

Masterarbeit

Tragfähigkeit und Ermüdungsfestigkeit von gleitfest
vorgespannten Verbindungen von Blechen aus
wetterfestem Baustahl zur Anwendung im Brückenbau

Loadbearing Capacity and Fatigue Strength of High-Strength Friction
Grip Fastening of Sheets of Weathering Steel
for the Use in Bridge Construction

von

Peter Hatke

Betreut durch

Priv.-Doz. Dr.-Ing. habil. Bettina Brune

Dortmund, 27. März 2017

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis.....	I
Abbildungsverzeichnis	III
Tabellenverzeichnis.....	VI
1 Einleitung	7
2 Wetterfester Baustahl.....	9
2.1 Historie des wetterfesten Baustahls	9
2.2 Allgemeines zum wetterfesten Baustahl.....	12
2.3 Korrosionsschutzgerechte Ausbildung von Bauten aus WT-Stahl	14
2.4 Anwendungsgrenzen	18
2.5 Deckschichtbildung und Korrosionsverhalten.....	19
2.6 Korrosivitätskategorien und Dickenzuschläge	23
3 Gleitfest vorgespannte Verbindungen.....	25
3.1 Allgemeines	25
3.2 Reibung	26
3.3 Haftreibungszahl μ nach DIN EN 1090-2 [6].....	27
3.4 Gleitfeste Verbindungen nach DIN EN 1993-1-8 [13].....	28
3.5 Hochfeste Schraubengarnituren	30
3.6 Vorspannkraft und Anziehverfahren	32
3.7 Vorspannkraftverluste	36
4 Versuche zur Ermittlung der Haftreibungszahl μ	37
4.1 Versuchsumfang	37
4.2 Versuche nach DIN EN 1090-2 Anhang G [6]	39
4.2.1 Versuchsaufbau	39
4.2.2 Prüfkörper und Oberflächenbehandlung.....	40
4.2.3 Schrauben mit applizierten Bolzen-DMS	43
4.2.4 Messtechnik.....	47
4.2.5 Versuchsdurchführung statische Versuche nach Anhang G [6]	49
4.2.6 Versuchsdurchführung reguläre Kriechprüfung nach Anhang G [6]	52
4.2.7 Versuchsaufbau erweiterte Kriechprüfungen.....	53
4.2.8 Versuchsdurchführung erweiterte Kriechprüfungen nach Anhang G [6].....	57
5 Ermüdungsversuche zur Untersuchung der zyklischen Tragfähigkeit.....	61
5.1 Motivation und Ziele.....	61
5.2 Versuchsaufbau und –Vorbereitung der zyklischen Versuche	62
5.3 Versuchsdurchführung zyklische Versuche	63

6	Auswertung der Versuche zur Ermittlung der Haftreibungszahl μ	65
6.1	Auswertung nach DIN EN 1090-2 Anhang G [6]	65
6.2	Auswertung der statischen Versuche nach DIN EN 1090-2 Anhang G [6]	67
6.2.1	V_asi_01: erster statischer Versuch	67
6.2.2	V_asi_02: zweiter statischer Versuch	70
6.2.3	V_asi_03: dritter statischer Versuch	72
6.2.4	V_asi_04: vierter statischer Versuch	74
6.2.5	Auswertung der statischen Versuche nach Anhang G [6]	77
6.3	Auswertung V_asi_05: reguläre Kriechprüfung nach Anhang G [6]	79
6.4	Auswertung der erweiterten Kriechprüfungen nach Anhang G [6]	81
6.4.1	V_asi_06: erste erweiterte Kriechprüfung	81
6.4.2	V_asi_07: zweite erweiterte Kriechprüfung	85
6.4.3	V_asi_08: dritte erweiterte Kriechprüfung	88
6.5	Fazit der Versuche zur Ermittlung der Haftreibungszahl μ	92
7	Auswertung der Ermüdungsversuche	94
7.1	V_asi_fat_01: erster zyklischer Versuch	94
7.2	V_asi_fat_02: zweiter zyklischer Versuch	99
7.3	V_asi_fat_03: dritter zyklischer Versuch	104
7.4	Fazit der zyklischen Versuche	108
8	Zusammenfassung und Ausblick	111
8.1	Zusammenfassung	111
8.2	Ausblick	113
	Literaturverzeichnis	114
	Bildnachweise (Onlinequellen)	117
A	Anhang	118
A.1	Beschichtungsstoff und –Dicken	118
A.2	Schraubenkalibrierung	122
A.3	Versuchsprotokolle	124
	Eidesstattliche Versicherung	141

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2.1: Richard J. Daley Center, Chicago, USA [47]	11
Abbildung 2.2: New River Gorge Bridge, West Virginia, USA [46]	11
Abbildung 2.3: Steifenausführung bei Längsgefälle des Untergurtes [1].....	14
Abbildung 2.4: Ablaufendes Wasser durch Kappen vom Träger fernhalten [1].....	15
Abbildung 2.5: Überstand der Betonplatte (inkl. Kappe) zur Vermeidung direkter Benetzung [1].....	16
Abbildung 2.6: Ablaufrinne in nach innen geneigter Widerlagerbank [1].....	16
Abbildung 2.7: Ablaufrinne in Pfeiler in Längsrichtung [1]	17
Abbildung 2.8: Konstruktionshinweise bei der Ausbildung von Hohlkastenquerschnitten [1]	17
Abbildung 2.9: Anwendungsgrenzen von wetterfestem Baustahl im unbeschichteten Zustand [1].....	18
Abbildung 2.10: Korrosionsverhalten und Deckschichtbildung bei unlegiertem und wetterfestem Baustahl [20]	21
Abbildung 2.11: Rost- und Deckschichtbildung eines gut (links) und schlecht (rechts) bewitterten wetterfesten Stahls [39].....	22
Abbildung 2.12: Abrostungskurven von wetterfestem und unlegiertem Stahl für Korrosivitätskategorie C4 [22].....	24
Abbildung 3.1: Scherkraftübertragung in gleitfest vorgespannten Verbindungen [30].....	25
Abbildung 3.2: Spannungen im Blech bei Scher-/Lochleibungs- und gleitfesten Verbindungen [30]	25
Abbildung 3.3: Beschriftung des Schraubenkopfes (links) und der Mutter (rechts) [9].....	31
Abbildung 4.1: Standardprüfkörper zur Prüfung der Haftreibungszahl nach DIN EN 1090-2 Anhang G [6].....	41
Abbildung 4.2: Bleche eines ASI-beschichteten Standardprüfkörpers	42
Abbildung 4.3: Bolzen-DMS vom Typ BTM-6C der Firma Preusser-Messtechnik GmbH [31].....	43
Abbildung 4.4: Applikation des Bolzen-DMS in den Schraubenschaft [31]	44
Abbildung 4.5: Lage der Bolzen-DMS im Schraubenschaft.....	45
Abbildung 4.6: Lötstützpunkt mit angelöteten Anschlussdrähten (rot) und 3-adrigem Kabel (grau/blau)	45
Abbildung 4.7: lineares Kraft-Dehnungs-Verhalten aus Schraubenkalibrierung.....	46
Abbildung 4.8: angrenzende Punkte zur Ermittlung des Gleitweges [6].....	47
Abbildung 4.9: Halterungen und Wegaufnehmer (linke Zeichnung aus [44])	48
Abbildung 4.10: Zusammengebauter Standardprüfkörper auf Scherenwagen.....	49
Abbildung 4.11: Position der Schrauben in den Löchern der äußeren Laschen [44]	51

Abbildung 4.12: Versuchsaufbau Dauerstand für erweiterte Kriechprüfungen.....	55
Abbildung 4.13: Anordnung der mechanischen Messuhren bei den erweiterten Kriechprüfungen	56
Abbildung 4.14: Zusammenbau des Standardprüfkörpers liegend auf dem Spannungsfeld	58
Abbildung 5.1: Kerbfall 112 aus der DIN EN 1993-1-9, Tabelle 8.1, Konstruktionsdetail 8 [15].....	61
Abbildung 6.1: Kraft-Gleit-Verhalten V_asi_01	68
Abbildung 6.2: Zeit-Gleit-Verhalten V_asi_01.....	68
Abbildung 6.3: Versuchsergebnisse V_asi_01	69
Abbildung 6.4: Kraft-Gleit-Verhalten V_asi_02.....	70
Abbildung 6.5: Zeit-Gleit-Verhalten V_asi_02.....	71
Abbildung 6.6: Versuchsergebnisse V_asi_02	71
Abbildung 6.7: Kraft-Gleit-Verhalten V_asi_03	72
Abbildung 6.8: Zeit-Gleit-Verhalten V_asi_03.....	73
Abbildung 6.9: Versuchsergebnisse V_asi_03	73
Abbildung 6.10: Kraft-Gleit-Verhalten V_asi_04	75
Abbildung 6.11: Zeit-Gleit-Verhalten V_asi_04.....	75
Abbildung 6.12: Versuchsergebnisse V_asi_04	76
Abbildung 6.13: Versuchsergebnisse V_asi_05: fünfter, regulärer Kriechversuch.....	80
Abbildung 6.14: Zeit-Gleit-Verhalten und Kraftverlauf V_asi_05	80
Abbildung 6.15: "Verschiebungs-log Zeit"-Kurve V_asi_06: erste erweiterte Kriechprüfung	83
Abbildung 6.16: Ermittlung der Tangenten (Sekanten) zur linearen Extrapolation V_asi_06	83
Abbildung 6.17: Verlauf der Vorspannkraften in V_asi_06	84
Abbildung 6.18: "Verschiebung-log Zeit"-Kurve V_asi_07: zweite erweiterte Kriechprüfung	86
Abbildung 6.19: Ermittlung der Tangenten (Sekanten) zur linearen Extrapolation V_asi_07	86
Abbildung 6.20: Verlauf der Vorspannkraften in V_asi_07	87
Abbildung 6.21: Aufbringung der Vorspannkraft bei der dritten erweiterten Kriechprüfung V_asi_08.....	89
Abbildung 6.22: "Verschiebungs-log Zeit"-Kurve V_asi_08: dritte erweiterte Kriechprüfung	89
Abbildung 6.23: Ermittlung der Tangenten (Sekanten) zur linearen Extrapolation V_asi_08	90
Abbildung 6.24: Verlauf der Vorspannkraften in V_asi_08	90

Abbildung 6.25: Vergleich der Verschiebungen der nachgespannten (V_asi_07) und nicht nachgespannten (V_asi_08) Verbindungen	91
Abbildung 7.1: Zeit-Gleit-Verhalten und Maschinenkraft der ersten 100 Zyklen V_asi_fat_01.....	95
Abbildung 7.2: Ermüdungs-Gleit-Verhalten V_asi_fat_01 als Einhüllende der Hysteresen	96
Abbildung 7.3: Vorspannkraftverluste V_asi_fat_01.....	96
Abbildung 7.4: Kraft-Gleit-Verhalten statischer Nachversuch zu V_asi_fat_01.....	98
Abbildung 7.5: Zeit-Gleit-Verhalten statischer Nachversuch zu V_asi_fat_01	98
Abbildung 7.6: Zeit-Gleit-Verhalten und Maschinenkraft der ersten 100 Zyklen V_asi_fat_02.....	100
Abbildung 7.7: Ermüdungs-Gleit-Verhalten V_asi_fat_02 als Einhüllende der Hysteresen	100
Abbildung 7.8: Vorspannkraftverluste V_asi_fat_02.....	101
Abbildung 7.9: Kraft-Gleit-Verhalten statischer Nachversuch zu V_asi_fat_02.....	103
Abbildung 7.10: Zeit-Gleit-Verhalten statischer Nachversuch zu V_asi_fat_02	103
Abbildung 7.11: Zeit-Gleit-Verhalten und Maschinenkraft der ersten 100 Zyklen V_asi_fat_03.....	105
Abbildung 7.12: Ermüdungsbruch Lasche 16 in Versuch V_asi_fat_03.....	105
Abbildung 7.13: Ermüdungs-Gleit-Verhalten V_asi_fat_03 als Einhüllende der Hysteresen	106
Abbildung 7.14: Ermüdungs-Gleit-Verhalten V_asi_fat_03 zum Risszeitpunkt.....	106
Abbildung 7.15: Vorspannkraftverluste V_asi_fat_03.....	107
Abbildung 7.16: Einordnung der zyklischen Versuche in die Ermüdungsfestigkeitskurve von Kerbfall 112 [15].....	108

Tabellenverzeichnis

Tabelle 2.1: Vergleich der Legierungsanteile in % des Cr-Cu-Stahles (Union-Baustahl) der VSTAG von 1928 mit einem heute gebräuchlichen, europäischen wetterfesten Stahl nach DIN EN 10025-5 [21]	9
Tabelle 2.2: Chemische Zusammensetzung wetterfester Baustähle nach DIN EN 10025-5 [5].....	13
Tabelle 2.3: Abrostungszuschläge des wetterfesten Baustahls in mm je bewitterter Seite nach DAST-Richtlinie 007 [1].....	23
Tabelle 3.1: Einstufung von Reibflächen in Gleitflächenklassen mit Haftreibungszahlen μ [6].....	27
Tabelle 3.2: Werte für die Vorspannkraft $F_{p,C}$ in kN [6]	32
Tabelle 3.3: Anziehverfahren und dazugehörige k-Klassen aus DIN EN 1090-2 [6]	33
Tabelle 3.4: Weiterdrehwinkel beim kombinierten Vorspannverfahren für 8.8 und 10.9 Schrauben nach DIN EN 1090-2 [6]	34
Tabelle 4.1: Versuchsmatrix dieser Masterarbeit	38

1 Einleitung

Diese Masterarbeit mit dem Titel „Tragfähigkeit und Ermüdungsfestigkeit von gleitfest vorgespannten Verbindungen von Blechen aus wetterfestem Baustahl zur Anwendung im Brückenbau“ befasst sich, wie der Titel schon sagt, mit dem Thema der gleitfest vorgespannten Verbindungen von wetterfestem Baustahl im Brückenbau.

Der wetterfeste Baustahl (kurz: WT-Stahl) zeichnet sich im Vergleich zu den normalen Baustählen durch eine deutlich höhere Korrosionsbeständigkeit unter atmosphärischen Bedingungen aus, was zu der Bezeichnung ‚wetterfest‘ führt [22]. Grund für den erhöhten Korrosionswiderstand ist die Bildung einer schützenden Deckschicht infolge geringer Legierungsanteile im wetterfesten Baustahl und dem Einfluss der Bewitterung [1] [39]. Der durch die Deckschicht deutlich verringerte und verlangsamte Korrosionsprozess macht es möglich, den wetterfesten Baustahl ungeschützt einzusetzen [22]. Die Werkstoffeigenschaften unterscheiden sich dabei wegen den niedrigen Legierungsanteilen nur sehr wenig von denen der unlegierten Baustähle [5]. Auch die Anwendung der aktuellen Eurocodes ist für den wetterfesten Baustahl uneingeschränkt möglich [12]. Da die Materialkosten nur geringfügig höher sind, sprechen in Anbetracht der oben genannten Vorteile im Hinblick auf die Dauerhaftigkeit vor allem wirtschaftliche Gründe für den Einsatz des wetterfesten Baustahls [22]. Dies trifft insbesondere auf den Brückenbau zu, da bei der dort angesetzten Lebensdauer von 100 Jahren der Korrosionsschutz sowohl ökonomisch als auch ökologisch deutlich stärker ins Gewicht fällt [22]. Kapitel 2 dieser Arbeit befasst sich ausführlich mit dem wetterfesten Baustahl und beleuchtet dessen historischer Entwicklung und Anwendung im Bauwesen, sowie den Werkstoff an sich mit Fokus auf das Korrosionsverhalten und die Deckschichtbildung.

Stahlbrücken zeichnen sich heutzutage durch einen sehr hohen Vorfertigungsgrad aus, da qualitativ hochwertige Schweißverbindungen in Werkstattfertigung bevorzugt werden. Um eine möglichst kurze Bauzeit zu erzielen und auf aufwendige Einhausungen und Prüfverfahren von Baustellenschweißnähten verzichten zu können, werden die benötigten Montagestöße standardmäßig als Schraubverbindungen ausgeführt. Aufgrund hoher Tragfähigkeiten bei minimalen Verformungen und insbesondere einer hohen Ermüdungsfestigkeit bieten sich hierfür gleitfest vorgespannte Verbindungen (GV-Verbindungen) an. Dabei kommen häufig Laschenstöße zum Einsatz, bei denen die auftretenden Scherkräfte über Haftreibung übertragen werden. Bei dieser Art von Verbindung müssen die Schrauben selber keine äußeren Zugkräfte übertragen, sondern nur eine dauerhafte Haftreibung zwischen den Blechen durch die kontrollierte Vorspannung der eingesetzten hochfesten Schrauben gewährleisten [30]. In Kapitel 3 dieser Arbeit werden die gleitfest vorgespannten Verbindungen, deren Funktionsweise allgemein und die zu verwendenden hochfesten Schrauben beschrieben, sowie die Anziehverfahren zum Aufbringen der Vorspannkraft analysiert.

Die momentan gültige DAST-Richtlinie 007 schreibt für die Ausführung von GV-Verbindungen von wetterfestem Baustahl auf Grund fehlender wissenschaftlicher Untersuchungen ausschließlich eine gleitfeste Beschichtung der Reibflächen vor [1]. Damit geht in der Bemessung eine recht konservative Haftreibungszahl μ einher, zudem ist das normgerechte Vorbereiten und Beschichten der Oberfläche mit einem hohen Aufwand verbunden.

Auf Basis neuer Erkenntnisse aus der Kurzstudie FOSTA P1150 [44] fördert die *Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V.*, kurz *FOSTA*, ein Forschungsprojekt mit der Bezeichnung FOSTA P1200 [45] und dem Thema: „Innovationen zum optimalen Einsatz des Wetterfesten Baustahls im Stahl- und Verbundbrückenbau“. Dieses Forschungsprojekt wird in den nächsten Jahren in enger Zusammenarbeit am Lehrstuhl Stahlbau der Fakultät Architektur und Bauingenieurwesen der TU Dortmund, dem Fachgebiet Werkstoffprüftechnik der TU Dortmund (Fakultät Maschinenbau) und dem Institut für Korrosionsschutz Dresden GmbH (IKS Dresden) durchgeführt. Dabei werden unter anderem die Haftreibungszahlen μ und das Ermüdungsverhalten der gleitfest vorgespannten Laschenverbindungen für unterschiedliche Oberflächenbehandlungen unter Berücksichtigung ökonomischer und ökologischer Verhältnisse ermittelt und untersucht. (vgl. [45])

Inhalt dieser Masterarbeit ist die Bestimmung der Haftreibungszahl μ , die Untersuchung des Kriechverhaltens und der Ermüdungsfestigkeit der GV-Verbindung mit der aktuell gültigen Oberflächenbehandlung in Form einer Alkalisilikat-Zinkstaub-Beschichtung (kurz: ASI) der gestrahlten Stahloberfläche. Die Beschichtung wurde vorab als normgerechter Anstrich vom IKS Dresden aufgebracht. Die Ergebnisse sollen als Referenz für die weiteren, nicht genormten, Oberflächenbeschichtungen dienen und mit den in der Norm angesetzten Werten verglichen werden. (vgl. [45])

Die Kapitel 4 bis 7 dieser Arbeit behandeln die durchgeführten Versuche. Dazu erfolgt zunächst die Beschreibung der Versuchsaufbauten und Durchführungen für die Prüfungen zur Ermittlung der Haftreibungszahl μ nach DIN EN 1090-2 Anhang G [6] in Kapitel 4. Im folgenden Kapitel 5 wird selbiges für die zyklischen Versuche dargelegt. Die beiden folgenden Kapitel 6 und 7 beinhalten nun die Auswertung der durchgeführten Versuche. Dabei befasst sich das 6. mit den statischen Versuchen und Kriechprüfungen zur Ermittlung der Haftreibungszahl μ (nach [6]) und zieht ein Fazit unter diese Versuche mit den gleitfest beschichteten Kontaktflächen. Kapitel 7 enthält die Auswertung und das Fazit der zyklischen Versuche. Das 8. und letzte Kapitel der Arbeit fasst die erzielten Ergebnisse zusammen und bietet abschließend einen Ausblick auf weitergehende Untersuchungen im Rahmen des Forschungsprojektes FOSTA P 1200 [45].

2 Wetterfester Baustahl

2.1 Historie des wetterfesten Baustahls

Die Entwicklung des wetterfesten Baustahls begann in Deutschland ab dem Jahr 1926 mit dem Ziel einen Stahl herzustellen, welcher neben einer hohen Festigkeit auch weitere gute Eigenschaften, insbesondere einen hohen Korrosionswiderstand, besitzt. Um die gewünschten Eigenschaften zu erreichen, wurden geringe Mengen verschiedener Legierungsanteile verwendet. Hierbei sind vor allem Kupfer (Cu) und Chrom (Cr) zu nennen. Insbesondere auf Wunsch der Deutschen Reichsbahn entwickelten die Stahlhersteller in Deutschland den hochfesten Baustahl St 52. Der im Jahre 1928 patentierte Union-Baustahl, ein Cr-Cu-Stahl der Vereinigte Stahlwerke AG, Dortmund, (VSTAG), kann heutzutage als der erste wetterfeste Stahl bezeichnet werden. Die dabei verwendeten Legierungselemente und deren Mengen sind, wie in Tabelle 2.1 angegeben, vergleichbar mit denen heute gebräuchlicher WT-Stähle. (vgl. [21])

Tabelle 2.1: Vergleich der Legierungsanteile in % des Cr-Cu-Stahles (Union-Baustahl) der VSTAG von 1928 mit einem heute gebräuchlichen, europäischen wetterfesten Stahl nach DIN EN 10025-5 [21]

	C	Si	Mn	Cu	Cr
Cr-Cu-Stahl: (je etwa)	0,15	0,25	0,8	0,5–0,8	0,4
S 355 W	0,16	0,50	0,5–1,5	0,25–0,55	0,4–0,8

Zum Einsatz kam der Union-Baustahl neben dem Hochbau vor allem im Brückenbau, sowohl bei genieteten als auch bei geschweißten Konstruktionen. Dabei wurden hauptsächlich Flüsse und Seen mit Tragwerken aus Union-Baustahl überbrückt. Grundsätzlich erfolgte jedoch weiter die Aufbringung einer damals üblichen Beschichtung und nicht die ungeschützte Verwendung des Stahls. (vgl. [21])

In Amerika wurde im Jahr 1933 der von United States Steel entwickelte Cor-Ten-Stahl auf dem Markt eingeführt. Der Name steht dabei als Abkürzung für „corrosion resistant“, zu Deutsch korrosionsbeständig, und „tensile strength“, also Zugfestigkeit. Da sich der Hersteller jedoch nur den Namen und nicht die Werkstoffzusammensetzung patentieren ließ, gibt es noch viele weitere wetterfeste Baustähle anderer Hersteller mit den gleichen Eigenschaften. (vgl. [44] [25])

Ab 1937 waren einige benötigte Legierungselemente in Deutschland nur noch begrenzt verfügbar, da diese für die Rüstungsproduktion benötigt wurden. Zu Beginn des zweiten Weltkrieges wurde dann die Verwendung von Kupfer, Chrom und Molybdän für Stähle im Bauwesen gänzlich verboten. Da es sich dabei um die wichtigsten Legierungselemente des wetterfesten Baustahls handelt, konnte fortan nur noch ein Baustahl St 52 mit deutlich schlechteren Eigenschaften hergestellt werden. (vgl. [21] [37])

Der ungeschützte Einsatz von wetterfestem Baustahl bei bis dato üblicherweise beschichteten Konstruktionen wie Brücken und Hochbauten begann um 1960 in den USA. Als Beispiele sind hier das 1965 fertig gestellte Richard J. Daley Center in Chicago und die 518 m überspannende New River Gorge Brücke in West Virginia aus dem Jahre 1977 zu nennen. (vgl. [22])

Ab circa 1970 begann auch in Deutschland der Einsatz des ungeschützten wetterfesten Baustahls, unter anderem für Brücken, Fassaden, Hallen, Behälter, sowie Masten und im Hochbau [22] [23]. Nach Zählungen aus dem Jahr 1988 wurden, hauptsächlich in den 1970er Jahren, in der Bundesrepublik Deutschland insgesamt 67 Brücken aus wetterfestem Baustahl errichtet [24]. Die allermeisten davon führten über Flüsse oder Kanäle [24]. Auch in anderen europäischen Ländern wurden viele Brücken aus diesem Material erbaut [24]. Hauptsächlich kam er im Brückenbau jedoch in den USA zum Einsatz, wo der Bau von mehr als 2000 Brücken aus wetterfestem Baustahl erfolgte [24]. In vielen Ländern kam es nach nur wenigen Jahren des Einsatzes zu Schäden und Mängeln an Brücken aus ungeschütztem, wetterfestem Baustahl [23]. Die Schäden resultierten jedoch nicht, wie fälschlicherweise angenommen, aus dem Werkstoff selber. Vielmehr resultierten sie aus der Missachtung seiner speziellen Eigenschaften, schlechten Konstruktionen und unsachgemäßer Anwendung des wetterfesten Baustahls [23]. Die Verschärfung der Regelungen Ende der 1970er Jahre mündete in der 1979 herausgegebenen DAST-Richtlinie 007, welche für alle Anwendungen außer den Schornsteinbau eine ‚Zustimmung im Einzelfall‘ forderte, sowie Dickenzuschläge und Messvorschriften beinhaltete [24]. Manfred Fischer und Brigitte Wien schrieben 1988 in ihrem Bericht „Erfahrungen mit Brücken aus wetterfestem Baustahl“ [24], S. 2:

„Hierdurch wurde der Einsatz von wetterfesten Stählen nicht eben gefördert, ja hier und dort wurde vom „Aus“ des wetterfesten Baustahls gesprochen. Es war die Hoffnung zerbrochen, die zu Beginn in diesen Stahl gesetzt worden war.“

Dass der wetterfeste Baustahl trotzdem nicht komplett verdrängt wurde und in Vergessenheit geriet, ist der weiteren Verwendung einiger erfahrener Anwendern zu verdanken [23]. Sie hatten Kenntnisse über die speziellen konstruktiven Anforderungen des Materials zur Nutzung seiner Vorteile [24]. Außerdem wurden in mehreren Ländern Forschungen zum Werkstoff selber und dessen gerechter Ausbildung und Konstruktion durchgeführt [22]. Hierbei ist für den Brückenbau in Deutschland vor allem das Forschungsvorhaben „Projekt 191 Anwendung wetterfester Baustähle im Brückenbau“ [23], durchgeführt von Manfred Fischer und Uwe Roxlau am Lehrstuhl Stahlbau der Universität Dortmund, Abteilung Bauwesen im Auftrag der Studiengesellschaft Stahlanwendung e.V., zu nennen. Auf Grundlage dieses und anderer Forschungsvorhaben konnte 1993 die neue, überarbeitete DAST-Richtlinie 007 „Lieferung, Verarbeitung und Anwendung Wetterfester Baustähle“ [1] eingeführt werden. Der neue Anhang 4 enthielt korrosionsschutzgerechte Konstruktionsdetails für Brücken aus WT-Stahl, sowie eine vereinfachte und verbesserte Vorgehensweise der Wanddickenmessung per Ultraschall [1] [23]. Die Aufhebung der benötigten ‚Zustimmung im Einzelfall‘ erfolgte mit der 1996 erschienenen Neuauflage der ZTV-K [26].

Heutzutage gilt weiterhin die DAST-Richtlinie 007 von 1993 [1] zur Lieferung, Verarbeitung und Anwendung Wetterfester Baustähle. Die Zusammensetzung und Klassifizierung der WT-Stähle ist in der DIN EN 10025-5 [5] geregelt und die Anwendung des Eurocodes 3 [12] für diese Stähle uneingeschränkt möglich. Resümierend können die wetterfesten Baustähle heute genau wie die „normalen“ unlegierten Baustähle bemessen und eingesetzt werden, insofern die Vorgaben der DAST-Richtlinie 007 [1] von 1993 im Hinblick auf die Werkstoffeigenschaften und Konstruktionsdetails eingehalten sind.



Abbildung 2.1: Richard J. Daley Center, Chicago, USA [47]



Abbildung 2.2: New River Gorge Bridge, West Virginia, USA [46]

2.2 Allgemeines zum wetterfesten Baustahl

Der wetterfeste Baustahl verdankt seinen Namen dem deutlich höheren Widerstand gegen atmosphärische Korrosion im Vergleich zu unlegiertem Baustahl [22]. In der Produktnorm DIN EN 10025-5, 3.4 (S. 7) [5] wird der Begriff wetterfester Baustahl wie folgt beschrieben:

„Stahl, dem eine bestimmte Anzahl von Legierungselementen wie Phosphor, Kupfer, Chrom, Nickel, Molybdän usw. zugesetzt wurde, um den Widerstand gegen atmosphärische Korrosion zu erhöhen, indem sich unter dem Einfluss der Witterungsbedingungen schützende Oxidschichten auf dem Grundwerkstoff bilden.“

Die Menge der einzelnen Legierungselemente ist dabei sehr gering, weshalb der wetterfeste Baustahl zu den niedriglegierten Baustählen zählt. Die Bezeichnung erfolgt nach der DIN EN 10025-5 [5] mit der Angabe dieser Norm, dem Kurznamen oder der Werkstoffnummer und einem eventuellen Walzzustand des Erzeugnisses. Der Kurzname beginnt mit dem Kennbuchstaben „S“ für Baustahl. Es folgt die Angabe des festgelegten Mindestwertes der Streckgrenze für Dicken ≤ 16 mm in MPa ($1 \text{ MPa} = 1 \text{ N/mm}^2$), z.B. „355“ für eine Mindeststreckgrenze $R_{eH} = 355 \text{ MPa}$ für eine Nenndicke von ≤ 16 mm. Danach ist das Kennzeichen für die Gütegruppe der Kerbschlagarbeit nach Kapitel 4.1.2 der Norm [5] anzugeben, beispielsweise „J2“ für den Mindestwert der Kerbschlagarbeit von 27 J bei -20°C . Anschließend der Buchstabe „W“ zur Kennzeichnung als wetterfester Baustahl und gegebenenfalls der Buchstabe „P“ bei einem höheren Phosphorgehalt. Zuletzt ist der Walzzustand des Erzeugnisses zu nennen. Dabei stehen die Angaben „+AR“ für den Zustand ‚wie gewalzt‘ (konventionelles Warmwalzen), „+N“ für normalisierendes Walzen, sowie „+M“ für thermomechanisches Walzen. (vgl. [5])

Bei dem in diesem Projekt verwendeten Baustahl EN 10025-5 S355J2W+N handelt es sich also um einen wetterfesten Baustahl mit einer festgelegten Mindeststreckgrenze bei Raumtemperatur von 355 MPa (bzw. N/mm^2) und einem Mindestwert der Kerbschlagarbeit von 27 J bei -20°C im Lieferzustand normalisierend gewalzt.

Chemisch setzen sich die wetterfesten Baustähle, wie in dem oben eingefügten Zitat aus der DIN EN 10025-5 [5] beschrieben und Tabelle 2.2 zu entnehmen, aus Kohlenstoffstahl mit geringen Beimengungen der Legierungselemente Phosphor, Kupfer, Chrom, Nickel, Molybdän, sowie Zirkonium und gegebenenfalls Stickstoff abbindenden Elementen zusammen. Der Kohlenstoffanteil liegt nach der Schmelzanalyse bei maximal 0,16 %, der Legierungsanteil zwischen 0,55 % und 2,45 %. Damit gehören die wetterfesten Baustähle, wie bereits erwähnt, zu den niedriglegierten Stählen. (vgl. [5])

Im Hinblick auf die mechanischen Eigenschaften unterscheiden sie sich nur sehr gering von den unlegierten Baustählen [22]. Nach DIN EN 10025-5 [5] sind die wetterfesten Baustähle in den Sorten S235 und S355 mit einem normalen Phosphorgehalt ($P \leq 0,035 \%$) bis zu einer Nenndicke von 150 mm mit den gleichen Eigenschaften der Streckgrenze, Zugfestigkeit, Bruchdehnung und Kerbschlagarbeit wie die entsprechenden unlegierten Baustähle nach DIN EN 10025-2 [4] zugelassen [5]. Zudem gibt es zwei WT-Stähle der Sorte S355 mit einem höheren Phosphorgehalt ($0,06 \% \leq P \leq 0,15 \%$), deren maximale Nenndicke jedoch auf 12 mm für Flach- und 40 mm für Langerzeugnisse begrenzt ist [5]. Der wetterfeste Baustahl lässt sich genauso wie der unlegierte Baustahl warm- und kaltumformen, zerspanen und darf thermisch geschnitten werden [1].

Tabelle 2.2: Chemische Zusammensetzung wetterfester Baustähle nach DIN EN 10025-5 [5]

EN 10025-5:2004 (D)

Tabelle 2 — Chemische Zusammensetzung nach der Schmelzenanalyse für wetterfeste Baustähle

Bezeichnung		Desoxidationsart ^a	C	Si	Mn	P	S	N	Zusatz an Stickstoff abbindenden Elementen ^c	Cr	Cu	Sonstige
nach EN 10027-1 und CR 10260	nach EN 10027-2		%	%	%	% ^b	%	%		%	%	
			max.	max.			max. ^b	max.				
S235J0W	1.8958	FN	0,13	0,40	0,20 bis 0,60	max. 0,035	0,035	0,009 ^{d,g}	—	0,40 bis 0,80	0,25 bis 0,55	e
S235J2W	1.8961	FF					0,030	-	ja			
S355J0WP	1.8945	FN	0,12	0,75	max. 1,0	0,06 bis 0,15	0,035	0,009 ^g	—	0,30 bis 1,25	0,25 bis 0,55	e
S355J2WP	1.8946	FF					0,030	-	ja			
S355J0W	1.8959	FN	0,16	0,50	0,50 bis 1,50	max. 0,035	0,035	0,009 ^{d,g}	—	0,40 bis 0,80	0,25 bis 0,55	e,f
S355J2W	1.8965	FF					0,030	—	ja			
S355K2W	1.8967	FF					max. 0,030	0,030	—			

^a FN = unberuhigter Stahl nicht zulässig; FF = vollberuhigter Stahl (siehe 6.2.2).
^b Für Langerzeugnisse dürfen die Gehalte an P und S um 0,005 % höher sein.
^c Die Stähle müssen mindestens eines der folgenden Elemente enthalten: Al_{gesamt}: ≥ 0,020 %, Nb: 0,015 % bis 0,060 %, V: 0,02 % bis 0,12 %, Ti: 0,02% bis 0,10 %. Wenn diese Elemente in Kombination angewendet werden, muss mindestens eines von ihnen mit dem angegebenen Mindestgehalt enthalten sein.
^d Eine Überschreitung des angegebenen Höchstwertes ist zulässig, wenn je 0,001 % N ein um 0,005 % unter dem festgelegten Höchstwert liegender Phosphorgehalt eingehalten wird. Der Stickstoffgehalt darf jedoch einen Wert von 0,012 % in der Schmelzenanalyse nicht übersteigen.
^e Die Stähle dürfen max. 0,65 % Ni enthalten.
^f Die Stähle dürfen max. 0,30 % Mo und max. 0,15 % Zr enthalten.
^g Der Höchstwert für den Stickstoffgehalt gilt nicht, wenn die Stähle mindestens 0,020 % Al_{gesamt} oder genügende Gehalte an anderen Stickstoff abbindenden Elementen aufweisen. Die Stickstoff abbindenden Elemente sind in der Prüfbescheinigung anzugeben.

Grundsätzlich sind alle wetterfesten Baustähle mit den üblichen Verfahren schweißbar. Sowohl gleiche oder unterschiedliche wetterfeste Baustähle untereinander, als auch wetterfester Baustahl mit einem anderen schweißgeeigneten Baustahl können verschweißt werden. Als Besonderheit sind auf den Grundwerkstoff abgestimmte wetterfeste Schweißzusätze zu verwenden und vor dem Schweißen die Deckschicht im Abstand von 10 bis 20 mm von der Schweißkante zu entfernen. Das Schweißen der wetterfesten Baustähle mit höherem Phosphorgehalt (S355J0WP und S355J2WP) erfordert besondere Vorsichtsmaßnahmen. (vgl. [1] [5])

Einzig bei der Ermüdungsfestigkeit sie der wetterfeste Baustahl teilweise im Nachteil gegenüber dem unlegierten Baustahl [22]. Dies liegt darin begründet, dass sich auf dem wetterfeste Baustahl nach einiger Zeit Rostnarben bilden und diese im Vergleich zur unangegriffenen glatten Oberfläche, die z.B. durch ein intaktes Oberflächenschutzsystem aufrechterhalten wird, eine Abminderung der Ermüdungsfestigkeit zu Folge haben [22] [15]. Diese erfolgt über die Anwendung des nächsttieferen Kerbfalls für die entsprechenden Konstruktionsdetails der reinen gewalzten und gepressten Erzeugnisse, sowie gescherte oder brenngeschnittene Bleche nach DIN EN 1993-1-9 [15]. In den üblichen Konstruktionen mit geschraubten oder geschweißten Verbindungen liegt der maßgebende Kerbfall jedoch fast nie am reinen Profil oder Blech, sondern vielmehr an den Verbindungen selber vor. Dort ist bei der Verwendung des wetterfesten Baustahls keine Abminderung erforderlich [22] [15].

In der DASt-Richtlinie 007 [1] sind Vorgaben zu Prüfung des Korrosionsverhaltens inklusive Angaben zum Messverfahren und den zeitlichen Abständen der Messungen des Abrostungsverhaltens enthalten. An Brücken sind die Messungen z.B. bei jeder Hauptprüfung durchzuführen [1].

2.3 Korrosionsschutzgerechte Ausbildung von Bauten aus WT-Stahl

Wie unter anderem Manfred Fischer und Brigitte Wien in ihrem Bericht ‚Erfahrungen mit Brücken aus wetterfestem Baustahl‘ [24] im Jahre 1988 analysierten, ist vor allem in den 1970er Jahren durch Schäden und Mängel an Konstruktionen aus ungeschütztem wetterfesten Baustahl ein schlechtes Licht auf den gesamten Werkstoff WT-Stahl gefallen [24]. Wie in Kapitel 2.1 ausführlich beschrieben, traten diese Schäden jedoch nicht, wie damals zu Unrecht angenommen, durch den wetterfesten Baustahl als Werkstoff an sich auf [24]. Vielmehr lagen die Fehler in der Missachtung seiner speziellen Eigenschaften, schlechten Konstruktionen und unsachgemäßer Anwendung [23] [24]. Nachdem dies erkannt wurde, erfolgte die Entwicklung von Empfehlungen zum korrosionsschutzgerechten Konstruieren von Bauten aus wetterfestem Baustahl im Rahmen des Forschungsprojektes 191 ‚Anwendung wetterfester Baustähle im Brückenbau‘ [23] von Prof. Dr.-Ing. Manfred Fischer und Dipl.-Ing. Uwe Roxlau am Lehrstuhl Stahlbau der Universität Dortmund. In der neuen und aktuell gültigen DAST-Richtlinie 007 [1] aus dem Jahre 1993 konnten diese Konstruktions- und Anwendungsregeln zum korrosionsschutzgerechten Gestalten von Bauten aus wetterfestem Baustahl im neuen Anhang 4 aufgenommen werden.

Ziel der korrosionsschutzgerechten Gestaltung ist die ungehinderte Ausbildung der oxidischen Deckschicht, die infolge der chemischen Zusammensetzung und unter Einfluss der Bewitterung entsteht, die Stahloberfläche schützt und den Korrosionsvorgang deutlich verlangsamt [1]. Die Gestaltungsregeln wurden für den Brückenbau entwickelt, gelten aber sinngemäß auch für alle anderen Arten von Konstruktionen aus wetterfestem Baustahl. Nachfolgend erfolgt eine Zusammenfassung der Gestaltungsregeln aus dem oben bereits beschriebenen Anhang 4 der DAST-Richtlinie 007 von 1993 [1].

Zur Vermeidung von Dauerfeuchtigkeit und ungewollter direkter Benetzung ist vor allem so zu konstruieren, dass planmäßig auftretendes Wasser, z.B. durch Regen, ungehindert von den horizontalen Flächen der Konstruktion abfließen kann und sich nicht in Ecken oder Mulden sammelt. Hierbei ist auch zu beachten, dass sich kein Schmutz oder Laub absetzt, da diese Ablagerungen in Verbindung mit Wasser die Konstruktion lange feucht halten. Um das Abfließen des Wassers gewährleisten zu können, sind Gefälle so auszuführen, dass das Wasser nicht durch anderen Bauteile, wie zum Beispiel Steifen in Abbildung 2.3, gestaut wird. Bei Verbundbrücken- und Bauteilen oder ähnlichen Konstruktionen ist das ablaufende Wasser durch konstruktive Maßnahmen von den darunterliegenden Bauteilen fernzuhalten, siehe dazu Abbildung 2.4. (vgl. [1])

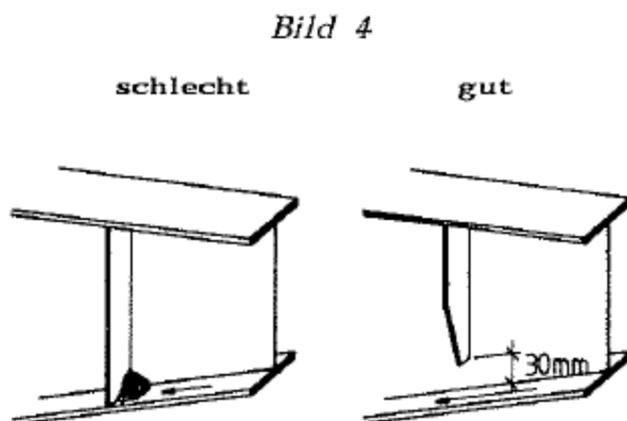


Abbildung 2.3: Steifenausführung bei Längsgefälle des Untergurtes [1]

Bild 5

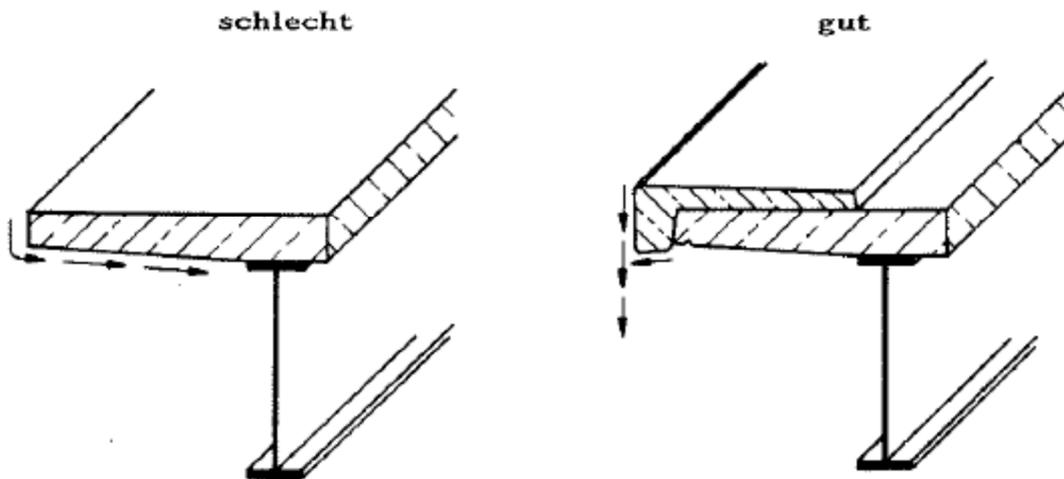


Abbildung 2.4: Ablaufendes Wasser durch Kappen vom Träger fernhalten [1]

Eine ausreichende Belüftung der bewitterten Stahloberflächen ist sicherzustellen, um ein möglichst schnelles Abtrocknen zu gewährleisten. Dies wird durch ausreichend große Abstände zu benachbarten Konstruktionen und von parallelaufenden Bauteilen untereinander erreicht. (vgl. [1])

Des Weiteren wird zur Vermeidung von Spaltkorrosion zu geschweißten gegenüber geschraubten Verbindungen geraten. Allgemein müssen Spalte, in denen sich Wasser durch direkte Benetzung oder Luftfeuchtigkeit und Kapillarwirkung halten kann, vermieden werden. Aus diesem Grund sind direkt benetzte Verbindungen vollständig zu verschweißen und beidseitig durchgeschweißte Nähte, z.B. DHV oder DV-Nähte, einseitig durchgeschweißten Nähten, wie Kehl- oder V-Nähten, vorzuziehen. Bei geschraubten Verbindungen ist unter direkter Benetzung eine Beschichtung des gesamten Stoßbereiches inklusive der Berührungsflächen notwendig, dies gilt bei gleitfest vorgespannten Verbindungen auch bei indirekter und keiner Benetzung. Zudem dürfen die Schraubenabstände untereinander in Krafrichtung und parallel zur Krafrichtung den kleineren Wert von $7 \cdot d_L$ oder $14 \cdot t$ nicht überschreiten. (vgl. [1])

Zur Vermeidung von Kontaktkorrosion sind leitende Verbindungen von WT-Stahl mit elektrochemisch edleren Werkstoffen zu vermeiden oder, falls nicht vermeidbar, durch Zwischenschichten dauerhaft zu isolieren. Mischkonstruktionen von un- oder niedriglegierten und wetterfesten Baustählen sind jedoch unbedenklich. (vgl. [1])

Vor allem aus optischen Gründen, aber auch als Schutz gegen eine verstärkte Korrosion infolge Dauerfeuchtigkeit, ist eine ungleichmäßige Oberfläche zu vermeiden. Durch direkte Benetzung entwickelt sich eine dunkle und ungleichmäßige Oberfläche. Je weniger direkt benetzt bis hin zur indirekt benetzten Oberfläche wird die Oberflächenstruktur gleichmäßiger und die Braunfärbung heller. Als Maßnahmen für eine optisch gleichmäßige Oberfläche müssen alle sichtbaren Oberflächen entzundert werden, hierfür wird ein Reinheitsgrad von Sa 2 ½ empfohlen. Eine wechselnde direkte und indirekte Benetzung soll vermieden werden. Deshalb ist sowohl ein Wasserablauf von direkt auf indirekt benetzte Flächen zu verhindern, als auch ein ausreichender Überstand schützender Bauteile (z.B. Betonplatten bei Verbundträgern) über indirekt benetzten Flächen auszubilden, siehe dazu Abbildung 2.5. Auch zu dicht angrenzender Bewuchs rund um die Stahlkonstruktion kann zu Ablagerungen und Verfärbungen des WT-Stahls führen und

sollte deshalb vermieden werden, was gegebenenfalls auch regelmäßige Rückschnitte erfordert. (vgl. [1])

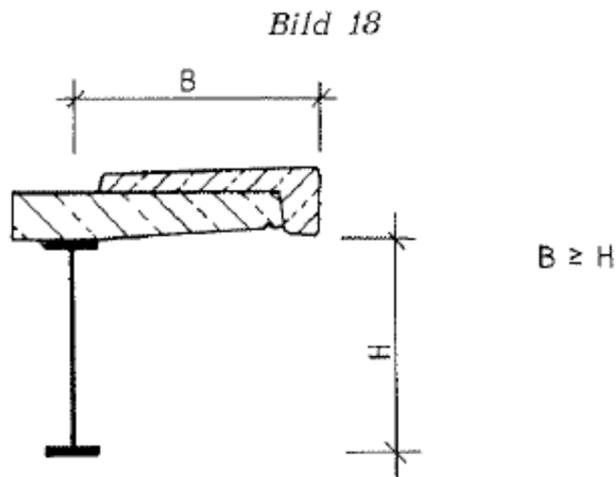


Abbildung 2.5: Überstand der Betonplatte (inkl. Kappe) zur Vermeidung direkter Benetzung [1]

Um eine Verschmutzung angrenzender Bauteile durch das Verschleppen von Lockerrost, der stets auf der schützenden Deckschicht anfällt, zu verhindern, sind konstruktive Maßnahmen bei der Ausbildung der an die Entwässerungseinrichtungen angrenzenden Bauteile schon in der Planungsphase vorzusehen. Dabei ist bereits während der Montage der Schutz angrenzender Bauteile, wie Widerlager, Pfeiler oder Fahrbahnen, durch eine geregelte Wasserabführung oder Abdeckung mit Planen notwendig. Andernfalls ist eine Reinigung nur mit Lösemitteln möglich, falls auf ein Abstrahlen der verunreinigten Oberfläche verzichtet werden soll. Das von den benetzten Flächen abfließende Wasser muss während der gesamten Nutzungszeit durch geeignete konstruktive Maßnahmen, wie Ablaufrinnen in Abbildung 2.6 und Abbildung 2.7 und Fallrohre, von den Oberflächen der angrenzenden Bauteile ferngehalten werden. (vgl. [1] [23])

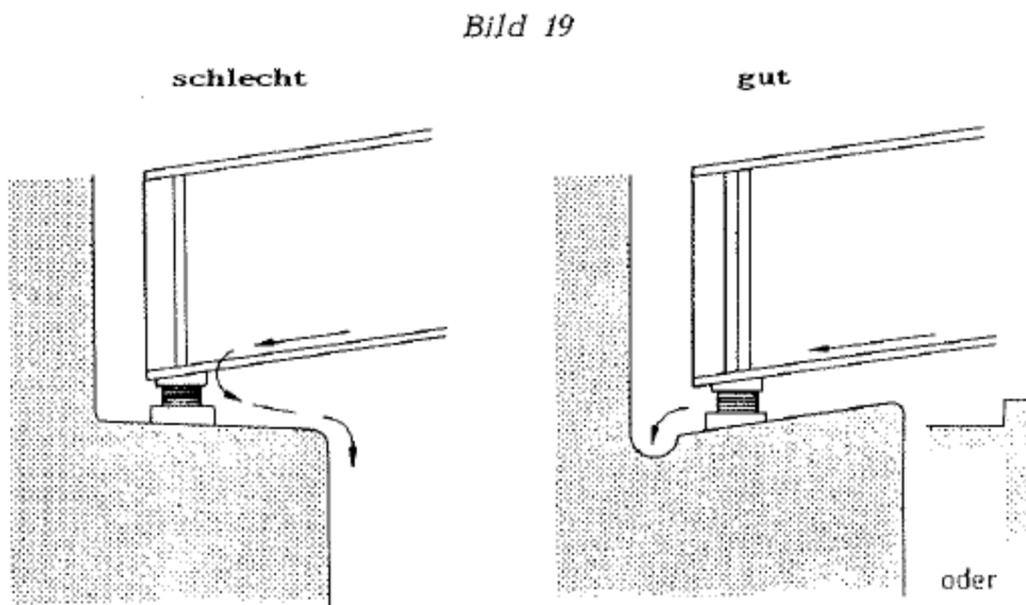


Abbildung 2.6: Ablaufrinne in nach innen geneigter Widerlagerbank [1]

Bild 20

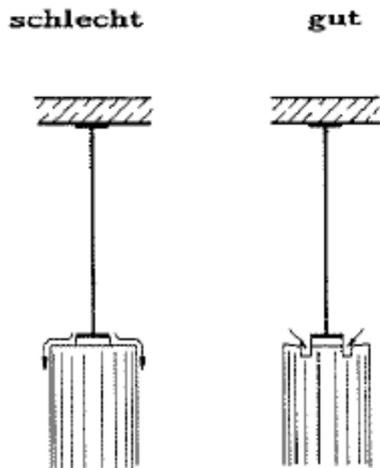


Abbildung 2.7: Ablaufrinne in Pfeiler in Längsrichtung [1]

Die Entwässerungseinrichtungen müssen so geführt werden, dass bei eventuell auftretenden Leckagen an den Leitungen kein austretendes Wasser an die Stahlkonstruktion gelangen kann. Der kleinste Durchmesser bei Entwässerungsleitungen und –Abläufen mit Verstopfungsgefahr durch Schmutz und Laub beträgt 150 mm. Außerdem gibt es mehrere Vorgaben für die Ausführung von Hohlkästen, da dort, obwohl diese im Inneren meist planmäßig unbenetzt sind, durch Leckagen oder Kondensation trotzdem Wasser auftreten kann. Um dieses abführen zu können, müssen Öffnungen in den innenliegenden Querschotten auf dem Bodenblech vorgesehen werden. Außerdem sind Fallrohre innerhalb des Hohlkastens durch elastische Verbindungsstücke absolut dicht auszuführen und Spalte zwischen den austretenden Rohren und den Hohlkastenblechen zu verschweißen, siehe dazu Abbildung 2.8. (vgl. [1] [23])

Bild 23

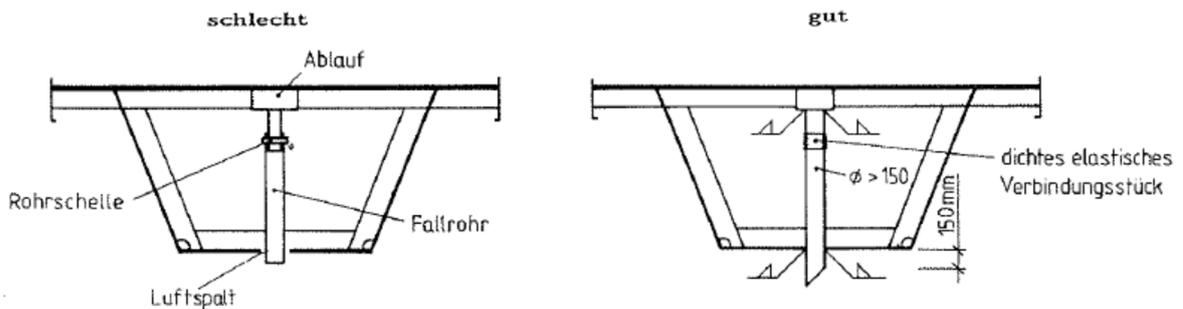


Abbildung 2.8: Konstruktionshinweise bei der Ausbildung von Hohlkastenquerschnitten [1]

2.4 Anwendungsgrenzen

Neben den Hinweisen und Anweisungen zum korrosionsschutzgerechten Gestalten gibt die DASt-Richtlinie 007 von 1993 [1] im Anhang 4 grundsätzliche Anwendungsgrenzen für die Verwendung von wetterfestem Baustahl im unbeschichteten Zustand an. In Küstenbereichen ist auf Grund der hohen atmosphärischen Chloridanteile eine Anwendung im unbeschichteten Zustand nicht erlaubt. Dies ist in Deutschland bei einem Abstand von weniger als 500 m zum Meer der Fall, unter bestimmten Witterungseinflüssen (Wind und Dauernebel) noch weiter von der Küste entfernt [22] [1]. Auch Konstruktionen, die regelmäßig Tausalzwasser ausgesetzt sind, ob direkt benetzt oder durch Verkehr aufgewirbelten Sprühnebel, stehen unter einer höheren Chloridbelastung [22]. Hierbei sind beispielweise niedrig unter oder über Straßen liegende Brückenteile zu nennen [22]. Aus diesem Grund kennzeichnet das Merkblatt 434 „Wetterfester Baustahl“ [22] vom Stahl-Informationen-Zentrum aus dem Jahre 2004 den wetterfesten Baustahl für diese Konstruktionen als ungeeignet. Untersuchungen unter tausalzhaltiger Feuchtigkeitsatmosphäre auf Bewitterungsständen in den Mittelstreifen von Autobahnen ergaben jedoch keine erhöhten Abrostraten im Vergleich zu Industrielatmosphäre [27], auch die DASt-Richtlinie 007 [1] beinhaltet keine Einschränkungen für den Einsatz von wetterfestem Baustahl im Straßenbrückenbau.

Die DASt-Richtlinie 007 [1] schreibt weiter Mindestwerte für die lichten Abstände zwischen dem unbeschichteten WT-Stahl und darunterliegenden Gewässern oder dem Erdboden vor. Der minimale lichte Abstand der Stahlkonstruktion über stehenden, offenen Gewässern beträgt demnach 3,00 m, über fließenden, offenen Gewässern 2,50 m und über dem Erdboden 1,00 m, siehe hierzu Abbildung 2.9 [1].

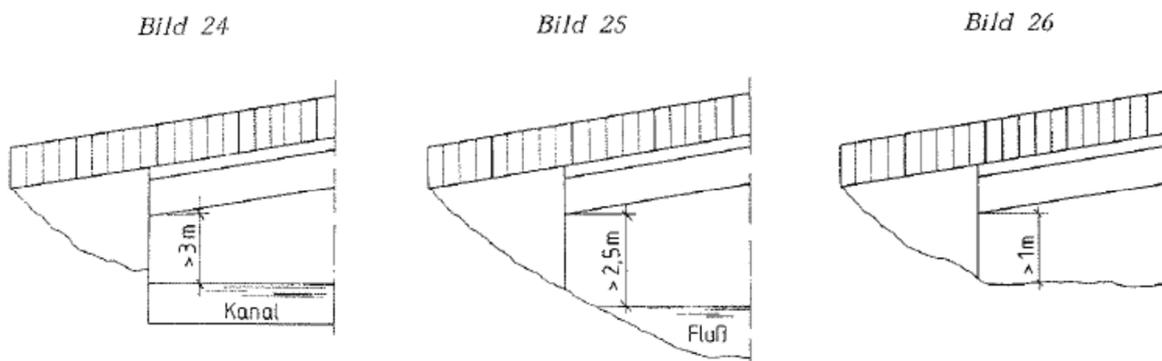


Abbildung 2.9: Anwendungsgrenzen von wetterfestem Baustahl im unbeschichteten Zustand [1]

Zudem ist der wetterfeste Baustahl im unbeschichteten Zustand nicht dort zu verwenden, wo Passanten und deren Kleidung direkt mit ihm in Kontakt kommen können [1].

2.5 Deckschichtbildung und Korrosionsverhalten

Grundsätzlich unterscheidet man bei der Korrosionsbeanspruchung zwischen direkt und indirekt benetzten Flächen. Bei den direkt benetzten Flächen handelt es sich um jene, welche dem Außenklima direkt ausgesetzt sind und deshalb auch unmittelbar mit Wasser, z.B. in Form von Regen, in Kontakt kommen. Indirekt benetzte Flächen stehen zwar auch unter dem Einfluss der Außenluft, werden aber nicht direkt bewässert, sondern durch Kondensation benetzt oder sind einer relativen Luftfeuchtigkeit von größer als 60% ausgesetzt. (vgl. [22])

Die Deckschichtbildung dauert ein bis drei Jahre und ist allgemein von mehreren Faktoren abhängig [25]. Neben der Art der Benetzung, also dem Kleinklima am Bauteil, spielen die Witterungsbedingungen (Klimazone und Ortsklima), die Schadstoffbelastung der Atmosphäre, das Alter des Bauteils und die Legierungselemente des wetterfesten Baustahls eine wichtige Rolle [1] [24]. Entscheidend für die Bildung einer funktionierenden oxidischen Deckschicht sind wechselnde Feucht- und Trockenperioden [39]. Bei Dauerfeuchtigkeit hingegen kann sich keine regelmäßige Deckschicht bilden und die korrosionshemmende Wirkung geht verloren [39]. Der ungeschützte wetterfeste Baustahl verhält sich unter Dauerfeuchtigkeit also genauso wie ungeschützter unlegierter Baustahl [22] [39]. Des Weiteren ist eine gewisse Menge Schwefeldioxid in der Atmosphäre für die Bildung der Deckschicht notwendig, da dies zusammen mit den Legierungselementen schwer lösliche basische Sulfate bildet [20]. Zusätzlich erzeugt das Begleitelement Phosphor in Verbindung mit den Legierungselementen schwer lösliche basische Phosphate [20]. Diese Sulfate und Phosphate bilden als komplexe Verbindungen die fest haftende, amorphe und undurchlässige Deckschicht zwischen dem Grundwerkstoff und dem oberflächlich vorhandenen Rost [22] [20]. Die chemischen Zusammenhänge zur Bildung der Deckschicht des wetterfesten Baustahls werden nachfolgend chronologisch dargelegt.

Der Korrosionsvorgang bei wetterfestem Baustahl beginnt genau wie bei unlegiertem Baustahl. Wasser (H_2O) benetzt die Stahloberfläche und wirkt dabei einerseits als Elektrolyt für Ionen und andererseits als Transportmedium für Sauerstoff (O_2) [20]. Im sauerstoffarmen inneren Bereich entstehen durch Oxidation Eisenionen (Fe^{2+}). Elektronen ($2e^-$) und gehen im Wasser in Lösung und es bildet sich ein anodischer Bereich, siehe Formel (2.1).



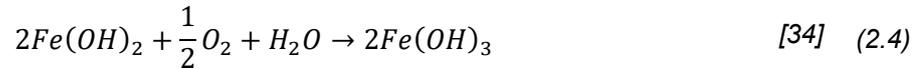
Im sauerstoffreichen Randbereich verbinden sich Wasser und Sauerstoff laut (2.2) mit den frei gewordenen Elektronen zu Hydroxidionen ($(OH)^-$) und bilden somit einen kathodischen Teilbereich auf der Metalloberfläche [20].



Die Eisenionen (Fe^{2+}) reagieren mit den Hydroxidionen ($(OH)^-$) gemäß (2.3) zu dem, im Elektrolyt (Wasser) gelösten, graugrünlichen Zwischenstadium Eisen(II)-hydroxid $Fe(OH)_2$ [34].



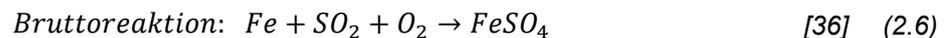
Sind weiterhin Wasser (H₂O) und Sauerstoff (O₂) vorhanden, bildet sich nach (2.4) als nächstes Zwischenstadium das schwer lösliche rostbraune Eisen(III)-hydroxid Fe(OH)₃ [34].



Unter Abspaltung von Wasser (H₂O) geht das Eisen(III)-hydroxid gemäß (2.4) in Eisen(III)-oxidhydrat (FeOOH) über, welches auch den Hauptbestandteil des atmosphärischen Korrosionsproduktes Rost darstellt [34].

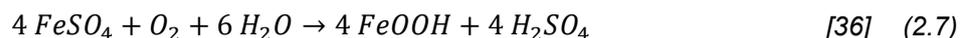


Nach Beginn der Sauerstoffkorrosion werden zusätzlich Schwefeldioxyde (SO₂) aus der umgebenden Atmosphäre in die elektrolytische Rostschicht aufgenommen [20]. Dieser Prozess findet so schnell statt, dass fast alle auf das korrodierende Eisen auftreffenden Schwefeldioxyd-Moleküle darin festgehalten werden [36]. Das aufgenommene Schwefeldioxyd reagiert zusammen mit dem gelösten Luftsauerstoff und Eisen unter der Bruttoreaktion (2.6) zu Eisen(II)-Sulfat (FeSO₄) [36].

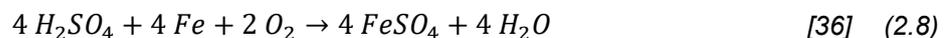


Im nächsten Schritt nach der Aufnahme des SO₂ und Bildung des FeSO₄ unterscheiden sich die Reaktionen im unlegierten und wetterfesten Baustahl grundlegend [20].

