

Kapitel 2

Verbundlangstabisolatoren

2.1 Anwendungen von Verbundlangstabisolatoren

Die Bezeichnung „Langstab“ wird eigentlich für eine besondere Bauweise von Porzellanisolatoren verwendet, welche zuerst in Deutschland in der 20er Jahre eingeführt worden sind als Alternative (und auch für kritische Umweltbedingungen, z. B. hohe Verschmutzung) zu den Kappenisolatoren. Der Aufbau eines Verbundlangstabes wird in Abb. 2.1 gezeigt. Man erkennt den glasfaserverstärkten Kern, die Metallarmaturen und die Silikonbeschirmung.

Die Verbundlangstabisolatoren profitieren von den Herstellungsmöglichkeiten des GFK (glasfaserverstärkter Kunststoff) Stabes und insb. von der Möglichkeit GFK-Stäbe praktisch endlos in technisch genutzten Längen bis zu 20 m in einem Stück zu produzieren, was gar nicht möglich ist mit den klassischen Isolatormaterialien wie Porzellan und Glas. Verbundlangstabisolatoren werden heute produziert in Längen von 10 bis 100 cm für Nieder- und Mittelspannungsnetze, bis zu 10 m und darüber für die UHV Netze von heute, (Abb. 2.2).

Verbundlangstabisolatoren werden hauptsächlich verwendet in Hängeketten in Tragmasten bzw. als Abspannketten in Abspann- und Endmasten (Abb. 2.4 & Abb. 2.5). Sie werden auch eingesetzt in den Schlaufen oder aber in den Portalen von Freiluftschaltanlagen. In einigen Fällen werden Verbundlangstäbe in den Abspannungen von Holzmasten, und -eher selten- in den Abspannungen von abgespannten Hochspannungsmasten.

Da sie im Gegensatz zu Porzellan- und Glasisolatoren bis zu den höchsten Spannungen aus einem Stück gebaut werden können, wiegen sie ein Bruchteil von kon-

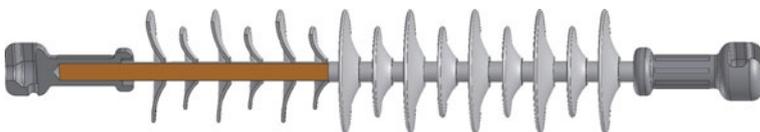


Abb. 2.1 Verbundlangstabilator: Aufbau

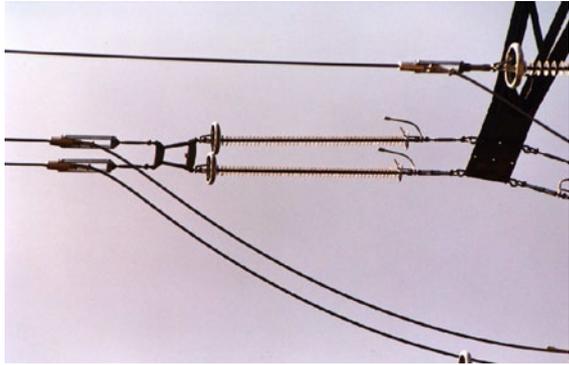


Abb. 2.2 6 m langer Verbundlangstab in der Fertigung



Abb. 2.3 Hängekette

ventionellen Isolatoren (bei 400 kV wiegen sie ca. 10 % von einem vergleichbaren Porzellanlangstab). Deswegen werden sie auch gern eingesetzt in speziellen Mastdesigns, wie z. B. beim sog. „chainette“ Mast, (Süd-Afrika, Argentinien), Abb. 2.5, oder bei der Tragabspannung zur Einsparung von Masthöhe, Abb. 2.6.

Abb. 2.4 Abspannkette**Abb. 2.5** Chainette-Mast**Abb. 2.6** Tragabspannung

Mit dem zunehmenden Einsatz von Kompaktleitungen auch für Spannungen von 400 kV und darüber, findet man diese Isolatoren als Tragelement bei den sog. Isoliertraversen, Abb. 2.7, s. a. Kap. 4 „Kompaktleitungen“.

Millionen von Verbundlangstäben sind seit vielen Jahren im Einsatz in der Mittelspannungsebene bei den verschiedensten Masttypen (Holz, Stahl, Beton) und für eine Vielzahl von Anwendungen, Abb. 2.8 (Tragmaste, Winkelmaste, Endmaste, Mast-Trafostationen).

**Abb. 2.7** 420 kV Isoliertraverse**Abb. 2.8** 20 kV Isolatoren am Holzmast

In der Zwischenzeit wurden die Verbundisolatoren und insb. deren Vorteile unter extremer Verschmutzung auch von den Bahnbetreibern „entdeckt“ und so werden sie vermehrt auch in der Fahrleitung eingesetzt.

2.2 Das Verhalten von Verbundlangstabilisatoren unter mechanischer Beanspruchung

Wie man aus den obengenannten Anwendungen für Verbundlangstäbe erkennt, werden diese primär auf Zug belastet. Diese Isolatoren können aber während der Montage z. T. auf Torsion belastet werden. Aus diesem Grund wird auf diese Beanspruchungsart kurz eingegangen, da die GFK-Stäbe recht „empfindlich“ auf Torsion reagieren. Zudem wird auf deren Langzeitverhalten und die dabei auftretenden Schadensmechanismen und den zugehörigen Langzeitversuchen eingegangen. Anschließend werden die heute üblichen analytischen Methoden präsentiert, von den einfachen Formeln für „das Tagesgeschäft“ bis zu computergestützten Simulationsberechnungen. Das mechanische Verhalten von Verbundlangstäben wird oft bestimmt durch die Qualität und die Applikationsprozesse der dazugehörigen Armaturen, die dann detailliert beschrieben werden. Abschließend wird auf die erforderlichen mechanischen Prüfungen, wie diese in den internationalen Standards vorgesehen sind, verwiesen.

Das Material für die Kernstäbe der hier behandelten Verbundisolatoren ist ein glasfaserverstärkter Kunststoff (GFK). Solche Stäbe werden üblicherweise im Pultrusionsverfahren (s. Kap. 7) hergestellt, d. h. deren Glasfaser sind uniaxial und in Richtung der Stabachse gerichtet. Dadurch weist der Stab unterschiedliche Materialeigenschaften in Stabrichtung und quer dazu; man sagt der Stab ist orthotrop (*orthos* gr. senkrecht, *tropos* gr. hier Eigenschaft).

Tabelle 2.1 Elastizitätskonstanten des GFK-Stabes

| E-Modul | | Schubmodul | | Poisson-Zahl | |
|---------|-------|------------|----------|--------------|------------|
| E_L | E_T | G_{TT} | G_{LT} | ν_{TT} | ν_{LT} |
| (GPa) | (GPa) | (GPa) | (GPa) | (-) | (-) |
| 44 | 10,3 | 4,3 | 5,1 | 0,5 | 0,32 |

Tabelle 2.2 Festigkeitswerte des GFK-Stabes

| Festigkeit | Wert (MPa) |
|----------------------------------|------------|
| Longitudinal (Zug) | 1038 |
| Longitudinal (Druck) | -794 |
| Transversal (Zug) | 32 |
| Transversal (Druck) | -141 |
| Longitudinal-transversal (Schub) | 54 |

Die Elastizitätskonstanten und die Festigkeitswerte der hier verwendeten Stäbe, wurden durch aufwendige Versuche ermittelt [2.1] und sind in den Tabellen 2.1 und 2.2 zusammengefasst.

2.2.1 Die Dauerstandfestigkeit von Verbundlangstabisolatoren

Trotz der vielen Vorteile von Verbundisolatoren gegenüber Porzellan und Glas, mussten insb. die Hersteller von Verbundisolatoren recht lange "Überzeugungsarbeit" leisten, bis diese eine breite Akzeptanz gefunden haben. In den frühen Jahren dieser Technologie – das waren die siebziger Jahre des 20. Jh. – hatte sich die Ansicht sowohl bei den Herstellern als auch bei den Anwendern – primär sind es die Netzbetreiber – durchgesetzt, dass letztendlich geeignete Qualifikationsprüfungen erforderlich wären, um einerseits die Beständigkeit des Isolationsmaterials unter widrigen Umweltbedingungen – dafür wurden entsprechende beschleunigte Prüfungen entwickelt – und andererseits deren Langzeitverhalten unter mechanischer Belastung nachzuweisen. Die Grundsatzarbeiten auf diesem Gebiet stammen von Claude de Turreil und seiner CIGRE-Arbeitsgruppe – und werden im Folgenden präsentiert.

De Turreil und seine Mitarbeiter bei IREQ haben in recht aufwendigen Langzeitversuchen (einzelne Prüfungen haben bis zu drei Jahren gedauert) Isolatoren von drei verschiedenen Herstellern genannt A, B und C, geprüft, [2.2], wobei sich diese Isolatoren im Wesentlichen in der Technologie der Endarmaturen voneinander unterscheiden: Isolator A verwendet eine Konusarmatur, Isolator B eine Pressarmatur und Isolator C eine Keilarmatur (Abb. 2.9).

In der ersten Versuchsserie ging es darum, die Bruchkraft der Isolatoren in Abhängigkeit von der Umgebungstemperatur zu bestimmen und dies in einem Bereich von -25 °C bis zu 100 °C . Die Ergebnisse werden in Abb. 2.10 präsentiert.

