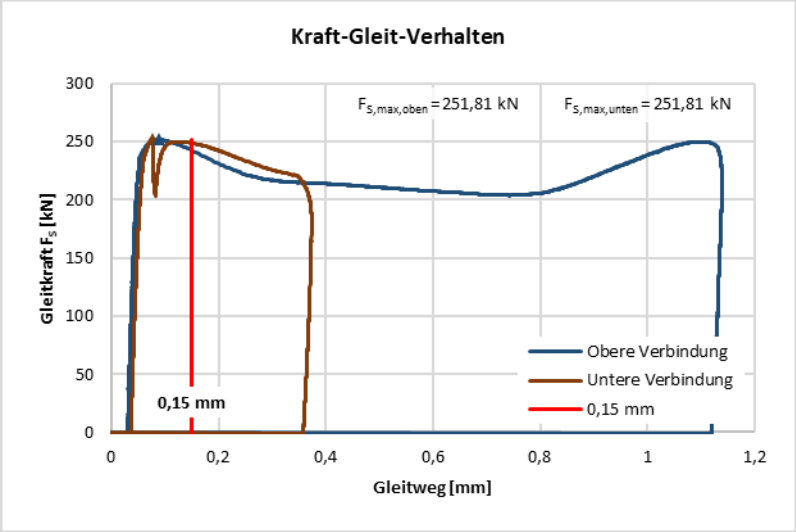


NT-verzinkter Sebistystahl (250 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

SY_17_ZQ

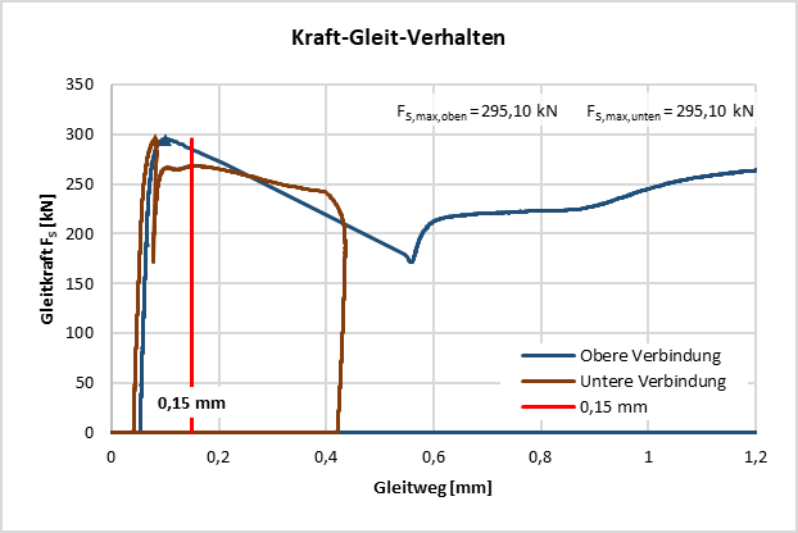


SY_19_ZQ

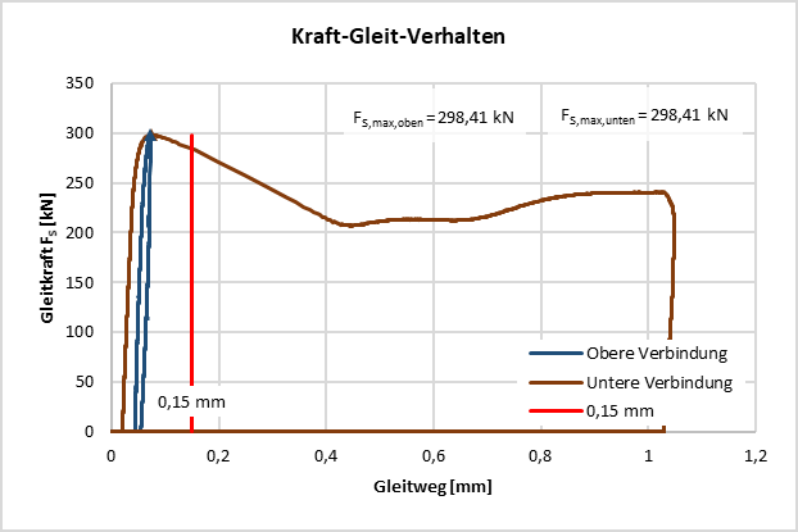


NT-verzinkter Sebistystahl (250 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

SY_20_ZQ

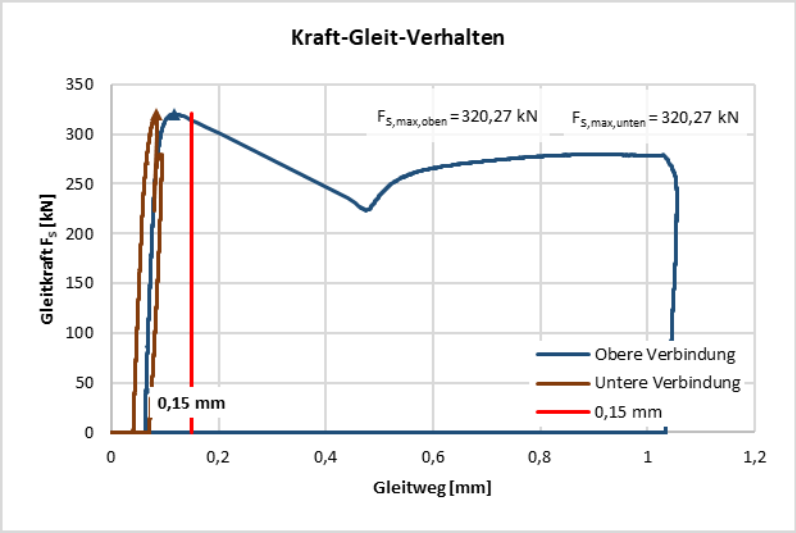


SY_21_ZQ

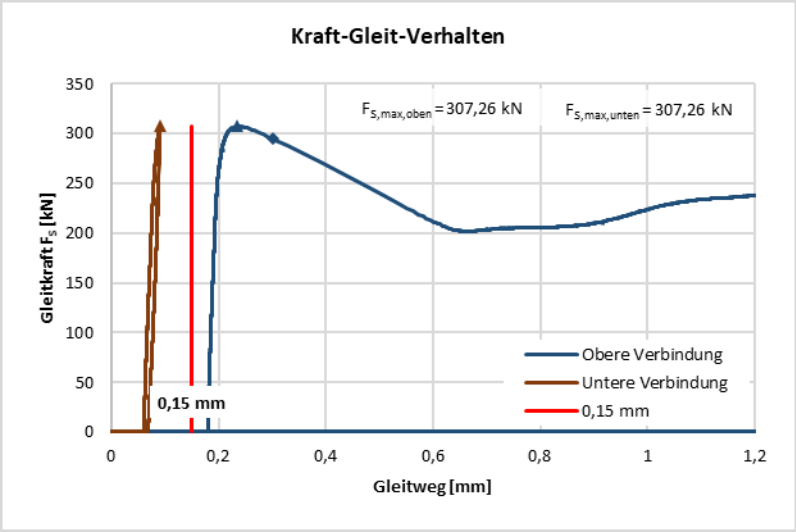


NT-verzinkter Sebistystahl (250 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

SY_22_ZQ

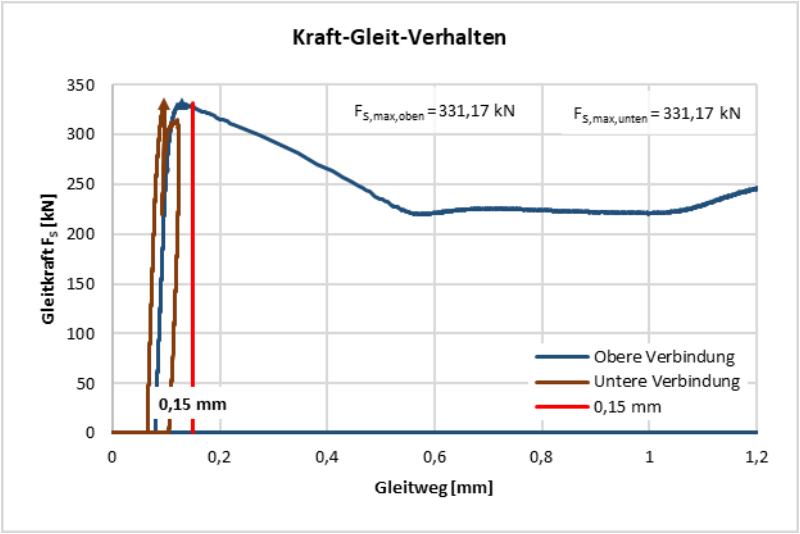


SY_23_ZQ

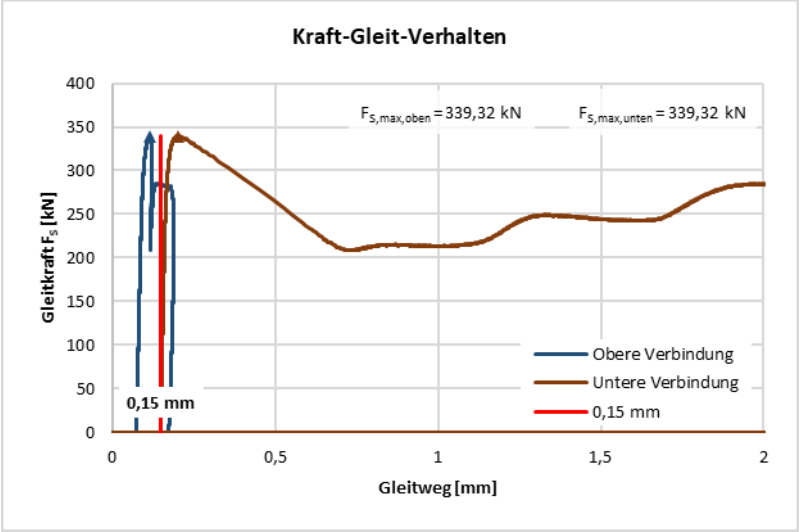


NT-verzinkter Sebistystahl (250 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

SY_24_ZQ

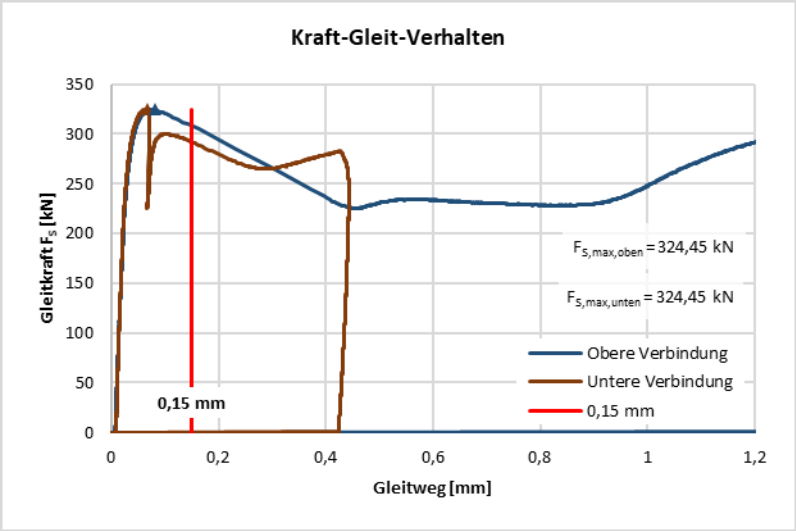


SY_25_ZQ

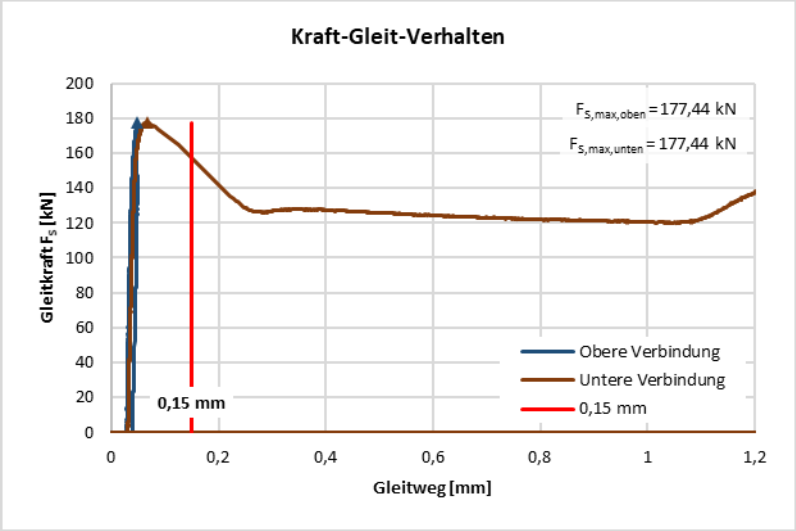


NT-verzinkter Sebistystahl (250 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

SY_26_ZQ

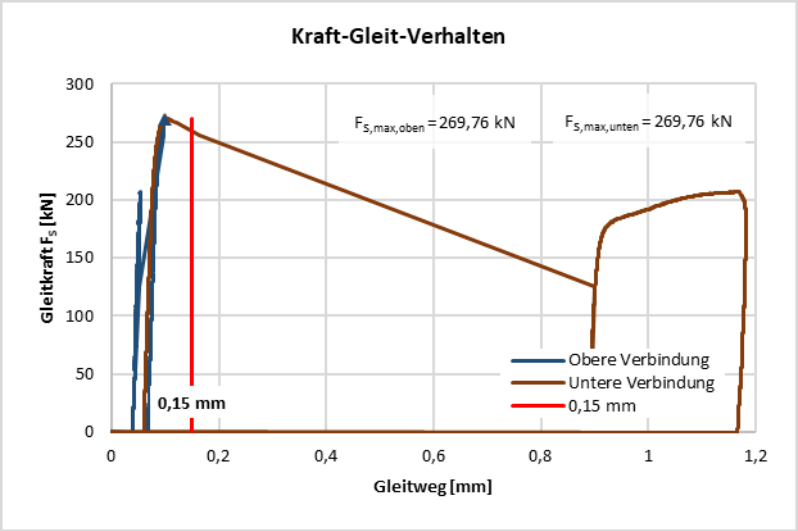


SY_27_ZQ

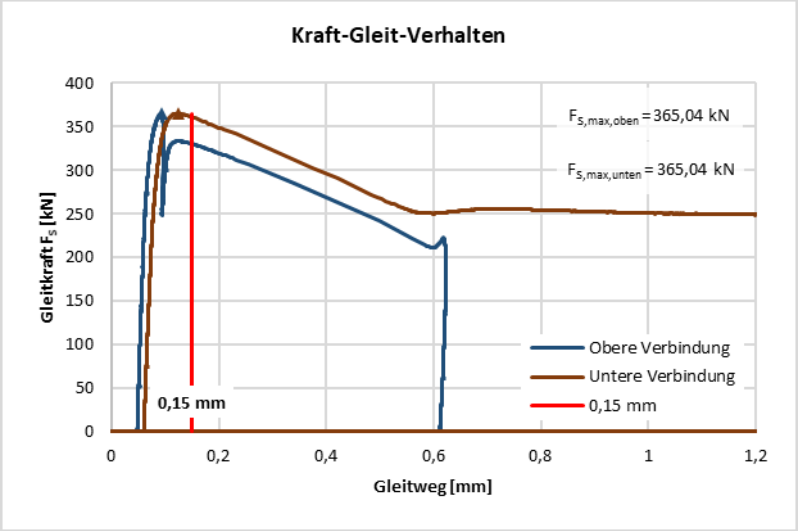


NT-verzinkter Sebistystahl (250 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

SY_28_ZQ

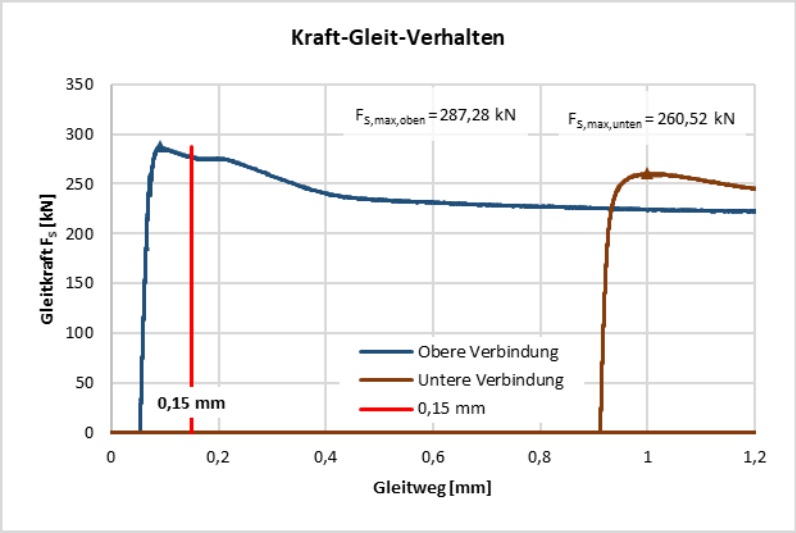


SY_29_ZQ

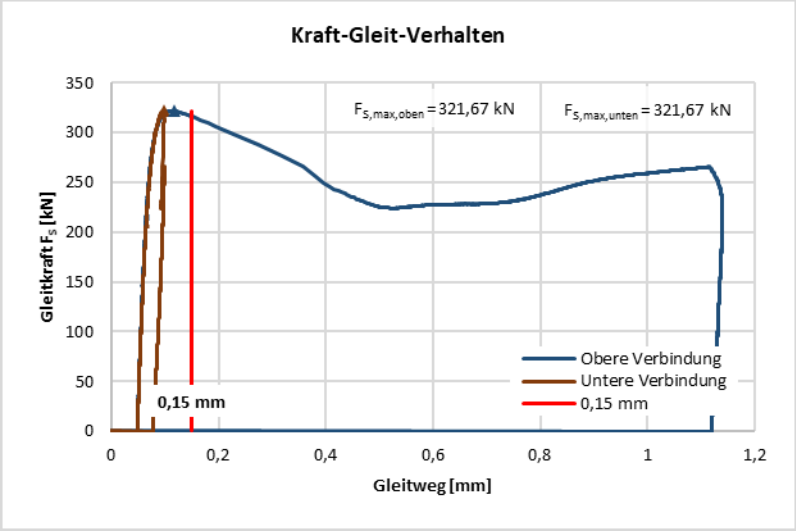


NT-verzinkter Sebistystahl (250 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

SY_30_ZQ

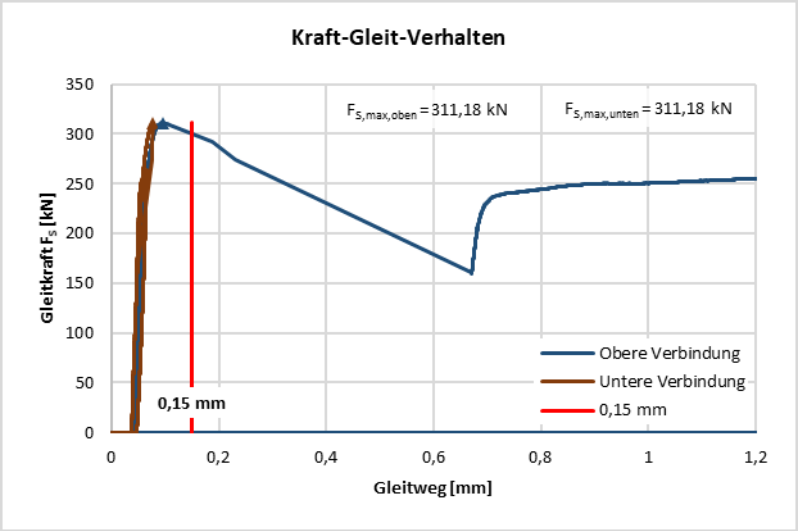


SY_31_ZQ

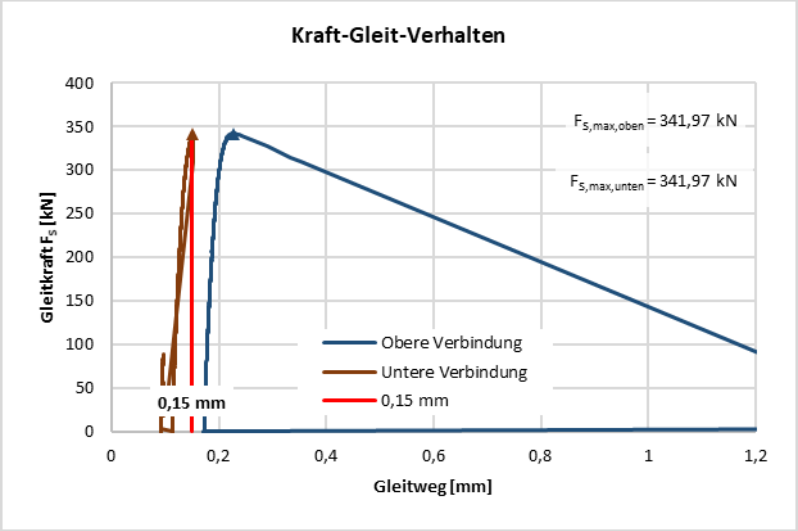


NT-verzinkter Sebistystahl (250 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

SY_32_ZQ

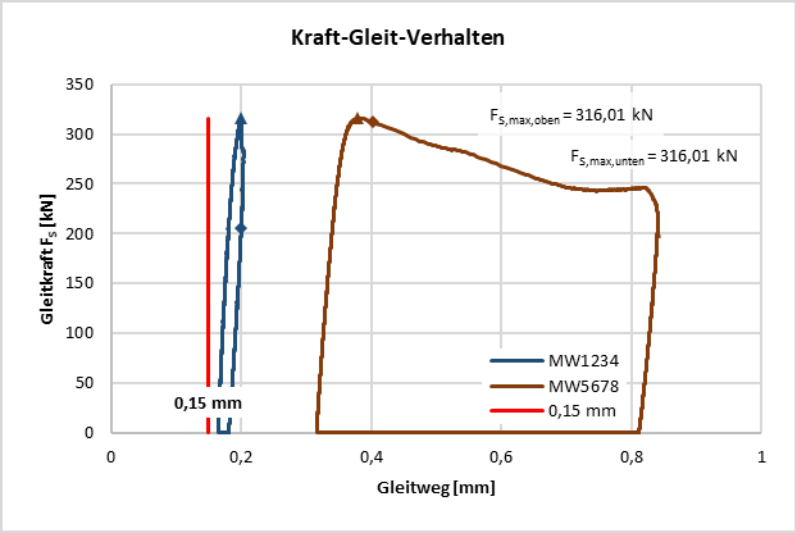


SY_33_KKRQ

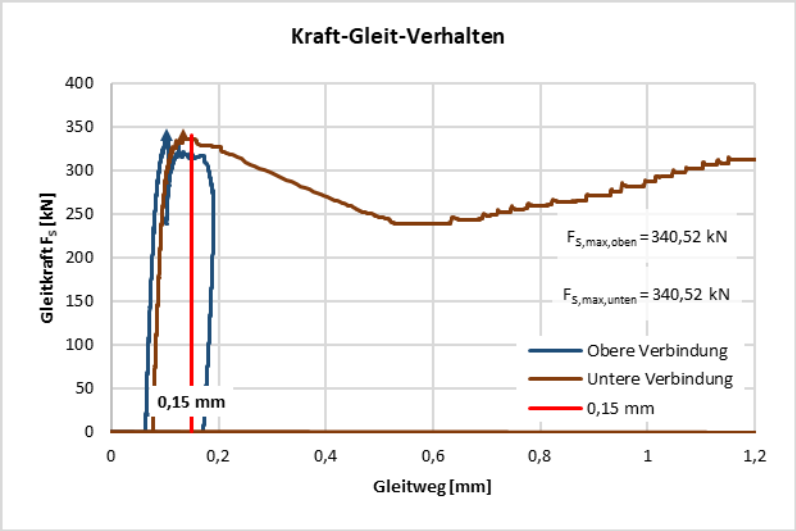


NT-verzinkter Sebistystahl (250 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

SY_34_KKRQ

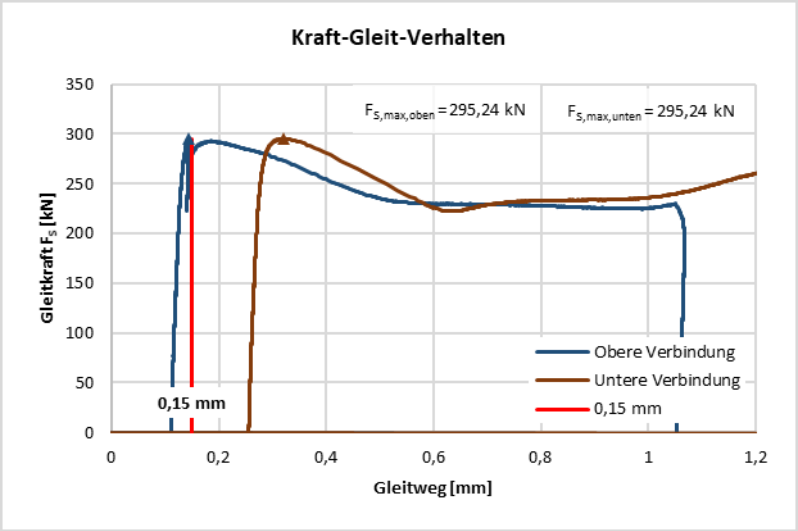


SY_35_ZQ



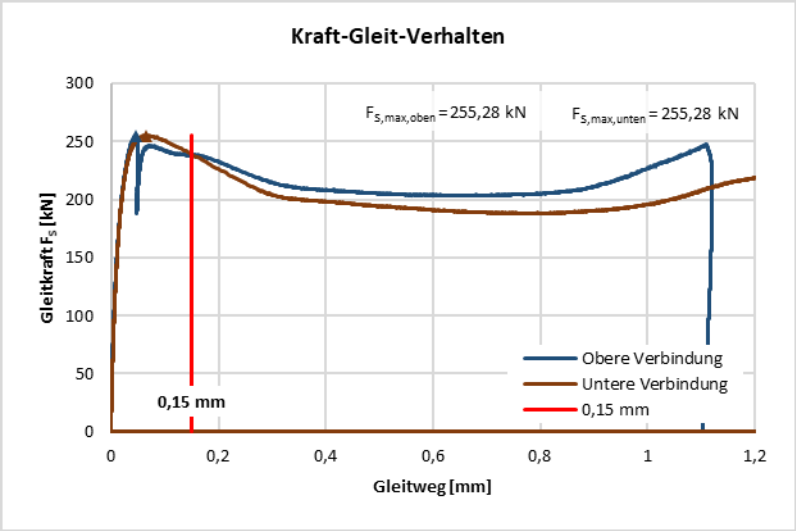
NT-verzinkter Sebistystahl (250 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

SY_36_ZQ

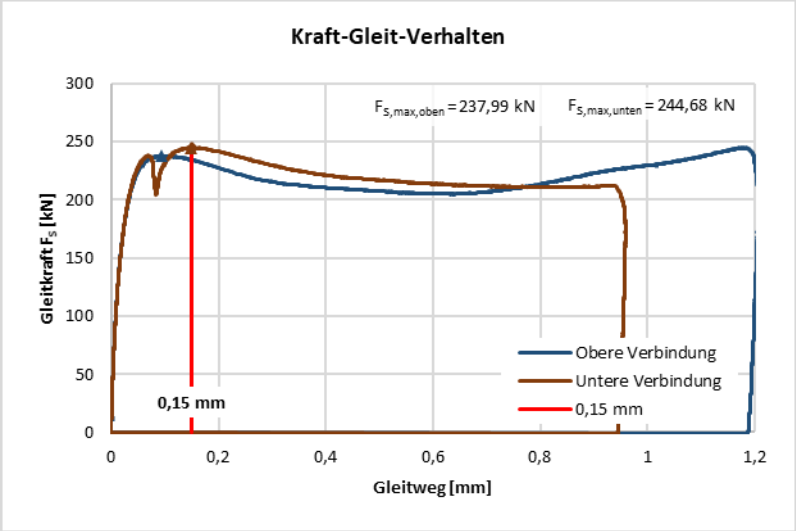


NT-verzinkter Sebistystahl (500 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

S5Y_01_RQ

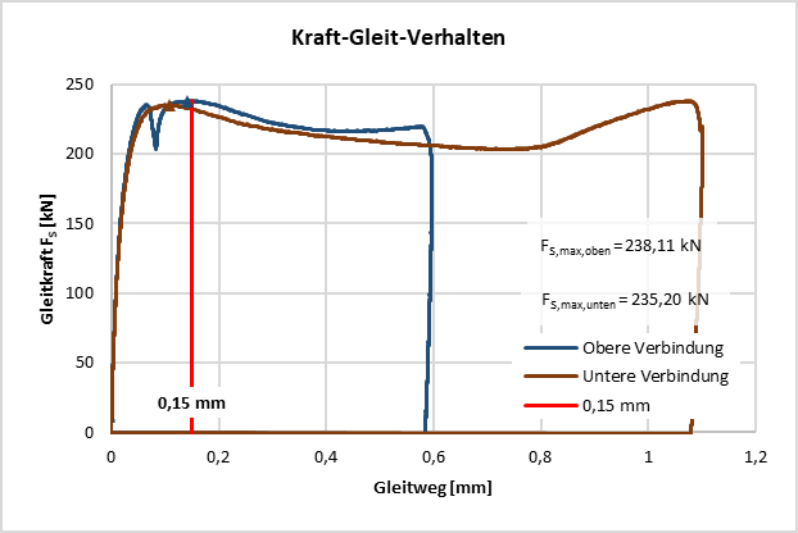


S5Y_02_Q

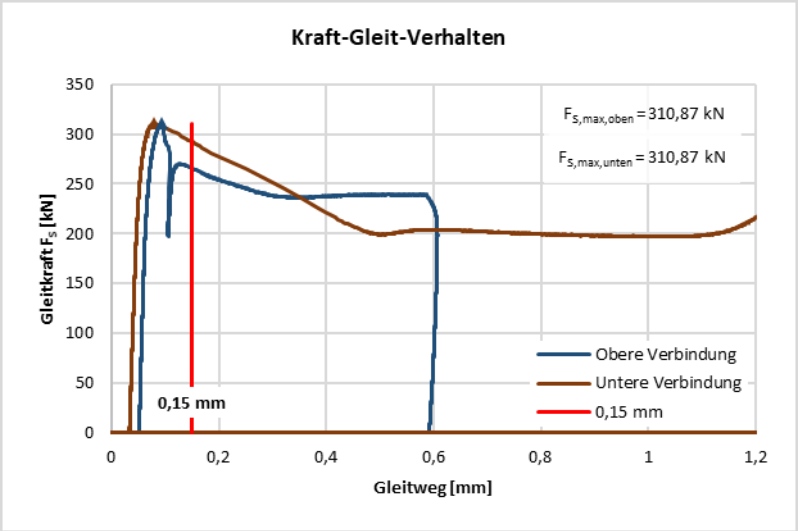


NT-verzinkter Sebistystahl (500 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

S5Y_03_Q

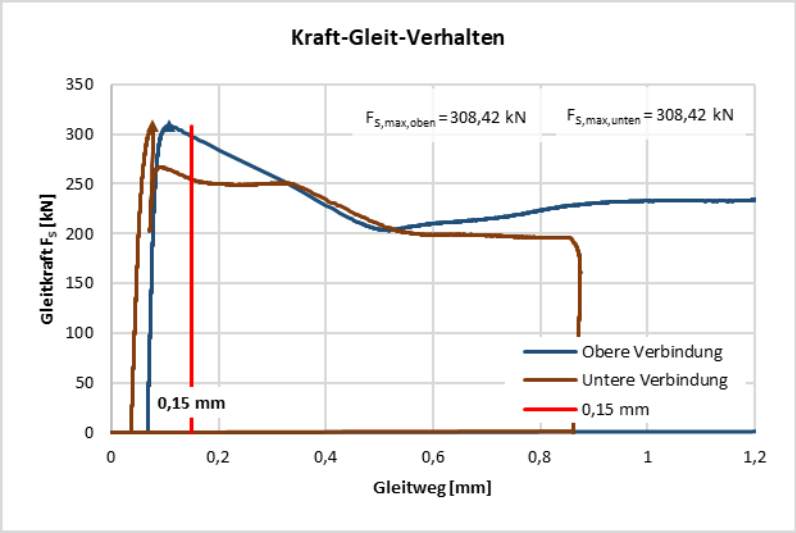


S5Y_05_ZQ

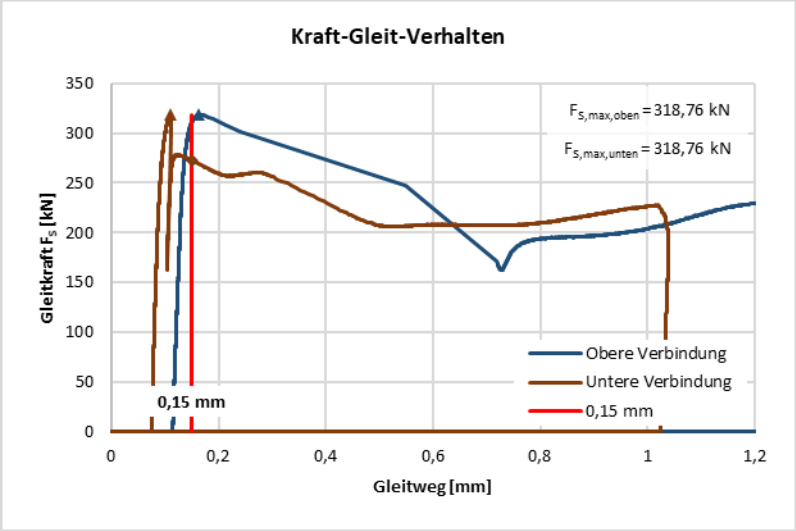


NT-verzinkter Sebistystahl (500 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