Bei unlegiertem Baustahl beginnt nun der atmosphärische Korrosionsprozess infolge des dort vorhandenen Schwefeldioxyds [36]. Dieser kann allgemein in zwei Bruttoreaktionen aufgeteilt werden [36]. Im ersten Schritt, siehe (2.7), reagiert das gebildete Eisen(II)-Sulfat mit Wasser und dem darin gelösten Sauerstoff zu Eisen(II)-oxidhydrat (FeOOH) und Schwefelsäure (H₂SO₄) [36]. Bei dem, wie auch schon bei der Sauerstoffkorrosion, gebildeten FeOOH handelt es sich wiederum um den Hauptbestandteil des Rostes [34].



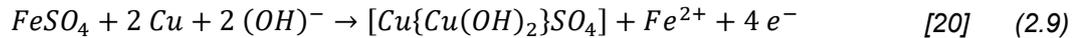
Die entstandene freie Schwefelsäure H₂SO₄ wirkt als Katalysator zur erneuten Bildung von FeSO₄ und Wasser (H₂O), indem sie im zweiten Schritt gemäß (2.8) mit Eisen (Fe) und Sauerstoff (O₂) reagiert [36].



Durch das erneut gebildete FeSO₄ entsteht bei entsprechenden äußeren Bedingungen ein Kreislauf der Reaktionen (2.7) und (2.8) und ein nach (2.6) gebildetes FeSO₄ Molekül kann somit mehr als 20 Atome Eisen (Fe) zu FeOOH korrodieren [35]. Der atmosphärische Korrosionskreislauf benötigt also nur wenig Schwefelsäure um viel Eisen zu korrodieren und ist dabei, neben dem Schwefeldioxydgehalt in der Luft, vor allem auch von der Feuchtigkeit und Temperatur abhängig [36].

Für den wetterfesten Baustahl hingegen ist das aufgenommene und nach (2.6) zu FeSO₄ umgebildete Schwefeldioxyd zur Bildung der oxidischen Deckschicht von großer Bedeutung [20]. Das FeSO₄ reagiert zusammen mit den Legierungselementen, hier beispielsweise

Kupfer (Cu), und den, in der kathodischen Teilreaktion gebildeten, Hydroxidionen ((OH)⁻) zu schwer löslichen basischen Sulfaten, siehe Reaktionsgleichung (2.9) [20].



Neben den Eisensulfaten tragen auch die sich bildenden Phosphoroxide, hauptsächlich in den entsprechenden wetterfesten Baustählen mit erhöhtem Phosphorgehalt, zur Deckschichtbildung bei [20]. Die Phosphoroxide reagieren gemäß (2.10) mit dem Legierungselement Kupfer (Cu) und den Hydroxidionen ((OH)⁻) aus der kathodischen Reaktion zu schwer löslichen basischen Phosphaten [20].



Die so, mit den im wetterfesten Baustahl vorhandenen Legierungselementen (und gegebenenfalls erhöhtem Phosphorgehalt), gebildeten, schwer löslichen und basischen Sulfate, Phosphate und Hydroxide bilden die fest haftende, amorphe Deckschicht, siehe Abbildung 2.10 [22] [20]. Sie entsteht zwischen dem Grundwerkstoff und der anfänglich gebildeten, gleichmäßigen und lockeren Rostschicht aus der Sauerstoffkorrosion [20]. Die Deckschicht erschwert den weiteren Zutritt von Sauerstoff, Wasser und Schwefeldioxid zur Metalloberfläche. Sie stoppt den Korrosionsprozess jedoch nicht komplett, verlangsamt ihn aber im Vergleich zu unlegiertem Baustahl so deutlich, dass der wetterfeste Baustahl unter Einhaltung der Richtlinien auch ungeschützt eingesetzt werden darf [22].

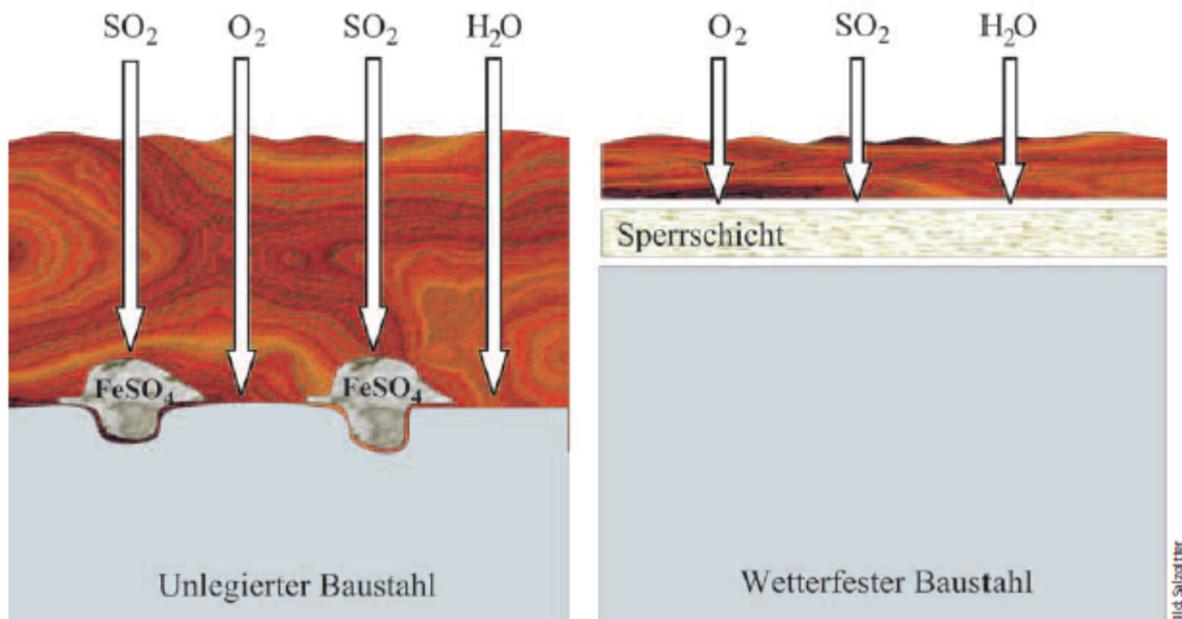


Abbildung 2.10: Korrosionsverhalten und Deckschichtbildung bei unlegiertem und wetterfestem Baustahl [20]

In der Deckschicht bilden sich in größeren Abständen Risse, die mit dem bloßen Auge nicht zu erkennen sind [22]. Trocknet die Oberfläche infolge regelmäßiger Feucht-trocken-Zyklen nach wenigen Tagen wieder ab, bleibt die gefährdete Rissfläche in den kurzen Feuchtzeiten elektrochemisch passiv und somit vor fortschreitender Korrosion geschützt, siehe Abbildung 2.11 [39]. Bei langen Feuchtzeiten vergrößern sich die Risse schnell und die Passivität der Rissfläche geht verloren [39]. Die vorher ausgebildete kompakte Deckschicht wird somit lokal zerstört, sodass sich aktiv korrodierende Oberflächenbereiche ausbilden [39]. Bei dauerhafter Benetzung der Oberfläche geht der erhöhte Korrosionsschutz komplett

verloren und der wetterfeste Baustahl korrodiert wie der unlegierte Baustahl [39]. Ist die Oberfläche bereits zu Beginn der Bewitterung langen Feuchteperioden ausgesetzt, kann sich erst keine geschlossene Deckschicht bilden [39]. Es entstehen, wie in Abbildung 2.11 zu erkennen, große Eisensulfatnester und die unregelmäßig strukturierte Rostoberfläche ist mit größeren aktiven Oberflächenbereichen übersät, da die Passivität über die lange Feuchtezeit nicht gehalten werden kann [39] [38]. Es bilden sich voluminöse Korrosionsprodukte, welche die Rissbildung vorantreiben und schließlich zum Abplatzen der unregelmäßigen Rostschicht führen [39]. Vor diesem Hintergrund ist die Dauerfeuchtigkeit der WT-Stahl-Oberfläche durch die Einhaltung der entsprechenden Gestaltungsregeln (siehe Kapitel 2.3) und Anwendungsgrenzen (siehe Kapitel 2.4) zwingend zu Verhindern. Des Weiteren führt ein hoher Chloridanteil in der Atmosphäre zu erheblichen Störungen bis hin zur kompletten Behinderung der Deckschichtbildung [20]. Dies tritt hauptsächlich bei Chloridbelastung durch Meereseinfluss auf, dagegen ist der Einfluss von Chloriden durch Streusalz gering und liegt innerhalb der Grenzen der DAST-Richtlinie 007 [1] [27].

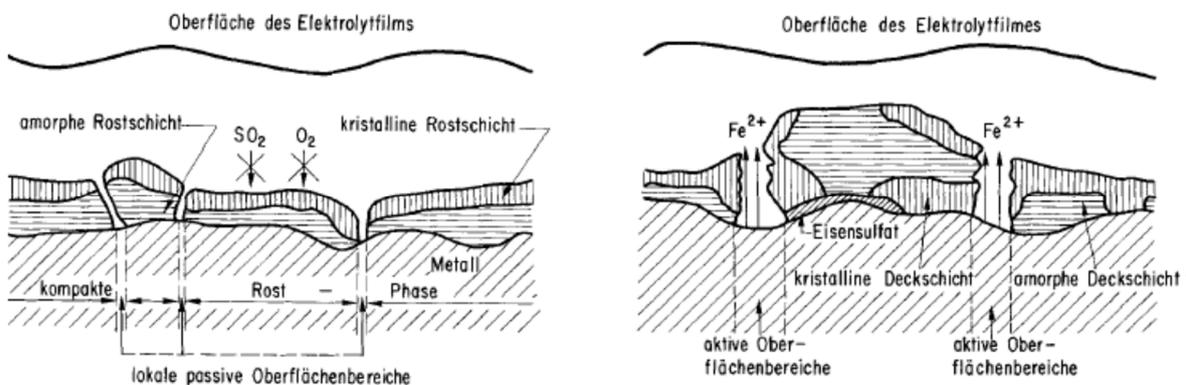


Abbildung 2.11: Rost- und Deckschichtbildung eines gut (links) und schlecht (rechts) bewitterten wetterfesten Stahls [39]

Neben den direkt benetzten bildet sich auch auf indirekt benetzten Flächen eine Deckschicht aus. Voraussetzung dafür ist, wie bei den direkt benetzten Flächen, der Wechsel von Feucht- und Trockenperioden. Das bedeutet im Falle der indirekt benetzten Flächen, dass niedergeschlagenes Kondenswasser oder eine hohe relative Luftfeuchtigkeit innerhalb weniger Tage durch ausreichende Belüftung wieder abtrocknen muss und nicht dauerhaft auf der Oberfläche verbleiben darf. Ist die indirekte Benetzung gering, sprich trocknet das Kondensat sehr schnell wieder ab oder ist die Oberfläche nur durch eine leicht erhöhte relative Luftfeuchtigkeit belastet, bildet sich eine hellbraune Deckschicht mit gleichmäßiger, ebener Oberflächenstruktur aus. Je mehr und je länger Feuchtigkeit auf der Oberfläche vorliegt, desto mehr nähert sich die Oberflächenstruktur und Färbung derjenigen bei direkter Benetzung an. (vgl. [22])

Die Farbe der Deckschicht hängt von deren Alter und der Benetzungsart ab. Wie im Absatz zuvor beschrieben, weist eine Oberfläche mit geringer indirekter Benetzung ein hellbraunes, gleichmäßiges Erscheinungsbild vor. Bei direkter Benetzung besitzt die Oberfläche des wetterfesten Baustahls nach wenigen Wochen und Monaten ebenso noch eine helle Braunfärbung. Infolge der Deckschichtbildung verändert sich die Oberfläche bei direkter Benetzung, indem sie dunkler und unebener wird, bis sie nach wenigen Jahren ein dunkelbraunes und, durch den muldenförmigen Korrosionsabtrag, raues Erscheinungsbild besitzt. Außerdem kann es bei direkt benetzten Oberflächen infolge Wasserablaufstellen zu sichtbaren Rostauswaschungen und Fahnenbildung kommen. (vgl. [22] [20])

2.6 Korrosivitätskategorien und Dickenzuschläge

Beim ungeschützten Einsatz des wetterfesten Baustahls führt die Deckschichtbildung und die, nach deren erfolgreichen Aufbau innerhalb weniger Jahre, deutlich verlangsamte Abrostung des Grundmaterials zu einer Abnahme des statisch wirksamen Querschnitts. Diese Dickenabnahme ist dabei neben der Nutzungsdauer auch von der Korrosionsbelastung der bewitterten Oberfläche abhängig. Dabei spielen sowohl die lokalen Feuchtigkeitsverhältnisse am Bauteil, als auch die atmosphärischen Schadstoffbelastungen (vor allem Chloride und Schwefeldioxid) eine Rolle. (vgl. [22])

Die DAST-Richtlinie 007 [1] gibt dafür Abrostungszuschläge für die bewitterten Oberflächen des wetterfesten Baustahls vor. Tabelle 2.3 zeigt die dazu aufgeführte Tabelle der Dickenzuschläge in Abhängigkeit von der Korrosionsbelastung und der erwarteten Nutzungsdauer, diese ist jedoch nur relativ grob eingeteilt in bis zu 30 Jahre und mehr als 30 Jahre [1]. Die Korrosionsbelastung wird in drei Kategorien beschrieben: „schwer“ für Industrielatmosphäre, „mittel“ für Stadtatmosphäre und „leicht“ für Landatmosphäre und Raumklima [1]. Diese Kategorien beziehen sich grob auf die DIN 55928-1 [3], die inzwischen zurückgezogen und durch die DIN EN ISO 12944-1 [17] und DIN EN ISO 12944-2 [18] ersetzt wurde. In diesen Normen werden sechs Korrosivitätskategorien (C1 bis C4 sowie C5-I und C5-M) für unterschiedliche atmosphärische Umgebungsbedingungen inklusive Beispiele definiert und dazu flächenbezogene Massenverluste und Dickenabnahmen von unlegiertem Stahl und Zink angegeben [18]. Die Kategorie „leicht“ der DAST-Richtlinie 007 [1] lässt sich dabei der Korrosivitätskategorie C2 („gering“) zuordnen, die Kategorie „mittel“ entspricht C3 („mäßig“) und „schwer“ entspricht C4 („stark“) [22]. Heutzutage können, die korrosionsschutzgerechte Ausbildung der Bauteile vorausgesetzt, im gemäßigten Klima mit geringer Schadstoffbelastung der Atmosphäre indirekt benetzte Flächen häufig schon in Kategorie C2, entspricht „leicht“ nach DAST-Ri. 007 [1], und direkt benetzte Flächen in C3, also „mittel“, eingeordnet werden [22]. Neben diesen dreien beinhaltet die DIN EN ISO 12944-2 [18] noch die Kategorien C1 („unbedeutend“), C5-I („sehr stark (Industrie)“) und C5-M („sehr stark (Meer)“) [18]. Die Korrosionskategorien C5-I und C5-M sind jedoch für den Einsatz von ungeschütztem wetterfestem Baustahl auf Grund der hohen und langen Feuchtigkeit, aggressiven Atmosphäre und hohen Chloridbelastung ungeeignet [22].

Tabelle 2.3: Abrostungszuschläge des wetterfesten Baustahls in mm je bewitterter Seite nach DAST-Richtlinie 007 [1]

Erwartete Nutzungsdauer	Korrosionsbelastung 1)		
	schwer	mittel	leicht
≤ 30 Jahre	1	0,8	-
> 30 Jahre	1,5	1,2	0,8
1) Beispiele für Korrosionsbelastung schwer: Industrielatmosphäre mittel: Stadtatmosphäre leicht: Landatmosphäre, Raumklima (siehe auch DIN 55 928 Teil 1)			

Im Vergleich zu unlegiertem Baustahl ist die Abrostung von wetterfestem Baustahl unter gleichen Bedingungen deutlich geringer [22]. Als maximaler Abrostungszuschlag bei schwerer Korrosionsbelastung, was Korrosionskategorie C4 nach [18] entspricht, gibt die DAST-Richtlinie 007 [1] von 1993 für eine Nutzungsdauer von über 30 Jahren eine Dicke von 1,5 mm an, siehe auch Tabelle 2.3. Im Merkblatt 434 „Wetterfester Baustahl“ des Stahl-Informations-Zentrums [22] von 2004 wurden theoretische Abrostungskurven für die Korrosivitätskategorie C4 erstellt. Diese in Abbildung 2.12 dargestellten Kurven zeigen, dass sich nach einem relativ steilen Anstieg in den ersten Jahren ein linearer Verlauf der Abrostungsrate mit 0,01 mm/Jahr für den wetterfesten Baustahl einstellt [22]. Mit einer Anfangsabrostung von 0,15 mm nach 10 Jahren ergibt sich eine Abrostung von 1,05 mm nach 100 Jahren bei Korrosivitätskategorie C4 [22]. Der unlegierte Stahl rostet mit 0,02 mm/Jahr doppelt so schnell und besitzt auch nach 10 Jahren schon 0,30 mm Rostdicke, was zu einer Abrostung nach 100 Jahren von 2,20 mm und somit mehr als doppelt so viel wie bei wetterfestem Stahl führt [22].

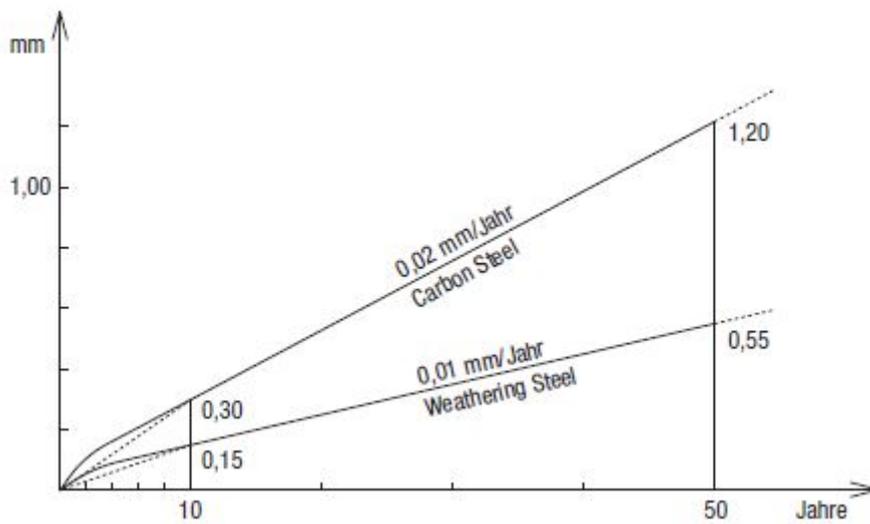


Abbildung 2.12: Abrostungskurven von wetterfestem und unlegiertem Stahl für Korrosivitätskategorie C4 [22]

3 Gleitfest vorgespannte Verbindungen

3.1 Allgemeines

Bei den gleitfest vorgespannten Verbindungen, kurz GV-Verbindungen, handelt es sich um besonders schlupf- und verformungsarme Schraubverbindungen im Stahlbau [42]. Dazu werden die zu verbindenden Stahlbleche durch das planmäßige Vorspannen von hochfesten Schraubengarnituren zusammengepresst und die Scherkräfte in den Blechen durch Reibung in den Kontaktflächen übertragen, Abbildung 3.1 verdeutlicht dieses Prinzip [29] [32]. Daher ist die Tragfähigkeit der gleitfest vorgespannten Verbindungen hauptsächlich von den beiden Faktoren Vorspannkraft und Oberflächenbeschaffenheit der Reibfläche mit der dazugehörigen Haftreibungszahl μ abhängig. Zum Einsatz kommen sie vorwiegend in Konstruktionen mit sehr geringen Verformungstoleranzen in den Verbindungen und starker Ermüdungsbeanspruchung, da sie eine deutlich höhere Ermüdungsfestigkeit als andere Verbindungsmittel besitzen [30]. Typische Einsatzgebieten von GV-Verbindungen in der Praxis sind Brücken, Masten oder Türme von Windenergieanlagen [42].

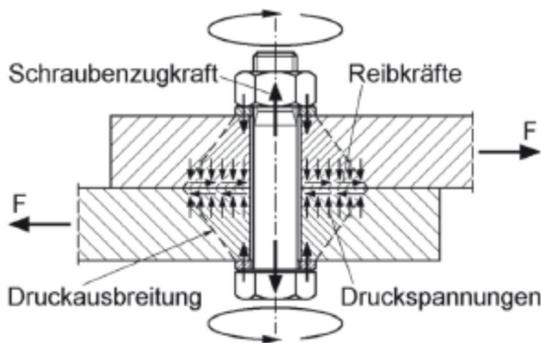


Abbildung 3.1: Scherkraftübertragung in gleitfest vorgespannten Verbindungen [30]

Gleitfest vorgespannte Verbindungen besitzen Vorteile gegenüber Scher-/Lochleibungsverbindungen (Kategorie A nach DIN EN 1993-1-8 [13]) sowohl in der Tragfähigkeit, als auch in der Gebrauchstauglichkeit und Ermüdungsfestigkeit [43]. Im Grenzzustand der Tragfähigkeit tritt in gleitfesten Verbindungen der Kategorie C [13] nahezu kein Gleiten auf, der Grenzwert bei der statischen Prüfung nach DIN EN 1090-2 Anhang G [6] liegt beispielsweise bei einer Verschiebung von 0,15 mm. Somit tritt erst recht kein Gleiten im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit auf, hier besitzt auch die gleitfeste Verbindung der Kategorie B Vorteile gegenüber der Scher-/Lochleibungsverbindung der Kategorie A [43]. Der größte Vorteil der gleitfest vorgespannten Verbindungen liegt jedoch in deren Ermüdungsfestigkeit [29]. Da die Scherkräfte über die Reibfläche rund um die Schraubenlöcher und nicht über das Loch und die Schraube selber übertragen werden, treten an den Lochrändern keine ausgeprägten Spannungsspitzen und deutlich geringere, gleichmäßigere Kerbspannungen im Nettoquerschnitt auf, siehe dazu Abbildung 3.2 [30].



Abbildung 3.2: Spannungen im Blech bei Scher-/Lochleibungs- und gleitfesten Verbindungen [30]

3.2 Reibung

Die Kraftübertragung bei den gleitfest vorgespannten Verbindungen erfolgt planmäßig allein über die Haftreibung F_S zwischen den Kontaktflächen [30]. Diese verhält sich gemäß dem Coulombschen Reibungsgesetz (3.1) proportional zum statischen Reibungskoeffizienten μ_S und näherungsweise proportional zur Anpresskraft F_N [33].

$$F_S = \mu_S * F_N \quad [33] \quad (3.1)$$

Die Anpresskraft F_N wird im Falle der GV-Verbindungen über die gezielte Vorspannung der dafür zugelassenen hochfesten Schraubengarnituren nach DIN EN 14399-4 [9] der Festigkeitsklassen 8.8 und 10.9 aufgebracht. Weitere Angaben zu den verwendbaren Schraubengarnituren und Anziehverfahren sind in Kapitel 3.6 zu finden [13]. Bei den gleitfesten Verbindungen wird der statische Reibungskoeffizient μ_S in der Ausführungsnorm DIN EN 1090-2 [6] als Haftreibungszahl μ bezeichnet. Die Haftreibungszahl μ hängt danach von der Oberflächenbehandlung ab und unterscheidet dabei unter anderem, ob die Oberfläche gestrahlt oder zusätzlich noch beschichtet ist [6].

In seinem Buch „Kontaktmechanik und Reibung“ [33] erklärt Valentin Popov, dass man die Haftreibung (statische Reibungskraft) und Gleitreibung (kinetische Reibungskraft) bei vielen mechanischen Aufgaben nicht strikt trennen kann [33]. Der Übergang vom Haften zum Gleiten kann kontinuierlich erfolgen, oder bei der Haftreibung tritt in Wirklichkeit ein kleines, makroskopisch nicht sichtbares Gleiten auf [33]. Letzteres trifft auch auf die gleitfest vorgespannten Verbindungen zu, da hier ein gewisses Gleiten der Verbindung im Bereich von wenigen 1/10 Millimetern über die Lebensdauer des Tragwerks zugelassen ist [6].

3.3 Haftreibungszahl μ nach DIN EN 1090-2 [6]

Die Ausführungsnorm für Stahl- und Aluminiumtragwerke DIN EN 1090-2 [6] legt im Teil 2: ‚Technische Regeln für die Ausführung von Stahltragwerken‘, Kapitel 8.4, Gleitflächenklassen mit dazugehörigen Haftreibungszahlen μ in Abhängigkeit von der Oberflächenbehandlung fest. In der dort enthaltenen Tabelle, siehe Tabelle 3.1, werden vier Gleitflächenklassen unterschieden: Klasse A mit einer Haftreibungszahl $\mu = 0,50$ gilt für gestrahlte Oberflächen, in Klasse B mit $\mu = 0,40$ ist die gestrahlte Oberfläche zusätzlich spritzaluminiiert, spritzverzinkt oder mit einem Alkali-Silikat-Anstrich versehen. Die Gleitflächenklasse C mit $\mu = 0,30$ kann durch eine Reinigung der Oberfläche mit Drahtbürsten oder Flammstrahlen und dem Entfernen von losem Rost erreicht werden. Beim Flammstrahlen werden Verunreinigungen und Rost auf der Stahloberfläche verbrannt, abgelöst und anschließend mechanisch entfernt [2]. Oberflächen im Walzzustand sind in die Gleitflächenklasse D mit der geringsten Haftreibungszahl von $\mu = 0,20$ einzustufen. Grundsätzlich müssen die Kontaktflächen vor dem Zusammenbau der gleitfesten Verbindung vollständig von Verunreinigungen wie Öl, Schmutz oder Farbresten, sowie Flugrost und anderem losen Material gereinigt werden. Außerdem sind Grate zu entfernen, um einen festen und vollflächigen Kontakt der Oberflächen zu gewährleisten. (vgl. [6])

Tabelle 3.1: Einstufung von Reibflächen in Gleitflächenklassen mit Haftreibungszahlen μ [6]

Oberflächenbehandlung	Gleitflächenklasse	Haftreibungszahl μ
Oberflächen mit Kugeln oder Sand gestrahlt, loser Rost entfernt, nicht körnig.	A	0,50
Oberflächen mit Kugeln oder Sand gestrahlt: a) spritzaluminiiert oder mit einem zinkbasiertem Produkt spritzverzinkt; b) mit Alkali-Zink-Silikat-Anstrich mit einer Dicke von 50 μm bis 80 μm	B	0,40
Oberflächen mittels Drahtbürsten oder Flammstrahlen gereinigt, loser Rost entfernt	C	0,30
Oberflächen im Walzzustand	D	0,20

Die Haftreibungszahlen für andere Oberflächenbehandlungen, die nicht in die Gleitflächenklassen A bis D eingeordnet werden können, müssen experimentell nach Anhang G der DIN EN 1090-2 [6] ermittelt werden. Dort ist ein Prüfverfahren zur Ermittlung der Haftreibungszahl mit festgelegten Prüfkörpergeometrien (Standardprüfkörper) in statischen Versuchen und einem, gegebenenfalls auch mehreren, Kriechversuchen, sowie ein Auswerteverfahren der ermittelten Prüfergebnisse vorgegeben. Die Haftreibungszahl μ_i einer Verbindung berechnet sich demnach gemäß (3.2) anhand der Division der im Versuch erzielten Gleitlast F_{Si} durch das Produkt der Anzahl der Gleitfugen (hier: $n = 2$) und Schrauben (hier auch: 2) einer Verbindung, sowie der aufgetragenen Mindestvorspannkraft $F_{p,c}$. Eine genaue Beschreibung der Prüfung nach DIN EN 1090-2 [6] Anhang G wird in Kapitel 4.2 dieser Arbeit vorgenommen, Kapitel 6 enthält deren Auswertung. (vgl. [6])

$$\mu_i = \frac{F_{Si}}{n \text{ (hier = 2)} * \text{Anzahl Schrauben (hier = 2)} * F_{p,c}} \quad [6] \quad (3.2)$$

Für gleitfest vorgespannte Verbindungen mit wetterfestem Baustahl schreibt die aktuell gültige DASt-Richtlinie 007 [1] einzig die Oberflächenbehandlung mit Alkali-Zink-Silikat-Beschichtung (Dicke 50 μm bis 80 μm) auf der gestrahlten Oberfläche vor, was zur Gleitflächenklasse B mit einer Haftreibungszahl von 0,40 führt [6].

3.4 Gleitfeste Verbindungen nach DIN EN 1993-1-8 [13]

Der Eurocode 3 zur Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten enthält im Teil 1-8 [13] zur Bemessung von Anschlüssen verschiedene Kategorien von Schraubenverbindungen (Kapitel 3.4 in [13]). Zur Bemessung von Scherverbindungen sind die Kategorien A „Scher-/Lochleibungsverbindung“, B „Gleitfeste Verbindungen im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit“ und C „Gleitfeste Verbindungen im Grenzzustand der Tragfähigkeit“ enthalten, bei den Zugverbindungen wird in Kategorie D „nicht vorgespannt“ und E „vorgespannt“ unterschieden [13]. Bei der Betrachtung der gleitfest vorgespannten Verbindungen werden im Folgenden deshalb die Kategorien B und C ausführlicher behandelt.

Grundsätzlich dürfen für gleitfest vorgespannte Verbindungen ausschließlich Schraubengarnituren der Festigkeitsklassen 8.8 und 10.9 verwendet werden, nähere Informationen zu den Schrauben und der aufzubringenden Vorspannung sind Kapitel 3.6 dieser Arbeit zu entnehmen [13].

Bei Gleitfesten Schraubverbindungen der Klasse B darf im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit kein Gleiten auftreten. Dazu muss der Bemessungswert der einwirkenden Schwerkraft im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit $F_{v,Ed,ser}$ den Bemessungswert des Gleitwiderstandes $F_{s,Rd,ser}$ einhalten. Wird die Gebrauchslast überschritten, beginnt die Verbindung zu Gleiten, bis der Schraubenschaft, bzw. das – Gewinde an den Lochleibungen entgegen der Zugkraftichtung anliegt. Somit trägt eine Kategorie B-Verbindung im Grenzzustand der Tragfähigkeit genau wie eine Scherverbindung der Kategorie A. Im Grenzzustand der Tragfähigkeit ist folglich nachzuweisen, dass der Bemessungswert der einwirkenden Abscherkraft $F_{v,Ed}$ weder den Bemessungswert der Schertragfähigkeit $F_{v,Rd}$, noch den Bemessungswert des Lochleibungswiderstandes $F_{b,Rd}$ überschreitet. (vgl. [13])

Gleitfeste Verbindungen der Klasse C tragen die Scherkräfte auch im Grenzzustand der Tragfähigkeit allein über die Haftreibung in den Kontaktflächen ab, es darf kein Gleiten auftreten [29]. Deshalb muss der Bemessungswert der einwirkenden Scherkraft $F_{v,Ed}$ auch im Grenzzustand der Tragfähigkeit den Bemessungswert des Gleitwiderstandes $F_{s,Rd}$ und des Lochleibungswiderstandes $F_{b,Rd}$ einhalten [13]. „Zusätzlich darf bei Zugverbindungen der Bemessungswert des plastischen Widerstands des Nettoquerschnitts im kritischen Schnitt durch die Schraubenlöcher $N_{net,Rd}$ (siehe EN 1993-1-1, 6.2) nicht überschritten werden“ ([13], S. 25)

Der Bemessungswert des Gleitwiderstandes $F_{s,Rd}$ vorgespannter hochfester Schrauben der Festigkeitsklasse 8.8 und 10.9 lässt sich nach der in DIN EN 1993-1-8 [13], 3.9.1 angegebene Formel (3.3) berechnen.

$$F_{s,Rd} = \frac{k_s * n * \mu}{\gamma_{M3}} * F_{p,C} \quad [13] \quad (3.3)$$

Der darin enthaltene Beiwert k_s berücksichtigt das Lochspiel und die Lochform (normales Loch, übergroßes Loch, Langloch, etc.), n beschreibt die Anzahl der Gleitfugen und nicht, wie in der DIN EN 1993-1-8 [13] formuliert, die Anzahl der Reiboberflächen [42]. Bei μ handelt es sich um die Haftreibungszahl, welche der DIN EN 1090-2 [6] zu entnehmen oder gemäß Anhang G dieser Norm experimentell zu ermitteln ist. Nähere Informationen zur Haftreibungszahl μ sind unter anderem in Kapitel 3.3 dieser Arbeit enthalten [13]. γ_{M3} beschreibt den Teilsicherheitsbeiwert, welcher laut Kapitel 2.2 der DIN EN 1993-1-8 [13] zu

$\gamma_{M3} = 1,25$ angesetzt werden darf. Die Vorspannkraft $F_{p,C}$ ist nach Formel (3.4) zu ermitteln und setzt sich aus dem Faktor 0,7, der Nennzugfestigkeit des Schraubenwerkstoffs f_{ub} und der Spannungsquerschnittsfläche A_s der Schraube zusammen [13]. Ausführliche Informationen zur Vorspannkraft und den Anziehungsmethoden enthält Kapitel 3.6.

$$F_{p,C} = 0,7 * f_{ub} * A_s \quad [13] \quad (3.4)$$

3.5 Hochfeste Schraubengarnituren

Gleitfest vorgespannte Verbindungen dürfen nur mit hochfesten Schrauben der Festigkeitsklassen 8.8 und 10.9 ausgeführt werden. Multipliziert man die erste Zahl der Festigkeitsklasse (vor dem Punkt) mit 100 N/mm^2 , so ergibt sich die Zugfestigkeit f_{ub} . Mit der zweiten Zahl (hinter dem Punkt) lässt sich die Streckgrenze f_{yb} ermitteln, da sie das Verhältnis der Streckgrenze zur Zugfestigkeit in Zehnteln beschreibt: „.9“ bedeutet zum Beispiel, dass die Streckgrenze bei 90 % der Zugfestigkeit liegt. Für die hochfesten Schrauben ergeben sich somit folgende Nennwerte: (vgl. [13])

$$\text{Schraubenfestigkeitsklasse 8.8: } f_{ub} = 8 * 100 = 800 \text{ N/mm}^2$$

$$f_{yb} = 0,8 * 800 = 640 \text{ N/mm}^2$$

$$\text{Schraubenfestigkeitsklasse 10.9: } f_{ub} = 10 * 100 = 1000 \text{ N/mm}^2$$

$$f_{yb} = 0,9 * 1000 = 900 \text{ N/mm}^2$$

Grundsätzlich werden die vorspannbaren Schrauben in HV-Schrauben und HR-Schrauben unterschieden [7]. HV-Schrauben nach DIN EN 14399-4 [9] besitzen ein kürzeres Gewinde als die, in DIN EN 14399-7 [11] genormten, HR-Schrauben. Deren zugehörige Muttern sind zudem höher als die der HV-Schrauben [30]. Der Unterschied liegt in der Art des Verformungsverhaltens begründet [30]. HV-Systeme erhalten ihr Verformungsvermögen vorwiegend durch plastische Verformungen der gepaarten Gewinde an der Mutter, HR-Systeme dagegen durch die plastische Verlängerung der Schraube selbst [9]. In Deutschland werden üblicherweise HV-Schraubensysteme verwendet, im europäischen Ausland auch häufiger HR-Systeme [42]. Die hochfesten Schrauben werden zusammen mit den Muttern und den zugehörigen Scheiben als Schraubengarnitur bezeichnet [7]. Da vorgespannte Schraubverbindungen sehr empfindlich auf Unterschiede in der Herstellung und Oberflächenschmierung reagieren, darf eine Schraubengarnitur nur komplett von einem einzigen Hersteller zusammengestellt werden, weil dieser für die Funktion der Verbindung verantwortlich ist [7].

Die bei den durchgeführten Versuchen verwendeten Garnituren des HV-Systems setzen sich somit aus Schrauben und Muttern nach DIN EN 14399-4 [9] mit der in Abbildung 3.3 dargestellten Kennzeichnung „HV“ und Festigkeitsklasse 10.9 (Schraube) bzw. 10 (Mutter) und gefasten Scheiben nach DIN EN 14399-6 [10] mit der Kennzeichnung „H“ auf der nicht gefasten Seite der Scheibe zusammen. HV-Schrauben und –Muttern besitzen große Sechskantschlüsselweiten nach DIN ISO 272 [19] mit zwei Änderungen. Auf Grund der zu großen Druckspannungen unter dem Schraubenkopf beträgt die Schlüsselweite bei M12 Schrauben 22 mm anstatt normalerweise 21 mm, bei der Größe M20 hat sich die Schlüsselweite aus wirtschaftlichen Gründen wie bereits schon in Europa allgemein üblich von 34 mm auf 32 mm verringert [9]. Die Garnituren müssen so zusammengebaut werden, dass die Kennzeichnung der Mutter zwecks Kontrolle nach außen zeigt und die Fase der Scheiben zum Schraubenkopf gewandt liegt [6]. Bei Schrauben der Festigkeitsklasse 10.9 ist eine flache Scheibe sowohl kopf- als auch mutterseitig anzuordnen [6].

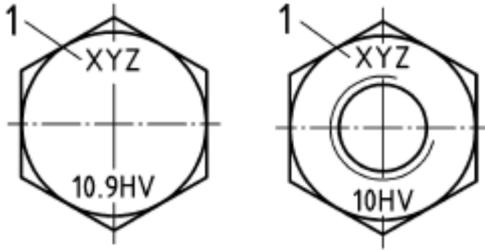


Abbildung 3.3: Beschriftung des Schraubenkopfes (links) und der Mutter (rechts) [9]

Es stehen verschiedene Oberflächenüberzüge für die Schraubengarnituren zur Verfügung, dabei ist bei Schrauben der Festigkeitsklasse 10.9 die Gefahr der Wasserstoffversprödung bei der Auswahl des Oberflächenbehandlungsprozesses zu beachten [9]. Die hochfesten Schraubengarnituren können unbeschichtet eingesetzt werden, es besteht außerdem die Möglichkeit der Feuerverzinkung und sonstiger geeigneter Oberflächenüberzüge, wobei jene aus Cadmium und Cadmiumlegierungen sowie galvanische Verzinkung nicht zulässig sind [9]. Heutzutage werden häufig feuerverzinkte hochfeste Schrauben verwendet, die dann die Kennzeichnung „tZn“ tragen müssen [30] [9]. Das Innengewinde von Muttern darf erst nach dem Feuerverzinken geschnitten werden [16].

Damit beim Anziehen der Mutter bis zum Erreichen der gewünschten Vorspannkraft kein Fressen im Gewinde auftritt, sind die Schraubengarnituren im Lieferzustand mit einem geeigneten Schmiermittel versehen, hierbei handelt es sich zum Beispiel um Molybdänsulfid (MoS_2), welches auf die Mutter aufgebracht ist [30] [9].

Um der gewünschten Schraubkraft ein aufzubringendes Anziehdrehmoment zuordnen zu können, muss der Hersteller die Schraubengarnitur in eine k-Klasse einordnen und die davon abhängigen möglichen Anziehverfahren angeben [8]. Die k-Klassen K0, K1 und K2 sind abhängig von der Schmierung zwischen Schraube und Mutter [30]. K0 stellt dabei die schlechteste bis keine Schmierung dar, K2 entsprechend die beste und gleichzeitig teuerste Schmierung [30]. Angaben zu den dazugehörigen Anziehverfahren und deren Gültigkeit in Deutschland sind in Kapitel 3.6 dieser Arbeit zu finden.

Einmal bis zur Mindestvorspannkraft angezogene Garnituren dürfen nach dem Ausbau nicht noch ein zweites Mal verwendet werden. Eine Ausnahme davon bilden Garnituren, die zum ersten lagesichernden Zusammenbau verwendet werden, da dazu weder das Anziehen bis zur Mindestvorspannkraft, noch ein anschließendes Lösen notwendig ist. Das spätere endgültige Vorspannen bis zur Mindestvorspannkraft an gleicher Stelle ist zulässig. (vgl. [6])

Für die Versuche in dieser Arbeit wurden Sechskantschrauben M20 der Festigkeitsklasse 10.9 feuerverzinkt mit der k-Klasse K1 und dazugehörige Sechskantmutter gemäß DIN EN 14399-4 [9], sowie gefaste und feuerverzinkte 20 mm HV-Scheiben nach DIN EN 14399-6 [10] verwendet. Die zu dieser Garnitur gehörige Mindestvorspannkraft $F_{p,C}$ beträgt 172 kN, die kleinere Regelvorspannkraft $F_{p,C}^*$ liegt bei 160 kN [6].

3.6 Vorspannkraft und Anziehverfahren

Für die gleitfest vorgespannten Verbindungen ist die Vorspannkraft in den hochfesten Schrauben zur Erzielung der benötigten Haftreibungskraft von elementarer Bedeutung. Sie sorgt dafür, dass die Bleche zusammengepresst und die Kraft in den Scherfugen über die aktivierte Haftreibung der Kontaktfläche, welche sich durch die Haftreibungszahl μ berechnen lässt, übertragen wird.

In der Regel müssen hochfeste Schrauben in gleitfest vorgespannten Verbindungen (Kategorien B und C) und allen anderen planmäßig vorgespannten Verbindungen (Kategorie E) auf den Nennwert der Mindestvorspannkraft $F_{p,C}$ angespannt werden. Die Vorspannkraft $F_{p,C}$ setzt sich nach Formel (3.5) [6] aus dem Faktor 0,7, bzw. 70%, multipliziert mit der Nennzugfestigkeit des Schraubenwerkstoffs f_{ub} und der Spannungsquerschnittsfläche der Schraube A_s zusammen. Werte für die Vorspannkraft $F_{p,C}$ der zulässigen Festigkeitsklassen 8.8 und 10.9 und verschiedener Schraubendurchmesser können Tabelle 3.2 entnommen werden. (vgl. [6])

$$F_{p,C} = 0,7 * f_{ub} * A_s \quad [6] \quad (3.5)$$

Tabelle 3.2: Werte für die Vorspannkraft $F_{p,C}$ in kN [6]

Festigkeitsklasse	Schraubendurchmesser in mm							
	12	16	20	22	24	27	30	36
8.8	47	88	137	170	198	257	314	458
10.9	59	110	172	212	247	321	393	572

Der nationale Anhang der DIN EN 1993-1-8 [14] stellt als Qualitätssicherungsmaßnahme und für nicht voll vorgespannte Verbindungen der Kategorie E eine weitere Vorspannkraft, die Regelvorspannkraft $F_{p,C}^*$, bereit. Diese ergibt sich nach Formel (3.6) [14] durch die Multiplikation des Faktors 0,7 mit der Streckgrenze f_{yb} des Schraubenwerkstoffs und der Spannungsquerschnittsfläche A_s der Schraube [14]. Die Hälfte (50%) dieser Vorspannkraft reicht in der Regel zur Sicherung gegen Lockerung der Garnitur aus [14].

$$F_{p,C}^* = 0,7 * f_{yb} * A_s \quad [14] \quad (3.6)$$

Das Anziehen der Schraubengarnitur muss durch Drehen der Mutter auf das Schraubengewinde erfolgen [6]. Ist der mutterseitige Zugang zur Garnitur nicht möglich darf die Schraube auch kopfseitig angezogen werden, wobei dann je nach Anziehverfahren besondere Vorkehrungen notwendig sind [6]. Das Anziehen muss immer schrittweise, ausgehend vom steifsten bis hin zum nachgiebigsten Teil des Anschlusses, erfolgen [6]. Der Gewindeüberstand des Schraubengewindes über die Mutter hat mindestens einen Gewindegang (bei HV-Systemen nach [9]) zu betragen, bei HR-Systemen nach [11] sogar mindestens vier Gewindegänge [6].

Zum Aufbringen der Vorspannkraft stehen verschiedene Anziehverfahren zur Verfügung [6]. Diese sind abhängig von der k-Klasse der Garnitur, welche einen Zusammenhang zwischen dem aufzubringenden Referenz-Drehmoment M_r und der damit eingebrachten Vorspannkraft $F_{p,C}$ unter dem Einfluss der Schmierung zwischen Schraube und Mutter herstellt [30]. Das Referenz-Drehmoment M_r einer Garnitur lässt sich dabei nach Formel

(3.7) in Abhängigkeit des k-Wertes k_m der jeweiligen k-Klasse, dem Nenndurchmesser d der Schraube und der Mindestvorspannkraft $F_{p,C}$ berechnen oder in Versuchen gemäß Anhang H der DIN EN 1090-2 [6] ermitteln.

$$M_{r,i} = k_m * d * F_{p,C} \quad [6] \quad (3.7)$$

Die DIN EN 1090-2 [6] gibt im Abschnitt 8.5 vier Anziehverfahren vor, siehe dazu Tabelle 3.3.

Tabelle 3.3: Anziehverfahren und dazugehörige k-Klassen aus DIN EN 1090-2 [6]

Anziehverfahren	k-Klassen
Drehmomentverfahren	K2
Kombiniertes Vorspannverfahren	K2 oder K1
HRC Anziehverfahren	K0 nur mit HRD-Muttern oder K2
Verfahren mit direkten Kraftanzeigern (DTI)	K2, K1 oder K0

Diese Verfahren werden im Folgenden kurz unter Berücksichtigung der Bemessungsnormen [13] [14] beschrieben:

Drehmomentverfahren

Dieses Verfahren kann nur für Garnituren der Klasse K2 angewendet werden [6]. Das Anziehen erfolgt in mindestens zwei Schritten mit einem handbetriebenen oder automatischen Drehschrauber. Im ersten Schritt werden alle Schrauben auf 75 % des Referenz-Drehmomentes M_r angezogen, im zweiten dann auf 110% [6]. Hierbei kann es jedoch schon zu kritischen Vorspannkraften bis hin zur vollen nominellen Fließzugkraft (bei Schrauben 10.9) und zusätzlichen Torsionsschubspannungen aus dem Anziehdrehmoment kommen [42]. Deshalb ist das Drehmomentverfahren nach dem nationalen Anhang zur DIN EN 1993-1-8 [14] **in Deutschland nicht zulässig**.

Kombiniertes Verfahren

Das Anziehen nach dem kombinierten Verfahren ist für die k-Klassen K1 und K2 zulässig und besteht auch aus zwei Schritten [6]. Im ersten Schritt ist, wie beim Drehmomentverfahren, ein Anziehmoment von 75 % des Referenz-Drehmomentes M_r auf alle Schrauben aufzubringen [6]. Für Klasse K1 darf dabei vereinfacht $M_{r,1} = 0,13 * d * F_{p,C}$ angesetzt werden, falls kein genauer k_m -Wert der Garnitur festgelegt ist [6]. Im zweiten Arbeitsschritt wird nun ein festgelegter Weiterdrehwinkel auf den gedrehten Teil der Schraubengarnitur aufgebracht, dazu ist die Lage der Mutter relativ zum Schraubengewinde nach dem ersten Arbeitsschritt zu markieren, um den Weiterdrehwinkel im zweiten Arbeitsschritt leicht aufbringen zu können [6]. Die DIN EN 1090-2 [6] gibt die in Tabelle 3.4 angegebene Weiterdrehwinkel in Abhängigkeit der Gesamtdicke der zu verbindenden Teile an. Der nationale Anhang der DIN EN 1993-1-8 [14] lässt dieses Verfahren als einziges zur Aufbringung der Vorspannkraft $F_{p,C}$ zu, da es ein hohes Sicherheitsniveau liefert und ein Überziehen der Schraube verhindert [42].

Tabelle 3.4: Weiterdrehwinkel beim kombinierten Vorspannverfahren für 8.8 und 10.9 Schrauben nach DIN EN 1090-2 [6]

Gesamtnennndicke „t“ der zu verbindenden Teile (einschließlich aller Futterbleche und Scheiben) <i>d</i> = Schraubendurchmesser	Während des zweiten Anziehschrittes aufzubringender Weiterdrehwinkel	
	Grad	Drehung
$t < 2 d$	60	1/6
$2 d \leq t < 6 d$	90	1/4
$6 d \leq t \leq 10 d$	120	1/3

ANMERKUNG Ist die Oberfläche unter dem Schraubenkopf oder der Mutter (unter Berücksichtigung von gegebenenfalls eingesetzten Keilscheiben) nicht senkrecht zur Schraubenachse, sollte der erforderliche Weiterdrehwinkel durch Versuche bestimmt werden

Verfahren für HRC-Schrauben

Dieses Verfahren gilt nur für HRC-Schrauben. Diese werden in dieser Arbeit nicht betrachtet und auch das Anspannverfahren für HRC-Schrauben ist laut DIN EN 1993-1-8/NA [14] **in Deutschland nicht zulässig**.

Verfahren mit direkten Kraftanzeigern (DTI)

Das Verfahren mit direkten Kraftanzeigern ist theoretisch für alle drei k-Klassen K0, K1 und K2 anwendbar. Bei dem Kraftanzeiger handelt es sich um eine Scheibe mit Überständen in Dickenrichtung, den direkten Kraftanzeigern, welche in der Regel unter dem Schraubenkopf oder der kopfseitigen Scheibe angeordnet wird. Beim ersten „handfesten“ Anziehen der Schraube, in der Regel durch Drehen der Mutter, werden die Kraftanzeiger um ein gewisses Maß zusammengedrückt. Im zweiten Anziehschritt kommt eine spezielle Fühllehre zur Überprüfung des Spaltes des direkten Kraftanzeigers zum Einsatz. Die Schraube ist ausreichend vorgespannt, wenn die Überstände soweit eingedrückt sind, dass die Fühllehre nicht mehr in eine festgelegte Anzahl von Sperrweiten/Spalte eindringen kann. Auch die Anwendung dieses Verfahrens ist nach dem nationalen Anhang der DIN EN 1993-1-8 [14] **in Deutschland nicht zulässig**. Außerdem dürfen direkte Kraftanzeiger nicht bei wetterfesten Stählen eingesetzt werden. (vgl. [6])

Zum Aufbringen der Regelvorspannkraft $F_{p,C}^*$ gibt der nationale Anhang der DIN EN 1993-1-8 [14] drei mögliche Vorspannverfahren an. Da die Regelvorspannkraft $F_{p,C}^*$ kleiner als die Mindestvorspannkraft $F_{p,C}$ ist, darf bei einer Schmierung der k-Klasse K1 die genaue Ermittlung des Referenz-Drehmomentes entfallen und feste Werte für die Anziehmomente verwendet werden, diese sind den entsprechenden Tabellen im Anhang NA.A der DIN EN 1993-1-8/NA [14] zu entnehmen. Die drei dort enthaltenen Vorspannverfahren zum Aufbringen der Regelvorspannkraft $F_{p,C}^*$ werden im Folgenden kurz zusammengefasst: (vgl. [14])

Drehimpuls-Vorspannverfahren

Hierbei müssen die Schraubengranituren mit einem geeigneten Impuls- oder Schlagschrauber mit einer Unsicherheit von weniger als 4% angezogen werden. Zum Aufbringen der Regelvorspannkraft $F_{p,C}^*$ ist der Schrauber auf den Vorspannkraftwert $F_{V,DI}$ aus den entsprechenden Tabellen im NA.A [14] einzustellen, welcher um etwa 10% über der Regelvorspannkraft liegt. Ein proportionales Reduzieren bei kleinerer planmäßiger Vorspannkraft ist zulässig. (vgl. [14])

Modifiziertes Drehmoment-Vorspannverfahren

Dieses Verfahren beruht auf dem Drehmomentverfahren der DIN EN 1090-2 [6] mit zwei Modifikationen. Zum einen darf der erste Anziehschritt beliebig gewählt werden, zum anderen ist für die Regelvorspannkraft $F_{p,C}^*$ das in den entsprechenden Tabellen des NA.A [14] angegebene Anziehmoment M_A aufzubringen. Auch hier ist ein proportionales Reduzieren bei kleinerer planmäßiger Vorspannkraft zulässig und es ermöglicht zudem ein stufenweises Vorspannen und Nachspannen der Schrauben zur Kontrolle oder bei Vorspannkraftverlusten. (vgl. [14])

Modifiziertes kombiniertes Vorspannverfahren

Als Änderung zum kombinierten Vorspannverfahren der DIN EN 1090-2 [6] ist hier im ersten Arbeitsschritt das, in Tabelle NA.A.2 der DIN EN 1993-1-8/NA [14] angegebene, Voranziehmoment $M_{A,MKV}$ aufzubringen. Der erforderliche Weiterdrehwinkel ϑ_{MKV} für den zweiten Schritt ist zudem der Tabelle NA.A.3 [14] zu entnehmen. Mit diesem Verfahren darf nur die Regelvorspannkraft $F_{p,C}^*$ aufgebracht werden. (vgl. [14])

Bei den Versuchen im Rahmen dieser Arbeit und des Forschungsprojektes FOSTA P 1200 [45] wurden/werden die Schrauben nicht mit einem der oben angegebenen Vorspannverfahren angezogen. Wie in Kapitel 4.2.3 ausführlich beschrieben erfolgte die Messung der Vorspannkraft in den Schrauben direkt über spezielle eingeklebte Dehnungsmessstreifen, womit die aktuell vorhandene Vorspannkraft stets genau ermittelt werden konnte.

3.7 Vorspannkraftverluste

In den hochfest vorgespannten Schrauben treten bei gleitfest vorgespannten Verbindungen unweigerlich Vorspannkraftverluste auf. Da die Vorspannkraft bei den gleitfest vorgespannten Verbindungen zusammen mit der Oberflächenbehandlung (beschrieben durch die Haftreibungszahl μ) für die Haftreibung sorgt, sind die Vorspannkraftverluste $\Delta F_{p,C}$ sowohl im Hinblick auf die Tragfähigkeit, als auch die Gebrauchstauglichkeit und Ermüdungsfestigkeit zu betrachten. Der gesamte Vorspannkraftverlust $\Delta F_{c,P,ges}$ setzt sich gemäß (3.8) [40] aus verschiedenen Komponenten zusammen. (vgl. [42] [40])

$$\begin{aligned} \Delta F_{p,C,ges} = & \Delta F_{p,C,Setzen} + \Delta F_{p,C,Relaxation} + \Delta F_{p,C,Losdrehen} \\ & + \Delta F_{p,C,Querkontraktion} + \Delta F_{p,C,Zug} \end{aligned} \quad [40] \quad (3.8)$$

Die erste Komponente beschreibt die Setzungsverluste, diese treten vor allem bei der Verwendung von Beschichtungen und/oder Lackierungen auf und sind dabei von deren Festigkeit und Dicke abhängig. Zudem hängen die Setzungsverluste allgemein von der Passung der Kontaktflächen, der Oberflächenrauigkeit der Bleche und der Anzahl der Trennfugen in der Verbindung ab. Die zweite Komponente berücksichtigt die Relaxation der Verbindung, die dritte ein „zeitlich allmähliches Losdrehen der Schraube unter dynamischer Beanspruchung bei Überschreiten der Grenzgleitkraft bzw. beim Auftreten von Extremwerten in Beanspruchungs-Zeit-Verlauf“ ([40], S.2 im Artikel (S. 918 in Stahlbau 70 (2001), Heft 12)). Weiter haben die elastische Querkontraktion des Klemmpakets unter äußerer Zugscherbeanspruchung und äußere Zugbeanspruchungen der Verbindung Vorspannkraftverluste zur Folge. (vgl. [42] [40])

Untersuchungen mit beschichteten und/oder verzinkten Oberflächen haben zu unterschiedlichen Einflüssen der einzelnen Komponenten geführt. Dabei hat die Art und Dicke der Beschichtung einen entscheidenden Einfluss, die Vorspannkraftverluste aus Setzen und Relaxation sind nach etwa drei Monaten abgeschlossen. Auch die Verkürzung des Klemmpakets durch Querkontraktion hat einen bedeutenden Einfluss, dynamische Beanspruchungen und Gleiten im normativen Bereich von wenigen zehntel Millimetern jedoch nur einen geringen Einfluss auf die Vorspannkraftverluste. (vgl. [40])

Der Verlauf der Vorspannkraftverluste lässt sich in verschiedene Bereiche unterteilen. Im Dauerstandversuch nimmt die Vorspannkraft in den ersten Minuten (bis hin zur 10. Minute) am schnellsten um mehrere Prozent ab, nach 12 h bis 24 h ist der Großteil der anfänglichen Vorspannkraftverluste erreicht. Wie in [40] an gestrahlten und beschichteten Proben getestet und bereits im Abschnitt zuvor erwähnt, nehmen die Verluste aus Setzen und Relaxation nach etwa drei Monaten einen asymptotischen Verlauf an. Bei beschichteten Proben ohne ein Nachspannen der Schrauben sind Vorspannkraftverluste von mehr als 10 % nach drei und mehr Monaten zu erwarten. (vgl. [44] [40])

Im Rahmen dieser Arbeit und des Forschungsprojektes FOSTA P 1200 [45] werden die Vorspannkraften in allen Versuchen gemessen und analysiert. Dies geschieht durch in die Schrauben eingeklebte Dehnungsmessstreifen, die speziell für diese Anwendung entwickelt wurden. Damit können die Schraubenkräfte über die gemessenen Dehnungen genau rückgerechnet werden, nachdem die Kalibrierung jeder einzelnen Schraube erfolgte. Eine ausführliche Beschreibung dazu wird in Kapitel 4.2.3 dieser Arbeit vorgenommen.

4 Versuche zur Ermittlung der Haftreibungszahl μ

4.1 Versuchsumfang

Die experimentellen Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit erfolgten ausschließlich mit der gleitfest beschichteten Reibfläche, welche gemäß der DAST-Richtlinie 007 [1] die einzige zulässige Oberflächenbehandlung für gleitfest vorgespannte Verbindungen mit wetterfestem Baustahl darstellt [1]. Bei der Beschichtung handelte es sich um einen Alkali-Zink-Silikat-Anstrich, auch ASI-Beschichtung genannt, welcher auf die zuvor mit Kugeln oder Sand gestrahlte Oberfläche der Reibverbindung aufgebracht wurde, genaue Informationen zur Probekörperherstellung gibt Kapitel 4.2.2 dieser Arbeit [6].

Die Ermittlung der Haftreibungszahl μ erfolgte nach Anhang G der DIN EN 1090-2 [6] in Form von statischen Versuchen und anschließenden Kriechprüfungen. Danach waren zuerst mindestens vier statisch zügige Versuche und ein regulärer Kriechversuch, bei dem das verzögerte Gleiten gemessen wurde, durchzuführen. Das verzögerte Gleiten beschreibt die Differenz der gemessenen Gleitverschiebungen je Verbindung zwischen 5 Minuten und 3 Stunden unter einer vorgegebenen konstanten Prüflast von 90 % der mittleren statischen Gleitlast F_{Sm} . Bei Einhaltung der vorgegebene Grenzwert des verzögerten Gleitens von 0,002 mm, konnte die Haftreibungszahl μ aus den insgesamt fünf Versuchen mit dem angegebenen Auswerteverfahren ermittelt werden. Überschritt das verzögerte Gleiten den Grenzwert, wurden mindestens drei erweiterte Kriechprüfungen erforderlich. Ziel dieser erweiterten Prüfungen war es, unter einer konstanten Last, welche mit Hilfe der Ergebnisse aller vorherigen Versuche gewählt werden musste, die Verschiebungen über einen längeren Zeitraum (hier: mehrere Wochen) zu ermitteln und nachher mit ausreichender Genauigkeit linear auf eine erwartete Verschiebung nach einer Lebensdauer von 50 Jahren (hier: wegen Anwendung im Brückenbau 100 Jahre) hochzurechnen. Hielt diese extrapolierte Verschiebung den vorgegebenen Grenzwert von maximal 0,3 mm ein, konnte die dazugehörige Haftreibungszahl μ angenommen werden. Bei all diesen Versuchen wurde zudem kontinuierlich die Vorspannkraft in den hochfesten Schrauben gemessen. (vgl. [6])

Neben der Ermittlung der Haftreibungszahl μ nach Anhang G der DIN EN 1090-2 [6] wurden die ersten drei von insgesamt zehn zyklischen Versuchen zur Ermittlung der Ermüdungsfestigkeit und Untersuchung des Einflusses dynamischer Belastungen auf den Reibbeiwert, das Setzungsverhalten und die Vorspannkraft(-verluste) durchgeführt. Die Durchführung aller zehn zyklischen Versuche war in der Bearbeitungszeit dieser Arbeit nicht möglich. Normative Vorgaben zur zyklischen Untersuchung von gleitfest vorgespannten Verbindungen im Allgemeinen und jener mit beschichteten, unbehandelten oder behandelten Oberflächen von wetterfestem Baustahl im Speziellen waren nicht vorhanden. Somit gab es auch keine Versuchsergebnisse, die als Anhaltspunkte dienen konnten.

Die statischen Versuche und Kriechprüfungen zur Ermittlung der Haftreibungszahl μ nach DIN EN 1090-2 Anhang G [6] dieser Arbeit dienen als Referenzversuche für das Forschungsprojekt FOSTA P 1200 „Innovationen zum optimalen Einsatz des wetterfesten Baustahls im Stahl- und Verbundbrückenbau“ [45], da die Haftreibungszahl für eine gestrahlte Oberfläche mit ASI-Beschichtung in der DIN EN 1090-2 [6] bereits mit $\mu = 0,40$ in der Gleitflächenklasse B genormt ist. Abweichungen der experimentell bestimmten

Haftreibungszahl werden untersucht und analysiert. Die dynamische Tragfähigkeit der Verbindung selber ist, wie im Abschnitt zuvor beschrieben, bisher noch nicht vorgegeben oder untersucht worden. Die zyklischen Versuche des beschichteten wetterfesten Baustahls dienen im Rahmen des Forschungsprojektes FOSTA P 1200 [45] zudem als Referenz für die weiteren zyklisch zu untersuchenden Oberflächenbehandlungen des wetterfesten Baustahls.

Tabelle 4.1: Versuchsmatrix dieser Masterarbeit

Versuchsmatrix Masterarbeit: Reibflächen gestrahlt und mit ASI-Beschichtung				
Versuche zur Ermittlung der Haftreibungszahl μ nach DIN EN 1090-2 Anhang G [6]				
1: statisch zügig	V_asi_01	V_asi_02	V_asi_03	V_asi_04
2: regulärer Kriechversuch	V_asi_05			
3: erweiterter Kriechprüfung	V_asi_06	V_asi_07	V_asi_08	
Zyklische Versuche mit Prüfkörpern nach DIN EN 1090-2 [6]				
V_asi_fat_01	V_asi_fat_02	V_asi_fat_03		

4.2 Versuche nach DIN EN 1090-2 Anhang G [6]

4.2.1 Versuchsaufbau

Die grundsätzlichen Rahmenbedingungen des Versuchsaufbaus werden in Anhang G der DIN EN 1090-2 [6] vorgegeben. Dieser schreibt unter anderem die Geometrie und Zusammenstellung der Prüfkörper inklusive der zulässigen Stahlwerkstoffe vor, ausführlich beschrieben in Kapitel 4.2.2. Außerdem sind die zu verwendenden hochfesten Schraubengarnituren, detaillierter ausgeführt in Kapitel 4.2.3, sowie die Prüfmaschine und Prüfverfahren angegeben, letztere werden in Kapitel 4.2.5 genauer erklärt [6].