Wie man sieht, steigt die Bruchkraft bei allen drei Isolatorentypen bei fallender Temperatur, was vor allem bei deren Einsatz in kalten Klima ein Vorteil ist, da

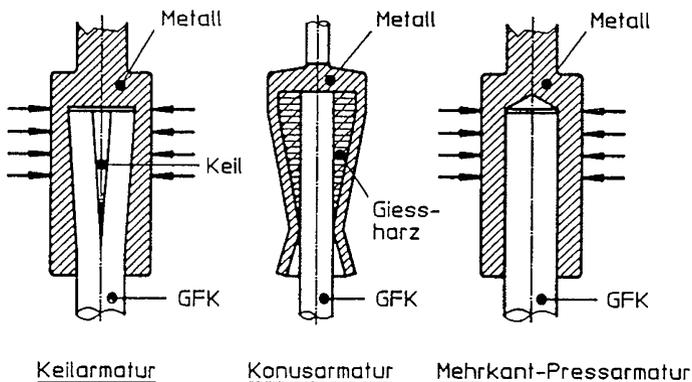


Abb. 2.9 Verschiedene Armaturentypen von Verbundlangstäben

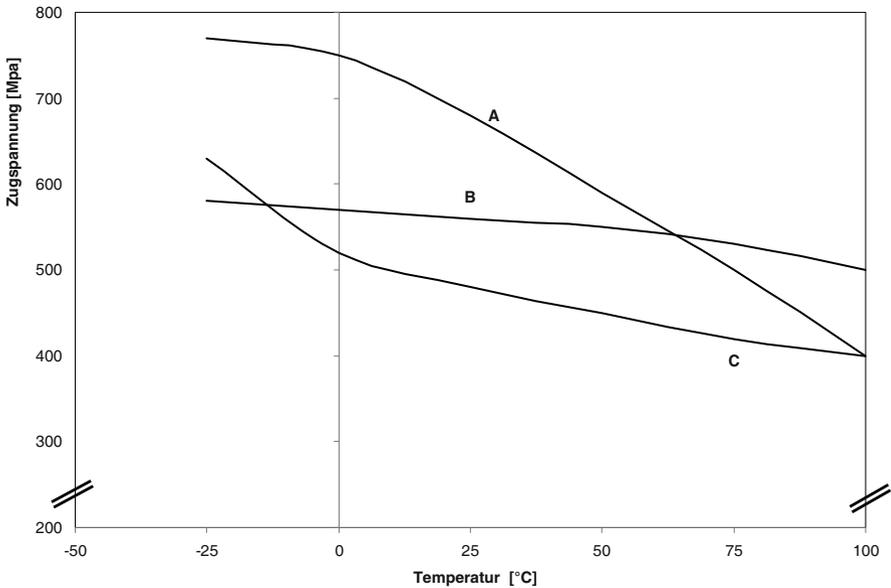


Abb. 2.10 Bruchkraft von drei Verbundisolatoren mit verschiedenen Armaturen in Abhängigkeit von der Temperatur [2.2]

dann durch Ansteigen der Seilkräfte auch die Isolatoren höhere Zugkräfte zu tragen haben. Man stellt weiterhin fest, dass das Kraft-Temperaturverhalten sich bei den drei Isolatortypen wesentlich unterscheidet. Isolatoren mit Pressarmaturen reagieren weniger empfindlich auf Temperaturveränderungen, sogar bei tiefen Temperaturen, wo man durch die unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten vom GFK-Stab und Stahl einen negativen Einfluss auf die Bruchkraft erwartet hätte. Wie neuere CIGRE Untersuchungen zeigen (siehe Abschn. 9.6.3), ist der Einfluss der bei modernen Hochtemperatur-Leiteseilen herrschenden Seiltemperaturen von 200 °C und höher auf die Zugfestigkeit von Verbundisolatoren gering.

In der zweiten Testserie ging es um die Bestimmung der Dauerstandfestigkeit der Isolatoren. Konkret wird dabei die Zeit bis zum Bruch bei einer konstanten Zuglast ermittelt. Das Ergebnis dieser Prüfung wird in Abb. 2.11 grafisch dargestellt. Es handelt sich dabei um einen Isolator mit Pressarmaturen, welche heute am häufigsten verwendet werden. Zudem hat dieser Armaturentyp das beste Langzeitverhalten gezeigt, wobei die relativ große Streuung der Messresultate für eine gewisse Belastung auffällt, welche bis zu drei Größenordnungen in der Zeitskala sich ausdehnen kann.

Interessant ist auch die Tatsache, dass die Abfallrate der Last-Zeit-Kurve mit der Temperatur leicht ansteigt, wie dies in Abb. 2.12 für den Isolator B (mit Pressarmaturen) gezeigt wird, welcher auch hier sich besser verhält als die Isolatoren A (Konus) und B (Keil).

Der Betriebseinsatz wurde in einer Freiluftprüfanlage simuliert, wo die Isolatoren unter gleichzeitiger Anlegung einer Wechsellastspannung und den klimatischen Einflüssen mit einer konstanten Kraft belastet wurden, wobei die Wechsellastspannung

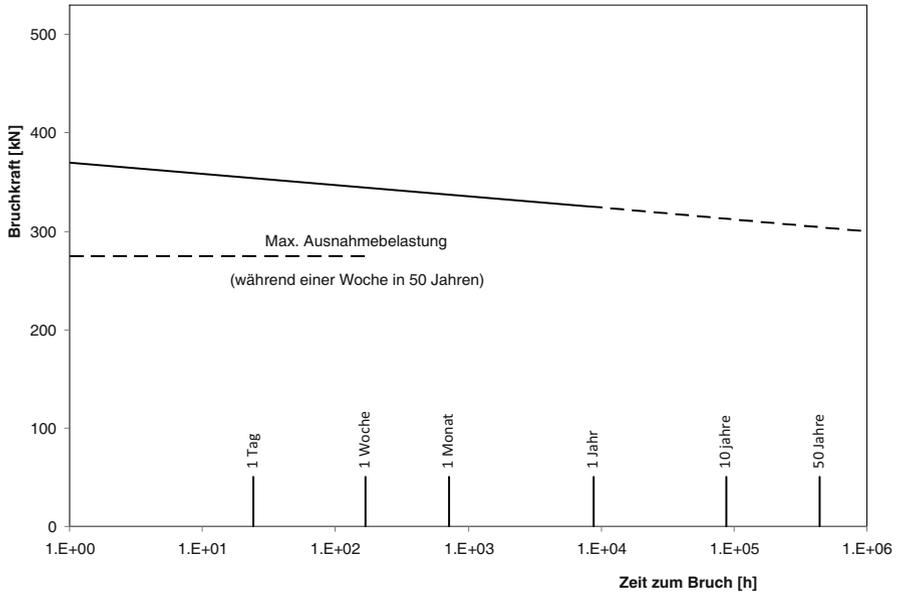


Abb. 2.11 Last-Zeit-Diagramm von einem Isolator mit Pressarmatur bei 23 °C [2.2]

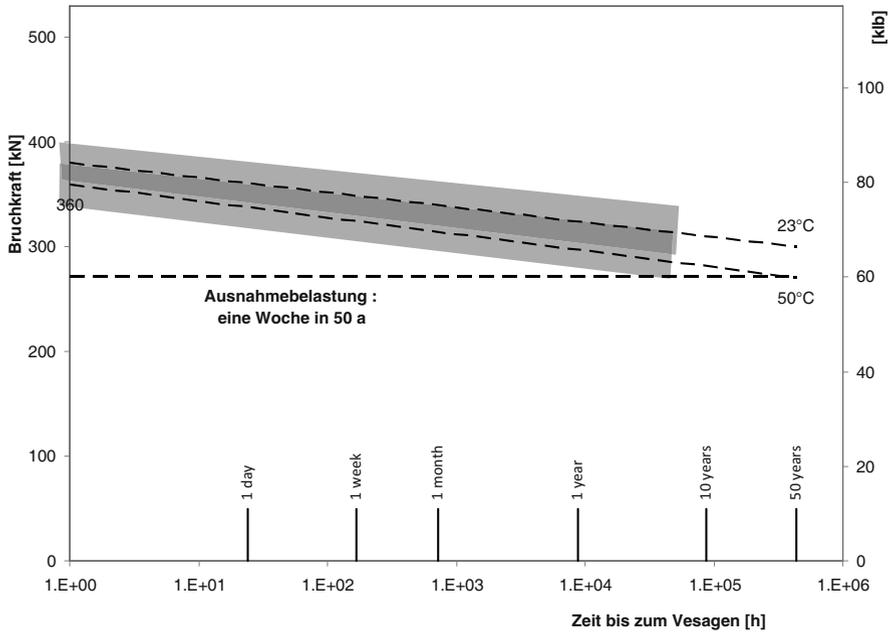


Abb. 2.12 Vergleich der Last-Zeit-Kurve für einen Isolator mit Pressarmatur bei 23 °C und 50 °C [2.2]

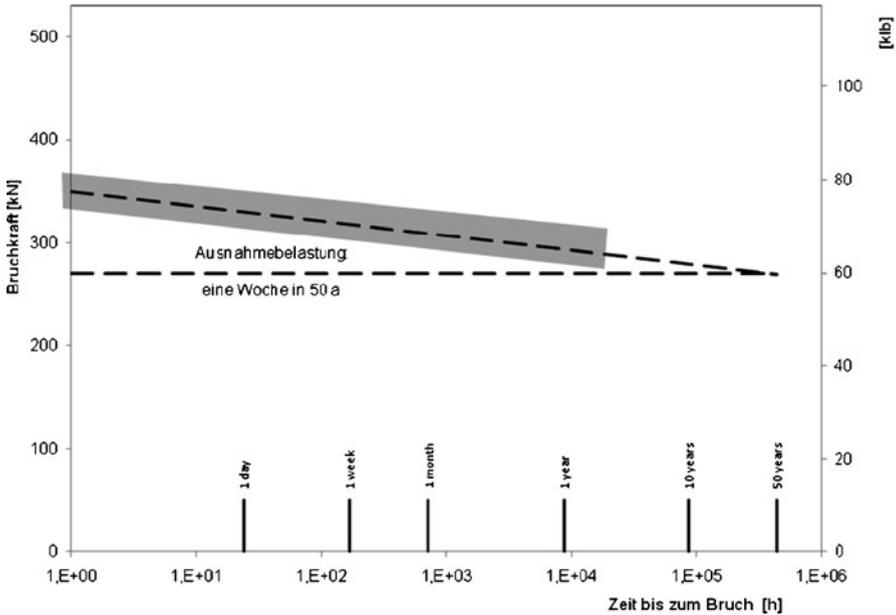


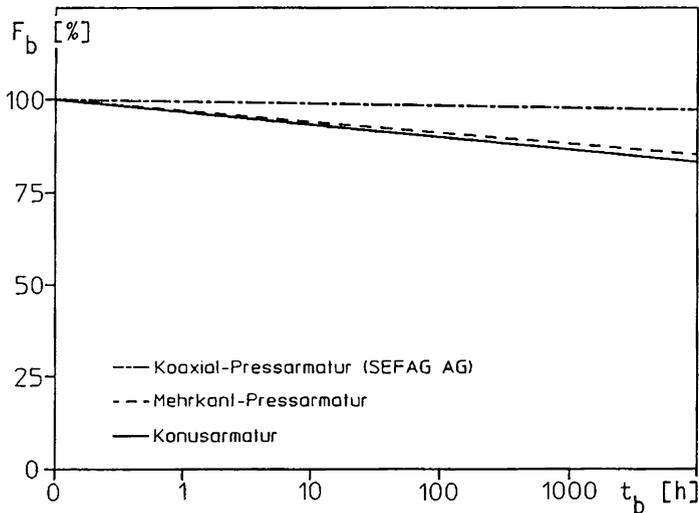
Abb. 2.13 Last-Zeit-Kurve von einem Isolator mit Pressarmatur unter mechanischen, elektrischen und klimatischen Beanspruchungen [2.2]

(60 Hz) ca. 10 % höher als die Isolatornennspannung war und die Umweltbedingungen sich über Wintertemperaturen bis zu -30°C , Sommertemperaturen bis zu $+30^{\circ}\text{C}$ sowie Sonneneinstrahlung, Regen und Schnee bzw. Eis erstreckten. Unter diesen Bedingungen hat zwar die Last-Zeit-Kurve ihre (negative) Steigung beibehalten, Abb. 2.13, sie hat sich aber parallel bis auf das Niveau der 50°C Kurve (s. a. Abb. 2.12) „nach unten“ parallel verschoben.