S5Y_06_ZQ

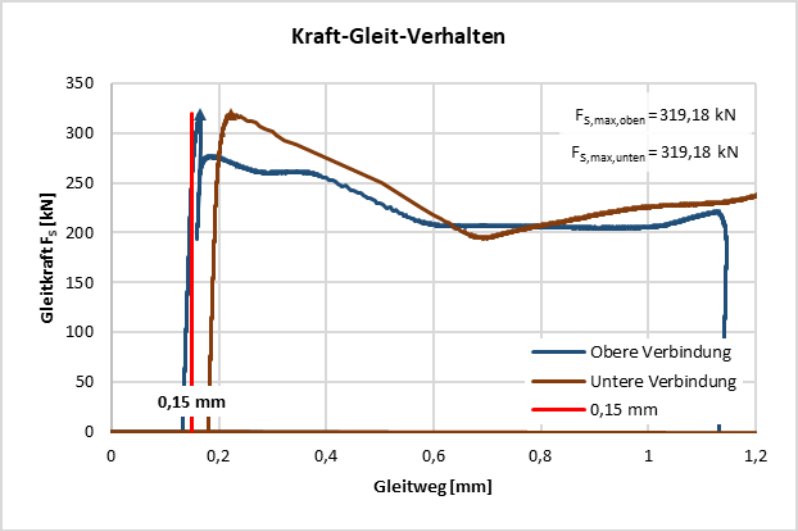


S5Y_07_ZQ

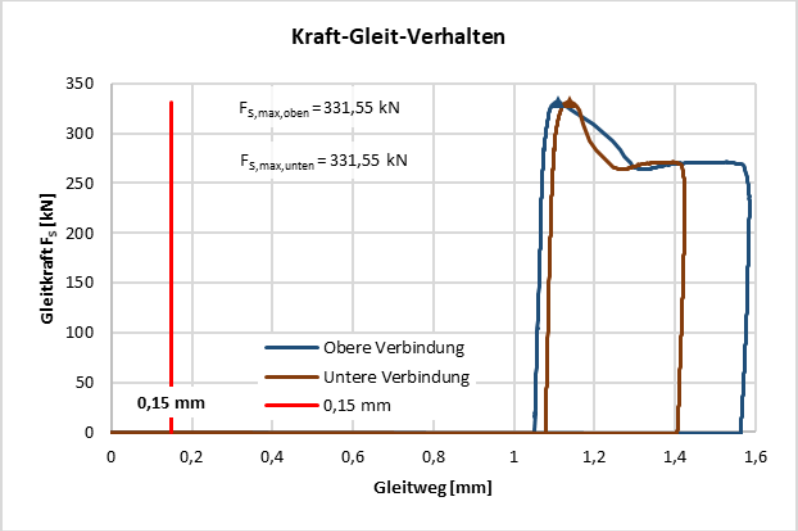


NT-verzinkter Sebistystahl (500 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

S5Y_08_ZQ

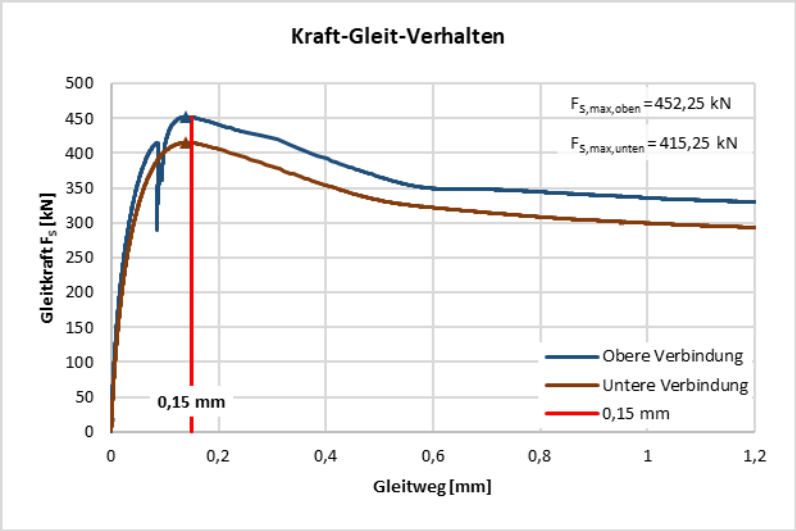


S5Y_09_ZQ

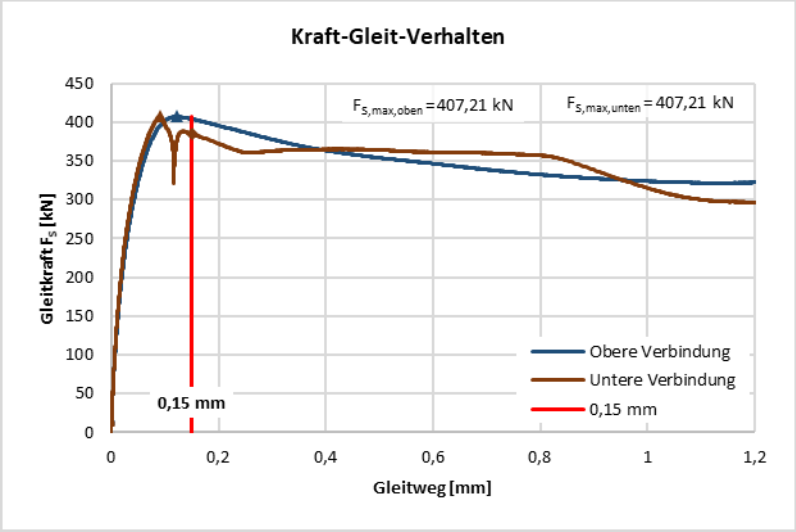


NT-verzinkter Hochsiliziumstahl gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

HY_01_Q

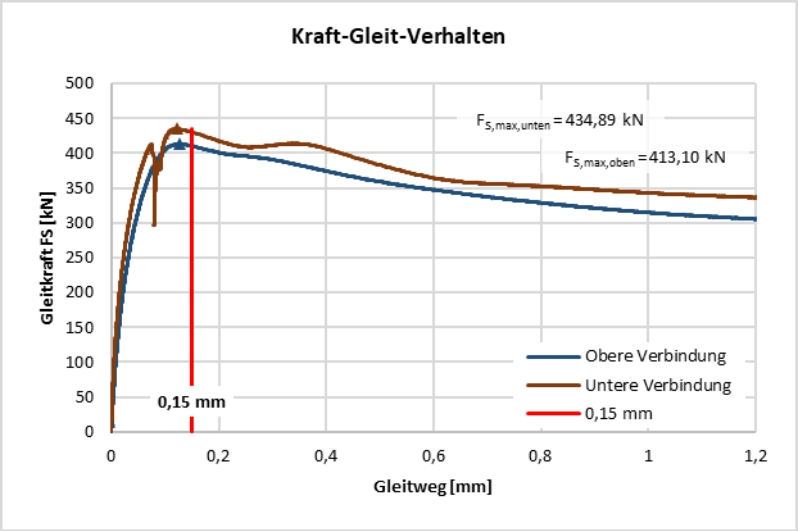


HY_02_Q

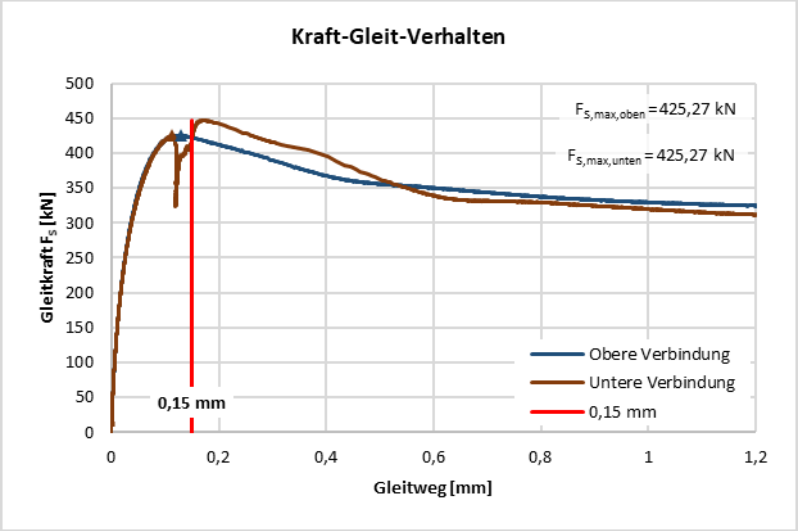


NT-verzinkter Hochsiliziumstahl gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

HY_03_Q

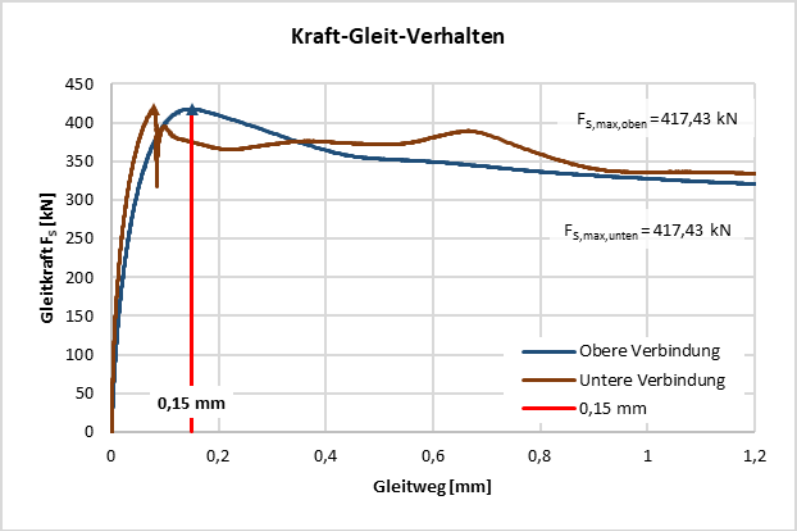


HY_04_Q

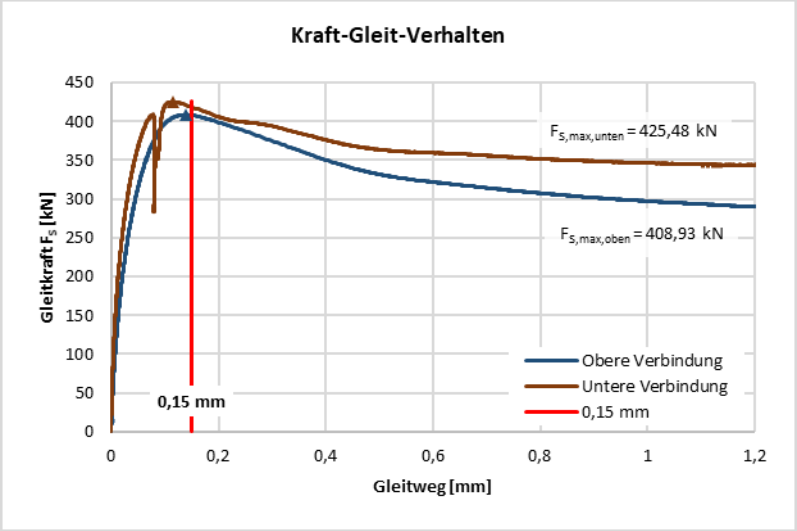


NT-verzinkter Hochsiliziumstahl gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

HY_05_Q

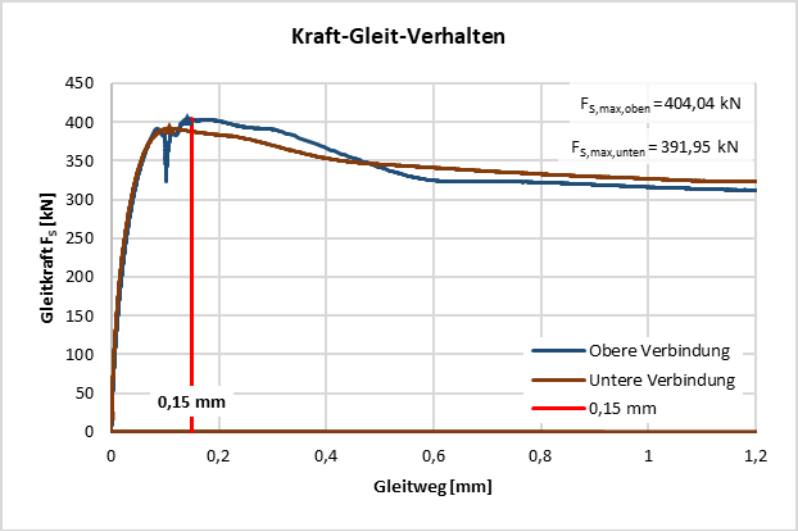


HY_06_Q

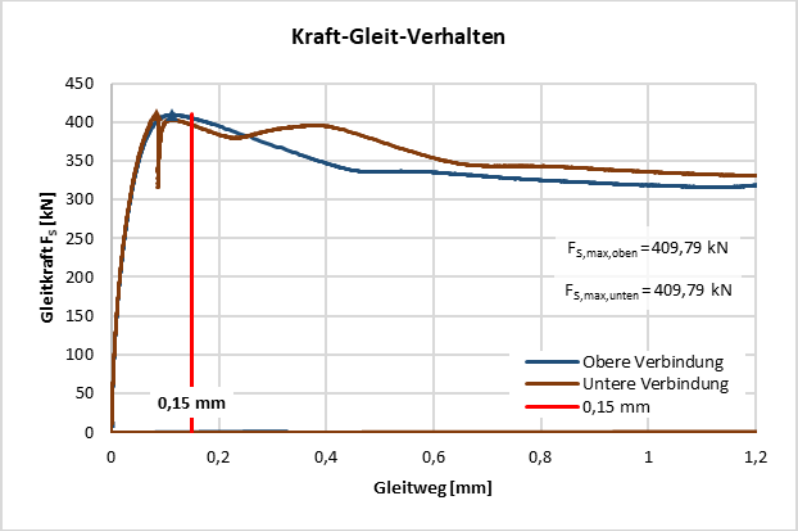


NT-verzinkter Hochsiliziumstahl gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

HY_07_Q

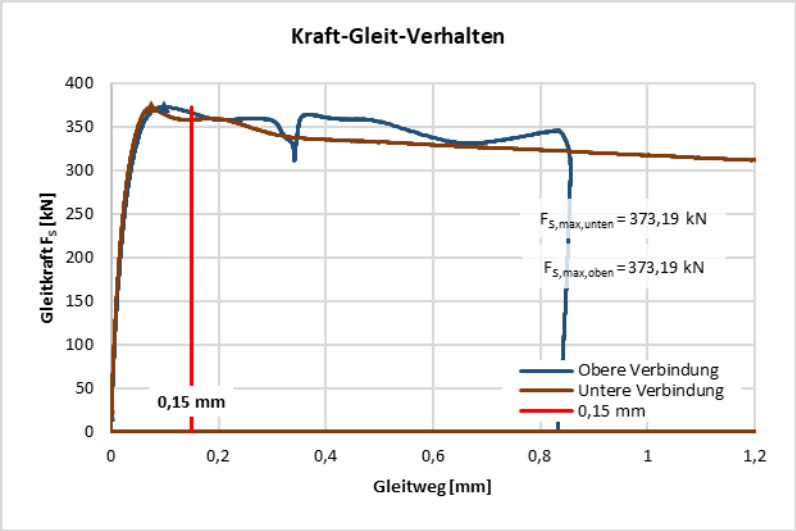


HY_08_Q

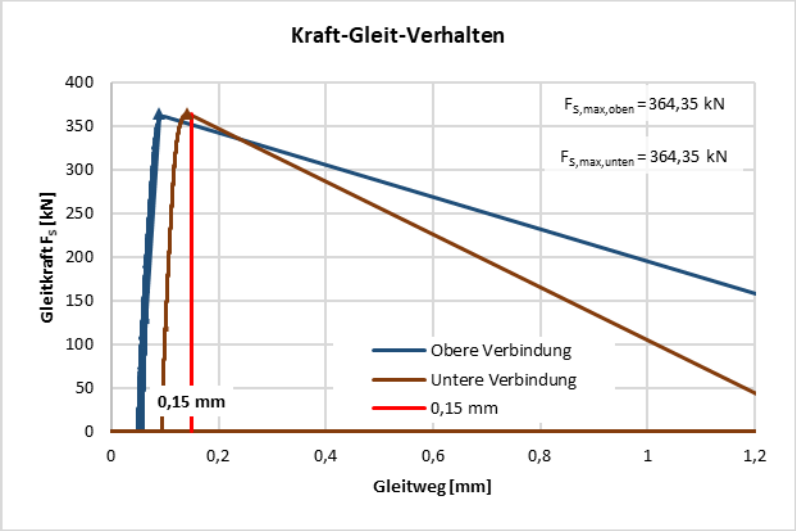


NT-verzinkter Hochsiliziumstahl gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

HY_11_RQ

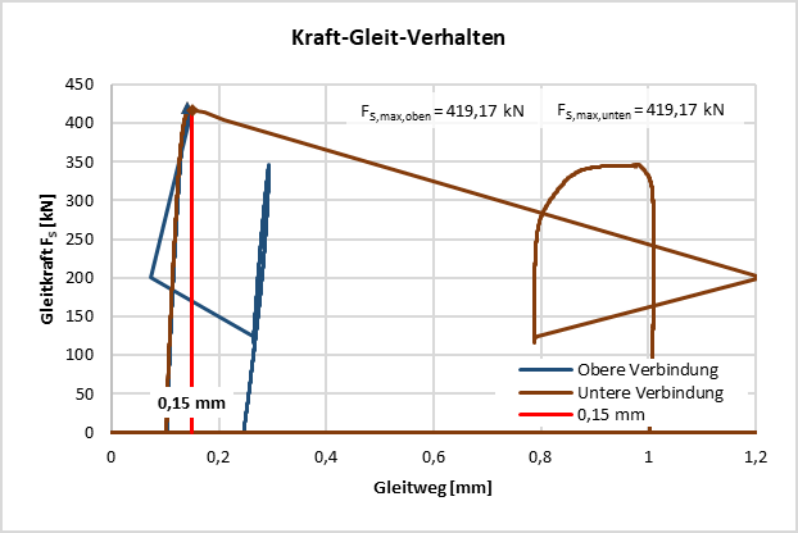


HY_12_KQ

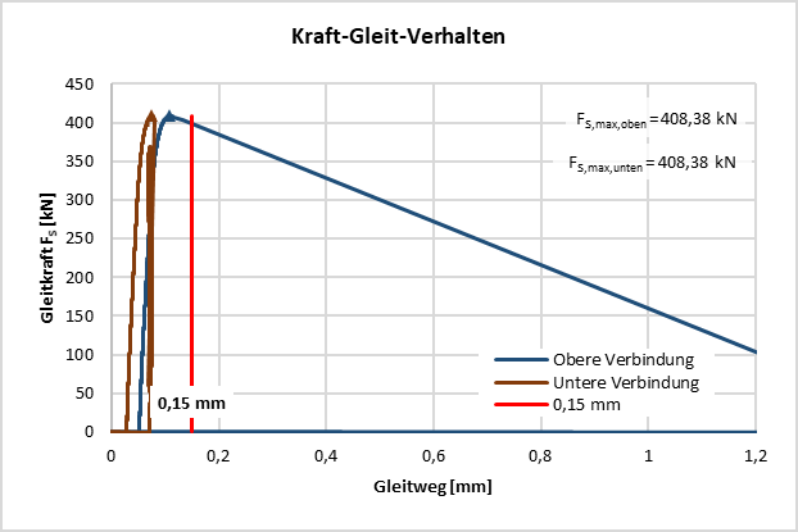


NT-verzinkter Hochsiliziumstahl gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

HY_13_KQ

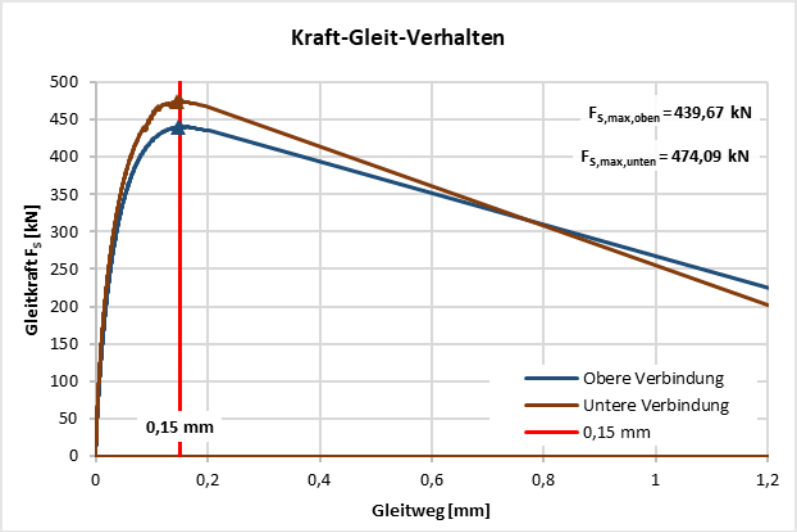


HY_14_ZQ

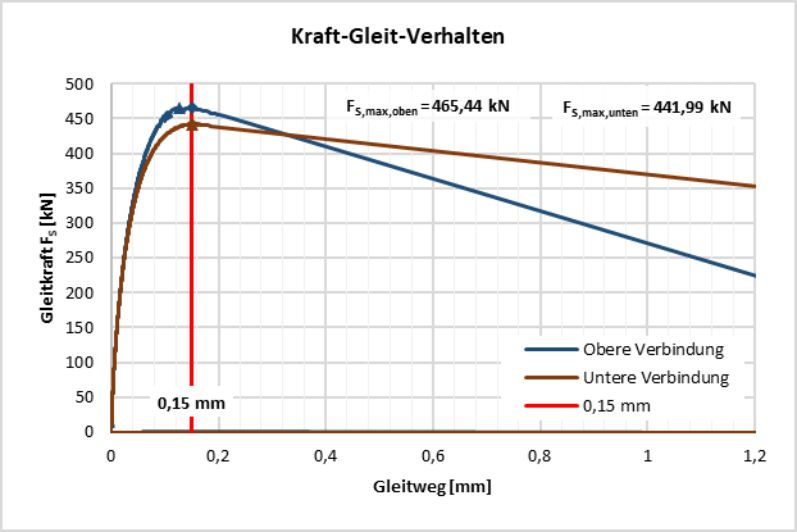


Wetterfester Baustahl, gestrahlt und 16 Wochen bewittert

Ws_01_Q

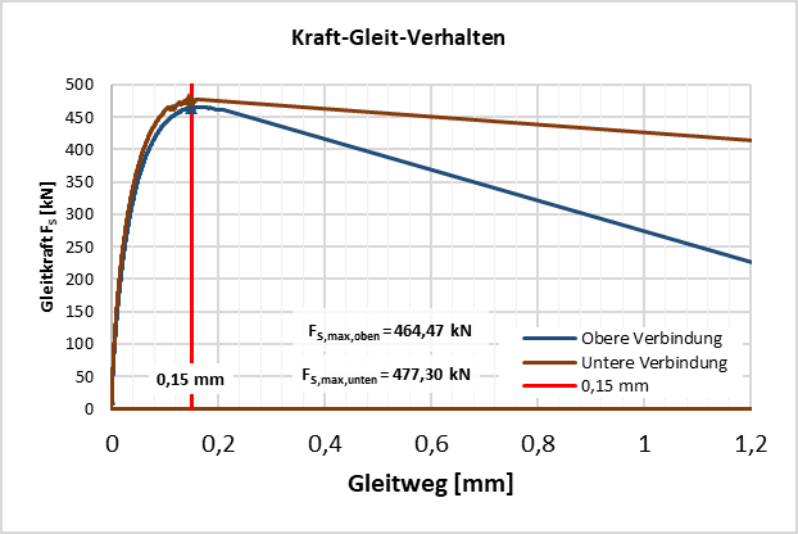


Ws_02_Q

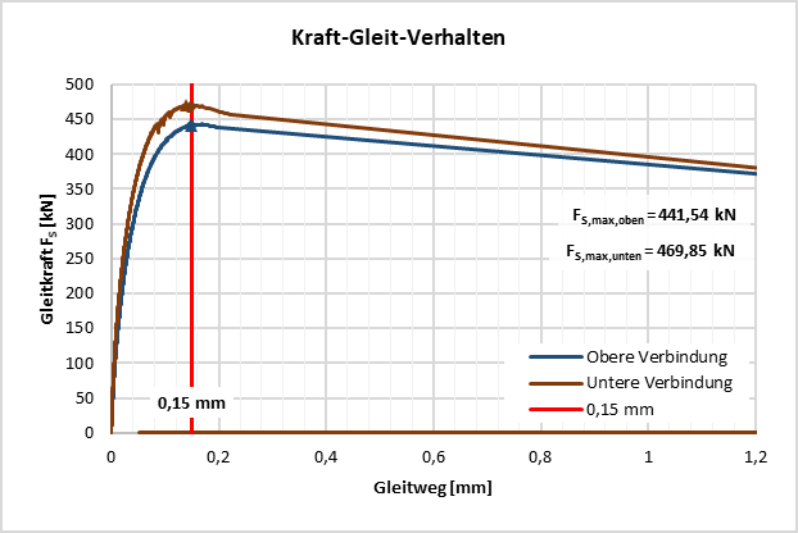


Wetterfester Baustahl, gestrahlt und 16 Wochen bewittert

Ws_03_Q

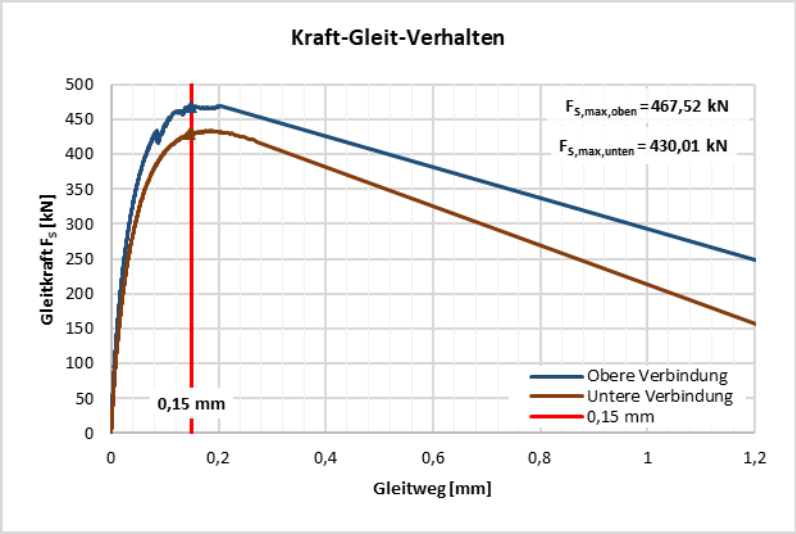


Ws_04_Q

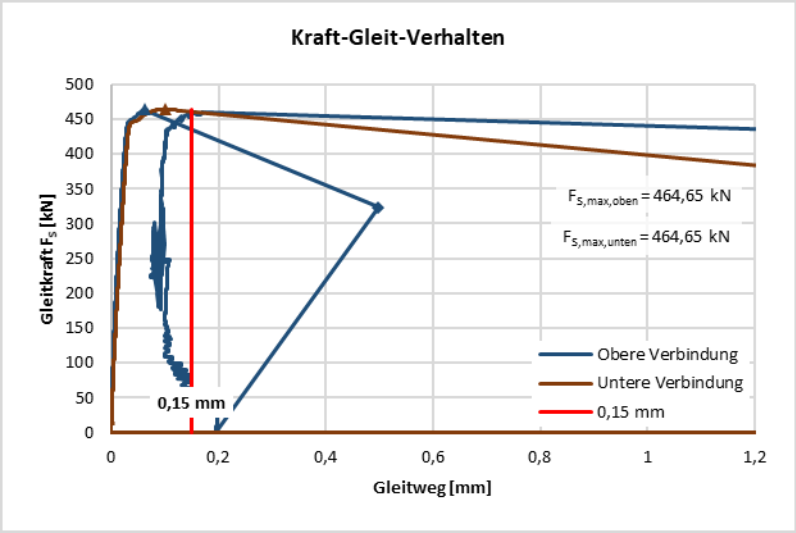


Wetterfester Baustahl, gestrahlt und 16 Wochen bewittert

Ws_05_Q

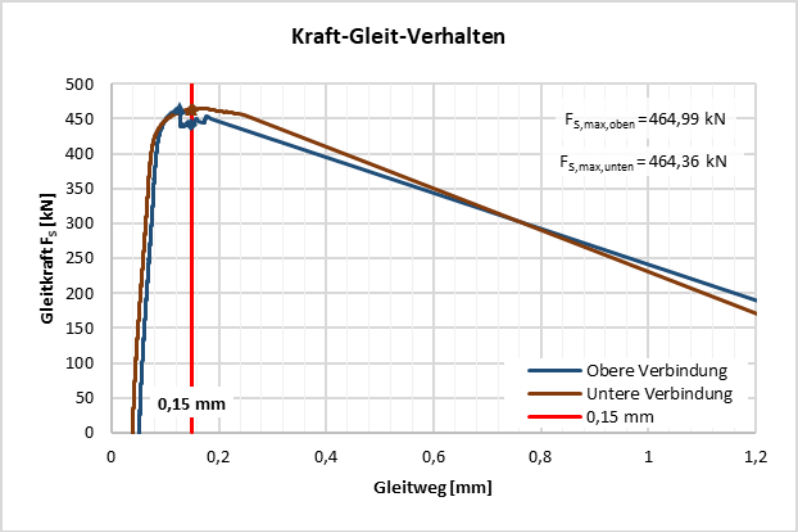


Ws_06_KQ

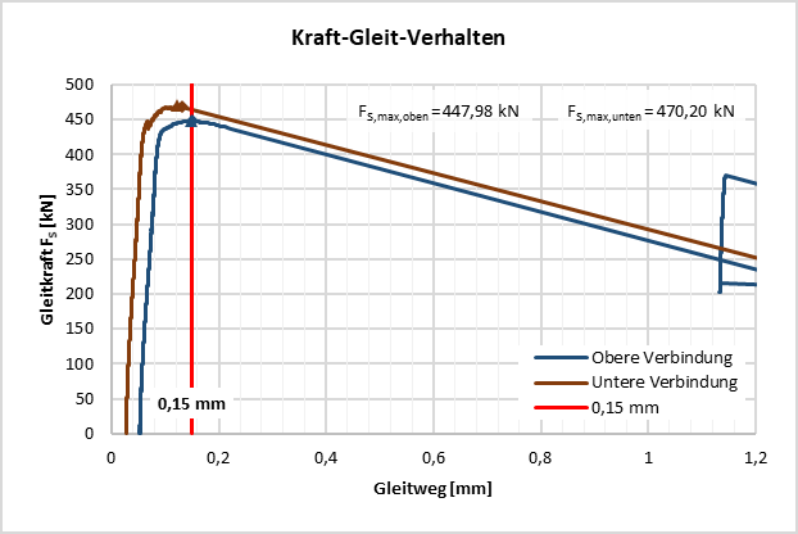


Wetterfester Baustahl, gestrahlt und 16 Wochen bewittert

Ws_07_ZQ

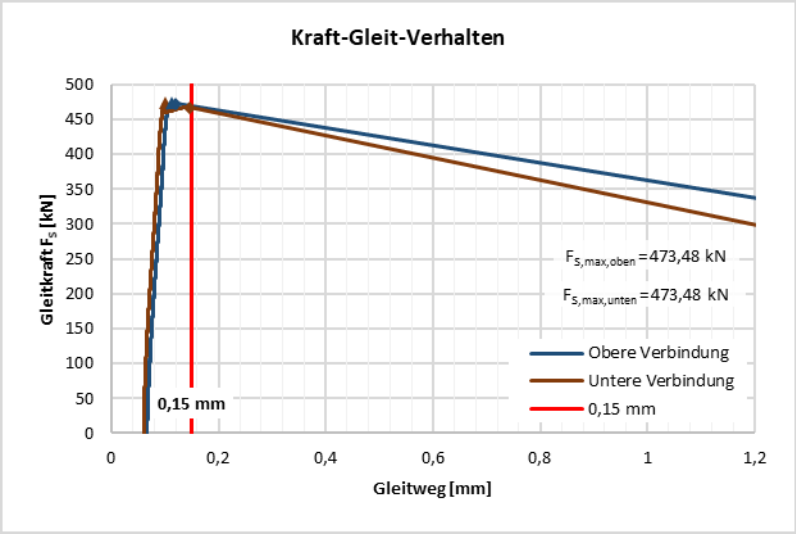


Ws_08_ZQ

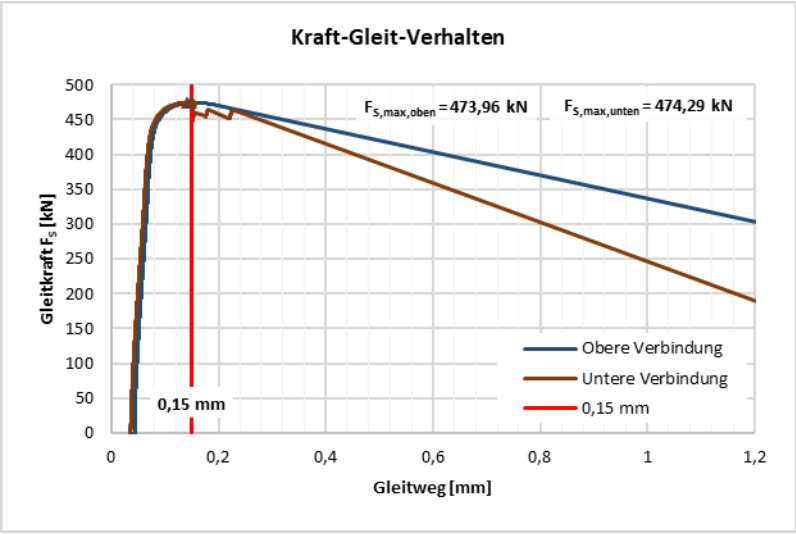


Wetterfester Baustahl, gestrahlt und 16 Wochen bewittert

Ws_09_ZQ

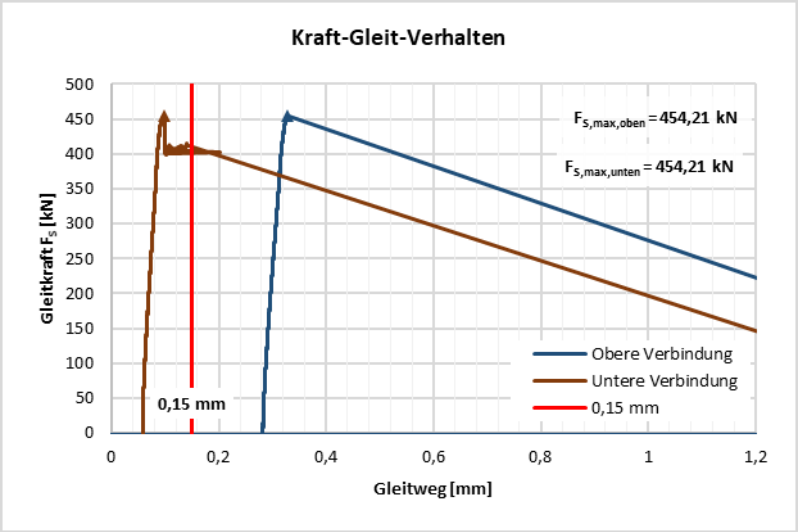


Ws_10_ZQ



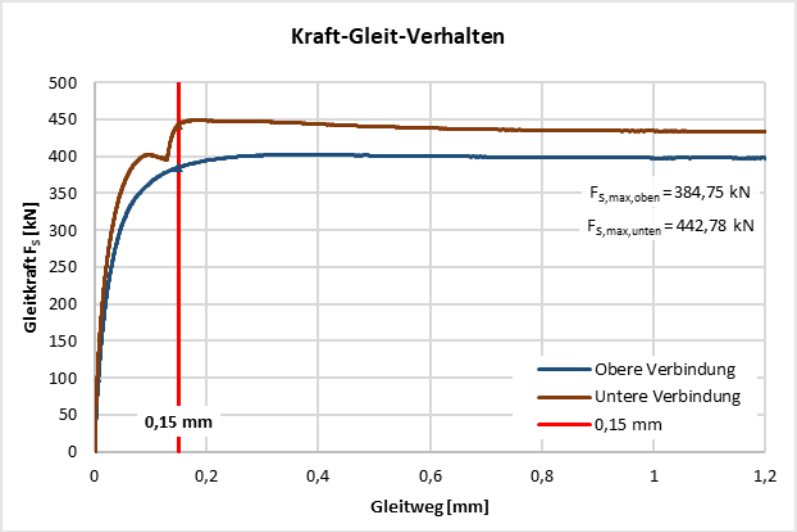
Wetterfester Baustahl, gestrahlt und 16 Wochen bewittert