Die Versuche mussten in einer Zug-Prüfmaschine durchgeführt und das Kraft-Gleit-Verhalten aufgezeichnet werden [6]. Die Probekörper wurden daher senkrecht in die servohydraulisch angetriebene Viersäulen-Universalprüfmaschine der Firma *Schenk* mit einer Nennlast von 630 kN auf Zug (und Druck) und dynamischen Prüflast von 80% der Nennlast auf dem Versuchsfeld des *Instituts für Bauforschung der Fakultät Architektur und Bauingenieurwesen an der TU Dortmund* eingebaut. Die absolut senkrechte und mittige Position des Probekörpers in der Maschine war dabei zur Vermeidung von Exzentrizitätsmomenten und Zwängungen von großer Bedeutung. Das Gleiten der Scherverbindung musste in Krafrichtung als relative Verschiebung zwischen den angrenzenden Punkten ‚b‘ auf einem inneren und ‚a‘ auf einem äußeren Blech ermittelt werden [6]. Die inneren Bleche werden in dieser Arbeit auch als Zugstäbe und die äußeren Bleche als (äußere) Laschen bezeichnet. Die Messung des Gleitens erfolgte für jedes der zwei Enden des Prüfkörpers getrennt und dabei jeweils als Mittelwert der relativen Verschiebungen auf beiden Seiten des Prüfkörpers [6]. Bei den Versuchen dieser Arbeit waren je Prüfkörperende, also je zweischnittiger Scherverbindung, vier Wegaufnehmer über spezielle Halterungen an den Blechen angebracht. Kapitel 4.2.4 enthält detaillierte Informationen zu den Halterungen und der darin befindlichen Messtechnik von insgesamt acht Wegaufnehmern an einem Prüfkörper.

4.2.2 Prüfkörper und Oberflächenbehandlung

Die Geometrie und der Zusammenbau der Prüfkörper ist in Anhang G der DIN EN 1090-2 [6] genau geregelt. Der Prüfkörper besteht aus zwei dickeren inneren Blechen, bzw. Zugstäben, und zwei äußeren Laschen mit der halben Dicke [6]. Die Verbindung von einem der beiden inneren Zugstäbe mit den äußeren Laschen sind zwei Schrauben vorgesehen [6]. Im Rahmen dieser Arbeit wurden Standardprüfkörper nach Abbildung 4.1 mit Schrauben der Größe M20 in Löchern mit einem Durchmesser von 22 mm verwendet. Die inneren Bleche sollen dabei eine Dicke von 20 mm und die äußeren Bleche von 10 mm haben [6]. Um eine gleiche Dicke der inneren Bleche zu gewährleisten, müssen diese fortlaufend vom gleichen Materialstück geschnitten werden [6]. Die inneren Bleche für die durchgeführten Versuche wurden aus Grobblech mit einer Blechdicke von 20,5 mm der Güte EN 10025-5 S355J2WC+N geschnitten. Dabei handelte es sich um einen wetterfesten Baustahl mit einer Mindeststreckgrenze von $R_{eH} = 355 \text{ N/mm}^2$, einem Mindestwert der Kerbschlagarbeit von 27 J bei -20°C und besonderer Kaltumformbarkeit im Lieferzustand normalisierend gewalzt. Die äußeren Laschen besaßen eine Dicke von 10,4 mm und waren aus wetterfestem Baustahl der Güte EN 10025-5 S355J2W+N, also der gleichen Güte wie die dickeren Laschen, bis auf die besondere Kaltumformbarkeit, welche bei den durchzuführenden Versuchen jedoch in keiner Weise von Bedeutung war. Alle Bleche wurden als Sachspende der Firma *voestalpine Grobblech GmbH* in Form von Blechabschnitte mit 2 bis 3 m Länge zur Verfügung gestellt und jeweils aus der gleichen Blech- und Schmelznummer geschnitten. Das Zuschneiden der Blechplatten auf die Abmessungen der Probekörper erfolgte für die dünnen Bleche (10,4 mm) durch Sägen in der Metallbauwerkstatt des *Instituts für Bauforschung der Fakultät Architektur und Bauingenieurwesen an der TU Dortmund* und für die dicken Bleche (20,5 mm) durch Wasserstrahlschneiden in der *Mechanischen Werkstatt der Fakultät Physik an der TU Dortmund*. Die dünneren Laschen besaßen dabei Abmessungen von 100 mm in der Breite und 290 mm in der Länge. Für die dickeren inneren Zugstäbe war auch eine Breite von 100 mm vorgeschrieben, die Länge wurde jedoch nicht näher definiert [6]. Hierbei spielte die Einbausituation in der Prüfmaschine und deren Spannbacken eine Rolle. Die hier verwendeten inneren Bleche (Zugstäbe) besaßen aus Herstellungsgründen eine Länge von 500 mm, was der Breite der gespendeten Blechtafeln entsprach und weiterhin einen problemlosen Einbau in die Prüfmaschine ermöglichte. Um eine vollflächige Pressung der Kontaktflächen gewährleisten zu können, war es sehr wichtig, dass die Kanten der Bleche genau geschnitten und gegebenenfalls nachgearbeitet wurden [6].

Die relativen Verschiebungen der beiden Verbindungen (oben und unten) mussten jeweils zwischen den benachbarten Punkten ‚a‘ und ‚b‘ gemessen werden. Diese befinden sich, wie in Abbildung 4.1 zu erkennen, genau zwischen den beiden Schrauben einer Verbindung [6]. Die Halterungen für die Wegaufnehmer, siehe dazu ausführlich Kapitel 4.2.4, waren somit genau an diesen Punkten zu befestigen. Dazu wurden konische Vertiefungen in die äußeren Laschen an den Punkten ‚a‘ gebohrt, in die die konisch angespitzten Schrauben der Halterungsbügel für die Wegaufnehmer einfassen konnten. An den Punkten ‚b‘ in den inneren Blechen wurden M6 Innengewinde geschnitten, um die Anschläge für die Wegaufnehmer dort mittels einer Schraube fest anschrauben zu können.

Die Bohrung der Schraubenlöcher mit einem Durchmesser von 22 mm erfolgte vor dem Behandeln der Reibflächen. Dabei besaßen die zwei Löcher je Verbindung einen Achsabstand gemäß Abbildung 4.1 von 60 mm und einen Randabstand entgegen der Zugrichtung von 40 mm, sowohl bei den inneren Blechen als auch bei den äußeren

Laschen. Je Lasche mussten somit vier und je Zugstab zwei Löcher mit einem Durchmesser von 22 mm gebohrt werden. Dieser Durchmesser war notwendig, um ein ungewolltes Anliegen der Schraubenschäfte an den Lochleibungen verhindern zu können. Dazu waren die Prüfkörper so zusammenzubauen, dass die Schrauben entgegen der eingeleiteten Zugrichtung anlagen und somit das maximale Lochspiel von 2 mm je Loch ausnutzen konnten, bevor durch das Anlegen an den Lochleibungen zusätzlich ungewollte Trageffekte auftraten [6].

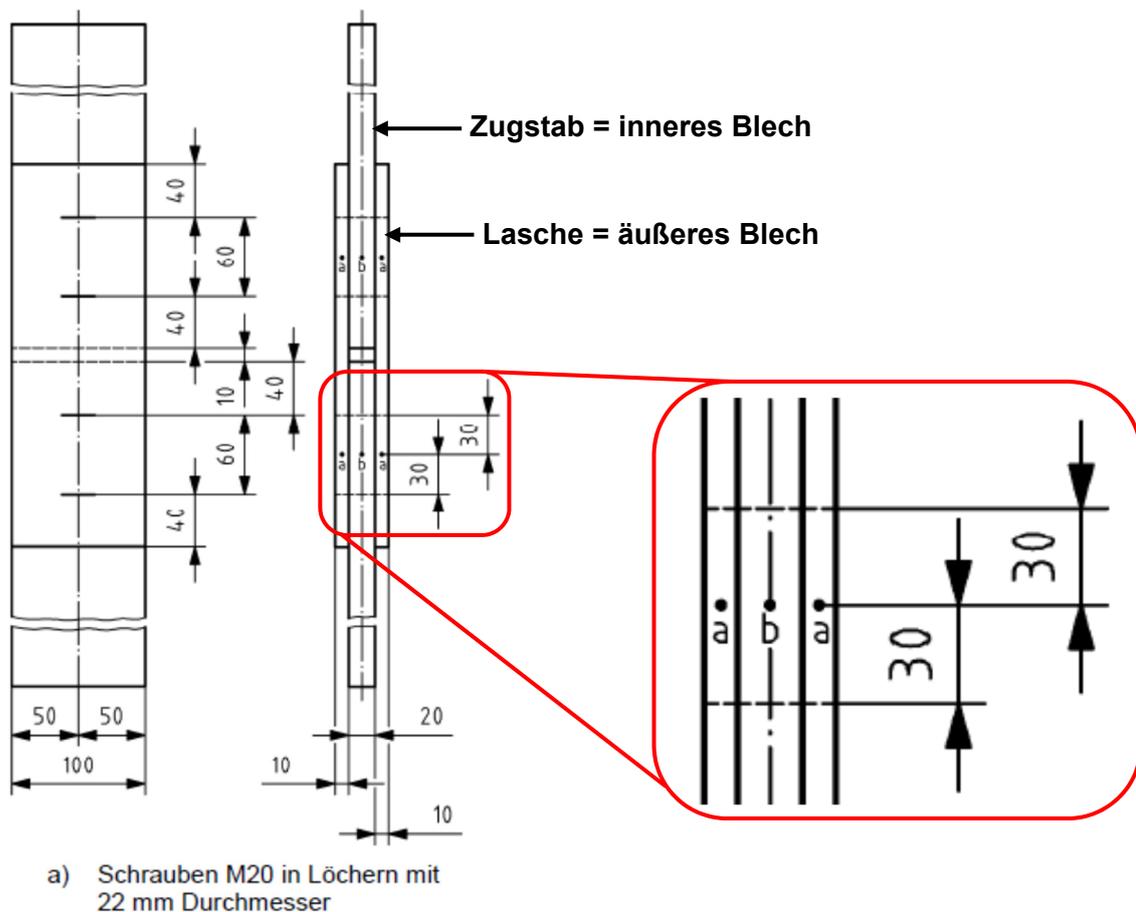


Abbildung 4.1: Standardprüfkörper zur Prüfung der Haftreibungszahl nach DIN EN 1090-2 Anhang G [6]

Nachdem die Bleche normgerecht geschnitten, gebohrt und für die Messtechnik vorbereitet wurden, konnte die Oberflächenbehandlung erfolgen. Dies geschah im *Institut für Korrosionsschutz Dresden GmbH (IKS)* in Dresden, wo die Kontaktflächen des wetterfesten Baustahls gestrahlt und anschließend mit einem Alkali-Zink-Silikat-Anstrich zur Sicherstellung der Gleitflächenklasse B und einer Haftreibungszahl von $\mu = 0,40$ gemäß DIN EN 1090-2 [6] versehen wurden. Als ASI-Beschichtung kam hier das Produkt *Interzinc 697* [28] der Firma *International Farbenwerke GmbH* zu Anwendung, dabei handelt es sich um einen wasserbasierten, alkalischen Zweikomponenten-Grundbeschichtungsstoff auf Zinksilikatbasis [28]. Diese wurde auf die, mit einer mittleren Rauheit von 80 μm bis 100 μm , gestrahlte Oberfläche des wetterfesten Baustahls im Bereich der Kontaktflächen per Hand unter praxisnahen Bedingungen mit dem Pinsel appliziert. Zur Aushärtung musste die Beschichtung fünf Tage bei einer Temperatur von 20°C gelagert werden. Die erforderliche mittlere Schichtdicke lag nach DIN EN 1090-2 [6] bei 50 μm bis 80 μm . Dieser Bereich konnte bei fast allen Blechen erreicht werden, siehe dazu Anhang 8.2A.1. Für die

Prüfung der Haftreibungszahl μ schreibt Anhang G der DIN EN 1090-2 ([6], S.184) jedoch vor:

„Die mittlere Schichtdicke auf den Berührflächen der Probekörper muss mindestens um 25 % dicker sein, als die für den Einsatz im Tragwerk festgelegte Nenndicke.“

Demnach liegt die Mindestdicke einer Beschichtung nach DIN EN 1090-2 [6] bei 62,5 μm , welche jedoch in einigen Fällen nicht erreicht wurde. Da auch viele Bleche eine Beschichtungsdicke von mehr als 70 μm aufwiesen, wurde bei der Zusammenstellung der Prüfkörper versucht, die Mindestdicke von 62,5 μm als Mittelwert der Kontaktflächen von äußeren Laschen und inneren Zugstäben zu erreichen. Die jeweiligen Schichtdicken bei den einzelnen Versuchen sind in den Versuchsauswertungen zu finden. Abbildung 4.2 zeigt einen zusammengestellten Standardprüfkörper mit der beschriebenen ASI-Beschichtung vor dem Zusammenbau.

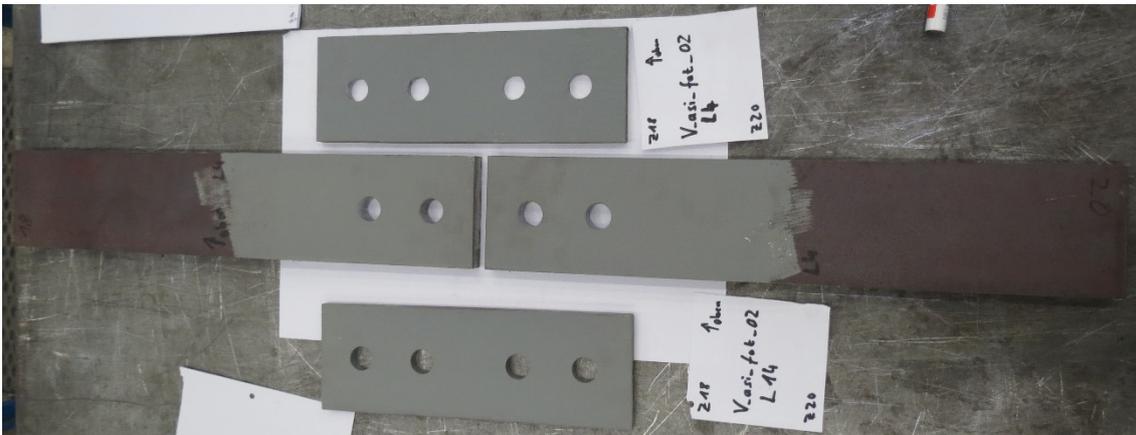


Abbildung 4.2: Bleche eines ASI-beschichteten Standardprüfkörpers

Die ZTV-ING Teil 4 Stahlbau und Stahlverbundbau [48] schreibt in Abschnitt 3 ‚Korrosionsschutz von Stahlbauten‘, Anhang A eine geringere Schichtdicke für die Reibflächen von gleitfesten Verbindungen vor. In der dort enthaltenen Tabelle A 4.3.2 wird für das Erreichen des vorgeschriebenen Reibbeiwertes μ mit einer ASI-Zinkstaub-Beschichtung eine Sollschichtdicke von 40 μm bei einer Oberflächenvorbereitung von Sa 3 mit einem kantigen Strahlmittel vorgeschrieben [48]. Dies gilt für die zugelassenen Beschichtungsstoffe nach TL/TP-KOR-Stahlbauten, Anhang E, Blatt Nr. 85, wozu auch das verwendete *Interzinc 697* [28] zählt [48]. Setzt man diese Schichtdicke als maßgebend für die Anwendung im Stahl- und Verbundbrückenbau voraus, wird auch die Forderung einer 25 % größeren Schichtdicke für die Prüfungen zur Ermittlung der Haftreibungszahl nach Anhang G der DIN EN 1090-2 [6] bei allen untersuchten Laschen und Zugstäben erfüllt.

Im Rahmen des Forschungsprojektes FOSTA P 1200 [45] werden am *Lehrstuhl Stahlbau der TU Dortmund* in Kooperation mit dem *Institut für Korrosionsschutz Dresden GmbH* weitergehend verschiedene unbeschichtete Oberflächen des wetterfesten Baustahls untersucht. Hierzu zählen mehrere gestrahlte und mit schwefelhaltigen wässrigen Lösungen konditionierte (künstlich bewitterte) Oberflächenmodifikationen der Reibflächen, sowie eine Variante mit gestrahlten und frei bewitterten Kontaktflächen. Die Untersuchungen erfolgen in statischen Versuchen und Kriechprüfungen zur Ermittlung der Haftreibungszahl μ nach DIN EN 1090-2 Anhang G [6] und daran angelehnten zyklischen Versuchen. Die angestrebten Ziele des Forschungsvorhabens sind das Erreichen einer

Klasse A-Verbindung mit einer Haftreibungszahl von $\mu \geq 0,50$ mit Verzicht auf eine Beschichtung der Kontaktflächen, sowie die Untersuchung des Ermüdungsverhaltens gleitfest vorgespannter Verbindungen von wetterfestem Baustahl mit den verschiedenen Oberflächenbehandlungen. Zudem werden in allen Versuchen die Vorspannkkräfte in den Schrauben gemessen und analysiert, um Aussagen über die zeitlichen Vorspannkraftverluste treffen zu können.

4.2.3 Schrauben mit applizierten Bolzen-DMS

In den gewählten Standardprüfkörper nach DIN EN 1090-2 Anhang G [6] sind hochfeste Schrauben der Größe M 20 zum Aufbringen der Vorspannkraft vorgesehen. Wie bereits in Kapitel 3.5 beschrieben, wurden für alle Versuche im Rahmen dieser Arbeit M20 x 120 Sechskantschrauben der Festigkeitsklasse 10.9, tZn (feuerverzinkt), verwendet. Es handelte sich hierbei um jene Schrauben, welche schon in der Kurzstudie FOSTA P 1150 [44] vorbereitet und bei den damaligen Versuchen zum Einsatz kamen. Sie wurden damals als Sachspende der Firma *Fuchs Schraubenwerk GmbH* zur Verfügung gestellt.

Die für diese Schraubengröße und Festigkeit angegebene Mindestvorspannkraft $F_{p,c} = 172 \text{ kN}$, näher erläutert in Kapitel 3.6, muss gemäß der Vorgaben aus Anhang G der DIN EN 1090-2 [6] mit einer Abweichung von maximal $\pm 5 \%$ aufgebracht und dabei wie folgt gemessen werden:

„Die Vorspannkraft in den Schrauben muss direkt gemessen werden mit einer Ausstattung, die eine Messunsicherheit von weniger als $\pm 4 \%$ aufweist.“ ([6], S. 184)

Eine genaue Messung der Vorspannkkräfte in den Schrauben wird zudem durch die Forderung bekräftigt, dass die Schrauben gegebenenfalls vor Prüfbeginn erneut mit einer Genauigkeit von $\pm 5 \%$ angezogen werden müssen [6].

In der Kurzstudie FOSTA P 1150 [44] wurden zum Messen der Vorspannkraft und der -Verluste Dehnungsmessstreifen (kurz: DMS) in die verwendeten Schrauben injiziert. Dabei handelt es sich um Bolzen-DMS vom Typ *BTM-6C* der Firma *Preusser-Messtechnik GmbH*, die speziell für Dehnungsmessungen in der Längsachse von Bolzen entwickelt wurden und für Bolzen ab der Größe M10 geeignet sind. Die Messgitterlänge dieses Typs beträgt 6,0 mm bei einer Breite von 1,0 mm. Der Messgitterträger ist 12,0 mm lang und 1,7 mm breit, zu sehen in Abbildung 4.3. Der elektrische Widerstand des Messgitters liegt bei 120 Ohm, die Anschlussdrähte sind ca. 80 mm lang, verdreht und mit Polyurethan isoliert. (vgl. [31])

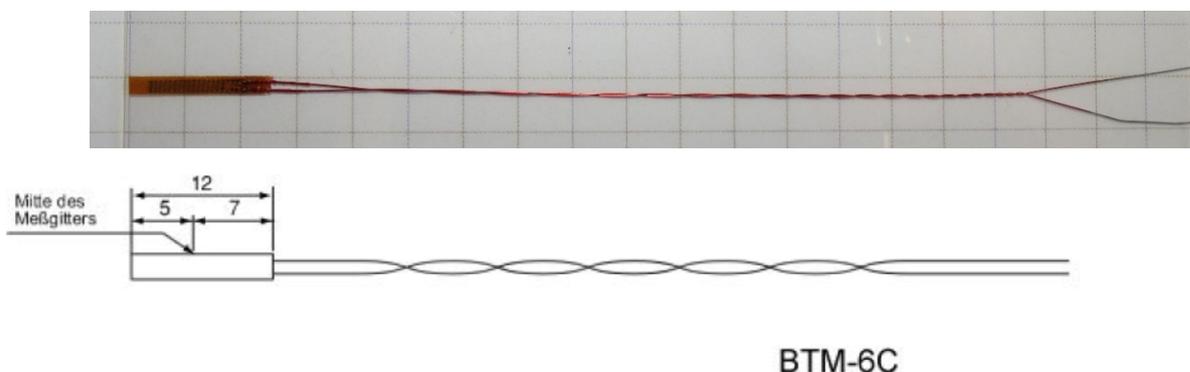


Abbildung 4.3: Bolzen-DMS vom Typ *BTM-6C* der Firma *Preusser-Messtechnik GmbH* [31]

Die Applikation des DMS geschieht über eine mittige Bohrung vom Schraubenkopf aus in den Schaft, im Fall des verwendeten Typs *BTM-6C* der Firma *Preusser Messtechnik* (Trägerbreite 1,7 mm) mit einem vorgeschriebenen Bohrlochdurchmesser von 2,0 mm. Wie Abbildung 4.4 zeigt, bestimmt die gewünschte Lage des DMS die Bohrlochtiefe, wobei der Messgitterträger nicht auf dem Boden des Bohrloches aufstoßen und sich das Bohrloch nur im Schaftbereich der Schraube befinden darf. Weiterhin sollte der DMS so in die Bohrung eingesetzt werden, dass sich das Messgitter in einem Bereich befindet, in dem die hervorgerufenen Dehnungen reproduzierbar gemessen werden können, sprich in einem ausreichend großen Abstand zu den Kräfteinleitungsstellen Schraubenkopf und Gewinde. Nachdem die Bohrung durchgeführt und das Bohrloch gereinigt wurde, erfolgte die Mischung des Spezialklebstoffes A2, welcher aus zwei Komponenten im Mischungsverhältnis 10:1 besteht und speziell für den Einsatz mit den verwendeten Bolzen-DMS des Typs *BTM-6C* vorgesehen ist. Der Klebstoff konnte nun langsam mit einer Spritze (\varnothing 1,1 mm) in das gereinigte Bohrloch gefüllt und der DMS bis zur vorgesehenen Setztiefe eingetaucht werden. Diese betrug hier 40 mm von Oberkante des Schraubenkopfes bis zur Unterkante des DMS-Trägers. Um sie genau zu erreichen, wurden die Anschlussdrähte vor dem Eintauchen an der entsprechenden Stelle abgeknickt und nach dem Eintauchen gegen Auftrieb beschwert. Im Anschluss an das vorgeschriebene Aushärten des Spezialklebstoffes, mindestens 24 h an der Luft und anschließend 3 h bei 140 °C im Ofen, waren die DMS korrekt in den Schrauben appliziert. Eine detailliertere Beschreibung des gesamten Applikationsablaufs ist dem Bericht der Kurzstudie FOSTA P 1150 [44] zu entnehmen. (vgl. [44] [31])

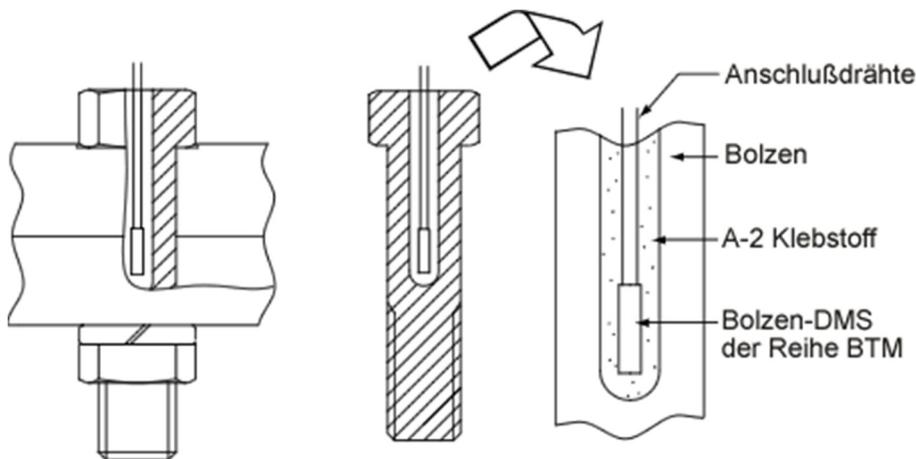


Abbildung 4.4: Applikation des Bolzen-DMS in den Schraubenschaft [31]

Die Lage des DMS in den 120 mm langen M20 Schrauben wurde, wie in Abbildung 4.5 zu erkennen, außerhalb der Scherfugen der GV-Verbindung im Bereich einer Distanzhülse unterhalb des Kopfes im Schaft der Schraube gewählt [44]. Dadurch sollten Störungen bei der Messung der Schraubenkräfte beispielsweise infolge Schiefstellung und darauf resultierender Biegebeanspruchung des Schraubenschaftes verhindert werden [44]. Mit der zusätzliche Distanzhülse wurde die Klemmlänge der Verbindung vergrößert. Untersuchungen zu gleitfesten Verbindungen im Turm- und Mastbau [41] haben jedoch ergeben, dass das Klemmlängenverhältnis keinen Einfluss auf die Höhe der Haftreibungszahl hat. Sie zeigten dabei auch, dass bei einer kleineren Klemmlänge durch den Verzicht auf eine Distanzhülse keine Störungen auftraten, obwohl der DMS in diesem Fall zwangsläufig innerhalb der Verbindung lag [41]. Somit ist es für die weiteren Versuche im Rahmen des Forschungsvorhabens FOSTA P 1200 [45] auch möglich, HV-

Schraubengarnituren nach DIN EN 14399-4 [7] mit einer praktischeren, geringeren Länge, ohne Distanzhülsen und mit den DMS innerhalb der gleitfesten Verbindung zu verwenden.

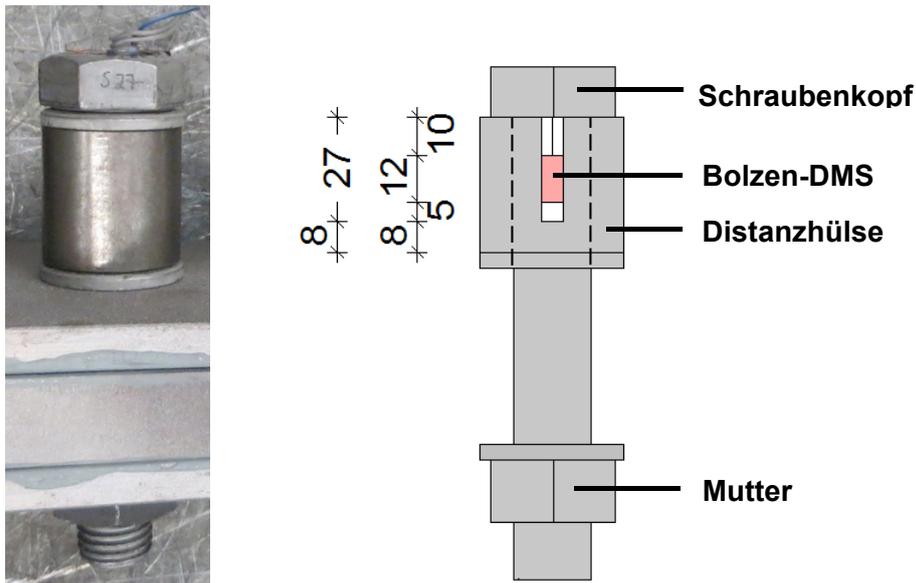


Abbildung 4.5: Lage der Bolzen-DMS im Schraubenschaft

Um nun die Längsdehnungen der applizierten DMS messen und damit später auf die Vorspannkraft schließen zu können, mussten die DMS mit dreiadrigen Kabeln an einen Messverstärker angeschlossen werden. Zum Koppeln der Anschlussdrähte der DMS mit dem Kabel zum Messverstärker wurden Lötstützpunkte auf den Schraubenkopf geklebt. Darauf konnten die Anschlussdrähte des DMS und die Leiter des Kabels wie in Abbildung 4.6 gelötet werden, sodass ein DMS-Draht mit dem ersten Leiter und der andere Draht mit den beiden weiteren Leitern verbunden war.

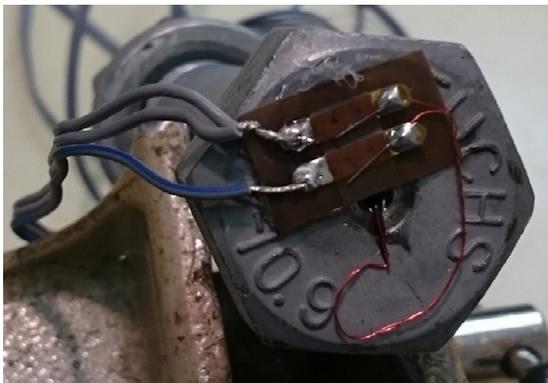


Abbildung 4.6: Lötstützpunkt mit angelöteten Anschlussdrähten (rot) und 3-adrigem Kabel (grau/blau)

Zur Messung der Schraubendehnungen konnten die, mit den DMS verbundenen, dreiadrigen Kabel nun an das dezentrale Messverstärkersystem *CANHEAD* der Firma *HBM* angeschlossen werden. Hierbei wurden die Kabel der vier Schrauben an vier Eingänge des 10-kanaligen *CANHEAD*-Moduls angeklemt. Dieses war mit einem Kommunikationsmaster, hier *MGCplus* der Firma *HBM*, verbunden, der alle angeschlossenen Messsignale verarbeitete.

Um nun von den gemessenen Längsdehnungen der Schraube auf die vorhandene Vorspannkraft schließen zu können, musste jede Schraube einzeln kalibriert werden. Dazu wurden die Schraube mit einer Haltevorrichtung in die Zug-Prüfmaschine gehängt und

kraftgeregelt bis zur vorgeschriebenen Vorspannkraft von $F_{p,C} = 172 \text{ kN}$ gezogen. Da sich die Schraubendehnungen bei dieser Kraft noch im elastischen Bereich befinden, konnte ein reproduzierbares linear-elastisches Kraft-Dehnungs-Verhalten, wie in Abbildung 4.7 zu sehen, beobachtet werden. In diesem Fall wurde beispielsweise bei der Zugkraft von 172 kN eine Dehnung von $2672 \mu\text{m}$ für die untersuchte Schraube gemessen. Durch Eingabe der Schraubenvorspannkraft und dazugehörigen Dehnung in die Messsoftware *Catman* war es somit möglich, stets direkt die aktuell vorhandenen Vorspannkraften in den Schrauben zu kontrollieren. Mit diesem Verfahren der direkten Vorspannkraftmessung konnte sowohl die in der DIN EN 1090-2 Anhang G [6] geforderte Toleranz von $\pm 5 \%$ für die aufgebrachte Vorspannkraft, als auch die Messgenauigkeit von weniger als $\pm 4 \%$ eingehalten werden.

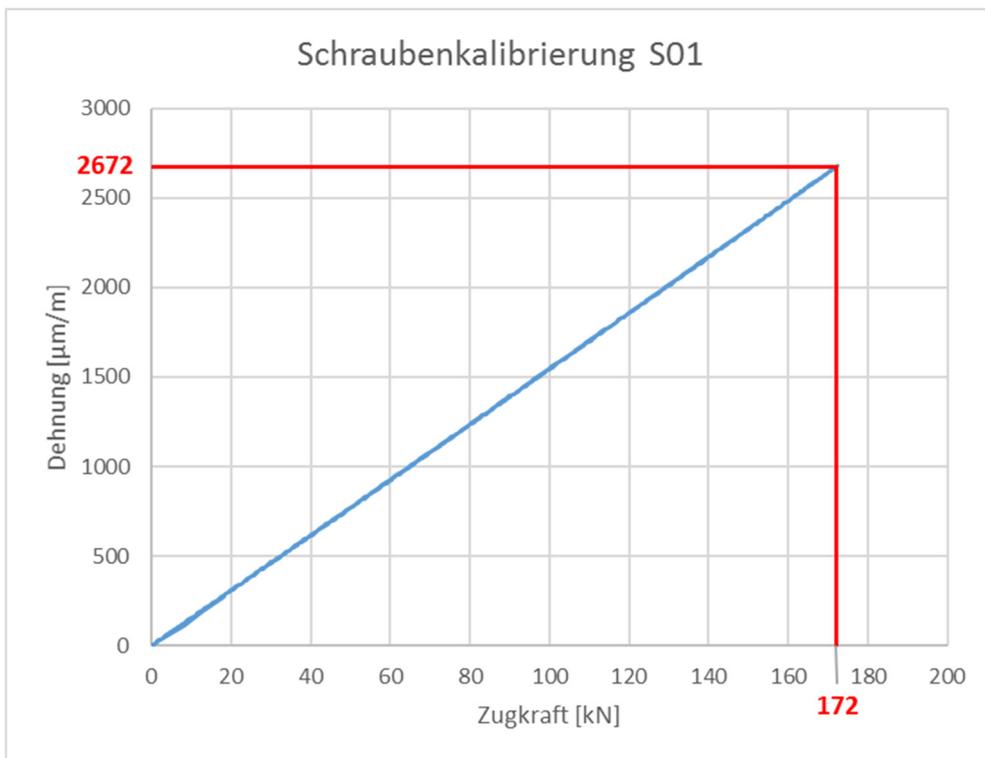


Abbildung 4.7: lineares Kraft-Dehnungs-Verhalten aus Schraubenkalibrierung

4.2.4 Messtechnik

Laut Anhang G der DIN EN 1090-2 [6] muss bei den statisch zügigen Versuchen zur Ermittlung der Haftreibungszahl μ das Kraft-Gleit-Verhalten aufgezeichnet werden. Als Kraft wurde hier die Maschinenkraft der universellen Viersäulenprüfmaschine der Firma *Schenck* mit einer maximalen Prüflast von ± 630 kN gemessen. Dazu konnte das Signal der Maschinenkraft, genau wie das des Maschinenweges, direkt an den zentralen Messverstärker und Kommunikationsmaster *MGCplus* der Firma *HBM* angeschlossen werden.

Als Gleitweg muss gemäß Anhang G der DIN EN 1090-2 [6] die relative Verschiebung zwischen den in Abbildung 4.8 dargestellten angrenzenden Punkten ‚a‘ auf dem inneren und ‚a‘ auf den äußeren Blechen in Belastungsrichtung ermittelt werden. Dabei wird je Verbindung, bzw. Ende des Prüfkörpers, der Mittelwert der Verschiebung auf beiden Seiten des Prüfkörpers als Gleitweg angenommen und für beide Verbindungen getrennt gemessen, die genaue Anzahl der Wegaufnehmer ist dabei jedoch nicht vorgegeben [6]. Die Messungen erfolgten hier, wie schon in der Kurzstudie P 1150 [44], mit induktiven Wegaufnehmern (in Halbbrückenschaltung) der Firmen *Messotron*, *HBM* und *Peekel Instruments* mit einem maximalen Messweg von 5 mm. Die Anbringung der Wegaufnehmer geschah über speziell dafür konstruierte Halterungen, welche über angespitzte Schrauben in die konischen Löcher an die Punkte ‚a‘ auf den äußeren Laschen geklemmt wurden. Die Anschläge für die Wegaufnehmer bildeten T-förmige Stahlbauteile, welche in die eingeschnittenen Innengewinde an den Punkten ‚b‘ der inneren Zugbleche geschraubt wurden. Abbildung 4.9 zeigt sowohl die Halterungen, als auch die Anordnung der Wegaufnehmer am Standardprüfkörper.

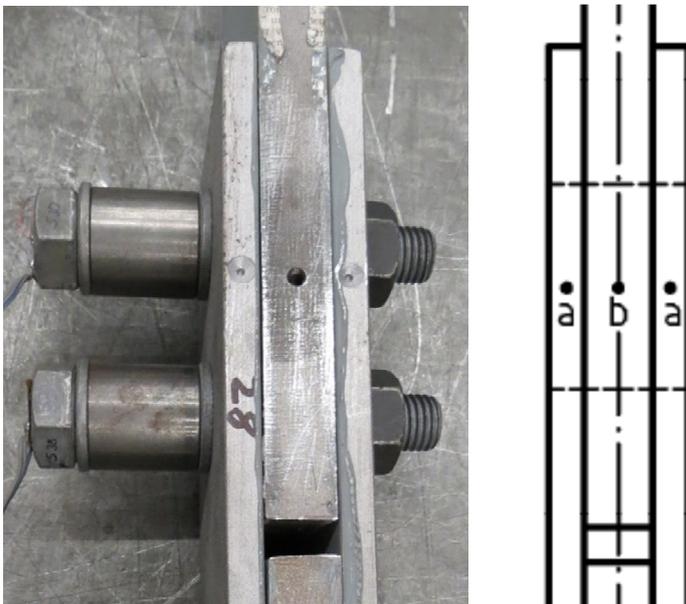


Abbildung 4.8: angrenzende Punkte zur Ermittlung des Gleitweges [6]

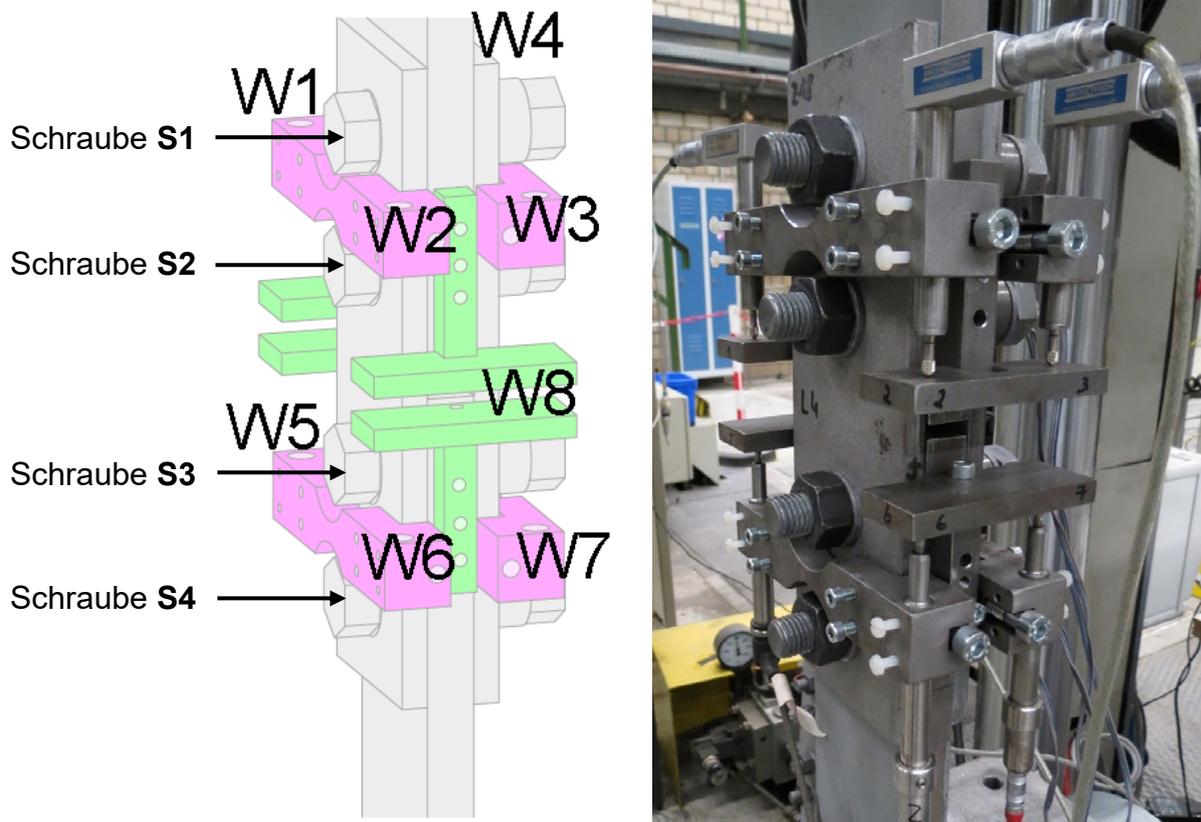


Abbildung 4.9: Halterungen und Wegaufnehmer (linke Zeichnung aus [44])

Das Ziehen an den inneren Zugblechen in den Versuchen führte zu einem Zusammendrücken der Wegaufnehmer, da sich die Anschläge infolge der Zugkraft in Richtung der Halterungen verschoben. Je Verbindung wurden 4 Wegaufnehmer angebracht, was bei zwei Verbindungen je Prüfkörper insgesamt 8 Wegaufnehmer ergab. Die Anordnung von 4 Wegaufnehmern je Verbindung führte zu einer hohen Genauigkeit bei der Verschiebungsermittlung und ermöglichte die Messung von eventuell auftretenden Schiefstellungen. Alle 8 Wegaufnehmer wurden an einen 8-kanaligen Universalmessverstärker vom Typ *QuantumX* der Firma *HBM* angeschlossen, welcher die Messsignale verarbeitete, die Zeit maß und mit dem Kommunikationsmaster *MGCplus* verbunden war.

Die Datenerfassung und Visualisierung aller eingehenden Messsignale aus dem Kommunikationsmaster erfolgte in Echtzeit mit der Software *Catman*. Diese ermöglichte neben der Darstellung der einzelnen Verschiebungen über die Maschinenkraft auch die direkte Berechnung der Mittelwerte, sowohl je Verbindung, als auch je Seite der Verbindungen. Dadurch war eine präzise Versuchsdurchführung mit ständiger Kontrolle aller Messparameter möglich.

Gemessen wurden zusätzlich zu der Zeit, der Maschinenkraft, den Verschiebungen und dem Maschinenweg auch noch die Vorspannkräfte in den Schrauben, um diese einerseits exakt anspannen und andererseits Aussagen über die Vorspannkraftverluste treffen zu können. Die Art und Weise der Vorspannkraftmessung mit injizierten Bolzen-DMS ist ausführlich in Kapitel 4.2.3 beschrieben.

4.2.5 Versuchsdurchführung statische Versuche nach Anhang G [6]

Die Versuchsdurchführung der ersten vier statischen Prüfungen zur Bestimmung der Haftreibungszahl nach DIN EN 1090-2 Anhang G [6] begann schon beim Zusammenbau der Standardprüfkörper.

Dieser besteht, wie in Kapitel 4.2.2 ausführlich beschrieben und in Abbildung 4.1 zu sehen, aus vier Blechen: den beiden dickeren, inneren Zugblechen und den zwei dünneren, äußeren Laschen [6]. Die Vorspannkraft wird über insgesamt 4 hochfeste Schrauben, hier der Größe M20 und Festigkeit 10.9, aufgebracht [6]. Die verwendeten Schrauben und deren Vorbereitung mit injizierten Dehnungsmessstreifen zur Messung der Vorspannkraft sind in Kapitel 4.2.3 näher erläutert.

Zunächst wurde der Standardprüfkörper auf einer exakt ebenen Fläche zusammengebaut, da im späteren Versuch keine ungewollten Verdrehmomente auftreten durften. Dabei war darauf zu achten, dass die beschichteten Kontaktflächen aufeinanderlagen. Die Schraubengarnituren wurden in der Reihenfolge Schraubenkopf, Scheibe, Distanzhülse, Scheibe, Versuchskörper, eine weitere Scheibe und abschließend die Mutter (mit der Beschriftung nach außen) zusammengebaut. Die Fase der flachen Scheiben nach DIN EN 14399-6 [10] musste dabei stets nach außen zum Kopf, bzw. zur Mutter angeordnet sein. Das Anziehen erfolgte zunächst mit einem normalen Maulschlüssel, sodass die Bleche in ihrer Lage gesichert waren und sich beim Transport in die Prüfmaschine nicht verschieben konnten. Abbildung 4.9 zeigt einen zusammengebauten Standardprüfkörper auf dem, im *Institut für Bauforschung* vorhandenen, Scherenwagen.

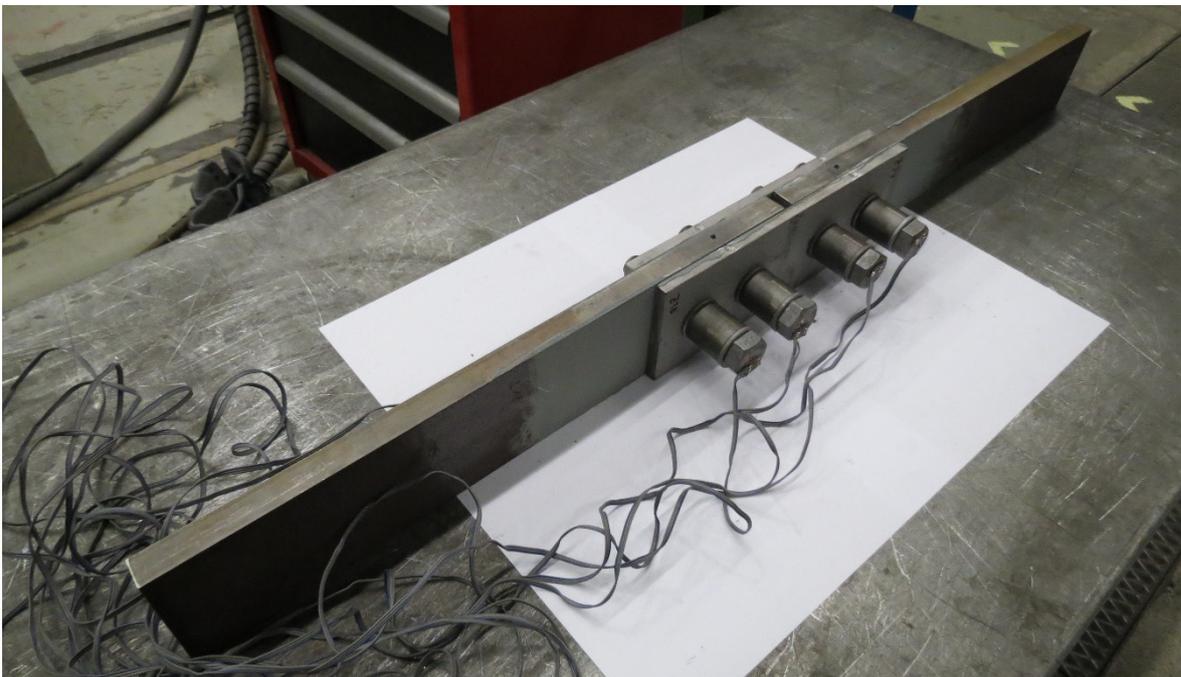


Abbildung 4.10: Zusammengebauter Standardprüfkörper auf Scherenwagen

Nun konnte der Prüfkörper absolut senkrecht in die Prüfmaschine der Firma *Schenck* eingestellt und mit den hydraulischen Spannbacken festgespannt werden. Damit sichergestellt war, dass die Schraubenschäfte nicht in Krafrichtung an den Leibungen der Löcher anliegen und die gesamte Kraft rein über Haftreibung übertragen wird, mussten die Schrauben zu Versuchsbeginn entgegen der eingeleiteten Zugkraft angelegt werden [6]. Um dies zu erreichen, wurden die Schrauben nun wieder gelöst und an der Prüfmaschine

eine minimale Druckkraft von wenigen kN aufgebracht, sodass die Schrauben gemäß Abbildung 4.11 „innen“ an den Lochleibungen der Laschen und „außen“ an denen der Zugbleche anlagen. Anschließend wurden die gelösten Schrauben in dieser Position tariert und handfest angezogen, sodass alle Bauteile in ihrer Lage gesichert waren. Sie konnten nicht mehr verrutschen und die Maschinenkraft wurde wieder auf null gefahren, die Probe war also komplett unbelastet. Nun erfolgte die Anbringung der Halterungen und Anschläge für die Wegaufnehmer gemäß Kapitel 4.2.4 an den angrenzenden Punkten ‚a‘ und ‚b‘ auf den Blechen. Die bereits in den Halterungen befindlichen Wegaufnehmer in der Folge wurden so eingestellt, dass die Taster ausgelenkt waren und den maximalen Messweg von 5 mm erfassen konnten. War dies geschehen, erfolgte das Vorspannen der hochfesten Schrauben.

Dies geschah, wie bereits ausführlich im Kapitel 4.2.3 beschrieben, unter direkter Betrachtung der vorhandenen Vorspannkraft mittels der injizierten und kalibrierten Dehnungsmessstreifen in den Schrauben. Durch das Anziehen der Mutter mit einem großen Steckschlüssel unter stetiger Betrachtung der aktuellen Schraubenkraft wurde schrittweise und möglichst genau auf die benötigte Vorspannkraft von $F_{p,C} = 172 \text{ kN}$ vorgespannt. Die geforderte Genauigkeit von $\pm 5 \%$ von $F_{p,C}$ konnte mit diesem Verfahren ohne weitere Arbeitsschritte erzielt werden.

Waren nun alle vier Schrauben mit der entsprechenden Vorspannkraft versehen, erfolgte das Tariere der Wegaufnehmer und die Messung wurde gestartet. Die DIN EN 1090-2 Anhang G [6] gibt für die Versuchsdauer einer statischen Prüfung 10 Minuten bis 15 Minuten und eine „normale Geschwindigkeit“ ([6], S. 185) vor. Weitere Angaben sind außer der vorgeschriebenen Zug-Prüfmaschine nicht gemacht [6]. In Anlehnung an die Kurzstudie FOSTA P 1150 [44] wurde mit einer Geschwindigkeit von 0,4 mm/min weggeregelt an der Probe gezogen und gleichzeitig das Kraft-Gleit-Verhalten und die Vorspannkraft in den Schrauben mittels der Software *Catman* aufgezeichnet und in Echtzeit visualisiert. Dadurch war eine stetige Kontrolle während der Versuchsdurchführung möglich. Neben der Messung der einzelnen Verschiebungen der Wegaufnehmer erfolgte auch direkt die Berechnung der gemittelten Verschiebung je Verbindung (oben und unten).

Das Ziel der ersten vier statischen Versuche nach DIN EN 1090-2 Anhang G war die Ermittlung von insgesamt 8 individuellen Gleitlastwerten F_{Si} aus den jeweils zwei Verbindungen je Versuchskörper [6]. Dazu gibt Anhang G der DIN EN 1090-2 folgendes Kriterium:

„Als individuelle Gleitlast einer Verbindung F_{Si} wird die Last bezeichnet, bei der ein Gleiten von 0,15 mm auftritt.“ ([6], S.185)

Wie bereits schon mehrfach beschrieben, handelt es sich bei dem Gleiten um den Mittelwert aller gemessenen relativen Verschiebungen zwischen den angrenzenden Punkten ‚b‘ auf dem inneren und ‚a‘ auf den äußeren Blechen einer Verbindung. Eine Verbindung besteht dabei jeweils aus zwei Schrauben, die die beiden äußeren Laschen mit einem der beiden inneren Zugbleche verbinden. Sie ist an einem Standardprüfkörper somit doppelt, oben und unten, vorhanden [6].

Der statische Versuch wurde beendet, als an beiden Verbindungen eine mittlere Verschiebung, sprich ein Gleiten, von mehr als 0,15 mm erreicht war.

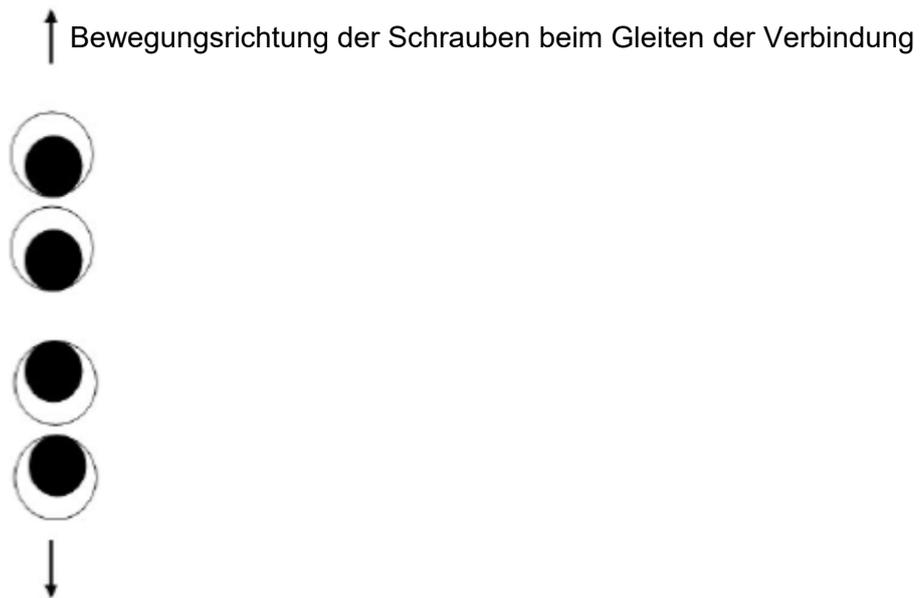


Abbildung 4.11: Position der Schrauben in den Löchern der äußeren Laschen [44]

4.2.6 Versuchsdurchführung reguläre Kriechprüfung nach Anhang G [6]

Nach den ersten vier statischen Versuchen mit normaler Geschwindigkeit schreibt die DIN EN 1090-2 Anhang G [6] für den fünften Prüfkörper eine Kriechprüfung vor, diese wird im Folgenden als reguläre Kriechprüfung bezeichnet.

Der Zusammenbau des Prüfkörpers, der Einbau in die Maschine mit dem Anlegen der Schrauben entgegen der Zugkraft, das Anbringen der Messtechnik und zuletzt das Anspannen der Schrauben auf die erforderliche Vorspannkraft erfolgte exakt wie bei den statischen Versuchen in Kapitel 4.2.5 beschrieben. Auch bei der Zug-Prüfmaschine handelte es sich um dieselbe Viersäulen-Universalprüfmaschine.

Da es sich hierbei um einen Kriechversuch handelte, unterschied sich die Durchführung jedoch entscheidend von der der statischen Versuche. Die DIN EN 1090-2 Anhang G [6] gibt vor, dass der Prüfkörper mit einer konstanten Prüflast, die 90 % der mittleren Gleitlast F_{Sm} aus den vier statischen Versuche entspricht, belastet werden muss. Diese mittlere Gleitlast F_{Sm} wurde zuvor als Mittelwert der acht gemessenen Gleitlasten aus den vier statischen Versuchen bestimmt. Zur Geschwindigkeit der Lastaufbringung gibt die Norm keine Vorgaben, sodass hier eine kraftgeregelte lineare Lastaufbringung in einer Zeit von 6 Minuten gewählt wurde. Danach war die Prüflast konstant zu halten. Bei diesem Versuch musste das verzögerte Gleiten gemessen werden, es wurde also das Zeit-Gleit-Verhalten unter der konstanten Prüflast aufgezeichnet. Als verzögertes Gleiten beschreibt die DIN EN 1090-2 Anhang G [6] den „Unterschied zwischen dem aufgezeichneten Gleiten nach fünf Minuten und nach drei Stunden nach dem Aufbringen der vollen Last“ ([6], S. 185). Bei dem Gleiten handelte es sich hier, wie schon bei den ersten vier statischen Versuchen, um den Mittelwert der gemessenen Verschiebungen je Verbindung, bzw. Prüfkörperende. Die Kriechprüfung gilt als bestanden, wenn das verzögerte Gleiten unter der vollen konstanten Prüflast den angegebenen Grenzwert von 0,002 mm nicht überschreitet. Dies wurde bereits im laufenden Versuch überwacht, indem die in *Catman* ermittelten und aufgezeichneten mittleren Gleitverschiebungen zum Beginn des Gleitzeitraums notiert und im weiteren Verlauf ständig beobachtet wurden. Somit konnte direkt schon während des Versuchs und vor der endgültigen Auswertung der aufgezeichneten Messergebnisse eine Aussage über das Ergebnis erfolgen. (vgl. [6])

Wird der Grenzwert von 0,002 mm überschritten, fordert die DIN EN 1090-2 Anhang G [6] die Durchführung von erweiterten Kriechprüfungen nach G.5 [6]. Die Kapitel 4.2.7 und 4.2.8 dieser Arbeit beschreiben den Versuchsaufbau und die Durchführung der erweiterten Kriechprüfungen. Für die untersuchte beschichtete Kontaktfläche wurde auf Grund der Erkenntnisse aus der Kurzstudie [44] und Untersuchungen von gleitfesten Verbindungen im Turm- und Mastbau [41] erwartet, dass die reguläre Kriechprüfung nicht bestanden werden kann, da die Beschichtungen dort jeweils ein ausgeprägtes Kriechverhalten zeigten.

4.2.7 Versuchsaufbau erweiterte Kriechprüfungen

Nachdem die Auswertung des regulären Kriechversuches am fünften Probekörper, siehe Kapitel 6.3, wie erwartet ergab, dass das verzögerte Gleiten den Grenzwert von 0,002 mm deutlich überschritten hatte, wurden die erweiterten Kriechprüfungen nach DIN EN 1090-2 Anhang G Abschnitt G.5 [6] notwendig. Diese waren demnach an mindestens drei Prüfkörpern mit insgesamt sechs untersuchten Verbindungen durchzuführen. Wie schon bei der regulären Kriechprüfung, siehe Kapitel 4.2.6, musste auch hier das Zeit-Gleit-Verhalten unter einer konstanten Prüflast beobachtet und analysiert werden, näheres dazu in Kapitel 4.2.8. Die Größe der Prüflast war unter Berücksichtigung der Ergebnisse der regulären Kriechprüfung und der weiteren vorausgegangenen Kriechprüfungen zu wählen. (vgl. [6])

Eine über mehrere Wochen konstante Zug-Prüflast konnte nur in einem kraftgesteuerten Versuchsaufbau sichergestellt werden. Da, wie schon bei der Kurzstudie FOSTA P 1150 [44], die Belegung einer hydraulischen Prüfmaschine für mehrere Kriechversuche mit einer Dauer von jeweils mehreren Wochen aus Kapazitätsgründen nicht möglich war, wurde auch hier auf einen, für die Kurzstudie [44] entwickelten, Dauerprüfstand zurückgegriffen. Dieser ist in Abbildung 4.12 dargestellt und bestand aus einer Kragarmkonstruktion mit unterschiedlichen Hebelarmen und einer angehängte physischen Last P . Diese hing in Form von Betonquadern (40x40x90 cm) und Stahlteilen in einem definierten Abstand senkrecht an einem HEB 500 Träger als Kragarm mit einer, vom Auflager aus gesehenen, Gesamtlänge von 4940 mm. Auf der anderen Seite des Auflagers befand sich der Prüfkörper in einem Abstand von 250 mm. Er hing senkrecht in einer Haltevorrichtung unter dem Träger. Diese Vorrichtung bestand oben und unten aus M36 Gewindestangen der Festigkeitsklasse 10.9, wobei die obere mit einer Umlenkkonstruktion an dem HEB 500 befestigt war und an der unteren die Kraftmessdose vom Typ C6 der Firma HBM mit einer maximalen Lastaufnahme von 1000 kN hing. Auf die beiden Gewindestangen waren jeweils von unten und oben U-förmige Klemmbauteile aus zusammengeschraubten Stahlblechen geschraubt. Die U-Bauteile besaßen an den Flanschen jeweils zwei Löcher, durch die zwei M30 Bolzen gesteckt werden konnten. Um die Probekörper nun mit diesen Bolzen zwischen den Halterungen befestigen zu können, mussten an den unbeschichteten Enden der beiden Zugstäbe (inneren Bleche des Probekörpers) jeweils zwei Löcher mit einem Durchmesser von 30 mm in einem Achsabstand von 80 mm gebohrt werden. Somit war es möglich, den zusammengebauten Prüfkörper zwischen die Halterungen zu hängen. Die sich unter der Probe befindliche Kraftmessdose hing an der unteren Gewindestange auf einer Mutter und stützt sich nach oben an zwei U-Profile ab, zwischen denen die Gewindestange nach oben zu den Halterungen verlief. Die U-Profile waren wiederum mit dem, aus zwei IPE 450-Profilen bestehenden, Auflagerrahmen verbunden, wodurch sich die dort eingeleitete Zug-Prüflast mit der Auflagerkraft kurzschließen konnte.

Auf dem HEB 500 war über dem Auflager ein weiteres Profil der Größe HEA 320 mit einer Gesamtlänge von 2800 mm angeschraubt. Dieses diente als Verlängerung des HEB 500 über den Anschlusspunkt der Prüflast hinaus bis hin zur zweiten Stütze des Auflagerrahmens, die 1000 mm von der Auflagerstütze entfernt stand. Auf dieser Stütze war über eine Kopfplatte und vier Gewindestangen der Größe M20 ein hydraulischer Zylinder vorgesehen. Dieser stützte sich nach oben über eine Stahlplatte und Muttern auf die vier Gewindestangen ab und bot somit die Möglichkeit, durch das hydraulische Ausfahren von oben eine vertikale Druckkraft auf das HEA 320 als Verlängerung des HEB 500 aufzubringen. Der Zylinder übernahm mehrere Aufgaben: im Umbauzustand

nahm er die Last auf, sodass der Prüfkörper ein- und ausgebaut werden konnte, außerdem ermöglichte er die genaue Einstellung der Neigung des Kragarmes und somit der Höhe des angehängten Ballasts P. War der Probekörper eingebaut, wurde die Prüflast über langsames Einfahren des Zylinders kontrolliert aufgebracht. Die Sicherung gegen ein plötzliches Durchrutschen des Prüfkörpers und daraus folgenden stoßartigen Auftreffen des Ballastes P auf dem Hallenboden während des laufenden Versuches übernahm nicht der Zylinder selber. Dazu waren neben dem Zylinder gelochte Vollprofile mit Muttern auf den Gewindestangen befestigt und normal dazu ein weiteres quadratisches Vollprofil auf dem HEA 320. Zwischen diesen Profilen ließen sich nun kleine Elastomerlager als Dämpfer und Sicherung legen, ohne dass diese im normalen Zustand eine Last aufnehmen.

Der Ballast P am langen Ende des Kragarms wurde über eine Umlenkkonstruktion gelenkig angehängt, diese bestand aus Gewindestangen der Größen M12 und M16 und gelochten Stahlprofilen. Durch zwei Schäkel ließen sich jeweils zwei Hebegurte fädeln, an welchen der gesamte Ballast P auf zwei Kanthölzern lastete. Über die variable Position der Aufhängekonstruktion konnte ein beliebiger Lasteinleitungspunkt auf dem Kragarm eingestellt werden. Somit war ein Verhältnis der Hebelarme von angehängter Last P (maximal etwa 4850 mm) und Prüfkörper (250 mm) zum Auflager von bis zu 19,5 : 1 möglich. Zusammen mit dem Eigengewicht des HEB 500-Kragarms ließen sich dadurch Prüflasten größer als das 20-fache der angehängten Last erzielen. So konnte eine Prüflast von über 300 kN mit einer physischen Last P in Form von relativ kompakten Betonquadern (40x40x90 cm) und zusätzlichen Stahlgewichten erreicht werden.