De Tourreil hat zu einem späteren Zeitpunkt [2.3] ähnliche Versuche durchgeführt, diesmal aber mit kleineren Stabdurchmessern (bis zu 20 mm), deren Ergebnisse in Tabelle 2.3 zusammengefasst sind. In Abb. 2.14 dagegen, sind die gemessenen Last-Zeit-Kurven aller dieser Prüflinge dargestellt und zwar normalisiert auf die jeweilige Bruchkraft (100 %-Wert). Auch bei diesen Versuchen haben die Isolatoren mit Pressarmaturen und insb. der Isolator mit einer aufgezogenen Armatur die besten Ergebnisse erzielt.

Tabelle 2.3 Vergleich der Bruchlasten und der Bruchspannungen von Langstabverbundisolatoren mit verschiedenen Armaturen

| Armamentyp | Mittlere Bruchlast [kN] | GFK-Bruchspannung [MPa] |
|----------------------|-------------------------|-------------------------|
| Konusarmatur | 176 ± 6 | 823 |
| Mehrkantpressarmatur | 219 ± 1 | 796 |
| Koaxialarmatur | 338 ± 4 | 1076 |



F_b Bruchlast in Abhängigkeit von t_b , bezogen auf die Kurzzeitbruchlast
 t_b Zeit bis zum Bruch bei statischer Zugbeanspruchung

Abb. 2.14 Mittlere Last-Zeit-Kurven von Verbundlangstäben mit verschiedenen Armaturen normiert auf die jeweilige Bruchkraft (s. a. Tabelle 2.3)

Diese wegweisenden Versuche haben klar demonstriert, dass ein Verbundisolator mit einer konstanten Zugkraft (die einen gewissen Grenzwert – *Damage Limit* überschreitet) belastet, nach einer gewisser Zeit – deren Dauer von der Größe der angewandten Kraft abhängt – versagen wird. Das Versagen findet allerdings bei einem Kraftniveau statt, welches um Einiges tiefer als die statische Bruchkraft des Isolators liegt. Diese Feststellung ist von grundlegender Bedeutung für die Dimensionierung solcher Isolatoren, da jetzt nicht nur die Belastung aber auch die Belastungsdauer berücksichtigt werden sollte. Dieser Sachverhalt hat verständlicherweise in den betroffenen Fachkreisen insb. der Leitungsbauingenieure, für eine gewisse Unsicherheit gesorgt und man begann mit weiteren Untersuchungen mit dem Ziel die physikalischen Zusammenhänge besser zu verstehen. Zudem wurde in der damals neu entstehenden Norm IEC 61109/92 über die Standardisierung der Prüfungen für Verbundisolatoren, ein neuer Test eingeführt, welcher sicherstellen sollte, dass Verbundisolatoren auch nach langen Belastungszeiten nicht plötzlich versagen würden. Der erste Testvorschlag war leider unrealistisch und wurde erst in den letzten Jahren von einem „vernünftigen“ Test abgelöst. Es ist instruktiv an diese Entwicklung im Folgenden zu erinnern [2.4].

2.2.1.1 Die Dauerkraftkurve von Verbundisolatoren nach IEC 61109/92

In der „alten“ IEC 61109/1992 sind im Wesentlichen drei Prüfungen zur Ermittlung der mechanischen Festigkeit von Verbundisolatoren vorgesehen: Im Annex A

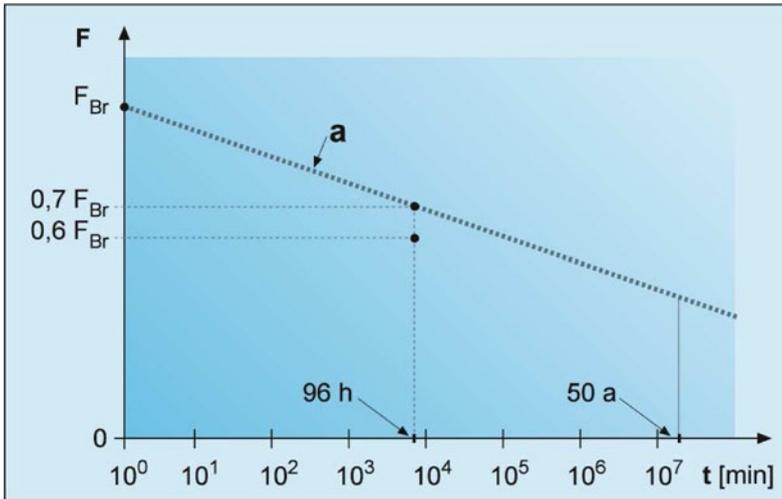


Abb. 2.15 Ermittlung der Dauerstandskurve „a“ eines Verbundisolators nach der „alten“ IEC 61109/92

wird im Rahmen einer *Bauartprüfung* auf das Langzeitverhalten von Verbundisolatoren eingegangen und werden die dazugehörigen Versuche beschrieben. Dort wird auch darauf hingewiesen, dass die Zugfestigkeit von Verbundisolatoren aufgrund von Kriechvorgängen mit der Zeit abnimmt; diese Abnahme könne man als linear mit dem Zehnerlogarithmus der Zeit der Lastanwendung annehmen. Grafisch dargestellt wird dieser Sachverhalt durch die Gerade *a* in Abb. 2.15. Der Wert F_{Br} bedeutet die im Zugversuch (1-min-Prüfung) ermittelte mittlere *Bruchkraft* von drei Prüflingen. Die Norm verlangt weiterhin, dass die Neigung der Geraden *a* maximal 8 % pro Zeitdekade betragen darf. Dies ist experimentell mit einer 96-Stunden-Dauerprüfung von weiteren drei Prüflingen – belastet mit 60 % der vorher ermittelten mittleren Bruchkraft F_{Br} – zu überprüfen, wie in Abb. 2.15 angedeutet wird.

Weiter wird in der Norm die sogenannte *Nennkraft* (engl. *SML = specified mechanical load*) eingeführt. Sie ist definiert als die Kraft, die nach einer 96-h-Dauerprüfung mit 70 % der (vom Hersteller angegebenen) Nennkraft des Isolators in einem anschließenden 1-min-Zugversuch gehalten wird, und ist in der *Typenprüfung* zu bestimmen, Abb. 2.16. Schließlich ist eine *Stückprüfung* vorgesehen mit einer *Stückprüfkraft* (engl. *RML = routine mechanical load*), die 50 % der Nennkraft beträgt und bei jedem Isolator vor der Auslieferung im Zugversuch nachgewiesen werden muss.

So wichtig es in der Zeit der Normerstellung war, auf diese Besonderheit des mechanischen Langzeitverhaltens von Verbundisolatoren hinzuweisen, so sehr hat diese Darstellung die Anwender irritiert und oft zu überflüssigen Überdimensionierungen geführt. Zwei Gründe sind im Wesentlichen dafür verantwortlich:

Erstens suggeriert der lineare Abfall der Dauerkraftkurve in der Norm, dass diese Bruchkraft eines Verbundisolators mit der Zeit kontinuierlich abnimmt. Dabei

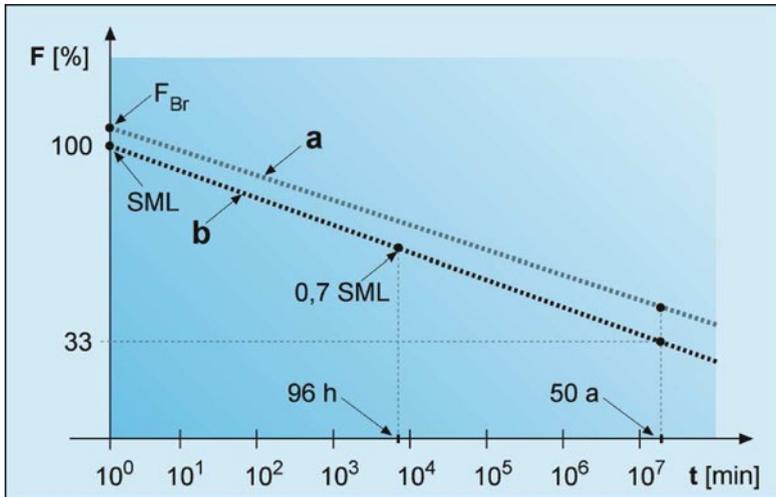


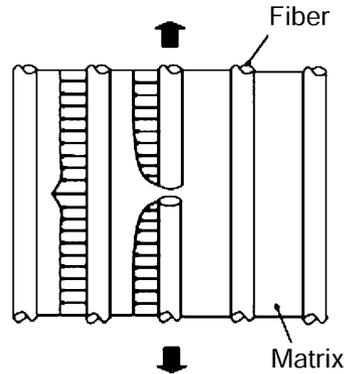
Abb. 2.16 Ermittlung der Nennkraft (SML) eines Verbundlangstabilisators

wird gedanklich oft übersehen, dass diese Kurve die Lebensdauer bis zum Bruch eines Verbundisolators lediglich für den Fall angibt, dass er *dauernd* mit einer bestimmten Zugkraft belastet wird. Und zweitens impliziert der lineare, unbegrenzte Kurvenabfall, dass nach einer endlichen – wenn auch recht langen – Betriebszeit die Zugfestigkeit des Verbundisolators praktisch auf null absinken würde, was zur absurden Schlussfolgerung führt, dass ein Verbundisolator, der im Lager „vergessen“ worden ist, eines fernen Tages von sich aus in zwei Teile zerfallen wird. Dass dies nicht stimmen kann, sagt nicht nur der gesunde Ingenieurverstand, sondern belegen auch die nachfolgenden experimentellen Tatsachen und physikalischen Überlegungen.