Ws_11_ZQ

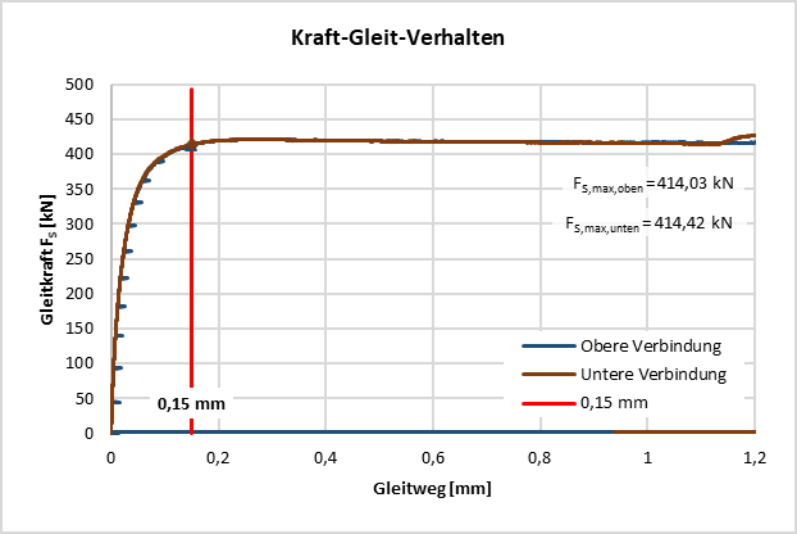


Wetterfester Baustahl, gestrahlt und mit ASI-Beschichtung versehen

Wa_01_Q

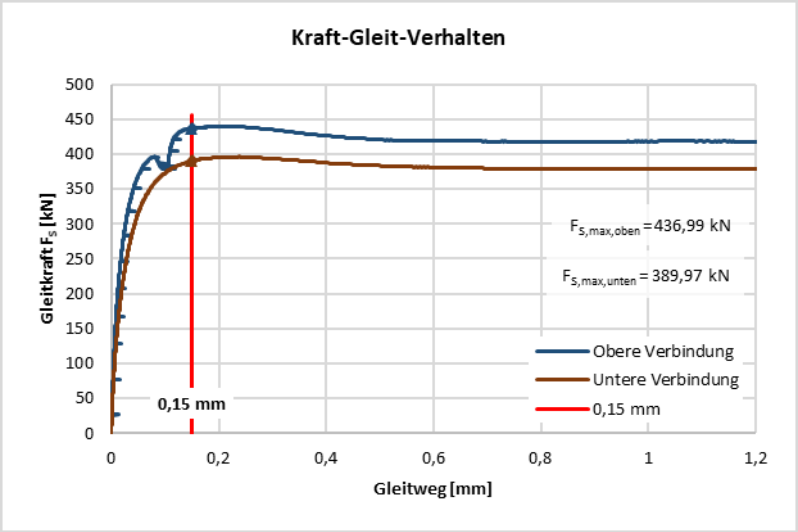


Wa_02_Q

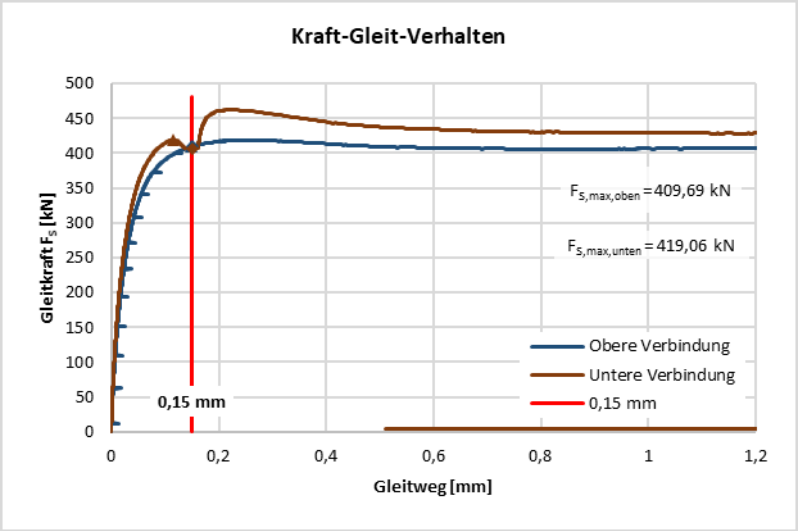


Wetterfester Baustahl, gestrahlt und mit ASI-Beschichtung versehen

Wa_03_Q

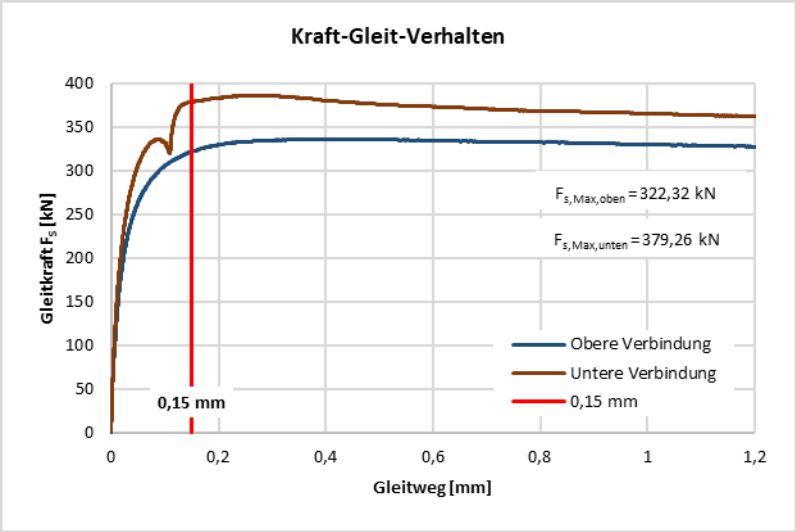


Wa_04_Q

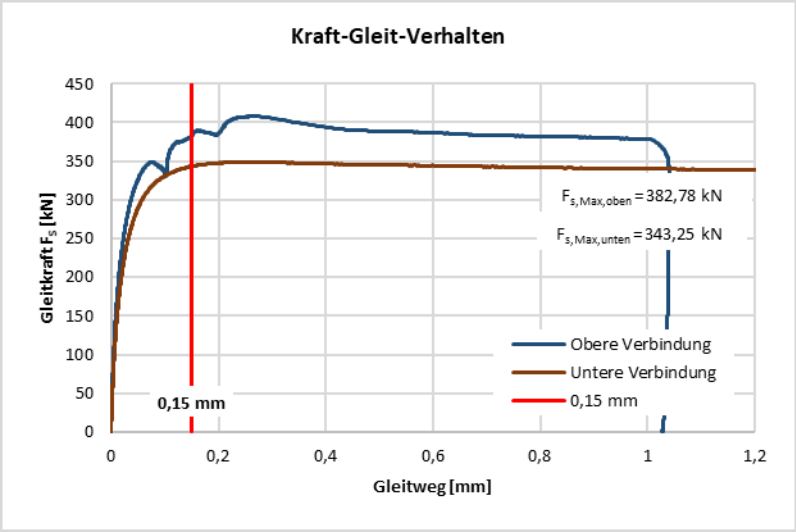


Wetterfester Baustahl, gestrahlt und mit ASI-Beschichtung versehen

Wa_05_Q

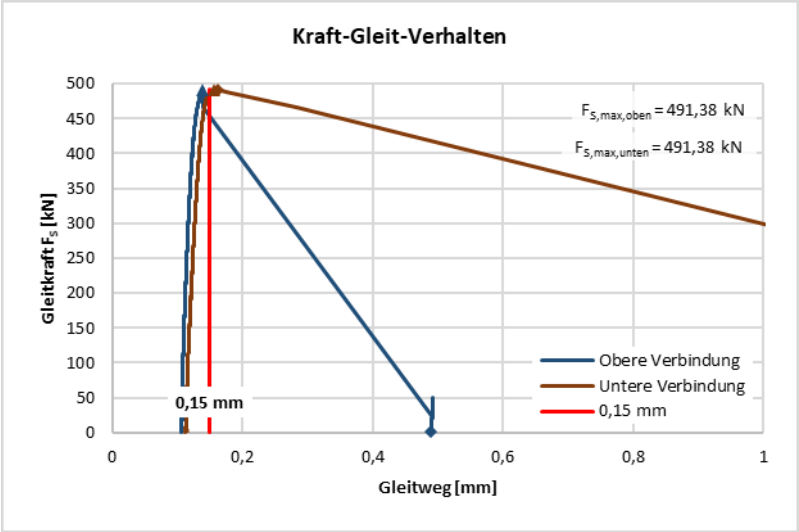


Wa_06_Q

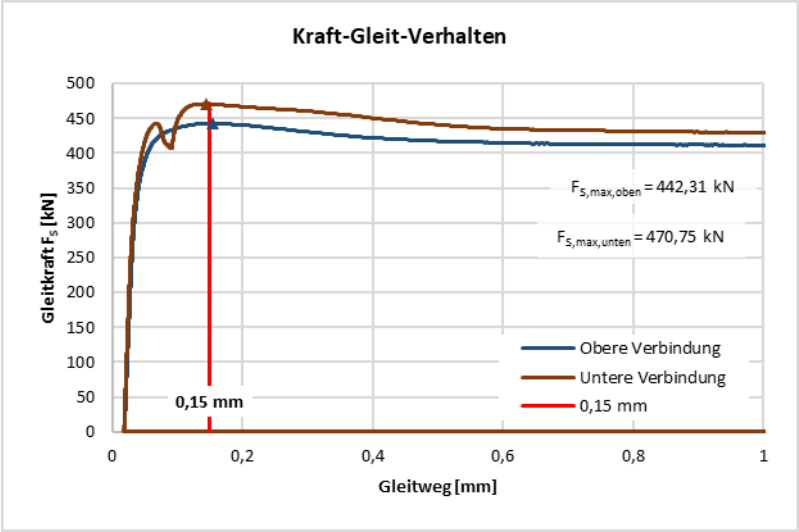


Wetterfester Baustahl, gestrahlt und mit ASI-Beschichtung versehen

Wa_10_KRQ

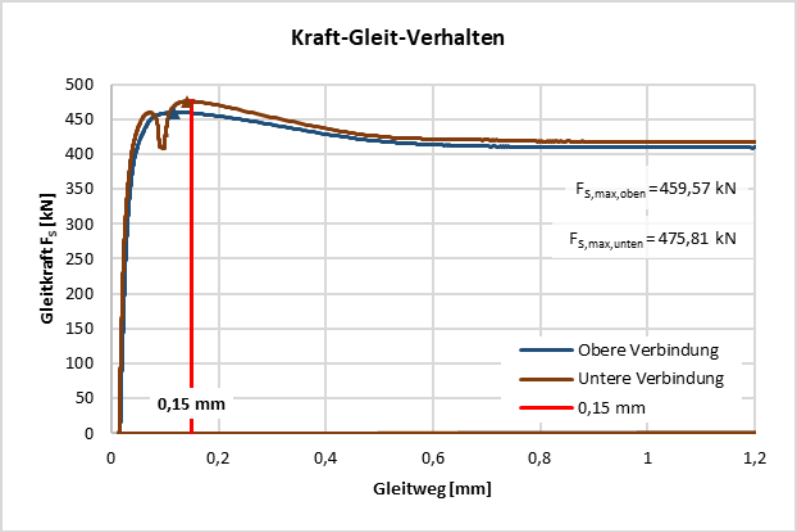


Wa_11_ZQ

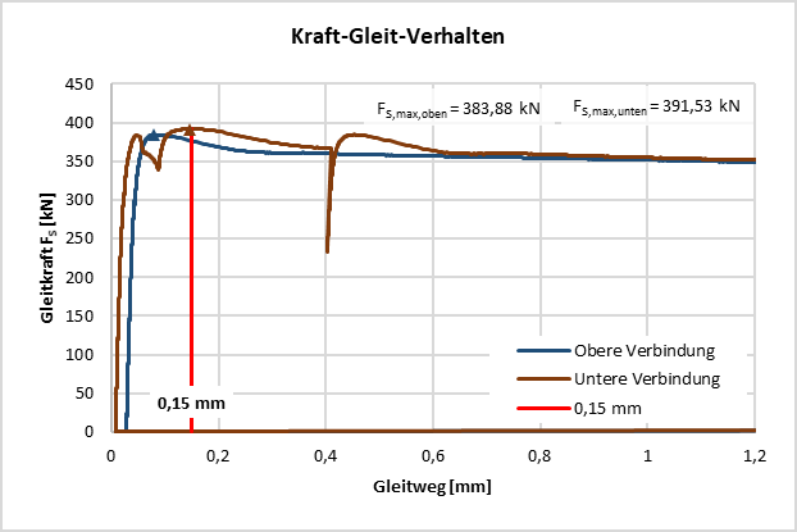


Wetterfester Baustahl, gestrahlt und mit ASI-Beschichtung versehen

Wa_12_ZQ

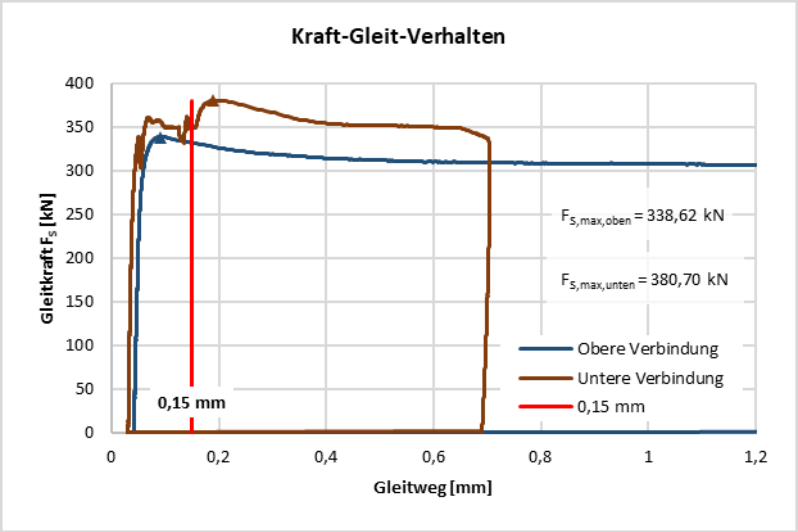


Wa_13_ZQ



Wetterfester Baustahl, gestrahlt und mit ASI-Beschichtung versehen

Wa_14_ZQ



Anhang E: Fotografien der Reibflächen nach der Untersuchung der quasi-statischen Tragfähigkeit

Auf den folgenden Bildern finden sich ausgewählte Fotografien der Reibflächen im Referenzzustand und nach den Untersuchungen der quasi-statischen Tragfähigkeit mit und ohne Vorbelastung. Für jede untersuchte Konfiguration wurden die maßgebenden Fotografien ausgewählt, welche die festgestellten Merkmale aufweisen.

NT-verzinkter Sebistystahl – Referenzzustand

Reibfläche Fügepartner



NT-verzinkter Sebistystahl – Referenzzustand

Reibfläche Lasche



NT-verzinkter Sebistystahl – Quasi-statische Prüfung

Reibfläche Fügepartner



NT-verzinkter Sebistystahl – Quasi-statische Prüfung

Reibfläche Lasche



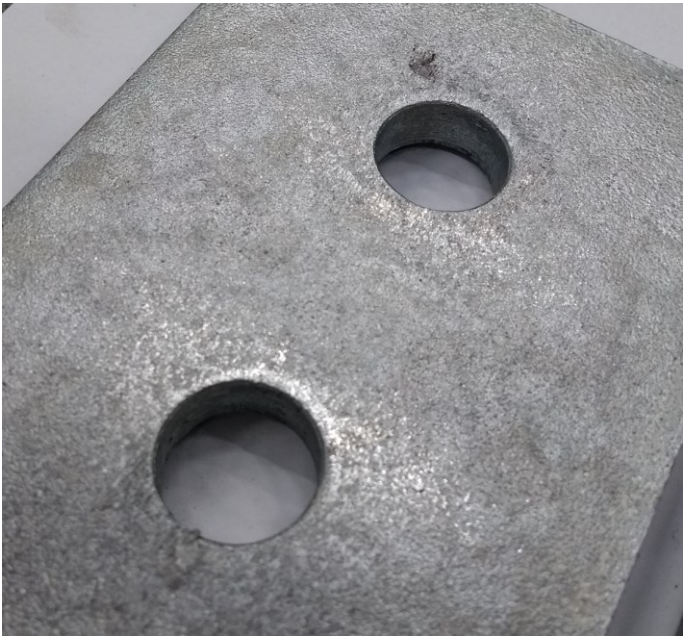
NT-verzinkter Sebistystahl – Geruht & quasi-statische Prüfung

Reibfläche Fügepartner



NT-verzinkter Sebistystahl – Geruht & quasi-statische Prüfung

Reibfläche Lasche



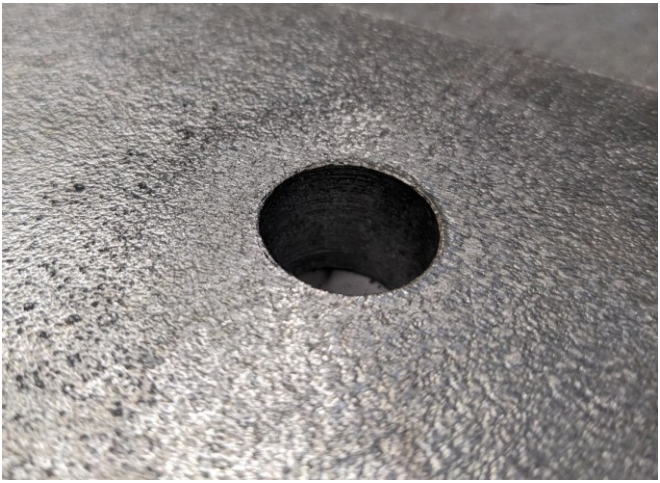
NT-verzinkter Sebistystahl – Zyklische Belastung & quasi-statische Prüfung

Reibfläche Fügepartner



NT-verzinkter Sebistystahl – Zyklische Belastung & quasi-statische Prüfung

Reibfläche Lasche



NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche – Referenzzustand

Reibfläche Fügepartner



NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche – Referenzzustand

Reibfläche Lasche



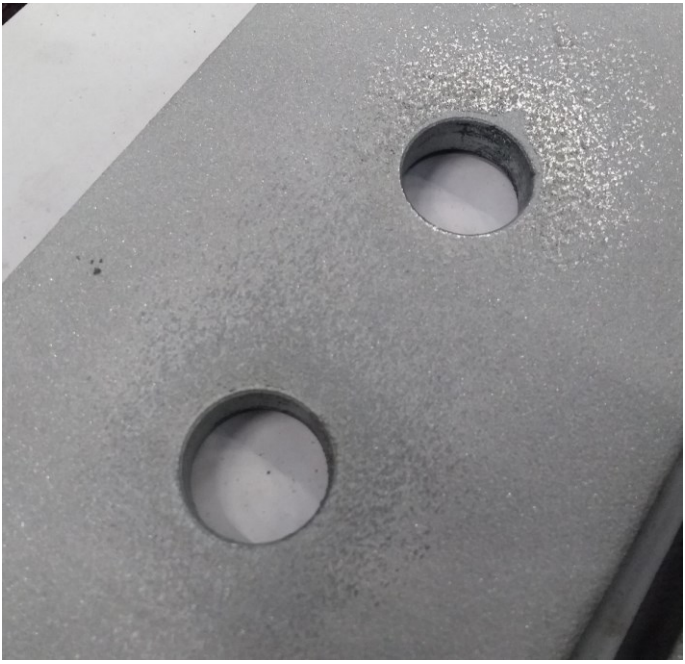
NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche – Quasi-statische Prüfung

Reibfläche Fügepartner



NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche – Quasi-statische Prüfung

Reibfläche Lasche



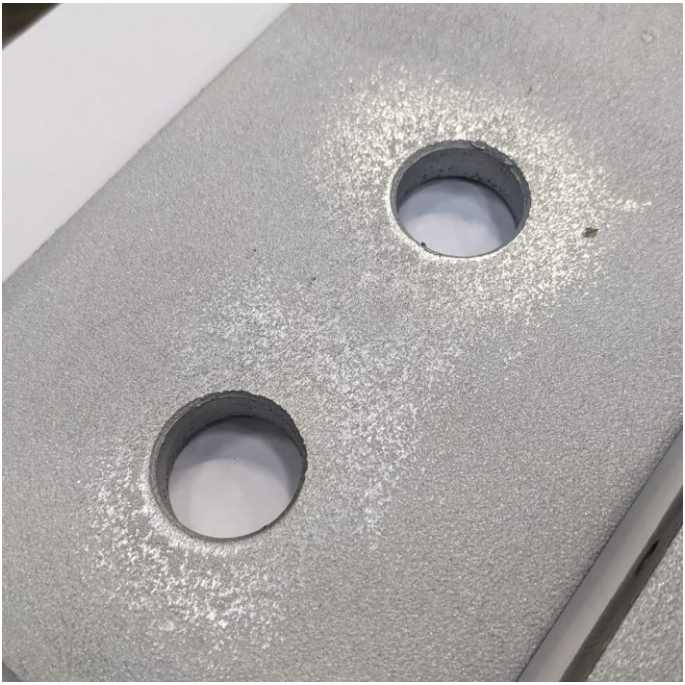
NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche – Geruht & quasi-statische Prüfung

Reibfläche Fügepartner



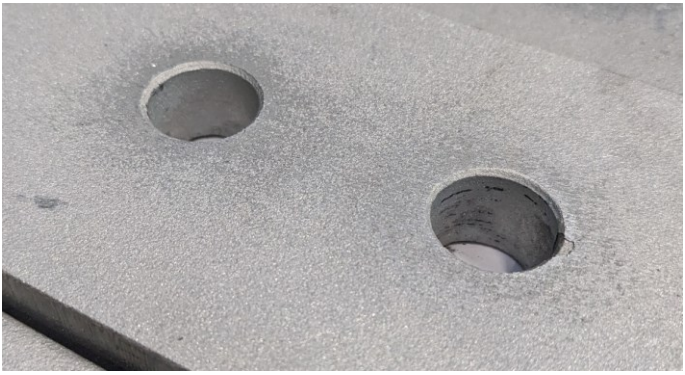
NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche – Geruht & quasi-statische Prüfung

Reibfläche Lasche



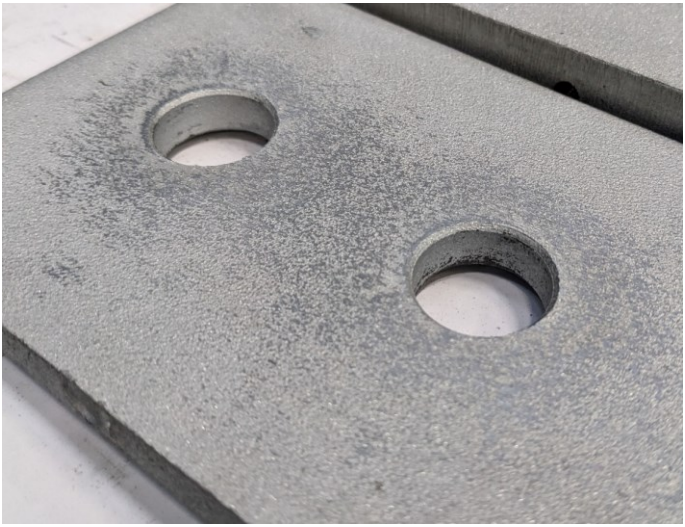
NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche – Konstante Belastung & quasi-statische Prüfung

Reibfläche Fügepartner



NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche – Konstante Belastung & quasi-statische Prüfung

Reibfläche Lasche



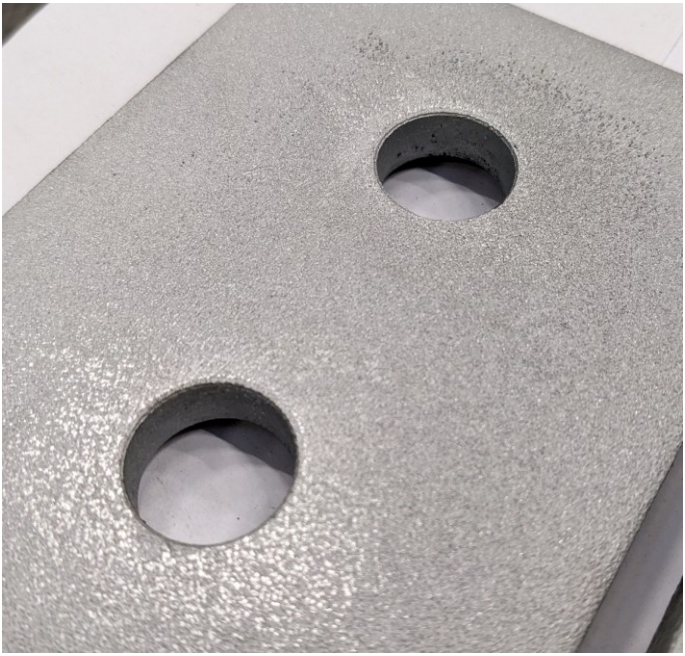
NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche – Zyklische Belastung & quasi-statische Prüfung

Reibfläche Fügepartner



NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche – Zyklische Belastung & quasi-statische Prüfung

Reibfläche Lasche



NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche – Referenzzustand

Reibfläche Fügepartner



NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche – Referenzzustand

Reibfläche Lasche



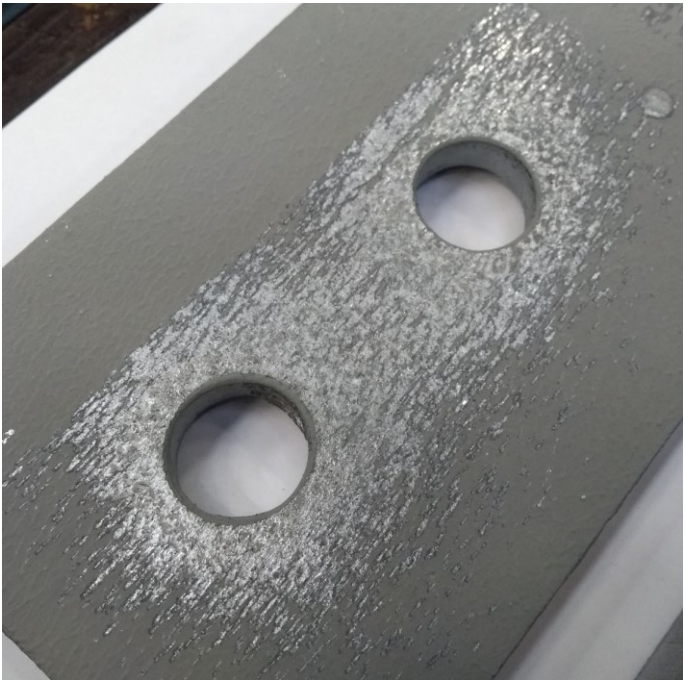
NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche – Quasi-statische Prüfung

Reibfläche Fügepartner



NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche – Quasi-statische Prüfung

Reibfläche Lasche



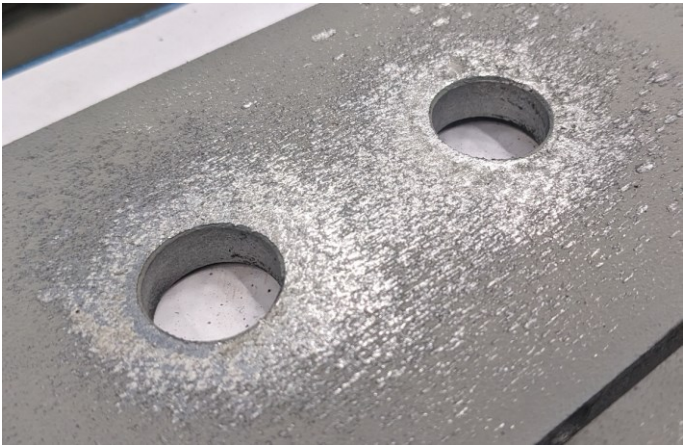
NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche – Geruht & quasi-statische Prüfung

Reibfläche Fügepartner



NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche – Geruht & quasi-statische Prüfung

Reibfläche Lasche



NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche – Konstante Belastung & quasi-statische Prüfung

Reibfläche Fügepartner



NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche – Konstante Belastung & quasi-statische Prüfung

Reibfläche Lasche



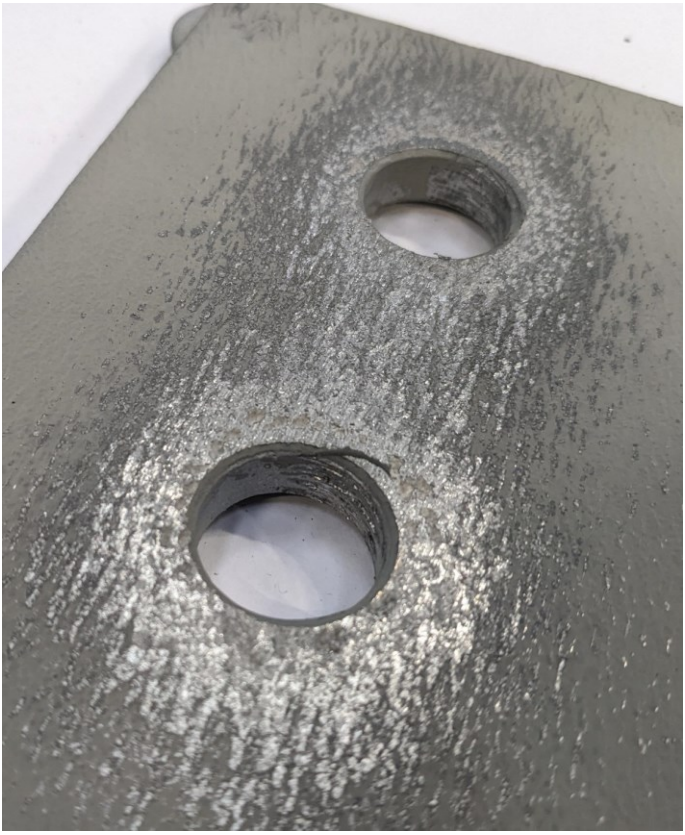
NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche – Zyklische Belastung & quasi-statische Prüfung

Reibfläche Fügepartner



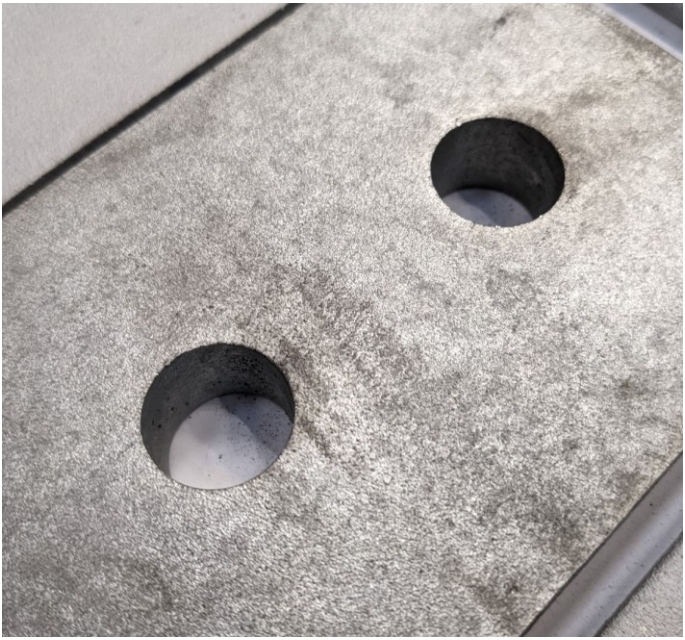
NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche – Zyklische Belastung & quasi-statische Prüfung

Reibfläche Lasche



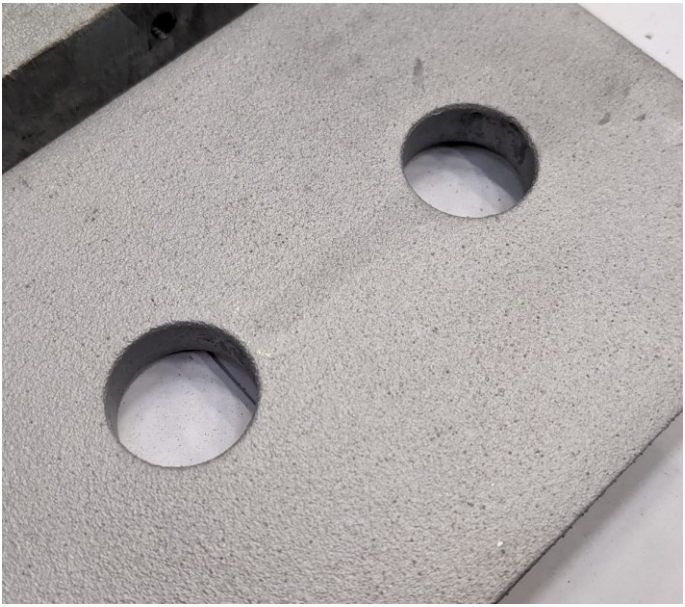
NT-verzinkter Sebistystahl (250 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche – Referenzzustand