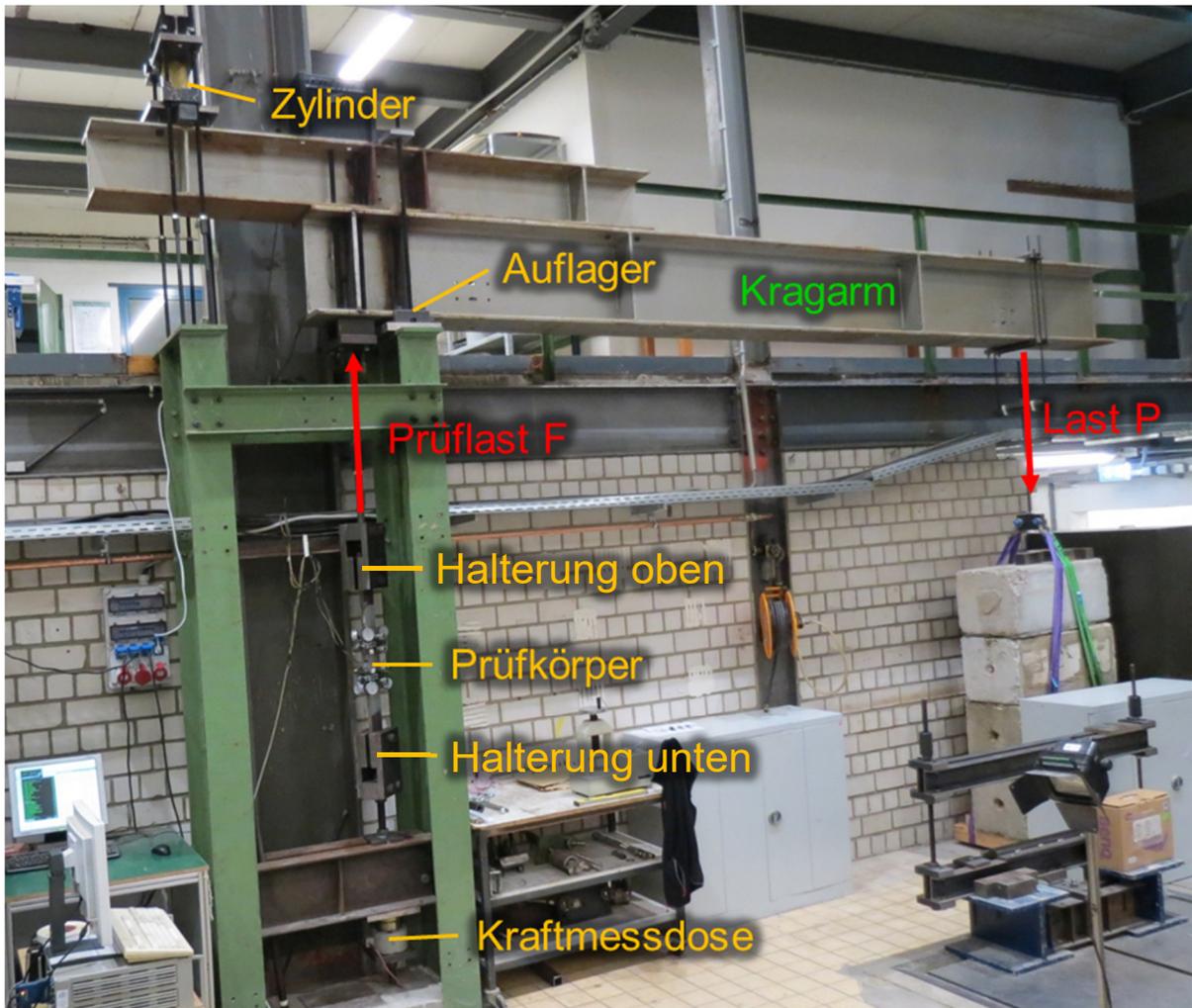


Abbildung 4.12: Versuchsaufbau Dauerstand für erweiterte Kriechprüfungen

Auch bei diesem Versuch wurden die nach Kapitel 4.2.3 mit Dehnungsmessstreifen applizierten Schrauben aus der Kurzstudie [44] zur stetigen Messung der Vorspannkraft und –Verluste verwendet. Als zentraler Messverstärker kam in diesem Fall jedoch ein Vielstellenmessgerät *UPM 60* der Firma *HBM* zum Einsatz. Dieser besitzt Einschübe für jeweils zehn Messsignale, weshalb die DMS der hier verwendeten Schrauben an die vier ersten Kabel eines Zehnereinschubes gelötet wurden. Die Messung der Kraft mittels der Kraftmessdose Typ *C6* der Firma *HBM* mit einer maximalen Lastaufnahme von 1000 kN erfolgte über die erste Position an einen zweiten Einschub. Vor dem Einbau musste die Kraftmessdose zunächst kalibriert werden. Der Messverstärker wurde nun an einen PC angeschlossen, in dem die gemessenen Schraubenkräfte und die Prüflast mittels der Software *Catman* dokumentiert und visualisiert wurden. Damit war sowohl eine genaue Lasteinleitung der Prüflast in den Prüfkörper, als auch die stetige Kontrolle der Prüflast und Vorspannkraft in den Schrauben während des Versuchszeitraums möglich.

Die Messung der Gleitverschiebungen erfolgte auch bei den erweiterten Kriechversuchen an den vier Messpunkten je Verbindung, also insgesamt 8 Punkten, wie in Kapitel 4.2.4 beschrieben. Jedoch wurden die Verschiebungen hier nicht elektronisch mit induktiven Wegaufnehmern wie in den anderen Versuchen gemessen, sondern mit mechanischen Messuhren. Diese waren auf die gewählte Messdauer deutlich geringeren Schwankungen unterlegen, da sie nicht mit einem elektrischen Widerstand messen und unempfindlicher gegenüber Temperaturschwankungen sind. Außerdem standen für die lange

Versuchsdauer nicht genug induktive Wegaufnehmer zur Verfügung, um parallel zum Dauerstandversuch weitere zyklische Versuche nach Kapitel 5 durchführen zu können. Für die Messung der acht Verschiebungen an dem Standardprüfkörper konnten, wie in Abbildung 4.13 zu erkennen, sechs Messuhren mit einer Genauigkeit/Skalenteilung von einem Tausendstel Millimeter (1/1000 mm) der Firma Käfer und zwei Messuhren mit einer Genauigkeit von einem Hundertstel Millimeter (1/100 mm) der Firma Jewels verwendet werden. Zur Befestigung der Messuhren an den Halterungen wurden Messinghülsen in die, für die Wegaufnehmer konzipierten, Löcher gesteckt um die Messuhren darin mit jeweils zwei Schrauben durch Druck auf die Hülsen festzuklemmen. Im Gegensatz zu den elektrischen Wegaufnehmern mussten die mechanischen Messuhren für jede Messung per Auge abgelesen und die angezeigten Verschiebungen in einem Protokoll zusammen mit der von *Catman* angezeigten Messzeit aus dem Messverstärker und der gemessenen Prüflast notiert werden. Zur Häufigkeit der Ablesungen gibt Kapitel 4.2.8 Auskunft.

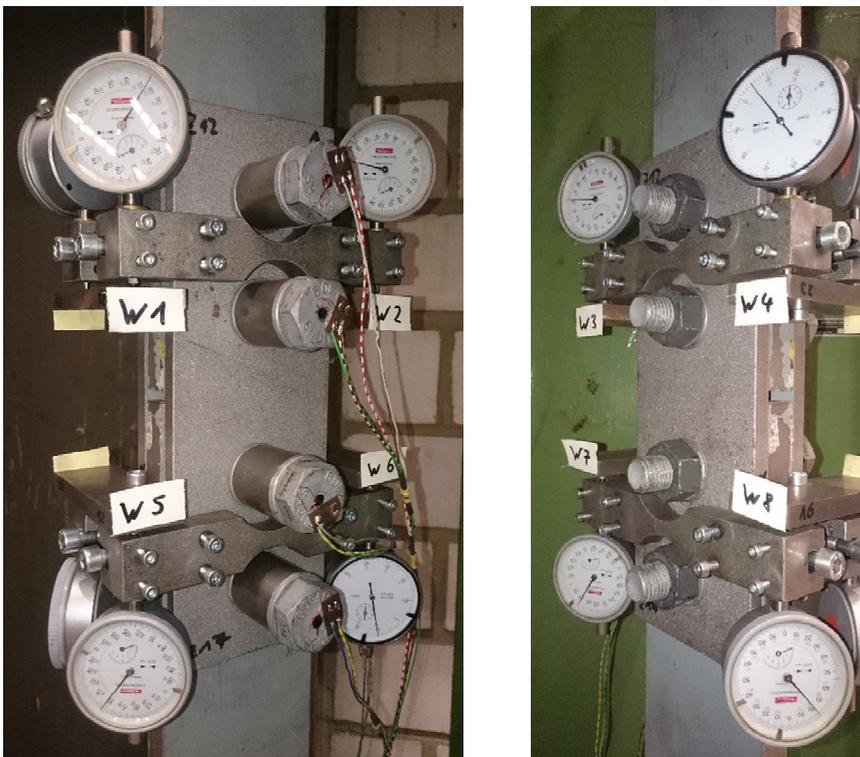


Abbildung 4.13: Anordnung der mechanischen Messuhren bei den erweiterten Kriechprüfungen

4.2.8 Versuchsdurchführung erweiterte Kriechprüfungen nach Anhang G [6]

Gemäß DIN EN 1090-2 Anhang G, Abschnitt G.5 [6] sind, falls erforderlich, mindestens drei erweiterte Kriechprüfungen mit insgesamt 6 Verbindungen durchzuführen. Dies war hier der Fall, da die reguläre Kriechprüfung, siehe Kapitel 6.3, nicht bestanden wurde. Die konstante Prüflast der erweiterten Kriechprüfungen musste sich dabei an den Ergebnissen aller vorangegangenen Kriechprüfungen orientieren. Laut Norm [6] war das Zeit-Gleit-Verhalten während des Versuches unter der gewählten Prüflast zu messen und eine „Verschiebungs-Log Zeit“-Kurve aufzuzeichnen. Das Ziel bestand darin, die Verschiebungen aus dieser Kurve auf die gesamte Lebensdauer des Tragwerks hochzurechnen. Da die untersuchten GV-Verbindungen im Brückenbau zum Einsatz kommen sollen, wurde eine Lebensdauer von 100 Jahren angesetzt. Die DIN EN 1090-2 Anhang G [6] schreibt allgemein 50 Jahre vor. Bei der Hochrechnung der „Verschiebungs-log Zeit“-Kurve auf die Lebensdauer von 100 Jahren mittels einer linearen Extrapolation in Form einer Tangente mit hinreichender Genauigkeit darf die Grenzverschiebung von 0,30 mm nicht überschritten werden. War diese Bedingung mit der gewählten Prüflast erfüllt, durfte die dazugehörige Haftreibungszahl μ als Nennwert der Haftreibungszahl nach DIN EN 1090-2 Anhang G [6] angesetzt werden. Somit legten im Endeffekt die erweiterten Kriechprüfungen nach Abschnitt G.5 der DIN EN 1090-2 Anhang G [6] bei Oberflächenbehandlungen mit ausgeprägten Kriecheffekten, wie in diesem Fall, den Nennwert der Haftreibungszahl μ für die untersuchte Oberflächenbehandlung fest. (vgl. [6])

Bevor mit der Durchführung des Versuches selber begonnen werden konnte, musste der Versuchsstand entsprechend aufgebaut und die Probe zusammengestellt und angespannt werden.

Für den in Kapitel 4.2.7 beschriebenen Versuchsaufbau wurde zunächst die gewünschte Prüflast F in Form des Ballastes P mit einem gewählten Hebelarm an den Kragarm aufgebracht. Dazu erfolgte vorab die Berechnung, wie viel Ballast bei welchem Hebelarm unter Berücksichtigung des Eigengewichtes des Kragarms notwendig war. Als angehängter Grundballast wurden vier Betonquader à 40x40x90 cm gewählt, welche am *Institut für Bauforschung* dauerhaft zur Verfügung standen. Durch die Berechnung und das probeweise Aufhängen ergab sich ein Hebelarm von 4200 mm zum Auflager, was zu einem Verhältnis der Kragarme der angehängten Last P zu der gemessenen Prüflast F am Probekörper (Abstand 250 mm zum Auflager) von 16,8 : 1 führte. Zusammen mit einigen Stahlblechen und dem Eigengewicht des HEB 500-Profil des Kragarms konnte die gewünschte Prüflast von 309,4 kN für den ersten erweiterten Kriechversuch erreicht werden. Die Einstellung der Prüflast erfolgte jedoch nicht mit der eingebauten Probe, da diese nicht schon vorab belastet werden durfte. Vielmehr ersetzte eine über Langmuttern eingeschraubte M36 Gewindestange der Festigkeitsklasse 10.9, deren Länge genau der des Probekörpers entsprach, die Probe inklusive der U-förmigen Halterungen. Der Ballast P wurde zunächst auf den zwei Kanthölzern mit den bereits umgeschlungenen Hebegurten auf dem Boden stehend mit einem Gabelstapler aufgestapelt. Anschließend konnten die Schlaufen am anderen Ende der Hebegurte in die Schäkel der Hängebügel am Kragarm eingehängt werden. Nachdem alle Sicherungsmuttern an der Kraftmessdose um ein gewisses Maß gelöst waren, erfolgte die Ausrichtung und das Ausfahren des Zylinders am anderen Ende des Kragarms durch händisches Pumpen der Hydraulikpumpe. In diesem Zustand nahm der Zylinder folglich die gesamte Kraft auf und die Kraftmessdose zeigte keine Kraft an. Hing der Ballast P in der gewünschten Höhe über dem Boden, konnte die Mutter unter der Kraftmessdose angezogen werden, sodass sich diese auf die U-Profile

des Auflagerrahmens abstützen und belastet werden konnte. Durch das Einfahren des Zylinders erfolgte nun die Aufbringung und genaue Einstellung der Prüflast auf die Gewindestangen und Kraftmessdose. War die gewünschte Prüflast exakt erreicht, konnte der Zylinder wieder hydraulisch ausgefahren und gesichert werden. Dieser nahm die Last nun wieder alleine auf, sodass die Kraftmessdose eine Kraft von Null anzeigte. Anschließend wurde die nun unbelastete Gewindestange aus- und die U-förmigen Halterungen für den Standardprüfkörper im entsprechenden Abstand eingebaut, sodass der Prüfkörper genau dazwischen passte.

Der Zusammenbau des Standardprüfkörpers erfolgte, wie in Abbildung 4.14 zu erkennen, auf einem vollständig ebenen Spannfeld in unmittelbarer Nähe des Versuchsstandes. Bei den Schrauben handelte es sich um bereits in der Kurzstudie [44] vorbereitete und verwendete Schrauben gemäß Kapitel 4.2.3, welche, wie in Kapitel 4.2.7 beschrieben, an den Messverstärker angeschlossen waren. Vor dem Einbau erfolgte die Kalibrierung der Schrauben in dieser Konfiguration. Um das geforderte Anliegen der Schrauben entgegen der eingeleiteten Zugkraft im Versuch zu erreichen, wurde der Probekörper bei diesen Versuchen mit einer langen Schraubzwinde zusammengedrückt. Dies geschah unter wiederholtem Wackeln der Schrauben, damit sich diese auch wie gewünscht entgegen der Zugrichtung anlegten und nicht in der liegenden Position des Prüfkörpers senkrecht zur Zugrichtung verkanteten. Nun konnte die Messung der Schraubenkräfte nach Eingabe der Kraft-Dehnungs-Verhältnisse aus der Kalibrierung der einzelnen Schrauben gestartet werden. Die Schraubenkräfte wurden im gelockerten Zustand tariert und anschließend unter ständiger Beobachtung der in Echtzeit gemessenen Vorspannkraft mit einem großen Steckschlüssel schrittweise und abwechselnd auf die gewünschte Vorspannkraft von $F_{p,C} = 172 \text{ kN}$ angezogen. Dies geschah im eingespannten Zustand auf dem Spannfeld mittels einer Klemmvorrichtung, damit die Probe beim Vorspannvorgang nicht umkippte.

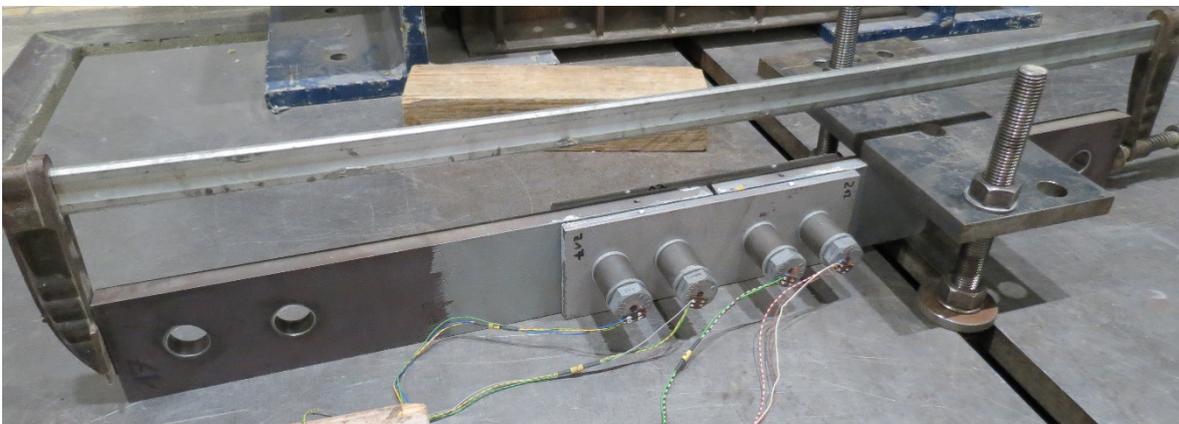


Abbildung 4.14: Zusammenbau des Standardprüfkörpers liegend auf dem Spannfeld

Die Untersuchungen im Rahmen der Kurzstudie FOSTA P 1150 [44] ergaben, dass ein Nachspannen der hochfesten Schrauben nach einem, bzw. wenigen Tagen und vor Beginn der Belastung zu einer höheren Tragfähigkeit der Verbindung führte, da die Vorspannkraftverluste während der ersten 12 Stunden am größten sind. Aus diesem Grund wurden auch die Schrauben der ersten beiden erweiterten Kriechversuche nachgespannt. Dies geschah nach Analyse der Vorspannkraftverluste unter ständiger Beobachtung der aktuellen Vorspannkraft in Echtzeit am Computer nach etwa einem Tag. Zur Verifizierung der Wirksamkeit des Vorspannens wurde beim dritten erweiterten Kriechversuch darauf verzichtet und die Schrauben erst unmittelbar vor Beginn der Lastaufbringung auf die erforderliche Vorspannkraft von $F_{p,C} = 172 \text{ kN}$ angezogen. Genaue Angaben der

gemessenen Vorspannkraftverluste ohne und mit Belastung und der Zeitpunkt des Nachspannvorgangs sind der Versuchsauswertung der erweiterten Kriechversuche in Kapitel 6.4 zu entnehmen.

Nun konnte der Prüfkörper vom Spannfeld gelöst und in die Halterungen/Klemmbauteile eingebaut werden. Dazu wurde zunächst das obere Zugblech mit den zwei M30 Bolzen durch die beiden Löcher (30 mm) in die obere Halterung eingehängt, sodass beide Bolzen direkt in Zugrichtung ohne Schlupf anlagen und bei der Aufbringung der Last kein Durchrutschen an den Halterungen auftreten konnte. Genau aus diesem Grund wurde auch nach dem Einstecken der Bolzen der unteren Halterung in die Löcher des unteren Zugstabes zunächst die Sicherungsschraube der Kraftmessdose oberhalb der U-Profile gelöst. Somit hing das Gewicht der Halterungen inklusive Gewindestangen und der Kraftmessdose an der Probe und die Bolzen lagen auch hier entsprechend ohne Schlupf an. Nach dem Festziehen aller Bolzen in den Klemmbauteilen war die Probe fertig eingebaut und es erfolgte der Einbau der Halterungen mit den Messuhren und deren Anschläge an den angrenzenden Punkten ‚b‘ auf den inneren Zugblechen und ‚a‘ auf den äußeren Laschen des Prüfkörpers. Alle Messuhren wurden so eingestellt, dass sie Kontakt mit den Anschlägen hatten und anschließend durch Anziehen der entsprechenden Schrauben fest in die Messinghülsen eingeklemmt. Dabei war genau auf die Stärke der Einklemmung zu achten, da die Messuhren einerseits unverschieblich festgehalten werden sollten, sich die Taster der Messuhren andererseits unbedingt noch ungehindert eindrücken lassen mussten. Bei einer zu starken Klemmkraft wurden auch die Taster eingeklemmt und die Messuhren hätten nicht oder ungenau gemessen. Nachdem alle Messuhren ordnungsgemäß eingebaut waren, konnten sie tariert und die Probe in ihre endgültige Position gedreht werden.

Vor dem Beginn der Lastaufbringung wurden die Sicherungen am Zylinder gelöst und dieser ausgefahren, sodass der Ballast P am Ende des Kragarms in einer entsprechenden Höhe hing, um auch die elastischen Dehnungen der Gewindestangen, Halterungen und des Probekörpers selber zurücklegen zu können, ohne direkt auf dem Boden aufzustehen.

Da die Dauermessung schon zwecks Vor- und Nachspannen der Schrauben lief, konnte diese einfach weitergelaufen. Durch das Anziehen der Mutter unterhalb der Kraftmessdose wurde nun eine erste geringe Last auf den Prüfkörper und die Kraftmessdose aufgebracht, während die angehängte Last weiter im ausgefahrenen Zylinder hing. Das kontrollierte Ablassen des hydraulischen Druckes bewirkte nun das langsame Einfahren des Zylinders und somit das Aufbringen der Prüflast auf den Probekörper unter ständiger Kontrolle der gemessenen Prüflast. Bei dem ersten erweiterten Kriechversuch betrug die Prüflast 309,4 kN, was einer Haftreibungszahl von $\mu = 0,45$ und 75 % der mittleren statischen Kriechlast F_{Sm} entsprach. Der zweite und dritte Versuch wurde mit einer Prüflast von 330 kN entsprechend einer Haftreibungszahl von $\mu = 0,48$ und 80 % von F_{Sm} geführt. War die volle Prüflast erreicht, konnte die angezeigte Messzeit notiert, die Messuhren abgelesen und die angezeigten Verschiebungen im Versuchsprotokoll niedergeschrieben werden. Zusätzlich wurden die angezeigten Schraubenkräfte notiert. Dieser Ablesevorgang erfolgte in den folgenden Stunden in größer werdenden Zeitabständen von wenigen Minuten bis hin zu 20 Minuten nach ca. 3 Stunden unter Volllast. Da in diesem Zeitraum, wie in Kapitel 6.4 zu sehen, die größten Kriechverschiebungen auftraten, wurde das Ableseintervall in der Folge auf mehrere Stunden ausgeweitet. In den Tagen zwei und drei nach Lastaufbringung erfolgte die Ablesung jeweils dreimal am Tag, danach reichte eine täglich aus. Außerdem wurde im ersten Versuch nach etwa einem Tag die Dauermessung mit einer Frequenz von

0,1 Hz (also alle 10 Sekunden) auf eine periodische Messung alle 900 Sekunden (15 Minuten) umgeschaltet. Im zweiten erweiterten Kriechversuch erfolgte die Umstellung der Dauermessung mit 1 Hz Messfrequenz auf eine periodische Messung alle 60 Sekunden nach etwa eineinhalb Stunden und eine weitere Erhöhung der Periode auf 900 Sekunden (15 Minuten) nach mehreren Tagen. Beim dritten Versuch folgte nach etwa dreistündiger Dauermessung mit 1 Hz die periodische Messung alle 300 Sekunden (5 Minuten). Die Auswertung der erweiterten Kriechversuche ist in Kapitel 6.4 zu finden.

5 Ermüdungsversuche zur Untersuchung der zyklischen Tragfähigkeit

5.1 Motivation und Ziele

Das Ziel des Forschungsprojektes FOSTA P 1200 [45] ist der optimale Einsatz des wetterfesten Baustahls im Stahl- und Verbundbrückenbau. Bei diesen Brückenbauwerken handelt es sich in der Regel auf Grund des darauf einwirkenden Verkehrs um ermüdungsbeanspruchte Konstruktionen. Die zu untersuchenden gleitfest vorgespannten Verbindungen der Klasse C im Grenzzustand der Tragfähigkeit zeichnen sich durch eine deutlich höhere Ermüdungsfestigkeit im Vergleich zu anderen geschraubten Scher-/Lochleibungsverbindungen oder Schweißverbindungen aus [45]. So gibt die DIN EN 1993-1-9 [15] in Tabelle 8.1, Konstruktionsdetail 8 für symmetrische zweischnittige Verbindungen mit hochfesten vorgespannten Schrauben, wie sie bei gleitfest vorgespannten Laschenverbindungen vorliegen, den Kerbfall 112 vor. Die Spannungsschwingbreite ist dabei am Bruttoquerschnitt zu ermitteln [15]. Der Kerbfall 112 liegt deutlich über den maßgebenden Kerbfällen von Scher-/Lochleibungs-, Schweiß- oder geschraubten Stirnplattenverbindungen [15]. Für den im Rahmen des Forschungsprojektes [45] untersuchten wetterfesten Baustahl sind bisher jedoch nur wenige Ermüdungsversuche an gleitfest vorgespannten Laschenverbindungen durchgeführt worden. Gleichwohl darf auch hier der in Abbildung 5.1 gezeigte Kerbfall 112 [15] angesetzt werden, wobei laut DAST-Richtlinie 007 [1], wie schon in Kapitel 3.3 beschrieben, lediglich die ASI-Beschichtung für die Kontaktfläche zulässig ist. Versuchswerte für diese beschichtete Oberfläche des wetterfesten Baustahls fehlen jedoch noch, weshalb die zyklischen Versuche im Rahmen dieser Masterarbeit als Referenzversuche für das Forschungsvorhaben FOSTA P 1200 [45] durchgeführt wurden. Andere Oberflächenmodifikationen des wetterfesten Baustahls gemäß Kapitel 4.2.2 wurden bisher weder auf deren statische Tragfähigkeit, noch auf die Ermüdungsfestigkeit und das allgemeine Verhalten unter zyklischer Belastung untersucht. Dies geschieht nach dieser Masterarbeit im weiteren Verlauf des Forschungsprojektes [45].

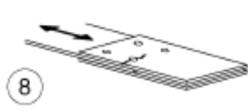
112		8) Symmetrische zweischnittige Verbindung mit hochfesten vorgespannten Schrauben.	8) $\Delta\sigma$ ist am Bruttoquerschnitt zu ermitteln.
		8) Symmetrische zweischnittige Verbindung mit vorgespannten Injektionsschrauben	8) ... Bruttoquerschnitt ...

Abbildung 5.1: Kerbfall 112 aus der DIN EN 1993-1-9, Tabelle 8.1, Konstruktionsdetail 8 [15]

Bei den Ermüdungsversuchen wird laut Forschungsantrag des Projektes FOSTA P1200 [45] der Einfluss der zyklischen Beanspruchung auf den Reibbeiwert, das Setzverhalten und die Vorspannkraftverluste erfasst und ausgewertet. Ziel ist es außerdem, unter hinreichender statistischer Genauigkeit Aussagen über die zyklische Tragfähigkeit der beschichteten Reiboberfläche treffen zu können. Als Abbruch-Kriterium der zyklischen Versuche wird neben dem Bruch der Probe eine Grenzverschiebung von 0,30 mm je Verbindung in den gewählten Standardprüfkörpern nach DIN EN 1090-2 Anhang G [6] angesetzt. Diese Grenzverschiebung ist dort [6] für die erweiterten Kriechversuche zur Hochrechnung der Verschiebung auf die gesamte Lebensdauer des Bauwerks (hier 100 Jahre) angegeben, siehe dazu auch Kapitel 4.2.8. Bei den Ermüdungsversuchen mit der

beschichteten Oberfläche wird außerdem der sogenannten „Lock-Up Effekt“ erwartet. Demnach treten zu Versuchsbeginn relativ große Verschiebungen auf, die in der Folge immer weniger ansteigen und sich eventuell sogar asymptotisch einer Endverschiebung annähern. Während der Versuche erfolgt zudem die kontinuierliche Messung der Vorspannkraft und –Verluste mit den DMS-injizierten Schrauben gemäß Kapitel 4.2.3. Laut Forschungsantrag [45] ist die Oberlast im Dauerschwingversuch mit konstanter Schwingbreite zunächst gleich der statistisch ausgewerteten Tragfähigkeit nach den statischen Versuchen und Kriechversuchen im Dauerstand zu wählen. Die Unterlast soll 10 % der Oberlast betragen, woraus ein Schwingbreitenverhältnis von $R = 0,1$ resultiert. Für die Variation der Oberlast in den darauffolgenden Versuchen gibt der Forschungsantrag [45] folgende Vorgabe: „Die Oberlast wird in Anlehnung an das Treppenstufenverfahren gem. DIN 969 bei den folgenden Probekörpern so lange variiert, bis die zyklische Tragfähigkeit der unter hinreichender Genauigkeit mit einer entsprechenden statistischen Absicherung bestimmt werden kann.“ ([45], AP 4.3, keine Seitenzahl vorhanden). Insgesamt sind in Arbeitspaket 4.3 des gesamten Forschungsvorhabens FOSTA P 1200 [45] je untersuchter Oberflächenmodifikation (gestrahlt und beschichtet, konditioniert (3x) und freibewittert) zehn zyklische Versuche mit den Standardprüfkörpern nach DIN EN 1090-2 Anhang G [6] vorgesehen. (vgl. [45])

5.2 Versuchsaufbau und –Vorbereitung der zyklischen Versuche

Der Aufbau der zyklischen Versuche glich grundsätzlich dem der statischen Versuche gemäß Kapitel 4.2.1. Auch diese Versuche wurden in der servohydraulisch angetriebenen Viersäulen-Universalprüfmaschine der Firma *Schenk* mit einer Nennlast von 630 kN auf Zug (und Druck) und dynamischen Prüflast von ca. 500 kN (80% der Nennlast) auf dem Versuchsfeld des *Instituts für Bauforschung der Fakultät Architektur und Bauingenieurwesen an der TU Dortmund* durchgeführt. Die maximale dynamische Prüflast reichte für alle durchgeführten Zugschwellversuche aus. Es wurde, wie in den statischen Versuchen und Kriechprüfungen, die gestrahlte und mit einem Alkali-Zink-Silikat-Anstrich in einer Dicke von 50 µm bis 80 µm der Gleitflächenklasse B mit einer nach DIN EN 1090-2 [6] genormten Haftreibungszahl von $\mu = 0,40$ untersucht. Auch als Probekörper kam der Standardprüfkörper nach DIN EN 1090-2 Anhang G [6] zum Einsatz. Ausführliche Informationen zu den Prüfkörpern und der Oberflächenbehandlung sind in Kapitel 4.2.2 zu finden.

Als hochfeste Schraubengarnituren und zur Messung der Vorspannkraft und –Verluste während des Vorspannvorgangs und des gesamten Versuches wurden auch bei den zyklischen Versuchen die mit Bolzen-DMS applizierten Schrauben aus der Kurzstudie [44] gemäß Kapitel 4.2.3 verwendet. Die Kalibrierung erfolgte, wie dort beschrieben, vor jedem Versuch erneut, um etwaige Schädigungen aus vorangegangenen Versuchen ausschließen zu können.

Die Gleitverschiebungen wurden unter der zyklischen Belastung in der Prüfmaschine mit derselben Messtechnik wie bei den statischen Versuchen gemessen. Kapitel 4.2.4 enthält detaillierte Informationen dazu und zur verwendeten Hardware (Messverstärker, Kommunikationsmaster) und Software (*Catman*).

5.3 Versuchsdurchführung zyklische Versuche

Die Durchführung der zyklischen Versuche begann exakt wie die der statischen Versuche schon mit dem senkrechten Einbau des Prüfkörpers in die Prüfmaschine. Danach wurden die Schrauben analog zu der Durchführung in Kapitel 4.2.5 gelöst, der Probekörper durch einen leichten Druck der Maschine zusammengefahren, sodass die Schrauben entgegen der Zugkraft an den Lochleibungen anlagen. Nach dem Tariieren der Schrauben erfolgte ein erstes Anziehen mit einem Maulschlüssel, sodass alle Bauteile gegen Verrutschen gesichert waren. Nun konnten die Halterungen mit den Wegaufnehmern und deren Anschläge, ausführlich beschrieben in Kapitel 4.2.4, genau wie bei den statischen Versuchen nach Kapitel 4.2.5 eingebaut, ausgerichtet und festgeschraubt werden. Hierbei war es auf Grund der dynamischen Belastung umso wichtiger, dass alle Bauteile möglichst fest angeschlossen waren, wobei drauf geachtet werden musste, die Halterungen nicht durch zu festes Anziehen der daran befindlichen Schrauben zu zerstören. Anschließend erfolgte das schrittweise und abwechselnde Vorspannen der M20 Schrauben mit einem großen Steckschlüssel unter ständiger Kontrolle der vorhandenen Vorspannkraft in Dauermessung am Messrechner. Vor dem Beginn der Lastaufbringung wurden die Wegaufnehmer und die auf null gefahrene Maschinenkraft tariert und die Dauermessung in der Messsoftware *Catman* von *HBM* am Messrechner mit einer Messfrequenz von 60 Hz gestartet. Dabei war zu beachten, dass die Anzahl der Zyklen nur vom Rechner der Prüfmaschine mit der Steuerungssoftware der Firma *Instron* gezählt und angezeigt werden konnte, dieser lief jedoch unabhängig von dem Rechner, auf dem *Catman* die angeschlossenen Messgeräte und –Verstärker auswertete, sowie die Maschinenkraft und den Maschinenweg aufzeichnete. Durch regelmäßige Vergleiche der in *Catman* gemessenen Zeit und von der Prüfmaschine gezählten Zyklenzahl konnte später in der Auswertung, siehe Kapitel 7, auf diese zurückgerechnet werden.

Die Aufbringung der zyklischen Belastung erfolgte in mehreren Schritten. Zunächst wurde, während die Dauermessung in *Catman* lief, die Maschinenkraft mit einer linearen Rampe in 6 Sekunden auf die Oberlast gefahren. War diese erreicht, erfolgte das Anfahren der ermittelten Mittellast mit einer linearen Rampe in einer Zeit von drei Sekunden. Nun konnte die sinusförmige zyklische Belastung mit einer Schwingfrequenz von 1 Hz gestartet werden, während die Dauermessung mit einer Messfrequenz von 60 Hz weiterlief. Dies führte zu einer Datenmenge von 60 Werten je Schwingspiel, bzw. Zyklus. Nach ein paar Hundert Zyklen wurde die Dauermessung auf Grund der hohen Datenmenge mit relativ geringer Aussagekraft gestoppt und die Schwingfrequenz schrittweise auf mehrere Hz hochgefahren, beim ersten Ermüdungsversuch zunächst auf 3 Hz und später auf 6 Hz, beim zweiten und dritten Ermüdungsversuch direkt auf 6 Hz, bzw. 5 Hz. War die gewünschte Schwingfrequenz erreicht, konnte die periodische Messung in *Catman* gestartet werden, während die Anzahl der Zyklen durchgängig von der Prüfmaschine mitgezählt und angezeigt wurde. Die Messung erfolgte in einem periodischen Abstand von anfangs 60 s, bzw. 300 s und nach einer weiteren Umstellung alle 900 s, bzw. 1800 s. Die Messfrequenz betrug dabei 300 Hz, was beispielsweise bei einer Schwingfrequenz von 6 Hz zu einer Datenmenge von 50 Werten für ein Schwingspiel je Periode, also eine Hysterese, führte. Bei der periodischen Messung wurde somit nach jeder Periode ein Schwingspiel gemessen und in die Datenbasis geschrieben. Da *Catman* weiterhin nur die Zeit und nicht die Anzahl der Zyklen aufgezeichnete, war es zu Beginn einer periodischen Messung zwingend erforderlich, die Zyklenzahl genau synchron zum Zeitpunkt der ersten periodischen Messung in *Catman* zu notieren. Danach konnte die Anzahl der Zyklen mit der bekannten

Schwingfrequenz der Prüfmaschine und Periodendauer der Messung für die nächsten Perioden hochgerechnet werden. Es gab technisch keine andere Möglichkeit bei einer periodischen Messung auf die genaue Anzahl der aufgebrauchten Zyklen/Schwingspiele schließen zu können.

Neben dem Ermüdungsbruch der Probe lag das Abbruch-Kriterium für die zyklischen Versuche bei dem Erreichen der Grenzverschiebung von 0,3 mm je Verbindung, gewählt in Anlehnung an die maximale Verschiebung in den erweiterten Kriechprüfungen. Wurde diese Verschiebung nach 5 Millionen Schwingspielen (Zyklen) in einem Versuch nicht erreicht, konnte dieser mit der entsprechenden Schwingbreite als Durchläufer angesetzt werden. Um dies zu verifizieren, erfolgte im Anschluss an den durchgelaufenen zyklischen Versuch ein statischer Nachversuch. Dieser wurde wie die statischen Versuche nach DIN EN 1090-2 Anhang G gemäß Kapitel 4.2.5 durchgeführt. Der Prüfkörper blieb dabei, ohne die Schrauben auf die festgelegte Vorspannkraft von $F_{p,C} = 172 \text{ kN}$ nachzuspannen, in der Prüfmaschine eingebaut. Lediglich die Maschinenkraft wurde wieder komplett auf null gefahren und die Wegaufnehmer in dieser Position tariert. Anschließend konnte weggeregelt an dem Standardprüfkörper gezogen und das Kraft-Gleit-Verhalten aufgezeichnet werden. Ziel war es auch, den vermuteten „Lock-Up Effekt“, das „Festreiben“ der Reibflächen in den Scherfugen durch die aufgebrauchte Zugschwellbelastung, belegen zu können. Bei den gerissenen Proben erfolgte die Bruchanalyse unter Berücksichtigung der einzelnen gemessenen Verschiebungen und Vorspannkraft vor und während des Versagens.

6 Auswertung der Versuche zur Ermittlung der Haftreibungszahl μ

6.1 Auswertung nach DIN EN 1090-2 Anhang G [6]

Sowohl die einzelnen Auswertungen der vier statischen Versuche, der regulären Kriechprüfung im fünften Versuch und der mindestens drei erforderlichen erweiterten Kriechprüfungen, als auch das Vorgehen zur statistisch fundierten Bestimmung des Nennwertes der Haftreibungszahl μ aus den ermittelten Versuchsergebnissen sind in Anhang G der DIN EN 1090-2 [6] genau vorgegeben. Im Folgenden wird der Ablauf der Auswertung allgemein beschrieben, bevor die anschließenden Kapitel die detaillierte Auswertung der einzelnen Versuche vornehmen.

Zunächst erfolgt die Ermittlung der individuellen Gleitlasten F_{Si} aus den ersten vier statischen Versuchen. Dabei handelt es sich um die Last, bei der eine mittlere Gleitverschiebung von 0,15 mm je Verbindung zwischen den angrenzenden Punkten ‚b‘ auf dem inneren und ‚a‘ auf den äußeren Blechen in Richtung der aufgebracht Zugkraft auftritt. Dazu muss das aufgezeichnete Kraft-Gleit-Verhalten für jede Verbindung ausgewertet werden, was bei zwei Verbindungen je Prüfkörper zu insgesamt acht individuellen Gleitlasten F_{Si} führt. Nun wird daraus der Mittelwert gebildet, da 90 % dieser mittleren Gleitlast F_{Sm} die konstante Prüflast für den fünften Versuch darstellt. Bei diesem ist als regulären Kriechprüfung das verzögerte Gleiten zu messen. Hierbei handelt es sich um die Differenz der Gleitverschiebungen im Zeitraum zwischen fünf Minuten und drei Stunden nach dem Aufbringen der beschriebenen konstanten Prüflast. Hält diese die vorgegebene Grenzverschiebung von maximal 0,002 mm ein, gilt der Versuch als bestanden und die Ergebnisse der insgesamt fünf Versuche können nach Abschnitt G.6 der DIN EN 1090-2 Anhang G [6] statistisch zu einem charakteristischen Wert der Haftreibungszahl μ ausgewertet werden. Der charakteristische Wert ist dann auch als Nennwert der Haftreibungszahl μ anzunehmen. Tritt dieser Fall ein, sind keine weiteren Versuche notwendig. Wird die Grenzverschiebung von 0,002 mm in der regulären Kriechprüfung jedoch überschritten, müssen mindestens drei erweiterte Kriechprüfungen nach Abschnitt G.5 der DIN EN 1090-2 Anhang G [6] durchgeführt werden. Dabei sind die Standardprüfkörper mit einer konstanten Prüflast über einen längeren Zeitraum zu belasten. Die Prüflast muss jeweils unter Berücksichtigung der Ergebnisse aller vorangegangenen Kriechversuche, sowohl der regulären, als auch der erweiterten Kriechprüfungen, bestimmt werden. Bei den Versuchen ist das Gleit-Zeit-Verhalten in Form von „Verschiebungs-log Zeit“-Kurven aufzuzeichnen, mit dem Ziel, die Gleitverschiebung je Verbindung auf die gesamte Lebensdauer des Tragwerks hochrechnen zu können. Da die hier untersuchten Verbindungen primär im Brückenbau zum Einsatz kommen sollen, wird eine Lebensdauer von 100 Jahren angesetzt. Die Hochrechnung soll durch eine lineare Extrapolation der „Verschiebungs-Log Zeit“-Kurve mittels einer angelegten Tangente mit hinreichender Genauigkeit erfolgen. Hält die erwartete Verschiebung bei beiden Verbindungen eines Probekörpers die vorgegebene Grenzverschiebung von maximal 0,30 mm unter einer gewählten konstanten Prüflast über die gesamte Lebensdauer ein, darf die dazugehörige Haftreibungszahl als Nennwert der Haftreibungszahl μ für die untersuchte Oberflächenbehandlung, hier die ASI-Beschichtung auf gestrahlter Oberfläche, angenommen werden. (vgl. [6])

Die Ermittlung der Einzelwerte der Haftreibungszahl μ_i geschieht für alle Versuche gemäß (6.1) aus der DIN EN 1090-2 Anhang G, Abschnitt G.6 [6] über die Division der gemessenen

individuellen Gleitlast F_{Si} durch das Vierfache der für die Schraube festgelegten Vorspannkraft $F_{p,C}$. Der Faktor 4 im Nenner setzt sich dabei aus der Anzahl der Schweißnähte n (hier: $n = 2$) und der Anzahl der Schrauben, in diesem Fall zwei Schrauben je betrachteter Verbindung, zusammen.

$$\mu_i = \frac{F_{Si}}{4 * F_{p,C}} = \frac{F_{Si}}{n \text{ (hier = 2) } * \text{Anzahl Schrauben (hier = 2) } * F_{p,C}} \quad [6] \quad (6.1)$$

Wie bereits in der Kurzstudie FOSTA P 1150 [44] wird auch hier bei den statischen Versuchen, siehe Kapitel 6.2, zusätzlich zur Haftreibungszahl μ gemäß der DIN EN 1090-2 Anhang G [6] der sogenannte „slip factor“ μ^* ermittelt. Dieser Faktor besitzt keine deutsche Bezeichnung und wird hierzulande auch nicht verwendet. Er kommt jedoch außerhalb Deutschlands zum Einsatz und berechnet sich ähnlich wie die Haftreibungszahl μ , deren englische Bezeichnung „slip coefficient“ oder „coefficient of friction“ lautet [44]. Die Berechnung von μ^* erfolgt nach (6.2) bezogen auf die aktuelle Vorspannkraft $F_{p,C,akt}$ in den Schrauben, indem diese als Mittelwert der gemessenen Vorspannkraften bei Erreichen der Gleitverschiebung von 0,15 mm je Verbindung die Mindestvorspannkraft $F_{p,C}$ im Nenner ersetzt [44].

$$\mu^* = \frac{F_{Si}}{n * \text{Anzahl Schrauben} * F_{p,C,akt}} \quad [45] \quad (6.2)$$

Da die aktuelle Vorspannkraft $F_{p,C,akt}$ auf Grund der Vorspannkraftverluste unterhalb der Mindestvorspannkraft $F_{p,C}$ liegt, ist der „slip factor“ μ^* folglich größer als die Haftreibungszahl μ . Bei den durchgeführten Versuchen konnten die aktuellen Vorspannkraften über die applizierten Bolzen-DMS gemessen werden. Dies ist mit den vorgeschriebenen Vorspannverfahren in der Praxis jedoch nicht möglich. Die in Deutschland anzusetzende Haftreibungszahl μ unterschätzt somit die tatsächliche Tragfähigkeit der gleitfest vorgespannten Verbindung und liegt damit auf der sicheren Seite.

6.2 Auswertung der statischen Versuche nach DIN EN 1090-2 Anhang G [6]

6.2.1 V_asi_01: erster statischer Versuch

Die durchschnittliche Schichtdicke der Alkali-Zink-Silikat-Beschichtung auf den Kontaktflächen betrug bei dem ersten Versuch 63,3 μm . Die Lastaufbringung erfolgte weggeregelt mit einer Geschwindigkeit von 0,30 mm/min bei einer Messfrequenz von 2 Hz.

Wie in Abbildung 6.2 zu erkennen, erreichten alle Wegaufnehmer der oberen Verbindung (MW1234 = Mittelwert W1 bis W4) die maßgebende Gleitverschiebung von 0,15 mm zu einem ähnlichen Zeitpunkt zwischen 410 s und 450 s, im Mittel bei 431,50 s. Zu diesem Zeitpunkt lag die Zugkraft der Prüfmaschine als erste individuelle Gleitlast gemäß Abbildung 6.1 und Abbildung 6.3 bei $F_{S1} = 385,19 \text{ kN}$, was einer Haftreibungszahl von $\mu = 0,56$ entsprach. Die Vorspannkraft in den Schrauben S1 und S2 betrug dabei im Mittel $F_{p,C,akt,o} = 158,31 \text{ kN}$, somit ergab sich ein „slip factor“ von $\mu^* = 0,61$. Die untere Verbindung (MW5678 = Mittelwert W5 bis W8) erreichte den mittleren Gleitweg von 0,15 mm bei einer deutlich höheren Gleitlast von $F_{S2} = 442,91 \text{ kN}$ nach 953,50 s. Daraus resultierte eine Haftreibungszahl von $\mu = 0,64$ und, bei der aktuellen mittleren Vorspannkraft von $F_{p,C,akt,u} = 157,40 \text{ kN}$, ein „slip factor“ von $\mu^* = 0,70$. Die Vorspannkraftverluste bei Erreichen der Gleitverschiebung von 0,15 mm lagen bei beiden Verbindungen bei etwa 8 %.

Die Analyse des Kraft-Gleit-Verhaltens in Abbildung 6.1 zeigt in Verbindung mit dem Zeit-Gleit-Verhalten nach Abbildung 6.2 einerseits, dass die obere Verbindung nach dem Erreichen des Grenzgleitweges auf Grund des Überschreitens der Haftreibung durchrutschte, bis die Schrauben nach einer Verschiebung von etwa 2 mm an der Laibung der Löcher im Zugstab anlagen und die Kraft dadurch wieder gesteigert werden konnte. Dies ist sowohl an dem steilen Anstieg des Gleitweges von W1 – W4 in den Zeit-Gleit-Kurven, als auch dem ausgeprägten Plateau in der Kraft-Gleit-Kurve zu erkennen. Gleichzeitig kam es in der unteren Verbindung (W5 – W8) zu einem zwischenzeitlichen Abflachen der Zeit-Gleit-Kurven, sowie dem kurzen ersten Plateau in der Kraft-Gleit-Kurve, gefolgt von einem zweiten Anstieg der Kraft.

Daneben deuten die zu Beginn leicht steileren Anstiege der Zeit-Gleit-Kurven der Wegaufnehmer W1, W3, W6 und W8, die sich jeweils diagonal gegenüberliegen, darauf hin, dass es beim Einbau der Probe zu leichten Schiefstellungen kam. Diese mussten zunächst kompensiert werden. Das erklärt auch, warum der Wegaufnehmer W8 den Grenzgleitweg schon kurz nach den Wegaufnehmern W1 - W4 und deutlich vor den restlichen Wegaufnehmern W5 – W7 der unteren Verbindung erreichte, sich diesen jedoch nach dem durchrutschen der unteren Verbindung, sprich dem Überschreiten der Grenzgleitverschiebung der Wegaufnehmer W5 – W7, wieder annäherte.

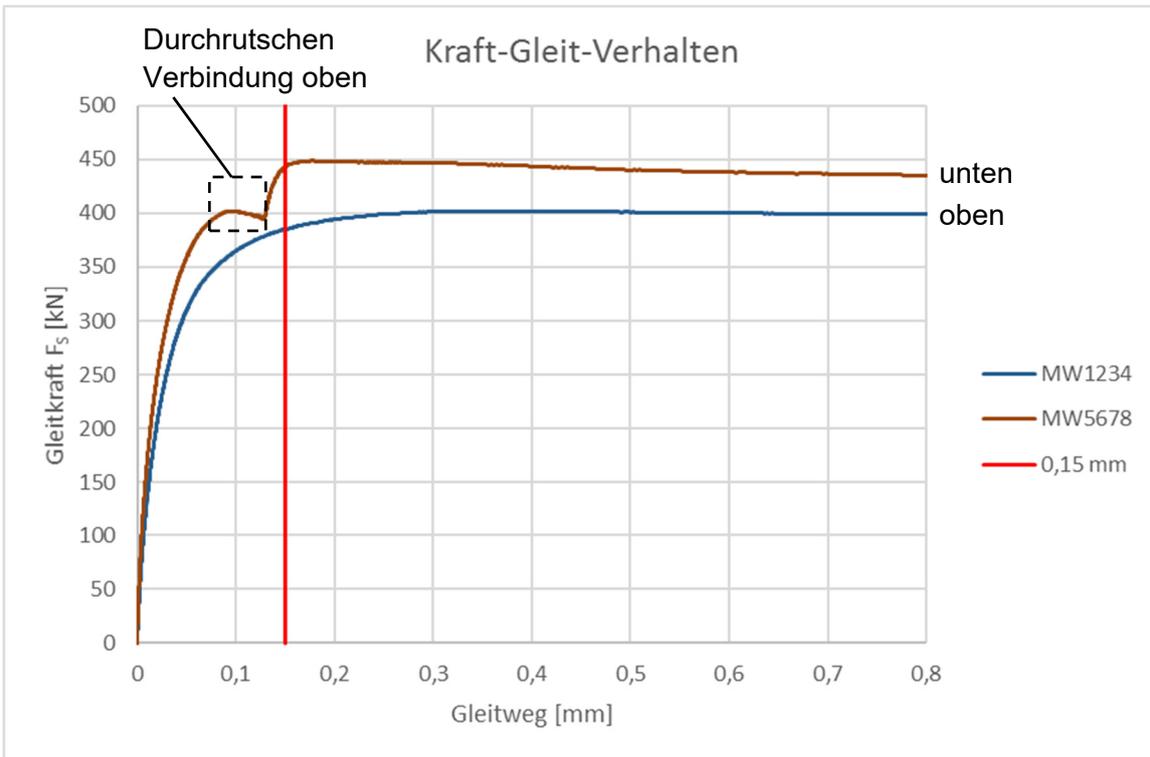


Abbildung 6.1: Kraft-Gleit-Verhalten V_{asi_01}

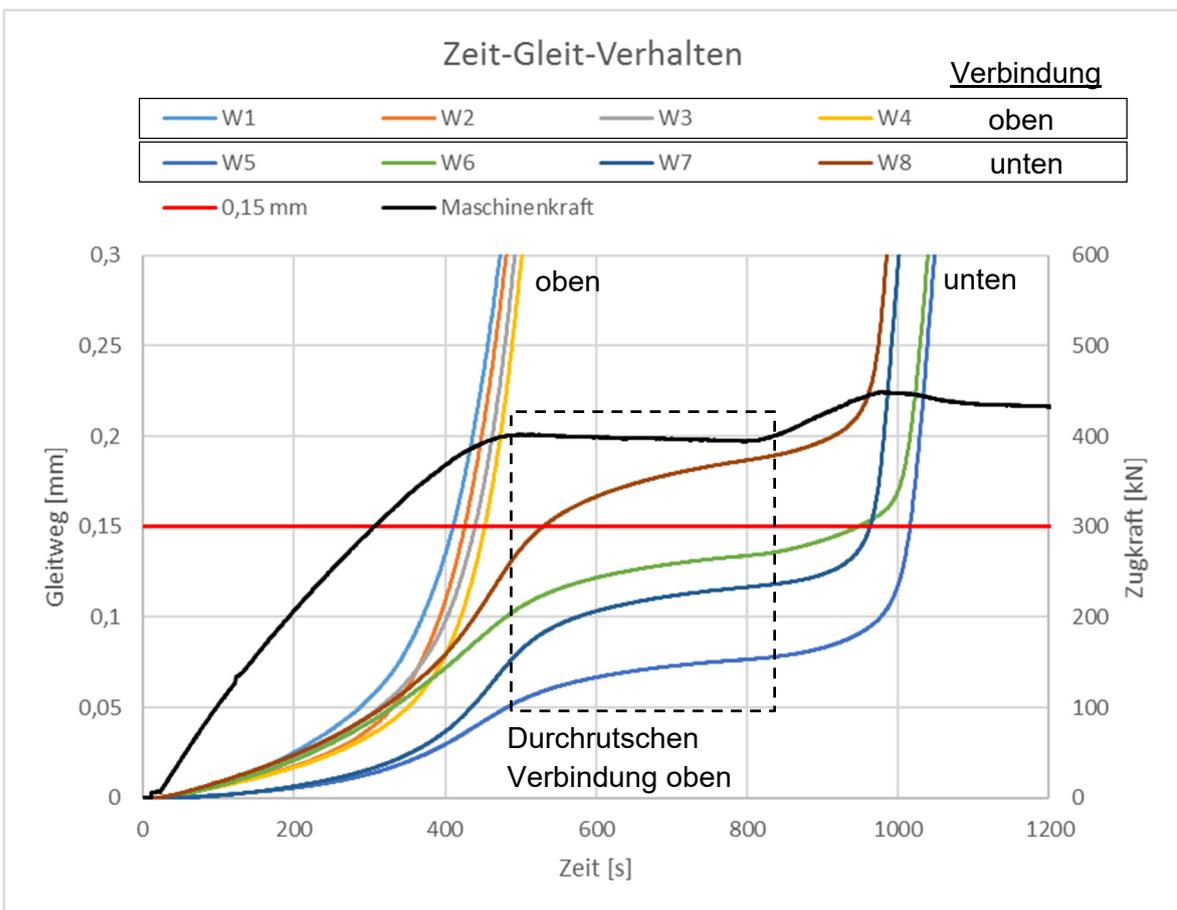


Abbildung 6.2: Zeit-Gleit-Verhalten V_{asi_01}

Haftreibungszahl μ

Verbindung		oben	unten
Wegaufnehmer	[Gruppe]	MW1234	MW5678
Gleitlast F_{Si}	[kN]	385,19	442,91
Gleitweg	[mm]	0,15	0,15
Zeit	[s]	431,50	953,50
Haftreibungszahl μ		0,56	0,64

slip factor μ^* (aktuelle Haftreibungszahl)

Verbindung		oben	unten
Wegaufnehmer	[Gruppe]	MW1234	MW5678
Gleitlast F_{Si}	[kN]	385,19	442,91
Gleitweg	[mm]	0,15	0,15
akt. Vorspannkraft	[kN]	158,31	157,40
Zeit	[s]	431,50	953,50
aktuelle Haftreibungszahl μ^*		0,61	0,70

Abbildung 6.3: Versuchsergebnisse V_{asi_01}

6.2.2 V_asi_02: zweiter statischer Versuch

Bei dem zweiten statischen Versuch lag die durchschnittliche mittlere Dicke der ASI-Beschichtung bei 58,88 μm und der Versuch wurde bei einer Messfrequenz von 2 Hz mit einer Geschwindigkeit von 0,40 mm/min gefahren. Die Geschwindigkeit wurde nach dem ersten Versuch erhöht, da dabei bis zum Erreichen des Gleitens von 0,15 mm in der unteren Verbindung eine Zeit von etwa 16 Minuten verging, die DIN EN 1090-2 Anhang G [6] jedoch eine gesamte Versuchszeit von 10 bis 15 Minuten für die statisch zügigen Versuche angibt.

Bei diesem Versuch war bei beiden Verbindungen sowohl ein sehr ähnliches Zeit-Gleit-Verhalten, als auch ein fast deckungsgleiches Kraft-Gleit-Verhalten zu erkennen. Wie in Abbildung 6.5 zu sehen, erreichten alle acht Wegaufnehmer die Grenzgleitverschiebung von 0,15 mm in einem Zeitfenster von 30 s zwischen Sekunde 330 und Sekunde 360. Auch das Kraft-Gleit-Verhalten in Abbildung 6.4 und die Zusammenfassung der Versuchsergebnisse in Abbildung 6.6 zeigen ein nahezu identisches Verhalten der beiden Verbindungen. So ergab sich für beide eine Haftreibungszahl von $\mu = 0,60$ bei Gleitlasten von $F_{S3} = 413,76 \text{ kN}$ der oberen Verbindung (MW1234) nach 345 s und $F_{S4} = 414,74 \text{ kN}$ nach 346,50 s bei der unteren (MW5678). Zudem langen die „slip factors“ mit $\mu^* = 0,65$ bei einer aktuellen Vorspannkraft $F_{p,C,akt,o} = 158,85 \text{ kN}$ der oberen und $\mu^* = 0,66$ bei einer aktuellen Vorspannkraft $F_{p,C,akt,o} = 157,60 \text{ kN}$ der unteren Verbindung auf einem Level, genau wie die Vorspannkraftverluste von jeweils etwa 7 %.

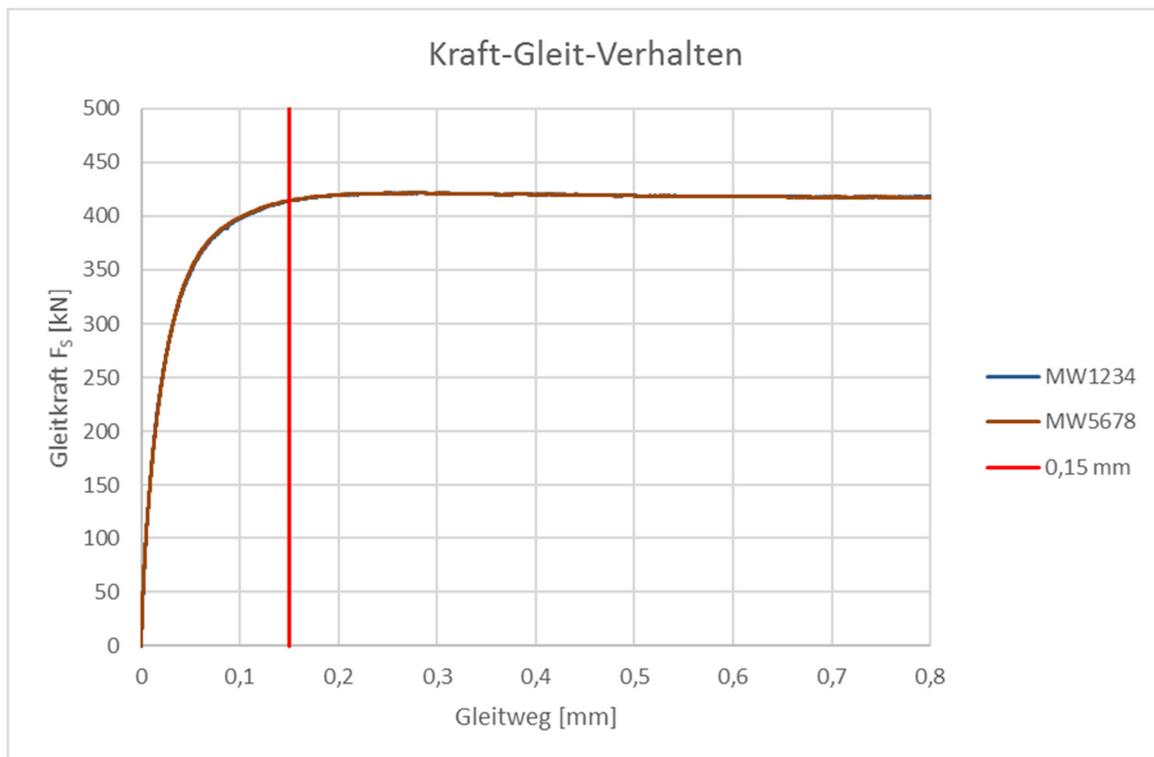


Abbildung 6.4: Kraft-Gleit-Verhalten V_asi_02

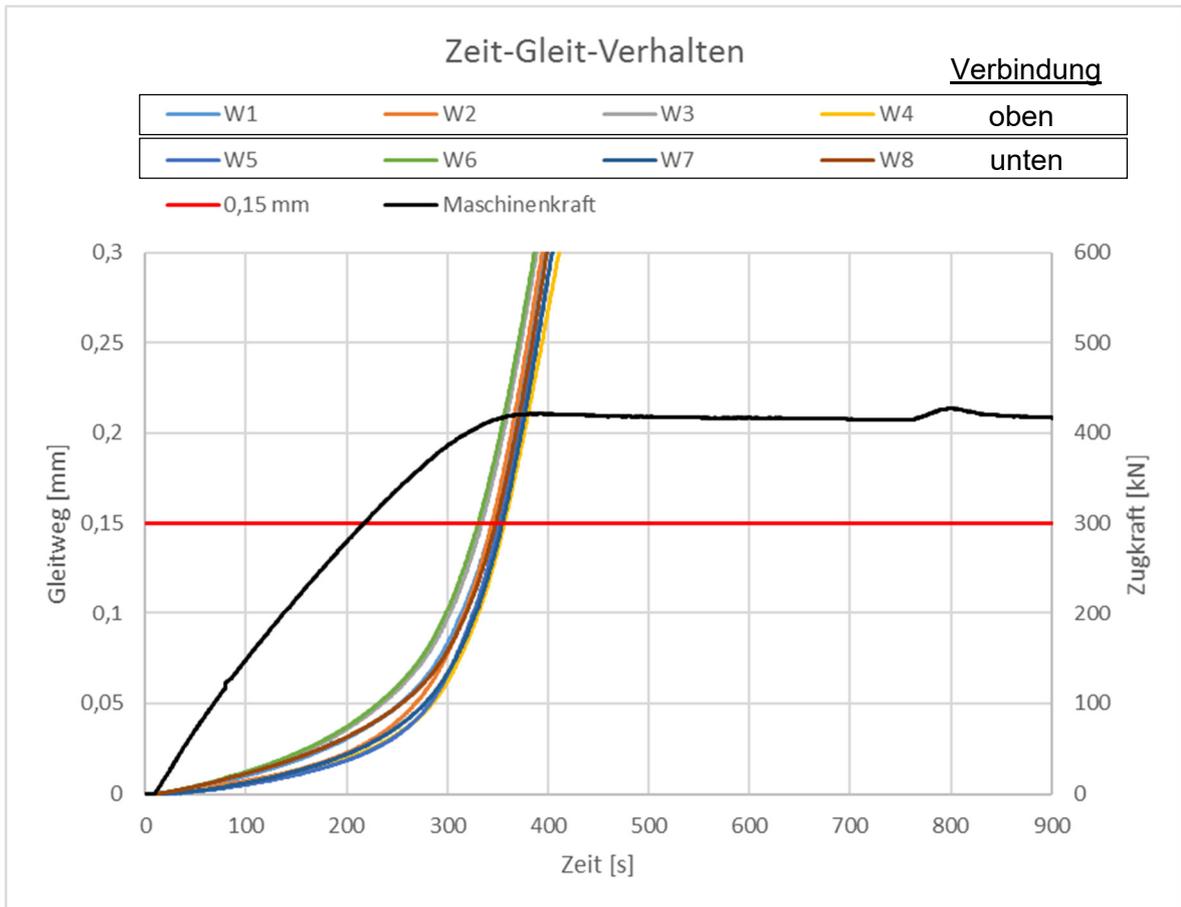


Abbildung 6.5: Zeit-Gleit-Verhalten V_asi_02

Haftreibungszahl μ

Verbindung		oben	unten
Wegaufnehmer [Gruppe]		MW1234	MW5678
Gleitlast F_{Si} [kN]		413,76	414,74
Gleitweg [mm]		0,15	0,15
Zeit [s]		345,00	346,50
Haftreibungszahl μ		0,60	0,60

slip factor μ^* (aktuelle Haftreibungszahl)

Verbindung		oben	unten
Wegaufnehmer [Gruppe]		MW1234	MW5678
Gleitlast F_{Si} [kN]		413,76	414,74
Gleitweg [mm]		0,15	0,15
akt. Vorspannkraft [kN]		158,85	157,60
Zeit [s]		345,00	346,50
aktuelle Haftreibungszahl μ^*		0,65	0,66

Abbildung 6.6: Versuchsergebnisse V_asi_02

6.2.3 V_asi_03: dritter statischer Versuch

Die durchschnittliche mittlere Schichtdicke im dritten statischen Versuch betrug 57,83 mm und die Versuchsdurchführung erfolgte mit einer Geschwindigkeit von 0,40 mm/min bei einer Messfrequenz von 2 Hz.