2.2.1.2 Mechanisches Modell für das Langzeitverhalten von Verbundisolatoren

Das mechanische Verhalten und insb. der zeitabhängige Versagensmechanismus eines GFK-Stabes unter einer Dauerzuglast kann qualitativ wie folgt erläutert werden. Da die Harzmatrix des Stabes sich sehr stark dehnen kann, die Glasfasern sich dagegen kaum plastisch deformieren (spröder Werkstoff), findet innerhalb einer recht kurzen Zeit nach Aufbringen der äußeren Zugbelastung eine fast vollständige Übernahme der Last durch die Glasfasern statt. Dabei ist zu berücksichtigen, dass die Eigenschaften der Glasfasern statistisch stark variieren. Die im Schnitt rund 800 000 einzelnen Glasfasern eines GFK-Stabes von 16 mm Durchmesser weisen nicht nur unterschiedliche Zugfestigkeiten auf. Auch der Faserquerschnitt F und in gewissen Grenzen der Elastizitätsmodul E der Faser schwanken von Faser zu Faser, womit die gesamte auf den GFK-Stab wirkende Zugkraft auf die einzelnen Fasern entspre-

Abb. 2.17 Lastumlagerungsvorgänge in den Fasern eines GFK-Stabes unter axialer Belastung



chend deren Dehnsteifigkeiten $DS = E \cdot F$ verteilt wird – das heißt, je größer die Dehnsteifigkeit einer Faser ist, desto mehr Kraftanteile muss sie tragen und da, wie gesagt, auch die Zugfestigkeit der Faser einer gewissen statistischen Streuung unterliegt, werden einige schwächere Glasfasern brechen.

Der hier besonders interessierende zeitabhängige Versagensmechanismus vom GFK-Stab, basiert auf der Lastumlagerung von den gebrochenen Fasern auf Nachbarfasern, Abb. 2.17. Diese geht so vor, dass wenn, aus welchen Gründen auch immer, eine Glasfaser bricht, überträgt zum einen die die Glasfaser umhüllende Harzmatrix über die Schubspannungsverteilung die axiale Last auf die zylindrische Oberfläche der gebrochenen Faser, wodurch letztere ab einer gewissen Entfernung von der Bruchfläche gar nichts vom Bruch „merkt“. Zum zweiten überträgt die Matrix die ursprüngliche Last von der gebrochenen Faser auf die gesunden Nachbarfasern, welche dadurch höher belastet werden, was wiederum dazu führt, dass diese Nachbarfasern in der Höhe der Bruchstelle der gebrochenen Faser höher beansprucht werden. In Abb. 2.17 wird versucht diesen physikalischen Prozess schematisch darzustellen.

Da aber die Haftung zwischen Glasfasern und Harzmatrix einer Relaxation unterliegt, hat dies zur Folge, dass die „Lastumlagerungsfähigkeit“ des Faser-Matrix-Verbundes mit der Zeit nachlässt und zwar umso mehr wie die Grenzfläche zwischen Faser und Harzmatrix belastet wird. Dadurch wird zunehmend die Last, die von den gebrochenen Fasern noch getragen werden konnte, voll auf die gesunden Fasern übertragen, welche nach dem gleichen Mechanismus nach einer gewissen Zeit auch versagen werden, bis zum Bruch aller Fasern und somit des GFK-Stabes. Es leuchtet ein, dass je höher die Belastung desto mehr Fasern werden in recht kurzer Zeit brechen und umso schneller verlaufen die geschilderten Relaxationsvorgänge. Liegt aber die gesamte Anfangslast unterhalb eines bestimmten Grenzwertes, eben der Grenzkraft für erste Faserbrüche (engl. *DLL = damage limit load*), dann brechen aufgrund dieses Modells praktisch keine Fasern, auch wenn die Last beliebig lange am Isolator anliegt. Konservative Schätzungen weisen darauf hin, dass diese Faserbruch-Grenzkraft mit mindestens 50 % der Nennkraft angesetzt werden kann. Diese Betrachtungen gelten nur für das Versagen des Stabes ohne Berücksichtigung der Armatur.

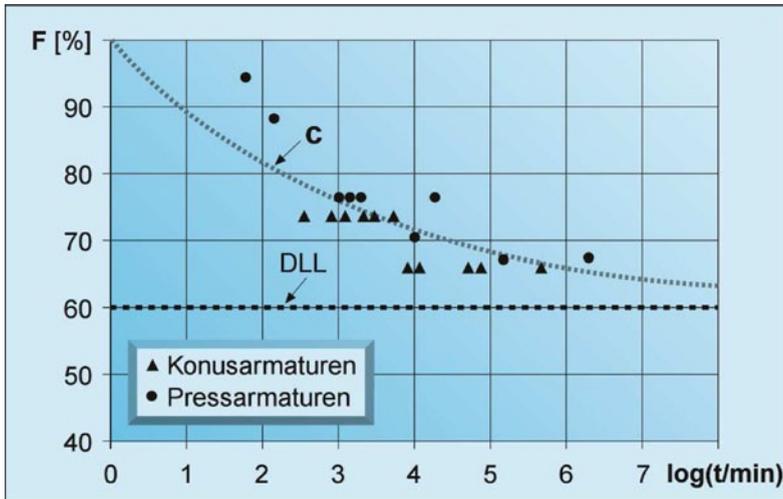


Abb. 2.18 IREQ Prüfergebnisse des statischen Langzeitverhaltens von Isolatoren verschiedener Hersteller

Dieses Modell wurde durch mehrere voneinander unabhängigen Untersuchungen bestätigt [2.5], welche gezeigt haben, dass die Dauerkraftkurve von richtig ausgelegten Verbundisolatoren, entgegen der Darstellung in Abb. 2.16, nicht linear ist [2.6]. Man stellt fest, dass die gemessenen Kurven am Anfang relativ steil abfallen, sich aber nach langer Zeit asymptotisch einem unteren Grenzwert, der sogenannten Faserbruch-Grenzkraft, nähern. Dies bedeutet, dass ein Verbundisolator „unendlich“ lange einen bedeutenden Teil seiner ursprünglichen Bruchkraft F_{Br} beibehält.

In Abb. 2.18 sind z. B. die Ergebnisse mehrerer Versuche zusammengetragen, welche diesbezüglich bei IREQ in den 80er Jahren durchgeführt worden sind. Dabei bedeutet F die auf den 1-Minuten-Wert normierte Bruchkraft (in der deutschen Normung auch als Grenzkraft bezeichnet) und t die Zeit bis zum Versagen in min (logarithmisch aufgetragen); die gestrichelte Gerade bei 60% weist auf DLL, den *damage limit load* hin.

Auch praktische Erfahrungen bestätigen diese Aussagen. So berichtet De Tourreil [2.5], dass er die Eine-Minute-Bruchkraft (M_{av}) an Freileitungsverbundisolatoren gemessen hat, welche 12 Jahre lang in Betrieb waren. Dabei konnte kein wesentlicher Unterschied zur Bruchkraft der gleichen Isolatorenfamilie im Neuzustand festgestellt werden. Auch spätere Ergebnisse und [2.7] von mechanischen Versuchen an 132 und 400 kV Isolatoren nach mehr als 20 Jahren in Betrieb, bestätigen diese Aussagen.

Das bessere Verständnis der physikalischen Vorgänge bei der Zugbelastung von Verbundisolatoren, sowie die ausgiebigen Versuche und die positiven Betriebserfahrungen wurden bei der Standardisierung berücksichtigt und dazu geführt, dass die Bauart- und Typenprüfungen in der IEC 61109, Ed 02 entsprechend angepasst worden sind. Die neue Ausgabe der IEC 61109 (2008) verlangt, Abb. 2.19:

Wird darin der eher konservative Wert für die Standardabweichung von $\sigma_M = 0,08$ eingesetzt, so folgt:

$$0,7 \cdot M_{av} (1 - 1,820 \cdot 0,08) = 0,60 \cdot M_{av}$$

womit die Annahme von $0,60 M_{av}$ begründet worden ist.

Die oben zitierte Norm [IEC 61109, Ed. 2, 2008] erlaubt allerdings die „echte“, aus Zugversuchen ermittelte Standardabweichung zur Ermittlung der 96 h-Haltekraft zu verwenden, falls mehr als zehn solche Versuche durchgeführt worden sind.

Es sei an dieser Stelle bemerkt, dass moderne Verbundisolatoren von renommierten Herstellern, wenn sie geprüft werden, Standardabweichungen für deren Bruchlast von maximal 5 % aufweisen sollten.

2.3 Verhalten von Verbundlangstabilisatoren bei dynamischer Belastung

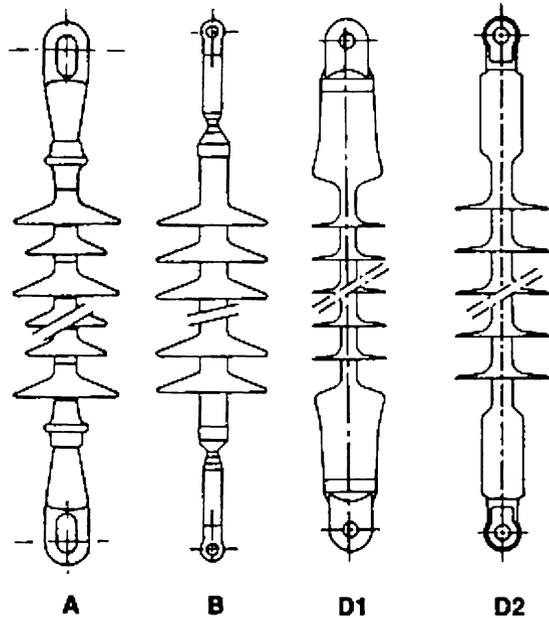
Freileitungsverbundisolatoren sind den gleichen Belastungen, insb. den gleichen dynamischen Belastungen, ausgesetzt, wie die anderen Komponenten einer Freileitung. Zu den dynamischen Belastungen gehören primär Belastungen durch wind-erregte Schwingungen, wie z. B. aeolische Schwingungen, Teilfeldschwingungen und das gefürchtete Galloping. Diese Schwingungsarten sind z. B. in [2.8] im Detail beschrieben. Im Folgenden wird nun auf das Verhalten dieser Isolatoren unter dynamischer Belastung eingegangen.