Reibfläche Fügepartner



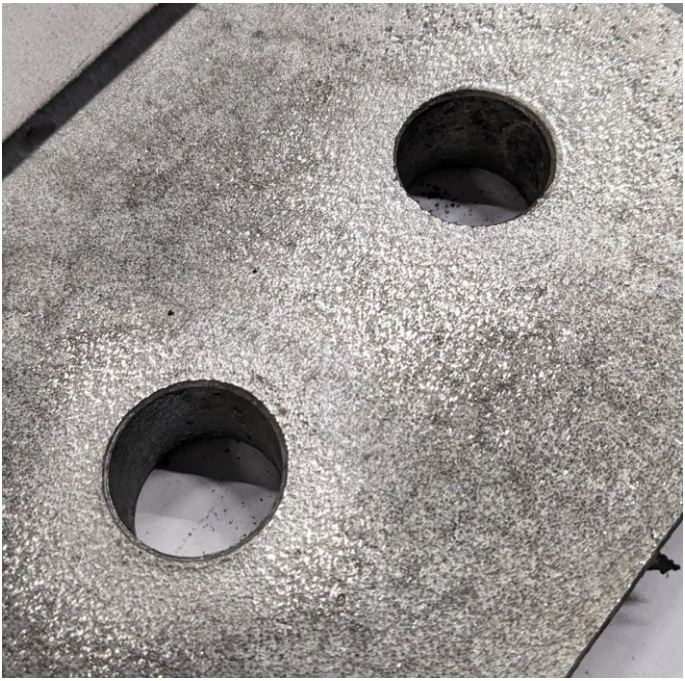
NT-verzinkter Sebistystahl (250 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche – Referenzzustand

Reibfläche Lasche



NT-verzinkter Sebistystahl (250 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche – Quasi-statische Prüfung

Reibfläche Fügepartner



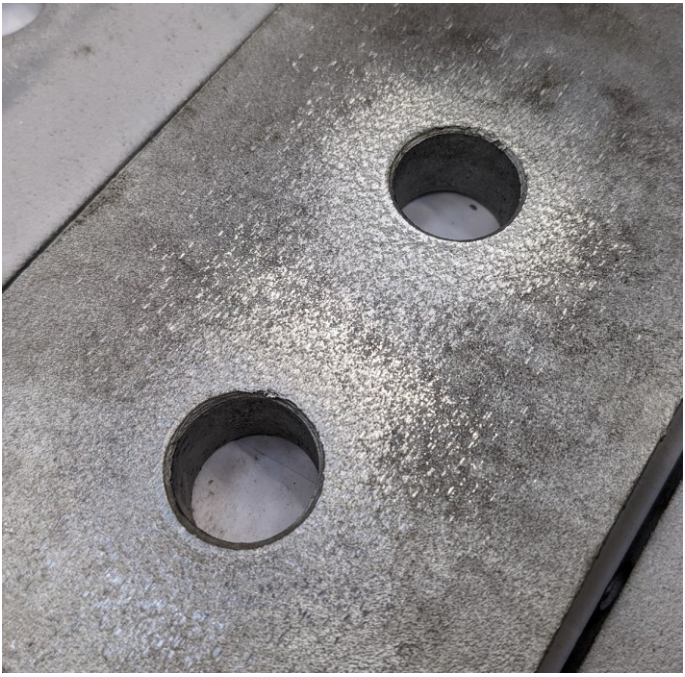
NT-verzinkter Sebistystahl (250 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche – Quasi-statische Prüfung

Reibfläche Lasche



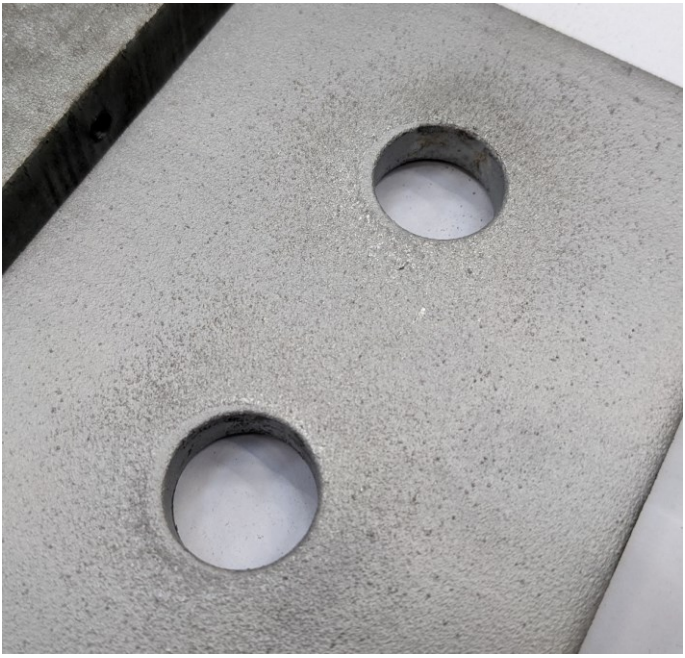
NT-verzinkter Sebistystahl (250 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche – Geruht & quasi-statische Prüfung

Reibfläche Fügepartner



NT-verzinkter Sebistystahl (250 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche – Geruht & quasi-statische Prüfung

Reibfläche Lasche



NT-verzinkter Sebistystahl (250 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche – Konstante Belastung & quasi-statische Prüfung

Reibfläche Fügepartner



NT-verzinkter Sebistystahl (250 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche – Konstante Belastung & quasi-statische Prüfung

Reibfläche Lasche



NT-verzinkter Sebistystahl (250 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche – Zyklische Belastung & quasi-statische Prüfung

Reibfläche Fügepartner



NT-verzinkter Sebistystahl (250 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche – Zyklische Belastung & quasi-statische Prüfung

Reibfläche Lasche



NT-verzinkter Sebistystahl (500 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche – Quasi-statische Prüfung

Reibfläche Fügepartner



NT-verzinkter Sebistystahl (500 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche – Quasi-statische Prüfung

Reibfläche Lasche



NT-verzinkter Sebistystahl (500 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche – Zyklische Belastung & quasi-statische Prüfung

Reibfläche Fügepartner



NT-verzinkter Sebistystahl (500 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche – Zyklische Belastung & quasi-statische Prüfung

Reibfläche Lasche



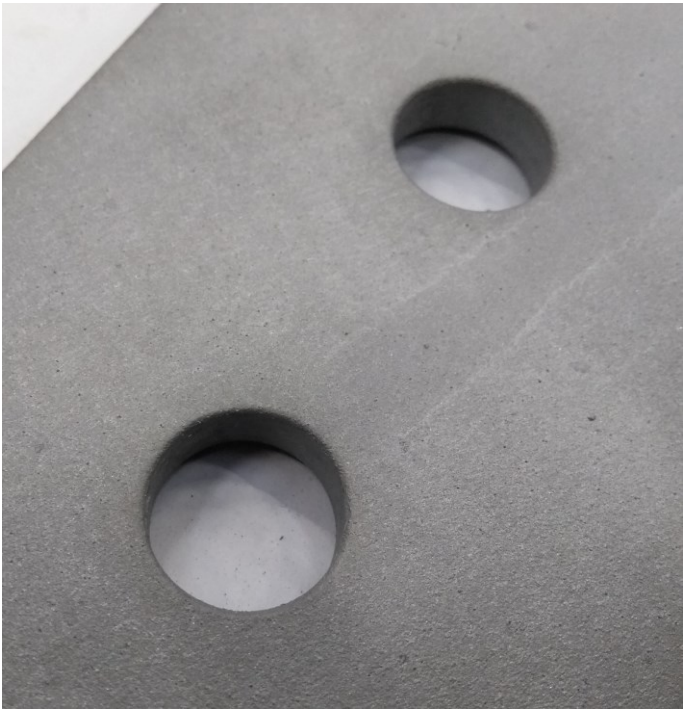
NT-verzinkter Hochsiliziumstahl gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche – Referenzzustand

Reibfläche Fügepartner



NT-verzinkter Hochsiliziumstahl gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche – Referenzzustand

Reibfläche Lasche



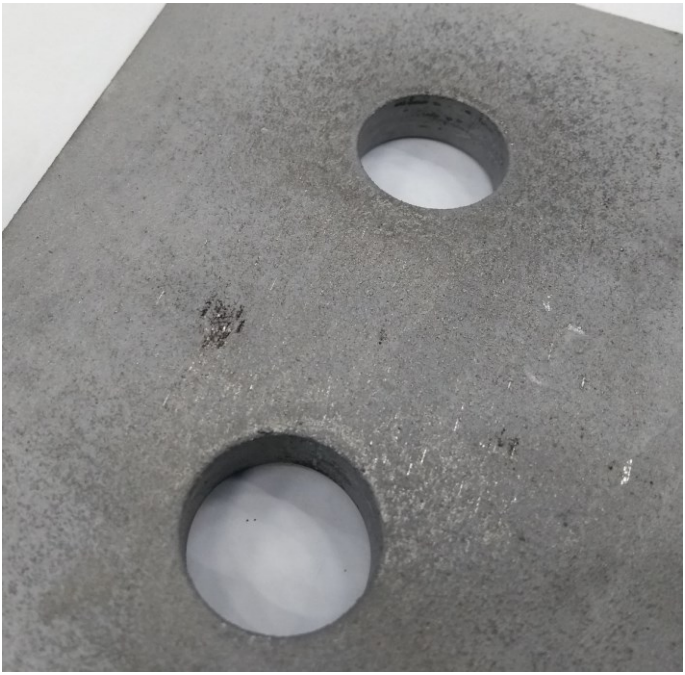
NT-verzinkter Hochsiliziumstahl gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche – Quasi-statische Prüfung

Reibfläche Fügepartner



NT-verzinkter Hochsiliziumstahl gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche – Quasi-statische Prüfung

Reibfläche Lasche



NT-verzinkter Hochsiliziumstahl gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche – Geruht & quasi-statische Prüfung

Reibfläche Fügepartner



NT-verzinkter Hochsiliziumstahl gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche – Geruht & quasi-statische Prüfung

Reibfläche Lasche



NT-verzinkter Hochsiliziumstahl gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche – Konstante Belastung & quasi-statische Prüfung

Reibfläche Fügepartner



NT-verzinkter Hochsiliziumstahl gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche – Konstante Belastung & quasi-statische Prüfung

Reibfläche Lasche



NT-verzinkter Hochsiliziumstahl gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche – Zyklische Belastung & quasi-statische Prüfung

Reibfläche Fügepartner



NT-verzinkter Hochsiliziumstahl gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche – Zyklische Belastung & quasi-statische Prüfung

Reibfläche Lasche



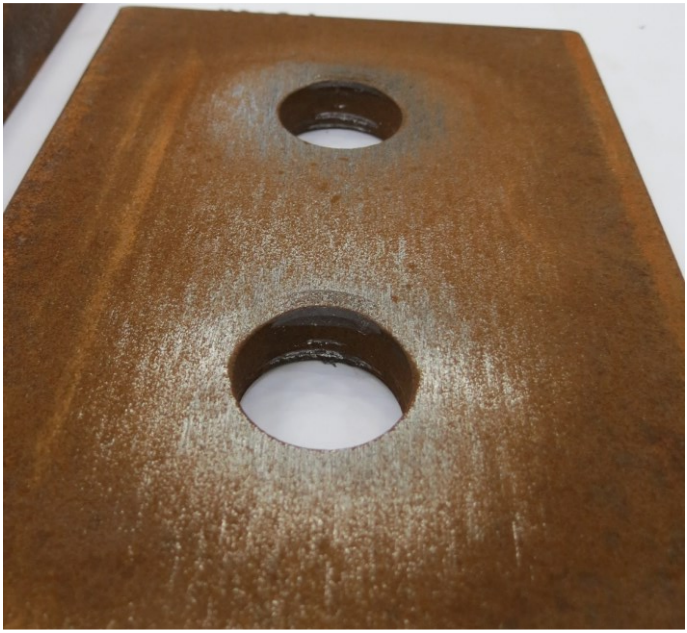
Wetterfester Baustahl, gestrahlt und 16 Wochen bewittert – Referenzzustand



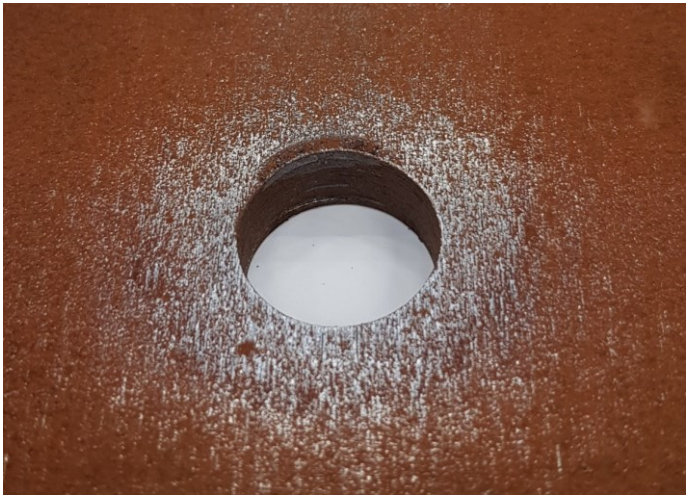
Wetterfester Baustahl, gestrahlt und 16 Wochen bewittert – Quasi-statische Prüfung



**Wetterfester Baustahl, gestrahlt und 16 Wochen bewittert –
Konstante Belastung & quasi-statische Prüfung**



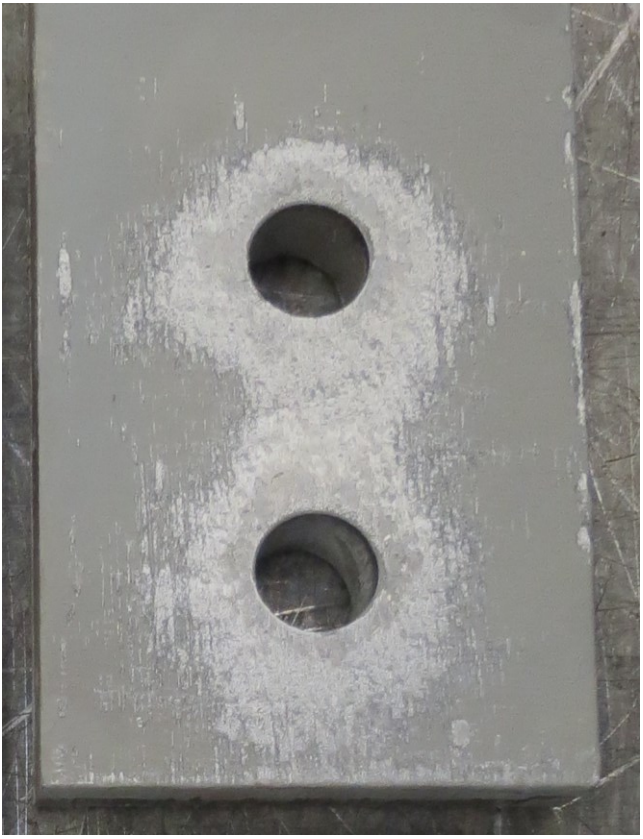
Wetterfester Baustahl, gestrahlt und 16 Wochen bewittert – Zyklische Belastung & quasi-statische Prüfung



Wetterfester Baustahl, gestrahlt und mit ASI-Beschichtung versehen – Referenzzustand



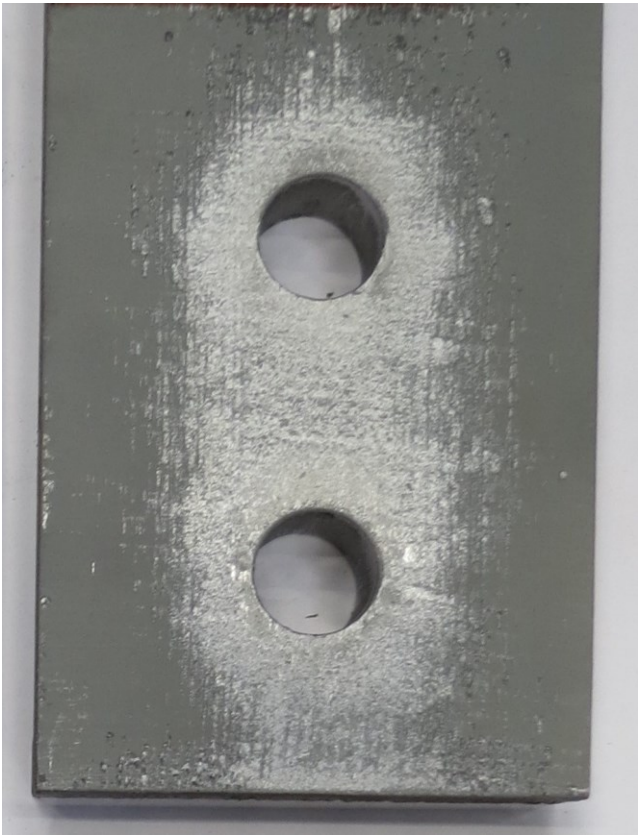
Wetterfester Baustahl, gestrahlt und mit ASI-Beschichtung versehen – Quasi-statische Prüfung



Wetterfester Baustahl, gestrahlt und mit ASI-Beschichtung versehen – Konstante Belastung & quasi-statische Prüfung



Wetterfester Baustahl, gestrahlt und mit ASI-Beschichtung versehen – Zyklische Belastung & quasi-statische Prüfung



Anhang F: Mikroskopische Untersuchungen der Reibflächen und Überzüge

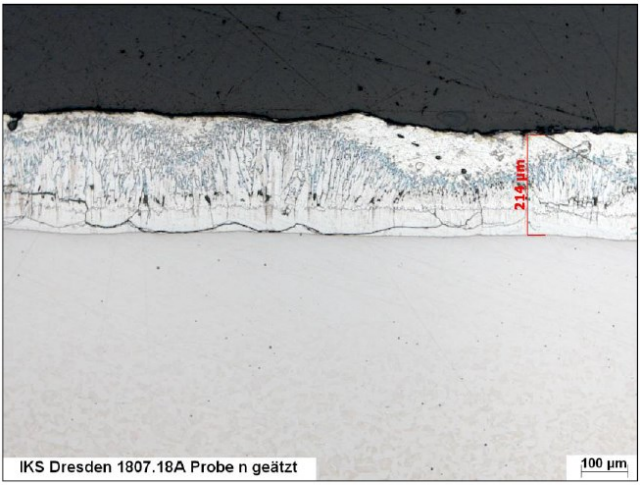
Auf den folgenden Seiten finden sich die mikroskopischen Untersuchungen der ausgewählten Reibflächen und Überzüge. Die Untersuchungen wurden im Rahmen des GAV-Forschungsprojektes IGF 19444 [20] am IKS Dresden durchgeführt.

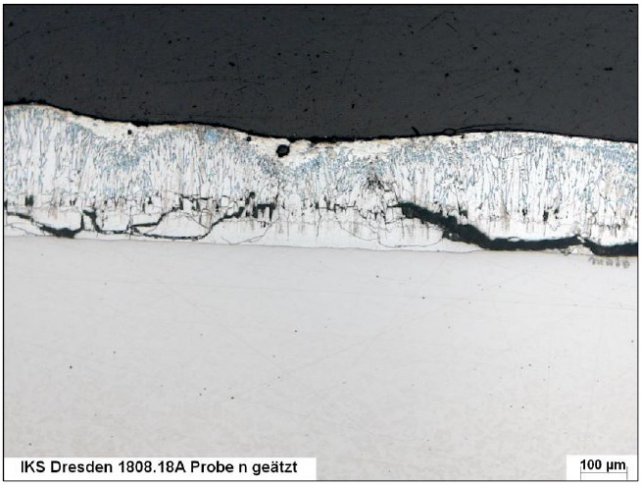
Die folgenden Untersuchungen wurden durchgeführt:

- Mikroskopische Aufnahmen von Querschliffen der Überzüge um den Aufbau und die Zusammensetzung der Überzüge zu bestimmen
- Mikroskopische Aufnahmen von Querschliffen der Überzüge nach äußerer Belastung, um Auswirkungen der äußeren Einwirkungen auf die Überzüge zu untersuchen
- Messungen der Mikrohärte HV 0,1 am Querschliff bei Überzügen im Referenzzustand und nach äußerer Belastung, um Auswirkungen der äußeren Einwirkungen auf die mechanischen Eigenschaften Überzüge abschätzen zu können
- Aufnahmen der Reibflächen im Referenzzustand und nach äußerer Belastung unter dem Konfokalmikroskop, um die oberflächliche Topologie zu untersuchen
- Aufnahmen der Reibflächen im Referenzzustand und nach äußerer Belastung unter dem Rasterelektronenmikroskop, um die oberflächliche Topologie und deren oberflächliche chemische Zusammensetzung zu untersuchen

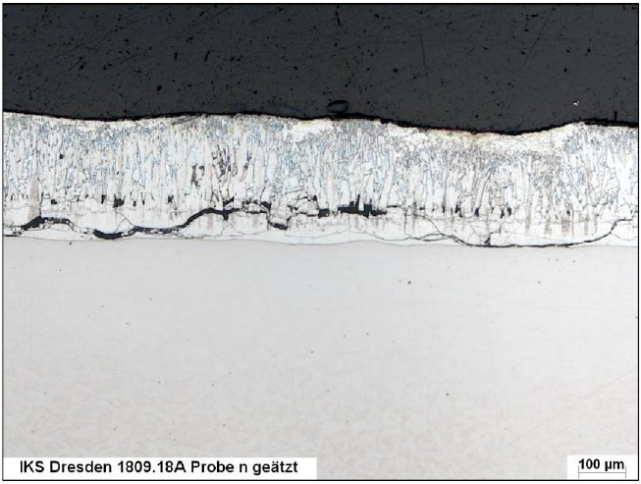
Mikroskopische Aufnahmen von Querschliffen der Überzüge

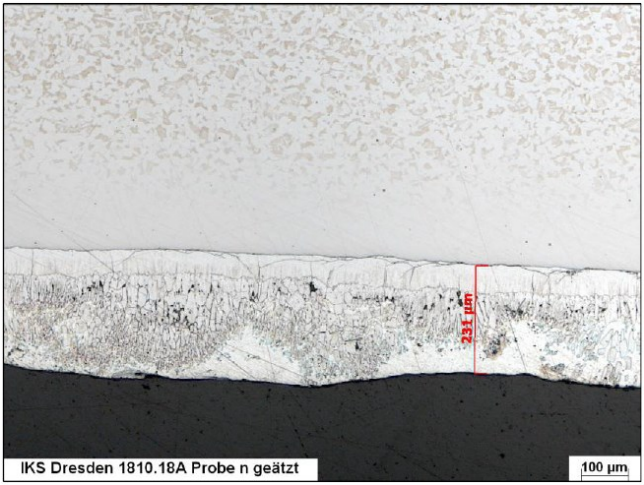
NT-Verzinkter Sebistystahl (250 µm)



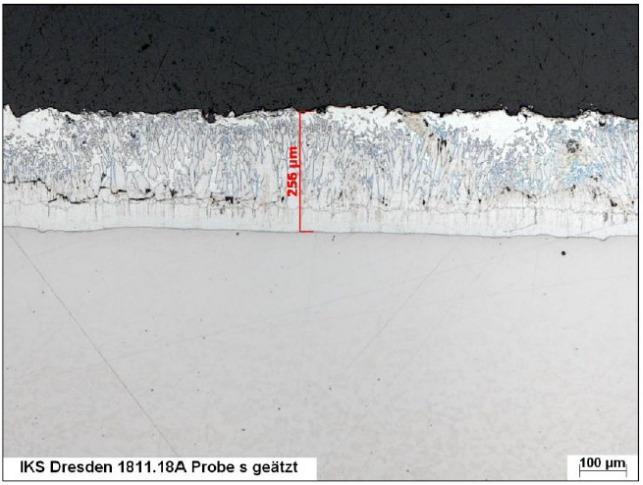


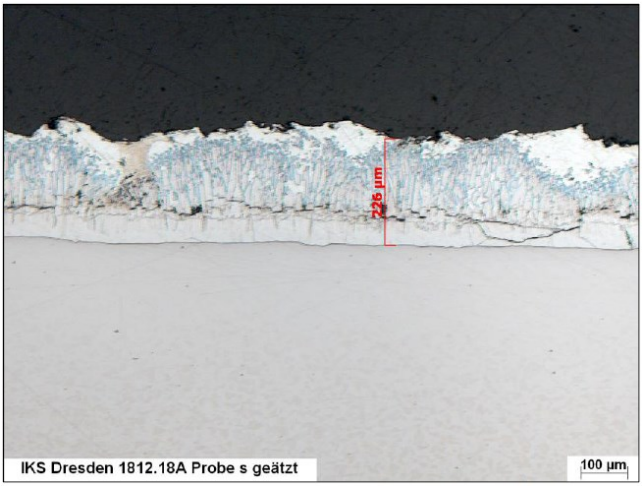
NT-Verzinkter Sebistystahl (250 µm)



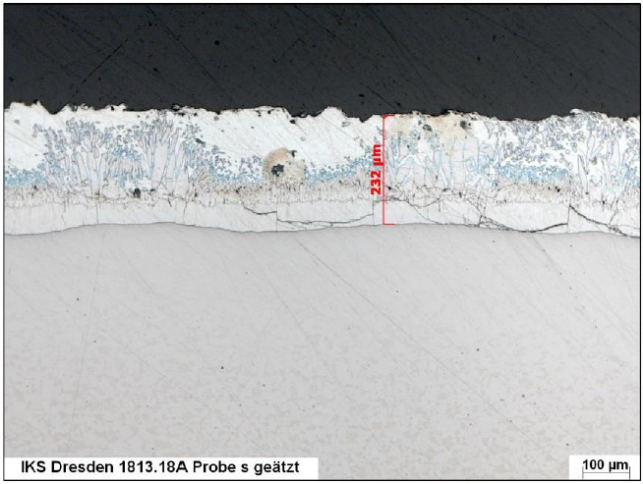


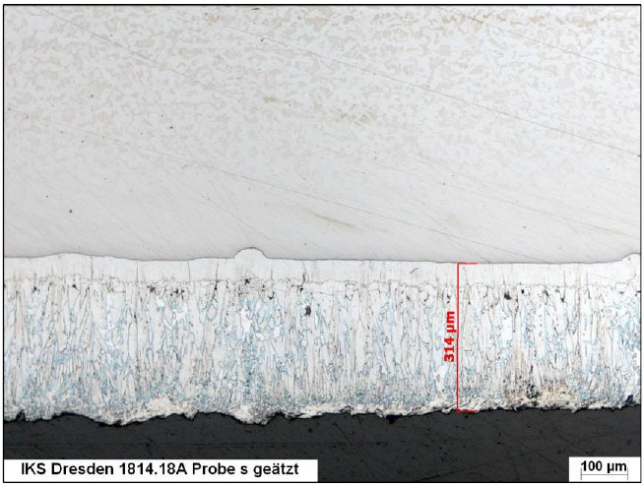
NT-Verzinkter Sebistystahl (250 µm) mit gesweepter Oberfläche



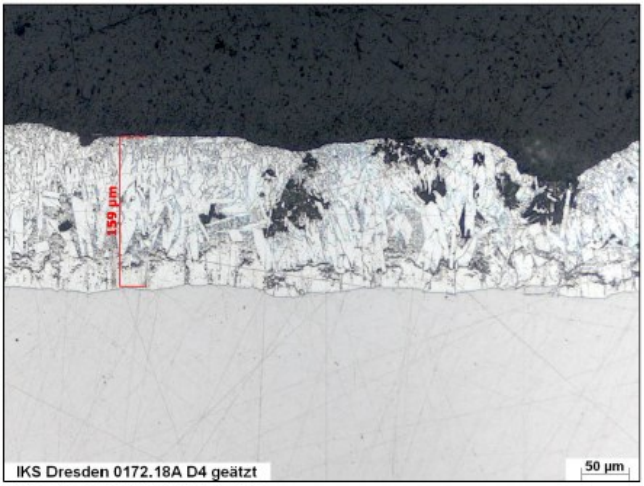


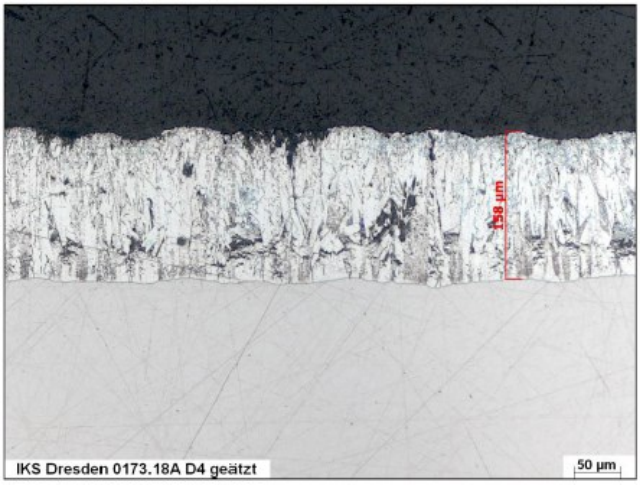
NT-Verzinkter Sebistystahl (250 µm) mit gesweepter Oberfläche



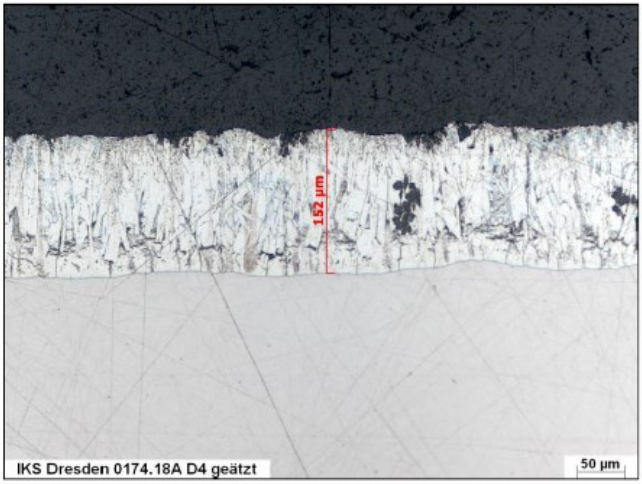


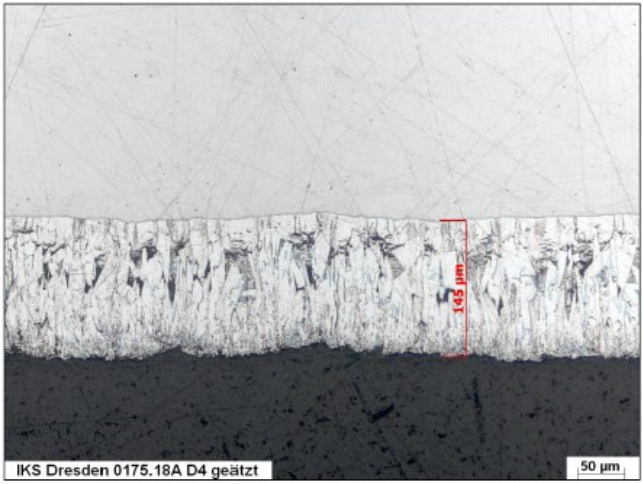
HT-Verzinkter Sebistystahl (120 µm)



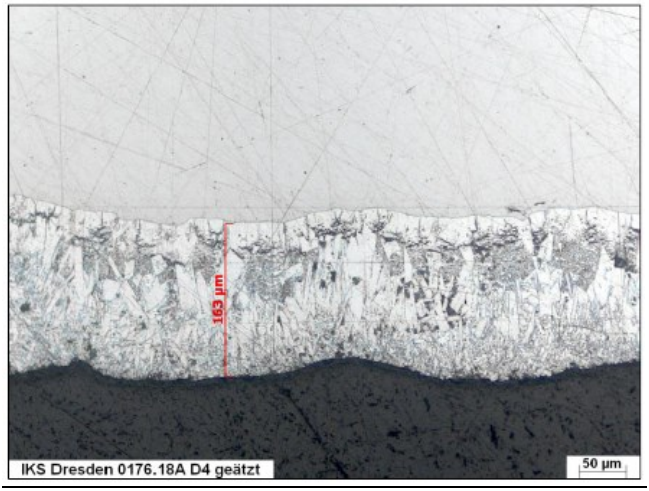


HT-Verzinkter Sebistystahl (120 µm)





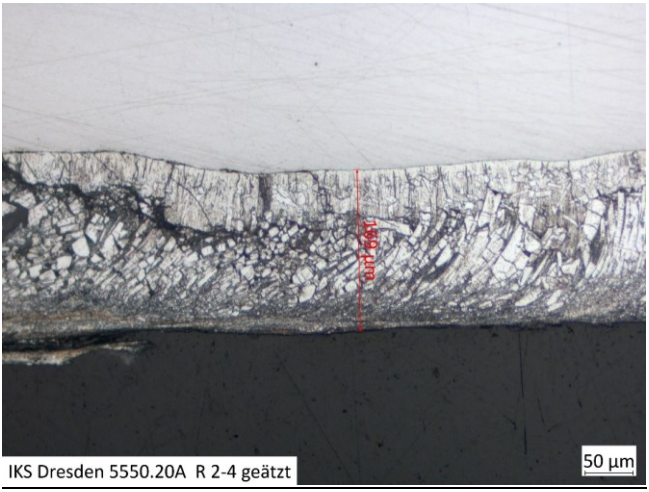
HT-Verzinkter Sebistystahl (120 µm)