Wie schon beim ersten statische Versuch ergaben sich auch hier zwei unterschiedliche Gleitlasten und Haftreibungszahlen der beiden Verbindungen. In diesem Fall wurde das Gleiten von 0,15 mm jedoch zunächst, wie in Abbildung 6.9 zu sehen, an der unteren Verbindung (MW5678) nach 311,50 s bei einer Gleitlast von $F_{S5} = 389,82$ kN erreicht, was eine Haftreibungszahl von $\mu = 0,57$ ergab. Anschließend rutschte die untere Verbindung, wie die obere im ersten Versuch, durch, bis die Kraft wieder anstieg und auch bei der oberen Verbindung eine Gleitverschiebung von 0,15 mm erreicht wurde. Dies geschah unter der Gleitlast von $F_{S6} = 436,78$ kN nach 692 s, woraus eine Haftreibungszahl von $\mu = 0,63$ für die obere Verbindung (MW1234) resultierte. Das Verhalten des Durchrutschens einer Verbindung ist, wie in Kapitel 6.2.1 beschrieben, an den gemessenen Kraft-Gleit-Kurven in Abbildung 6.7 und dem Verlauf der Zeit-Gleit-Kurven, siehe Abbildung 6.8, zu erkennen. Die „slip factors“ zum Zeitpunkt des Gleitens von jeweils 0,15 mm betragen unten $\mu^* = 0,61$ bei einer aktuellen Vorspannkraft von $F_{p,C,akt,u} = 158,71$ kN und oben $\mu^* = 0,69$ mit $F_{p,C,akt,o} = 157,58$ kN. Die Vorspannkraftverluste lagen zu diesen Zeitpunkten somit bei 7,7 % und 8,3 %.

Auch bei diesem Versuch konnten anhand der ausgewerteten Versuchsergebnisse minimale Schiefstellungen der Bleche beim Zusammenbau erkannt werden. Diese fielen jedoch im Hinblick auf die Messergebnisse der einzelnen Wegaufnehmer weniger ins Gewicht als in Kapitel 6.2.1 beschrieben, was vor allem am geringeren Abstand der Zeit-Gleit-Kurven von W1 und W3 zu W2 und W4, sowie dem deutlich kleineren Zeitfenster beim Erreichen der Gleitverschiebung von 0,15 mm der vier oberen Wegaufnehmer festzumachen ist.

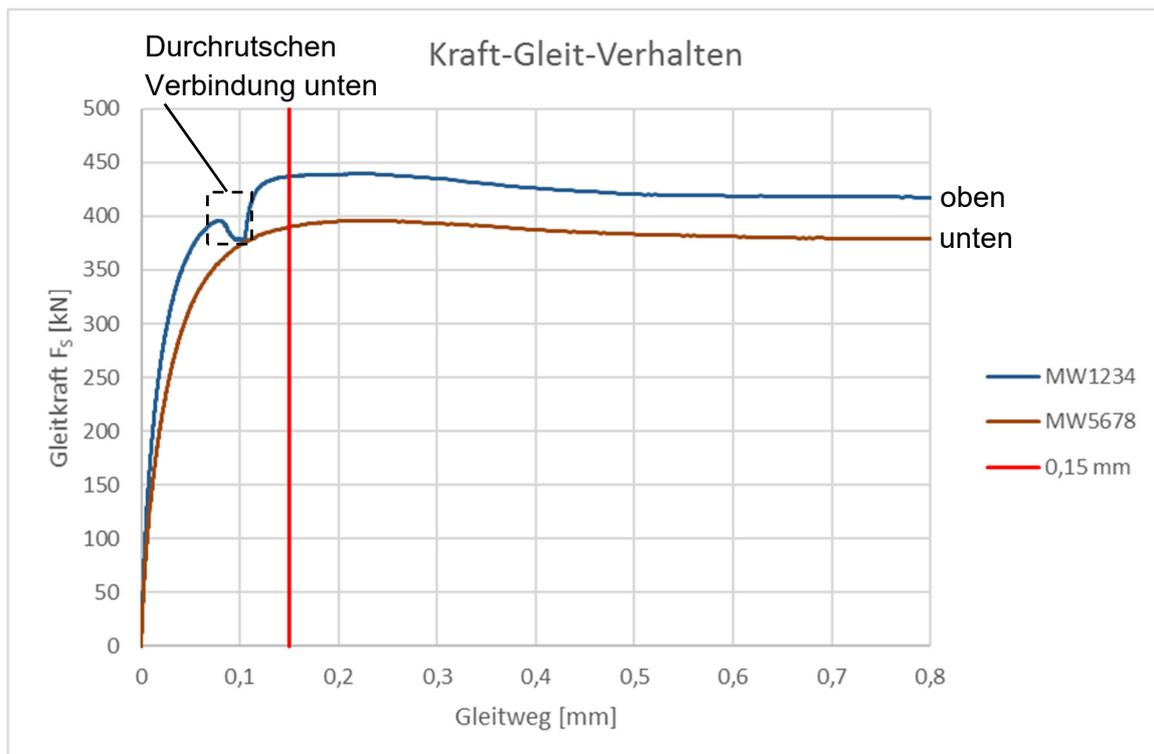


Abbildung 6.7: Kraft-Gleit-Verhalten V_asi_03

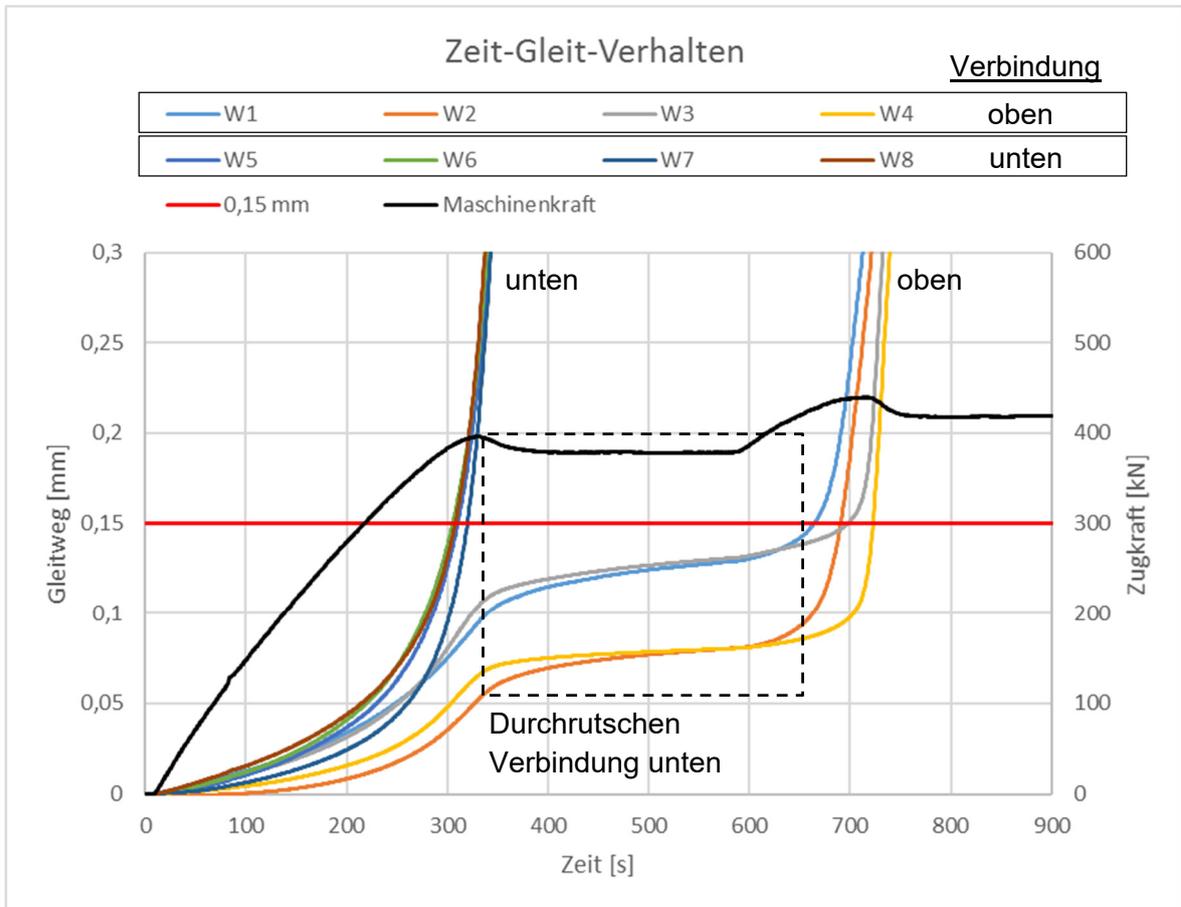


Abbildung 6.8: Zeit-Gleit-Verhalten V_asi_03

Haftreibungszahl μ

Verbindung	oben	unten
Wegaufnehmer [Gruppe]	MW1234	MW5678
Gleitlast F_{Si} [kN]	436,78	389,82
Gleitweg [mm]	0,15	0,15
Zeit [s]	692,00	311,50
Haftreibungszahl μ	0,63	0,57

slip factor μ^* (aktuelle Haftreibungszahl)

Verbindung	oben	unten
Wegaufnehmer [Gruppe]	MW1234	MW5678
Gleitlast F_{Si} [kN]	436,78	389,82
Gleitweg [mm]	0,15	0,15
akt. Vorspannkraft [kN]	157,58	158,71
Zeit [s]	692,00	311,50
aktuelle Haftreibungszahl μ^*	0,69	0,61

Abbildung 6.9: Versuchsergebnisse V_asi_03

6.2.4 V_asi_04: vierter statischer Versuch

Beim vierten statischen Versuch lag die durchschnittliche mittlere Beschichtungsdicke der Kontaktflächen bei 65,13 μm . Die Durchführung erfolgte mit einer Geschwindigkeit von 0,40 mm/min und einer Messfrequenz von 2 Hz.

In diesem Versuch ergaben sich zwar sehr ähnliche Gleitlasten und Haftreibungszahlen, diese wurden jedoch zu unterschiedlichen Zeitpunkten erreicht. Zunächst geschah dies nach 331,50 s an der oberen Verbindung unter der Gleitlast von $F_{S7} = 409,77 \text{ kN}$, was einer Haftreibungszahl von $\mu = 0,60$ entsprach. Wie in Abbildung 6.11 zu sehen, überschritten kurze Zeit später auch die diagonal gegenüberliegenden Wegaufnehmer W6 und W8 der unteren Verbindung das Gleiten von 0,15 mm, während W5 und W7 weiter darunter lagen. Anschließend rutschte die obere Verbindung durch, zu sehen an dem Abflachen der Zeit-Gleit-Kurven der unteren Verbindung (W5 – W8) bei gleichzeitigem Abfall der Kraft im Kraft-Gleit-Verhalten in Abbildung 6.10. Als die Schrauben S1 und S2 der oberen Verbindung an den Leibungen der Löcher im oberen Zugstab anlagen, wurde die Lochleibung als zusätzliche Komponente aktiviert und die Kraft stieg wieder an. Nun überschritten, nach etwa 710 s, auch die Wegaufnehmer W5 und W7 die Gleitverschiebung von 0,15 mm. Im Mittel erreichte die untere Verbindung (MW5678) nur eine Gleitlast von $F_{S8} = 407,05 \text{ kN}$ und somit die Haftreibungszahl von $\mu = 0,59$ nach 492,50 s. Diese lag leicht unterhalb der oberen Gleitlast, obwohl die untere Verbindung erst später rutschte und somit vermeintlich stärker war. Der Grund dafür lag in der vorgegebenen Ermittlung des Gleitens der Verbindung als Mittelwert der dort gemessenen Verschiebungen [6]. Da die zwei Wegaufnehmer W6 und W8 den Gleitweg von 0,15 mm relativ schnell und die anderen beiden Wegaufnehmer W5 und W7 der Verbindung diesen erst nach dem Durchrutschen der oberen Verbindung erreichten, trat die Gleitlast F_{S8} des Mittelwertes MW5678 entsprechend dazwischen auf. Dabei handelte es sich jedoch um den ungünstigsten Zeitpunkt, bei dem die Zugkraft infolge des Durchrutschens wieder abfiel. Aktuelle Vorspannkraften von $F_{p,C,akt,o} = 159,64 \text{ kN}$ und $F_{p,C,akt,u} = 159,87 \text{ kN}$ führten zu „slip factors“ (aktuellen Haftreibungszahlen) von jeweils $\mu^* = 0,64$ und Vorspannkraftverlusten von knapp 8 %.

Auch bei diesem Versuch konnte eine leichte Schiefstellung der Bleche beobachtet werden, was sich hier hauptsächlich in den unterschiedlichen Zeitpunkten des Erreichens der Gleitverschiebung von 0,15 mm der Wegaufnehmer W5 bis W8 der unteren Verbindung, wie im Abschnitt zuvor beschrieben, widerspiegelte.

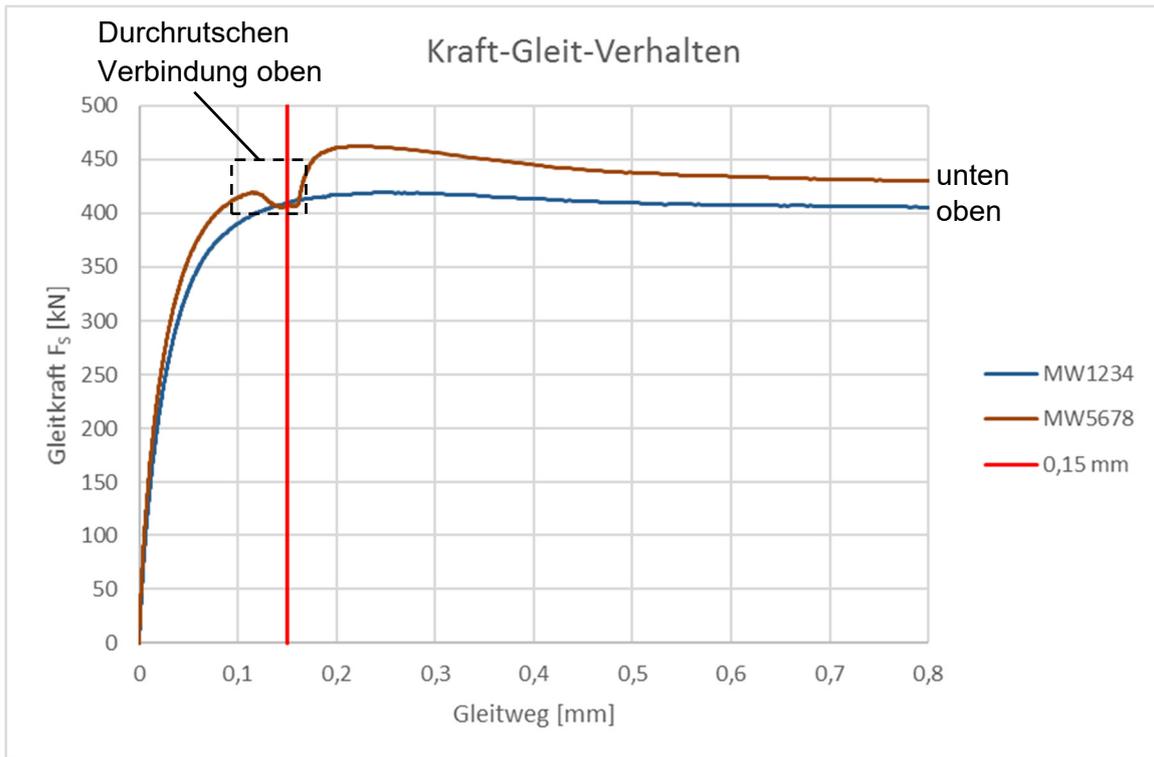


Abbildung 6.10: Kraft-Gleit-Verhalten V_{asi_04}

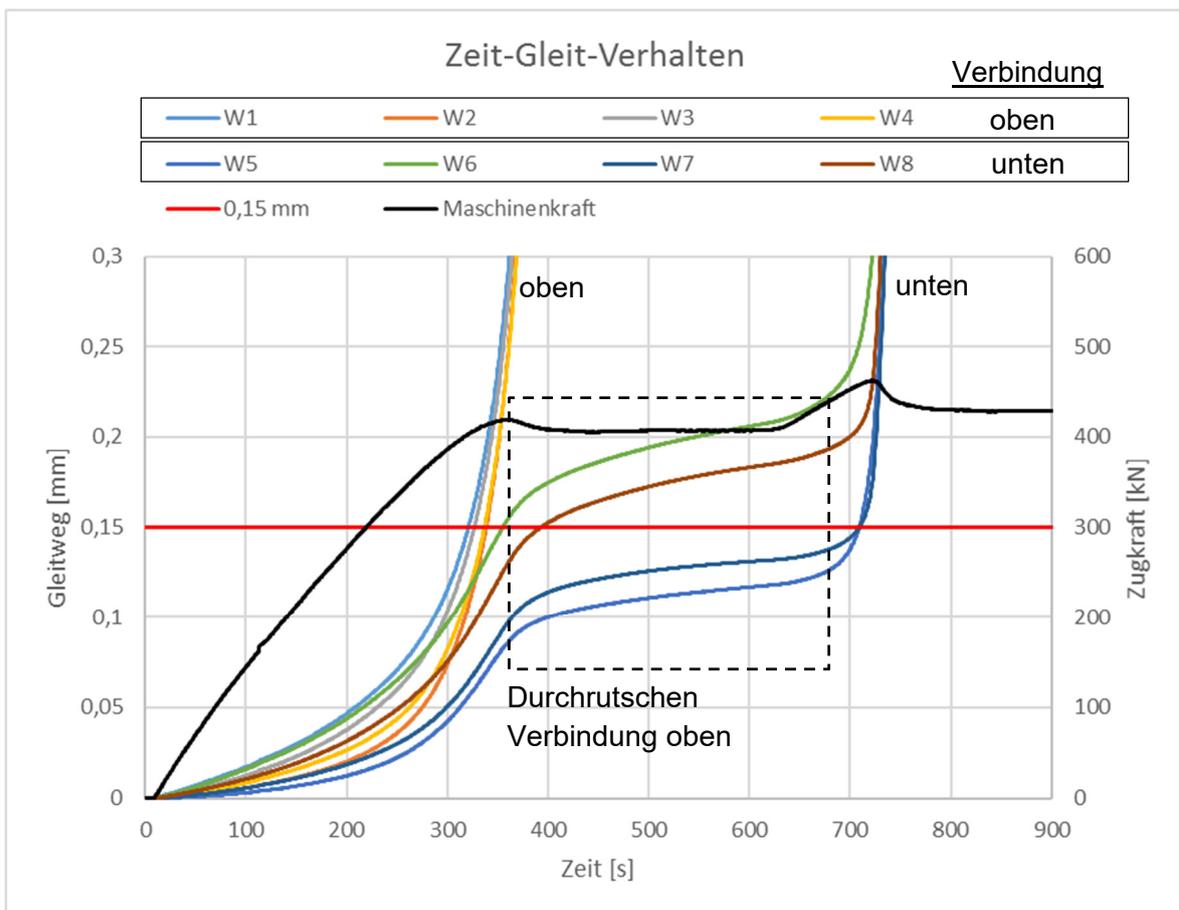


Abbildung 6.11: Zeit-Gleit-Verhalten V_{asi_04}

Haftreibungszahl μ

Verbindung		oben	unten
Wegaufnehmer	[Gruppe]	MW1234	MW5678
Gleitlast F_{Si}	[kN]	409,77	407,05
Gleitweg	[mm]	0,15	0,15
Zeit	[s]	331,50	492,50
Haftreibungszahl μ		0,60	0,59

slip factor μ^* (aktuelle Haftreibungszahl)

Verbindung		oben	unten
Wegaufnehmer	[Gruppe]	MW1234	MW5678
Gleitlast F_{Si}	[kN]	409,77	407,05
Gleitweg	[mm]	0,15	0,15
akt. Vorspannkraft	[kN]	159,64	159,87
Zeit	[s]	331,50	492,50
aktuelle Haftreibungszahl μ^*		0,64	0,64

Abbildung 6.12: Versuchsergebnisse V_{asi_04}

6.2.5 Auswertung der statischen Versuche nach Anhang G [6]

Nachdem die ersten vier statischen Versuche nach Anhang G der DIN EN 1090-2 [6] durchgeführt und einzeln ausgewertet wurden, konnte die statistische Auswertung der acht erhaltenen Ergebnisse erfolgen:

Mittelwert der Gleitlast F_{Sm} :

$$\begin{aligned} F_{Sm} &= \frac{\sum F_{Si}}{n} \\ &= \frac{385,19 + 442,91 + 413,76 + 414,74 + 436,78 + 389,82 + 409,77 + 407,05}{8} \\ &= \frac{3300,02}{8} = \underline{412,50 \text{ kN}} \end{aligned} \quad (6.3)$$

Standardabweichung der Gleitlast s_{Fs} :

$$s_{Fs} = \sqrt{\frac{\sum (F_{Si} - F_{Sm})^2}{n - 1}} = 20,07 \text{ kN} \hat{=} 4,9 \% \text{ von } F_{Sm} \quad (6.4)$$

Mittelwert der Haftreibungszahl μ_m :

$$\mu_m = \frac{\sum \mu_i}{n} = \frac{0,56 + 0,64 + 0,60 + 0,60 + 0,63 + 0,57 + 0,60 + 0,59}{8} = 0,599 \approx \underline{0,60} \quad (6.5)$$

Standardabweichung der Haftreibungszahl s_μ :

$$s_\mu = \sqrt{\frac{\sum (\mu_i - \mu_m)^2}{n - 1}} = \sqrt{\frac{0,04^2 + 0,04^2 + 0 + 0 + 0,03^2 + 0,03^2 + 0 + 0,01^2}{8 - 1}} = 0,027 \quad (6.6)$$

Nun war der fünfte reguläre Versuch als reguläre Kriechprüfung, siehe Kapitel 4.2.6, unter einer konstanten Prüflast von 90 % der oben berechneten mittleren Gleitlast F_{Sm} durchzuführen.

Um einen Anhaltswert für die charakteristische Haftreibungszahl aus den vier statischen Versuchen zu erhalten, wurden diese schon vorab ohne den fehlenden fünften Versuch statistisch ausgewertet. Dies erfolgte mit dem in Abschnitt G.6 der DIN EN 1090-2 Anhang G [6] vorgeschriebenen Auswerteverfahren, wonach für den charakteristischen Wert von zehn Messwerten aus den fünf Versuchen die 2,05-fache Standardabweichung vom Mittelwert dieser zehn Messwerte zu subtrahieren ist. Abweichend zu dieser Vorgabe wurde dieses allein zur Information und nicht als normative Auswertung mit der geringeren Anzahl von acht Messwerten, da die Ergebnisse des fünften Versuches noch nicht vorlagen, durchgeführt. Es ergab sich folgende charakteristische Haftreibungszahl:

$$\mu_{statisch} = \mu_m - 2,05 * s_\mu = 0,60 - 2,05 * 0,027 = \underline{0,545} \quad (6.7)$$

Im Hinblick auf das Erreichen des Gleitweges von 0,15 mm zur Ermittlung der individuellen Gleitlasten F_{Si} ließ sich nur bei einem der vier statischen Versuche ein gleichmäßiges Verhalten beider Verbindungen feststellen. Bei den drei anderen wurde der Gleitweg zunächst nur von einer Verbindung erreicht, welche im Anschluss etwas mehr als 2,00 mm durchrutschte. Danach stieg die Zugkraft der weggesteuerten Prüfmaschine wieder an. Nun durchlief auch die zweite Verbindung den Gleitweg von 0,15 mm bei einer größeren Gleitlast als die erste. Im vierten statischen Versuch lag die Gleitlast der zweiten im Mittel jedoch unterhalb der ersten. Dies war damit zu begründen, dass es sich bei dem Gleiten um den Mittelwert aller gemessenen Verschiebungen einer Verbindung handelte [6]. In diesem Versuch überschritten, wie in Abbildung 6.11 zu sehen, zwei von vier Verschiebungen der Verbindung die 0,15 mm bereits vor dem Durchrutschen und die anderen beiden erst danach. Der Mittelwert erreichte die 0,15 mm jedoch genau zum ungünstigsten Zeitpunkt bei dem die Kraft während des Durchrutschens der anderen Verbindung am geringsten war. Somit ergab sich für die später durchgerutschte und eigentlich stärkere Verbindung trotzdem bei dem Gleiten von 0,15 mm eine leicht geringere Gleitlast und Haftreibungszahl, obwohl bei geringeren Verschiebungen zuvor bereits größere Gleitlasten auftraten. Grundsätzlich streuten die beim Gleiten von 0,15 mm ermittelten Gleitlasten der acht untersuchten Verbindungen trotz des häufigen Durchrutschens jedoch nicht sehr stark. Dies war Anhand der Standardabweichung der Gleitlast von nur 4,9 %, sowie den Differenzen der einzelnen Gleitlasten von maximal + 7,3 % und – 6,6 % zur mittleren Gleitlast $F_{Sm} = 412,5 \text{ kN}$ zu erkennen.

6.3 Auswertung V_asi_05: reguläre Kriechprüfung nach Anhang G [6]

Wie bereits in Kapitel 4.2.6 beschrieben, musste bei dem fünften regulären Versuch zur Ermittlung der Haftreibungszahl nach DIN EN 1090-2 Anhang G [6] die Prüfung des verzögerten Gleitens erfolgen. Dazu war eine konstante Prüflast in Höhe von 90 % der mittleren Gleitlast F_{Sm} aus den vier statischen Versuchen aufzubringen und die Gleitverschiebungen der Verbindungen zwischen der fünften Minute und dritten Stunde unter der vollen konstanten Last zu messen [6]. Zur Erfüllung des Versuches durfte dieses verzögerte Gleiten den vorgegebenen Grenzwert von 0,002 mm nicht überschreiten, andernfalls würden erweiterte Kriechprüfungen, siehe Kapitel 4.2.8, notwendig [6].

Die durchschnittliche Schichtdicke der ASI-Beschichtung auf den Kontaktflächen beim fünften regulären Versuch betrug 62,18 μm . Dieser wurde kraftgeregelt gefahren, da eine konstante Last über mehrere Stunden erforderlich war. Die Messung aller Parameter erfolgte mit einer Messfrequenz von 1 Hz. Folgende konstante Prüflast musste aufgebracht und über 3 Stunden gehalten werden:

$$F_{K,3h} = 0,90 * F_{Sm} = 0,90 * 412,50 = 371,25 \text{ kN} \quad (6.8)$$

Diese Last wurde mit einer linearen Rampe in einer Zeit von 6 Minuten angefahren und anschließend konstant gehalten. Abbildung 6.14 zeigt sowohl den Verlauf der Zeit-Gleit-Kurven der zwei Verbindungen, MW1234 oben und MW5678 unten, als auch den Verlauf der konstanten Zugkraft als Maschinenkraft auf der rechten vertikalen Achse. Das verzögerte Gleiten war im rot markierten Bereich zu betrachten. Dabei fiel direkt auf, dass bei beiden Verbindungen bereits wenige Minuten nach Betrachtungsbeginn ein verzögertes Gleiten von $>0,01$ mm gemessen werden konnte und somit schon klar war, dass der Grenzwert von 0,002 mm deutlich nicht eingehalten wurde. Das gesamte verzögerte Gleiten zwischen 5 min und 3 h unter konstanter Prüflast lag nach Analyse der Messwerte in Abbildung 6.13 bei der oberen Verbindung bei 0,0666 mm und unten bei 0,0449 mm und damit um ein Vielfaches über dem Grenzwert. Somit wurden erweiterte Kriechprüfungen nach Abschnitt G.5 in Anhang G der DIN EN 1090-2 [6] notwendig.

Die Vorspannkraftverluste von Beginn des Versuches bis zum Ende bei 3 h unter konstanter Belastung betragen jeweils etwa 9 % (oben 9,3 % und unten 8,8 %), wobei beim Erreichen der Volllast nach der sechsminütigen linearen Lastaufbringung bereits jeweils ca. 5 % der Vorspannkraft verloren war und in den weiteren 3 h nur noch die weiteren 4 % hinzukamen.

Zeitpunkt [-]	Zeit t [s]	Maschkraft [kN]	Gleitweg in Verbindung	
			oben [mm]	unten [mm]
Aufzeichnungsbeginn	0	0,00	0,0000	0,0000
Start Lastaufbringung	13	0,06	0,0000	0,0000
Ende Lastaufbringung	373	371,14	0,0640	0,0523
Volllast + 5 min	673	371,21	0,1108	0,0800
Volllast + 3 h	11173	371,08	0,1774	0,1249
Differenz:	10500	-	0,0666	0,0449
Nachweis	-	-	>0,002	>0,002

Abbildung 6.13: Versuchsergebnisse V_{asi_05} : fünfter, regulärer Kriechversuch

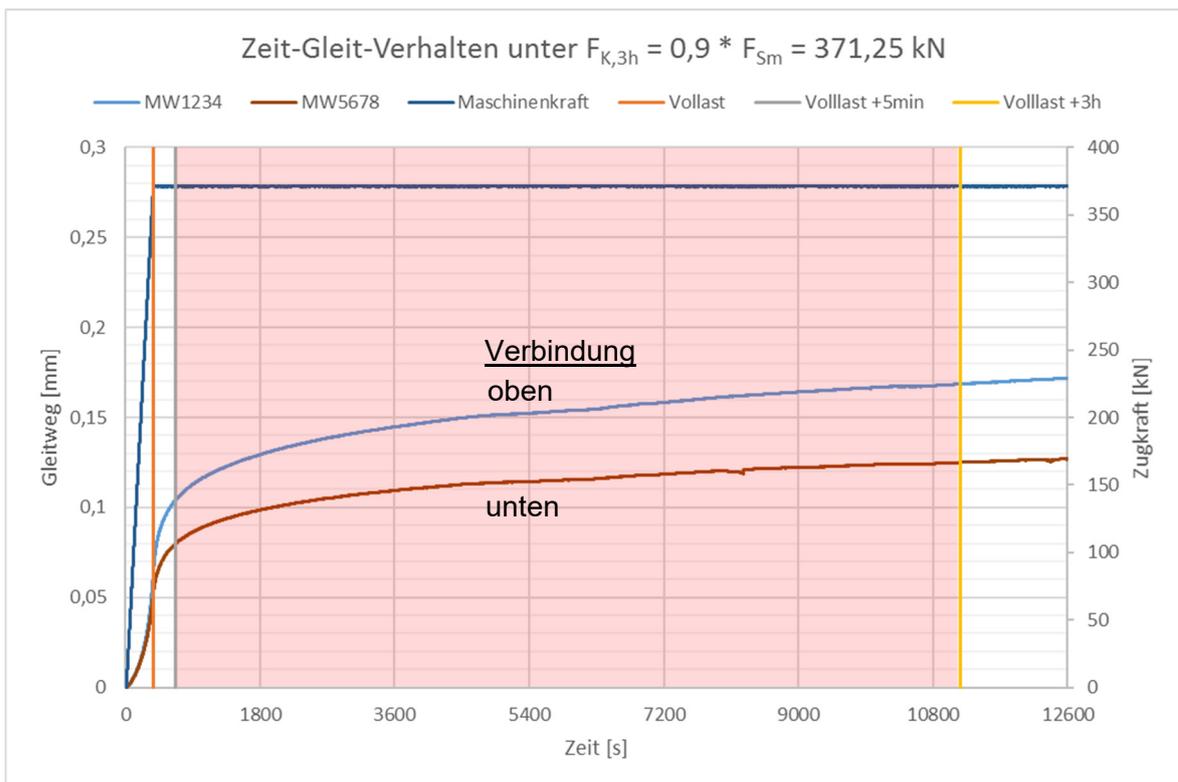


Abbildung 6.14: Zeit-Gleit-Verhalten und Kraftverlauf V_{asi_05}

6.4 Auswertung der erweiterten Kriechprüfungen nach Anhang G [6]

6.4.1 V_asi_06: erste erweiterte Kriechprüfung

Da die reguläre Kriechprüfung als fünfter Versuch nicht eingehalten wurde, bestand die Notwendigkeit mindestens drei erweiterte Kriechprüfungen nach Abschnitt G.5 des Anhangs G der DIN EN 1090-2 [6] durchzuführen. Nach dem Aufbau gemäß Kapitel 4.2.7 und der Durchführung in Kapitel 4.2.8 erfolgte die Auswertung in Form der Hochrechnung der Verschiebung auf die gesamte Lebensdauer des Tragwerks, hier im Brückenbau, von 100 Jahren. Dazu sollte zur linearen Extrapolation eine Tangente mit hinreichender Genauigkeit an die aufzuzeichnende „Verschiebung-log Zeit“-Kurve gelegt werden. Dies erfolgte mittels eines programmierten Diagrammes in *Microsoft Excel*. Dabei konnten je Verbindung zwei Punkte aus der Kurve gewählt werden, mit denen die benötigte Tangente vereinfacht als Sekante im Bereich der größten Steigung der Kurven gebildet und die Verschiebung hochgerechnet wurde. Um die Punkte der maßgebenden Bereiche mit den größten Steigungen zu identifizieren, erfolgte zuvor die Betrachtung der Kurven in einem größeren Maßstab.

Die erste konstante Prüflast wurde unter Berücksichtigung der Ergebnisse aus der vorherigen regulären Kriechprüfung, siehe Kapitel 6.3, der normativ vorgegebenen Haftreibungszahl für die gestrahlte und ASI-beschichtete Oberfläche von $\mu = 0,40$ (Gleitflächenklasse B) und den erzielten Haftreibungszahlen der Kurzstudie FOSTA P 1150 [44] gewählt. Bei der nicht normgerechten erweiterten Kriechprüfung der Kurzstudie [44] ergab sich eine mittlere Haftreibungszahl von $\mu = 0,39$, wobei die Ergebnisse der beiden Verbindungen dabei starken Streuungen unterlagen und die Prüflast nicht konstant gehalten, sondern in dem einen durchgeführten Versuch mehrfach gesteigert wurde. Auch die Ergebnisse der statischen Versuche lagen um mehr als 10 % unter den hier erzielten Haftreibungszahlen [44]. Unter Anbetracht all dieser Ergebnisse fiel die Wahl der konstanten Prüflast $F_{Kriech,1}$ für den ersten erweiterten Kriechversuch auf 75 % der mittleren statischen Gleitlast, was einer Haftreibungszahl von $\mu = 0,45$ entsprach:

$$F_{Kriech,1} = 0,75 * F_{Sm} = 0,75 * 412,5 = \underline{309,4 \text{ kN}} \quad (6.9)$$

$$\mu = \frac{F_{Kriech,1}}{4 * F_{p,C}} = \frac{309,4 \text{ kN}}{4 * 172 \text{ kN}} = 0,45 \quad (6.10)$$

Diese Last wurde im Dauerstandversuch, siehe Kapitel 4.2.7, als Ballast in Form von vier Betonquadern mit den Abmessungen von 40x40x90 cm und mehreren Stahlblechen an den Kragarm gehangen. Der Hebelarm zum Auflager betrug dabei 4200 mm. Die Versuchsdurchführung erfolgte gemäß Kapitel 4.2.8. Vor dem Einbau des Standardprüfkörpers und der Lastaufbringung wurden die am Tag (etwa 19 h) zuvor angezogenen hochfesten Schrauben am noch unbelasteten Prüfkörper auf die erforderliche Mindestvorspannkraft von $F_{p,C} = 172 \text{ kN}$ nachgespannt, um die Vorspannkraftverluste unter der Dauerlast zu verringern [44]. Das Aufbringen der Prüflast von $F_{Kriech,1} = 309,4 \text{ kN}$ erfolgte nach dem Einbau des Prüfkörpers innerhalb von zwei Minuten durch Einfahren des Zylinders, gefolgt vom ersten Ablesen der mechanischen Messuhren. Die Ableseintervalle wurden in den folgenden drei Stunden kontinuierlich von 5 auf 20 Minuten gesteigert, gefolgt von einer weiteren Ablesung am Abend nach insgesamt 6 Stunden. An den beiden folgenden Tagen wurden die Messuhren jeweils dreimal abgelesen, im Anschluss daran noch einmal täglich. Die daraus ermittelten „Verschiebungs-log Zeit“-Kurven der beiden

Verbindungen sind in Abbildung 6.15 dargestellt und zeigen zunächst einen linearen Anstieg, dieser ist jedoch alleine dem ersten manuellen Ablesen der mechanischen Messuhren nach knapp 3 Minuten nach Versuchsbeginn, also direkt nach Erreichen der Vollast, zuzuschreiben. Dieser Bereich ist für die Hochrechnung der Verschiebung auf 100 Jahre nicht relevant. Anschließend nahm die Steigung der Verschiebungen bezogen auf die logarithmische Zeitachse weiter zu, bis sich zwischen wenigen Stunden und etwa einem Tag unter der konstanten Last die maximale Steigung mit einem fast linearen Verlauf einstellte. Zur Ermittlung der Tangenten an der maximalen Steigung wurden nun jeweils die beiden entsprechenden Punkte in das programmierte *Excel*-Tool, siehe Abbildung 6.16, eingegeben und darin die Gleichungen der Tangenten in Form von Sekanten im Bereich der größten Steigung berechnet und automatisch in das „Verschiebungs-log Zeit“-Kurven in Abbildung 6.15 eingezeichnet, sowie die hochgerechneten Verschiebungen nach 100 Jahren angegeben.

Bei dem ersten erweiterten Kriechversuch mit der konstanten Prüflast von $F_{\text{Kriech},1} = 309,4$ kN entsprechend einer Haftreibungszahl von $\mu = 0,45$ konnte die maximale Verschiebung von 0,30 mm je Verbindung durch die lineare Extrapolation sicher eingehalten werden. Die Hochrechnung für die Verschiebung der oberen Verbindung mit der angesetzten maximalen Steigung zwischen 3 h und 22 h ergab eine Endverschiebung von 0,10 mm nach 100 Jahren. Für die untere Verbindung wurde eine Verschiebung von 0,15 mm aus der linearen Extrapolation der maximalen Steigung der Kurve zwischen 1,3 h und 22 h ermittelt.

Zum Ende des Betrachtungszeitraums nach etwa 62 Tagen, sprich ca. 2 Monaten, betragen die Verschiebungen der Verbindung oben 0,0595 mm und unten 0,0829 mm und lagen somit auch noch deutlich unter der Grenzverschiebung von 0,30 mm. Ab Tag 15, also in den letzten 1 ½ Monaten, nahmen die Verschiebungen dabei nur noch um maximal 0,0015 mm zu.

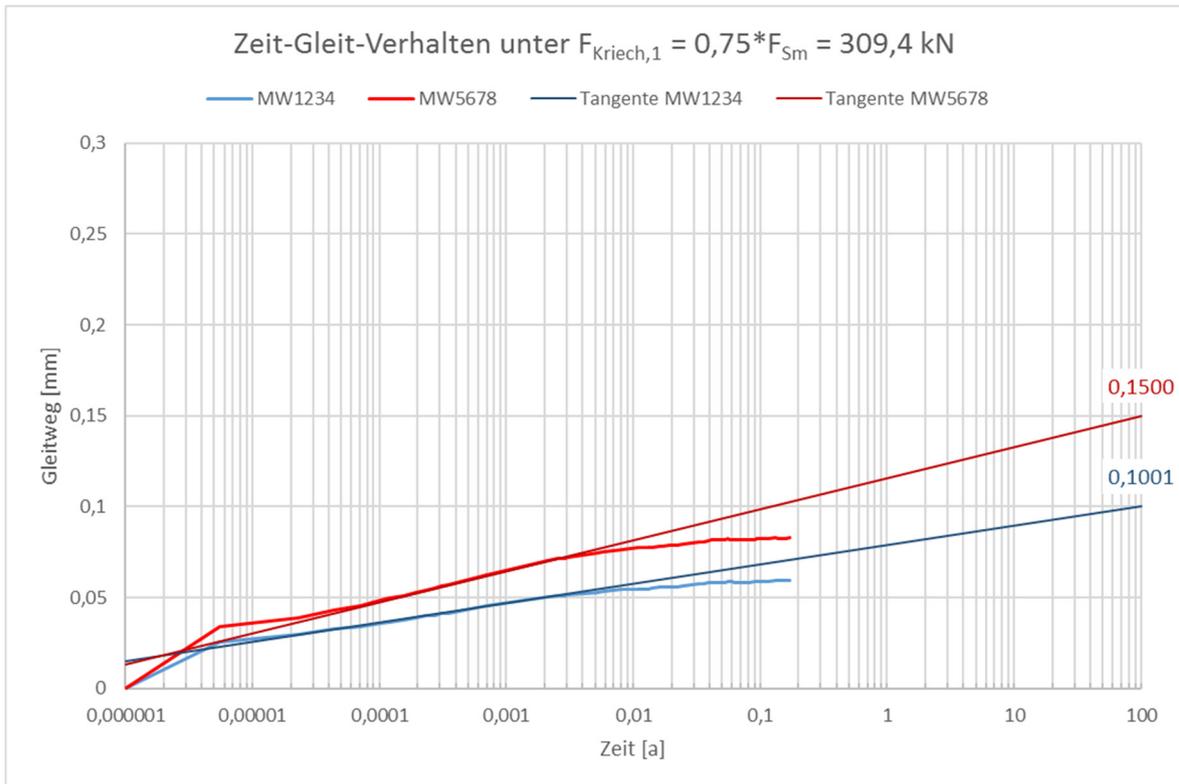


Abbildung 6.15: "Verschiebungs-log Zeit"-Kurve V_asi_06: erste erweiterte Kriechprüfung

Ermittlung der Tangenten

Verbindung oben (MW1234):

zu wählen:	x = Zeit [a]	y = Weg [mm]
Punkt A:	0,000309678	0,04125
Punkt B:	0,00253191	0,051

$$y = a * \log(x) + b$$

Berechnung der Konstanten a und b:

$$a = 0,010684486$$

$$b = 0,078742821$$

→ Gleichung der Tangente:

$$y = 0,010684486 * \log(x) + 0,078742821$$

bei x =	y =
0,000001	0,0146
100	0,1001

Verbindung unten (MW5678):

zu wählen:	x = Zeit [a]	y = Weg [mm]
Punkt A:	0,000154173	0,05075
Punkt B:	0,00253191	0,0715

$$y = a * \log(x) + b$$

Berechnung der Konstanten a und b:

$$a = 0,017072009$$

$$b = 0,115828356$$

→ Gleichung der Tangente:

$$y = 0,017072009 * \log(x) + 0,115828356$$

bei x =	y =
0,000001	0,0134
100	0,1500

Abbildung 6.16: Ermittlung der Tangenten (Sekanten) zur linearen Extrapolation V_asi_06

Nach dem Nachspannen der hochfesten Schrauben nach etwa 19 h ohne Last und dem Einbau der Probe in den Versuchsaufbau betrug die Vorspannkraft direkt vor der Lastaufbringung im Mittel 174,6 kN. Bei Erreichen der vollen Last nach etwa 100 s lag sie mit nur etwa 2 % Verlust noch bei 171,2 kN. Die in Abbildung 6.17 über die logarithmische Zeitachse aufgetragene Vorspannkraft in den Schrauben fiel in den ersten zwei Wochen unter Belastung im Mittel auf etwa 162 kN ab, was einem Verlust von 7 % im Vergleich zur Vorspannkraft bei Versuchsbeginn entsprach. Das Minimum im Versuchszeitraum von zwei Monaten betrug gemittelt 160 kN (8,4 % Verlust). Die Sprünge der Vorspannkräfte über die logarithmische Zeitachse im Diagramm waren mit der langen Versuchszeit und den Ableseintervallen von einem bis mehreren Tagen in Verbindung mit Messungenauigkeiten infolge Temperaturschwankungen in der Versuchshalle zu erklären.

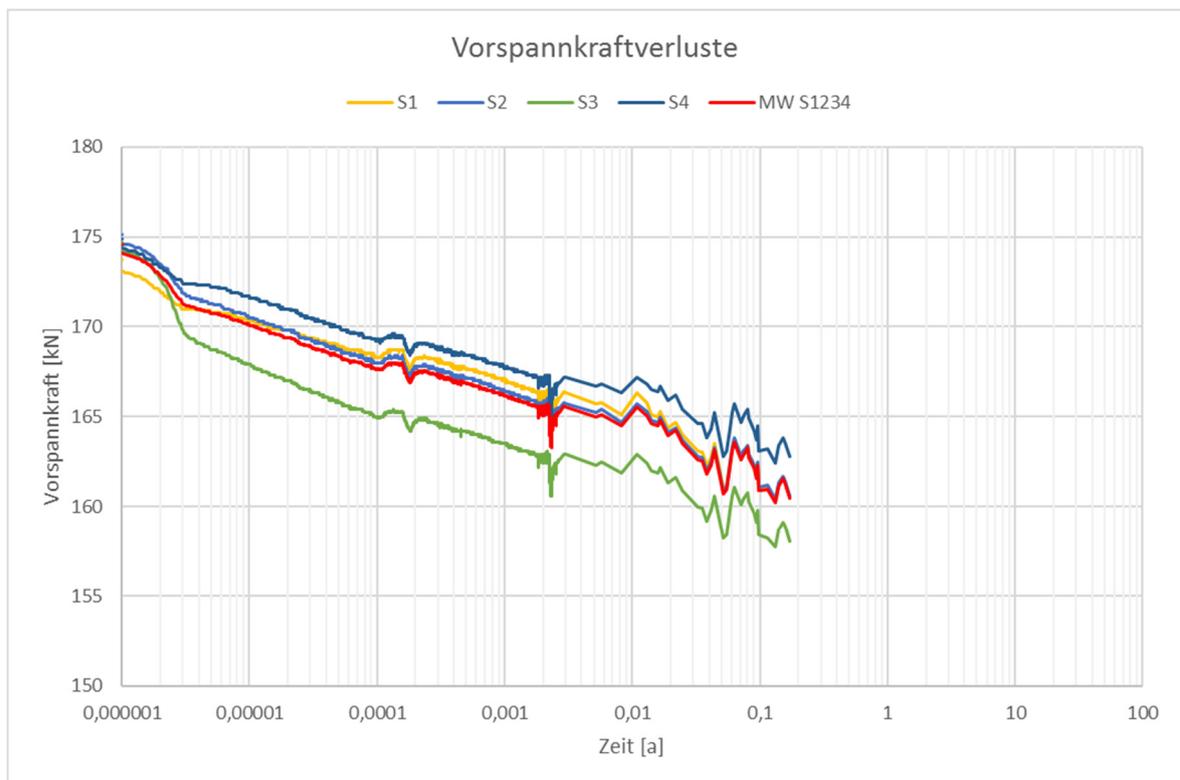


Abbildung 6.17: Verlauf der Vorspannkräfte in V_asi_06

6.4.2 V_asi_07: zweite erweiterte Kriechprüfung

Nachdem die hochgerechnete Gleitverschiebung der ersten Kriechprüfung mit einer Prüflast von $0,75 \cdot F_{Sm}$ die maximale Grenzverschiebung von 0,3 mm deutlich einhielt, wurde die konstante Prüflast für die zweite Prüfung auf 80 % von F_{Sm} erhöht. Entsprechend einer Haftreibungszahl von $\mu = 0,48$ ergab sich somit eine Prüflast von $F_{Kriech,2} = 330$ kN gemäß:

$$F_{Kriech,2} = 0,80 \cdot F_{Sm} = 0,80 \cdot 412,5 = \underline{330 \text{ kN}} \quad (6.11)$$

Um diese Last auf den Standardprüfkörper aufzubringen, wurden die vier Betonquader als Ballast mit einem Hebelarm von 4200 mm zum Kippauflager um drei Stahlgewichte à 40 kg und zwei weitere rechteckige Stahlteile ergänzt. Auch bei dieser zweiten erweiterten Kriechprüfung erfolgte vor dem Einbau und der Belastung des Probekörpers das Nachspannen der etwa 20 h zuvor angespannten hochfesten Schraubengarnituren auf die erforderliche Vorspannkraft von $F_{p,C} = 172$ kN. Die Lastaufbringung erfolgte in zwei Schritten, da es nach etwa der Hälfte der aufgebrachten Last notwendig war, den schon komplett eingefahrenen Zylinder zu sichern und wieder auszufahren, um den Rest der Last aufbringen zu können. Bis zum Erreichen der Volllast dauerte es somit etwa 7 Minuten. Das Ableseintervall wurde innerhalb der ersten drei Stunden kontinuierlich von 5 Minuten auf 30 Minuten erhöht. Nach einer weiteren Ablesung drei Stunden später wurden die mechanischen Messuhren an den Tagen darauf noch dreimal, dann zweimal und ab den vierten Tag unter Volllast einmal täglich abgelesen.

Abbildung 6.18 zeigt die ermittelten „Verschiebungs-log Zeit“-Kurven beider Verbindungen unter der konstanten Prüflast von $F_{Kriech,2} = 330$ kN und die jeweiligen Tangenten zur linearen Extrapolation, welche nach Abbildung 6.19 angelegt wurden. Die größte Steigung der beiden Kurven bezogen auf die logarithmische Zeitachse konnte jeweils, abgesehen von der Lastaufbringung, zwischen 3 h und 6 h unter Volllast identifiziert werden. Die somit auf 100 Jahre Lebensdauer hochgerechneten Gleitverschiebungen infolge des Kriechens betragen für die obere Verbindung 0,1485 mm und die untere 0,1439 mm. Beide lagen also deutlich unter der Obergrenze von 0,30 mm. Folglich durfte auch die zweite erweiterte Kriechprüfung als bestanden und der Nennwert der Haftreibungszahl zu $\mu = 0,48$ angesetzt werden.

Die tags zuvor schon angespannten Schrauben wurden nach etwa 20 h ohne Last, vor dem Einbau des Probekörpers in den Versuchsaufbau, nachgespannt. Zu Beginn der Lastaufbringung lag die Vorspannkraft somit im Mittel bei 173 kN. Infolge der Lastaufbringung, die etwa 7 Minuten dauerte, fiel die gemittelte Vorspannkraft wie im ersten erweiterten Kriechversuch um etwa 2 % auf 169,7 kN. Nach etwa 3,75 Tagen betrug die mittlere Vorspannkraft mit 6 % Verlust 162,5 kN. Die geringste, über einen längeren Zeitraum gemessene, Vorspannkraft wurde nach 25 Tagen mit einem Mittelwert von etwa 161 kN aufgezeichnet, was einem Verlust von etwa 7 % entsprach. Auch bei diesem Versuch waren Schwankungen bei den in Abbildung 6.20 dargestellten Verläufen der Vorspannkraft über die logarithmische Zeitachse zu erkennen. Hierbei handelte es sich vermutlich wieder um Messtoleranzen in Verbindung mit der Umgebungstemperatur und logarithmischen Skalierung der Zeitachse.

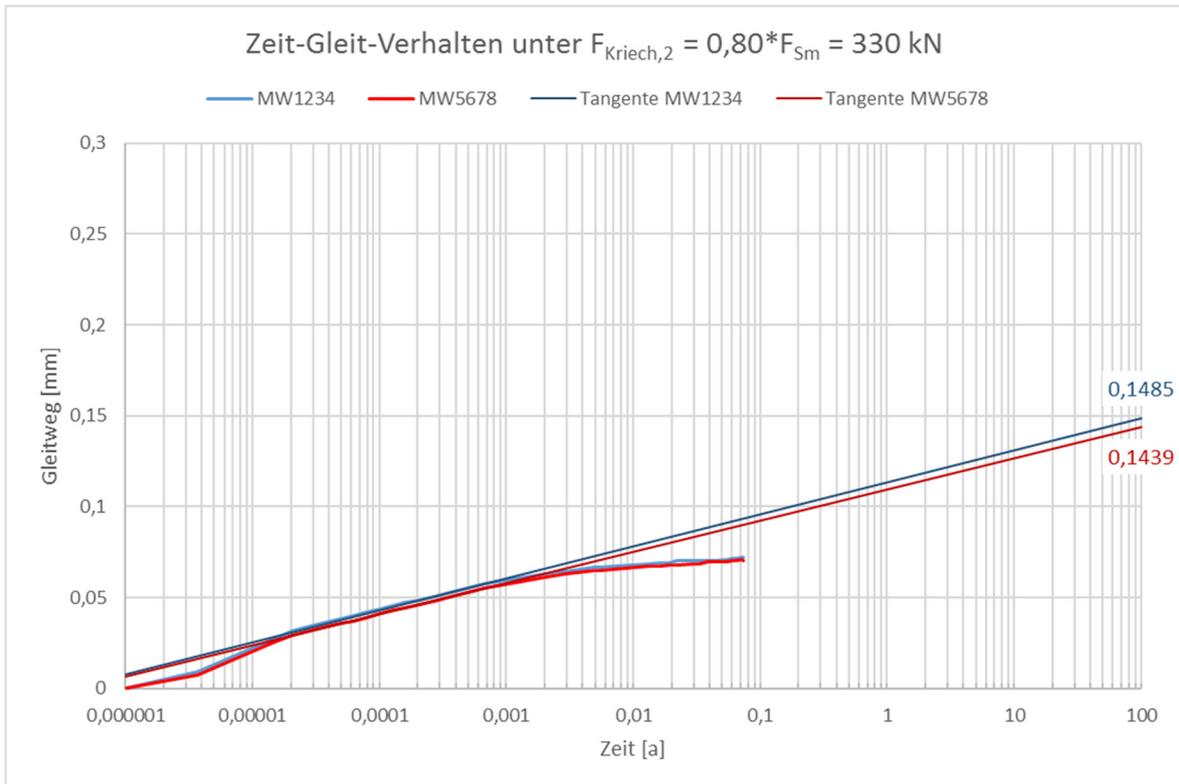


Abbildung 6.18: "Verschiebung-log Zeit"-Kurve V_asi_07: zweite erweiterte Kriechprüfung

Ermittlung Tangenten

Verbindung oben (MW1234):

zu wählen:	x = Zeit [a]	y = Weg [mm]
Punkt A:	0,000331114	0,052
Punkt B:	0,00066876	0,057375

$$y = a * \log(x) + b$$

Berechnung Konstanten a und b:

$$a = 0,017606044$$

$$b = 0,113269436$$

→ Gleichung der Tangente:

$$y = 0,017606044 * \log(x) + 0,11326944$$

bei x =	y =
0,000001	0,0076
100	0,1485

Verbindung unten (MW5678):

zu wählen:	x = Zeit [a]	y = Weg [mm]
Punkt A:	0,000331114	0,049625
Punkt B:	0,00066876	0,054875

$$y = a * \log(x) + b$$

Berechnung Konstanten a und b:

$$a = 0,017196601$$

$$b = 0,109469565$$

→ Gleichung der Tangente:

$$y = 0,017196601 * \log(x) + 0,10946957$$

bei x =	y =
0,000001	0,0063
100	0,1439

Abbildung 6.19: Ermittlung der Tangenten (Sekanten) zur linearen Extrapolation V_asi_07

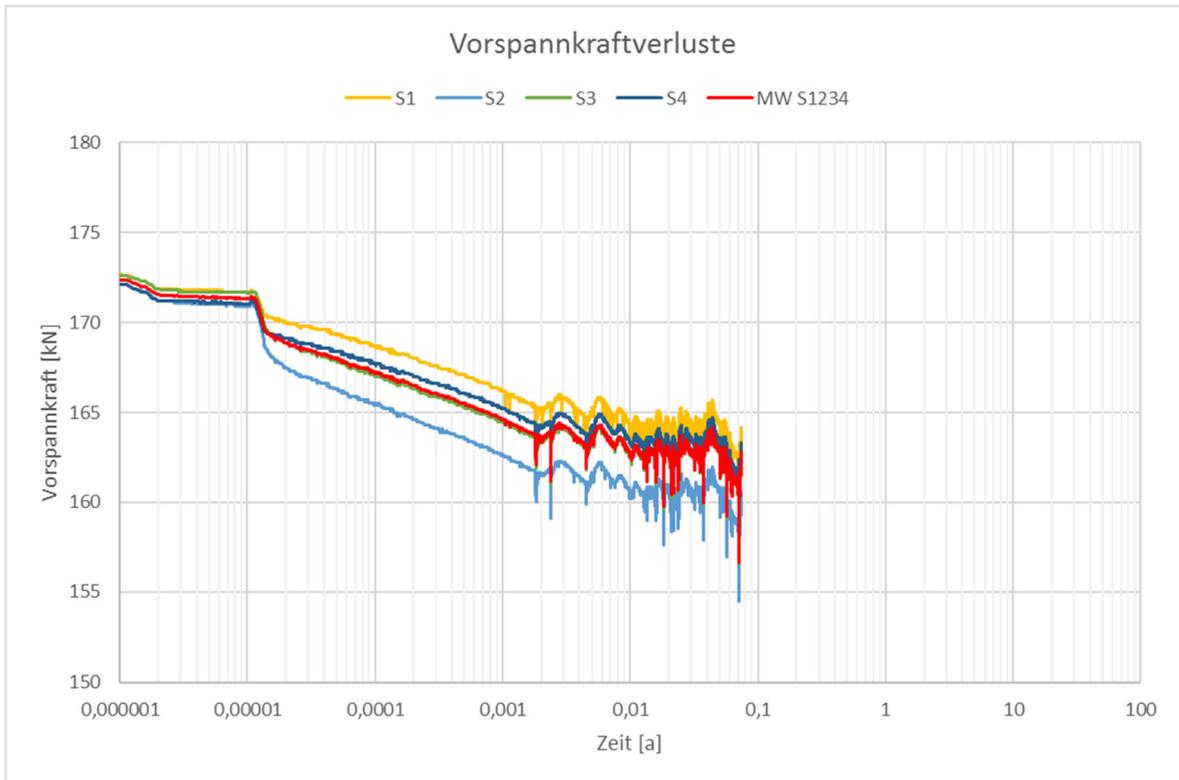


Abbildung 6.20: Verlauf der Vorspannkraften in V_asi_07

6.4.3 V_asi_08: dritte erweiterte Kriechprüfung

Zur Verifizierung der Wirksamkeit des Nachspannens der Schrauben und den daraus folgenden geringeren Kriechverformungen und somit höheren Tragfähigkeiten wurde darauf bei der dritten erweiterten Kriechprüfung verzichtet. Um die Ergebnisse mit der zweiten Kriechprüfung vergleichen zu können, blieb die Prüflast unverändert und betrug wie zuvor $F_{\text{Kriech},3} = F_{\text{Kriech},2} = 330 \text{ kN}$ entsprechend einer Haftreibungszahl von $\mu = 0,48$. Der Zusammenbau des Standardprüfkörpers erfolgte auch in diesem Versuch liegend, abweichend zu den ersten beiden wurden die Schrauben in dieser Position jedoch nicht direkt auf die volle Vorspannkraft von $F_{p,C} = 172 \text{ kN}$ sondern nur zur Lagesicherung für den Einbau auf etwa 20 kN angezogen. Nachdem der Einbau in den Versuchsstand beendet war, konnten zunächst die Halterungen mit den mechanischen Messuhren angebracht werden. Das Anziehen auf die volle erforderliche Vorspannkraft von $F_{p,C} = 172 \text{ kN}$ erfolgte schrittweise und abwechselnd erst kurz vor Beginn der Lastaufbringung, wie in Abbildung 6.21 zu sehen. Unmittelbar vor Versuchsbeginn wurden die mechanischen Messuhren händisch auf null tariert, bevor mit der Lastaufbringung durch Einfahren des Zylinders begonnen werden konnte.

Nach etwa 5 min war die volle Last erreicht und die Gleitverschiebungen betrugen 0,046 mm an der oberen und 0,054 mm an der unteren Verbindung. Eine mittlere Vorspannkraft von $F_{p,C,akt} = 162 \text{ kN}$ bedeutete einen Verlust von bereits etwa 5 % im Vergleich zu den im Mittel vorhandenen $F_{p,C,0} = 170 \text{ kN}$ zu Versuchsbeginn. Nach etwa 3 h, zum Ende der Dauermessung, lagen die Verschiebungen mit 0,091 mm oben und 0,0995 mm unten knapp doppelt so hoch, wie unmittelbar nach Erreichen der vollen konstanten Prüflast. Zu diesem Zeitpunkt konnte auch jeweils die größte Steigung der in Abbildung 6.22 dargestellten „Verschiebung-log Zeit“-Kurven zur Hochrechnung der Verschiebung identifiziert und die Tangenten angelegt werden. Die damit extrapolierten Gleitverschiebungen von 0,21 mm (oben) und 0,23 mm (unten) hielten den oberen Grenzwert von 0,30 mm zwar ein, wodurch auch dieser Versuch ohne ein Nachspannen der Schrauben die Haftreibungszahl von $\mu = 0,48$ bestätigte. Der Vergleich zu den erwarteten Verschiebungen von jeweils knapp 0,15 mm aus dem zweiten Versuch unter derselben Last zeigte jedoch trotzdem, dass ein Nachspannen der Schrauben einen deutlich positiven Effekt auf die Kriechverformungen und Tragfähigkeit der gleitfest vorgespannten Verbindungen mit ASI-beschichteten Kontaktflächen hat. Dies wurde auch durch die geringeren Steigungen der Tangenten und die deutlich kleineren Gleitverschiebungen von etwa 0,05 mm der nachgespannten Probe zum vergleichbaren Zeitpunkt bei etwa 3 h unterstützt. Abbildung 6.25 zeigt den direkten Vergleich der „Verschiebungs-log Zeit“-Kurven und angelegten Tangenten aus Versuch V_asi_07 (rote Kurven) mit einem Nachspannen nach etwa einem Tag und Versuch V_asi_08 (blaue Kurven) mit dem Anspannen unmittelbar vor Versuchsbeginn.

Die Verläufe der Vorspannkraft dieses, nicht nachgespannten, dritten erweiterten Kriechversuches sind in Abbildung 6.24 dargestellt. Sie zeigten nach einem Tag unter Vollast bereits eine mittlere Vorspannkraft von $F_{p,C,akt} = 153,7 \text{ kN}$, was einem Verlust von etwa 9,5 % seit Belastungsbeginn ($F_{p,C,0} = 169,7 \text{ kN}$) entsprach. Dagegen lag beim nachgespannten Versuch V_asi_07 zum gleichen Zeitpunkt und unter der gleichen Last nur ein etwa halb so großer Verlust von 5 % vor. In den folgenden drei Wochen fiel die Vorspannkraft in den Schrauben jedoch nicht viel weiter ab. Abgesehen von kurzzeitigen Schwankungen betrug die minimal gemessene Vorspannkraft nach 22 Tagen unter der vollen Kriechlast etwa $F_{p,C,akt} = 152,5 \text{ kN}$, diese entsprach einem Verlust von etwa 10 %.