Bei frühen Experimenten in IREQ wurde die Isolatorenbelastung durch das Galloping simuliert [2.3]. Nach damaligen Abschätzungen könnte ein Leitungsseil, welches „galoppiert“ einen Wechselzug von ± 15 kN mit einer Frequenz von 0,5 Hz den Isolator belasten. Diese Parameter wurden auch gewählt für die Wechselzugversuche an den Isolatoren. Dabei ist wichtig zu wissen, dass die statische Zugbelastung (Mittelzug) so gewählt wurde, dass die Zeit bis zum Versagen eines Isolators innerhalb des für die Versuche verfügbaren Zeitfensters von max. 100 h lag. Dadurch ergaben sich unrealistisch hohe statische Zugbelastungen (im Vergleich zu den Zugbelastungen, welche ein Isolator im Betrieb erfährt), womit sich diese Versuche eher als „Benchmark“ zwischen verschiedenen Isolatoren und unterschiedlichen Armaturentechnologien eignen.

Abb. 2.20 zeigt die vier geprüften Isolatoren. Isolatoren A und D1 verwenden eine damals übliche Konusarmatur (s.a. Abb. 2.9), während Isolatoren B und D2 eine heute gebräuchliche Pressarmatur verwenden.

Die folgenden Versagensmodi wurden festgestellt: Es versagten in allen Fällen die GFK-Stäbe, wobei die Brüche an der Übergangsstelle mit der Metallarmatur begannen. Typischerweise starteten die Bruchflächen bei den Isolatoren A und D1 an der Staboberfläche, um sich mit einem Winkel von 45° zur Stabachse bis zur Stabmitte fortzupflanzen mit anschließender Delamination entlang der Glasfasern. Isolatoren B und D2 versagten entweder durch Ausrutschen des Stabes aus der Me-

Abb. 2.20 Isolatoren für die dynamischen Versuche [2.3]



tallarmatur (engl. *pull-out*) oder aber durch extensive Delamination. Eher selten traten Stabbrüche in einem Winkel von 45° mit der Stabachse (wie bei A und D1) auf. Diese unterschiedlichen Bruchbilder können inzwischen auf die Art der Belastung des Stabes durch die Metallarmatur zurückgeführt und erläutert werden (s. u. Abschn. 2.4.7.4, Abb. 2.47).

In Abb. 2.21 sind die Versuchsergebnisse dargestellt. Daraus erkennt man, dass insb. bei den heute üblichen Pressarmaturen, die Auslegung und die Methode der Verpressung sehr wichtig sind für das Verhalten solcher Isolatoren unter Wechselzugbeanspruchung. Während Isolatoren A und D1, beide mit einer Konusarmatur einen ähnlichen Abfall deren Bruchlast nach 100 h (verglichen zur statischen Bruchlast) von ca. 18–20 % aufweisen, zeigen Isolatoren B und D2, beide mit Pressarmaturen aber mit unterschiedlichen Verpressungstechnologien, in dieser Hinsicht wesentliche Unterschiede. Während Isolator B mit einem markanten Abfall von 43 % auffällt, „schafft es“ Isolator D2 mit „nur“ 25 %. Es fällt dabei auf, dass der gleiche Isolator D2 auch bei den oben beschriebenen Last-Zeit-Versuchen am besten abgeschnitten hat (s. a. Abb. 2.14 und Tabelle 2.3).

In letzter Zeit wurde auch das Verhalten von Verbundlangstäben unter Wechselast, wie diese durch Aeolische Schwingungen entstehen kann, untersucht [2.9]. Die Prüfanlage ist in Abb. 2.22 während der Prüfung eines 220 kV Isolators ersichtlich.

Die Wechselpfung startete mit einer maximalen Wechsellast in der Größenordnung der SML, welche vorab an bauartgleichen Isolatoren bestimmt worden war. Die Wechsellast wurde solange reduziert, bis bei 2 Mio. Lastwechsel (als realistisch für den Betrieb angenommen) kein Versagen mehr aufgetreten ist. Abb. 2.23 fasst die Prüfungsergebnisse von Isolatoren vier unterschiedlicher Hersteller (hier

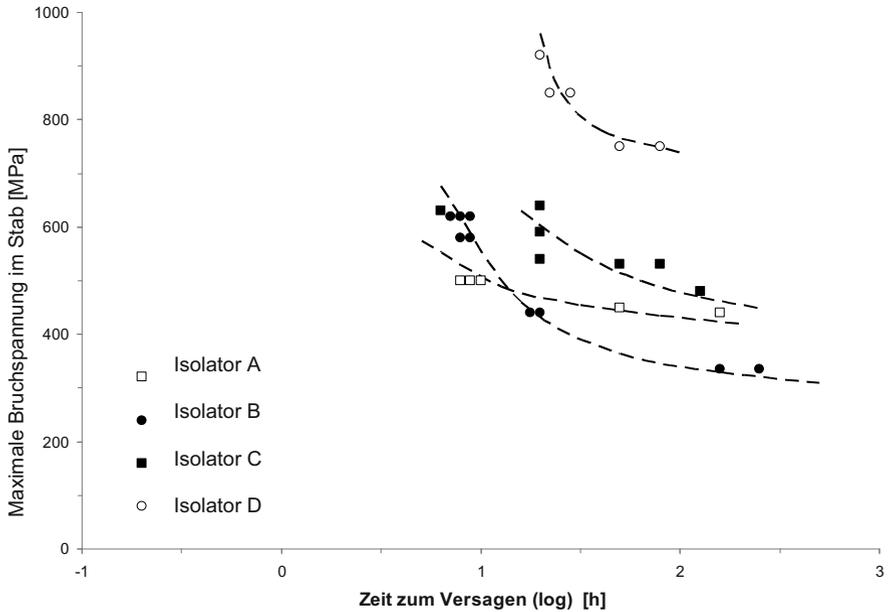


Abb. 2.21 Max. Biegespannung über die Zeit bei den dynamischen Versuchen [2.3]

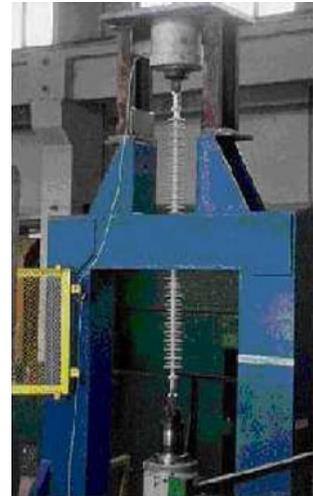


Abb. 2.22 Prüfanlage bei der Prüfung eines 220 kV Verbundisolators [2.9]

anonymisiert mit A, B, C und D) zusammen, wobei in der Abszisse die Anzahl der Lastwechsel bis zum Bruch und in der Ordinate zum besseren Vergleich das Verhältnis von F_{\max}/SML (in %) aufgetragen ist. Diese Art der Darstellung ist als Wöhlerkurve bekannt (engl. *S-N curve*).

Dabei wurden Risse über die gesamte Stabfläche beobachtet, nicht nur in den Grenzbereichen mit der Metallarmatur (Abb. 2.24). Dort sieht man das Schadens-

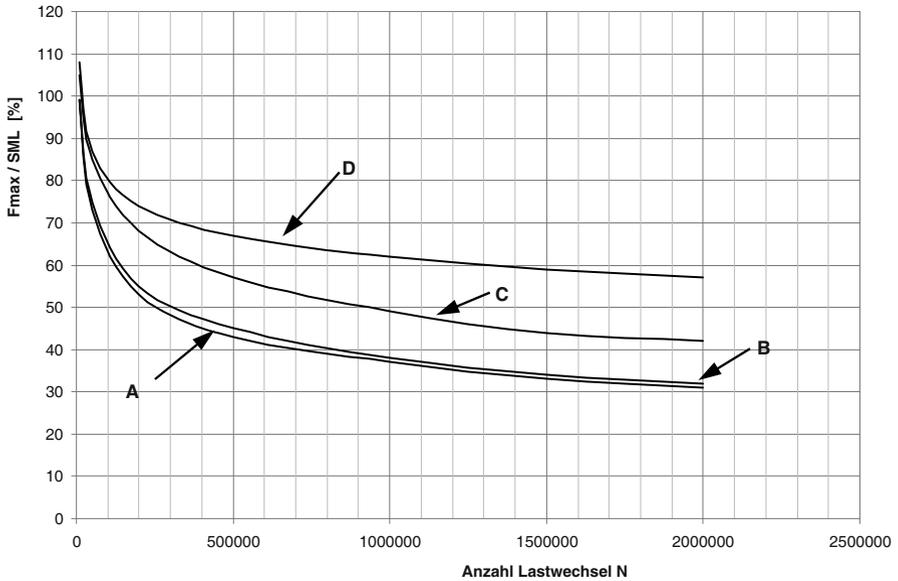


Abb. 2.23 Wöhlerkurve von Verbundlangstäben [2.9]

bild des 25 mm GFK-Stabes eines 400 kV Isolators in der Nähe der oberen Armatur (SML 210 kN, Prüffrequenz 7 Hz, Prüflast ca. $60\% \times SML$, Anzahl Lastwechsel bis zum Bruch 1,5 Mio.). Allerdings ist hier zu vermerken, dass, wie Abschätzungen der Autoren zeigen, die bei diesen Versuchen angesetzten Wechselbelastungen, um einiges höher sind als die Wechselbelastungen, welche das dazugehörige Freileitungsseil ermüdungsmäßig aushalten würde. Das bedeutet, dass bei solchen extremen Belastungen, zuerst das Seil versagen würde. Zudem werden in der Praxis die diese Kräfte hervorrufenden Schwingungen, ausreichend bedämpft [2.10].