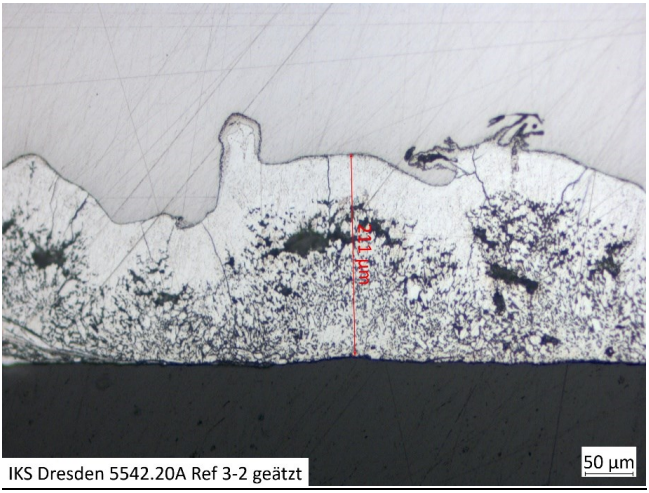
Mikroskopische Aufnahmen von Querschliffen der Überzüge nach Belastungen

NT-Verzinkter Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkter Lasche

Überzug eines NT-verzinkter Fügepartner nach quasi-statischer Beanspruchung:

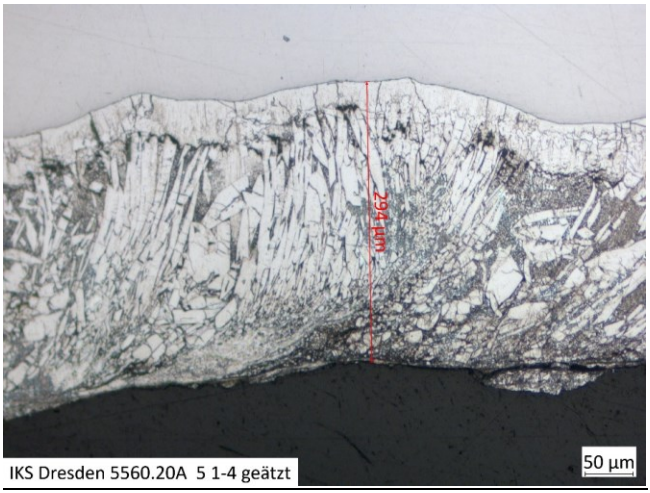


Überzug einer HT-verzinkten Lasche nach quasi-statischer Beanspruchung:

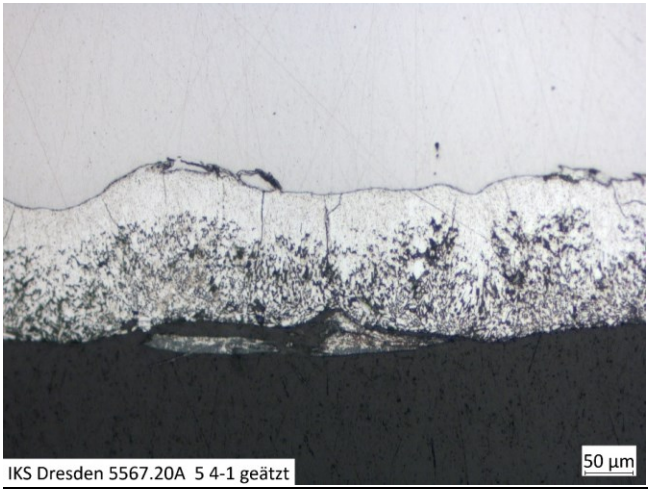


NT-Verzinkter Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkter Lasche

Überzug eines NT-verzinkter Fügepartner nach dynamischer & quasi-statischer Beanspruchung:



Überzug einer HT-verzinkten Lasche nach dynamischer & quasi-statischer Beanspruchung:

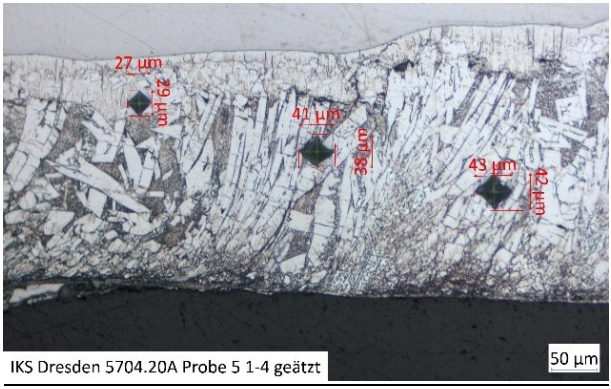


Messungen der Mikrohärte HV 0,1 am Querschliff

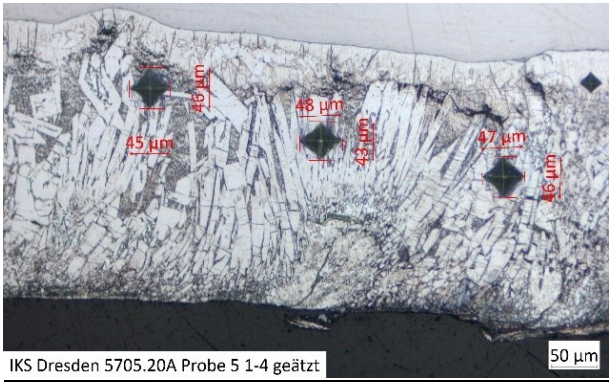
NT-verzinkter Sebistystahl (250 µm)

Abstand der Messung zum Grundmaterial	**Probe 1: Referenzzustand**	**Probe 2: Zyklisch belastet & quasi-statisch geprüft**
ca. 25 µm	208	238
	231	77
	184	294
Mittelwert	**208**	**203**
ca. 95 µm	128	119
	94	86
	158	103
Mittelwert	**127**	**103**
ca. 150 µm	72	92
	82	78
	92	85
Mittelwert	**82**	**85**

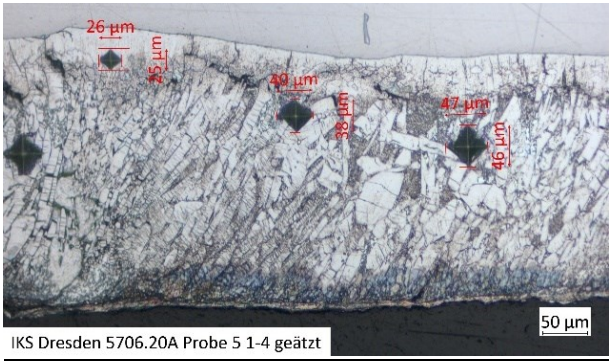
Schliffbilder mit Messpunkten von NT-verzinkter Probe 2:



IKS Dresden 5704.20A Probe 5 1-4 geätzt



IKS Dresden 5705.20A Probe 5 1-4 geätzt



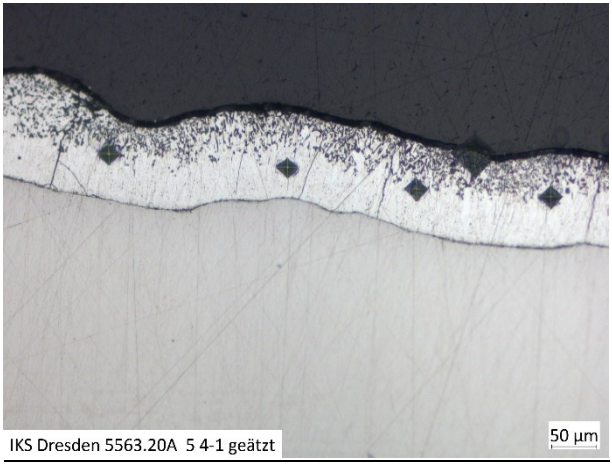
IKS Dresden 5706.20A Probe 5 1-4 geätzt

Messungen der Mikrohärte HV 0,1 am Querschliff

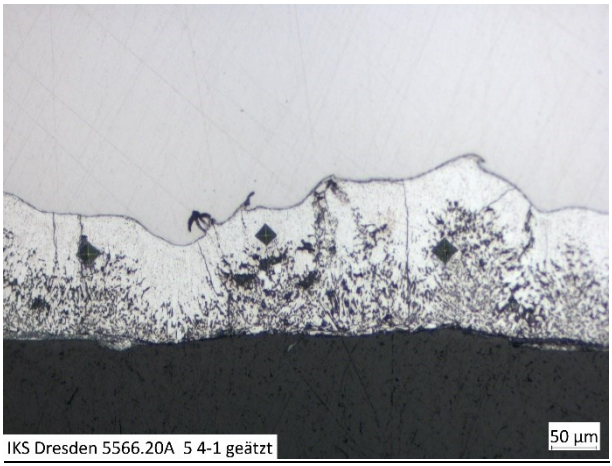
HT-verzinkter Sebistystahl (120 µm)

Abstand der Messung zum Grundmaterial	Probe 1: Referenzzustand	Probe 2: Zyklisch belastet & quasi-statisch geprüft
ca. 25 µm	292	230
	279	256
	258	320
	203	113
	272	254
	186	290
Mittelwert	**248**	**244**
ca. 95 µm	179	214
	210	194
	225	223
	235	262
	262	203
	294	168
Mittelwert	**234**	**211**

Exemplarisches Schliffbild mit Messpunkten von HT-verzinkter Probe 1:



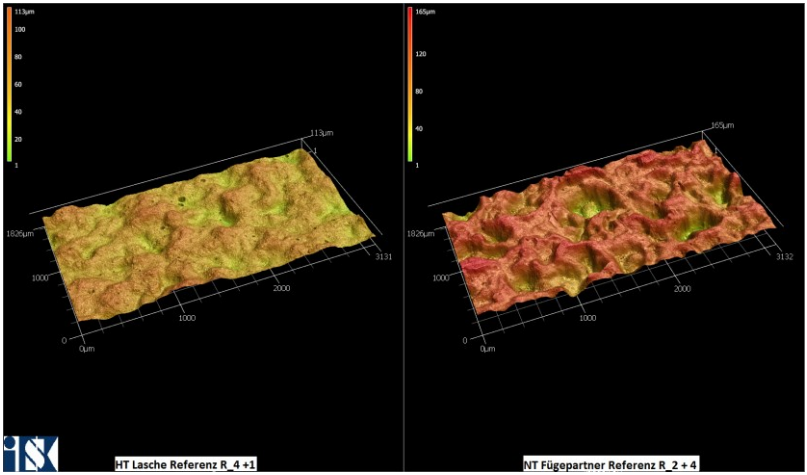
Exemplarisches Schliffbild mit Messpunkten von HT-verzinkter Probe 2:



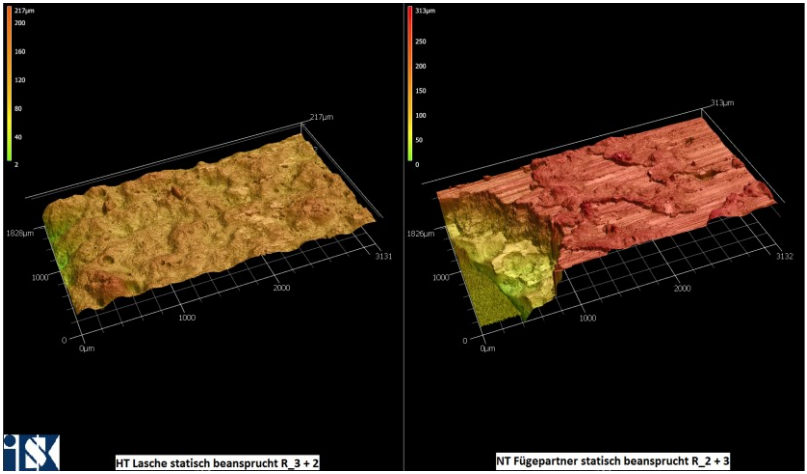
Aufnahmen der Reibflächen mit dem Konfokalmikroskop

NT-Verzinkter Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkter Lasche

Referenzflächen im Ausgangszustand:

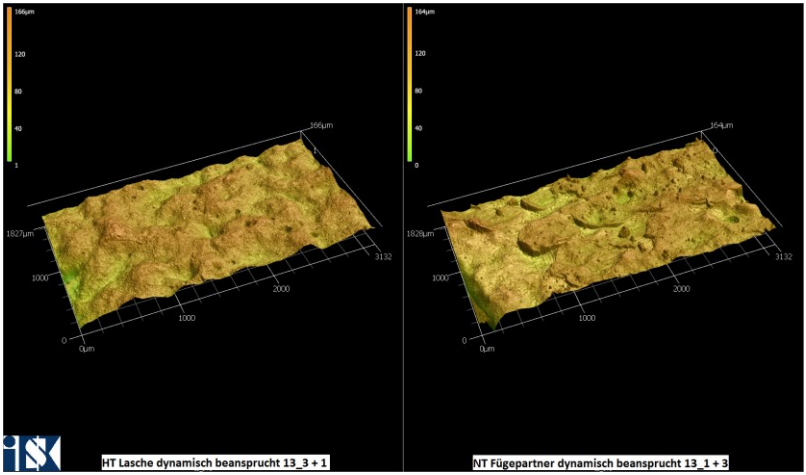


Nach quasi-statischer Prüfung:

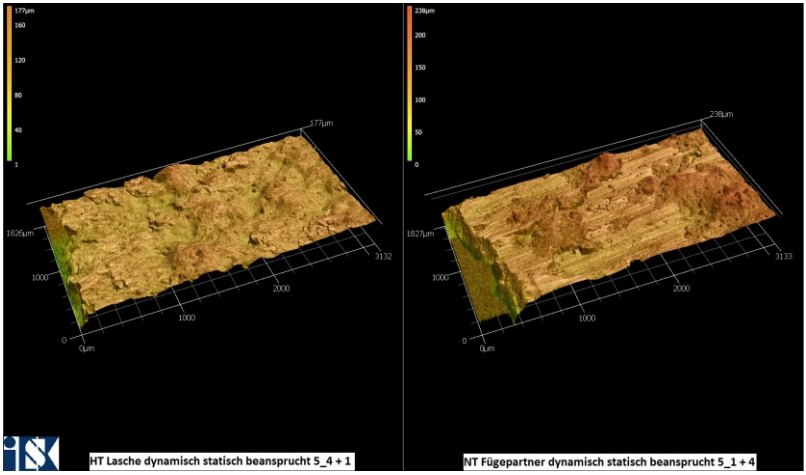


NT-Verzinkter Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkter Lasche

Nach zyklischer Beanspruchung:

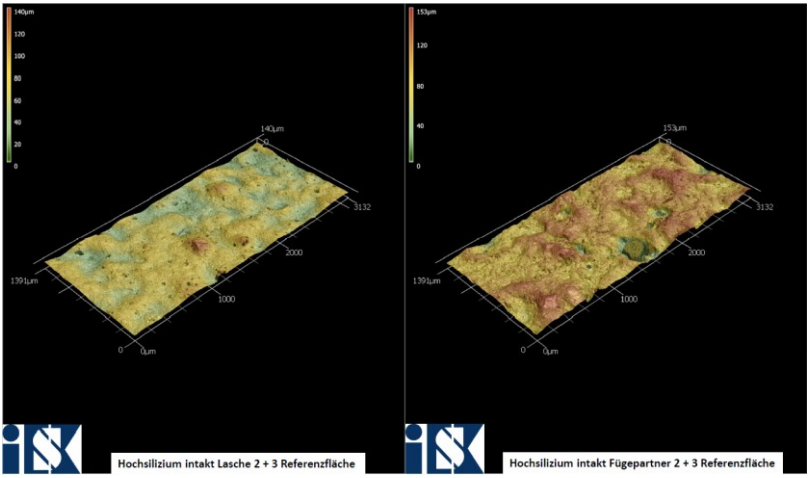


Nach zyklischer Beanspruchung und quasi-statischer Prüfung:

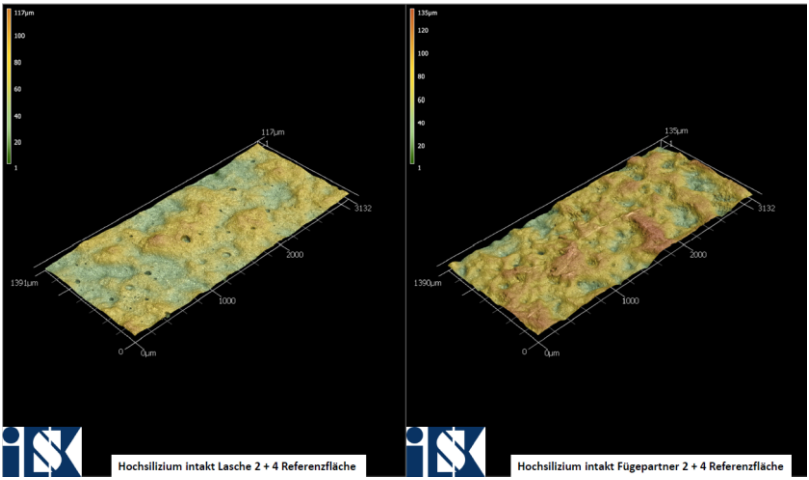


NT-Verzinkter Hochsiliziumstahl (700 µm) mit HT-verzinkter Lasche

Referenzflächen im Ausgangszustand:

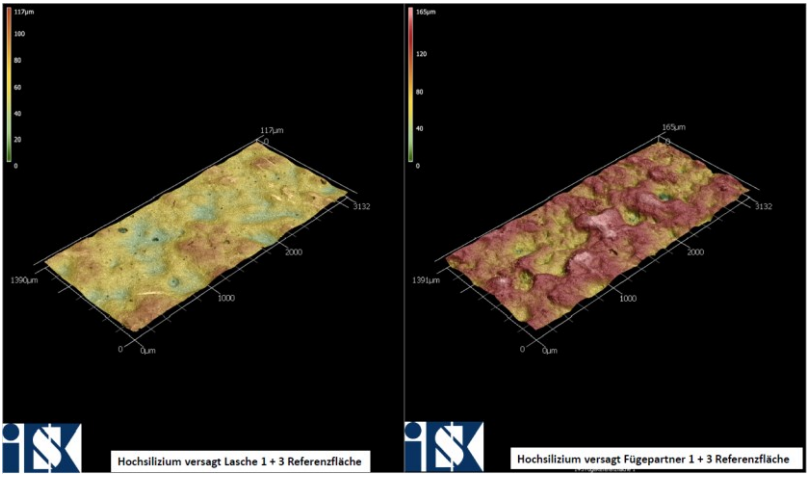


Referenzflächen im Ausgangszustand:

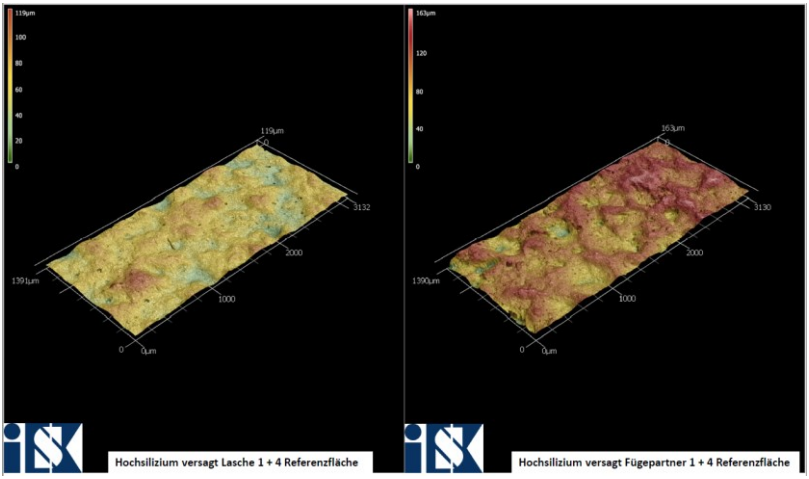


NT-Verzinkter Hochsiliziumstahl (700 µm) mit HT-verzinkter Lasche

Referenzflächen im Ausgangszustand:

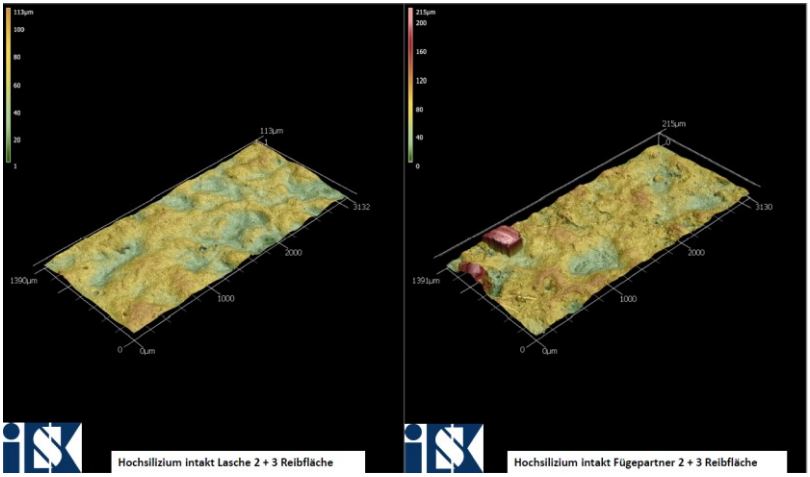


Referenzflächen im Ausgangszustand:

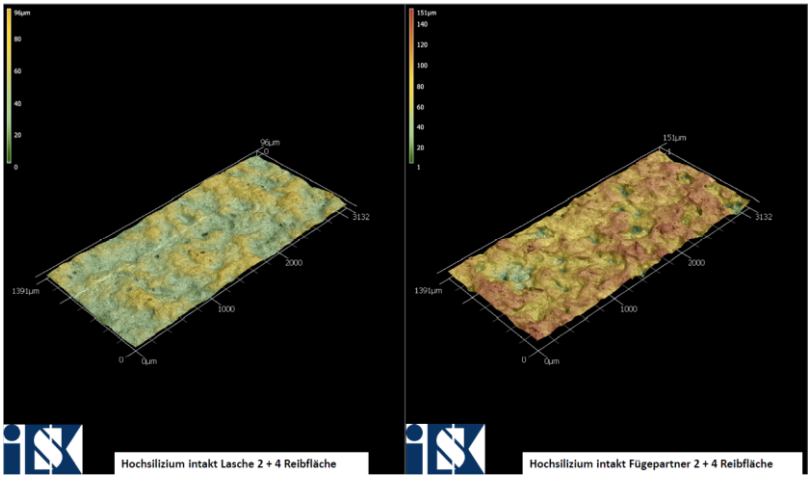


NT-Verzinkter Hochsiliziumstahl (700 µm) mit HT-verzinkter Lasche

Nach zyklischer Beanspruchung:

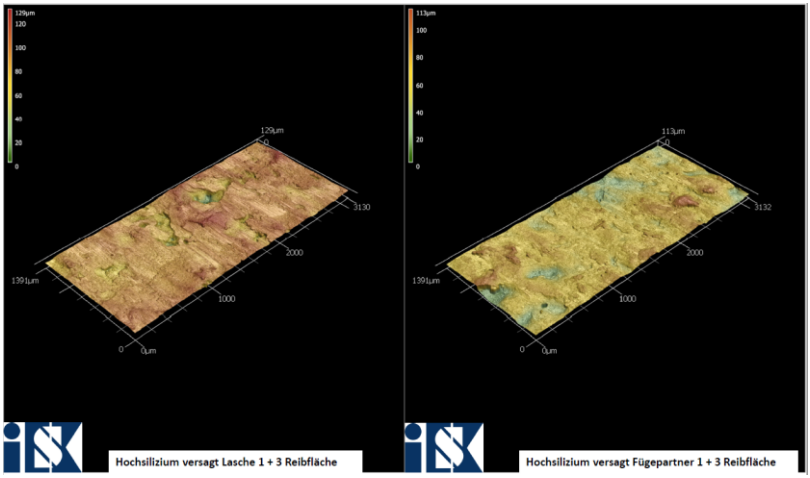


Nach zyklischer Beanspruchung:

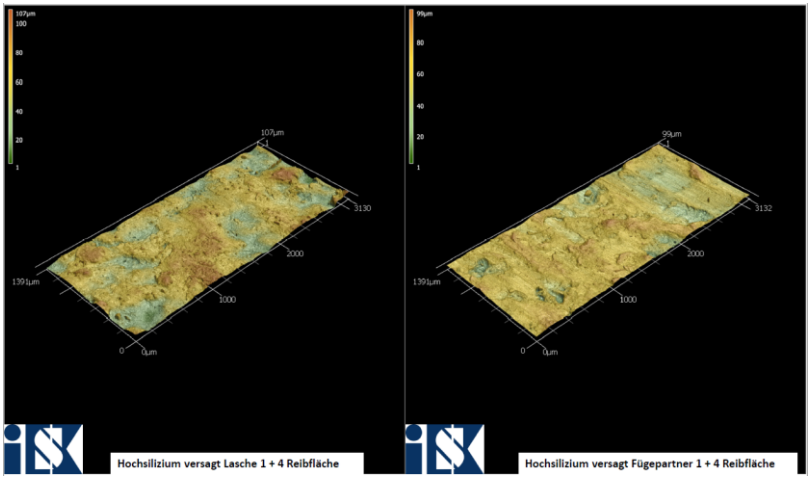


NT-Verzinkter Hochsiliziumstahl (700 µm) mit HT-verzinkter Lasche

Nach zyklischer Beanspruchung und quasi-statischer Prüfung:

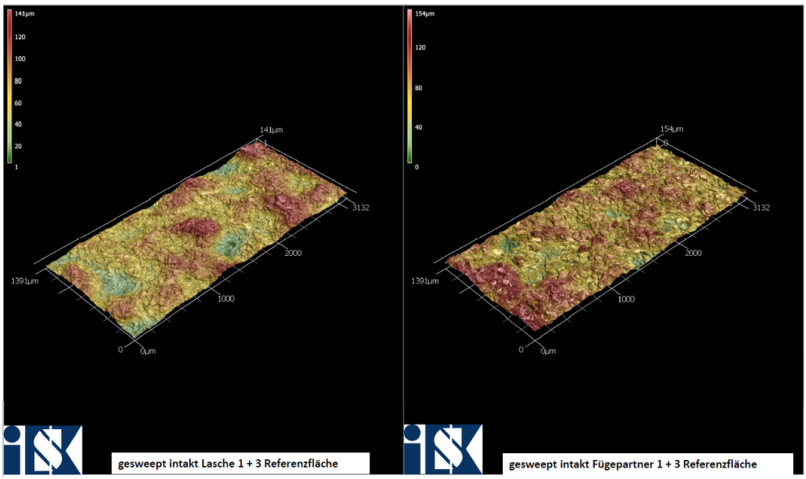


Nach zyklischer Beanspruchung und quasi-statischer Prüfung:

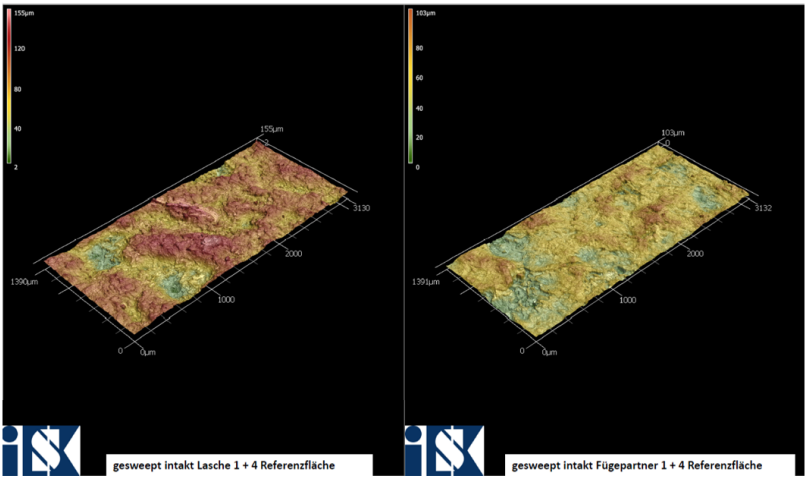


NT-Verzinkter Sebistystahl (250 µm) mit gesweepter Oberfläche

Referenzflächen im Ausgangszustand:

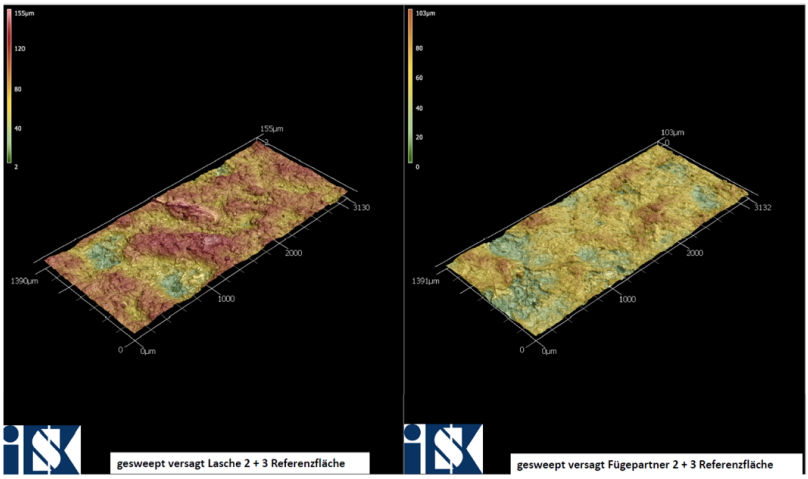


Referenzflächen im Ausgangszustand:

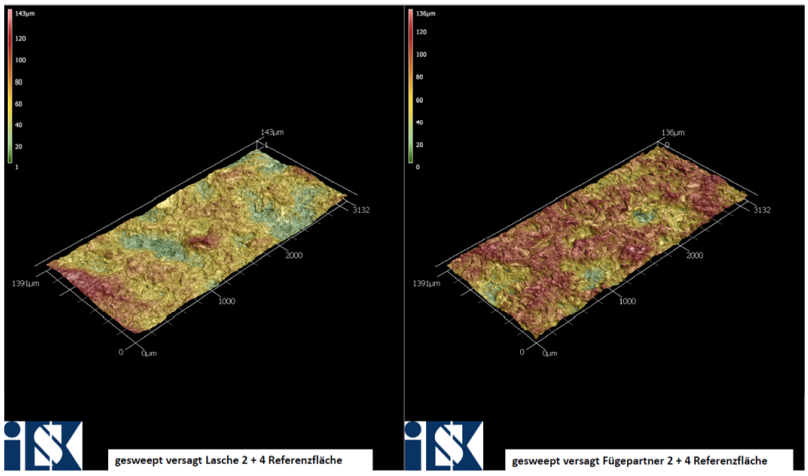


NT-Verzinkter Sebistystahl (250 µm) mit gesweepter Oberfläche

Referenzflächen im Ausgangszustand:

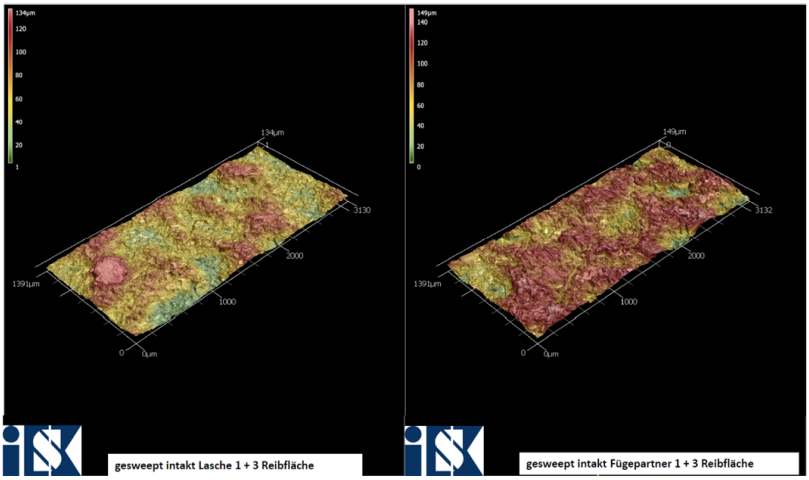


Referenzflächen im Ausgangszustand:

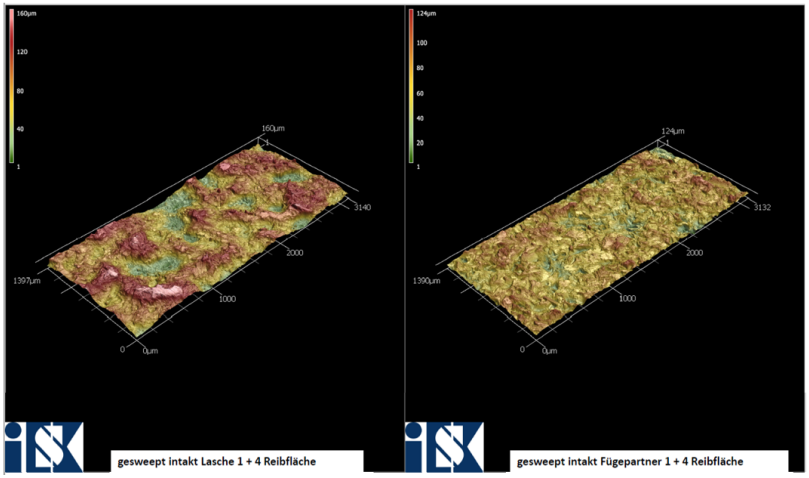


NT-Verzinkter Sebistystahl (250 µm) mit gesweepter Oberfläche

Nach zyklischer Beanspruchung:

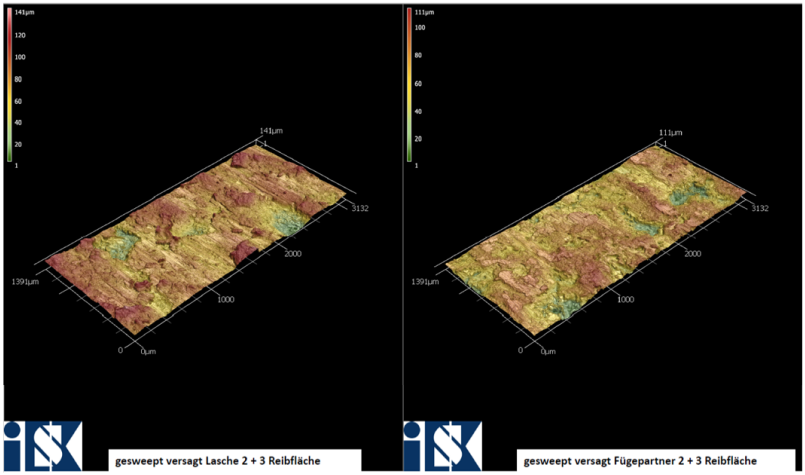


Nach zyklischer Beanspruchung:

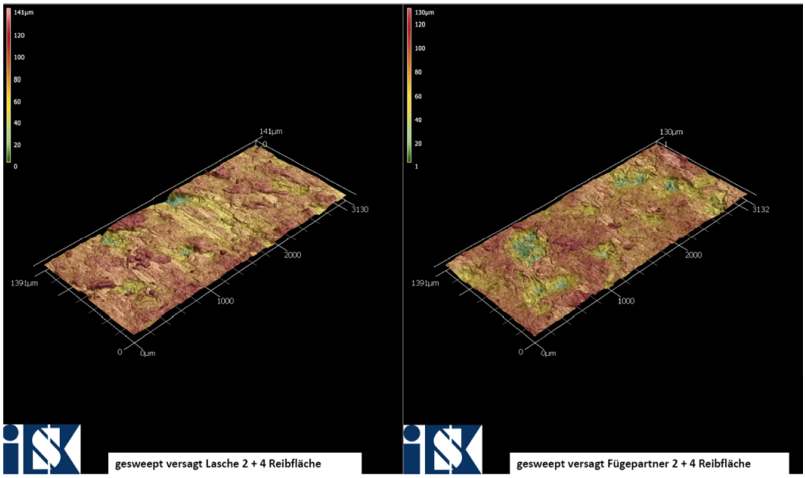


NT-Verzinkter Sebistystahl (250 µm) mit gesweepter Oberfläche

Nach zyklischer Beanspruchung und quasi-statischer Prüfung:



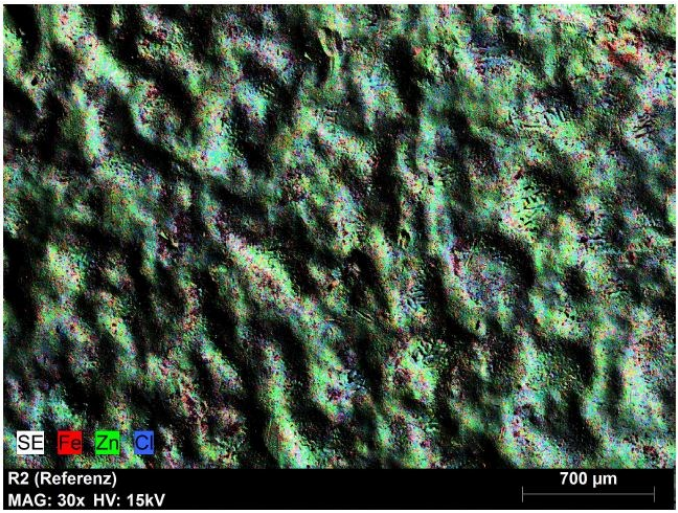
Nach zyklischer Beanspruchung und quasi-statischer Prüfung:



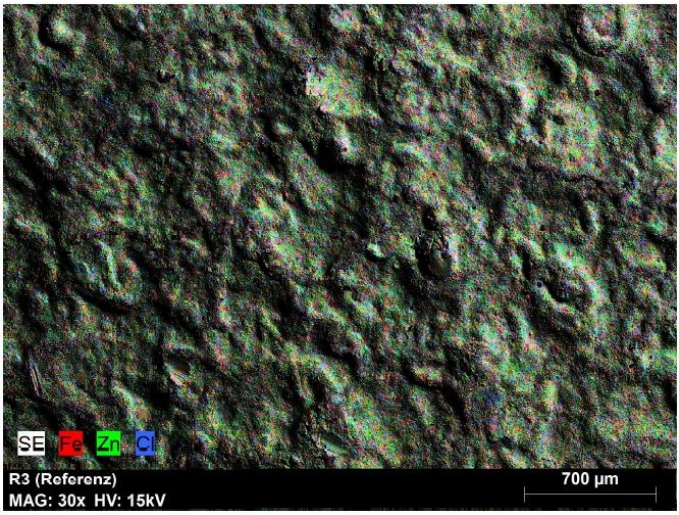
EDX-Mapping der Reibflächen

NT-Verzinkter Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkter Lasche

Referenzzustand des Fügepartners:

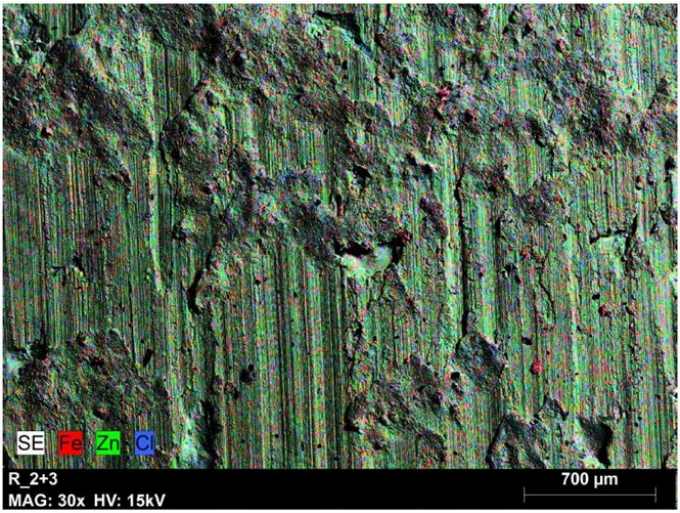


Referenzzustand der Lasche:

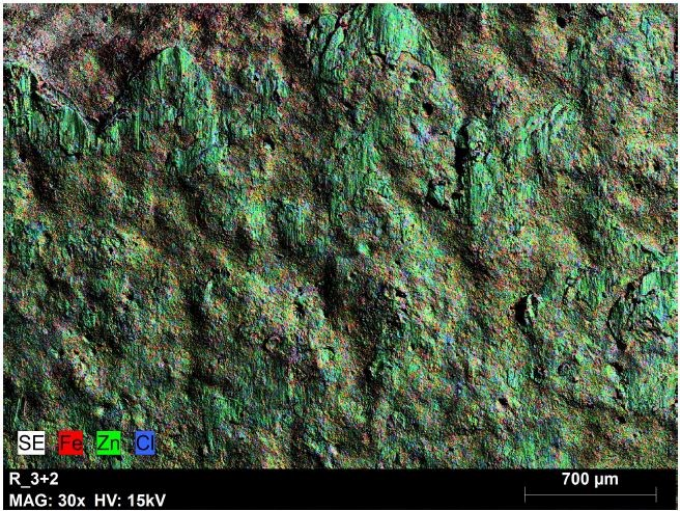


NT-Verzinkter Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkter Lasche

Fügepartner nach quasi-statischer Beanspruchung:

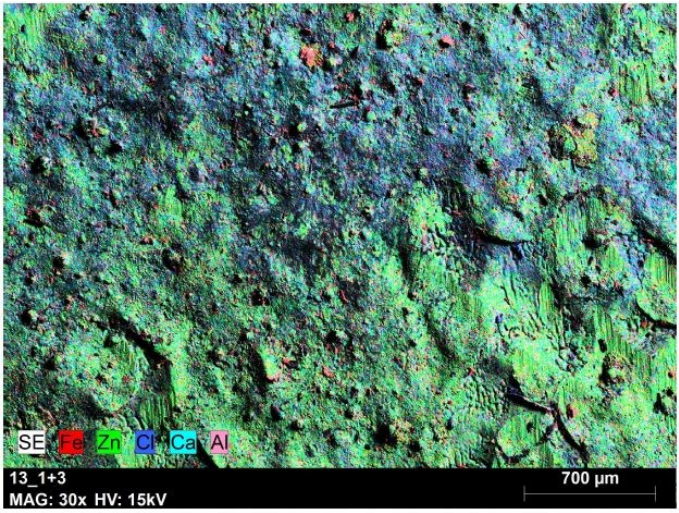


Lasche nach quasi-statischer Beanspruchung:

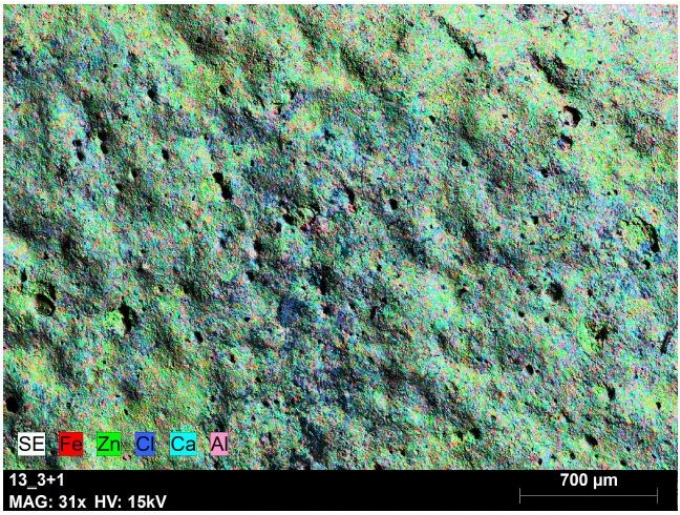


NT-Verzinkter Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkter Lasche

Fügepartner nach dynamischer Beanspruchung:

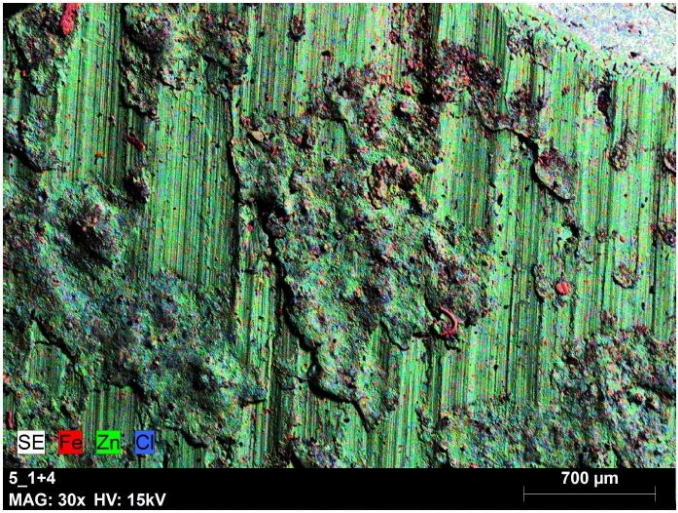


Lasche nach dynamischer Beanspruchung:

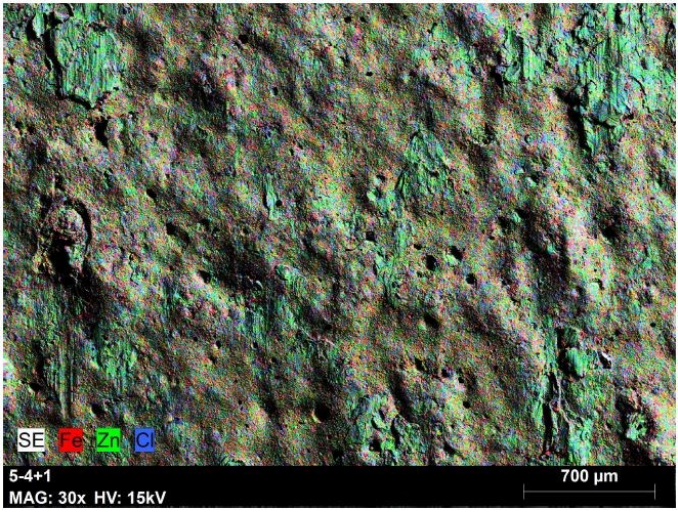


NT-Verzinkter Sebistystahl (250 µm) mit HT-verzinkter Lasche

Fügepartner nach dynamischer & quasi-statischer Beanspruchung:



Lasche nach dynamischer & quasi-statischer Beanspruchung:

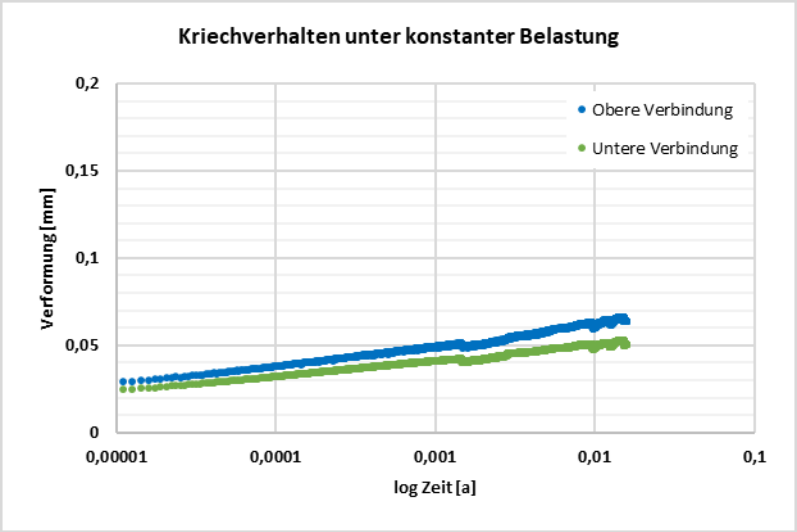


Anhang G: Zeit-Gleit-Verhalten der Kriechversuche

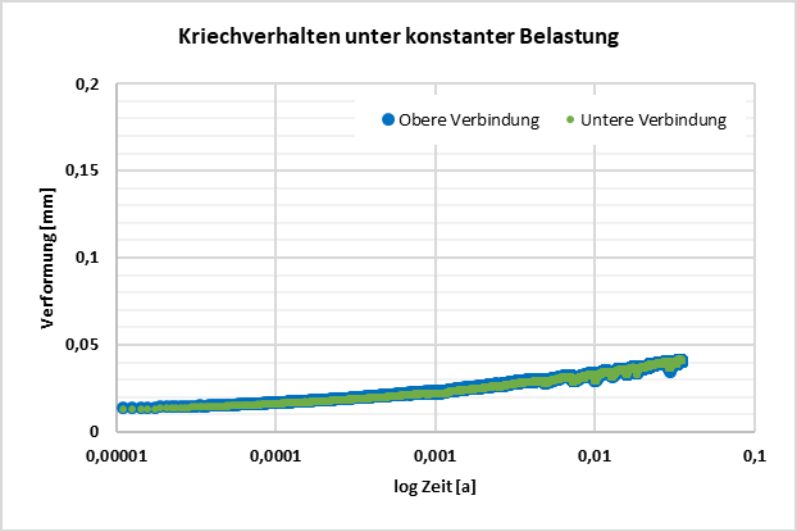
In den folgenden Abbildungen finden sich die Verläufe des Zeit-Gleit-Verhaltens die sich in allen durchgeführten feuerverzinkten Kriechversuchen und den zyklischen Versuchen mit besonderem Augenmerk auf das Kriechverhalten ergaben. Bei Kriechversuchen bei denen nacheinander zwei Stufen der konstanten Last aufgebracht wurden, ist jeweils nur die zweite Stufe abgebildet. Bei zyklischen Versuchen mit besonderem Augenmerk auf das Kriechverhalten sind jeweils nur die maximalen Verformungen der Verbindungen abgebildet.

NT-verzinkter Sebistystahl

S_04_KQ

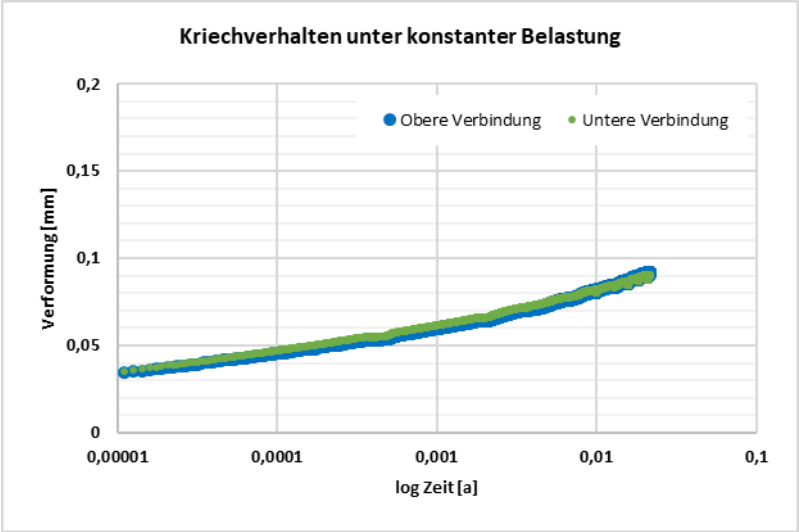


S_06_RKQ



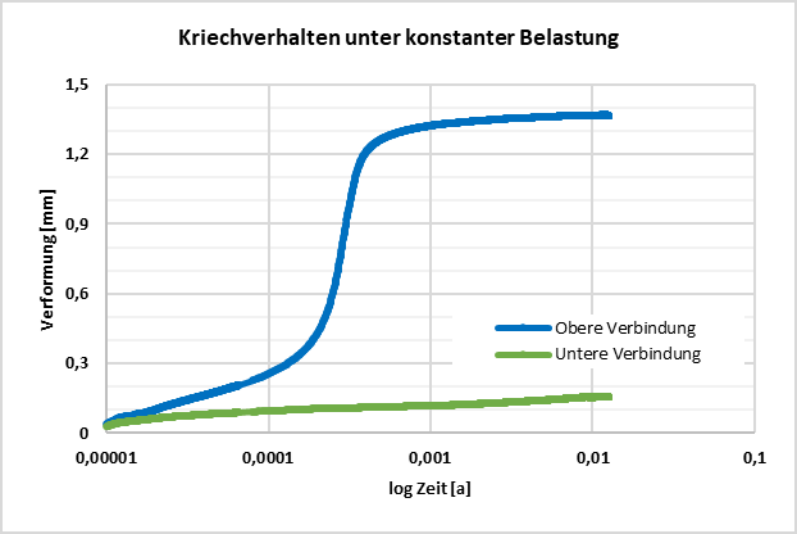
NT-verzinkter Sebistystahl

S_07_KQ

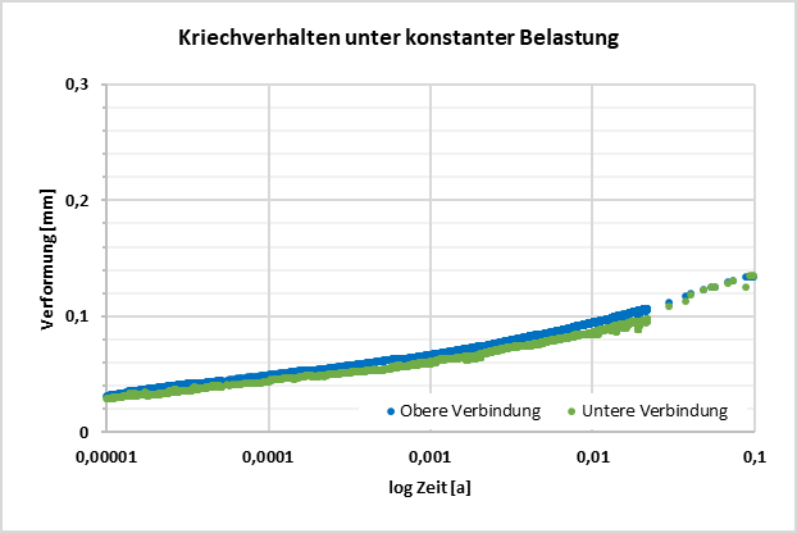


NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche

Sg_12_K

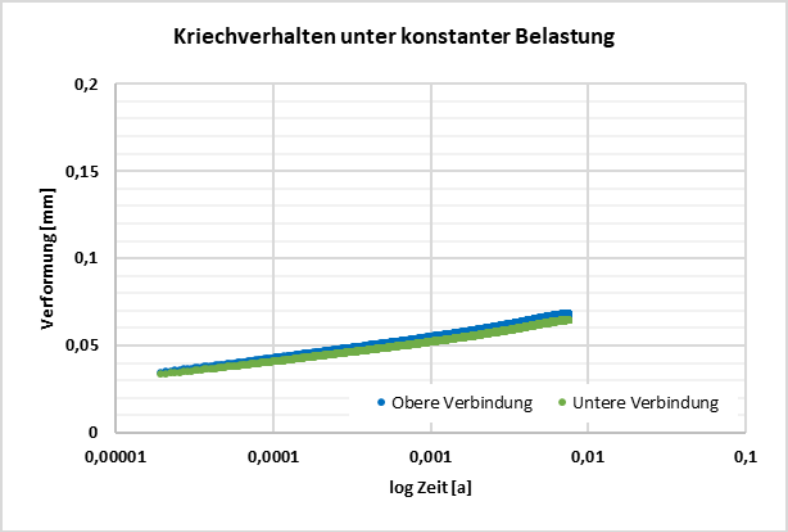


Sg_13_K

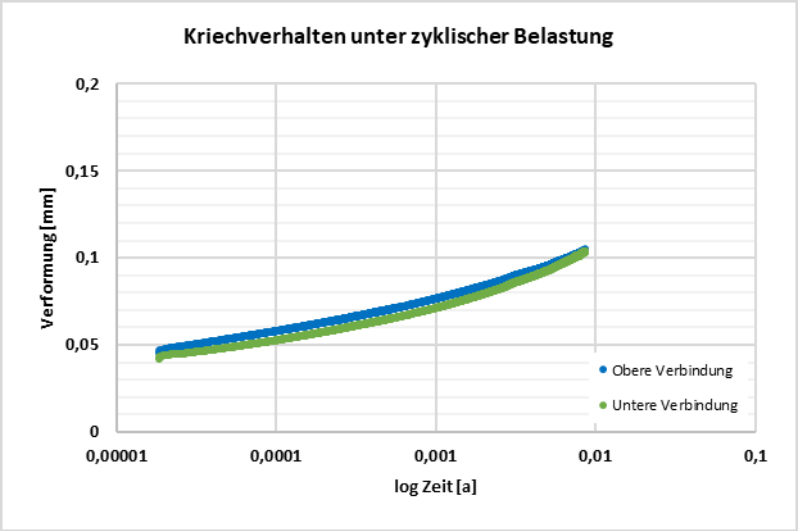


NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche

Sg_14_KQ

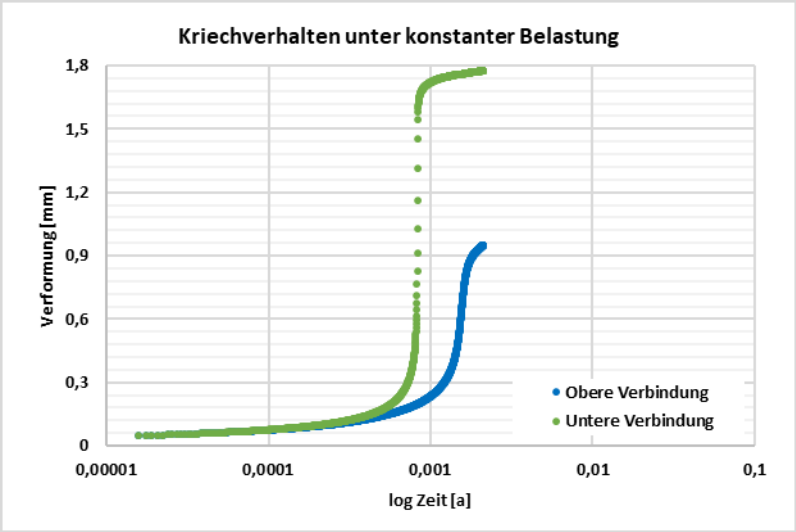


Sg_17_ZQ



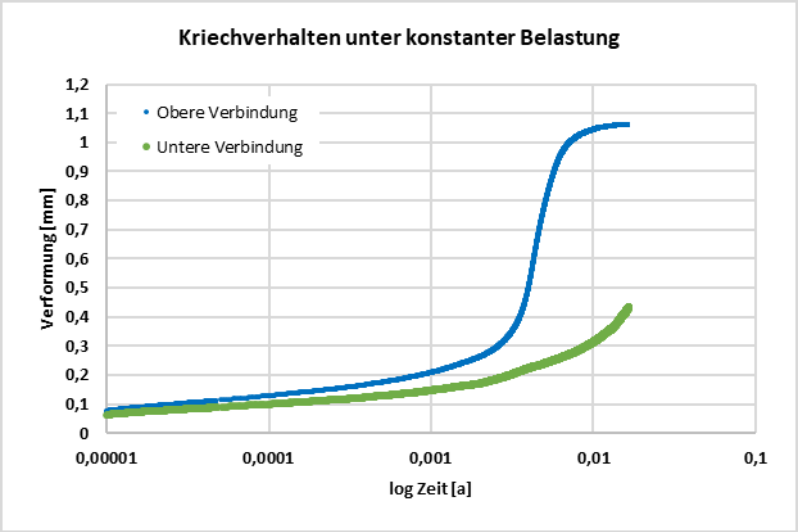
NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter Oberfläche

Sg_18_RnKRQ

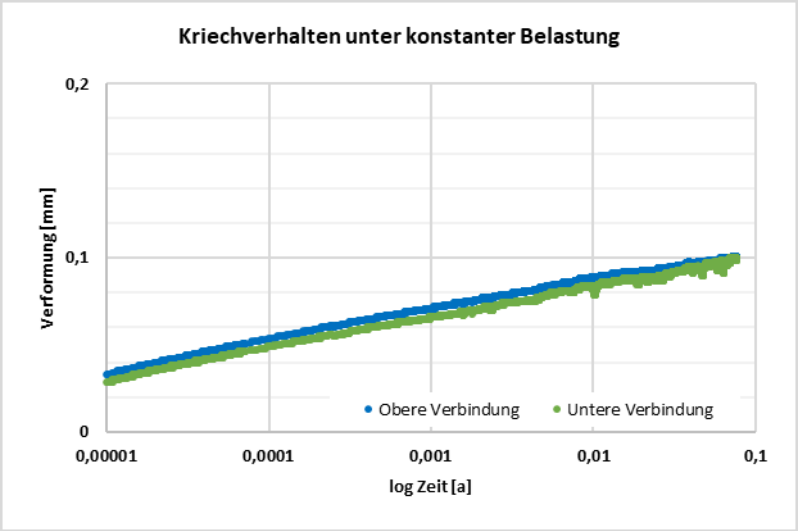


NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche

Sa_09_K

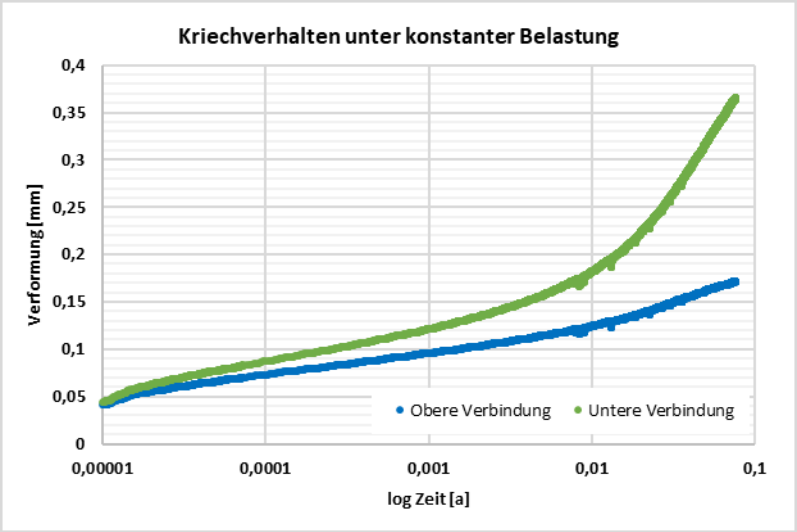


Sa_10_K

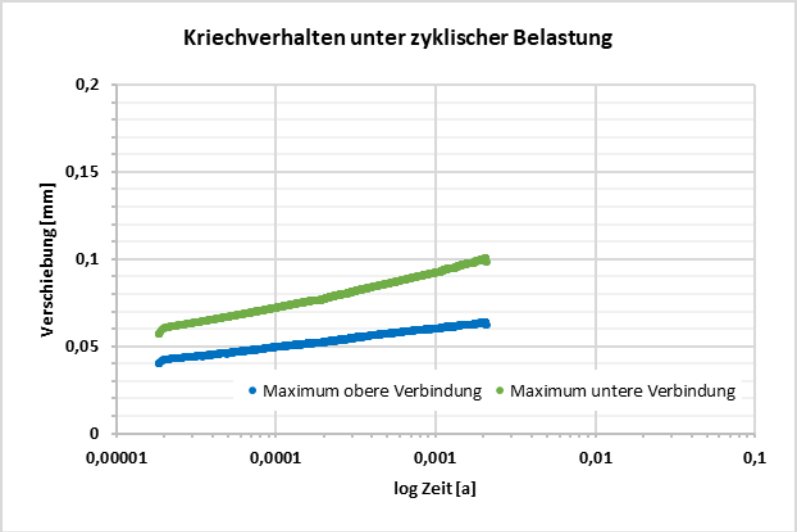


NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche

Sa_11_K

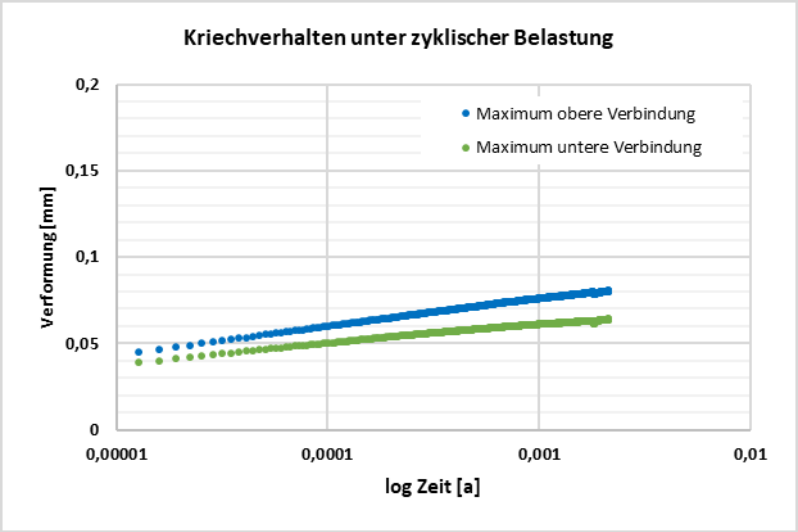


Sa_13_ZQ

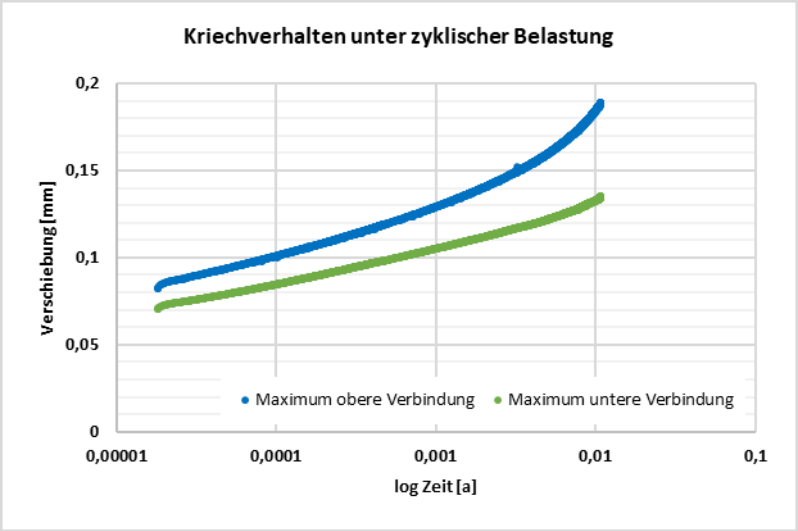


NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche

Sa_14_ZQ

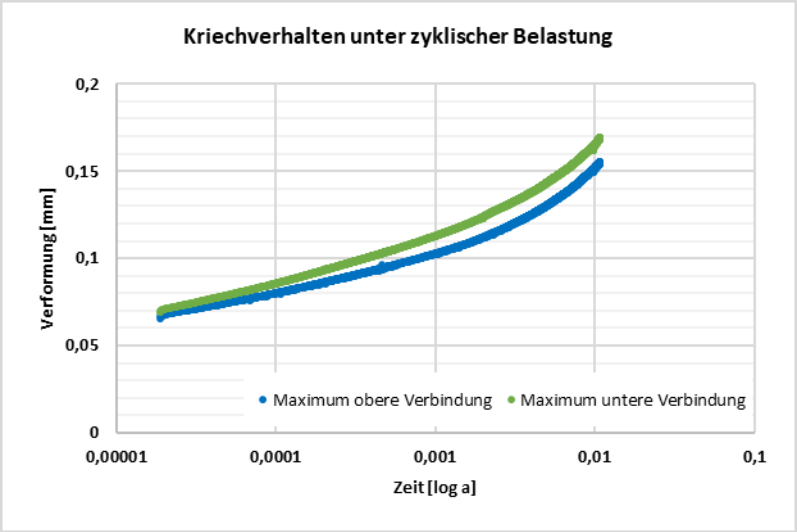


Sa_15_ZQ

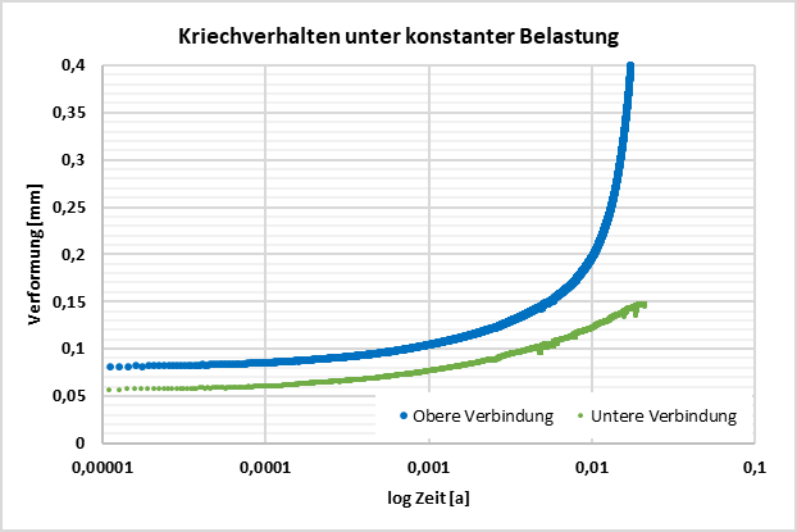


NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche

Sa_16_ZQ

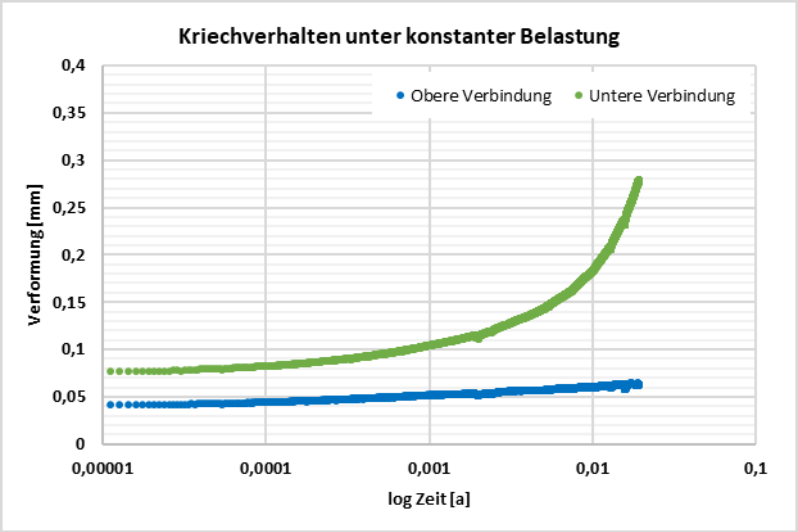


Sa_17_KKRQ

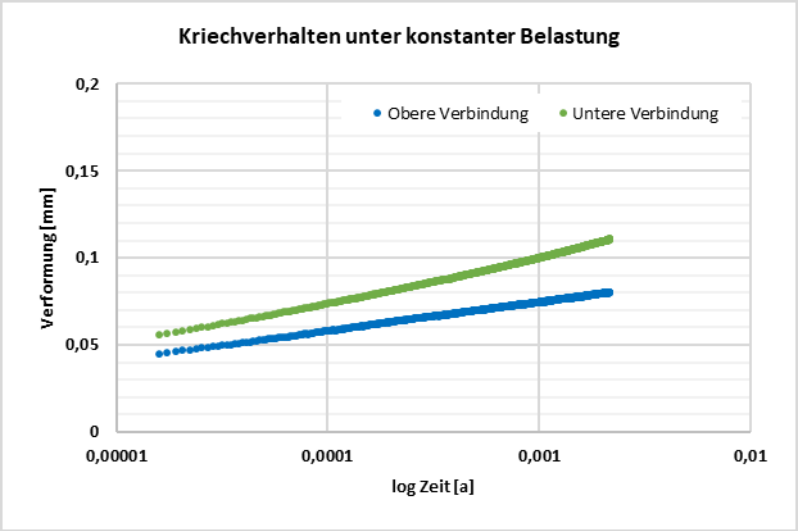


NT-verzinkter Sebistystahl mit gesweepter und ASI-beschichteter Oberfläche

Sa_18_KnKRQ

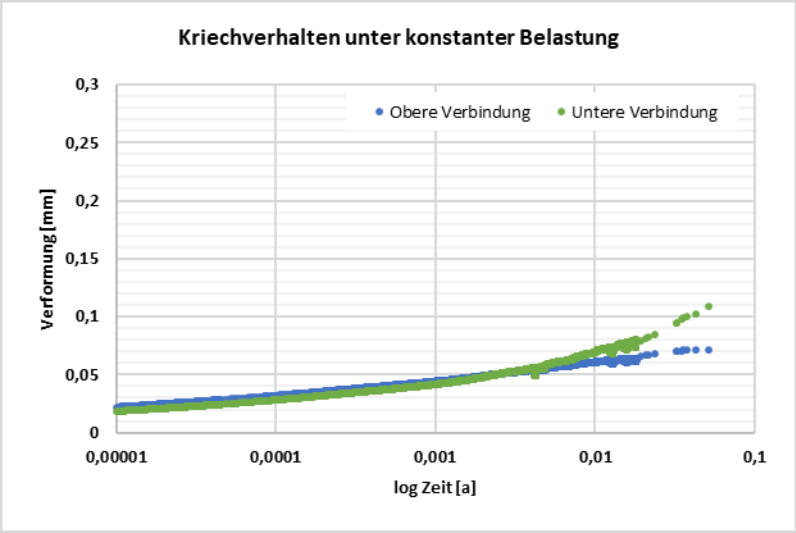


Sa_19_KQ

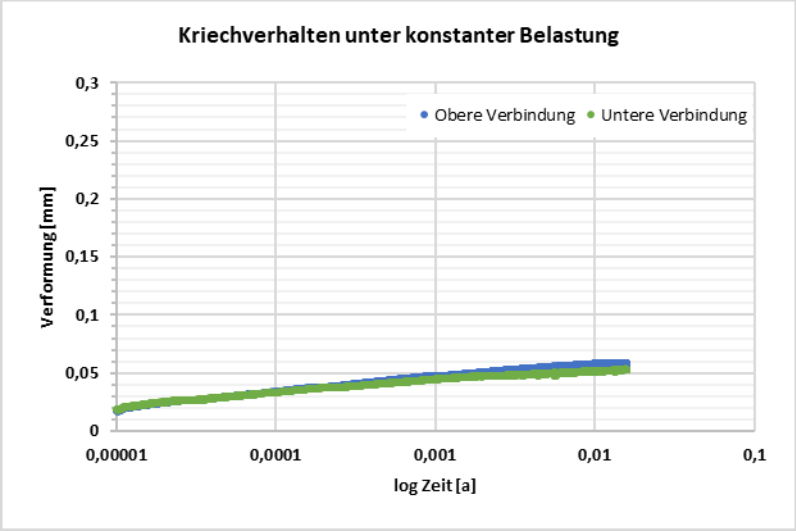


NT-verzinkter Sebistystahl (250 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