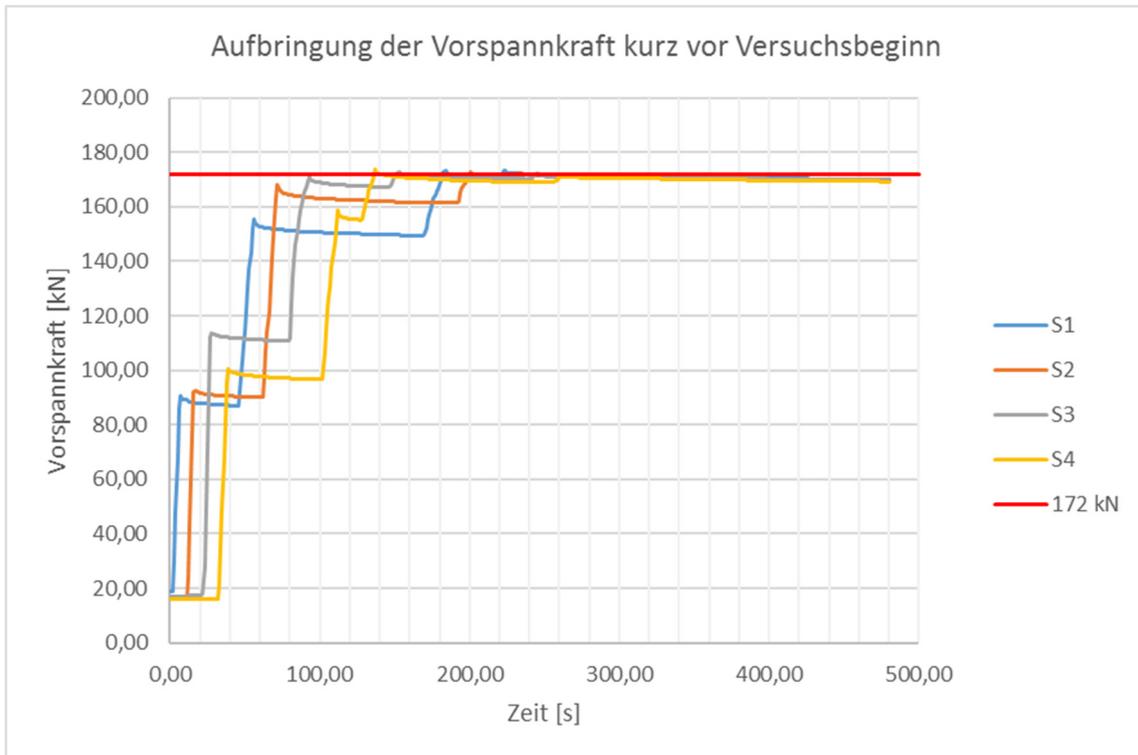


Abbildung 6.21: Aufbringung der Vorspannkraft bei der dritten erweiterten Kriechprüfung V_asi_08

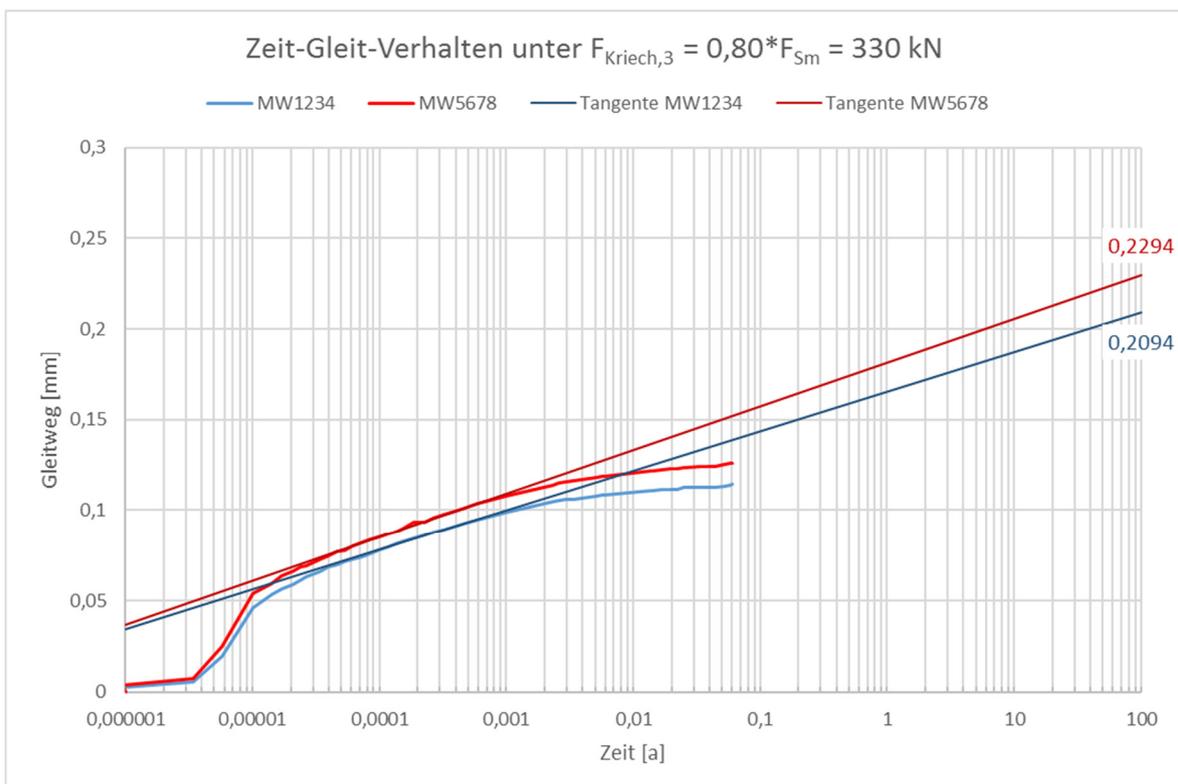


Abbildung 6.22: "Verschiebungs-log Zeit"-Kurve V_asi_08: dritte erweiterte Kriechprüfung

Ermittlung Tangenten

Verbindung oben (MW1234):

zu wählen:	x = Zeit [a]	y = Weg [mm]
Punkt A:	0,00018509	0,084
Punkt B:	0,000386764	0,091

$$y = a * \log(x) + b$$

Berechnung Konstanten a und b:

$$a = 0,021870672$$

$$b = 0,165634839$$

→ Gleichung der Tangente:

$$y = 0,021870672 * \log(x) + 0,16563484$$

bei x =	y =
0,000001	0,0344
100	0,2094

Verbindung unten (MW5678):

zu wählen:	x = Zeit [a]	y = Weg [mm]
Punkt A:	0,000228057	0,0935
Punkt B:	0,000579084	0,10325

$$y = a * \log(x) + b$$

Berechnung Konstanten a und b:

$$a = 0,024092$$

$$b = 0,181242025$$

→ Gleichung der Tangente:

$$y = 0,024092 * \log(x) + 0,18124203$$

bei x =	y =
0,000001	0,0367
100	0,2294

Abbildung 6.23: Ermittlung der Tangenten (Sekanten) zur linearen Extrapolation V_{asi_08}

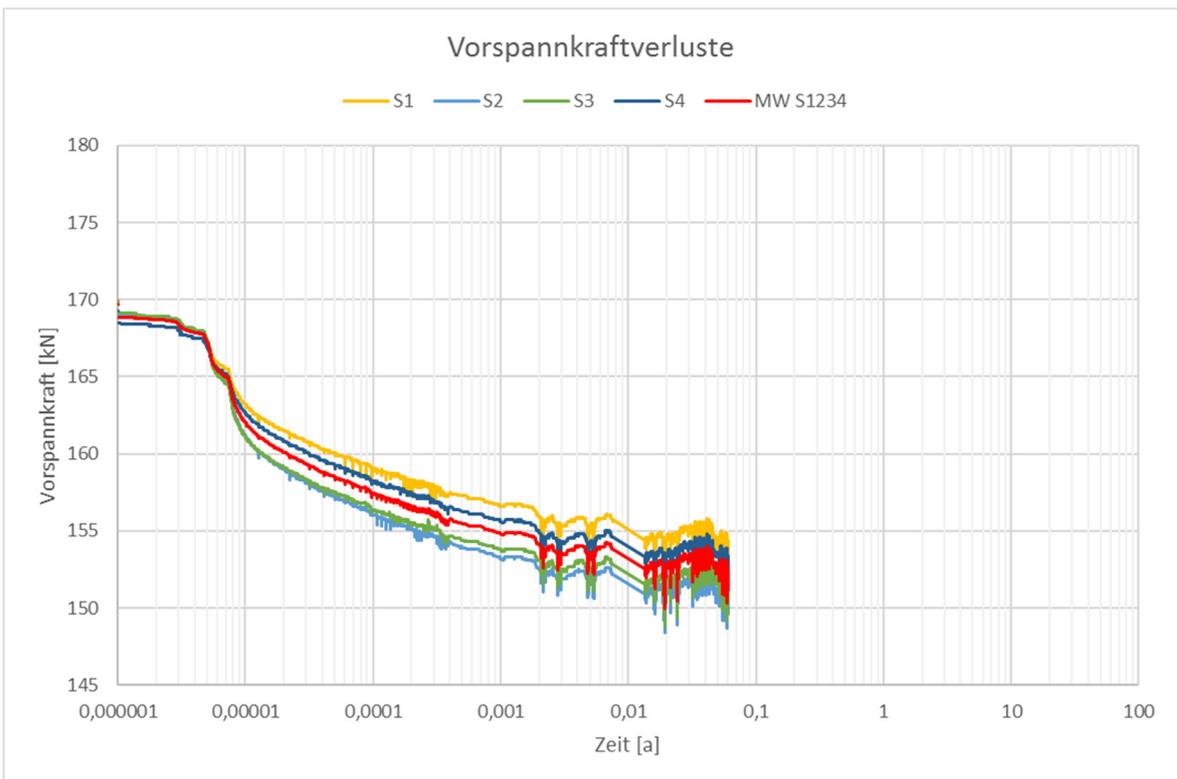


Abbildung 6.24: Verlauf der Vorspannkraft in V_{asi_08}

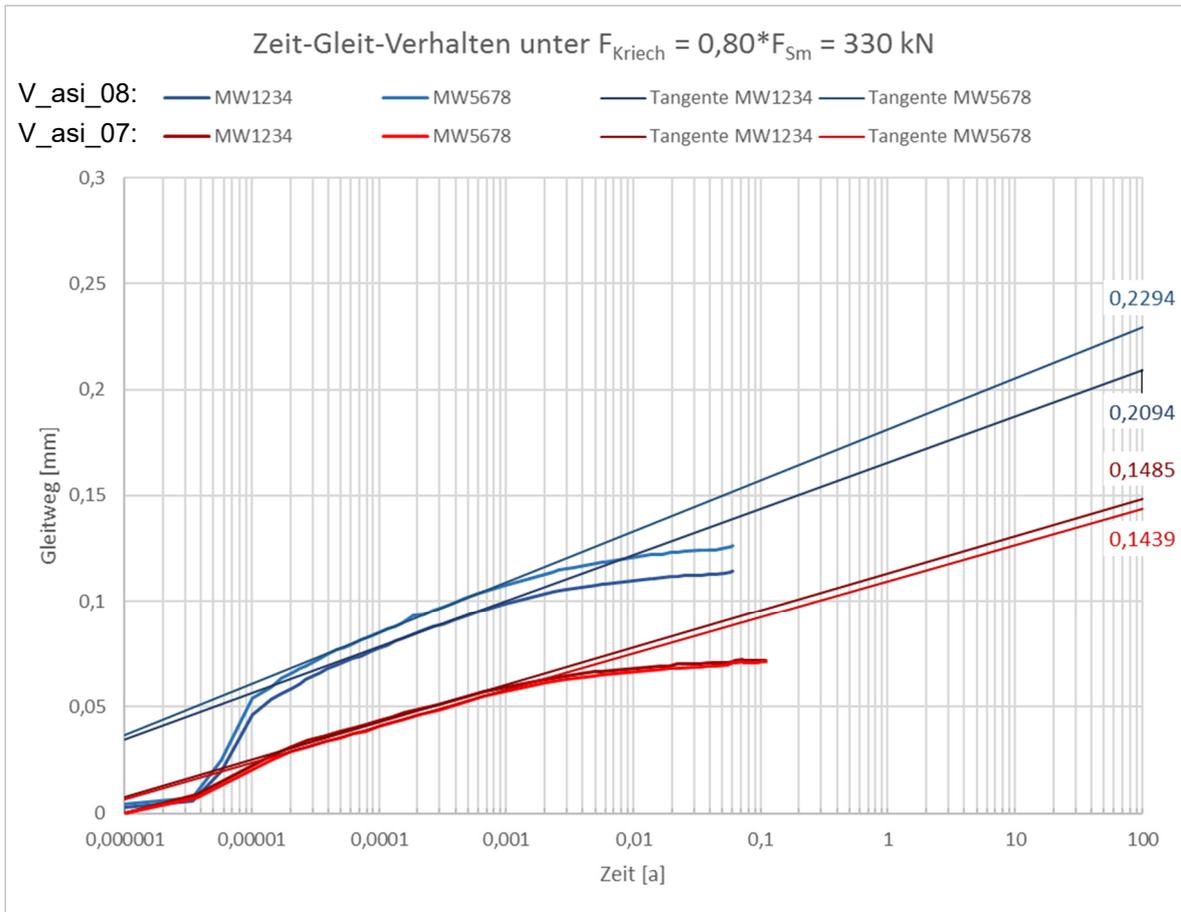


Abbildung 6.25: Vergleich der Verschiebungen der nachgespannten (V_asi_07) und nicht nachgespannten (V_asi_08) Verbindungen

6.5 Fazit der Versuche zur Ermittlung der Haftreibungszahl μ

Im Rahmen dieser Arbeit und als Referenzversuche für das Forschungsprojekt FOSTA P 1200 [45] wurden die gleitfest vorgespannten Verbindungen mit einer bereits genormten Alkali-Zink-Silikat-Beschichtung untersucht. Dabei handelte es sich um das Produkt *Interzinc 697* [28] der Firma *International Farbenwerke GmbH*, aufgetragen in einer Dicke von 50 μm bis 80 μm gemäß der Gleitflächenklasse B und einer Haftreibungszahl $\mu = 0,40$ nach DIN EN 1090-2 [6].

Nachdem die ersten vier statischen Versuche nach Anhang G der DIN EN 1090-2 [6] eine mittlere Gleitlast $F_{S,m} = 412,5 \text{ kN}$ und mittlere statische Haftreibungszahl von $\mu_m = 0,60$ ergaben, folgte die Durchführung der regulären Kriechprüfung als fünfter Versuch mit einer konstanten Prüflast von $F_{K,3h} = 0,90 * 412,5 = 371,25 \text{ kN}$. Da das gemessene verzögerte Gleiten als Differenz der Gleitverschiebungen zwischen 5 min und 3 h unter der vollen Prüflast mit im Mittel 0,056 mm den vorgegebenen Grenzwert von 0,002 mm um ein Vielfaches überschritt, wurden mindestens drei erweiterte Kriechprüfungen nach DIN EN 1090-2 [6] Anhang G, G.5, notwendig. Hierbei mussten die Standardprüfkörper so lange einer konstanten Last ausgesetzt werden, bis die erwarteten Verschiebungen der Verbindungen mittels einer hinreichend genauen Tangente linear auf die Lebensdauer des Tragwerkes von 100 Jahren im Fall des Brückenbaus extrapoliert werden konnten [6]. Die hochgerechneten Verschiebungen mussten zum Bestehen der Kriechprüfung die angegebene Grenzverschiebung von maximal 0,30 mm einhalten [6]. Bei Bestehen durfte die geprüfte Haftreibungszahl anschließend als Nennwert der Haftreibungszahl μ für die untersuchte Alkali-Zink-Silikat-Beschichtung (*Interzinc 697* [28]) der Kontaktfläche angenommen werden. Die Wahl der Prüflast für die erste erweiterte Kriechprüfung fiel nach Analyse der ersten fünf Versuche (statisch und reguläres Kriechen) und unter Berücksichtigung der normativ vorgegebenen Haftreibungszahl für die untersuchte Oberflächenbehandlung der Klasse B mit $\mu = 0,40$ auf $F_{Kriech,1} = 0,75 * F_{S,m} = 309,4 \text{ kN}$, was einer Haftreibungszahl von $\mu = 0,45$ entsprach. Die gemessenen Verschiebungen konnten in „Verschiebungs-log Zeit“-Kurven aufgezeichnet und linear auf 0,10 mm und 0,15 mm für die beiden Verbindungen extrapoliert werden. Da diese den Grenzwert einhielten, erzielte die erste erweiterte Kriechprüfung eine Haftreibungszahl von $\mu = 0,45$ für die untersuchte beschichtete Oberfläche. Für die zweite erweiterte Kriechprüfung wurde folglich eine höhere Prüflast von $F_{Kriech,2} = 0,80 * F_{S,m} = 330,0 \text{ kN}$ entsprechend einer Haftreibungszahl von $\mu = 0,48$ gewählt. Auch unter dieser Last hielten die hochgerechneten Gleitverschiebungen nach 100 Jahren von 0,149 mm bei der oberen und 0,144 mm bei der unteren Verbindung den Grenzwert ein und belegten somit die Haftreibungszahl von $\mu = 0,48$. Bei beiden erweiterten Kriechprüfungen erfolgte vor Versuchsbeginn und Belastung ein Nachspannen der bereits etwa einen Tag zuvor vorgespannten hochfesten Schraubengarnituren auf die erforderliche Vorspannkraft von $F_{p,c} = 172 \text{ kN}$, da in der Kurzstudie FOSTA P 1150 [44] eine Reduzierung der Vorspannkraftverluste und Erhöhung der Tragfähigkeit durch das Nachspannen festgestellt werden konnte. Der Anhang G der DIN EN 1090-2 [6] gab hierzu keine näheren Vorgaben, besagte aber, dass die Schraubenvorspannung unmittelbar vor Versuchsbeginn, erforderlichenfalls auch durch ein erneutes Anziehen, mit einer Genauigkeit von $\pm 5 \%$ erreicht werden muss [6]. Im weiteren Verlauf des Forschungsprojektes FOSTA P 1200 [45] ist zu untersuchen, ob und inwieweit ein Nachspannen mit den aktuell gültigen Anziehverfahren, siehe Kapitel 3.6, möglich und vor allem praxistauglich ist, auch wenn die Verluste seit dem ersten Anspannen bei $<10 \%$ liegen. In den ersten beiden erweiterten Kriechprüfungen, bei denen das Nachspannen der

Schrauben vor Belastungsbeginn jeweils nach etwa einem Tag ohne Last erfolgte, betragen die Vorspannkraftverluste während der Versuchsdauer von jeweils ca. 2 Monaten maximal etwa 8 %, was dabei einer minimal gemessenen Vorspannkraft von ca. $F_{p,C,min} = 161$ kN entsprach. Zur Verifizierung des Nachspannes wurde darauf bei der dritten erweiterten Kriechprüfung verzichtet und der Prüfkörper direkt nach dem ersten Vorspannen auf etwa $F_{p,C} = 172$ kN belastet. Um einen genauen Vergleich von nachgespannter und nicht nachgespannter Prüfung ziehen zu können, erfolgte die dritte Kriechprüfung mit derselben konstanten Prüflast wie die zweite von $F_{Kriech,3} = 330$ kN entsprechend einer Haftreibungszahl von $\mu = 0,48$. Die tangential auf 100 Jahre hochgerechneten Verschiebungen blieben mit 0,21 mm (oben) und 0,23 mm (unten) zwar weiterhin unter dem Grenzwert von 0,30 mm, weshalb auch die nicht nachgespannte Verbindung die Haftreibungszahl $\mu = 0,48$ bestätigte. In der nachgespannten, zweiten, Kriechprüfung lagen jedoch sowohl die extrapolierten Verschiebungen (knapp 0,15 mm), als auch die Steigungen der dazu angelegten Tangenten teilweise deutlich niedriger. Auch die Vorspannkraftverluste betragen bei der nicht nachgespannten Probe bereits nach einem Tag unter Vollast ca. 10 % und somit etwa doppelt so viel wie bei der nachgespannten Probe zum selben Zeitpunkt (5 %). All diese Ergebnisse belegen die positive Auswirkung des Nachspannens nach etwa einem Tag ohne Last auf die zu erwartenden Kriechverschiebungen und folglich auch die Tragfähigkeit und Haftreibungszahl μ der gleitfest vorgespannten Verbindung mit ASI-beschichteten Kontaktflächen gemäß DIN EN 1090-2 [6].

7 Auswertung der Ermüdungsversuche

7.1 V_asi_fat_01: erster zyklischer Versuch

Die zyklischen Versuche wurden gemäß Kapitel 5.2 und 5.3 an den Standardprüfkörpern aus Anhang G der DIN EN 1090-2 [6] mit zwei Verbindungen, bestehend aus jeweils zwei Scherfugen und zwei in Zugrichtung hintereinander liegenden, vorgespannten Schrauben, durchgeführt. Die durchschnittliche mittlere Beschichtungsdicke der Kontaktflächen lag bei dem ersten zyklischen Versuch bei 65,8 μm , wobei die ASI-Beschichtung auf den Zugstäben deutlich dicker und den äußeren Laschen entsprechend geringer war.

Laut Forschungsantrag sollte die erste Oberlast als Zugkraft in Höhe der zuvor ermittelten Traglast aus den statischen Versuchen und Kriechprüfungen angesetzt werden. Da zu Versuchsbeginn das Bestehen der ersten erweiterten Kriechprüfung unter der konstanten Prüflast von 309,4 kN entsprechend einem $\mu = 0,45$ abzusehen war, wurde die Oberlast zu $F_o = 300$ kN gewählt. Mit dem ebenfalls vorgegebenen $R = 0,1$ folgte eine Unterlast von $F_u = 30$ kN und Schwingbreite von $\Delta F = 270$ kN. Dies entsprach, bezogen auf die Bruttoquerschnitte, einer Spannungsschwingbreite von $\Delta\sigma_{\text{Lasche}} = 129,8$ N/mm² in den beiden äußeren Laschen und $\Delta\sigma_{\text{Zugstab}} = 131,7$ N/mm² in den inneren Zugstäben. Die Mittellast betrug $F_m = 165$ kN und die Amplitude der sinusförmigen Zugschwellbelastung folglich $F_A = 135$ kN.

Nachdem die hochfesten Schrauben auf die Mindestvorspannkraft von $F_{p,C} = 172$ kN angezogen wurden, erfolgte das lineare Hochfahren auf die Oberlast in einer Zeit von 6 s und anschließend das lineare Anfahren der Mittellast innerhalb von 3 s. Nun konnte die zyklische Belastung in Form einer sinusförmigen Zugschwellbelastung mit einer Frequenz von 1 Hz unter Dauermessung mit 60 Hz gestartet werden. Diese wurde nach etwa 500 Zyklen gestoppt und die Schwingfrequenz auf 3 Hz erhöht, bevor nun die periodische Messung alle 60 s erfolgte. Nach einem erneuten Hochfahren der Schwingfrequenz auf 6 Hz konnte bei etwa 15.000 aufgebrauchten Lastspielen auf eine periodische Messung mit 50 Messwerten einer Periode (Messfrequenz 300 Hz) alle 900 s (15 min) umgeschaltet werden. Abbildung 7.1 zeigt sowohl die Maschinenkraft in der grünen Kurve bezogen auf die linke vertikale Achse, als auch die beiden Gleitverschiebungen der Verbindung oben (MW1234) in der braunen und unten (MW5678) in der blauen Kurve mit der Skalierung an der rechten vertikalen Achse während der ersten 100 Zyklen. Bereits nach dem Anfahren von Ober- und Mittellast, sowie dem ersten regulären Zyklus, trat eine Verschiebung von 0,025 mm an der oberen und 0,029 mm an der unteren Verbindung auf. Diese nahmen in den folgenden 100 Zyklen immer weniger zu. Das in Abbildung 7.2 als obere und untere Einhüllende der gemessenen Hysteresen dargestellte Ermüdungs-Gleit-Verhalten unterstützt diesen Trend im Hinblick auf die gesamte aufgebrauchte Zyklenzahl von >5.000.000 mit einer maximal erreichten Gleitverschiebung von 0,047 mm an der oberen und 0,053 mm an der unteren Verbindung. Die angesetzte Grenzverschiebung von 0,30 mm wurde somit bei beiden Verbindungen deutlich eingehalten und auch ein Versagen der Bauteile trat nicht auf. Während eines Lastspiels betrug die Differenz zwischen maximaler und minimaler gemessener Gleitverschiebung einer Hysterese, wie in Abbildung 7.2 zu erkennen, etwa 0,01 mm. Die seltenen Sprünge in den Kurven können sich über Messungenauigkeiten und die lange Versuchsdauer von insgesamt 11 Tagen erklären lassen. Dass die maximalen Endverschiebungen nach >5.000.000 Zyklen nur knapp doppelt so groß wie die nach nur einem einzigen Zyklus waren, ist ein Indiz für den

vermuteten sogenannten „Lock-Up Effekt“. Ein weiteres stellt der Gleitverlauf der Verbindungen vor allem innerhalb der ersten 200.000 Zyklen dar, dessen Steigung immer geringer wurde und sich im weiteren Verlauf nahezu asymptotisch einem Maximalwert annäherte.

Neben den Verschiebungen konnten durch die applizierten Dehnungsmessstreifen auch die Vorspannkraften in den Schrauben zur Analyse der Vorspannkraftverluste aufgezeichnet werden. Bei dem in Abbildung 7.3 dargestellten Diagramm der Vorspannkraftverluste wurden die reinen Messwerte der Schraubenkräfte über die Zyklenzahl aufgetragen, jedoch auf eine Darstellung als Einhüllende wie in Abbildung 7.2 verzichtet. Die Stärke der Kurven lässt somit auf eine Schwankung der Schraubenkräfte von etwa 2 kN während eines Schwingenspiels schließen. Die Vorspannkraftverluste verhielten sich zu Beginn bis etwa 200.000 Zyklen analog zum Gleiten der Verbindungen. Im weiteren Verlauf unter der zyklischen Belastung näherten sie sich nicht genau asymptotisch einer minimalen Kraft an, sondern fielen bis zum Versucheende mit einem ganz leichten Gefälle auf durchschnittlich etwa $F_{p,C,act} = 159 \text{ kN}$ ab, was einem Verlust von etwa 7,5 % entsprach. Nach dem Entlasten am Ende des zyklischen Versuches nach etwa 11 Tagen lag die mittlere verbliebene Vorspannkraft bei $F_{p,C,Ende} = 160,5 \text{ kN}$ und der Verlust somit bei ca. 6,5 %.

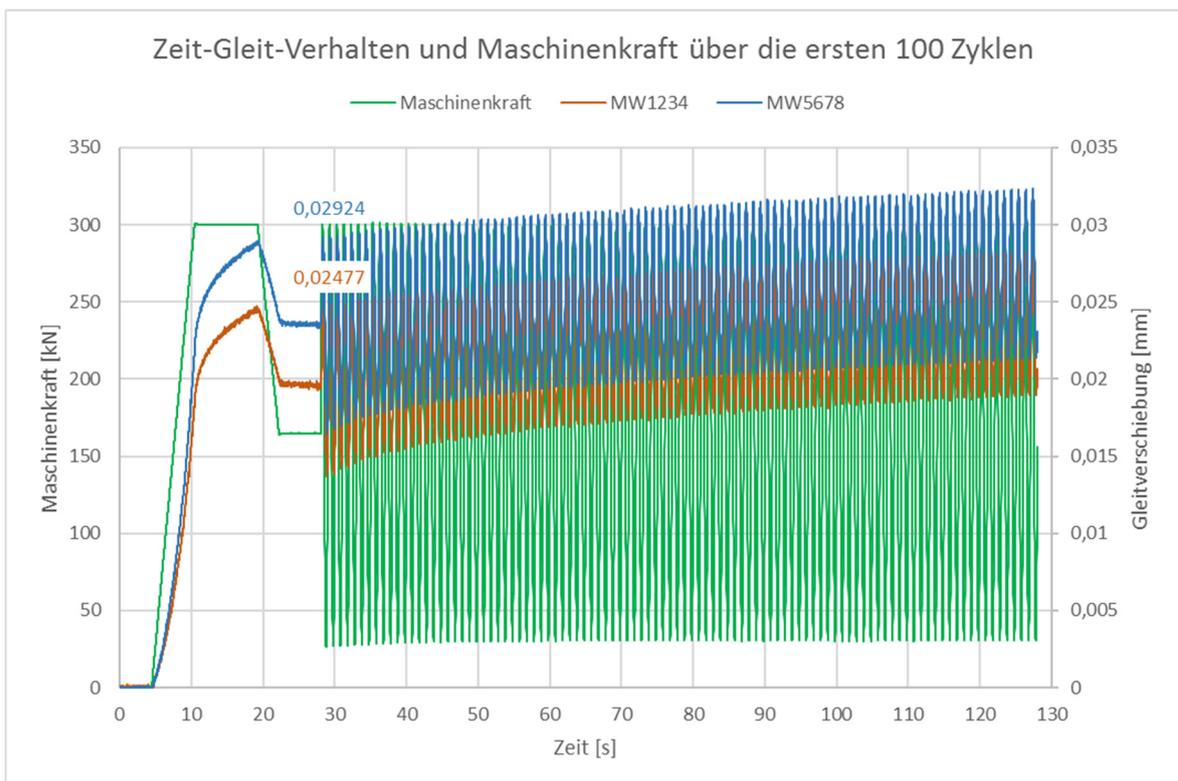


Abbildung 7.1: Zeit-Gleit-Verhalten und Maschinenkraft der ersten 100 Zyklen V_asi_fat_01

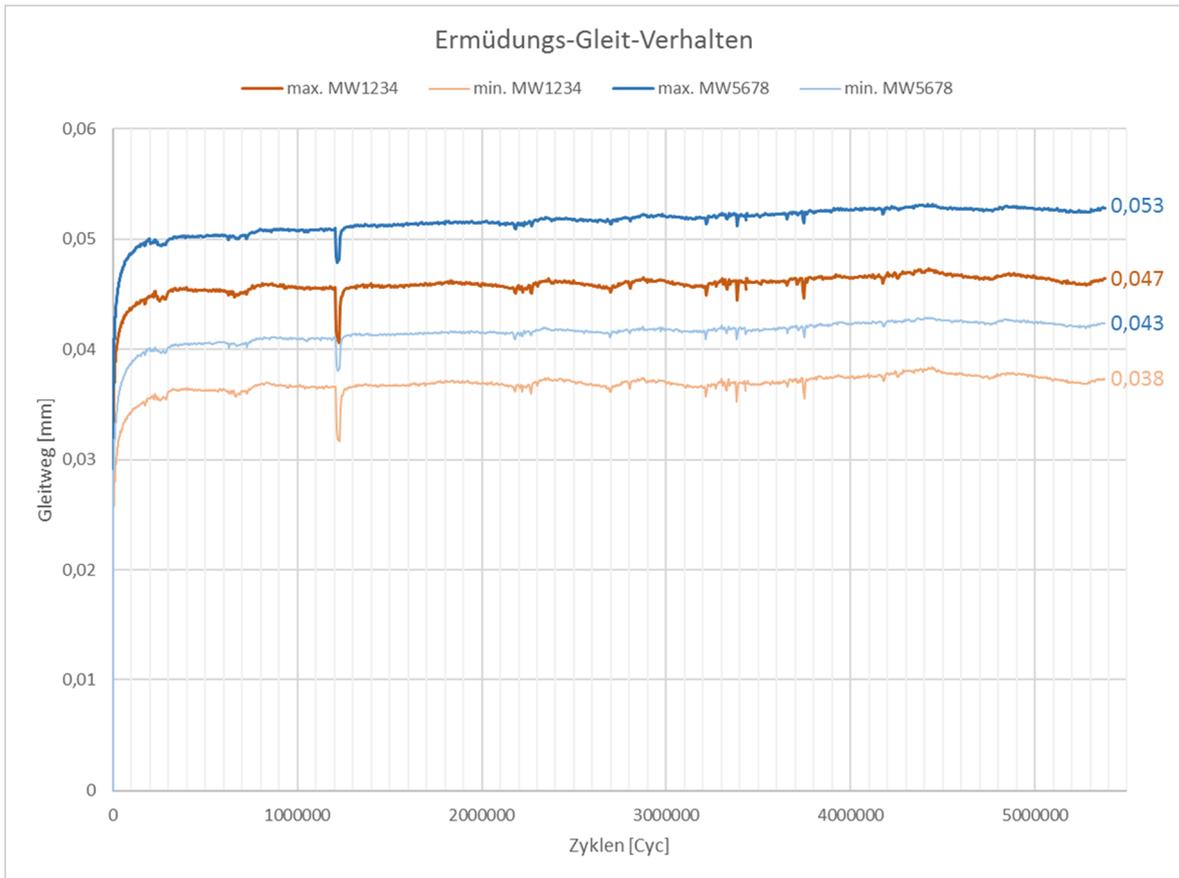


Abbildung 7.2: Ermüdungs-Gleit-Verhalten $V_{asi_fat_01}$ als Einhüllende der Hysteresen

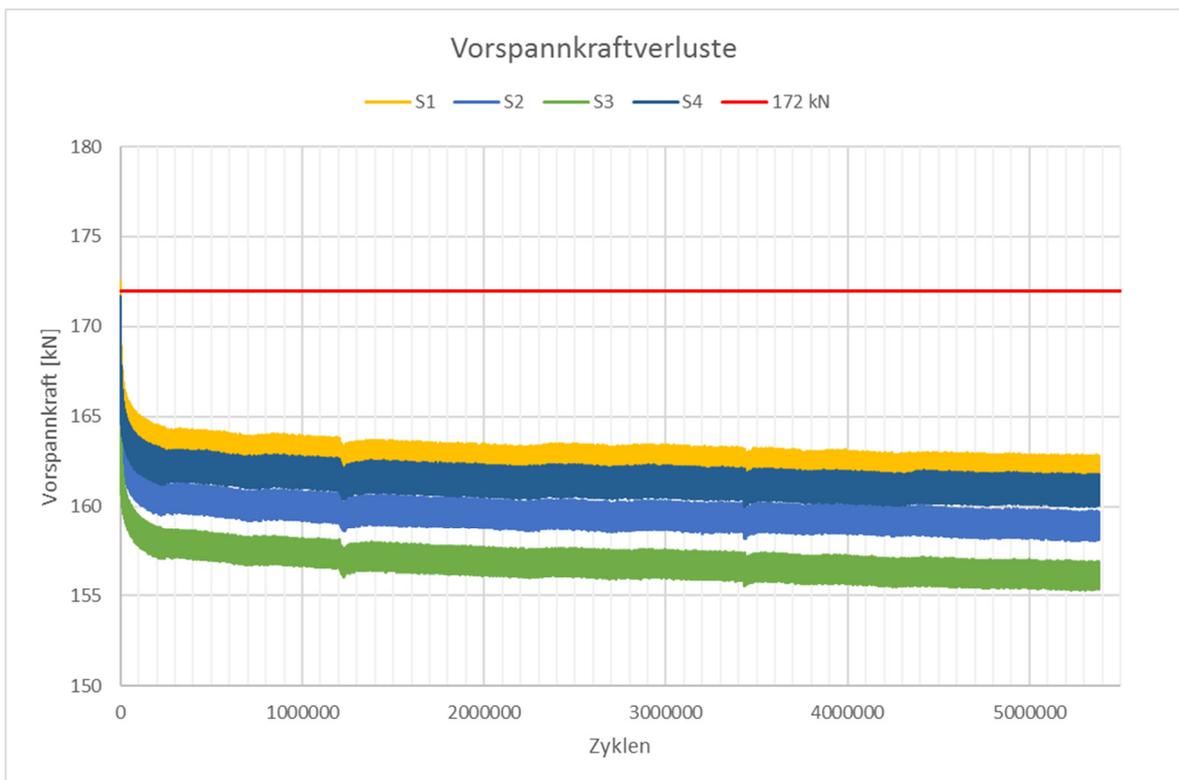


Abbildung 7.3: Vorspannkraftverluste $V_{asi_fat_01}$

Da es nach über 5.000.000 Lastspielen weder zum Versagen, noch zum Erreichen des Abbruch-Kriteriums als maximale Grenzverschiebung von 0,30 mm kam, konnte der erste zyklische Versuch mit der Oberlast von 300 kN als Durchläufer identifiziert werden. Um dies zu verifizieren, mussten jedoch eventuell aufgetretene Ermüdungsschäden durch einen statischen Nachversuch ausgeschlossen werden. Dieser diente zudem dazu, den „Lock-Up Effekt“ der beschichteten gleitfest vorgespannten Verbindung unter zyklischer Belastung und die dabei gewonnenen Indizien zu belegen. Demnach wurde vermutet, dass die zu erreichenden Gleitlasten F_{Si} in dem statischen Nachversuch größer sein müssten, als die der vier statischen Versuche (siehe 6.2) mit einem Mittelwert von $F_{Sm} = 412,5$ kN. Für den statischen Nachversuch konnte der Prüfkörper in der Zug-Prüfmaschine eingebaut bleiben und auch die Messtechnik blieb unverändert. Auf ein erneutes Anziehen der Schrauben auf die Mindestvorspannkraft wurde verzichtet, sodass die Vorspannkraft zu Versuchsbeginn im Mittel bei $F_{p,c,0} = 160,5$ kN lag. Lediglich die Wegaufnehmer wurden wieder tariert.

Die weggesteuerte Versuchsdurchführung erfolgte nun analog zu den vier regulären statischen Versuchen mit einer Geschwindigkeit von 0,4 mm/min bei einer Messfrequenz von 1 Hz. Die gemessenen Kraft- und Zeit-Gleit-Kurven in Abbildung 7.4 und Abbildung 7.5 zeigen, dass beide Verbindungen nicht gleichzeitig den Gleitweg von 0,15 mm erreichten, sondern dies zuerst nach 362 s bei der unteren Verbindung geschah. Nach deren Durchrutschen und der erneuten Kraftsteigerung durchlief auch die obere Verbindung den Grenzgleitweg bei einer Zeit von 785 s. Es wurden Gleitlasten von $F_{Si,u} = 481,6$ kN und $F_{Si,o} = 477,11$ kN erzielt. Diese entsprachen Haftreibungszahlen von $\mu_u = 0,70$ bzw. $\mu_o = 0,69$, die somit deutlich über den Mittelwerten der statischen Gleitlast $F_{Sm} = 412,5$ kN und Haftreibungszahl von $\mu_m = 0,60$ lagen. Die durchgelaufene ermüdungsbeanspruchte Probe zeigte folglich eine um 16 % größere statische Tragfähigkeit, obwohl auch die Vorspannkraft geringer als bei den statischen Versuchen waren. Dieses Verhalten bestätigt zum einen den ersten zyklischen Versuch als Durchläufer im Hinblick auf die Ermüdungsfestigkeit und beweist zum anderen den vermuteten „Lock-Up Effekt“, nach dem sich die Kontaktflächen unter der dynamischen Belastung „festreiben“.

Die Vorspannkraftverluste während des Versuches waren nur noch sehr gering und betragen in Bezug auf die anfängliche Vorspannkraft zu Versuchsbeginn bei beiden Verbindungen jeweils etwa 2 %.

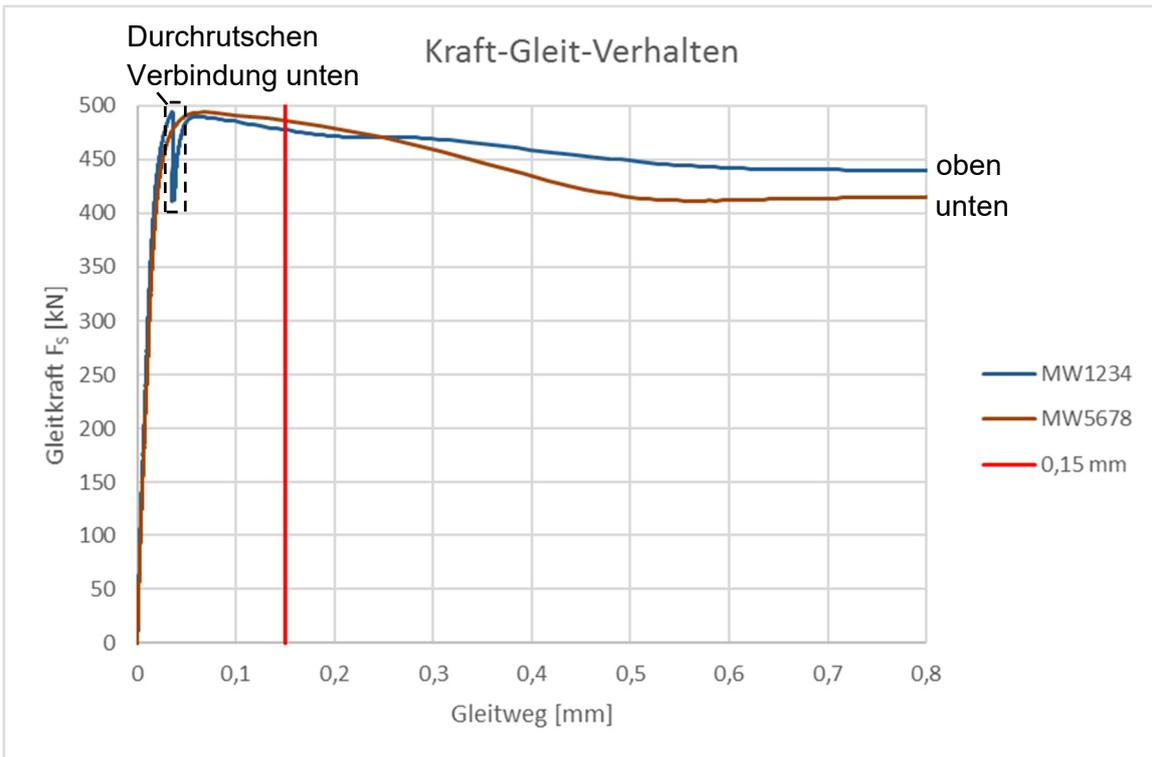


Abbildung 7.4: Kraft-Gleit-Verhalten statischer Nachversuch zu V_asi_fat_01

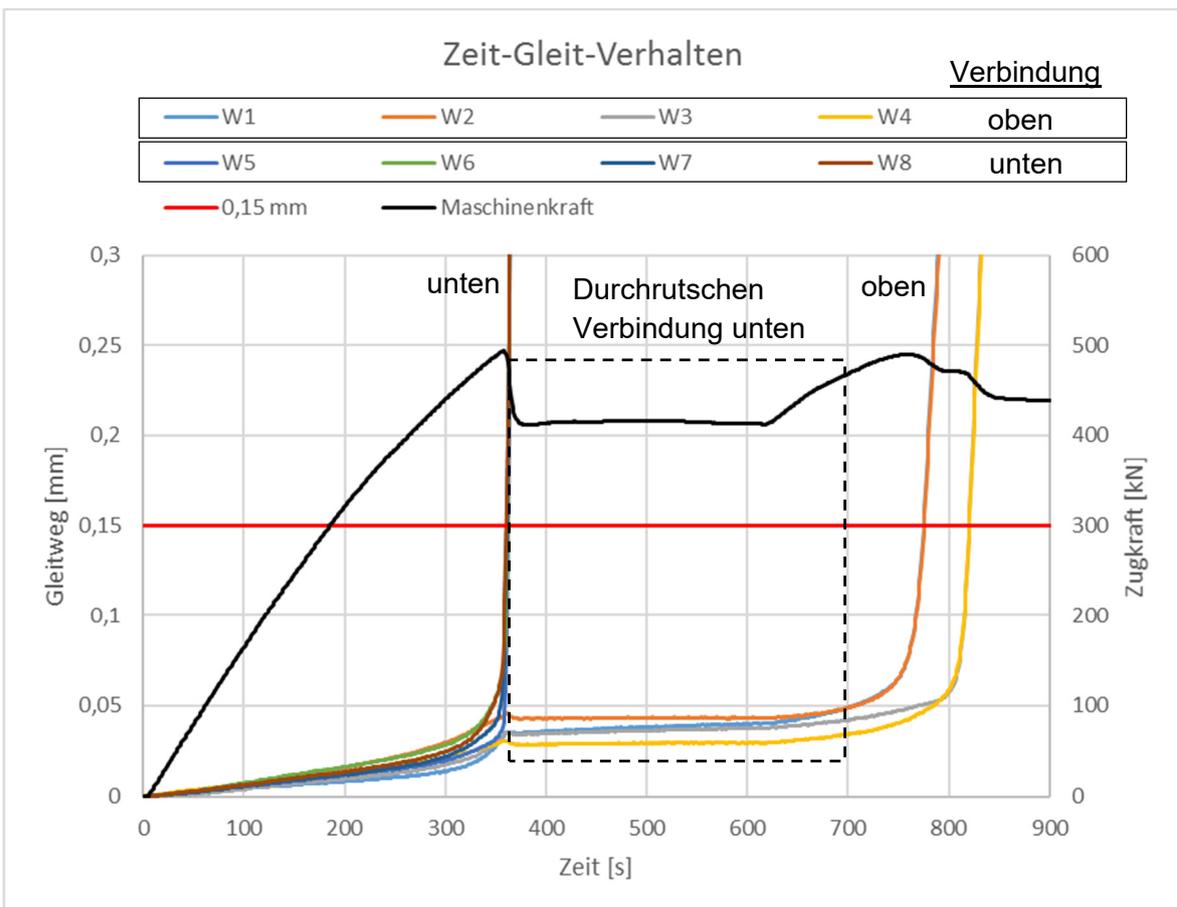


Abbildung 7.5: Zeit-Gleit-Verhalten statischer Nachversuch zu V_asi_fat_01

7.2 V_asi_fat_02: zweiter zyklischer Versuch

Der zweite zyklische Versuch wurde wie der erste mit einer Oberlast von $F_o = 300$ kN und gemäß $R = 0,1$ einer Unterlast von $F_u = 30$ kN gefahren, was einer Spannungsschwingbreite von $\Delta\sigma_{\text{Lasche}} = 129,8$ N/mm² in den beiden äußeren Laschen und $\Delta\sigma_{\text{Zugstab}} = 131,7$ N/mm² im inneren Zugstab entsprach. Dadurch sollte zum einen die gewählte Oberlast von $F_o = 300$ kN durch einen weiteren Durchläufer als minimale Oberlast für die experimentell ermittelte Dauerfestigkeit bei der vorgegebenen Zugschwellbelastung mit $R = 0,1$ bestätigt werden. Zum anderen war das Ziel, den Einfluss der Beschichtungsdicken und Zusammenstellung der Probekörper zu untersuchen. Dazu wurden abweichend zum ersten zyklischen Versuch hier allesamt ähnliche mittlere Beschichtungsdicken von Laschen und Zugstäben, in einem Bereich zwischen 61,6 μm und 66,8 μm , gewählt. Die durchschnittliche mittlere Dicke der ASI-Beschichtung lag mit 64,4 μm trotzdem sehr nahe an der des ersten Versuches mit 65,8 μm .

Die Versuchsdurchführung erfolgte nahezu analog zum ersten zyklischen Versuch. Nach dem 6-sekündigen linearen Hochfahren auf die Oberlast und anschließenden Anfahren der Mittellast in 3 s begann die zyklische Belastung mit 1 Hz. All dies geschah unter Dauermessung aller Parameter mit 60 Hz. Die Gleitverschiebung nach dem ersten regulären Lastspiel betrug laut Abbildung 7.6 bei der oberen Verbindung etwa 0,029 mm und bei der unteren ca. 0,028 mm. Als etwa 500 Zyklen erreicht waren, wurde die Schwingfrequenz schrittweise auf 6 Hz erhöht und auf eine periodische Messung alle 1200 s (20 min) umgeschaltet. Bei der ersten Periode nach einer absoluten Messzeit von 1472,625 s waren nach händischer Synchronisation, wie in Kapitel 5.3 beschrieben, bisher 733 Lastspiele aufgebracht. Auch dieser Versuch konnte als Durchläufer mehr als 5.000.000 Lastspiele aushalten, ohne dass die Grenzgleitverschiebung von 0,30 mm erreicht wurde oder es zum Bruch der Probe kam. Wie in dem Ermüdungs-Gleit-Diagramm in Abbildung 7.7 zu erkennen, betrug die maximal gemessene Gleitverschiebung der oberen Verbindung 0,052 mm und der unteren 0,054 mm. Diese Werte entsprechen wie beim ersten zyklischen Versuch etwa der Hälfte derer nach nur einem einzigen aufbrachten Lastspiel. Daneben bekräftigt auch der Verlauf der Ermüdungs-Gleit-Kurven den bereits im ersten Versuch erkannten „Lock-Up Effekt“. Die Gleitdifferenz der Hysteresen lag in diesem Versuch, wie Abbildung 7.7 verdeutlicht, bei etwa 0,008 mm.

Da die erzielten Ergebnisse nahezu deckungsgleich mit denen des ersten zyklischen Versuches unter der gleichen Belastung waren, konnte der untersuchte Einfluss der Beschichtungsdicken als nicht relevant eingestuft werden. Es zeigte sich kein Unterschied, ob bei einer vergleichbaren durchschnittlichen Beschichtungsdicke aller Kontaktflächen die Kombination von dicken und dünnen Beschichtungen oder ein gleiches mittleres Niveau gewählt wurde.

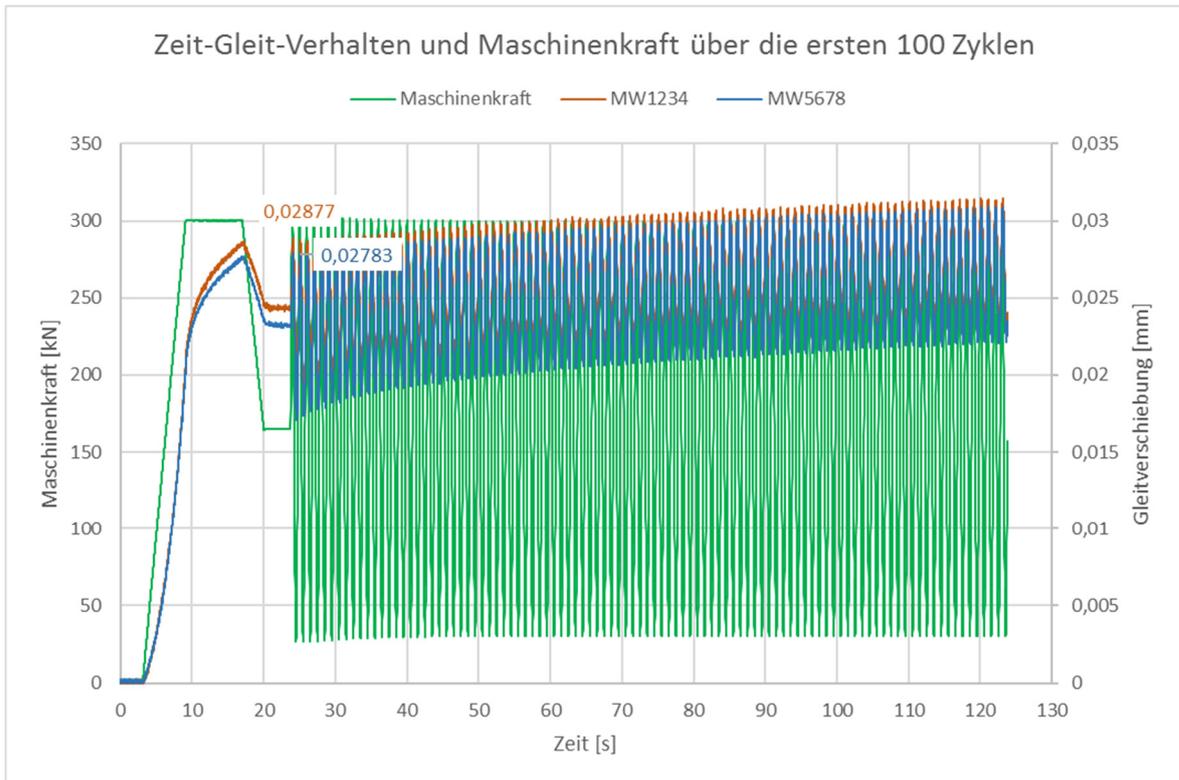


Abbildung 7.6: Zeit-Gleit-Verhalten und Maschinenkraft der ersten 100 Zyklen $V_{asi_fat_02}$

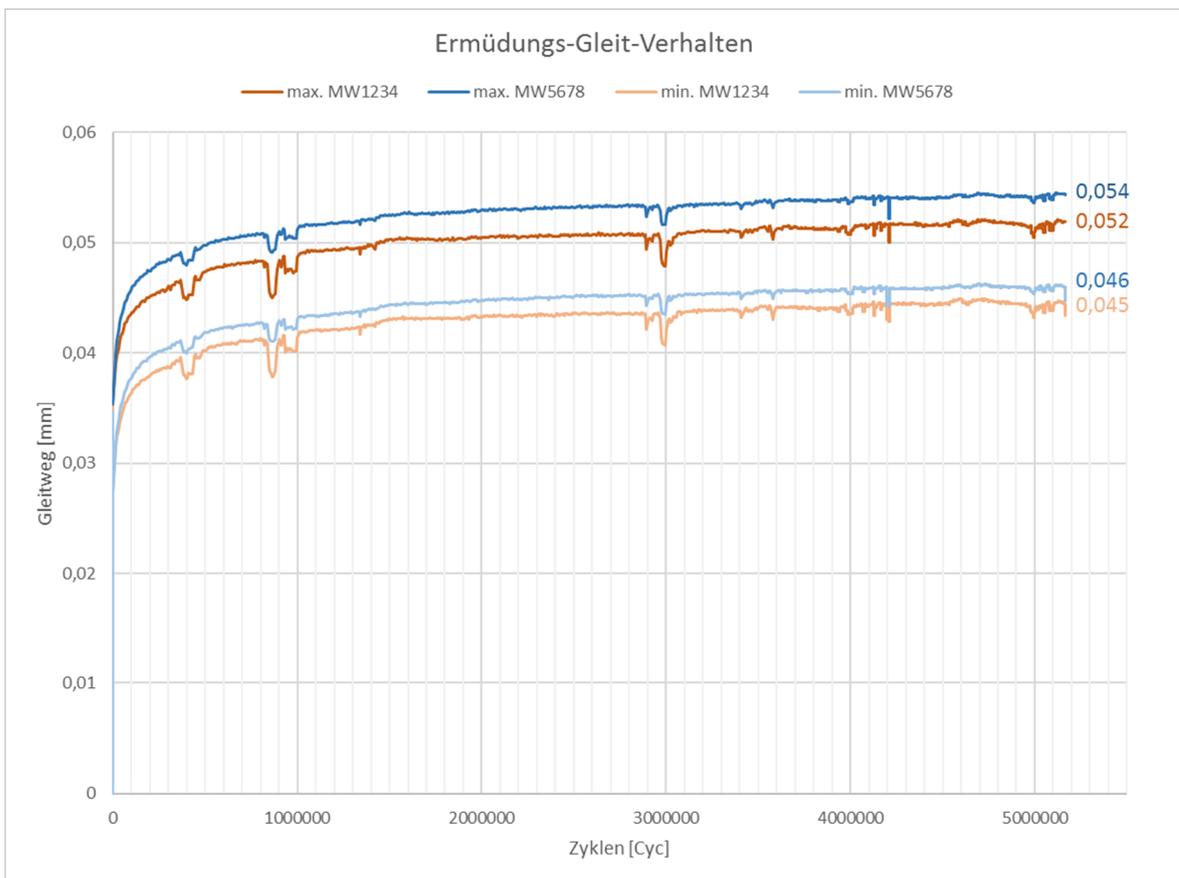


Abbildung 7.7: Ermüdungs-Gleit-Verhalten $V_{asi_fat_02}$ als Einhüllende der Hysteresen

Die in Abbildung 7.8 dargestellten Vorspannkraftverluste lagen in diesem Versuch etwas über denen des vergleichbaren ersten zyklischen Versuches. Der Verlauf ist wieder nahezu genau gegenteilig deckungsgleich mit dem Ermüdungs-Gleit-Verhalten. Im Bereich des größten Gleitzuwachses bis etwa 400.000 Zyklen fiel auch die Vorspannkraft entsprechend stark ab, bevor beide Steigungen im weiteren Verlauf immer geringer wurden und sich fast asymptotisch endgültigen Werten annäherten. Die mittlere Vorspannkraft zu Versuchsbeginn betrug etwa $F_{p,C,0} = 171 \text{ kN}$ und fiel mit einem Verlust von etwa 9 % auf $F_{p,C,act} = 156 \text{ kN}$ nach >5.000.000 Lastspielen und insgesamt 10 Tagen Versuchsdauer ab.

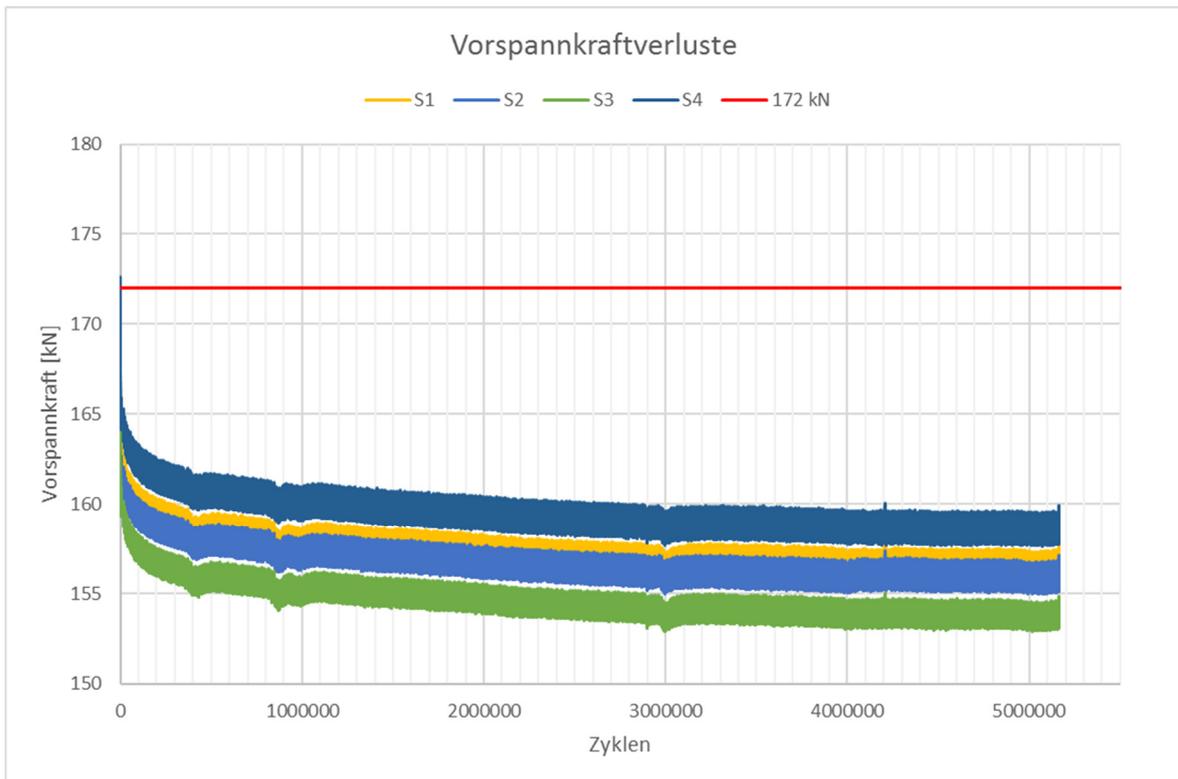


Abbildung 7.8: Vorspannkraftverluste $V_{asi_fat_02}$

Um auch diesen Versuch als Durchläufer zu verifizieren, erfolgte anschließend, wie beim ersten zyklischen Versuch, ein statischer Nachversuch. Dazu wurden wieder lediglich die Wegaufnehmer tariert, die Schrauben blieben unberührt. Die Zeit-Gleit-Kurven der Wegaufnehmer in Abbildung 7.10 zeigen neben dem Durchrutschen der oberen Verbindung (W1 bis W4) zusätzlich ein gleichzeitig beginnendes Rutschen der Wegaufnehmer W7 und W8, welche sich beide an der kopfseitigen Lasche der unteren Verbindung befanden. Sie überschritten den Gleitweg somit fast zeitgleich mit der oberen Verbindung, bevor diese nach etwa 0,25 mm Verschiebung alleine weiter durchrutschte. Die Wegaufnehmer W5 und W6 an der mutterseitigen unteren Verbindung zeigten zu selben Zeitpunkt lediglich eine Verschiebung von etwa 0,05 mm. In Verbindung mit dem langen Durchrutschbereich im Kraft-Gleit-Diagramm, siehe Abbildung 7.9, lässt sich bei diesem Versuch deutlich erkennen, dass es bei den Gleitverschiebungen auch zu Differenzen bei beiden Laschen kommen kann. Im Mittel erreichte die untere Verbindung eine Gleitlast von $F_{S,u} = 439,25$ kN nach 399 s, während die obere nach 372 s und einer Kraft von $F_{S,o} = 471,95$ kN den Gleitweg von 0,15 mm anzeigte. Somit lagen auch hier beide Gleitlasten über der mittleren statischen Gleitlast F_{Sm} und die Haftreibungszahlen von $\mu_u = 0,64$ und $\mu_o = 0,69$ überschritten den statischen Mittelwert von $\mu_m = 0,60$. Bei beiden statischen Nachversuchen war zudem sehr auffällig, dass die maximal gemessene Gleitlast zum einen nicht erst bei der Grenzverschiebung von 0,15 mm, sondern schon bei einer viel kleineren Gleitverschiebung von jeweils etwa 0,05 mm oder weniger auftrat. Zum anderen lag sie mit jeweils etwa $F_{S,max} = 494$ kN sogar knapp 20 % über der mittleren statischen Gleitlast von $F_{Sm} = 412,5$ kN. Dieses Verhalten konnte bei den vier regulären statischen Versuchen gemäß Kapitel 6.2 nicht festgestellt werden und ist somit ein weiteres Indiz für den vermuteten „Lock-Up Effekt“ durch die vorherige zyklische Belastung.

Die Vorspannkräfte lagen zu Beginn des statischen Nachversuches bei etwa $F_{p,C,0} = 158$ kN und bei Erreichen des Gleitens von 0,15 mm mit einem Verlust von etwa 2 % bei $F_{p,C,act} = 154,8$ kN.