Abb. 2.24 Schadensbild des GFK Stabes [2.9]

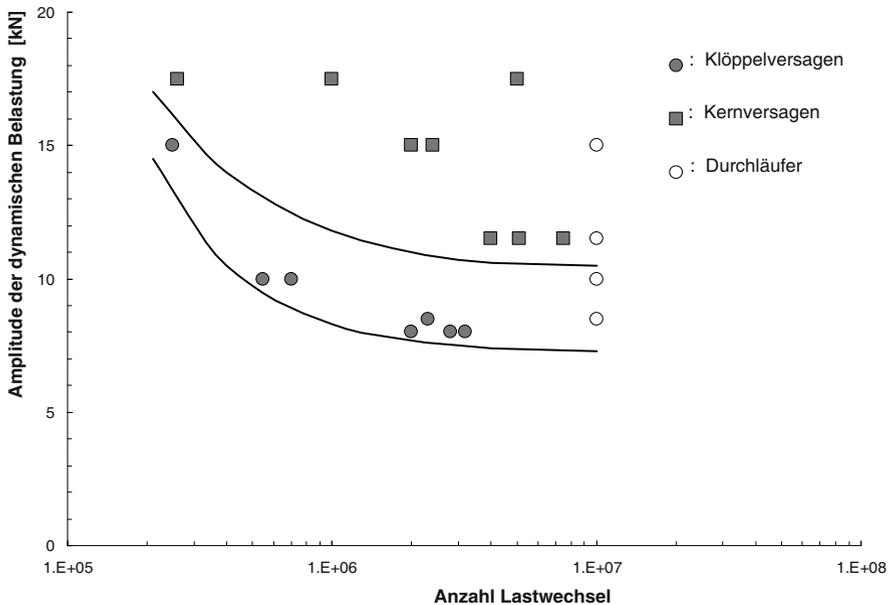


Abb. 2.25 Ermüdungseigenschaften von 120 kN Verbundlangstäben [2.11]

Zu ähnlichen Ergebnissen führten Prüfungen an 120 kN Verbundlangstäben mit Klöppel-Pfanne Armaturen [2.11]. Bei diesen Versuchen wurden zusätzlich typengleiche Isolatoren aber mit verstärkten Endarmaturen geprüft, um die Ermüdungseigenschaften des GFK-Stabes selbst zu ermitteln. Dabei liegen die Ermüdungswerte des GFK-Stabes höher als die der Klöppelarmaturen, welche durch die Kerbwirkung der Klöppelhalses früher versagten. Auch bei diesen Versuchen wurde ein Abflachen der Wöhlerkurve des Isolators ab ca. 2 Mio. Lastwechsel beobachtet (Abb. 2.25).

Das bedeutet, dass bei Wechsellasten, wie diese bei winderregten Schwingungen auftreten können, das Ermüdungsverhalten der Metallarmaturen von entscheidender Bedeutung sein kann.

2.4 Auslegung und Montage von Endarmaturen für Verbundlangstäbe

2.4.1 Entwicklung und Stand der Technik der Metallarmaturen

Verbundisolatoren werden mit recht hohen Zugkräften von bis zu 500 kN, und in Spezialfällen darüber, belastet. Diese Kräfte müssen einerseits auf den Mast andererseits auf das Leiterseil übertragen werden. Das geschieht mit der Hilfe von



Abb. 2.26 Typische Endarmaturen für Verbundlangstabisolatoren

Endarmaturen, welche in geeigneter Art und Weise auf den GFK-Stab des Isolators angebracht werden müssen.

Da dieser Art Isolatoren hohe mechanische Lasten zu tragen haben, sind deren Armaturen aus Stahl (i. A. feuerverzinkt) oder Sphäroguss. Aluminium wird gelegentlich eingesetzt, wo Gewichtseinsparungen von Interesse sind (Bahnanwendungen), allerdings für eher kleinere Belastungen (bis ca. 100 kN). Bronze wird in seltenen Fällen von extrem korrosiver Umgebung eingesetzt. Typische Armaturentypen für Verbundlangstabisolatoren sind Öse, Y-Gabel, Pfanne, Klöppel, Gabel und Lasche (Abb. 2.26).

Die internationale Normen IEC 61466: “ Genormte Festigkeitsklassen und Endarmaturen“ definieren die Detailabmessungen und andere Vorgaben für diese Armaturen.

Für die Montage der Endarmaturen auf den GFK-Stab haben die Isolatorenhersteller über die Jahre verschiedene Montagemethoden entwickelt. Ursprünglich wurden die Armaturen auf den GFK-Stab geklebt, bei den folgenden Generationen von Verbundisolatoren wurden die Armaturen verkeilt und in den letzten Jahren werden die Armaturen fast ausschließlich verpresst, (s. a. Abb. 2.9), aus diesem Grund wird im Folgenden auf diese Art Armaturen näher eingegangen wird.

2.4.2 Grundsätzliche Überlegungen zu der Auslegung von Pressarmaturen

Wie schon gesagt, verwenden heute praktisch alle Verbundlangstabisolatoren Pressarmaturen. Diese zeichnen sich aus – ob gegossen oder geschmiedet – durch niedrige Herstellkosten, insb. wenn sie in größeren Mengen hergestellt werden können. Zudem werden sie auf den GFK appliziert mit handelsüblichen Pressen. Armaturen und Pressverfahren wurden über die Jahre von den Isolatorenherstellern ständig optimiert. Bevor auf die rechnerische Auslegung der Armaturen eingegangen wird, sollen im Folgenden deren Hauptparameter erläutert und quantitativ eingegrenzt werden.

In Abb. 2.27 werden der GFK-Stab und die Endarmatur samt aller für den Pressvorgang relevanten Geometrie Größen schematisch dargestellt [2.12]. Da praktisch alle Geometrie- und Materialgrößen die Güte der Verpressung mehr oder weniger

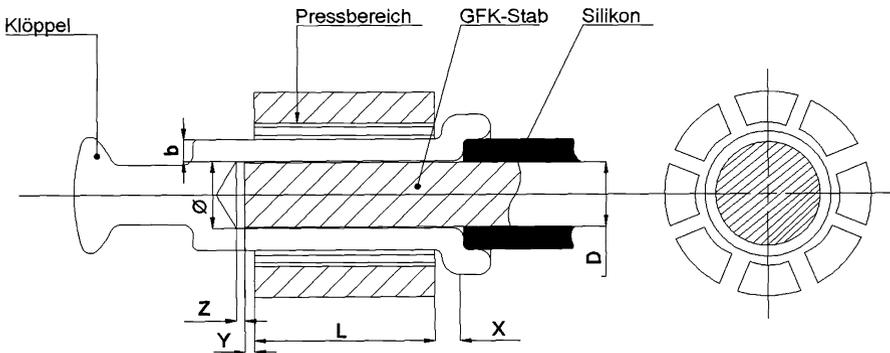


Abb. 2.27 Geometriegrößen der Endarmatur [2.12]

beeinflussen, braucht es eine große Anzahl von Versuchsstäben um die Zusammenhänge zwischen diesen Größen und der Güte der Verpressung zu ermitteln. Die wesentlichen Erkenntnisse aus diesen Versuchen werden im Folgenden zusammengefasst:

1. Einfluss der Verpressungslänge L : Es stellt sich heraus, dass die Bruchkraft eines Verbundisolators in etwa proportional mit der Verpressungslänge L der Metallarmatur ansteigt, d. h. je länger die Armatur umso höher die Zugkraft, welche der Isolator aushalten kann. Allerdings sollte die Verpressungslänge (man spricht oft auch von der Krimplänge) eine gewisse Länge nicht übersteigen, da dann die elektrischen Normwerte des Isolators bei einer vorgegebenen Einbaulänge unterschritten werden können und, wie die Erfahrung zeigt, extrem lange Verpressungen keinen linearen Kraftzuwachs mehr bringen.
2. Einfluss der Geometrieparameter x , y und z : Diese Parameter üben einen großen Einfluss auf die Verpressung aus. So reduziert z. B. eine ausreichend ausgelegte Länge x die Spannungskonzentration an der Öffnung der Armatur, was sich wiederum auf die Bruchkraft M_{av} des Isolators günstig auswirkt, wie auch aus Abb. 2.28 ersichtlich wird. Daraus erkennt man, dass unterhalb einer kritischen Länge x_{cr} die Bruchkraft M_{av} stark reduziert wird. Andererseits gibt es einen gewissen Grenzwert x_{max} über dem keine signifikante Erhöhung von M_{av} erfolgt.
3. Einfluss der Dicke der Endarmatur b : Dieser hängt stark mit den Materialeigenschaften der Endarmatur zusammen. Bei einer hohen Plastizitätsgrenze der Armatur steigt die Verpressungsdauer beim Applizieren der Presskraft mit der Dicke δ .
4. Einfluss der Rauigkeit der inneren Armaturenfläche: Es hat sich bei vielen Versuchen gezeigt, dass eine glatte Innenfläche die Bruchkraft des Isolators reduziert, da in diesem Fall der Reibungskoeffizient zwischen Metallarmatur und GFK-Stab, welcher für die Grenzkraft des Isolators eine maßgebliche Rolle spielt, auch stark reduziert wird. Ist dagegen die Innenfläche der Armatur sehr rau, so werden deren Asperitäten die Oberfläche des GFK-Stabes verletzen, was wiederum einen negativen Einfluss auf die Grenzkraft des Isolators hat.