SY_09_K

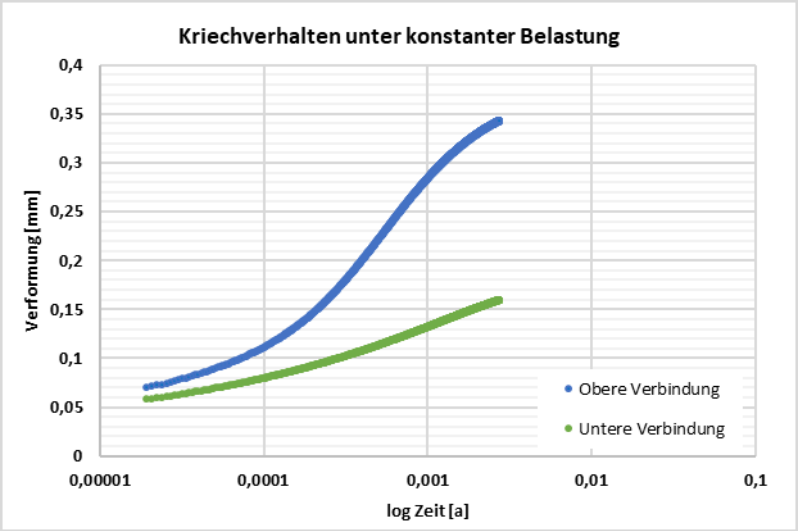


SY_10_K

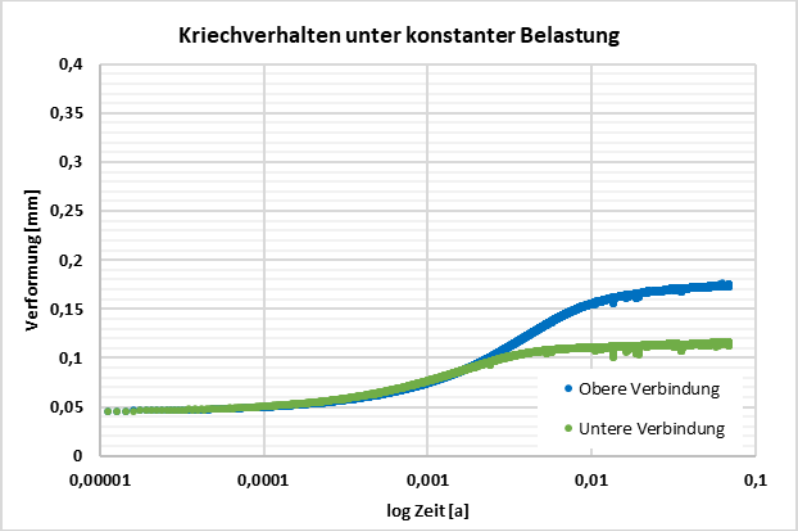


NT-verzinkter Sebistystahl (250 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

SY_11_KQ

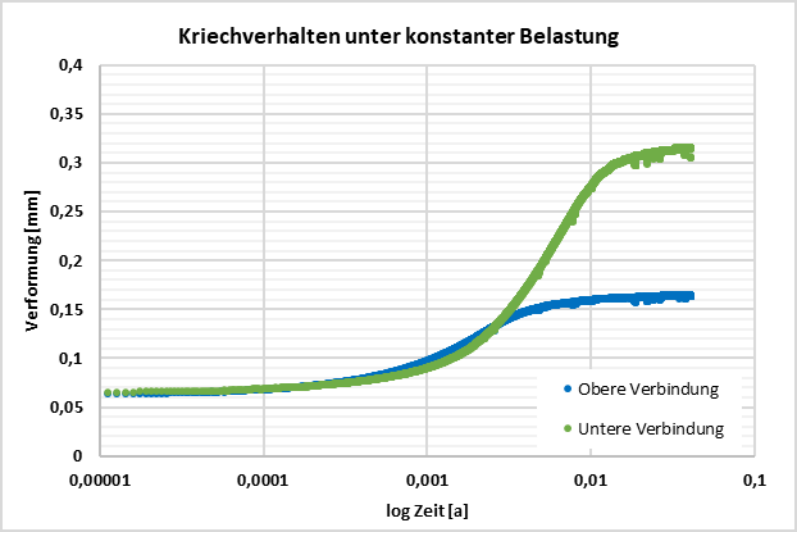


SY_33_KKRQ

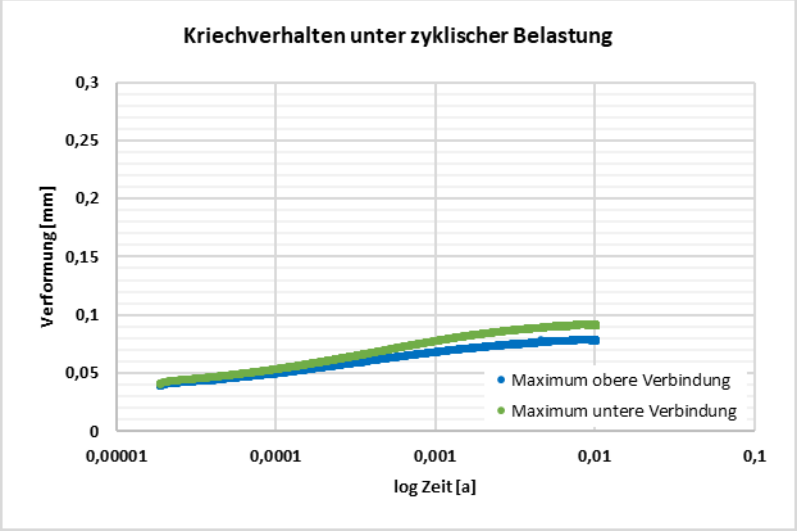


NT-verzinkter Sebistystahl (250 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

SY_34_KKRQ

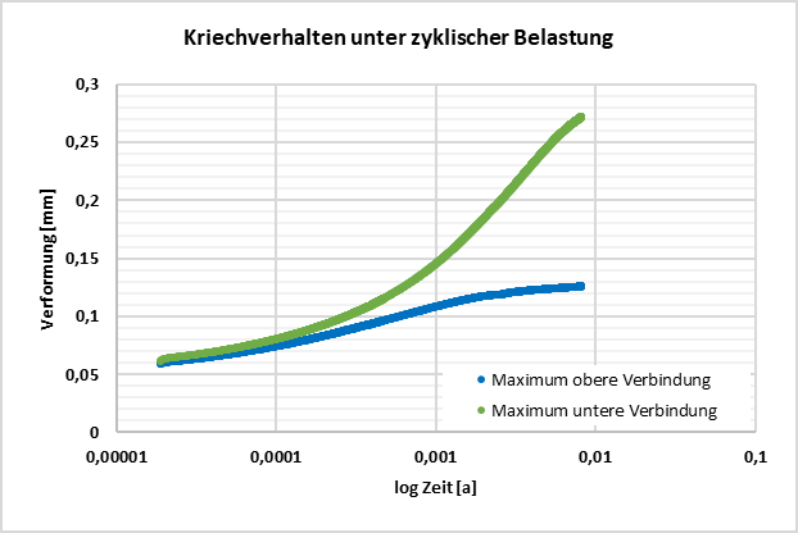


SY_35_ZQ



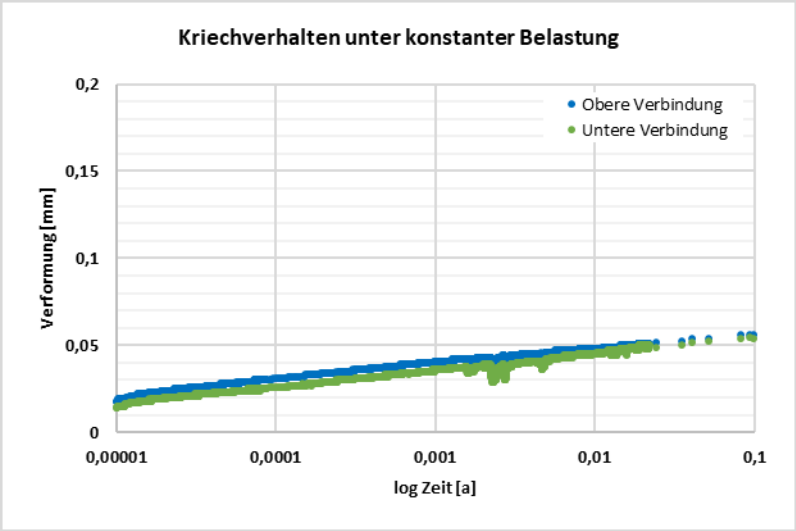
NT-verzinkter Sebistystahl (250 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

SY_36_ZQ



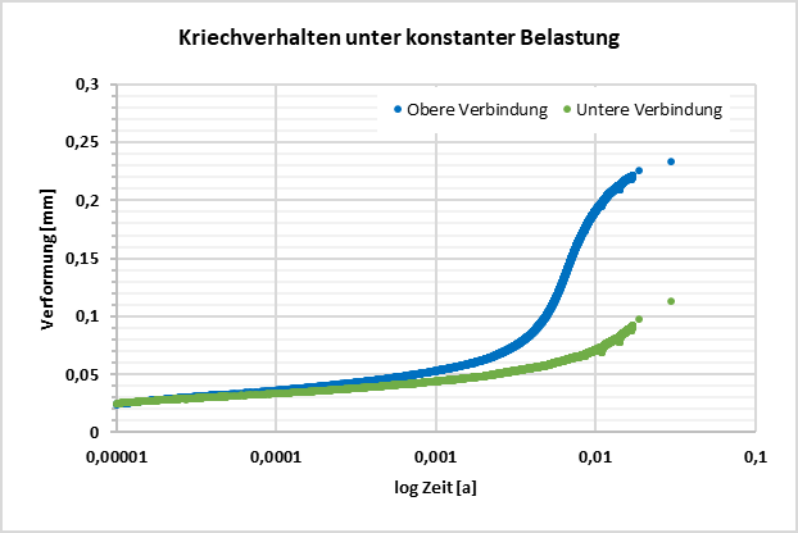
NT-verzinkter Sebistystahl (400 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

S4Y_01_K



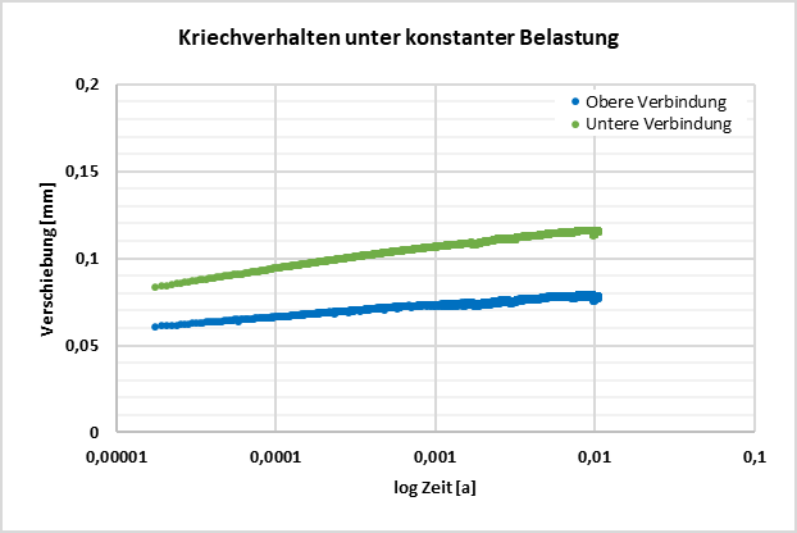
NT-verzinkter Sebistystahl (500 µm Schichtdicke) gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

S5Y_04_K

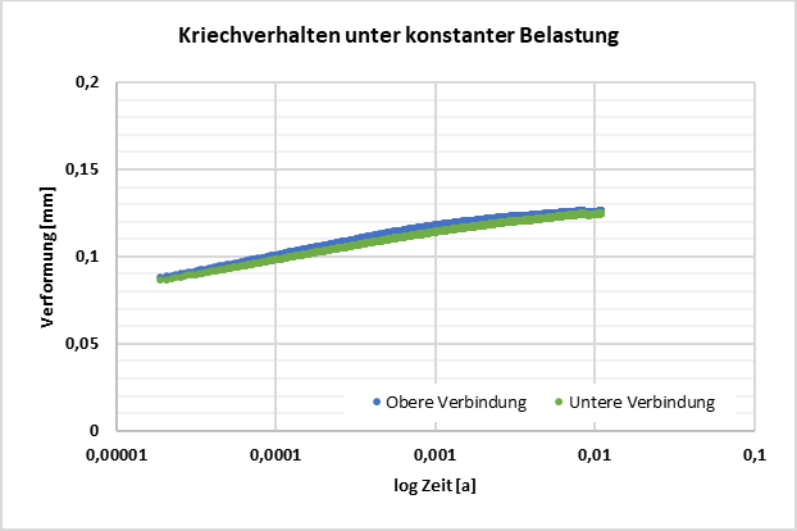


NT-verzinkter Hochsiliziumstahl gepaart mit gestrahlter und HT-verzinkter Lasche

HY_12_KQ



HY_13_KQ



Anhang H: Chemische Zusammensetzung und mechanische Eigenschaften des Grundmaterials

In der folgenden Tabelle findet sich die chemische Zusammensetzung sowie die mechanischen Eigenschaften des Grundmaterials, welches für die feuerverzinkten Probekörper verwendet wurde. Die Untersuchungen wurden durch den Hersteller durchgeführt und den Werkszeugnissen entnommen.

Sebistystahl:

Schmelzeanalyse [%]

C	Si	Mn	P	S	Al	Cr	Ni
0,1520	0,2240	1,4200	0,0140	0,0034	0,0320	0,0280	0,0080

Mo	Cu	V	Ti	Nb	N	B	CEV
0,0040	0,0080	0,0020	0,0010	0,0180	0,0024	0,0002	0,40

Werte der Zugversuche (jeweils Minimum /Mittelwert / Maximum)

Streckgrenze R_{eH} [MPa]	Streckgrenze $R_{p0,2}$ [MPa]	Zugfestigkeit R_m [MPa]	Bruchdehnung A_5/A_{80} [%]
433 / 450 / 465	407 / 430 / 444	545 / 565 / 572	25,4 / 26,7 / 28,6

Alle mechanischen Kennwerte wurden an Proben ermittelt die quer zur Walzrichtung getestet wurden.

Hochsiliziumstahl:

Schmelzeanalyse [%]

C	Si	Mn	P	S	Al	Cr	Ni
0,1780	0,3340	1,2400	0,0120	0,0030	0,0500	0,0250	0,0110

Mo	Cu	V	Ti	Nb	N	B	CEV
0,0030	0,0100	0,0020	0,0010	0,0020	0,0047	0,0002	0,39

Werte der Zugversuche (jeweils Minimum /Mittelwert / Maximum)

Streckgrenze R_{eH} [MPa]	Streckgrenze $R_{p0,2}$ [MPa]	Zugfestigkeit R_m [MPa]	Bruchdehnung A_5/A_{80} [%]
387 / 389 / 392	361 / 364 / 370	530 / 534 / 536	29,3 / 29,4 / 29,5

Alle mechanischen Kennwerte wurden an Proben ermittelt die quer zur Walzrichtung getestet wurden.

Anhang I: Ergebnisse der durchgeführten Rauheitsmessungen an den Oberflächen

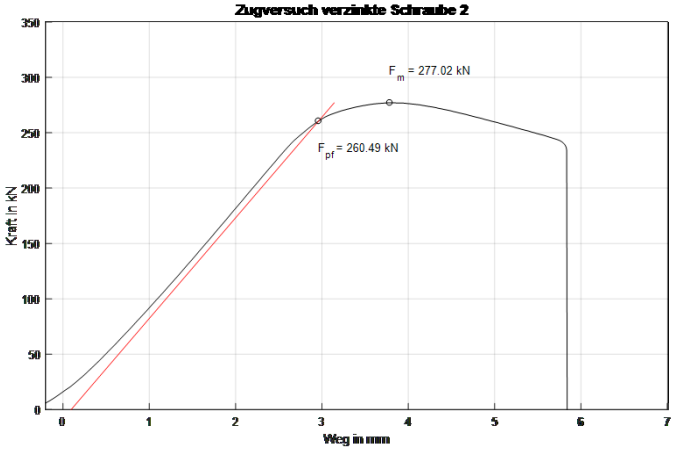
In der folgenden Tabelle finden sich die Ergebnisse der Rauheitsmessungen an unverzinkten und feuerverzinkten Oberflächen. Die Aufnahmen wurden im Rahmen des GAV-Forschungsprojektes IGF 19444 [20] durchgeführt. Eine genaue Beschreibung der Messungen sowie die Ergebnisse finden sich auch in [109].

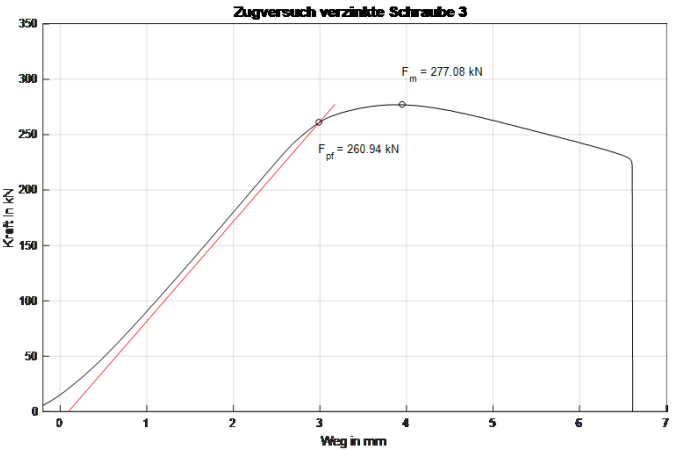
Oberfläche	Mittlere Rautiefe R_z	
	Mittelwert	Standartabweichung
Grundmaterial (Sebistystahl und Hochsiliziumstahl)	58,7	5,8
Sebistystahl, 10 mm NT-verzinkt, 250 µm	65,2	6,8
Sebistystahl, 10 mm HT-verzinkt, 120 µm	45,8	2,1
Sebistystahl, 20 mm NT-verzinkt, 250 µm	53,3	7,5
Hochsiliziumstahl, 20 mm NT-verzinkt, 700 µm	59,5	2,8

Anhang J: Ergebnisse der Untersuchungen der Zugfestigkeit der Schrauben

In der folgenden Tabelle und den Diagrammen finden sich die Ergebnisse der Zugversuche der Schrauben, welche für die Versuche an feuerverzinkten Probekörper verwendet wurden. Die Untersuchungen wurden im Rahmen des GAV-Forschungsprojektes IGF 19444 [20] an der MPA Darmstadt durchgeführt.

Zugversuche HV-Schrauben M20*70, 10.9		
Kennwert	Verzinkte Schraube 2	Verzinkte Schraube 3
F_m [kN]	277,02	277,08
R_m [kN/cm²]	110,70	110,70
F_{pf} [kN]	260,49	260,94
R_{pf} [N/mm²]	1063,22	1065,06





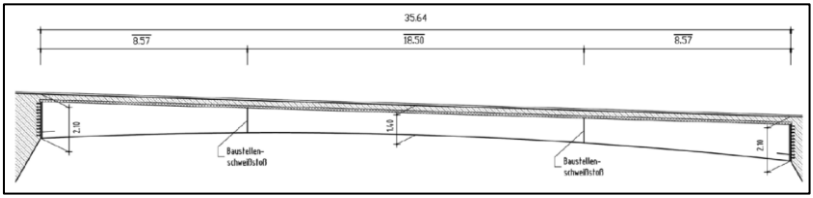
Anhang K: Bemessungsbeispiel Trägerstoß

Im folgenden Abschnitt wird ein Trägerstoß exemplarisch bemessen, um die Vorgehensweise des in Abschnitt 8.7 vorgestellten alternativen Verfahrens zur Bemessung von feuerverzinkten GV-Verbindungen im Brückenbau darzustellen.

Gegenstand der exemplarischen Bemessung ist der Montagestoß des Pilot-Bauwerks der eine integrale Rahmenbrücke in Stahl-Verbundbauweise zur Überführung eines Wirtschaftsweges über die Bundesautobahn A44 bei Kassel (siehe Abschnitt 2.2.6.1 und Bild 2.7). Die gesammelten Erkenntnisse aus Planung und Ausführung des Pilot-Bauwerks wurden in [15] veröffentlicht. Das Pilot-Bauwerk wurde in [101] genutzt, um den Montagestoß als GV-Verbindung nach der aktuellen normativen Vorgehensweise (siehe Abschnitt 2.3.2) zu bemessen. Die im Rahmen von [101] ermittelt Schnittgrößen und Querschnittswerte werden im Folgenden dargestellt, und anschließend für die Bemessung des Trägerstoß mithilfe des alternativen Verfahrens genutzt.

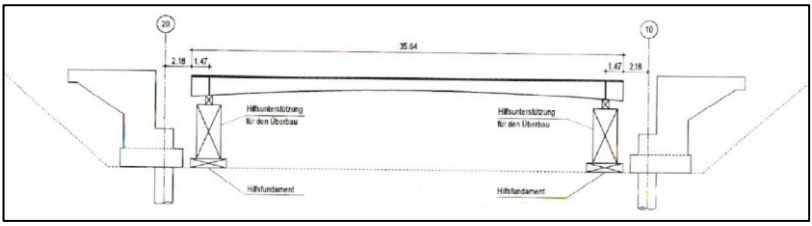
Beschreibung des Tragwerks und der Bauzustände nach [15] und [101]:

Bei dem Bauwerk handelt es sich um eine integrale Rahmenbrücke in Verbundbauweise mit Beton-Fertigteilen und ergänztem Ortbeton mit einer Spannweite von 40 Metern und einer Breite von fünf Metern.

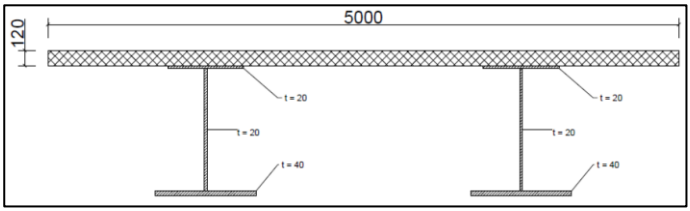


Lage der Montagestöße nach [15]

Die zwei feuerverzinkten Stahlträger werden aus jeweils drei Segmenten (Längen von 8,5, 18,5 und 8,5 Metern) auf der Baustelle verschraubt und anschließend die vorgefertigten Beton-Fertigteile mit einer Dicke von 12 cm montiert. Das so montierte Verbundfertigteil wird für den Bauzustand auf Hilfsstützen aufgelagert.

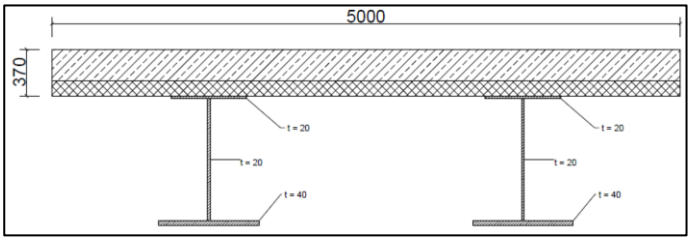


Bauzustand nach [101]



Querschnitt im Bauzustand nach [101]

Anschließend wird der Ortbeton ergänzt, und so das integrale Rahmentragwerk durch den Ortbeton an den Widerlagern hergestellt. Die zeitabhängige Erhärtung des Betons muss hier berücksichtigt werden. Im Endzustand werden die Hilfsstützen entfernt und alle Lasten wirken vollständig auf das final hergestellte Tragwerk, abhängig von ihrem Auftreten im Bauablauf.



Querschnitt im Endzustand nach [101]

Der finale Verbundquerschnitt besteht aus zwei Stahlträgern mit Blechdicken zwischen 20 und 40 mm und Höhen der Querschnitte zwischen 167 cm und 97 cm. Die fertiggestellte Betonplatte weißt nach der Ergänzung von 25 cm Ortbeton eine Gesamtdicke von 37 cm auf.

Lastfälle und zugehörige Schnittgrößen am Stoßpunkt nach [101]:

Bauzustand:

Lastfall	Belastung in Lastfall	Wirkender Querschnitt
LF 1	Eigengewicht Verbundfertigteil	Verbundquerschnitt mit Reduktionszahl n_0
LF 2	Eigengewicht Frischbeton	

Lastfall	Min N [kN]	Max N [kN]	Min My [kNm]	Max My [kNm]	Min Vz [kN]	Max Vz [kN]
LF 1	-	-	-	1127,6	-104,7	104,7
LF 2	-	-	-	1456,8	-135,9	135,9

Endzustand zum Zeitpunkt t=0:

Lastfall	Belastung in Lastfall	Wirkender Querschnitt
LF 1	Eigengewicht Verbundfertigteil	Verbundquerschnitt mit Reduktionszahl n_0
LF 2	Ausrüstlast	

Lastfall	Min N [kN]	Max N [kN]	Min My [kNm]	Max My [kNm]	Min Vz [kN]	Max Vz [kN]
LF 1	-	-	-	4192,4	-162,8	161,7
LF 2	-	-	-	1776,6	-	-

Endzustand zum Zeitpunkt t= ∞

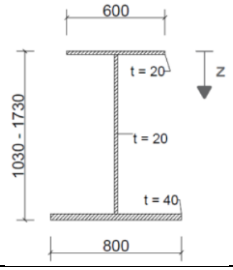
Lastfall	**Belastung in Lastfall**	**Wirkender Querschnitt**
LF 1	Eigengewicht Verbundquerschintt	Verbundquerschnitt mit Reduktionszahl n_L
LF 2	Ausrüstlast	
LF 3	Ausbaulast	
LF 4	Konstante positive Temperaturbelastung	Verbundquerschnitt mit Reduktionszahl n_0
LF 5	Konstante negative Temperaturbelastung	
LF 6	Lineare positive Temperaturbelastung	
LF 7	Lineare negative Temperaturbelastung	
LF 8	Positive Temperaturbel. Stahl-Beton	
LF 9	Negative Temperaturbel. Stahl-Beton	
LK Temp	Lastkombinationen der Temperaturbelastungen	
LF 10	Wind ohne Verkehr	
LF 11	Wind mit Verkehr	
LF 12	Verkehrsbelastung LM1 UDL	
EK 3	Lastkombinationen Verkehrsbelastung LM1 TS	
LF 16	Erdruhedruck	Verbundquerschnitt mit Reduktionszahl n_L
LF 17	0,5 * aktiver Erddruck	
LF 18	Passiver mobilisierter Erddruck	
LF 19	Schwinden (unter Berücksichtigung der Rissbildung)	Verbundquerschnitt mit Reduktionszahl n_S

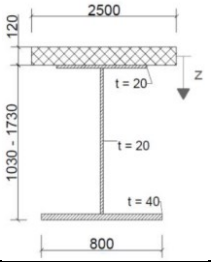
Lastfall	Min N [kN]	Max N [kN]	Min My [kNm]	Max My [kNm]	Min Vz [kN]	Max Vz [kN]
LF 1	-	-	-	113,5	-192,2	190,4
LF 2	-	-	-	90,7	-	-
LF 3	-	-	-	58,2	-101,5	100,6-
LF 4	-409,4	-	-178,6	-	-	-
LF 5	-	369,1	-	172,8	-	-
LF 6	-	64,3	-	541,6	-	-
LF 7	-77,2	-	-649,9	-	-	-
LF 8	-	64,3	-	541,5	-2,0	2,0
LF 9	-64,3	0	-541,6	-	-2,0	2,0
LK Temp	-531,1	509,1	-1253,7	1143,6	-4,7	4,7
LF 10	-	-	-	-	-	-
LF 11	-	-	-8,5	-	-	-
LF 12	-	-	-	118,4	-206,6	204,7
EK 3	-	-	-440,4	995,6	-232,6	272,3
LF 16	-104,4	-	-	-	-	-
LF 17	-69,6	-	-	-	-	-
LF 18	-185,8	-	-	-	-	-
LF 19	-3930,8	-	-	400,8	-	-

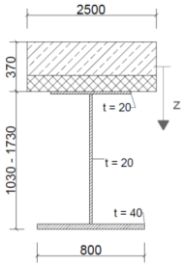
Schnittgröße am Trägerstoß aus ständigen Lasten unter Berücksichtigung der Rissbildung an den Rahmenecken:

Zeitpunkt t=0		Zeitpunkt t=∞	
$M_{t=0,g}$ [kNm]	$M_{t=0,G}$ [kNm]	$M_{t=\infty,g}$ [kNm]	$M_{t=\infty,G}$ [kNm]
649,7	138,8	1033,2	119,0

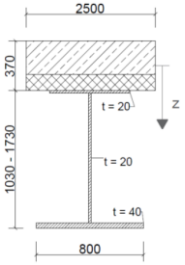
Querschnittswerte am Stoßpunkt nach [101]:

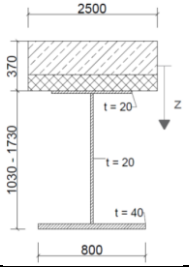
Querschnittswerte des Stahlträgers		
A_a [cm²]	654,0	
z [cm]	72,7	
I_a [cm⁴]	1353793,9	