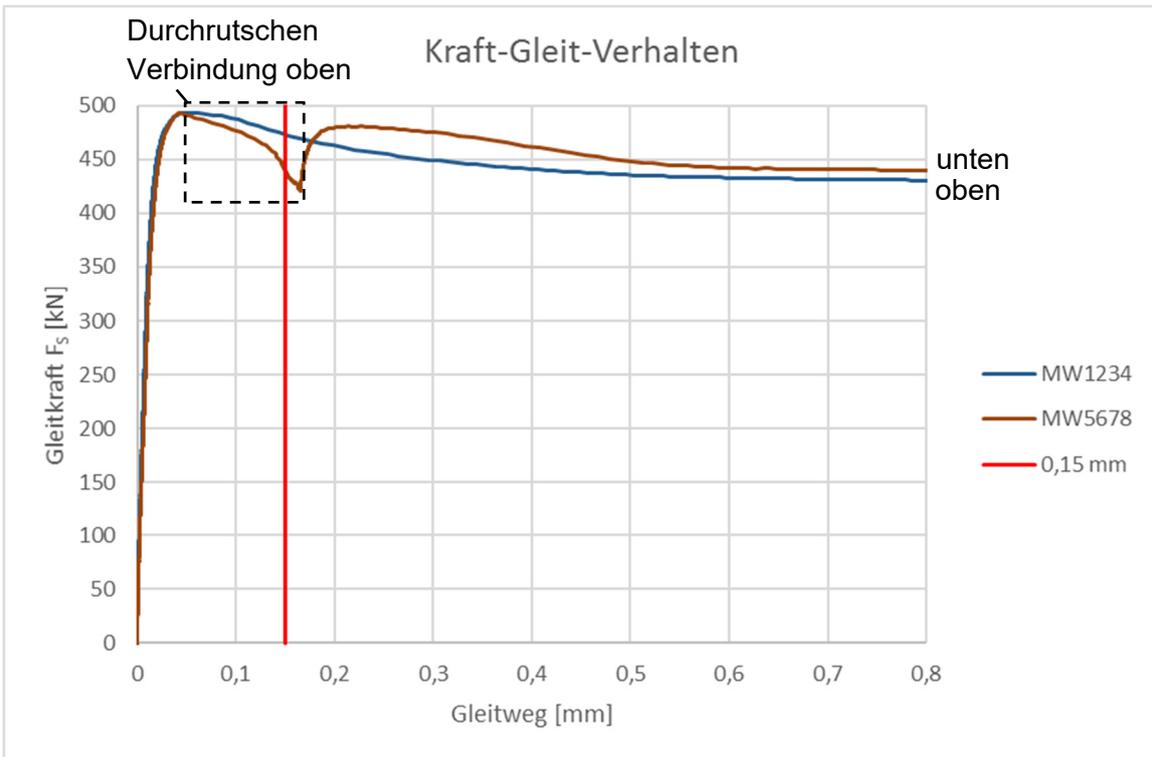


Abbildung 7.9: Kraft-Gleit-Verhalten statischer Nachversuch zu V_asi_fat_02

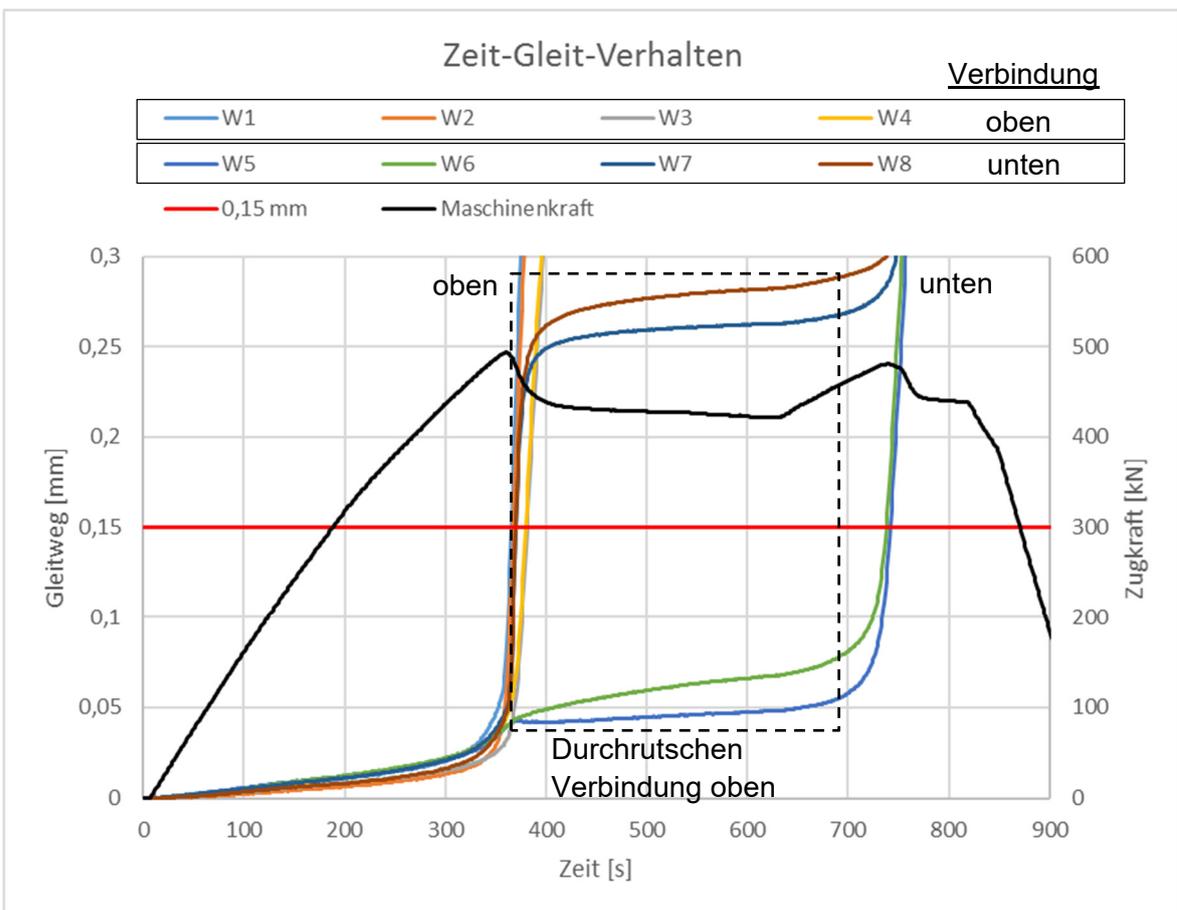


Abbildung 7.10: Zeit-Gleit-Verhalten statischer Nachversuch zu V_asi_fat_02

7.3 V_asi_fat_03: dritter zyklischer Versuch

Da die ersten beiden zyklischen Versuche ohne Schädigungen und mit nur geringen Gleitverschiebungen bei mehr als 5.000.000 Schwingspielen durchgelaufen sind, erfolgte im dritten zyklischen Versuch eine deutliche Erhöhung der Oberlast. Es wurde eine um 30 % höhere Oberlast von $F_o = 390$ kN gewählt, die relativ nah an der mittleren statischen Gleitlast von $F_{Sm} = 412,5$ kN lag und somit deutlich größere Gleitverschiebungen erzeugen sollte. Mit den vorgegebenen $R = 0,1$ ergab sich eine Unterlast von $F_u = 39$ kN und eine Lastschwingsbreite von $\Delta F = 351$ kN, was einer Spannungsschwingsbreite in den äußeren Laschen von $\Delta\sigma_{Lasche} = 169$ N/mm² bezogen auf den Bruttoquerschnitt entsprach. Diese lag schon deutlich über dem für das Bauteilversagen maßgebenden Kerbfall 112 ([15], Tab. 8.1, Detail 8), es konnte somit neben dem Versagen der gleitfest vorgespannten Verbindung durch Überschreiten des angesetzten Grenzgleitens von 0,30 mm auch mit einem Bauteilversagen der Laschen oder Zugstäbe gerechnet werden. Die Mittellast betrug in diesem Fall $F_m = 214,5$ kN und die Amplitude der sinusförmigen Zugschwellbelastung lag bei $F_A = 175,5$ kN.

Wie in Abbildung 7.11 zu sehen betrug die Gleitverschiebung nach dem Hochfahren auf die Oberlast in 6 s, dem Anfahren der Mittellast in 3 s und dem ersten Lastzyklus mit 1 Hz Frequenz bei beiden Verbindungen schon mehr als 0,1 mm. Der weitere Kurvenverlauf und den Ermüdungs-Gleit-Kurven in Abbildung 7.13 zu zeigten, dass die Steigung der Verschiebungskurven, sprich die Differenz der nacheinander gemessenen Verschiebungen, immer weiter abnahm. Bei etwa 2.500.000 Zyklen konnte eine nahezu asymptotische Annäherung festgestellt werden. Dort lagen die maximalen Gleitverschiebungen bei 0,172 mm in der oberen und 0,161 mm in der unteren Verbindung, was eine Erhöhung von 70 % und 55 % im Vergleich zur gemessenen Verschiebung nach dem ersten Zyklus entsprach. Es ließ sich also auch bei diesem zyklischen Lastniveau ein „Lock-Up Effekt“ identifizieren. Die anhand der Hysteresen ermittelte Verschiebungsdifferenz während eines Schwingspiels lag relativ konstant bei ca. 0,011 mm in der oberen und 0,015 mm in der unteren Verbindung. Ab einer Lastwechselzahl von etwa 3.000.000 nahmen die Verschiebungen, vor allem in der unteren Verbindung, wieder etwas stärker zu. Nach 3.300.000 Zyklen betrugen die maximal gemessenen Verschiebungen bei der oberen Verbindung 0,175 mm und der unteren 0,164 mm. Anschließend nahmen sie immer deutlicher zu, bis die Probe bei etwa 3.408.000 aufgebrauchten Lastspielen versagte.

Dies geschah nach Analyse der Rissfläche und den gemessenen Verschiebungen durch das Bauteilversagen der mütterseitigen Lasche an der Schraube S3, also an der unteren Verbindung. Abbildung 7.12 zeigt die komplett versagte Probe in der ausgebauten Position, die obere Verbindung befindet sich links und die untere, welche hier versagte, rechts. Es kam zunächst zu einem glatten Ermüdungsriss der Lasche Nummer 16 rechts von der Mutter der Schraubengarnitur S3, bei dem auch die Unterlegscheibe unter der Mutter riss. Die Analyse der aufgezeichneten Gleitwege der acht Wegaufnehmer im Zeitraum des Risses in Abbildung 7.14 unterstützte diese These, da der nahe des Risses positionierte Wegaufnehmer W6 einen schlagartigen Abfall des Gleitweges von 0,157 mm auf 0,040 mm zeigte. Dies lag darin begründet, dass die rechte Seite der Lasche infolge des Risses keine Last mehr übertragen konnte und diese nun voll über die linke Seite in der Lasche hin zur oberen intakten Verbindung geleitet werden musste. Deshalb verzeichnete der zugehörige Wegaufnehmer W5 im Bereich des Restquerschnittes links neben der Schraube S3 eine entsprechend starke Zunahme von 0,179 mm auf 0,372 mm. Durch die nun einseitige

Lastübertragung stellte sich die gerissene Lasche zunächst an der unteren Verbindung schräg. Das war sowohl an der Probe, als auch am Gleitverhalten zu erkennen, da der Wegaufnehmer W6 nun einen negativen Gleitweg aufzeichnete, während W5 eine sehr starke positive Zunahme zeigte. Der über W6 liegende Wegaufnehmer W2 (an der oberen Verbindung) verhielt sich nahezu entgegengesetzt zu W6, da die Last nun alleine durch den linken Teil der Lasche übertragen werden konnte. Durch den Riss und die Schiefstellung der mutterseitigen Lasche musste die unbeschädigte kopfseitige Lasche Nummer 18 auf Grund ihres nun vergleichsweise deutlich größeren Querschnittes mehr Last übertragen. Aus diesem Grund rutsche sie zunächst komplett durch, bis die Schrauben an den Leibungen der Löcher anlagen. Nachdem der Restquerschnitt der schiefgestellten mutterseitigen Lasche riss, wirkte die gesamte zyklische Belastung in der kopfseitigen Lasche. Dort kam es nun zur Einschnürung des Querschnitts im Bereich der Schraube S3 gegenüber dem Riss der anderen Lasche, in Folge derer auch diese Lasche versagte.

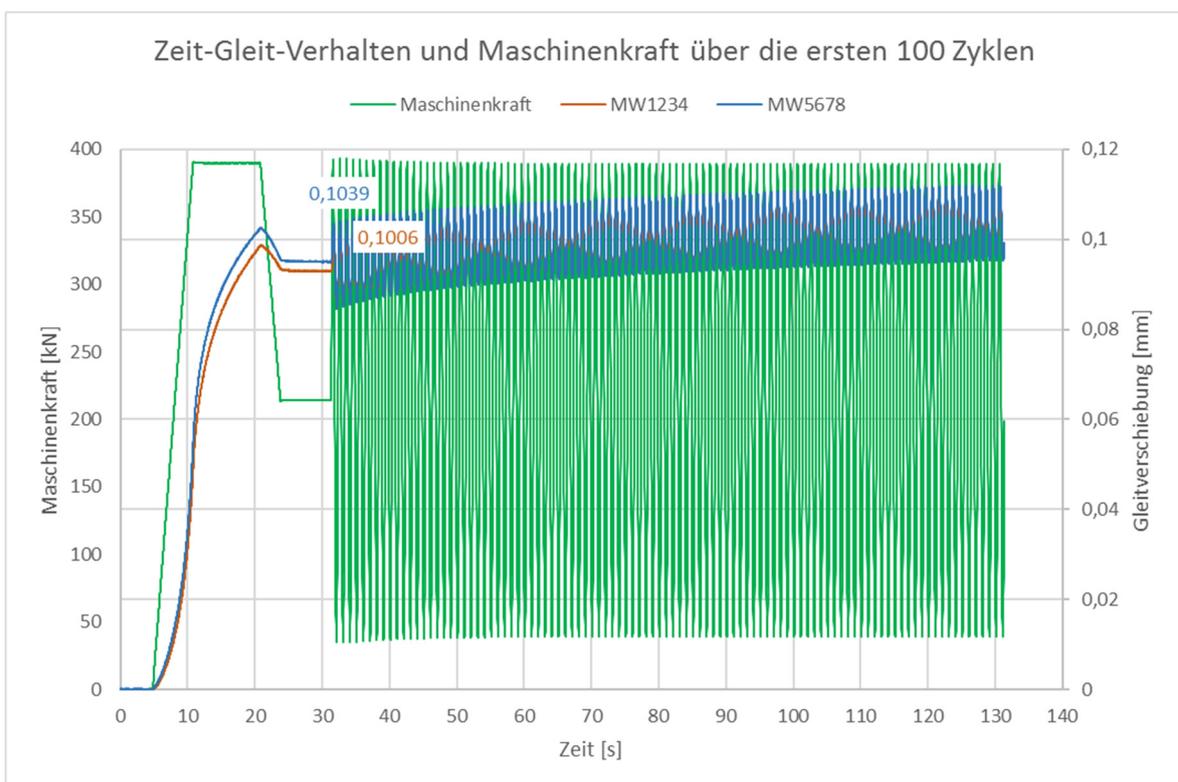


Abbildung 7.11: Zeit-Gleit-Verhalten und Maschinenkraft der ersten 100 Zyklen V_asi_fat_03

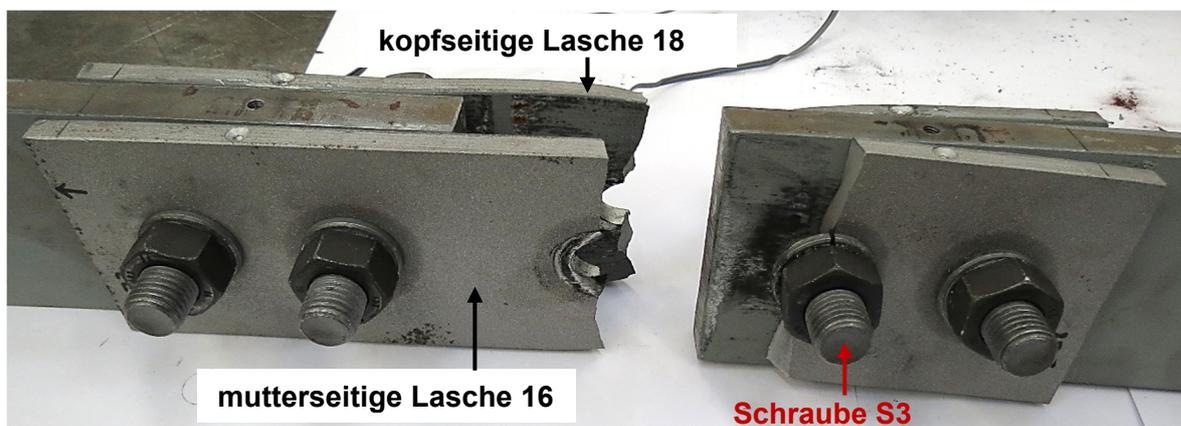


Abbildung 7.12: Ermüdungsbruch Lasche 16 in Versuch V_asi_fat_03

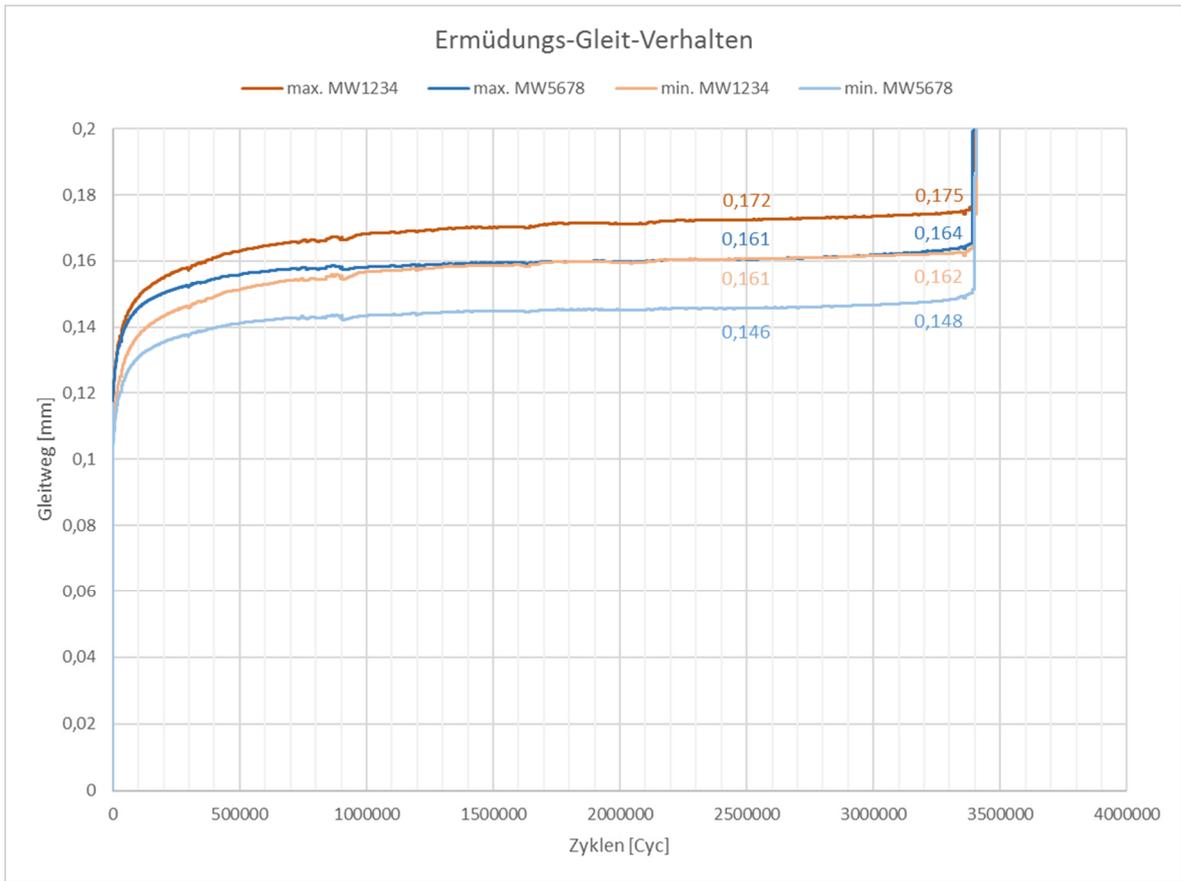


Abbildung 7.13: Ermüdungs-Gleit-Verhalten $V_{asi_fat_03}$ als Einhüllende der Hysteresen

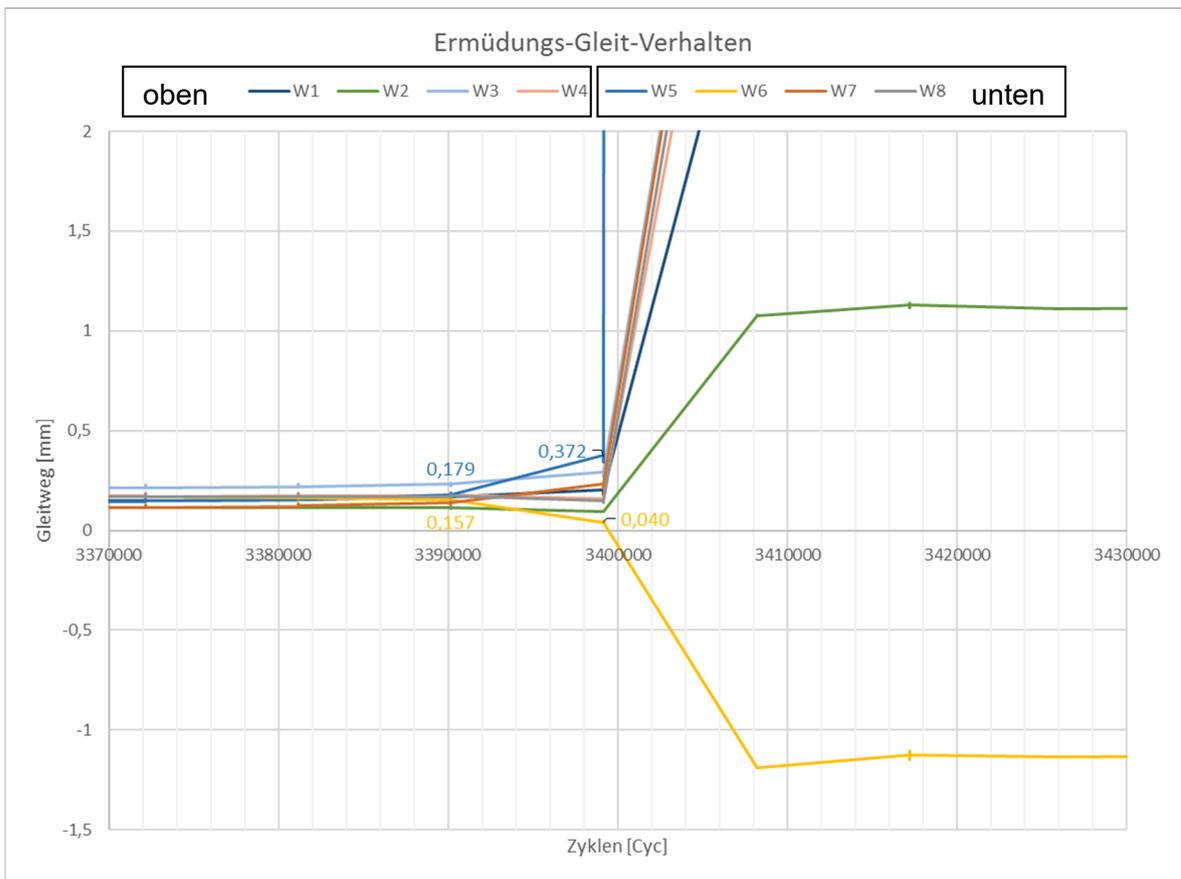


Abbildung 7.14: Ermüdungs-Gleit-Verhalten $V_{asi_fat_03}$ zum Risszeitpunkt

Die in Abbildung 7.15 dargestellte Vorspannkraft in den Schrauben verhielt sich, wie schon in den Versuchen zuvor, gegenteilig zu den gemessenen Verschiebungen. Somit waren auch die größten Verluste zu Versuchsbeginn bis etwa 300.000 Zyklen zu verzeichnen. Von den anfänglich vorhandenen $F_{p,C,0} = 172 \text{ kN}$ betrug die zu diesem Zeitpunkt gemessene Vorspannkraft bei etwa 10 % Verlust noch gemittelte $F_{p,C,300.000} = 155 \text{ kN}$. Im weiteren Verlauf nahm die Vorspannkraft immer weniger ab. Nach einer Versuchsdauer von zwei Tagen und ca. 905.000 aufgebrauchten Zyklen musste der Versuch gestoppt werden, da die Prüfmaschine auf Grund der Weihnachtsferien ausgeschaltet wurde. 12 Tage später erfolgte die Fortsetzung des Versuches und der Messungen, was den Sprung in den Vorspannkraften begründet. Diese blieben im folgenden Versuchsablauf nahezu unverändert auf einem mittleren Niveau von etwa $F_{p,C,2.500.000} = 153 \text{ kN}$, was einem Verlust von etwa 11 % zum Versuchsbeginn entsprach. Das Versagen an der Schraube S3 kündigte sich ab etwa 3.000.000 Zyklen neben den zunehmenden Verschiebungen auch durch die explizit in dieser Schraube wieder steigenden Vorspannkraftverluste an. In den anderen waren bis kurz vor dem Versagen keine Auffälligkeiten zu verzeichnen.

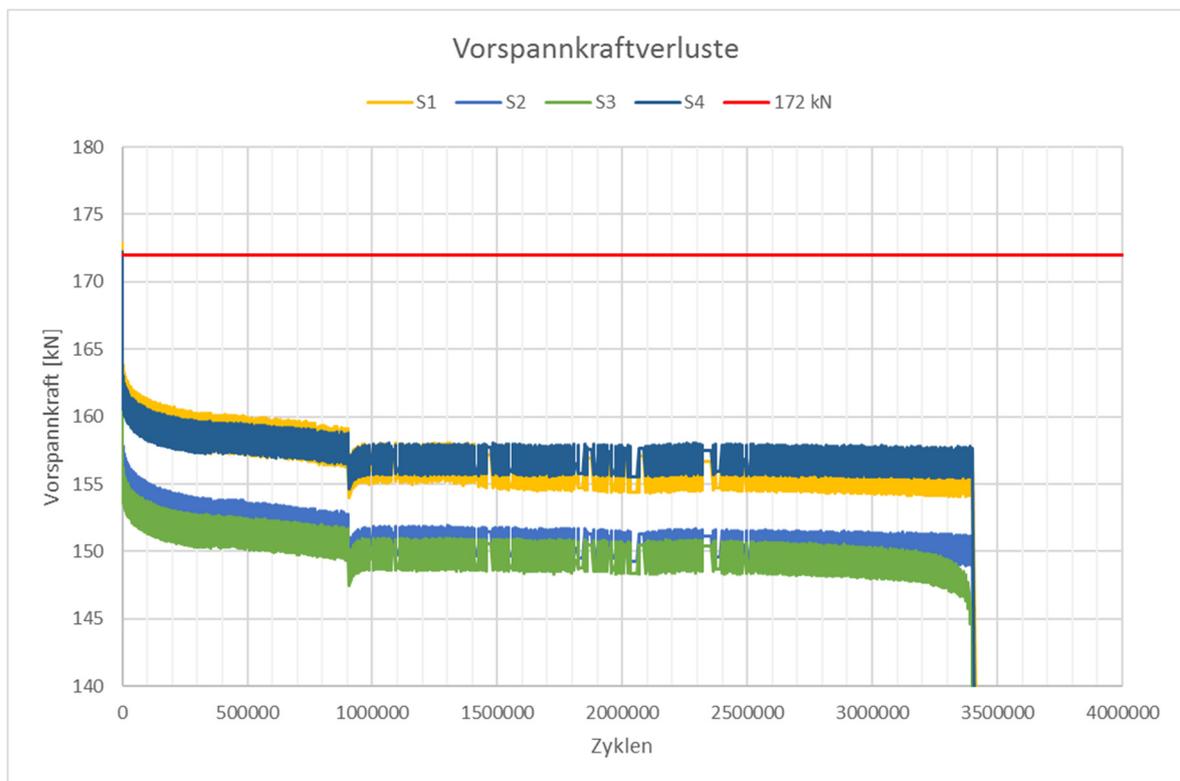


Abbildung 7.15: Vorspannkraftverluste $V_{asi_fat_03}$

7.4 Fazit der zyklischen Versuche

Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführte Versuchsanzahl beschränkte sich auf drei zyklische Versuche. Mehr konnten auf Grund von Versuchsdauern, aber auch der Maschinen- und Messtechnikbelegung nicht in der Bearbeitungszeit dieser Masterarbeit durchgeführt werden. Trotz der geringen Versuchszahl wurden verschiedene Erkenntnisse zum Ermüdungsverhalten der gleitfest vorgespannten Verbindungen mit den beschichteten Kontaktflächen des wetterfesten Baustahls gewonnen und daraus weitergehende Fragestellungen entwickelt.

Zunächst erfolgte die in Abbildung 7.16 dargestellte Einordnung der Versuchsergebnisse in die maßgebende Ermüdungsfestigkeitskurve des Kerbfalls 112 als Detail 8 aus Tabelle 8.1 der DIN EN 1993-1-9 [15] für die „Symmetrische zweiseitige Verbindung mit hochfesten vorgespannten Schrauben“ ([15], S. 23). Dabei war zu beachten, dass die Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ am Bruttoquerschnitt des Bleches zu ermitteln ist [15]. Die beiden ersten Versuchen V_asi_fat_01 und V_asi_fat_02 liefen bei einer Spannungsschwingbreite in den Laschen von $\Delta\sigma_E = 129,81 \text{ N/mm}^2$ über 5 Mio. Schwingspiele durch. Die Dauerfestigkeit des Kerbdetails bei dieser Schwingspielzahl liegt mit $\Delta\sigma_D = 82,52 \text{ N/mm}^2$ deutlich niedriger. Der Ermüdungsbruch der Lasche im dritten zyklischen Versuch V_asi_fat_03 trat nach knapp 3,4 Mio. Schwingspielen unter einer Spannungsschwingbreite von $\Delta\sigma_E = 168,75 \text{ N/mm}^2$ auf, die dazugehörige Ermüdungsfestigkeit beträgt nur $\Delta\sigma_R = 93,84 \text{ N/mm}^2$. Alle drei Versuche hielten den Kerbfall 112 somit deutlich ein und lassen auf eine experimentelle Dauerfestigkeit im Bereich zwischen den beiden untersuchten Spannungsschwingbreiten schließen.

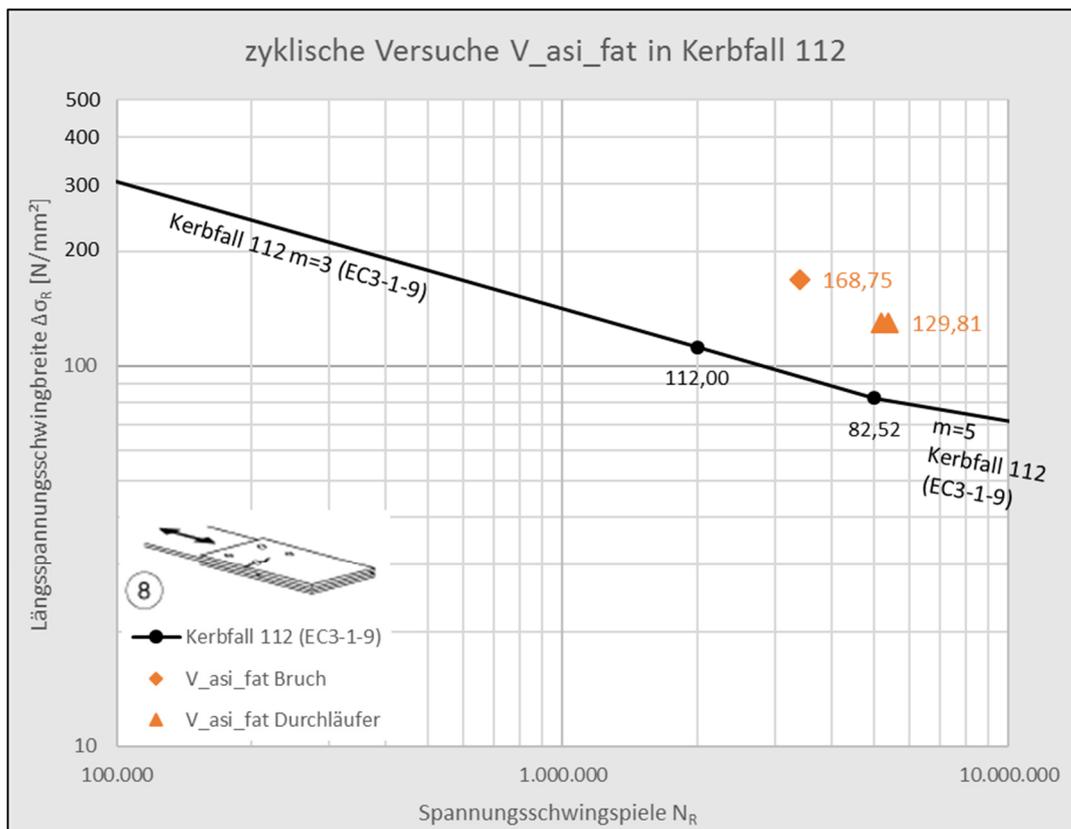


Abbildung 7.16: Einordnung der zyklischen Versuche in die Ermüdungsfestigkeitskurve von Kerbfall 112 [15]

Der Kerbfall 112 macht jedoch weder Angaben zur Oberflächenbehandlung der Kontaktfläche, noch zu deren Ermüdungsfestigkeit oder einer minimal anzunehmenden Haftreibungszahl μ . Aus diesem Grund wurde im Forschungsantrag [45] eine maximale Gleitverschiebung von 0,3 mm als Abbruch-Kriterium für die gleitfest vorgespannte Verbindung angesetzt. Diese blieb bei den drei bisher durchgeführten Versuchen unerreicht, auch bei dem dritten, bei dem mit einer Oberlast in Höhe von knapp 95 % der mittleren statischen Last F_{Sm} trotzdem der Ermüdungsbruch in den Laschen und kein Durchrutschen der Verbindung auftrat. Mit der untersuchten Geometrie der Standardprüfkörper nach DIN EN 1090-2 Anhang G [6] lässt sich somit vermuten, dass bei jeder Oberlast unterhalb der mittleren statischen Gleitlast $F_{Sm} = 412,5$ kN der Verbindung der Ermüdungsbruch des Querschnitts gegenüber dem Versagen der Verbindung in Form eines Durchrutschens maßgebend wird. Die Querschnitte waren somit zu klein, um ein Ermüdungsversagen der Verbindung in den Gleitflächen zu erzeugen. Erst bei Oberlasten über der mittleren statischen Gleitlast F_{Sm} könnte das Abbruch-Kriterium der Verbindung erreicht werden, dann wäre jedoch die ermittelte Haftreibungszahl μ der Oberflächenbehandlung nicht mehr eingehalten und somit die Tragfähigkeit überschritten. Die nachgewiesene Kriechlast von $F_{Kriech,3} = 330$ kN als für den Nennwert der Haftreibungszahl μ der kriechenden Beschichtung maßgebende Gleitlast wurde mit der Oberlast des dritten zyklischen Versuches von $F_{o,3} = 390$ kN sogar schon deutlich überschritten.

Mit der normativ vorgegebene Haftreibungszahl von $\mu = 0,40$ für die untersuchte Oberflächenbehandlung ergibt sich gemäß der DIN EN 1993-1-8 [13] für die untersuchte Verbindung ein Bemessungswert des Gleitwiderstandes zu:

$$F_{s,Rd} = \frac{k_s * n * \mu}{\gamma_{M3}} * F_{p,C} = \frac{1,0 * 2 * 0,4}{1,25} * 2 * 172 \text{ kN} = 220,16 \text{ kN} \quad (7.1)$$

$$\text{mit } \gamma_{M3} = 1,0: F_{s,Rd} = \frac{k_s * n * \mu}{\gamma_{M3}} * F_{p,C} = \frac{1,0 * 2 * 0,4}{1,00} * 2 * 172 \text{ kN} = 275,2 \text{ kN} \quad (7.2)$$

Selbst wenn man den Teilsicherheitsbeiwert zu $\gamma_{M3} = 1,0$ setzt ergibt sich ein Gleitwiderstand von $F_{s,Rd} = 275,2$ kN, der immer noch unterhalb aller bisher geprüften Oberlasten liegt. Somit ist ein Ermüdungsversagen der beschichteten Kontaktflächen der untersuchten gleitfest vorgespannten Verbindungen mit wetterfestem Baustahl nach den bisherigen, wenigen, Versuchsergebnissen praktisch auszuschließen.

Die gemessenen Gleitverschiebungen aus den Ermüdungsversuchen lagen unter vergleichbaren Lasten und Versuchsdauern unterhalb derer infolge Kriechens aus den durchgeführten Kriechversuchen. Während die Gleitverschiebung im ersten erweiterten Kriechversuch unter einer konstanten Prüflast von $F_{Kriech,1} = 309,4$ kN nach 9 Tagen bei 0,068 mm (Mittel aus beiden Verbindungen) lag, wurden bei den ersten beiden zyklischen Versuchen mit einer Oberlast von $F_o = 300$ kN nach über 5.000.000 Lastwechseln und einer Versuchsdauer von bis zu 11 Tagen maximale Gleitwege von 0,054 mm gemessen. Dabei erfolgte das Vorspannen der Schrauben bei den zyklischen Versuchen zudem direkt vor Versuchsbeginn und nicht am Tag zuvor inklusive eines Nachspannens vor Versuchsbeginn. Dies verringerte die aufgetretenen Gleitverschiebungen in den Kriechversuchen zusätzlich. Als Grund für die trotzdem geringeren Gleitverschiebungen bei den zyklischen Versuchen lässt sich der sogenannte „Lock-Up Effekt“ vermuten. Demnach „reiben“ sich die Kontaktflächen der gleitfest vorgespannten Verbindungen unter zyklischen Lasten nach anfänglich größeren Verschiebungen zunehmend ineinander „fest“ und

verschieben sich somit nach einer bestimmten Zyklenzahl und Versuchsdauer nahezu nicht mehr gegeneinander und nähern sich asymptotisch einer Grenzverschiebung an. Dieser Effekt konnte schon bei den einzelnen Ermüdungsversuchen in den Kapiteln 7.1 bis 7.3 festgestellt und durch den nun gezogenen Vergleich mit den Kriechversuchen zusätzlich unterstützt werden.

Für die restlichen zyklischen Versuche mit der ASI-beschichteten Kontaktfläche lassen sich aus den gewonnenen Erkenntnissen weitere Fragestellungen erarbeiten. Zum einen ist zu überprüfen, ob der „Lock-Up Effekt“ auch bei geringeren zyklischen Lasten auftritt, da die drei bisherigen Versuche jeweils mit vergleichsweise hohen Oberlasten im Bereich der Gleitlasten aus den Kriechversuche bis hin zur rein statischen Gleitlast gefahren wurden. Sie lagen sogar deutlich oberhalb der maximalen Tragfähigkeit der beschichteten Verbindung nach DIN EN 1090-2 [6], bzw. DIN EN 1993-1-8 [13], mit der dort festgelegten Haftreibungszahl $\mu = 0,40$ (Gleitflächenklasse B). Geringere Oberlasten und Spannungsschwingbreiten, scheinen zum einen im Hinblick auf die spätere Bemessung auf Ermüdung mit den vorgegebenen Lastmodellen weitaus realistischer zu sein. Zum anderen wurde der für die Ermüdungsnachweise maßgebende Kerbfall 112 [15], wie oben ausführlich beschrieben, bisher in allen Versuchen weit überschritten. Unter der geringeren zyklischen Belastung ist auch die Betrachtung einer niedrigeren Vorspannkraft möglich, da diese linear mit der Tragfähigkeit der Verbindung zusammenhängt und somit bei den großen Oberlasten nicht untersucht werden kann. Da Ermüdungslasten durch Verkehr in der Praxis auch noch nach Jahrzehnten auf die Brücken einwirken und es zudem zu Ungenauigkeiten beim Anziehen der Schrauben kommen kann, sind geringere Vorspannkraften infolge von Vorspannkraftverlusten und Toleranzen eine realistische Einflussgröße für die zyklische Tragfähigkeit der gleitfest vorgespannten Verbindungen.

8 Zusammenfassung und Ausblick

8.1 Zusammenfassung

Im Rahmen dieser Masterarbeit wurden die gleitfest vorgespannten Verbindungen und der wetterfeste Baustahl allgemein beleuchtet und speziell die Ermittlung der Haftreibungszahl μ , sowie die zyklische Tragfähigkeit der mit einem Alkali-Zink-Silikat-Anstrich (ASI) beschichteten Reibfläche anhand von Versuchen untersucht. Dabei handelt es sich um die aktuell gemäß DAST-Richtlinie 007 [1] einzig gültige Oberflächenbehandlung für gleitfest vorgespannte Verbindungen mit wetterfestem Baustahl.

Die durchgeführten Versuche dienen als Referenzversuche für das Forschungsprojekt FOSTA P1200 [45], welches am Lehrstuhl Stahlbau der Technischen Universität Dortmund bearbeitet wird. Ziel des Forschungsprojektes von Seiten des Stahlbaus ist das Erreichen einer gleitfest vorgespannten Verbindung der Klasse A mit einer Haftreibungszahl von $\mu = 0,50$ mit wetterfestem Baustahl. Dies soll durch die künstliche (Konditionierung) oder natürliche Bewitterung der Reibflächen und somit ein Verzicht auf die ASI-Beschichtung mit einer niedrigeren Haftreibungszahl von $\mu = 0,40$ geschehen. Darüber hinaus wird die zyklische Tragfähigkeit der verschiedenen Oberflächenmodifikationen experimentell untersucht, dabei werden auch das Setzverhalten und die Vorspannkraftverluste erfasst. (vgl. [45])

Die vier statischen Versuche nach Anhang G der DIN EN 1090-2 [6] ergaben für die ASI-Beschichtung zunächst eine mittlere Haftreibungszahl von $\mu = 0,60$. Da die Prüfung des verzögerten Gleitens als fünfter regulärer Versuch deutlich nicht bestanden wurde, musste das Kriechen der Verbindung als maßgebender Effekt für die Ermittlung der Haftreibungszahl μ dieser Oberflächenbehandlung in drei erweiterten Kriechprüfungen untersucht werden. Die dabei hochzurechnenden Verschiebungen hielten die vorgegebene Grenze bei einer Gleitlast von $F_{\text{Kriech}} = 330 \text{ kN}$ ein, weshalb das dazugehörige $\mu = 0,48$ als Nennwert der Haftreibungszahl für die untersuchte Verbindung angesetzt werden durfte. Die Ergebnisse der Referenzversuche überschritten somit die in der DIN EN 1090-2 [6] für die untersuchte Oberflächenbehandlung vorgegebene Haftreibungszahl von $\mu = 0,40$ um 20 %.

Bei allen Versuchen erfolgte die Messung der Vorspannkraft in den hochfesten Schrauben durch eingeklebte Dehnungsmessstreifen, um die Schrauben exakt anziehen und die Vorspannkraftverluste analysieren zu können. Das Nachspannen der vorgespannten hochfesten Schrauben nach etwa einem Tag und vor Beginn der Belastung hatte neben den geringeren Vorspannkraftverlusten auch positive Auswirkungen auf die gemessenen Gleitverschiebungen, woraus eine höhere Tragfähigkeit resultierte. Die größten Vorspannkraftverluste traten unmittelbar in den ersten bis zu 12 Stunden nach dem ersten Vorspannen auf und konnten somit durch das Nachspannen nach etwa einem Tag kompensiert werden.

Die zyklischen Versuche bestätigten die hohe Ermüdungsfestigkeit der gleitfest vorgespannten Verbindungen, indem bei allen der normativ maßgebende Kerbfall 112 für die Bleche aus der DIN EN 1993-1-9 [15] klar eingehalten wurde. Bei Oberlasten unterhalb der statischen Tragfähigkeit kam es außerdem nicht zum Überschreiten der Gleitgrenze von 0,30 mm als Abbruch-Kriterium für das Durchrutschen der Verbindung selber. Vielmehr konnte bei allen zyklischen Versuchen ein deutlicher sogenannter „Lock-Up Effekt“

festgestellt werden. Demnach zeigten sich zu Beginn der zyklischen Belastung nach den ersten Schwingspielen bereits relativ große Verschiebungen, die im weiteren Verlauf immer weniger zunahmten und sich letztendlich nahezu asymptotisch einer Endverschiebung annäherten. Diese waren nur etwa doppelt so groß wie jene nach den allerersten Schwingspielen. Auch der Vergleich mit den Kriechversuchen unter konstanter Belastung lieferte Hinweise auf den „Lock-Up Effekt“, da die Verschiebungen in den zyklischen Versuchen bei vergleichbaren Ober- und Dauerlasten und ähnlichen Versuchsdauern unterhalb derer infolge Kriechens lagen. Die Kontaktflächen „reiben“ sich somit unter zyklischer Belastung sozusagen gegeneinander „fest“.

8.2 Ausblick

Im Hinblick auf die statischen Versuche und Kriechprüfungen nach DIN EN 1090-2 Anhang G [6] konnte die normativ vorgegebene Haftreibungszahl der Alkali-Zink-Silikat-Beschichtung von $\mu = 0,40$ mit Sicherheit bestätigt werden, wobei die Tragfähigkeit maßgeblich durch das Kriechen der Beschichtung gekennzeichnet war. Die gewünschte Haftreibungszahl von $\mu = 0,50$ (Gleitflächenklasse A) muss im weiteren Verlauf des Forschungsprojektes FOSTA P1200 [45] mit den künstlich konditionierten oder frei bewitterten Reibflächen des wetterfesten Baustahls erreicht werden. Die Entwicklung der Konditionierungsmittel, -Dauern und -Methoden, sowie die Freibewitterung der zu untersuchenden Bleche erfolgt durch das *IKS Dresden GmbH*. Das Potential zur Erzielung einer Haftreibungszahl von $\mu = 0,50$ ist nach den Erkenntnissen aus der Kurzstudie FOSTA P1150 [44] eindeutig vorhanden.

Bei den verbleibenden zyklischen Versuchen mit den ASI-beschichteten Prüfkörpern ist vor allem der „Lock-Up Effekt“ weiter zu untersuchen. Als eine Fragestellung muss geprüft werden, ob dieser auch bei geringeren Oberlasten und somit auch kleineren Schwingbreiten auftritt oder nur bei den bisher aufgebrachten hohen zyklischen Lasten. Daran angeschlossen kann auch eine analytische Untersuchung der in der Bemessung maximal möglichen Spannungsschwingbreite im Rahmen der aktuell gültigen Lastmodelle erfolgen. Des Weiteren besteht unter den geringeren zyklischen Lasten auch die Möglichkeit der Untersuchung einer niedrigeren Vorspannkraft. Diese kann an realen Brückenbauwerken durch zeitabhängige Vorspannkraftverluste oder Ungenauigkeiten beim Anspannen der Schrauben auftreten.

Zur weiteren Untersuchung des „Lock-Up Effekts“ besteht außerdem die Möglichkeit, im Anschluss an die dritte erweiterte Kriechprüfung ebenfalls einen statischen Nachversuch mit dem dabei dauerhaft belasteten und gekrochenen Prüfkörper durchzuführen. Somit kann getestet werden, ob auch eine dauerhafte Vorbelastung einen ähnlichen positiven Effekt auf die statische Tragfähigkeit der beschichteten gleitfest vorgespannten Verbindung wie eine vorausgegangene zyklische Belastung hat. Tritt dieser Fall ein, wäre eine ähnliche Art des „Lock-Up Effekts“ unter dauerhafter statischer Belastung zu vermuten und intensiver zu untersuchen.

Die Analyse der Vorspannkraft bei den erweiterten Kriechprüfungen untermauert den bereits in der Kurzstudie FOSTA P1150 [44] erkannten positiven Effekt eines Nachspannens der einen oder wenige Tage zuvor vorgespannten Schrauben vor Belastungsbeginn. Im weiteren Verlauf des Forschungsprojektes ist zu untersuchen, ob und wie dieses Nachspannen um weniger als 10 % der Mindestvorspannkraft mit den aktuell gültigen Anziehverfahren in der Praxis ausführbar ist. Dies war im Rahmen dieser Arbeit nicht möglich, da hier die Schrauben der Kurzstudie [44] mit den injizierten Dehnungsmessstreifen wiederverwendet wurden und die Anziehverfahren in der Praxis nur für die Erstverwendung der Schrauben mit den jeweiligen Schmierungen und k-Klassen der Hersteller gelten.

Literaturverzeichnis

- [1] DAST. Richtlinie 007, Lieferung, Verarbeitung und Anwendung wetterfester Baustähle, 1993.
- [2] DIN 32539, Flammstrahlen von Stahl- und Betonoberflächen, Beuth Verlag GmbH, 2013.
- [3] DIN 55928-1, Korrosionsschutz von Stahlbauten durch Beschichtungen und Überzüge - Teil 1: Allgemeines, Begriffe und Korrosionsbelastung, Beuth Verlag GmbH, 1991.
- [4] DIN EN 10025-2, Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen - Teil 2: Technische Lieferbedingungen für unlegierte Baustähle; Deutsche Fassung EN 10025-2:2004, Beuth Verlag GmbH, 2005.
- [5] DIN EN 10025-5, Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen - Teil 5: Technische Lieferbedingungen für wetterfeste Baustähle; Deutsche Fassung EN 10025-5:2004, Beuth Verlag GmbH, 2005.
- [6] DIN EN 1090-2, Ausführung von Stahltragwerken und Aluminiumtragwerken - Teil 2: Technische Regeln für die Anwendung von Stahltragwerken; Deutsche Fassung EN 1090-2:2008+A1:2011, Beuth Verlag GmbH, 2011.
- [7] DIN EN 14399-1, Hochfeste vorspannbare Garnituren für Schraubverbindungen im Metallbau - Teil 1: Allgemeine Anforderungen; Deutsche Fassung EN 14399-1:2005, Beuth Verlag GmbH, 2005.
- [8] DIN EN 14399-2, Hochfeste vorspannbare Garnituren für Schraubverbindungen im Metallbau - Teil 2: Eignung zum Vorspannen; Deutsche Fassung EN 14399-2:2015, Beuth Verlag GmbH, 2015.
- [9] DIN EN 14399-4, Hochfeste vorspannbare Garnituren für Schraubverbindungen im Metallbau - Teil 4: System HV-Garnituren aus Sechskantschrauben und- muttern; Deutsche Fassung EN 14399-4:2015, Beuth Verlag GmbH, 2015.
- [10] DIN EN 14399-6, Hochfeste vorspannbare Garnituren für Schraubverbindungen im Metallbau - Teil 6: Flache Scheiben mit Fase; Deutsche Fassung EN 14399-6:2015, Beuth Verlag GmbH, 2015.
- [11] DIN EN 14399-7, Hochfeste vorspannbare Garnituren für Schraubverbindungen im Metallbau - Teil 7: System HR-Garnituren aus Sechskantschrauben und- muttern; Deutsche Fassung EN 14399-7:2008, Beuth Verlag GmbH, 2008.
- [12] DIN EN 1993-1-1, 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, Beuth Verlag GmbH, 2010.
- [13] DIN EN 1993-1-8, Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-8: Bemessung von Anschlüssen; Deutsche Fassung EN 1993-1-8:2005 + AC:2009, Beuth Verlag GmbH, 2010.

-
- [14] DIN EN 1993-1-8/NA, Nationaler Anhang - National festgelegte Parameter - Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-8: Bemessung von Anschlüssen, Beuth Verlag GmbH, 2010.
- [15] DIN EN 1993-1-9, Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-9: Ermüdung; Deutsche Fassung EN 1993-1-9:2005 + AC 2009, Beuth Verlag GmbH, 2010.
- [16] DIN EN ISO 10684, Verbindungselemente - Feuerverzinken (ISO 10684:2004 + Cor. 1:2008); Deutsche Fassung EN ISO 10684:2004 + AC:2009, Beuth Verlag GmbH, 2011.
- [17] DIN EN ISO 12944-1, Korrosionsschutz von Stahlbauten durch Beschichtungssysteme - Teil 1: Allgemeine Einleitung; Deutsche Fassung EN ISO 12944-1:1998, Beuth Verlag GmbH, 1998.
- [18] DIN EN ISO 12944-2, Korrosionsschutz von Stahlbauten durch Beschichtungssysteme - Teil 2: Einteilung der Umgebungsbedingungen; Deutsche Fassung EN ISO 12944-2:1998, Beuth Verlag GmbH, 1998.
- [19] DIN ISO 272, Mechanische Verbindungselemente - Schlüsselweiten für Sechskantschrauben und -Mutter, Beuth Verlag GmbH, 1979.
- [20] Fachverband Baustoffe und Bauteile für vorgehängte hinterlüftete Fassaden e.V. (FVHF), Fassadentechnik Sonderdruck: Vorgehängte hinterlüftete Fassaden - Wetterfester Baustahl, Berlin: CUBUC Medien Verlag, 2004.
- [21] M. Fischer, Ist der heute im Stahlbau verwendete Baustahl optimal?, in: Stahlbau 71 (2002), Heft 1, S. 13-21, Ernst & Sohn, 2002.
- [22] M. Fischer, Merkblatt 434 "Wetterfester Baustahl", Düsseldorf: Stahl-Informations-Zentrum, 2004.
- [23] M. Fischer und U. Roxlau, P191 Anwendung wetterfester Baustähle im Brückenbau, Dortmund: Studiengesellschaft Stahlanwendung e.V., 1992.
- [24] M. Fischer und B. Wien, Erfahrungen mit Brücken aus wetterfestem Baustahl, Dortmund: Universität Dortmund Fachgebiet Stahlbau, 1988.
- [25] M. Helzel, Dokumentation 585 "Fassaden aus wetterfestem Baustahl", Düsseldorf: Stahl-Informations-Zentrum, 2014.
- [26] A. Hemmert-Halswick, Erfahrungssammlungen: Schäden an Stahlbrücken - wetterfeste Stähle - Seile; Teil 2: Dokumentation und Erfahrungssammlung mit Brücken aus wetterfesten Stählen, Bergisch Gladbach: Wirtschaftsverlag WN, 2004.
- [27] A. Hemmert-Halswick, Expertengespräch Stahlbrückenbau - Brücken aus wetterfestem Stahl, 2014.
- [28] International Farbenwerke GmbH (eine Marke der Akzo Nobel GmbH), Interzinc 697 (Anorganisches Zinksilikat) - technisches Datenblatt, AkzoNobel, 06.10.2015.
- [29] R. Kindmann und M. Stracke, Verbindungen im Stahl- und Verbundbau, Bochum: Ernst & Sohn, 2012.

- [30] R. Kindmann und J. Vette, Merkblatt 322 "Geschraubte Verbindungen im Stahlbau", Düsseldorf: Stahl-Informations-Zentrum, 2012.
- [31] preusser messtechnik, preusser messtechnik, 20 Januar 2017. [Online]. Available: https://dms-technik.de/index.php?option=com_content&view=article&id=155&Itemid=353. [Zugriff am 20 Januar 2017].
- [32] C. Petersen, Stahlbau - Grundlagen der Berechnung und baulichen Ausbildung von Stahlbauten, München: Springer Vieweg, 2013.
- [33] V. L. Popov, Kontaktmechanik und Reibung - Von der Nanotribologie bis zur Erdbebendynamik, Berlin: Springer Vieweg, 2015.
- [34] W. Schatt und H. Worch, Werkstoffwissenschaft, Stuttgart: Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1996.
- [35] G. Schikorr, Die Bedeutung des Schwefeldioxyds für die atmosphärische Korrosion der Metalle, in: Werkstoffe und Korrosion Jahrgang 1964, Heft 6, S. 457-463, Verlag Chemie, 1964.
- [36] G. Schikorr, Über den Mechanismus des atmosphärischen Rostens des Eisens, in: Werkstoffe und Korrosion Jahrgang 1963, Heft 2, S. 69-80, Verlag Chemie, 1963.
- [37] E. H. Schulz, Die Entwicklung des Baustahls für den Großstahlbau, in: Geschichtliche Beiträge aus Anlaß des 100-jährigen Bestehens der Dortmund-Hörder Hüttenunion AG Dortmund (1952), S. 53-62, 1952.
- [38] H. Schwarz, Untersuchung über die Wirkung des Eisen(II)-Sulfates beim atmosphärischen Rosten und beim Unterrosten von Anstrichen. Teil 1, in: Werkstoffe und Korrosion Jahrgang 1965, Heft 2, S. 93-103, Verlag Chemie, 1965.
- [39] H. Schwitter und H. Böhni, Über den Einfluss der Bewitterung auf das Korrosionsverhalten unlegierter und niedriglegierter Stähle, in: Werkstoffe und Korrosion 31 (1980), S. 703-711, Verlag Chemie, 1980.
- [40] G. Sedlacek und C. Kammel, Zum Dauerverhalten von GV-Verbindungen in verzinkten Konstruktionen - Erfahrungen mit Vorspannkraftverlusten, in: Stahlbau 70 (2001), Heft 12, S. 917-926, Ernst & Sohn, 2001.
- [41] N. Stranghöner, N. Afzali und J. Berg, Gleitfeste Verbindungen im Turm- und Mastbau, in: Stahlbau 84 (2015), Heft 12, S. 966-979, Ernst & Sohn, 2015.
- [42] N. Stranghöner, M. Schiborr, R. Glienke, M.-C. Wanner und D. Ulbrich, Gleitfeste Verbindungen nach Eurocode 3 und DIN EN 1090-2, in: Stahlbau 82 (2013), Heft 10, S. 750-761, 2013: Ernst & Sohn.
- [43] D. Ungermann, Skript Stahlbau II: Verbindungsmittel & einfache Tragwerke, Dortmund: Technische Universität Dortmund, 2013.
- [44] D. Ungermann, D. Rademacher, A. Peters, S. Friedrich und P. Lebelt, FOSTA P1150 - Zur Verwendbarkeit von Wetterfestem Baustahl im Brückenbau, Dortmund, Dresden: Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V., 2015.

- [45] D. Ungermann (LS Stahlbau); F. Walther (FG WPT); S. Friedrich (IKS Dresden GmbH), AiF-Forschungsantrag - FOSTA P 1200: Innovationen zum optimalen Einsatz des Wetterfesten Baustahls im Stahl- und Verbundbrückenbau, 2015.
- [46] Wikimedia Commons, 12 September 2013. [Online]. Available: https://commons.wikimedia.org/wiki/File%3ANew_River_Gorge_Bridge_Overlook-edit.jpg. [Zugriff am 26 März 2017].
- [47] Wikimedia Commons, 20 März 2017. [Online]. Available: https://commons.wikimedia.org/wiki/File%3AChicago_6.JPG. [Zugriff am 26 März 2017].
- [48] ZTV-ING Teil 4 - Stahlbau, Stahlverbundbau, Zusätzliche Technische Vertragsbedingungen und Richtlinien für Ingenieurbauten Teil 4 Stahlbau, Stahlverbundbau, Bundesanstalt für Straßenwesen, 2012.

Bildnachweise (Onlinequellen)

S. 11 oben (Abbildung 2.1):

von Potro (Eigenes Werk), Wikimedia Commons, lizenziert unter CC BY-SA 4.0 (<http://creativecommons.org/licenses/by-sa/4.0/>),
URL der Seite: https://commons.wikimedia.org/wiki/File%3AChicago_6.JPG

S. 11 unten (Abbildung 2.2):

von Gabor Eszes (UED77) (Eigenes Werk), Wikimedia Commons, lizenziert unter CC-BY-SA-3.0 (<http://creativecommons.org/licenses/by-sa/3.0/>),
URL der Seite:
https://commons.wikimedia.org/wiki/File%3ANew_River_Gorge_Bridge_Overlook-edit.jpg

A Anhang

A.1 Beschichtungsstoff und –Dicken

Beschichtungsstoff: Interzinc 697 [28]

Interzinc® 697



Anorganisches Zinksilicat

PRODUKT-BESCHREIBUNG Ein wasserbasierter, alkalischer Zweikomponenten-Grundbeschichtungsstoff auf Zinksilicatbasis mit niedrigem VOC-Gehalt.

ANWENDUNGS-BEREICH Als hochleistungsfähige korrosionsbeständige Grundbeschichtung auf fachgerecht vorbehandelten Stahluntergründen zur Beschichtung von Neubauten einsetzbar.
Das Produkt eignet sich für Anwendungen, bei denen ein hoher Reibbeiwert nach TL 918 300 Blatt 85 erforderlich ist.

PRODUKT-INFORMATION INTERZINC 697

Farbton	Grau			
Glanzgrad	Matt			
Festkörpervolumen	60%			
Empfohlene Trockenschichtdicke (DFT)	75 µm (3 Mil) Trockenschichtdicke, entspr. 125 µm (5 Mil) Nassschichtdicke			
Theoretische Ergiebigkeit	8 m ² /l (berechnet aus dem angegebenen Festkörpervolumen bei einer Trockenschichtdicke von 75 µm) 321 sq.ft/US gallon (berechnet aus dem angegebenen Festkörpervolumen bei einer Trockenschichtdicke von 3 Mil)			
Praktische Ergiebigkeit	Abhängig vom Applikationsverfahren bzw. Verlustfaktor			
Applikationsmethode	Druckluftspritzen, Pinsel, Rolle			
Trockenzeiten	Überarbeitungsintervalle mit empfohlenen Deckbeschichtungsstoffen			
Untergrundtemperatur	Handtrocken	Begehbar	<i>Minimum</i>	<i>Maximum</i>
5°C (41°F)	45 Minuten	4 Stunden	Entfällt	Entfällt
15°C (59°F)	30 Minuten	90 Minuten	Entfällt	Entfällt
25°C (77°F)	25 Minuten	45 Minuten	Entfällt	Entfällt
40°C (104°F)	15 Minuten	30 Minuten	Entfällt	Entfällt

Die Trockenzeiten hängen von den Umgebungsbedingungen ab. Die obenstehenden Werte wurden bei den angegebenen Temperaturen und einer relativen Luftfeuchte von 60% ermittelt.

SICHERHEITSDATEN

Flammpunkt Teil A >100°C (212°F); Teil B Entfällt; Gemischt >100°C (212°F)

Spezifisches Gewicht 3,62 kg/l (30,2 lb/gal)

VOC Emissionen 0 g/kg
EU-Richtlinie über die Begrenzung von flüchtiger organischer Verbindungen (Richtlinie 1999/13/EG des Rates)

Einzelheiten finden Sie im Abschnitt "Produkteigenschaften"

Protective Coatings

Seite 1 von 4
Ausstellungsdatum: 06.10.2015
Ref: 2567

AkzoNobel

Interzinc® 697



Anorganisches Zinksilicat

UNTERGRUND- VORBEHANDLUNG

Sämtliche zu beschichtenden Oberflächen müssen sauber, trocken und frei von jeglichen Verunreinigungen sein. Vor dem Aufbringen des Beschichtungsstoffes sind alle Oberflächen zu prüfen und gemäß ISO 8504:2000 zu bearbeiten.

Öl und Fett sind gemäß SSPC-SP1 durch Lösemittelreinigung zu entfernen.

Die genaue Einhaltung aller Reinheitsvorgaben ist für die Verarbeitung wasserbasierter Beschichtungsstoffe von größter Bedeutung.

Reinigungsstrahlen

Reinigungsstrahlen auf Sa2½ (ISO 8501-1:2007) oder SSPC-SP6. Falls zwischen dem Reinigungsstrahlen und dem Auftrag von Interzinc 697 eine Oxidation der Oberfläche erfolgte (Neurost), ist die Oberfläche erneut auf die angegebene optische Qualität zu strahlen.