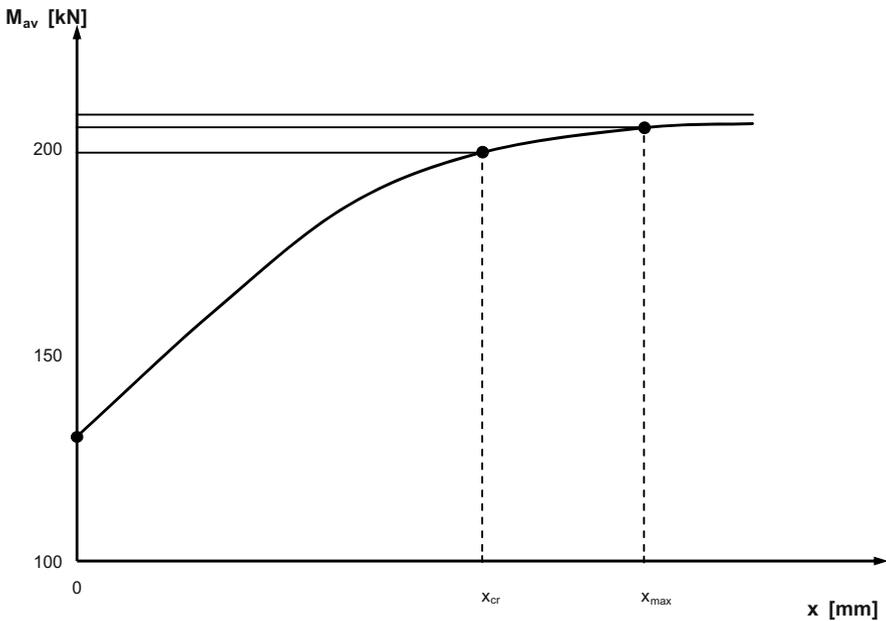


Abb. 2.28 Abhängigkeit von M_{av} über x (schematisch) [2.12]

5. Einfluss der Toleranz zwischen Metallarmatur und GFK-Stab: Ausreichende Verpressung (und somit auch Grenzkraft des Isolators) kann durch die geeignete Wahl dieser Toleranz beeinflusst werden, wobei die Verpressungsparameter (z. B. Größe und zeitlicher Verlauf des Anpressdruckes) entsprechend angepasst werden müssen.
6. Einfluss der Materialeigenschaften der Armatur: Wie oben (Pkt. 3) schon erwähnt, spielt die Spannungs-Dehnungskurve des Armaturenmateriale, und da insb. dessen Plastizitätsgrenze eine ganz entscheidende Rolle beim Pressvorgang.
7. Einfluss der Materialeigenschaften vom GFK-Stab: Der Elastizitätsmodul quer zur Stabachse spielt auch eine wichtige Rolle für eine gute Verpressung. Zudem sollte die Bruchdehnung des GFK-Stabes beim Pressvorgang berücksichtigt werden, da z. B. eine tiefe Bruchdehnung quer zur Stabachse die mögliche Verformung der Metallarmatur beim Verpressen einschränkt.

2.4.3 Montagetechnik von Pressarmaturen

Wie eingangs erwähnt, ist heutzutage die Presstechnik die Vorzugsmethode für das Anbringen der Endarmaturen auf den GFK-Stab. Bei dieser Technik, wird der GFK-Stab in die Endarmatur eingeführt, welche dann durch Applizieren eines radial gerichteten Aussendruckes über einen Satz von üblicherweise 8 Pressbacken auf den



Abb. 2.29 Details der Mehrkantpresse für die Armaturenverpressung

Stab verpresst wird. Die Pressbacken sind entweder über einzelne Hydraulikzylinder angetrieben, oder aber über einen Zentralzylinder und einem gleitenden System von Umlenkungsnocken. Diese Pressbacken besitzen Aufnahmen für verschiedene Presswerkzeuge, mit dem Vorteil schnell und einfach ausgetauscht werden zu können, damit verschieden große Armaturen auf der gleichen Presse verpresst werden können. Die Pressanordnung wird in Abb. 2.29 gezeigt.

Diese Methode führt zu einer vergleichsweise homogenen Spannungs- und Verformungsverteilung in der Armatur und im GFK-Stab, da der angebrachte Radialdruck auf die Armatur durch das Mehrfachwerkzeug über den Armaturenumfang auch als homogen angenommen werden kann. Auch wenn diese Methode relativ enge Maßtoleranzen für die Metallarmatur und den GFK-Stab sowie für die Rauigkeit der Armatureninnenfläche verlangt, können kleine Abweichungen kompensiert werden, da beim Verpressen der Anpressdruck und der Weg nur als Abbruchkriterium kontrolliert wird. Für lange Armaturen, die hohe Anpressdrücke benötigen, bietet sich an zwei kurze anstatt einer langen Pressstelle anzubringen, da die maximal zulässigen Kräfte pro Pressbacke durch die maschinenbedingten Abmessungen der Presswerkzeuge vorgegeben sind.

2.4.4 Berechnungssystematik

Die Berechnung der mechanischen Spannungen in der GFK-Metall-Verbindung (engl. *metal-composite joint*) eines Verbundisolators ist alles andere als trivial, da

dabei das grundsätzlich unterschiedliche Materialverhalten vom Metall und GFK berücksichtigt, sowie die Grenzfläche zwischen Metall und GFK realitätsnah modelliert werden muss.

Wie so oft in der Berechnungspraxis, entwickeln sich die Kalkulationsmethoden im Laufe der Zeit und mit zunehmender Erfahrung. Auch zur Lösung der hier vorliegenden Aufgabe, wird unterschieden zwischen – einfachen und ausführlichen – analytischen Berechnungsmethoden, sowie numerischen Simulationsmethoden. Die analytischen Methoden sind intuitiv und mehr oder weniger einfach zu handhaben. Sie basieren auf praktischen Erfahrungen und werden regelmäßig mit den Versuchsergebnissen überprüft. Die numerischen Methoden verwenden ausschließlich die Finite Elemente Methode (FEM). Sie wurden entwickelt, um ein besseres Verständnis der Spannungsverteilung und der Versagensmechanismen insb. des GFK-Stabes zu gewinnen. Sie werden auch dann eingesetzt, wenn spezielle Anwendungen mit Einmaligkeitscharakter, wie z. B. extrem hohe Zugkräfte, untersucht und entwickelt werden sollen.

2.4.5 Einfache analytische Methode

Im Falle der hier behandelten Verbundlangstäbe, wird die einfache analytische Methode primär verwendet um:

- den erforderlichen GFK-Stabdurchmesser, damit die benötigte Nennlast (SML) erreicht werden kann und die dazugehörigen Versuche erfolgreich bestanden werden, zu ermitteln.
- sicherzustellen, dass die mechanischen Armaturen die Grenzlast aushalten.

Die erste Aufgabe wird gelöst, indem man eine maximal ertragbare Schubspannung des GFK-Stabes in der Größenordnung $\sigma_{\text{shear}}^{\text{max}} = 40 \text{ N/mm}^2$ vorgibt. Diese Schubspannung wird als konstant über die Verpressungsfläche, d. h. über die Grenzfläche zwischen GFK-Stab und Metallarmatur, angenommen. Wenn d der Stabdurchmesser und L_{cr} die Verpressungslänge ist, ergibt sich die Nennlast SML zu:

$$SML < \pi \cdot d \cdot L_{cr} \cdot \sigma_{\text{shear}}^{\text{max}} .$$

Mit der zweiten Aufgabe wird sichergestellt, dass die Metallarmatur die erforderliche Nennlast (SML) aushalten wird. Es existieren zwei kritische Zonen in einer verpressten Endarmatur welche überprüft werden müssen:

- Die Querschnittsfläche der Armatur (Hohlzylinder), Abb. 2.30.
- Die Übergangszone vom verpressten Teil zum Anschlussteil der Armatur.

Zu a):

Die Zugspannung in der Querschnittsfläche der Armatur beträgt:

$$\sigma_z = \frac{SML}{\pi (D_o^2 - D_i^2) / 4} < \sigma_{\text{zul}}$$

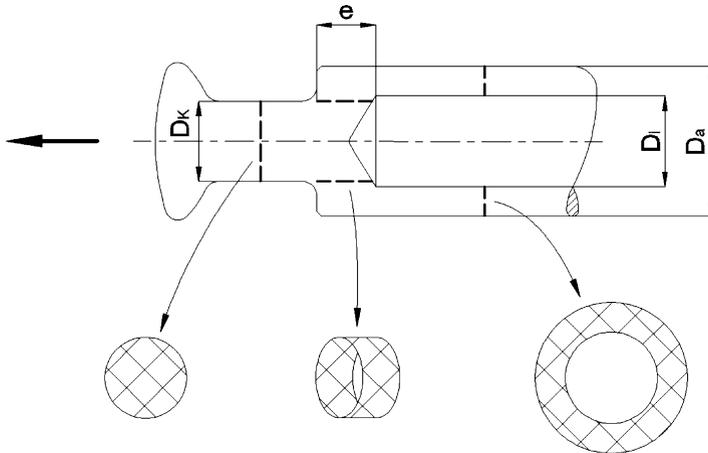


Abb. 2.30 Kritische Querschnitte bei der Bemessung einer Endarmatur

mit D_o den Außen- und D_i den Innendurchmesser der Armatur sowie σ_{zul} die max. zulässige Zugspannung des Materials der Armatur.

Zu b):

Die Abmessungen der Übergangzone werden üblicherweise aus der Zeichnung der Endarmatur, Abb. 2.30b dargestellt. Die schraffierte Fläche wird auf Schub beansprucht und sollte auch die Nennlast SML ertragen, mit τ_{zul} der max. zulässigen Schubspannung der Armatur, d. h.:

$$\tau = \frac{SML}{\pi \cdot D_i \cdot e} < \tau_{zul}$$

Eine Überprüfung der Anschlusselemente der Armatur (Klöppel, Gabel, Lasche, etc.) erübrigt sich, wenn für diese Teile die in der IEC 61466 angegebenen Normabmessungen verwendet werden.

2.4.6 Komplexe analytische Methode

Solche Berechnungsmethoden sind nützlich, da sie einerseits in den üblichen Software-Werkzeugen, sogar in Tabellenkalkulationsprogrammen, eingebaut werden können und andererseits, da sie über deren analytischen Formalismus ein besseres Erkennen der Zusammenhänge und der Auswirkungen der einzelnen Geometrie- und Materialwerte auf den Spannungszustand des Isolators ermöglichen. Die im Folgenden vorgestellte Methode entstand im Rahmen eines Forschungsprojektes [2.1], welches von den Autoren, als Verantwortlichen des Industriepartners, begleitet wurde.