Querschnittswerte des Verbundträgers im Bauzustand t=0		
n_0 [-]	6,176	
$A_{c,0}$ [cm²]	485,7	
$I_{c,0}$ [cm⁴]	5828,6	
$A_{i,0}$ [cm²]	1329,8	
$z_{i,0}$ [cm]	38,7	
$I_{i,0}$ [cm⁴]	3415804,9	

Querschnittswerte des Verbundträgers im Endzustand t=0		
n_0 [-]	6,176	
$A_{c,0}$ [cm²]	485,7	
$I_{c,0}$ [cm⁴]	5828,6	
$A_{i,0}$ [cm²]	2341,7	
$z_{i,0}$ [cm]	25,5	
$I_{i,0}$ [cm⁴]	5276226,7	

Kriechbeiwerte und Reduktionszahlen			
Kriechen		**Schwinden**	
$\phi_{A,L}$ [-]	1,153	$\phi_{A,S}$ [-]	0,538
$\phi_{I,L}$ [-]	2,464	$\phi_{I,S}$ [-]	0,719
$n_{A,L}$ [-]	17,575	$n_{A,S}$ [-]	15,320
$n_{I,L}$ [-]	30,530	$n_{I,S}$ [-]	18,397

Querschnittswerte für Kriechen des Verbundträgers im Endzustand t=∞		
$A_{c,L}$ [cm²]	526,3	
$I_{c,L}$ [cm⁴]	1179,2	
$A_{i,L}$ [cm²]	1370,4	
$z_{i,L}$ [cm]	43,5	
$I_{i,L}$ [cm⁴]	4195786,4	

Querschnittswerte für Schwinden des Verbundträgers im Endzustand t=∞		
$A_{c,S}$ [cm²]	603,8	
$I_{c,S}$ [cm⁴]	1956,9	
$A_{i,S}$ [cm²]	1447,9	
$z_{i,S}$ [cm]	41,2	
$I_{i,S}$ [cm⁴]	4335389,8	

Ermittlung der maßgebenden Einwirkungskombinationen am Stoßpunkt:

Einwirkungen im Grenzzustand der Tragfähigkeit, teilweise nach [101]:

Leiteinwirkung Verkehr:

$$E_d = 1{,}35 * (G_{Bauzustand} + G_{Endzustand\ t=\infty}) + 1{,}0 * G_{Schwinden} + 1{,}35 * (Q_{Verkehr\ Flächenlast} + Q_{Verkehr\ Achslast}) + 1{,}5 * 0{,}6 * Q_{Temperatur}$$

Beispielhafte Ermittlung der maßgebenden Einwirkungskombination für die Momentenbeanspruchung auf den gesamten Querschnitt am Stoßpunkt:

$$M_{y,d} = 1{,}35 * (1127{,}6 + 1456{,}8) \quad \text{(Bauzustand)}$$
$$+ 1{,}35 * (1033{,}2 + 119{,}0) \quad \text{(Endzustand t=∞ Riss)}$$
$$+ 1{,}0 * (400{,}8) \quad \text{(Schwinden)}$$
$$+ 1{,}35 * (118{,}4 + 995{,}6) \quad \text{(Verkehr)}$$
$$+ 1{,}5 * (0{,}6 * 1143{,}6) \quad \text{(Temperatur)}$$

$$= 3488{,}8\ kNm \quad \text{(Bauzustand)}$$
$$+ 1555{,}5\ kNm \quad \text{(Endzustand t=∞ Riss)}$$
$$+ 400{,}8\ kNm \quad \text{(Schwinden)}$$
$$+ 1503{,}9\ kNm \quad \text{(Verkehr)}$$
$$+ 1029{,}2\ kNm \quad \text{(Temperatur)}$$

$$= 3488{,}8\ kNm \quad \text{(Bauzustand)}$$
$$+ 1555{,}5\ kNm \quad \text{(Endzustand t=∞ Riss)}$$
$$+ 400{,}8\ kNm \quad \text{(Schwinden)}$$
$$+ 2533{,}1\ kNm \quad \text{(Veränderlich)}$$

$$= 3488{,}8\ kNm \quad \text{(Bauzustand gesamt)}$$
$$+ 4489{,}4\ kNm \quad \text{(Endzustand t=∞ ges.)}$$

$$M_{y,d} = 7978{,}2\ kNm$$

Einwirkungen im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit – Häufige Kombination:

Leiteinwirkung Verkehr:

$$E_d = 1{,}0 * (G_{Bauzustand} + G_{Endzustand\ t=\infty}) + 1{,}0 * G_{Schwinden} + 1{,}0 * (0{,}4 * Q_{Verkehr\ Flächenlast} + 0{,}75 * Q_{Verkehr\ Achslast}) + 1{,}0 * 0{,}5 * Q_{Temperatur}$$

Beispielhafte Ermittlung der maßgebenden Einwirkungskombination für die Momentenbeanspruchung auf den gesamten Querschnitt am Stoßpunkt:

$$M_{y,GZG,häufig} = 1{,}0 * (1127{,}6 + 1456{,}8) \quad \text{(Bauzustand)}$$
$$+ 1{,}0 * (1033{,}2 + 119{,}0) \quad \text{(Endzustand t=∞ Riss)}$$
$$+ 1{,}0 * (400{,}8) \quad \text{(Schwinden)}$$
$$+ 1{,}0 * (0{,}4 * 118{,}4 + 0{,}75 * 995{,}6) \quad \text{(Verkehr)}$$
$$+ 1{,}0 * (0{,}5 * 1143{,}6) \quad \text{(Temperatur)}$$

$$= 2584{,}4\ kNm \quad \text{(Bauzustand)}$$
$$+ 1152{,}2\ kNm \quad \text{(Endzustand t=∞ Riss)}$$
$$+ 400{,}8\ kNm \quad \text{(Schwinden)}$$
$$+ 739{,}9\ kNm \quad \text{(Verkehr)}$$
$$+ 571{,}8\ kNm \quad \text{(Temperatur)}$$

$$= 2584{,}4\ kNm \quad \text{(Bauzustand)}$$
$$+ 1152{,}2\ kNm \quad \text{(Endzustand t=∞ Riss)}$$
$$+ 400{,}8\ kNm \quad \text{(Schwinden)}$$
$$+ 1311{,}7\ kNm \quad \text{(Veränderlich)}$$

$$= 2584{,}4\ kNm \quad \text{(Bauzustand gesamt)}$$
$$+ 2864{,}7\ kNm \quad \text{(Endzustand t=∞ ges.)}$$

$$M_{y,GZG,häufig} = 5449{,}1\ kNm$$

Ermittlung der maßgebenden Schnittgrößen am Stoßpunkt:

Für die exemplarische Bemessung mithilfe des alternativen Bemessungsverfahrens werden nur die Einwirkungen des Bauzustandes und des Endzustandes t=∞ herangezogen. Weiterhin wird auf der sicheren Seite liegend die Drucknormalkraft des Gesamtsystems vernachlässigt.

Für den Bauzustand – ohne wirkende Betonplatte – wird die Schraubverbindung am Obergurtes des Stahlträgers für die aus dem Moment wirkende Druckkraft bemessen.

Einwirkungen im Grenzzustand der Tragfähigkeit, teilweise nach [101]:

Gesamter Querschnitt:

	Bauzustand			Endzustand t=∞		
	N_d [kN]	M_{yd} [kNm]	V_{zd} [kN]	N_d [kN]	M_{yd} [kNm]	V_{zd} [kN]
Ständig	-	3488,8	324,7	-1181,0	1555,5	392,0
Zwang	-	-	-	-3930,8	400,8	-
Veränderlich	-	-	-	-1682,7	2533,1	653,0
Gesamt	-	3488,8	324,7	-6794,5	4489,4	1045,0

Teilschnittgrößen Stahlträger:

	Bauzustand			Endzustand t=∞		
	N_{ad} [kN]	M_{ayd} [kNm]	V_{zd} [kN]	N_{ad} [kN]	M_{ayd} [kNm]	V_{zd} [kN]
Ständig	1728,6	1382,7	324,7	1155,4	501,9	392,0
Zwang	-	-	-	302,2	125,2	-
Veränderlich	-	-	-	1754,8	682,8	653,0
Gesamt	1728,6	1382,7	324,7	3212,3	1309,9	1045,0

Bemessungsschnittgrößen (Bauzustand + Endzustand):

$N_{a,d}$ = 4914,9 kN

$M_{a,y,d}$ = 2692,6 kN

$V_{a,d}$ = 1369,8 kN

Zugkraft im Untergurt:

$F_{Z,UG,d}$ = 4858,0 kN

Schnittgrößen im Steg:

$N_{Steg,d}$ = 934,3 kN

$V_{Steg,d}$ = 1369,8 kN

$M_{Steg,d}$ = 460,4 kNm

$\Delta M_{Steg,d}$ = 847,7 kNm

Schnittgrößen im Stahlquerschnitt für Bemessung der Schraubverbindung am Obergurt (Bauzustand):

$M_{a,y,d}$ = 3488,8 kNm

Druckkraft im Obergurt:

$F_{Z,UG,d}$ = -2277,8 kN

Einwirkungen im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit – Häufige Kombination:

Gesamter Querschnitt:

	Bauzustand			**Endzustand t=∞**		
	N_{GZG} [kN]	**$M_{y,\,GZG}$ [kNm]**	**$V_{z,\,GZG}$ [kN]**	**N_{GZG} [kN]**	**$M_{y,\,GZG}$ [kNm]**	**$V_{z,\,GZG}$ [kN]**
Ständig	-	2584,4	240,6	-874,8	1152,2	290,3
Zwang	-	-	-	-3930,8	400,8	-
Veränderlich	-	-	-	-840,0	1311,7	292,5
Gesamt	-	2584,4	240,6	-5644,8	2864,7	582,8

Teilschnittgrößen Stahlträger:

	Bauzustand			**Endzustand t=∞**		
	$N_{a,\,GZG}$ [kN]	**$M_{ay,\,GZG}$ [kNm]**	**$V_{z,\,GZG}$ [kN]**	**$N_{a,\,GZG}$ [kN]**	**$M_{ay,\,GZG}$ [kNm]**	**$V_{z,\,GZG}$ [kN]**
Ständig	1280,4	1024,3	240,6	855,8	371,8	290,3
Zwang	-	-	-	302,2	125,2	-
Veränderlich	-	-	-	928,9	361,4	292,5
Gesamt	1280,4	1024,3	240,6	2086,9	858,4	582,8

Bemessungsschnittgrößen (Bauzustand + Endzustand):

$N_{a,GZG}$ = 3367,3 kN

$M_{a,y,GZG}$ = 1882,6 kN

$N_{a,GZG}$ = 823,3 kN

Zugkraft im Untergurt:

$F_{Z,UG,GZG}$ = 3353,9 kN

Schnittgrößen im Steg:

$N_{Steg,GZG}$ = 624,7 kN

$V_{Steg,GZG}$ = 823,3 kN

$M_{Steg,GZG}$ = 354,4 kN

$\Delta M_{Steg,GZG}$ = 577,7 kN

Schnittgrößen im Stahlquerschnitt für Bemessung der Schraubverbindung am Obergurt (Bauzustand):

$M_{a,y,d}$ = 2584,3 kNm

Druckkraft im Obergurt:

$F_{Z,UG,d}$ = -1687,3 kN

Gewähltes Schraubenbild:

Steg:

Schrauben M30, 10.9, $F_{p,C}$ = 392,7 kN
Dicke Steg: t=20 mm
Dicke Stegblech: t=10 mm (2x)

Gewählte Schraubenabstände:

e_1 = 50 mm

p_1 = 90 mm

e_2 = 50 mm

p_2 = 90 mm

Die Schraubenabstände wurden so gewählt, dass der Widerstand gegen Lochleibung größer ist als der Gleitwiderstand.

Untergurt:

Schrauben M30, 10.9, $F_{p,C}$ = 392,7 kN
Dicke Untergurt: t=40 mm
Dicke Untergurtblech: t=20 mm (2x)

Gewählte Schraubenabstände:

e_1 = 50 mm

p_1 = 90 mm

e_2 = 40 mm

p_2 = 90 mm

Die Schraubenabstände wurden so gewählt, dass der Widerstand gegen Lochleibung größer ist als der Gleitwiderstand.

Obergurt:

Schrauben M30, 10.9, $F_{p,C}$ = 392,7 kN
Dicke Obergurt: t=20 mm
Dicke Obergurtblech: t=10 mm (2x)

Gewählte Schraubenabstände:

e_1 = 50 mm

p_1 = 90 mm

e_2 = 50 mm

p_2 = 90 mm

Die Schraubenabstände wurden so gewählt, dass der Widerstand gegen Lochleibung größer ist als der Gleitwiderstand.

Oberflächen:

Oberflächenvorbereitung nach Reibklasse B: Feuerverzinkt, gesweepte Oberfläche und anschließende ASI-Beschichtung

Haftreibungszahlen (siehe Abschnitt 8.7.4):

μ = 0,30

μ_{short} = 0,45

μ_{long} = 0,30

Nachweis des Stoßpunktes nach dem aktuellen normativen Verfahren:

Verbindung der Kategorie C – Bemessung im Grenzzustand der Tragfähigkeit:

Haftreibungszahl: μ = 0,30

Notwendige Anzahl M30-Schrauben am Untergurt:

Gleitwiderstand M30-Schrauben:

$$F_{s,Rd} = \frac{k_s * n * \mu}{\gamma_{m3}} * F_{p,C} = \frac{1{,}0 * 2 * 0{,}30}{1{,}25} * 392{,}7\ kN = 188{,}5\ kN$$

Widerstände Lochleibung und Abscheren:

$F_{b,Rd} = 503{,}2\ kN$, $F_{v,Rd} = 224{,}4\ kN$ $(Gewinde\ in\ Scherfuge)$

Zugkraft im Untergurt:

$F_{Z,UG,d} = 4858{,}0\ kN$

Benötigte Schraubenanzahl am Untergurt:

$$n_{F,UG} = \frac{F_{Z,UG,d}}{F_{s,Rd}} = \frac{4858{,}0}{188{,}5} = 26$$

Notwendige Anzahl M30-Schrauben am Steg:

Gleitwiderstand M30-Schrauben:

$F_{s,Rd} = 188{,}5\ kN$

Widerstände Lochleibung und Abscheren:

$F_{b,Rd} = 276{,}8\ kN$, $F_{v,Rd} = 224{,}4\ kN$ $(Gewinde\ in\ Scherfuge)$

Schnittgrößen am Steg:

$N_{Steg,d} = 934{,}3\ kN$

$V_{Steg,d} = 1369{,}8\ kN$

$M_{Steg,d} = 460{,}4\ kNm$

$\Delta M_{Steg,d} = 847{,}7\ kNm$

Schraubenkraft in der äußersten Schraubenreihe:

$F_{V,N,Ed} = 84{,}9\ kN$

$F_{V,V,Ed} = 124{,}5\ kN$

$F_{V,M,Ed} = 660{,}6\ kN$

$$Max\ F_{V,Steg,Ed} = \sqrt{(660{,}6 + 84{,}9)^2 + 124{,}5^2} = 755{,}9\ kN$$

Benötigte horizontale Schraubenanzahl am Steg:

$$n_{F,Steg} = \frac{Max\ F_{V,Steg,Ed}}{F_{s,Rd}} = \frac{755{,}9}{188{,}5} = 4$$

Notwendige Anzahl M30-Schrauben am Obergurt:

Gleitwiderstand M30-Schrauben:

$F_{s,Rd} = 188{,}5\ kN$

Widerstände Lochleibung und Abscheren:

$F_{b,Rd} = 276{,}8\ kN$, $F_{v,Rd} = 224{,}4\ kN\ (Gewinde\ in\ Scherfuge)$

Druckkraft im Obergurt (Nur aus Bauzustand im GZT):

$F_{D,OG,d} = -2277{,}8\ kN$

Benötigte Schraubenanzahl am Obergurt:

$$n_{F,UG} = \frac{|F_{D,OG,d}|}{F_{s,Rd}} = \frac{2277{,}8}{188{,}5} = 12$$

Gewählte Anzahl Schrauben am Stoßpunkt:

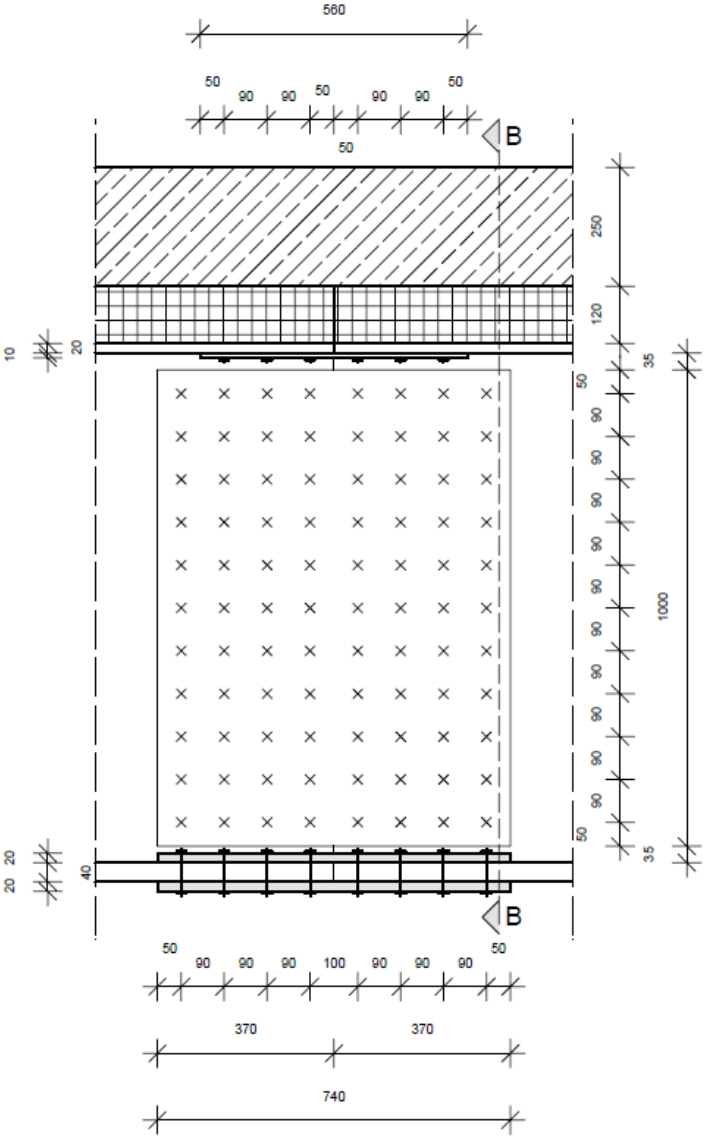
Untergurt: 32 Schrauben je Stoßseite (8 Reihen mit je 4 Schrauben)

Steg: 44 Schrauben je Stoßseite (11 Reihen mit je 4 Schrauben)

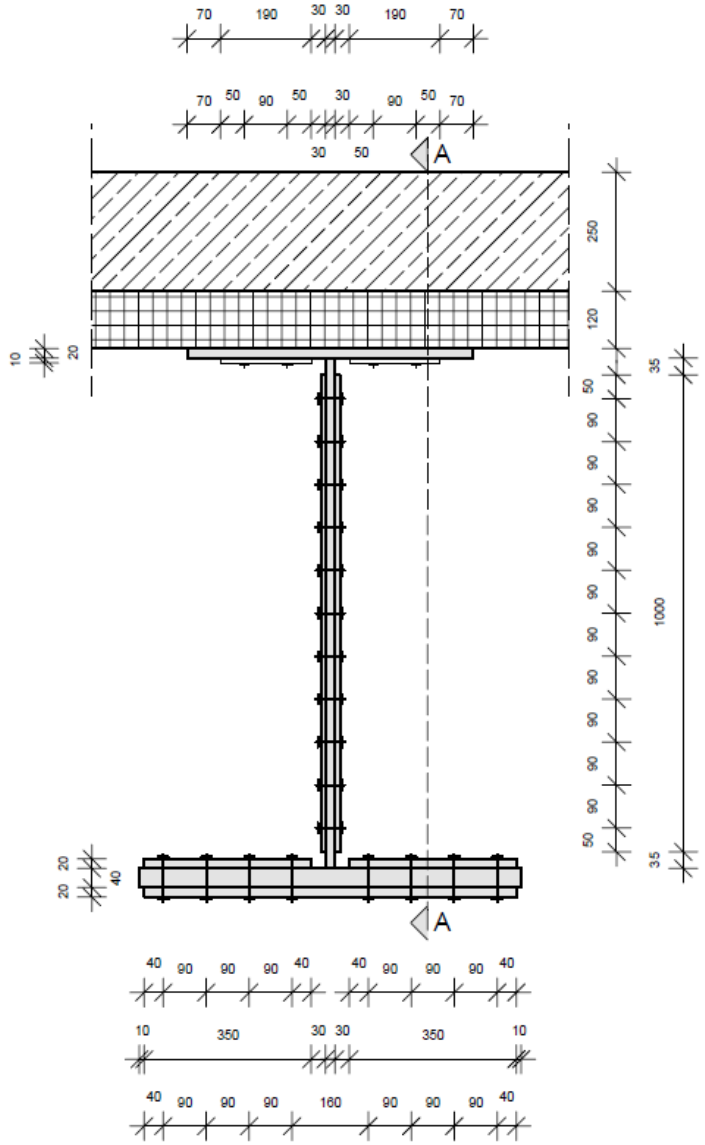
Obergurt: 12 Schrauben je Stoßseite (3 Reihen mit je 4 Schrauben)

Ansicht Schraubenbild:

Schnitt A-A



Schnitt B-B


70 190 30 30 190 70
70 50 90 50 30 90 50 70
30 50
A
250
120
10
20
35
50
90
1000
20
20
40
A
40 90 90 90 40 40 90 90 90 40
10 350 30 30 350 10
40 90 90 90 160 90 90 90 40

Nachweis des Stoßpunktes nach dem alternativen Verfahren:

Verbindung der Kategorie C – Alternative Bemessung im GZT und GZG:

Bemessung im Grenzzustand der Tragfähigkeit:

Zugehörige Haftreibungszahl: $\mu_{short} = 0{,}45$

Notwendige Anzahl M30-Schrauben am Untergurt:

Gleitwiderstand M30 Schrauben:

$$F_{s,Rd,short} = 0{,}9 * \frac{k_s * n * \mu_{short}}{\gamma_{m3}} * F_{p,C} = 0{,}9 * \frac{1{,}0 * 2 * 0{,}45}{1{,}25} * 392{,}7\ kN$$

$$F_{s,Rd,short} = 254{,}5\ kN$$

Widerstände Lochleibung und Abscheren:

$F_{b,Rd} = 322{,}0\ kN$, $F_{v,Rd} = 224{,}4\ kN$ $(Gewinde\ in\ Scherfuge)$

Zugkraft im Untergurt im Grenzzustand der Tragfähigkeit:

$F_{Z,UG,d} = 4858{,}0\ kN$

Benötigte Schraubenanzahl am Untergurt:

$$n_{F,GZT,UG} = \frac{F_{Z,UG,d}}{F_{s,Rd,short}} = \frac{4858{,}0}{254{,}5} = 19$$

Notwendige Anzahl M30-Schrauben am Steg:

Gleitwiderstand M30-Schrauben:

$F_{s,Rd,short} = 254{,}5\ kN$

Widerstände Lochleibung und Abscheren:

$F_{b,Rd} = 276{,}8\ kN$, $F_{v,Rd} = 224{,}4\ kN$ $(Gewinde\ in\ Scherfuge)$

Schnittgrößen am Steg im Grenzzustand der Tragfähigkeit:

$N_{Steg,d} = 934{,}3\ kN$

$V_{Steg,d} = 1369{,}8\ kN$

$M_{Steg,d} = 460{,}4\ kNm$

$\Delta M_{Steg,d} = 847{,}7\ kNm$

Schraubenkraft in der äußersten Schraubenreihe:

$F_{V,N,Ed} = 84{,}9\ kN$

$F_{V,V,Ed} = 124{,}5\ kN$

$F_{V,M,Ed} = 660{,}6\ kN$

$$Max\ F_{V,Steg,Ed} = \sqrt{(660{,}6 + 84{,}9)^2 + 124{,}5^2} = 755{,}9\ kN$$

Benötigte horizontale Schraubenanzahl am Steg:

$$n_{F,GZT,Steg} = \frac{Max\ F_{V,Steg,Ed}}{F_{s,Rd,short}} = \frac{755{,}9}{254{,}5} = 3$$

Bemessung im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit:

Zugehörige Haftreibungszahl: μ_{long} = 0,30

Notwendige Anzahl M30-Schrauben am Untergurt:

Gleitwiderstand M30-Schrauben:

$$F_{s,Rd,long} = \frac{k_s * n * \mu_{long}}{\gamma_{m2,ser}} * F_{p,C} = \frac{1{,}0 * 2 * 0{,}30}{1{,}1} * 392{,}7\ kN = 214{,}2\ kN$$

Widerstände Lochleibung und Abscheren:

$F_{b,Rd} = 322{,}0\ kN$, $F_{v,Rd} = 224{,}4\ kN$ $(Gewinde\ in\ Scherfuge)$

Zugkraft im Untergurt im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit:

$F_{Z,UG,GZG} = 3353{,}9\ kN$

Benötigte Schraubenanzahl am Untergurt:

$$n_{F,GZG,UG} = \frac{F_{Z,UG,GZG}}{F_{s,Rd,long}} = \frac{3353{,}9}{214{,}2} = 16$$

Notwendige Anzahl M30-Schrauben am Steg:

Gleitwiderstand M30-Schrauben:

$F_{s,Rd,long} = 214{,}2\ \ kN$

Widerstände Lochleibung und Abscheren:

$F_{b,Rd} = 276{,}8\ kN$, $F_{v,Rd} = 224{,}4\ kN$ $(Gewinde\ in\ Scherfuge)$

Schnittgrößen am Steg im Grenzzustand der Tragfähigkeit:

$N_{Steg,GZG} = 624{,}7\ kN$

$V_{Steg,GZG} = 823{,}3\ kN$

$M_{Steg,GZG} = 354{,}4\ kNm$

$\Delta M_{Steg,GZG} = 577{,}7\ kNm$

Schraubenkraft in der äußersten Schraubenreihe:

$F_{V,N,GZG} = 56{,}8\ kN$

$F_{V,V,GZG} = 74{,}8\ kN$

$F_{V,M,GZG} = 470{,}7\ kN$

$$Max\ F_{V,Steg,Ed} = \sqrt{(470{,}7 + 56{,}8)^2 + 74{,}8^2} = 532{,}8\ kN$$

Benötigte horizontale Schraubenanzahl am Steg:

$$n_{F,GZG,Steg} = \frac{Max\ F_{V,Steg,GZG}}{F_{s,Rd,long}} = \frac{532{,}8}{214{,}2} = 3$$

<u>Notwendige Anzahl M30-Schrauben am Obergurt:</u>

Gleitwiderstand M30-Schrauben:

$F_{s,Rd} = 214{,}2\ kN$

Widerstände Lochleibung und Abscheren:

$F_{b,Rd} = 276{,}8\ kN$, $F_{v,Rd} = 224{,}4\ kN$ $(Gewinde\ in\ Scherfuge)$

Druckkraft im Obergurt (Nur aus Bauzustand im GZG):

$F_{D,OG,d} = -1687{,}3\ kN$

Benötigte Schraubenanzahl am Obergurt:

$$n_{F,UG} = \frac{|F_{D,OG,d}|}{F_{s,Rd}} = \frac{1687{,}3}{214{,}2} = 8$$

<u>Gewählte Anzahl Schrauben am Stoßpunkt (GZT oder GZG):</u>

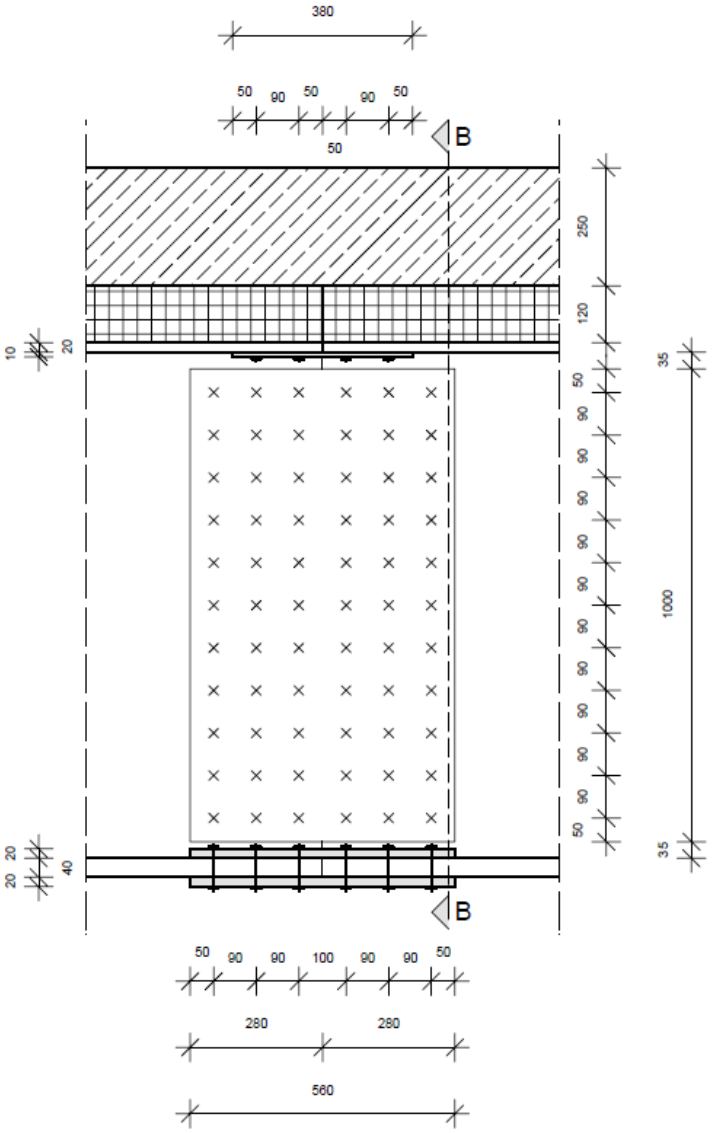
Untergurt: 24 Schrauben je Stoßseite (8 Reihen mit je 3 Schrauben)

Steg: 33 Schrauben je Stoßseite (11 Reihen mit je 3 Schrauben)

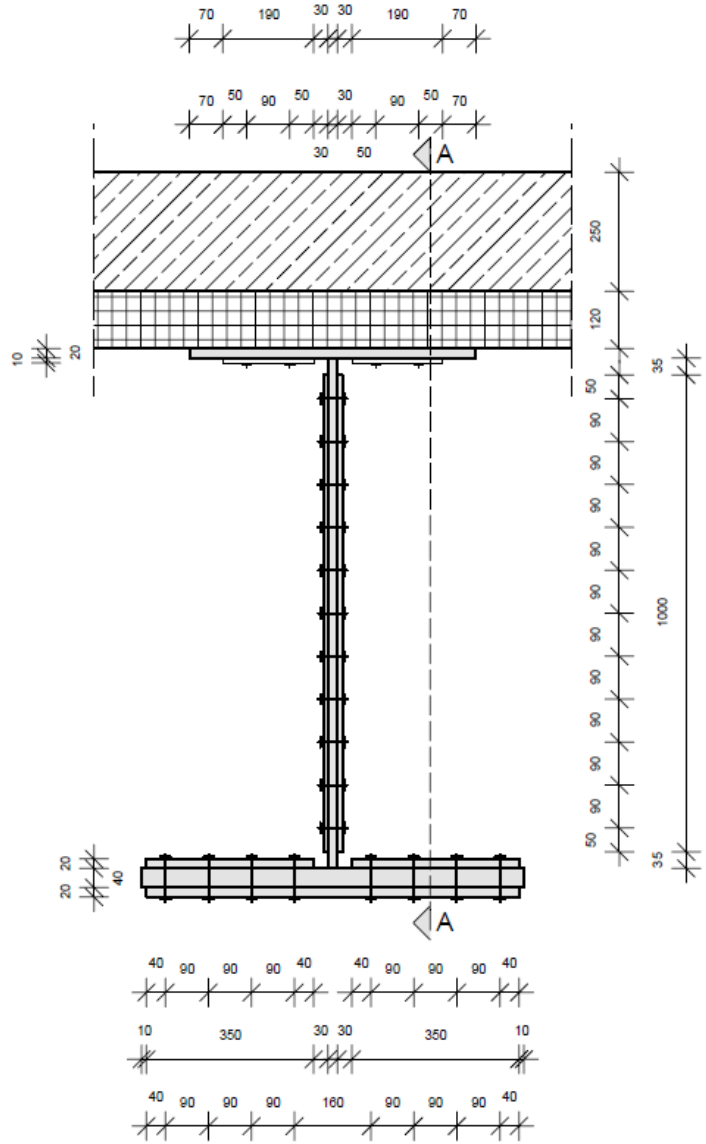
Obergurt: 8 Schrauben je Stoßseite (2 Reihen mit je 4 Schrauben)

Ansicht Schraubenbild:

Schnitt A-A



Schnitt B-B


70 190 30 30 190 70
70 50 90 50 30 90 50 70
30 50
A
250
120
35
50 90 90 90 90 90 90 90 90 90 90 90
1000
50
35
10
20
20
20
40
A
40 90 90 90 40 40 90 90 90 40
10 350 30 30 350 10
40 90 90 90 160 90 90 90 40

Vergleich des aktuellen mit dem alternativen Verfahren:

Erforderliche Anzahl M30-Schrauben (je Stoßseite)

	Aktuelles Verfahren		Alternatives Verfahren	
	Gleit-widerstand	**Erforderliche Anzahl Schrauben**	**Gleit-widerstand**	**Erforderliche Anzahl Schrauben**
Untergurt	$F_{s,Rd}$	26	$F_{s,Rd,short}$	19
			$F_{s,Rd,long}$	16
Steg	$F_{s,Rd}$	44	$F_{s,Rd,short}$	33
			$F_{s,Rd,long}$	33
Obergurt	$F_{s,Rd}$	12	$F_{s,Rd,long}$	8

Gewählte Anzahl M30-Schrauben (je Stoßseite)

	Aktuelles Verfahren	Alternatives Verfahren
Untergurt	32	24
Steg	44	33
Obergurt	12	8

TECHNISCHE UNIVERSITÄT DORTMUND
SCHRIFTENREIHE STAHLBAU
Herausgeberin: Prof. Dr.-Ing. habil. Bettina Brune
HEFT 14
2026