Es wird ein scharfkantiges Oberflächenprofil von min. Medium (G) nach ISO 8503-1 empfohlen.

Beim Reinigungsstrahlen aufgetretene Oberflächenfehler sind auszuschleifen, zu verfüllen oder auf fachgerechte Art zu behandeln.

VERARBEITUNG

Mischung	Interzinc 697 wird in 2 Teilen geliefert, einem flüssigen Bindemittel (Teil A) und einer Pulverkomponente (Teil B). Das Pulver (Teil B) mit einem elektrischen Rührgerät langsam in das flüssige Bindemittel (Teil A) einrühren. NICHT DIE FLÜSSIGKEIT ZUM PULVER GEBEN! Vor dem Auftrag Material filtern und während der Verarbeitung ständig rühren. Nach dem Mischen einer Einheit ist diese innerhalb der angegebenen Topfzeit zu verbrauchen.	
Mischungsverhältnis	0.25 Teil(e) : 1 Teil(e) nach Gewicht	
Topfzeit	20°C (68°F) 8 Stunden	
Airless-Spritzen	Nicht geeignet	
Druckluftspritzen	Empfohlen	Geeignete Ausrüstung anerkannter Hersteller verwenden.
Pinself	Geeignet - Nur kleine Flächen	Es kann ein typischer Wert von 50-75 µm (2,0-3,0 Mil) erzielt werden.
Rolle	Geeignet - Nur kleine Flächen	Es kann ein typischer Wert von 50-75 µm (2,0-3,0 Mil) erzielt werden.
Verdünnung	PRODUKT BITTE NICHT VERDÜNNEN	
Reiniger	Sauberes Trinkwasser oder International GTA991	
Arbeitsunterbrechung	Es darf kein Material in Schläuchen, Pistole oder Spritzausrüstung zurückbleiben. Die gesamte Ausrüstung mit sauberem Wasser gründlich durchspülen und danach mit International GTA991 reinigen. Nach dem Mischen der Farbeinheiten sollten diese nicht wieder in geschlossenen Behältern weiter aufbewahrt werden; nach längerer Unterbrechung wird ein Fortsetzen mit frisch gemischten Einheiten empfohlen.	
Reinigung	Unmittelbar nach Gebrauch die gesamte Ausrüstung mit sauberem Wasser und danach mit International GTA991 reinigen. Es wird empfohlen, die Spritzausrüstung im Laufe des Arbeitstages mehrmals durchzuspülen. Die Häufigkeit der Reinigung hängt von der Spritzmenge, der Temperatur sowie der vergangenen Zeit einschließlich möglicher Verzögerungen ab. Sämtliche überschüssigen Materialien und leeren Behälter sind gemäß den örtlich geltenden Vorschriften/Gesetzen zu entsorgen.	

Laschen (äußere Bleche):

Ergebnisübersicht
Laschen

Konditionierungsbedingungen: 5 d RT bei Rh = 48 %

15	Ra	Rz
	12,6 µm	80,7 µm

Applications- datum	Probe	Schichtdicken										Mittelwert	Stabw
		Messung 1	Messung 2	Messung 3	Messung 4	Messung 5	Messung 6	Messung 7	Messung 8	Messung 9	Messung 10		
11.10.2016	1	75,3 µm	68,3 µm	69,3 µm	58,7 µm	102,7 µm	107,4 µm	107,0 µm	91,3 µm	57,4 µm	74,8 µm	81,2 µm	39,4 µm
11.10.2016	2	98,6 µm	100,1 µm	74,6 µm	90,9 µm	93,4 µm	78,3 µm	72,1 µm	85,4 µm	118,3 µm	111,1 µm	92,3 µm	15,2 µm
11.10.2016	3	61,0 µm	57,4 µm	69,4 µm	98,0 µm	82,6 µm	77,4 µm	82,2 µm	82,2 µm	96,4 µm	78,2 µm	13,3 µm	
11.10.2016	4	69,8 µm	38,7 µm	91,7 µm	61,8 µm	47,5 µm	67,5 µm	51,4 µm	49,6 µm	73,2 µm	41,7 µm	65,3 µm	18,9 µm
11.10.2016	5	68,5 µm	57,4 µm	52,7 µm	68,5 µm	72,4 µm	58,8 µm	75,9 µm	59,7 µm	81,9 µm	81,1 µm	67,7 µm	10,3 µm
11.10.2016	6	77,1 µm	93,0 µm	85,0 µm	83,8 µm	85,5 µm	83,7 µm	86,0 µm	67,3 µm	68,5 µm	79,3 µm	80,9 µm	8,1 µm
11.10.2016	7	104,1 µm	96,7 µm	87,1 µm	105,9 µm	109,9 µm	93,5 µm	80,9 µm	66,0 µm	100,7 µm	52,5 µm	88,8 µm	17,8 µm
11.10.2016	8	103,0 µm	87,2 µm	108,7 µm	111,2 µm	79,0 µm	87,6 µm	61,2 µm	67,5 µm	99,5 µm	59,2 µm	86,4 µm	19,3 µm
11.10.2016	9	56,7 µm	68,7 µm	32,7 µm	71,1 µm	68,3 µm	52,5 µm	55,6 µm	55,2 µm	64,3 µm	52,3 µm	59,3 µm	7,8 µm
11.10.2016	10	68,2 µm	67,9 µm	67,8 µm	65,2 µm	62,3 µm	50,8 µm	58,6 µm	67,2 µm	68,2 µm	95,2 µm	67,1 µm	11,3 µm
11.10.2016	11	43,6 µm	72,5 µm	48,0 µm	53,3 µm	78,6 µm	71,9 µm	61,3 µm	66,7 µm	55,2 µm	56,0 µm	60,7 µm	11,5 µm
11.10.2016	12	82,9 µm	49,2 µm	44,8 µm	59,7 µm	69,2 µm	59,7 µm	65,2 µm	58,1 µm	101,9 µm	36,3 µm	62,7 µm	18,9 µm
11.10.2016	13	93,0 µm	69,2 µm	81,8 µm	53,0 µm	52,7 µm	81,1 µm	70,3 µm	56,0 µm	80,1 µm	67,1 µm	70,4 µm	13,7 µm
11.10.2016	14	65,2 µm	48,5 µm	76,3 µm	53,7 µm	56,3 µm	63,4 µm	48,9 µm	71,5 µm	53,6 µm	130,6 µm	66,8 µm	24,3 µm
11.10.2016	15	106,2 µm	100,5 µm	80,9 µm	83,3 µm	78,2 µm	53,9 µm	77,3 µm	78,1 µm	105,1 µm	106,4 µm	87,0 µm	17,2 µm
11.10.2016	16	65,4 µm	40,2 µm	38,2 µm	56,8 µm	55,6 µm	54,2 µm	49,3 µm	67,6 µm	82,8 µm	46,8 µm	55,7 µm	13,5 µm
11.10.2016	17	60,0 µm	67,4 µm	81,8 µm	68,5 µm	65,5 µm	53,9 µm	50,3 µm	38,7 µm	67,5 µm	54,5 µm	60,8 µm	12,0 µm
11.10.2016	18	45,6 µm	61,7 µm	61,3 µm	53,5 µm	38,6 µm	67,5 µm	64,6 µm	51,8 µm	42,5 µm	62,1 µm	56,9 µm	8,3 µm
11.10.2016	19	41,5 µm	78,0 µm	100,7 µm	59,8 µm	55,7 µm	66,5 µm	61,7 µm	64,8 µm	71,2 µm	49,0 µm	64,9 µm	16,4 µm
11.10.2016	20	70,9 µm	96,8 µm	64,1 µm	58,5 µm	52,0 µm	58,5 µm	98,9 µm	66,8 µm	85,4 µm	51,7 µm	70,6 µm	17,5 µm
												Mittelwert erste Charge:	71,2 µm
													11,4 µm

Konditionierungsbedingungen: 5 d RT bei Rh = 48 %

40	Ra	Rz
	13,4 µm	88,1 µm

Applications- datum	Probe	Schichtdicken										Mittelwert	Stabw
		Messung 1	Messung 2	Messung 3	Messung 4	Messung 5	Messung 6	Messung 7	Messung 8	Messung 9	Messung 10		
12.10.2016	21	60,6 µm	54,9 µm	55,7 µm	40,2 µm	62,2 µm	45,9 µm	62,9 µm	53,1 µm	62,5 µm	36,2 µm	53,4 µm	9,6 µm
12.10.2016	22	63,7 µm	50,9 µm	32,8 µm	58,3 µm	59,2 µm	46,1 µm	46,4 µm	72,9 µm	42,4 µm	55,5 µm	54,6 µm	9,2 µm
12.10.2016	23	40,2 µm	57,7 µm	39,2 µm	43,4 µm	52,1 µm	55,4 µm	50,2 µm	54,8 µm	46,6 µm	53,0 µm	49,2 µm	6,6 µm
12.10.2016	24	69,5 µm	69,2 µm	58,3 µm	43,2 µm	65,1 µm	75,8 µm	66,3 µm	42,9 µm	48,0 µm	45,4 µm	58,4 µm	12,5 µm
12.10.2016	25	116,0 µm	77,9 µm	61,6 µm	81,2 µm	63,9 µm	51,7 µm	51,3 µm	44,5 µm	76,7 µm	52,1 µm	67,7 µm	21,2 µm
12.10.2016	26	29,4 µm	62,2 µm	49,9 µm	39,1 µm	41,6 µm	55,6 µm	44,1 µm	82,0 µm	57,5 µm	42,3 µm	50,4 µm	14,8 µm
12.10.2016	27	53,6 µm	59,5 µm	32,5 µm	46,3 µm	36,1 µm	42,6 µm	42,8 µm	47,7 µm	41,8 µm	36,0 µm	43,9 µm	8,3 µm
12.10.2016	28	42,9 µm	61,7 µm	61,6 µm	44,5 µm	48,9 µm	59,9 µm	46,8 µm	45,9 µm	40,0 µm	49,4 µm	50,1 µm	8,0 µm
12.10.2016	29	45,5 µm	55,6 µm	52,5 µm	58,3 µm	59,8 µm	55,2 µm	44,9 µm	40,0 µm	66,5 µm	52,8 µm	52,9 µm	7,8 µm
12.10.2016	30	61,9 µm	52,9 µm	78,1 µm	50,1 µm	87,7 µm	45,3 µm	62,8 µm	78,2 µm	63,8 µm	45,9 µm	62,7 µm	14,7 µm
12.10.2016	31	57,5 µm	59,5 µm	44,5 µm	53,1 µm	70,1 µm	116,8 µm	107,0 µm	98,5 µm	114,3 µm	94,6 µm	81,6 µm	27,5 µm
12.10.2016	32	76,4 µm	47,8 µm	46,6 µm	51,8 µm	47,4 µm	60,9 µm	65,5 µm	52,4 µm	64,3 µm	51,2 µm	56,4 µm	9,9 µm
12.10.2016	33	50,8 µm	77,6 µm	59,1 µm	60,8 µm	77,3 µm	68,8 µm	68,8 µm	99,2 µm	77,4 µm	112,5 µm	74,1 µm	19,4 µm
12.10.2016	34	60,7 µm	46,6 µm	48,6 µm	47,6 µm	68,0 µm	55,2 µm	47,6 µm	62,2 µm	67,9 µm	43,8 µm	55,8 µm	9,8 µm
12.10.2016	35	62,8 µm	34,6 µm	55,9 µm	39,4 µm	60,8 µm	45,2 µm	47,0 µm	50,3 µm	65,9 µm	37,5 µm	50,0 µm	11,1 µm
12.10.2016	36	64,4 µm	60,2 µm	50,3 µm	67,5 µm	57,9 µm	65,0 µm	57,9 µm	59,5 µm	50,0 µm	46,8 µm	57,3 µm	7,1 µm
12.10.2016	37	34,3 µm	32,2 µm	53,3 µm	46,0 µm	37,6 µm	46,2 µm	60,1 µm	59,9 µm	60,6 µm	80,6 µm	51,1 µm	14,9 µm
12.10.2016	38	53,8 µm	67,7 µm	46,5 µm	66,6 µm	67,7 µm	71,7 µm	46,3 µm	49,5 µm	63,4 µm	49,5 µm	56,7 µm	11,5 µm
12.10.2016	39	60,6 µm	70,7 µm	50,1 µm	47,4 µm	60,4 µm	50,9 µm	69,1 µm	48,4 µm	46,0 µm	42,7 µm	54,6 µm	9,9 µm
12.10.2016	40	48,4 µm	42,2 µm	45,7 µm	56,8 µm	57,4 µm	52,4 µm	61,5 µm	66,6 µm	71,0 µm	50,5 µm	55,3 µm	9,2 µm
												Mittelwert zweite Charge:	56,8 µm
													8,9 µm

A.2 Schraubenkalibrierung

Kalibrierwerte:

Schrauben- nummer	Kalibrier- datum	Prüf- maschine	max. F _{p,C} [kN]	gemessene Dehnung [µm]	Dehnung [µm] bei F _{p,C} =		
					- 5 % = 163,40 kN	172 kN	+5 % = 180,60 kN
S01	27.10.2016	630er	172,5	2679,6	2538	2672	2805
S02	27.10.2016	630er	173,1	2710,8	2559	2694	2828
S03	27.10.2016	630er	173,4	2681,3	2527	2660	2793
S04	27.10.2016	630er	173,6	2714	2555	2689	2823
S05	27.10.2016	630er	173,2	2724	2570	2705	2840
S06	27.10.2016	630er	173,2	2686	2534	2667	2801
S07	27.10.2016	630er	173,4	2689,7	2535	2668	2801
S08	27.10.2016	630er	173,1	2628,1	2481	2611	2742
S09	27.10.2016	630er	172,4	2695	2554	2689	2823
S10	27.10.2016	630er	173,9	2608	2451	2580	2708
S11	27.10.2016	630er	173,2	2715	2561	2696	2831
S12	27.10.2016	630er	173,3	2720,7	2565	2700	2835
S13	27.10.2016	630er	173,5	2691,1	2534	2668	2801
S14	27.10.2016	630er	172,6	2692,4	2549	2683	2817
S15	27.10.2016	630er	173	2712,4	2562	2697	2832
S16	27.10.2016	630er	174,1	2667,3	2503	2635	2767
S17	15.11.2016	Scheiteldruck	173,4	2705	2549	2683	2817
S18	15.11.2016	Scheiteldruck	172,6	2700	2556	2691	2825
S19	15.11.2016	Scheiteldruck	173,5	2720	2562	2696	2831
S20	15.11.2016	Scheiteldruck	173,2	2716	2562	2697	2832
S21	23.11.2016	630er	175,1	2749	2565	2700	2835
S22	23.11.2016	630er	175,7	2741	2549	2683	2817
S23	23.11.2016	630er	175,2	2723	2540	2673	2807
S24	23.11.2016	630er	175,8	2748	2554	2689	2823
S25	23.11.2016	630er	173,8	2688	2527	2660	2793
S26	23.11.2016	630er	174,5	2735	2561	2696	2831
S27	23.11.2016	630er	174,5	2664	2495	2626	2757
S28	23.11.2016	630er	175,3	2761	2574	2709	2844
S29	23.11.2016	630er	175,9	2747	2552	2686	2820
S30	23.11.2016	630er	178,1	2733	2507	2639	2771
S31	23.11.2016	630er	176	2742	2546	2680	2814
S32	23.11.2016	630er	176,3	2809	2603	2740	2878
S33	23.11.2016	630er	174,3	2796	2621	2759	2897
S34	23.11.2016	630er	173,8	2707	2545	2679	2813
S35	23.11.2016	630er	174,1	2687	2522	2655	2787
S05	23.11.2016	630er	174,4	2747	2574	2709	2845
S06	23.11.2016	630er	176	2722	2527	2660	2793
S07	23.11.2016	630er	174	2683	2520	2652	2785
S08	23.11.2016	630er	174	2649	2488	2619	2749
S12	23.11.2016	630er	173,8	2663	2504	2635	2767
S13	23.11.2016	630er	174,8	2693	2517	2650	2782
S14	23.11.2016	630er	176,8	2749	2541	2674	2808
S15	23.11.2016	630er	174,6	2731	2556	2690	2825
S16	23.11.2016	630er	173,5	2688	2532	2665	2798

Vergleich der Kalibrierwerte mit denen der Kurzstudie FOSTA P 1150 [44]:

Schraubennummer		Dehnung [μm] bei 172 kN			Verwendung bei Versuchen:				
P 1200	P 1150	letzte P1200	Abw. [%]	erste P1150	P1200	P1200	P1200	P1150	P1150
S01	S20	2672	-2,40	2737,6	V01			besch_k_01	
S02	S21	2694	-1,01	2721	V01			besch_k_01	
S03	S24	2660	-2,15	2718	V01			besch_k_01	
S04	S27	2689	0,52	2675,1	V01			besch_k_02	
S05	S32	2709	-0,94	2734,8	V02	fat_02		besch_k_02	
S06	S33	2660	-0,73	2679,6	V02	V05	fat_02	besch_k_02	
S07	S34	2652	-2,46	2719,1	V02	fat_02		besch_k_02	
S08	S35	2619	-1,99	2671,6	V02	fat_02		besch_k_03	
S09	S36	2689	-1,39	2726,7	V03			besch_k_03	
S10	S28	2580	0,99	2554,3	V03			sand_k_04	
S11	S47	2696	-0,82	2718,4	V03			bewitt_k_02	
S12	S48	2635	-2,72	2709,2	V03			bewitt_k_02	
S13	S50	2650	0,11	2646,9	V04	V05		bewitt_k_02	
S14	S51	2674	-0,38	2684,6	V04	V05		bewitt_k_02	
S15	S52	2690	-0,88	2714,3	V04	V05		bewitt_k_03	
S16	S54	2665	-0,73	2684,3	V04			bewitt_k_03	
S17	S11	2683	0,22	2677,4	V06	V07	V08	sand_k_03	
S18	S12	2691	-0,22	2696,6	V06	V07	V08	sand_k_03	
S19	S14	2696	-0,88	2720,3	V06	V07	V08	bewitt_l	
S20	S15	2697	-0,41	2708,4	V06	V07	V08	besch_l	
S21	S30	2700	-0,50	2713,9	fat_01			sand_l	
S22	S38	2683	-1,12	2713,6	fat_01			sand_l	
S23	S39	2673	-3,36	2766,3	fat_01			bewitt_k_03	
S24	S40	2689	0,27	2681,4	fat_01			besch_k_03	
S25	S03	2660	-2,17	2719,2	fat_03			sw_k_01	sand_k_01
S26	S04	2696	-1,06	2724,8	fat_03			sw_k_01	sand_k_01
S27	S09	2626	-0,62	2642,2	fat_03			sand_k_02	
S28	S41	2709	1,11	2679,3	fat_03			bewitt_k_01	
S29	S17	2686	-1,09	2715,8				besch_l	
S30	S19	2639	-2,36	2703,2				besch_l	
S31	S22	2680	-1,07	2708,8				besch_l	
S32	S42	2740	-1,93	2794,4				sand_k_04	
S33	S44	2759	0,05	2757,6				sand_k_04	
S34	S45	2679	-0,30	2687,1				bewitt_k_01	
S35	S46	2655	-0,83	2676,7				bewitt_k_01	

A.3 Versuchsprotokolle

V_asi_01 - erster statischer Versuch

Oberflächenmodifikation: gestrahlt und ASI-Beschichtung

Versuchsdatum: 28.10.2016

Uhrzeit: 12:55

Versuchsaufbau:

Bauteil	Position	Probe Nr.	mittl. Schichtdicke der Beschichtung [μm]	Applikationsdatum
Zugstab	oben	7	70,9	11.10.2016
Zugstab	unten	9	74,3	11.10.2016
Lasche	links	21	53,4	12.10.2016
Lasche	rechts	22	54,6	12.10.2016

Durchschnitt Schichtdicke [mm]: 63,3

Schraube	Position	Schraube Nr.	Dehnung bei $F_{p,c} = 172$ kN [μm]
S1	1	S01	2672
S2	2	S02	2694
S3	3	S03	2660
S4	4	S04	2689

Versuchsdurchführung: Geschwindigkeit: $v = 0,30$ mm/min
Messfrequenz: 2 Hz

Versuchsergebnisse:

Schraube	Schraube Nr.	Vorspannkraft [kN]		Differenz	
		zu Beginn	bei 0,15 mm	[kN]	[%]
1	S01	172,12	161,66	10,46	6,08
2	S02	171,31	154,97	16,34	9,54
$F_{p,c,akt,o}$	-	171,71	158,31	13,40	7,81
3	S03	172,06	154,83	17,23	10,01
4	S04	171,84	159,98	11,86	6,90
$F_{p,c,akt,u}$	-	171,95	157,40	14,54	8,46

Verbindung	Gleitlast [kN]	Gleitweg [mm]	Haftreibungszahl μ [-]	slip factor μ^* [-]
oben	385,19	0,15	0,56	0,61
unten	442,91	0,15	0,64	0,70

V_asi_02 - zweiter statischer Versuch

Oberflächenmodifikation: gestrahlt und ASI-Beschichtung

Versuchsdatum: 28.10.2016

Uhrzeit: 15:21

Versuchsaufbau:

Bauteil	Position	Probe Nr.	mittl. Schichtdicke der Beschichtung [μm]	Applikationsdatum
Zugstab	oben	2	60,9	11.10.2016
Zugstab	unten	3	65,3	11.10.2016
Lasche	links	29	52,9	12.10.2016
Lasche	rechts	32	56,4	12.10.2016

Durchschnitt Schichtdicke [mm]: 58,88

Schraube	Position	Schraube Nr.	Dehnung bei $F_{p,c} = 172$ kN [μm]
S1	1	S08	2611
S2	2	S07	2668
S3	3	S06	2667
S4	4	S05	2705

Versuchsdurchführung: Geschwindigkeit: $v = 0,40$ mm/min
Messfrequenz: 2 Hz

Versuchsergebnisse:

Schraube	Schraube Nr.	Vorspannkraft [kN]		Differenz	
		zu Beginn	bei 0,15 mm	[kN]	[%]
1	S08	171,09	161,71	9,38	5,48
2	S07	169,60	155,98	13,62	8,03
$F_{p,c,akt,o}$	-	170,34	158,85	11,50	6,75
3	S06	169,03	155,81	13,22	7,82
4	S05	169,06	159,38	9,67	5,72
$F_{p,c,akt,u}$	-	169,05	157,60	11,45	6,77

Verbindung	Gleitlast [kN]	Gleitweg [mm]	Haftreibungszahl μ [-]	slip factor μ^* [-]
oben	413,76	0,15	0,60	0,65
unten	414,74	0,15	0,60	0,66

V_asi_03 - dritter statischer Versuch

Oberflächenmodifikation: gestrahlt und ASI-Beschichtung

Versuchsdatum: 28.10.2016

Uhrzeit: 16:43

Versuchsaufbau:

Bauteil	Position	Probe Nr.	mittl. Schichtdicke der Beschichtung [μm]	Applikationsdatum
Zugstab	oben	5	55,8	11.10.2016
Zugstab	unten	10	54,4	11.10.2016
Lasche	links	24	58,4	12.10.2016
Lasche	rechts	30	62,7	12.10.2016

Durchschnitt Schichtdicke [mm]: 57,83

Schraube	Position	Schraube Nr.	Dehnung bei $F_{p,c} = 172$ kN [μm]
S1	1	S09	2689
S2	2	S10	2580
S3	3	S11	2696
S4	4	S12	2700

Versuchsdurchführung: Geschwindigkeit: $v = 0,40$ mm/min
Messfrequenz: 2 Hz

Versuchsergebnisse:

Schraube	Schraube Nr.	Vorspannkraft [kN]		Differenz	
		zu Beginn	bei 0,15 mm	[kN]	[%]
1	S09	172,25	160,28	11,96	6,94
2	S10	171,47	154,88	16,58	9,67
$F_{p,c,akt,o}$	-	171,86	157,58	14,27	8,31
3	S11	171,46	155,18	16,29	9,50
4	S12	172,58	162,25	10,33	5,99
$F_{p,c,akt,u}$	-	172,02	158,71	13,31	7,74

Verbindung	Gleitlast [kN]	Gleitweg [mm]	Haftreibungszahl μ [-]	slip factor μ^* [-]
oben	436,78	0,15	0,63	0,69
unten	389,82	0,15	0,57	0,61

V_asi_04 - vierter statischer Versuch

Oberflächenmodifikation: gestrahlt und ASI-Beschichtung

Versuchsdatum: 28.10.2016

Uhrzeit: 17:48

Versuchsaufbau:

Bauteil	Position	Probe Nr.	mittl. Schichtdicke der Beschichtung [μm]	Applikationsdatum
Zugstab	oben	1	52,3	11.10.2016
Zugstab	unten	8	52,5	11.10.2016
Lasche	links	33	74,1	12.10.2016
Lasche	rechts	31	81,6	12.10.2016

Durchschnitt Schichtdicke [mm]: 65,13

Schraube	Position	Schraube Nr.	Dehnung bei $F_{p,c} = 172$ kN [μm]
S1	1	S13	2668
S2	2	S14	2683
S3	3	S15	2697
S4	4	S16	2635

Versuchsdurchführung: Geschwindigkeit: $v = 0,40$ mm/min
Messfrequenz: 2 Hz

Versuchsergebnisse:

Schraube	Schraube Nr.	Vorspannkraft [kN]		Differenz	
		zu Beginn	bei 0,15 mm	[kN]	[%]
1	S13	172,36	161,80	10,56	6,13
2	S14	173,37	157,48	15,89	9,16
$F_{p,c,akt,o}$	-	172,87	159,64	13,22	7,65
3	S15	173,68	158,36	15,32	8,82
4	S16	172,74	161,37	11,37	6,58
$F_{p,c,akt,u}$	-	173,21	159,87	13,34	7,70

Verbindung	Gleitlast [kN]	Gleitweg [mm]	Haftreibungszahl μ [-]	slip factor μ^* [-]
oben	409,77	0,15	0,60	0,64
unten	407,05	0,15	0,59	0,64

V_asi_05 - reguläre Kriechprüfung

Oberflächenmodifikation: gestrahlt und ASI-Beschichtung

Versuchsdatum: 08.11.2016

Uhrzeit: 11:12

Versuchsaufbau:

Bauteil	Position	Probe Nr.	mittl. Schichtdicke der Beschichtung [μm]	Applikationsdatum
Zugstab	oben	35	68,7	11.10.2016
Zugstab	unten	36	69,8	11.10.2016
Lasche	links	39	54,9	12.10.2016
Lasche	rechts	40	55,3	12.10.2016

Durchschnitt Schichtdicke [mm]: 62,18

Schraube	Position	Schraube Nr.	Dehnung bei $F_{p,c} = 172$ kN [μm]
S1	1	S06	2667
S2	2	S13	2668
S3	3	S14	2683
S4	4	S15	2697

Versuchsdurchführung: Lastaufbringung: $v = 61,88$ kN/min
Messfrequenz: 1 Hz

Versuchsergebnisse:

Zeitpunkt [-]	Zeit t [s]	Maschkraft [kN]	Gleitweg in Verbindung	
			oben [mm]	unten [mm]
Aufzeichnungsbeginn	0	0,00	0,0000	0,0000
Start Lastaufbringung	13	0,06	0,0000	0,0000
Ende Lastaufbringung	373	371,14	0,0640	0,0523
Volllast + 5 min	673	371,21	0,1108	0,0800
Volllast + 3 h	11173	371,08	0,1774	0,1249
Differenz:	10500	-	0,0666	0,0449
Nachweis	-	-	>0,002	>0,002

Schraube	Schraube Nr.	Vorspannkraft [kN]		Differenz	
		zu Beginn	Volllast +3h	[kN]	[%]
1	S06	169,25	155,89	13,36	7,89
2	S13	173,83	155,40	18,44	10,61
$F_{p,c,akt,o}$	-	171,54	155,64	15,90	9,25
3	S14	172,13	155,47	16,66	9,68
4	S15	172,76	159,10	13,67	7,91
$F_{p,c,akt,u}$	-	172,45	157,28	15,16	8,79

V_asi_05 - reguläre Kriechprüfung

Schraube	Schraube Nr.	Vorspannkraft [kN]		Differenz	
		zu Beginn	Volllast	[kN]	[%]
1	S06	169,25	162,23	7,02	4,15
2	S13	173,83	162,50	11,33	6,52
$F_{p,C,akt,o}$	-	171,54	162,37	9,18	5,33
3	S14	172,13	162,86	9,27	5,39
4	S15	172,76	165,54	7,22	4,18
$F_{p,C,akt,u}$	-	172,45	164,20	8,25	4,78

V_asi_06 - erste erweiterte Kriechprüfung

Oberflächenmodifikation: gestrahlt und ASI-Beschichtung

Versuchsbeginn: 16.11.2016

Uhrzeit: 14:53

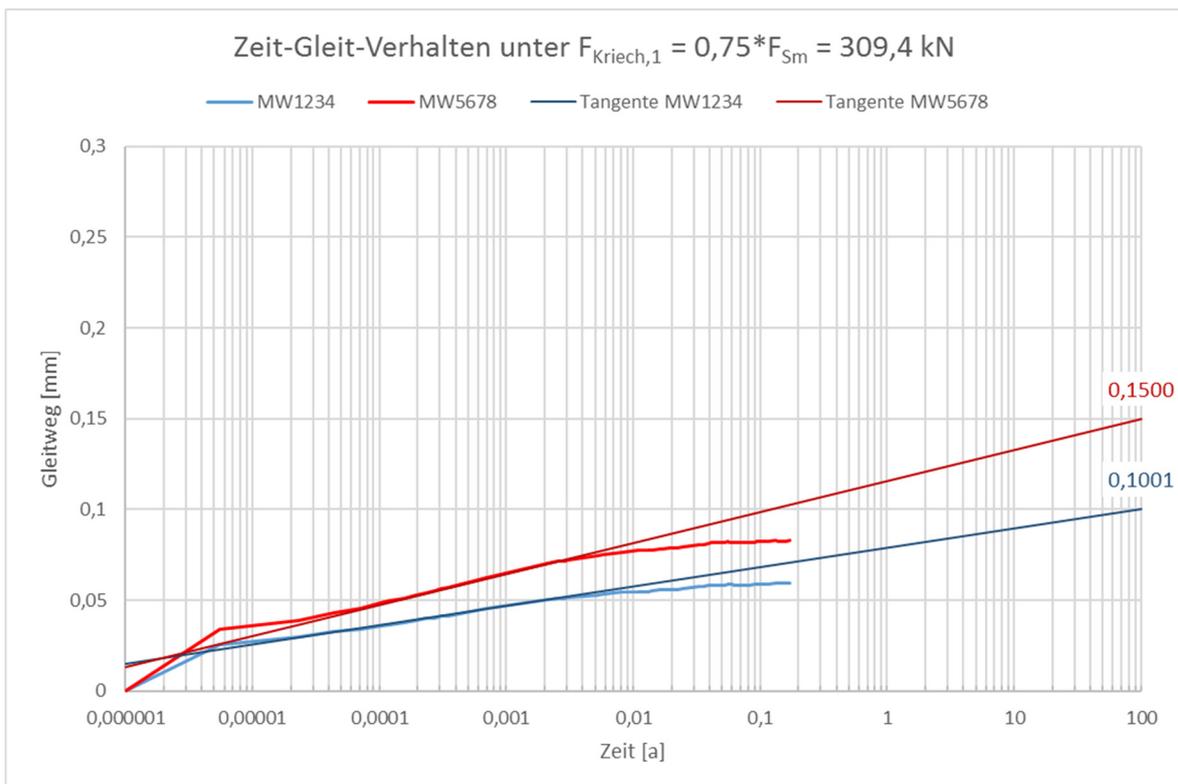
Versuchsaufbau:

Bauteil	Position	Probe Nr.	mittl. Schichtdicke der Beschichtung [μm]	Applikation sdatum
Zugstab	oben	12	66	12.10.2016
Zugstab	unten	17	66,1	12.10.2016
Lasche	links	12	62,7	11.10.2016
Lasche	rechts	19	64,9	11.10.2016

Durchschnitt Schichtdicke [mm]: 64,93

Schraube	Position	Schraube Nr.	Dehnung bei $F_{p,c} = 172$ kN [μm]
S1	1	S17	2683,2
S2	2	S18	2690,6
S3	3	S19	2696,5
S4	4	S20	2697,2

Versuchsdurchführung: Lastaufbringung: v = manuell durch Einfahren des Zylinders
Messfrequenz: Ablesen der Messuhren per Auge



V_asi_07 - zweite erweiterte Kriechprüfung

Oberflächenmodifikation: gestrahlt und ASI-Beschichtung

Versuchsbeginn: 18.01.2017

Uhrzeit: 14:54

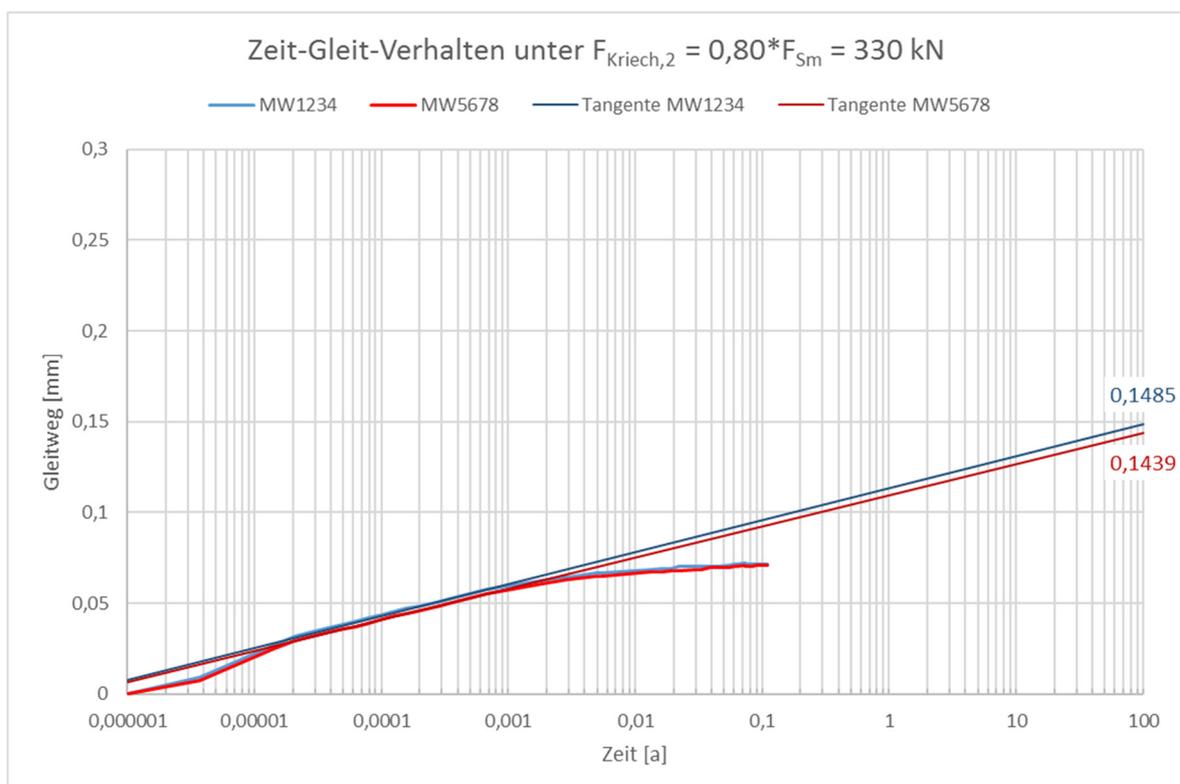
Versuchsaufbau:

Bauteil	Position	Probe Nr.	mittl. Schichtdicke der Beschichtung [μm]	Applikation sdatum
Zugstab	oben	14	64,5	12.10.2016
Zugstab	unten	32	70,2	12.10.2016
Lasche	links	5	67,7	11.10.2016
Lasche	rechts	10	67,1	11.10.2016

Durchschnitt Schichtdicke [mm]: 67,38

Schraube	Position	Schraube Nr.	Dehnung bei $F_{p,c} = 172$ kN [μm]
S1	1	S17	2683,2
S2	2	S18	2690,6
S3	3	S19	2696,5
S4	4	S20	2697,2

Versuchsdurchführung: Lastaufbringung: v = manuell durch Einfahren des Zylinders
Messfrequenz: Ablesen der Messuhren per Auge



V_asi_08 - dritte erweiterte Kriechprüfung

Oberflächenmodifikation: gestrahlt und ASI-Beschichtung

Versuchsbeginn: 01.03.2017

Uhrzeit: 12:45

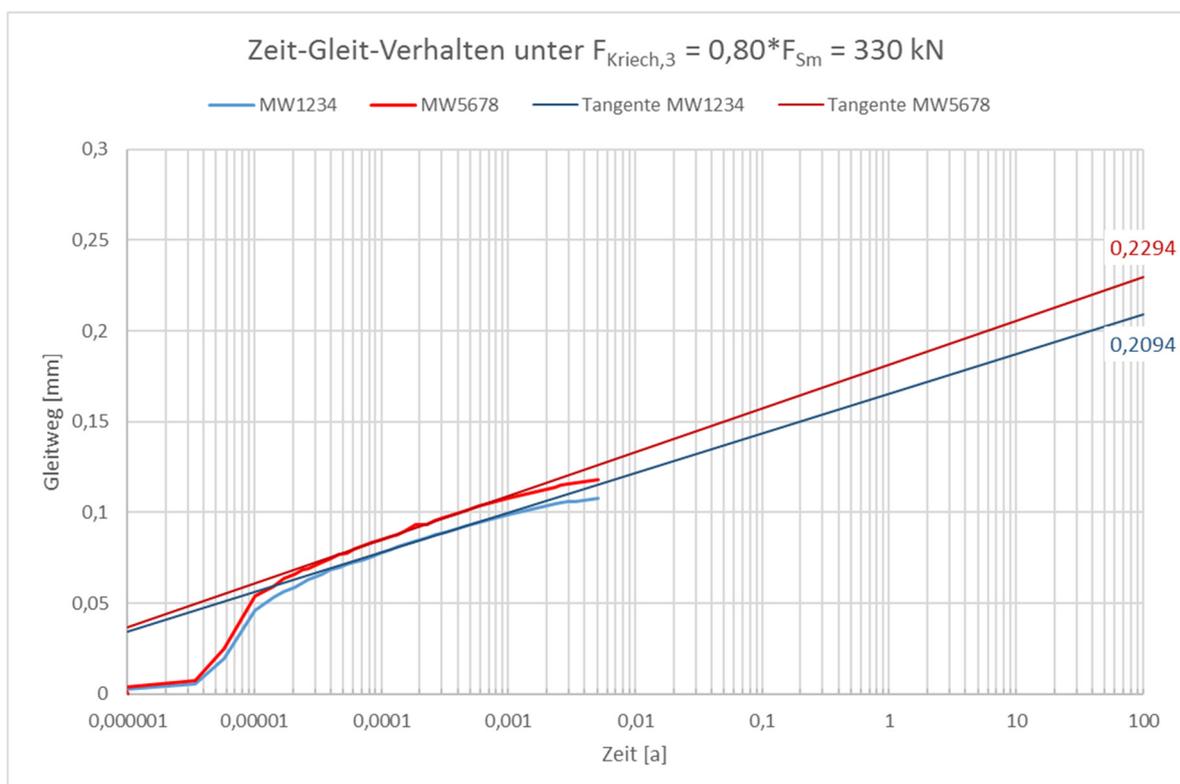
Versuchsaufbau:

Bauteil	Position	Probe Nr.	mittl. Schichtdicke der Beschichtung [μm]	Applikation sdatum
Zugstab	oben	21	70,9	12.10.2016
Zugstab	unten	24	71	12.10.2016
Lasche	links	3	78,2	11.10.2016
Lasche	rechts	6	80,9	11.10.2016

Durchschnitt Schichtdicke [mm]: 75,25

Schraube	Position	Schraube Nr.	Dehnung bei $F_{p,c} = 172$ kN [μm]
S1	1	S17	2683,2
S2	2	S18	2690,6
S3	3	S19	2696,5
S4	4	S20	2697,2

Versuchsdurchführung: Lastaufbringung: v = manuell durch Einfahren des Zylinders
Messfrequenz: Ablesen der Messuhren per Auge



V_asi_fat_01 - erster zyklischer Versuch

Oberflächenmodifikation: gestrahlt und ASI-Beschichtung

Versuchsbeginn: 23.11.2016
Uhrzeit: 14:45

Versuchsaufbau:

Bauteil	Position	Probe Nr.	mittl. Schichtdicke der Beschichtung [μm]	Applikationsdatum
Zugstab	oben	11	76,5	11.10.2016
Zugstab	unten	40	86,1	11.10.2016
Lasche	links (Mutter)	26	50,4	12.10.2016
Lasche	rechts (Kopf)	28	50,1	12.10.2016

Durchschnitt Schichtdicke [mm]: 65,775

Schraube	Position	Schraube Nr.	Dehnung bei $F_{p,c} = 172 \text{ kN}$ [μm]
S1	1	S21	2700
S2	2	S22	2683
S3	3	S23	2673
S4	4	S24	2689

Versuchsdurchführung:

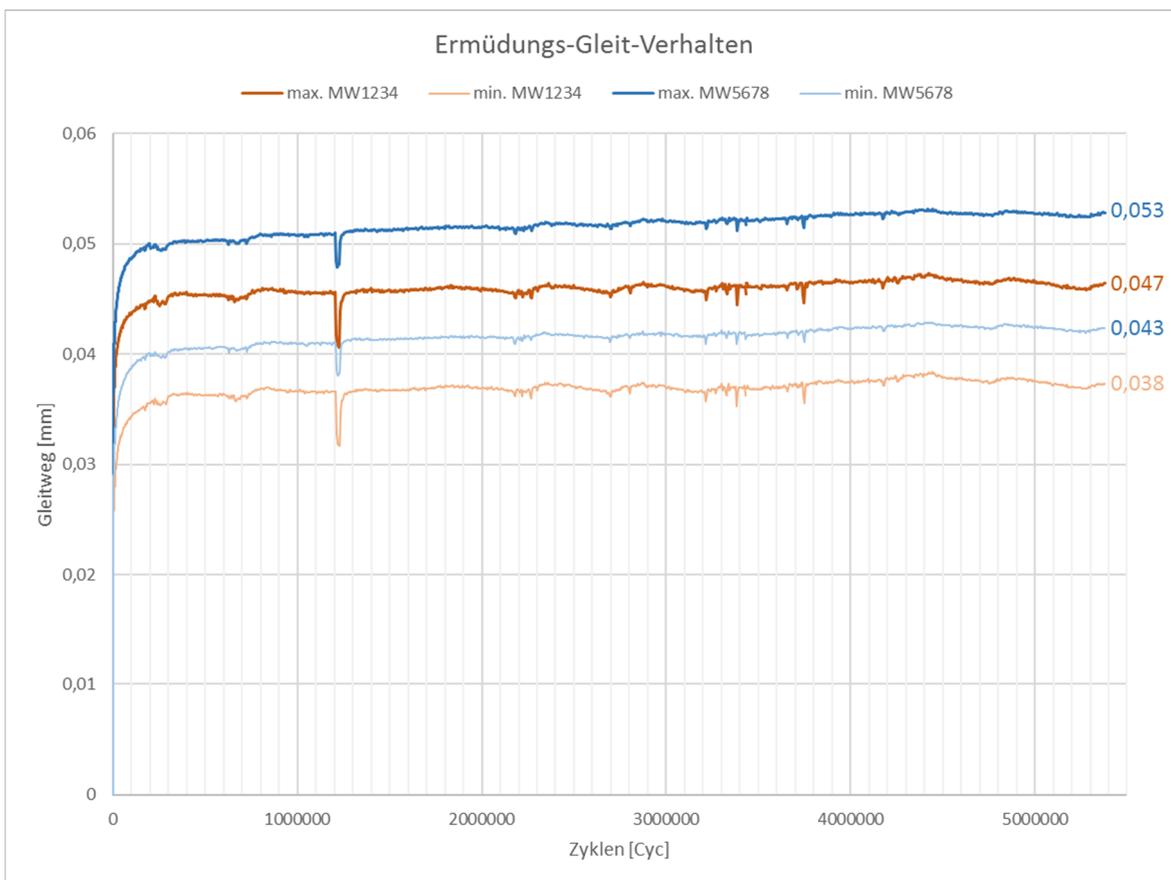
Lastniveau		
Oberlast:	F_o [kN] =	300,00
Unterlast:	F_u [kN] =	30,00
R-Wert:	R =	0,10
Mittellast:	F_m [kN] =	165,00
Amplitude:	F_A [kN] =	135,00
Schwingbreite:	ΔF [kN] =	270,00

Spannungsniveau in den Laschen		
Oberspannung:	σ_o [N/mm ²] =	144,23
Unterspannung:	σ_u [N/mm ²] =	14,42
R-Wert:	R =	0,10
Mittelspannung:	σ_m [N/mm ²] =	79,33
Amplitude:	σ_A [N/mm ²] =	64,90
Schwingbreite:	$\Delta\sigma$ [N/mm ²] =	129,81

Versuchsablauf

Zeitpunkt-Nr.	Beschreibung	Messzeit t [s]	Zyklen	Schwingfrequenz [Hz]	Messfrequenz [Hz]	Periode [s]
0	Vor Beginn	850	0	0	60	Dauer
1.	Hochfahren auf Oberlast	855	0	Dauer: 6 s	60	Dauer
2.	Anfahren Mittellast	861	0	Dauer: 3 s	60	Dauer
3.1	Beginn 1. Schwingstufe	864	0	1,0	60	Dauer
3.2	Ende 1. Schwingstufe	1231	353	1,0	60	Dauer
4.1	Hochfahren auf 2. Schwingstufe			1,0 bis 3,0	Umschalten auf periodische Messung	
4.2	Messbeginn 2. Schwingstufe	1364	entspricht 583	3,0	300	60
4.3	Vergrößerung Messperiode	6408	entspricht 15714	3,0	300	900
5.1	Hochfahren auf 3. Schwingstufe			3,0 bis 6,0	300	
5.2	Messbeginn 3. Schwingstufe	82020	entspricht 243549	6,0	300	900

V_asf_fat_01 - erster zyklischer Versuch



V_asi_fat_01 - erster zyklischer Versuch - statischer Nachversuch

Oberflächenmodifikation: gestrahlt und ASI-Beschichtung

Versuchsbeginn: 04.12.2016
Uhrzeit: 15:16

Versuchsaufbau:

Bauteil	Position	Probe Nr.	mittl. Schichtdicke der Beschichtung [μm]	Applikationsdatum
Zugstab	oben	11	76,5	11.10.2016
Zugstab	unten	40	86,1	11.10.2016
Lasche	links (Mutter)	26	50,4	12.10.2016
Lasche	rechts (Kopf)	28	50,1	12.10.2016

Durchschnitt Schichtdicke [mm]: 65,775

Schraube	Position	Schraube Nr.	Dehnung bei $F_{p,c} = 172 \text{ kN}$ [μm]
S1	1	S21	2700
S2	2	S22	2683
S3	3	S23	2673
S4	4	S24	2689

Versuchsdurchführung: Geschwindigkeit: $v = 0,40 \text{ mm/min}$
Messfrequenz: 1 Hz

Versuchsergebnisse:

Schraube	Schraube Nr.	Vorspannkraft [kN]		Differenz	
		zu Beginn	bei 0,15 mm	[kN]	[%]
1	S21	163,14	162,09	1,05	0,64
2	S22	159,98	154,87	5,11	3,20
$F_{p,c,akt,o}$	-	161,56	158,48	3,08	1,92
3	S23	157,11	152,31	4,80	3,06
4	S24	161,97	159,88	2,08	1,29
$F_{p,c,akt,u}$	-	159,54	156,10	3,44	2,17

Verbindung	Gleitlast [kN]	Gleitweg [mm]	Haftreibungszahl μ [-]	slip factor μ^* [-]
oben	477,11	0,15	0,69	0,75
unten	481,60	0,15	0,70	0,77

V_asi_fat_02 - zweiter zyklischer Versuch

Oberflächenmodifikation: gestrahlt und ASI-Beschichtung

Versuchsbeginn: 06.12.2016
Uhrzeit: 17:03

Versuchsaufbau:

Bauteil	Position	Probe Nr.	mittl. Schichtdicke der Beschichtung [μm]	Applikationsdatum
Zugstab	oben	18	61,6	12.10.2016
Zugstab	unten	20	63,8	12.10.2016
Lasche	links (Mutter)	4	65,3	11.10.2016
Lasche	rechts (Kopf)	14	66,8	11.10.2016

Durchschnitt Schichtdicke [mm]: 64,375

Schraube	Position	Schraube Nr.	Dehnung bei $F_{p,c} = 172 \text{ kN}$ [μm]
S1	1	S05	2709
S2	2	S06	2660
S3	3	S07	2652
S4	4	S08	2619

Versuchsdurchführung:

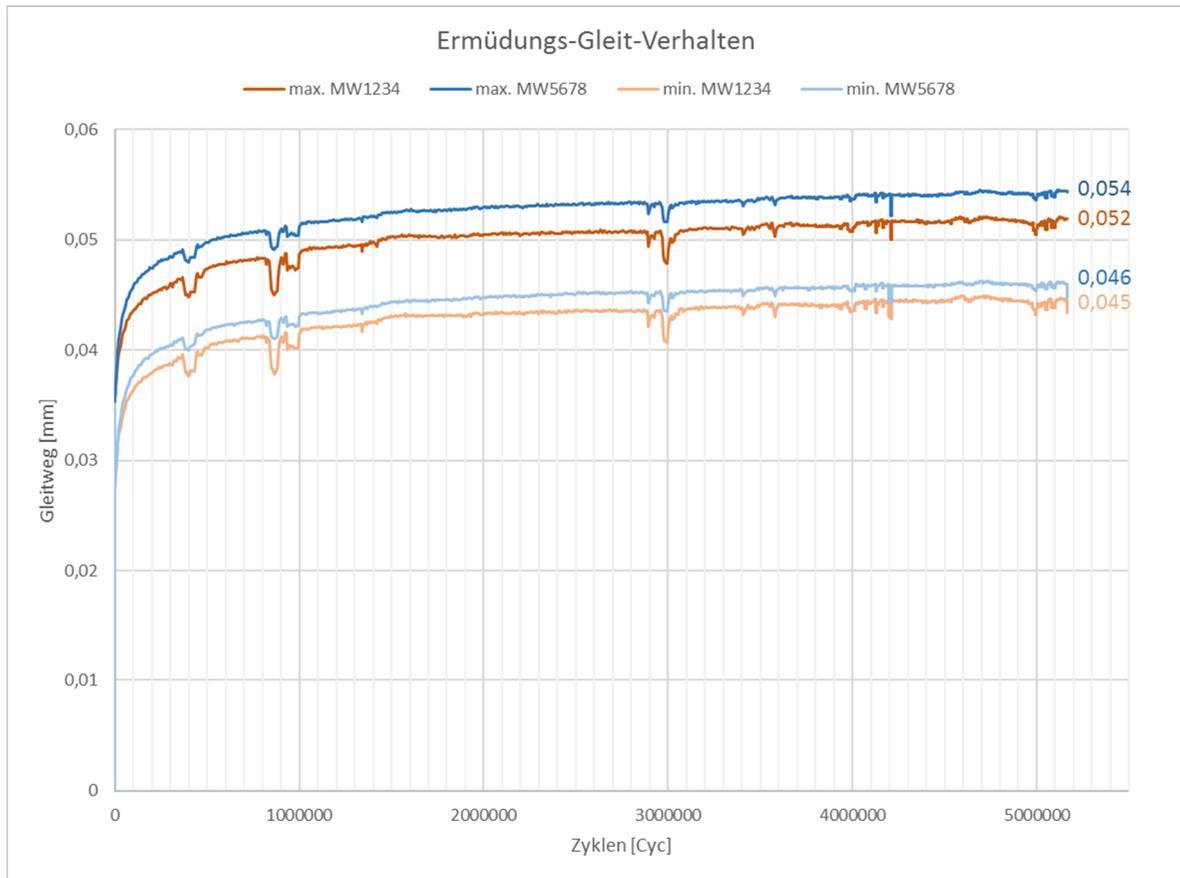
Lastniveau		
Oberlast:	F_o [kN] =	300,00
Unterlast:	F_u [kN] =	30,00
R-Wert:	R =	0,10
Mittellast:	F_m [kN] =	165,00
Amplitude:	F_A [kN] =	135,00
Schwingbreite:	ΔF [kN] =	270,00

Spannungsniveau in den Laschen		
Oberspannung:	σ_o [N/mm ²] =	144,23
Unterspannung:	σ_u [N/mm ²] =	14,42
R-Wert:	R =	0,10
Mittelspannung:	σ_m [N/mm ²] =	79,33
Amplitude:	σ_A [N/mm ²] =	64,90
Schwingbreite:	$\Delta\sigma$ [N/mm ²] =	129,81

Versuchsablauf

Zeitpunkt-Nr.	Beschreibung	Messzeit t [s]	Zyklen	Schwingfrequenz [Hz]	Messfrequenz [Hz]	Periode [s]
0	Vor Beginn	625	0	0	60	Dauer
1.	Hochfahren auf Oberlast	628	0	Dauer: 6 s	60	Dauer
2.	Anfahren Mittellast	642	0	Dauer: 3 s	60	Dauer
3.1	Beginn 1. Schwingstufe	648	0	1,0	60	Dauer
3.2	Ende 1. Schwingstufe	1149	500	1,0	60	Dauer
4.1	Hochfahren auf 2. Schwingstufe			1,0 bis 6,0	Umschalten auf periodische Messung	
4.2	Messbeginn 2. Schwingstufe	1472,625	entspricht 733	6,0	300	1200

V_asi_fat_02 - zweiter zyklischer Versuch



V_asi_fat_02 - zweiter zyklischer Versuch - statischer Nachversuch

Oberflächenmodifikation: gestrahlt und ASI-Beschichtung

Versuchsbeginn: 16.12.2016
Uhrzeit: 17:35

Versuchsaufbau:

Bauteil	Position	Probe Nr.	mittl. Schichtdicke der Beschichtung [μm]	Applikationsdatum
Zugstab	oben	18	61,6	12.10.2016
Zugstab	unten	20	63,8	12.10.2016
Lasche	links (Mutter)	4	65,3	11.10.2016
Lasche	rechts (Kopf)	14	66,8	11.10.2016

Durchschnitt Schichtdicke [mm]: 64,375

Schraube	Position	Schraube Nr.	Dehnung bei $F_{p,c} = 172 \text{ kN}$ [μm]
S1	1	S05	2709
S2	2	S06	2660
S3	3	S07	2652
S4	4	S08	2619

Versuchsdurchführung: Geschwindigkeit: $v = 0,40 \text{ mm/min}$
Messfrequenz: 1 Hz

Versuchsergebnisse:

Schraube	Schraube Nr.	Vorspannkraft [kN]		Differenz	
		zu Beginn	bei 0,15 mm	[kN]	[%]
1	S05	157,51	154,44	3,07	1,95
2	S06	156,92	151,42	5,50	3,51
$F_{p,c,akt,o}$	-	157,21	152,93	4,28	2,73
3	S07	154,71	150,28	4,43	2,86
4	S08	159,75	158,16	1,59	0,99
$F_{p,c,akt,u}$	-	157,23	154,22	3,01	1,93

Verbindung	Gleitlast [kN]	Gleitweg [mm]	Haftreibungszahl μ [-]	slip factor μ^* [-]
oben	471,95	0,15	0,69	0,77
unten	439,25	0,15	0,64	0,71

V_asi_fat_03 - dritter zyklischer Versuch

Oberflächenmodifikation: gestrahlt und ASI-Beschichtung

Versuchsbeginn: 20.12.2016
Uhrzeit: 14:30

Versuchsaufbau:

Bauteil	Position	Probe Nr.	mittl. Schichtdicke der Beschichtung [μm]	Applikationsdatum
Zugstab	oben	23	61,9	12.10.2016
Zugstab	unten	38	61,4	12.10.2016
Lasche	links (Mutter)	16	55,7	11.10.2016
Lasche	rechts (Kopf)	18	56,9	11.10.2016

Durchschnitt Schichtdicke [mm]: 58,975

Schraube	Position	Schraube Nr.	Dehnung bei $F_{p,c} = 172 \text{ kN}$ [μm]
S1	1	S25 (S03)	2660
S2	2	S26 (S04)	2696
S3	3	S27 (S09)	2626
S4	4	S28 (S41)	2709

Versuchsdurchführung:

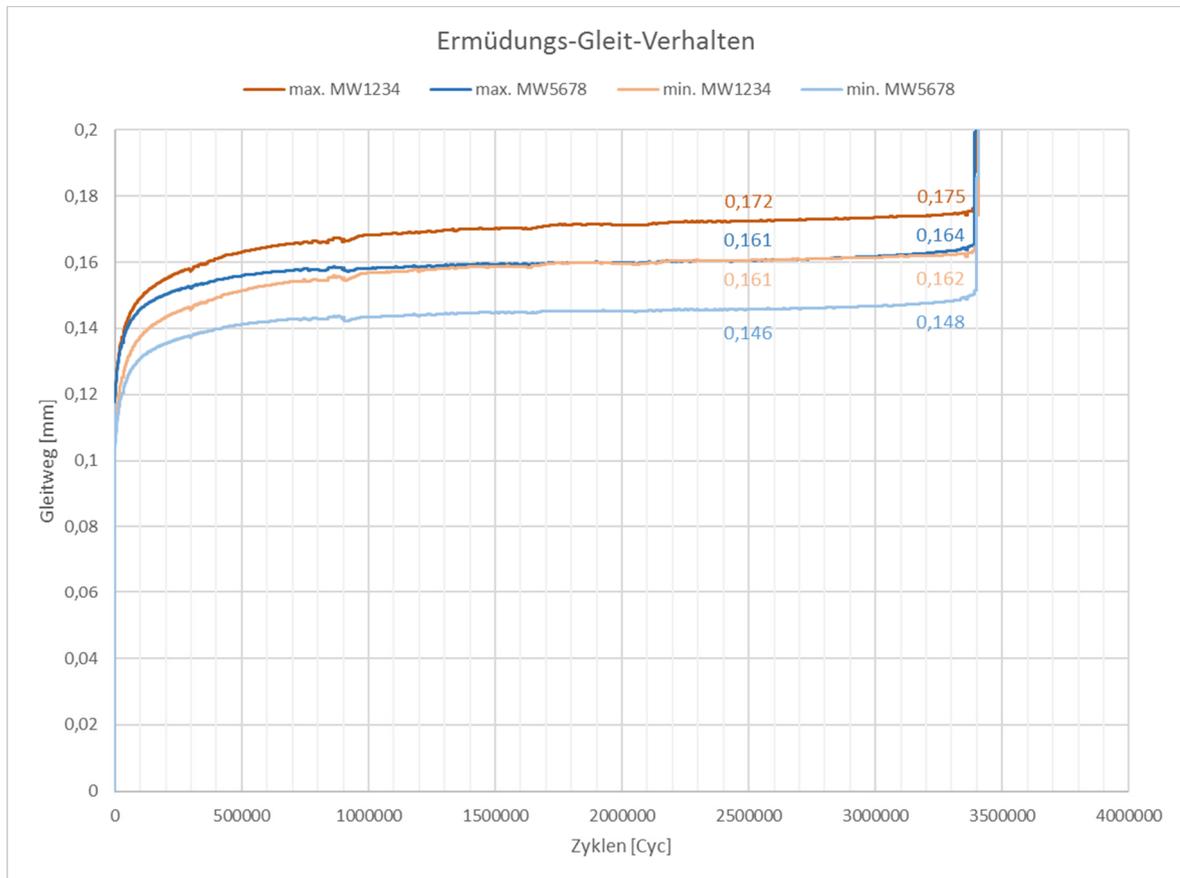
Lastniveau		
Oberlast:	F_o [kN] =	390,00
Unterlast:	F_u [kN] =	39,00
R-Wert:	R =	0,10
Mittellast:	F_m [kN] =	214,50
Amplitude:	F_A [kN] =	175,50
Schwingbreite:	ΔF [kN] =	351,00

Spannungsniveau in den Laschen		
Oberspannung:	σ_o [N/mm ²] =	187,50
Unterspannung:	σ_u [N/mm ²] =	18,75
R-Wert:	R =	0,10
Mittelspannung:	σ_m [N/mm ²] =	103,13
Amplitude:	σ_A [N/mm ²] =	84,38
Schwingbreite:	$\Delta\sigma$ [N/mm ²] =	168,75

Versuchsablauf

Zeitpunkt-Nr.	Beschreibung	Messzeit t [s]	Zyklen	Schwingfrequenz [Hz]	Messfrequenz [Hz]	Periode [s]
0	Vor Beginn	113	0	0	50	Dauer
1.	Hochfahren auf Oberlast	117	0	Dauer: 6 s	50	Dauer
2.	Anfahren Mittellast	133	0	Dauer: 3 s	50	Dauer
3.1	Beginn 1. Schwingstufe	144	0	1,0	50	Dauer
3.2	Ende 1. Schwingstufe	484	341	1,0	50	Dauer
4.1	Hochfahren auf 2. Schwingstufe			1,0 bis 5,0	Umschalten auf periodische Messung	
4.2	Messbeginn 2. Schwingstufe	706,344	entspricht 830	5,0	300	300
5.1	Neustart Messung	0,1667	entspricht 33802	5,0	300	300
5.2	Vergrößerung Messperiode	64424,9871	entspricht 355914	5,0	300	1800

V_asi_fat_03 - dritter zyklischer Versuch



Eidesstattliche Versicherung

Name, Vorname

Matr.-Nr.

Ich versichere hiermit an Eides statt, dass ich die vorliegende Bachelorarbeit/Masterarbeit* mit dem Titel

selbstständig und ohne unzulässige fremde Hilfe erbracht habe. Ich habe keine anderen als die angegebenen Quellen und Hilfsmittel benutzt sowie wörtliche und sinngemäße Zitate kenntlich gemacht. Die Arbeit hat in gleicher oder ähnlicher Form noch keiner Prüfungsbehörde vorgelegen.

Ort, Datum

Unterschrift

*Nichtzutreffendes bitte streichen

Belehrung:

Wer vorsätzlich gegen eine die Täuschung über Prüfungsleistungen betreffende Regelung einer Hochschulprüfungsordnung verstößt, handelt ordnungswidrig. Die Ordnungswidrigkeit kann mit einer Geldbuße von bis zu 50.000,00 € geahndet werden. Zuständige Verwaltungsbehörde für die Verfolgung und Ahndung von Ordnungswidrigkeiten ist der Kanzler/die Kanzlerin der Technischen Universität Dortmund. Im Falle eines mehrfachen oder sonstigen schwerwiegenden Täuschungsversuches kann der Prüfling zudem exmatrikuliert werden. (§ 63 Abs. 5 Hochschulgesetz - HG -)

Die Abgabe einer falschen Versicherung an Eides statt wird mit Freiheitsstrafe bis zu 3 Jahren oder mit Geldstrafe bestraft.

Die Technische Universität Dortmund wird ggfls. elektronische Vergleichswerkzeuge (wie z.B. die Software „turnitin“) zur Überprüfung von Ordnungswidrigkeiten in Prüfungsverfahren nutzen.

Die oben stehende Belehrung habe ich zur Kenntnis genommen:

Ort, Datum

Unterschrift