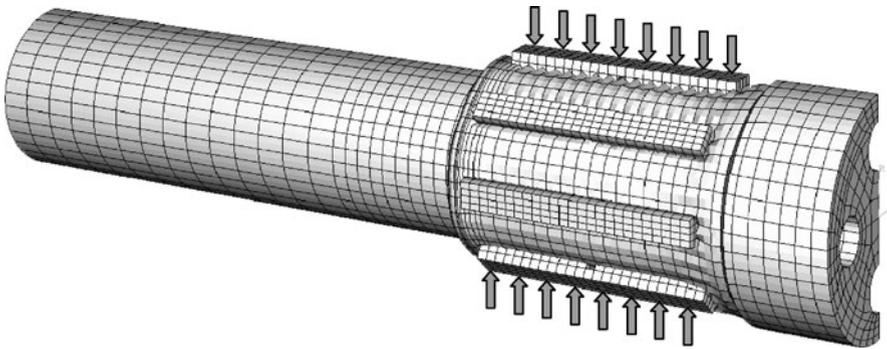


Abb. 2.31 Pressvorgang (schematisch)

Im Falle von verpressten Armaturen wird in drei Phasen unterschieden, welche untersucht werden müssen:

- a) **Verpressung:** in dieser Phase wird durch die Presse ein Druck auf die Verbindungsstelle GFK-Stab/Metallarmatur ausgeübt, bis ein vorgegebener Druck auf die Oberfläche der Metallarmatur erreicht wird (Abb. 2.31).
- b) **Relaxation:** in dieser Phase wird der Aussendruck entfernt, die Metallarmatur wird teilweise elastisch entlastet; die verbleibende plastische Verformung in der Metallarmatur übt weiterhin einen Druck auf den GFK-Stab aus, welcher letztlich dafür sorgt dass die GFK-Stab/Metallarmatur Verbindung den äußeren Zugkräften standhält (Abb. 2.32).
- c) **Zugbelastung:** dies ist die Phase, bei welcher eine externe Last auf den Isolator aufgebracht wird und soweit erhöht wird, bis der Stab aus dem Isolator entgleitet (engl. *pull-out*).

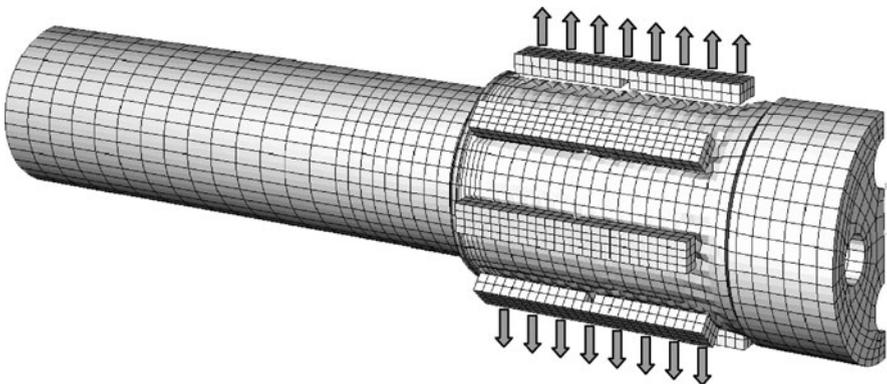


Abb. 2.32 Relaxationsvorgang (schematisch)

2.4.6.1 Verpressung

Wie oben erwähnt, wird in der Verpressungsphase ein radial gerichteter Druck auf die GFK/Metall-Verbindung ausgeübt und zwar so, dass die Druckverteilung möglichst gleichförmig über den äußeren Umfang dieser Verbindung verteilt ist.

Der radial gerichtete Aussendruck p auf den GFK-Stab wirkt wie ein hydrostatischer Druck. Er ruft eine Reduktion ΔR vom Radius des GFK-Stabes hervor. Dadurch entstehen einerseits eine radiale σ_{rr} und eine betragsmäßig gleich große Umfangsspannung $\sigma_{\theta\theta}$ im GFK-Stab und andererseits, wegen dem Poisson-Effekt, eine Verlängerung des Stabes in axialer Richtung, was wiederum eine Schubspannung τ an der Grenzfläche Metall/GFK zur Folge hat (Abb. 2.33).

Das Hooke'sche Gesetz in Zylinderkoordinaten heißt:

$$\frac{\Delta R(z)}{R} E_T = \sigma_{rr}(z) - \nu_{TT} \sigma_{\vartheta\vartheta}(z)$$

was unter Berücksichtigung von $\sigma_{rr}(z) = \sigma_{\vartheta\vartheta}(z)$ wie folgt umgeschrieben werden kann:

$$\sigma_{rr}(z) = \sigma_{\theta\theta}(z) = \frac{\Delta R(z)}{R} \frac{E_T}{1 - \nu_{TT}}$$

mit E_T den transversalen E-Modul und ν_{TT} die Poisson-Zahl „quer-quer“ vom GFK-Stab (s. Tabelle 2.1).

Bei der Verpressung und wegen dem Poisson-Effekt findet in der Metallarmatur neben der radialen auch eine axiale -plastische- Verformung statt, welche über die Reibkräfte an der Metall-GFK-Grenzfläche eine -elastische- longitudinale Verfor-

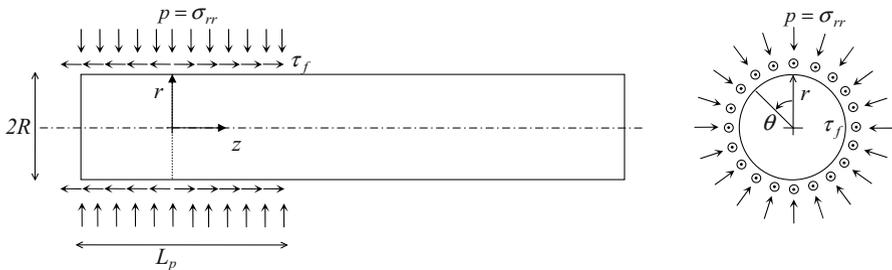
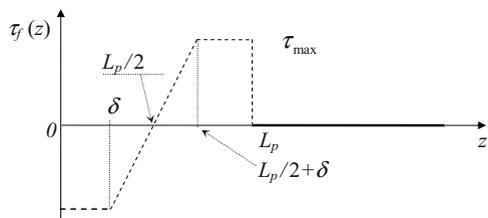


Abb. 2.33 Geometrie und Belastung am GFK-Stab bei der Verpressung [2.1]

Abb. 2.34 Verlauf der Schubspannung an der GFK-Oberfläche im Armaturenbereich bei der Verpressung [2.1]



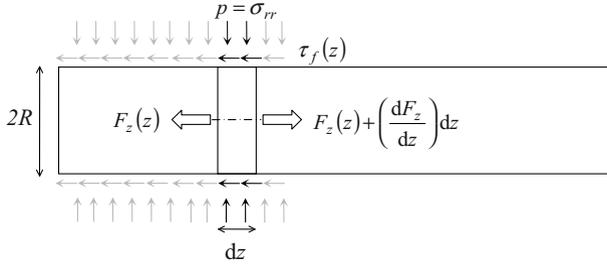


Abb. 2.35 Gleichgewicht am differentiellen Balkenelement bei der Verpressung [2.1]

mung auf den GFK-Stab überträgt. Diese Verformung beginnt -wegen der Symmetrie der Anordnung- in der „Mitte“ der Metallarmatur und ruft Schubspannungen τ_f hervor, welche sich in einem Intervall $(-\delta, +\delta)$ linear verhalten, bis sie die durch das GFK-Material vorgegebene Grenzwerte $\tau_{r,z,max}$ erreichen (Abb. 2.34). In der analytischen Berechnung wird vereinfachend $\delta = 0$ angenommen, womit der Verlauf der Schubspannung über die Armaturenlänge als Stufenverlauf erscheint.

Diese Schubspannungsverteilung an der Staboberfläche verursacht eine axial gerichtete Normalspannung im Stab. Diese kann aus dem Kräftegleichgewicht in einem differentiellen Stabelement der Länge dz (Abb. 2.35) wie folgt berechnet werden.

$$\sum F : F_z(z) + \left(\frac{dF_z}{dz}\right) dz - \tau_f(z) \cdot 2\pi R \cdot dz - F_z(z) = 0$$

woraus folgt:

$$\tau_f(z) = \frac{dF_z}{dz} \cdot \frac{1}{2\pi R}.$$

Die Normalkraft im Stab $F_z(z)$ ergibt sich unter Berücksichtigung der Randbedingungen $F_z(0) = 0$ und $F_z(L_p) = 0$ und des Verlaufes der Schubspannung $\tau_f(z)$

$$\sigma_{zz}(r, z) = \frac{\sigma_{zz}(R, z)}{R^2} r^2$$

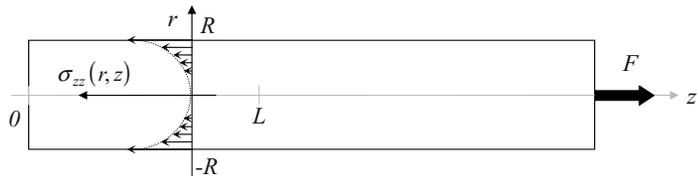


Abb. 2.36 Ansatz für die Normalspannungsverteilung über dem Stabquerschnitt bei der Verpressung und bei der Zugbelastung [2.1]

nach Abb. 2.34 zu:

$$\begin{aligned} F_z(z) &= F_z(z) - F_z(0) = \int_{F_z(0)}^{F_z(z)} dF_z = 2\pi R \int_0^z \tau_f(z) \cdot dz \\ &= 2\pi R \cdot \int_0^z (-\tau_{\max}) \cdot dz = -2\pi R \cdot \tau_{\max} \cdot z \end{aligned}$$

für den Bereich $0 \leq z \leq L_p/2$, bzw:

$$\begin{aligned} F_z(z) &= F_z(L_p/2) - F_z(z) = \int_{F_z(z)}^{F_z(L_p/2)} dF_z = 2\pi R \int_z^{L_p/2} \tau_f(z) \cdot dz \\ &= 2\pi R \cdot \int_z^{L_p/2} \tau_{\max} \cdot dz = 2\pi R \cdot \tau_{\max} \cdot \left(\frac{L_p}{2} - z \right) \end{aligned}$$

für den Bereich $L_p/2 \leq z \leq L_p$.

Andererseits kann die Normalkraft $F_z(z)$ auch aus dem Integral der Normalspannung σ_{zz} über dem Stabquerschnitt ermittelt werden. Dazu wird ein parabolischer Ansatz gemacht für die Verteilung von σ_{zz} über diesen Querschnitt (Abb. 2.36) wobei die maximale Spannung an der Stelle $r = R$, d. h. an der Randfaser des Stabes, auftritt:

$$\sigma_{zz}(r, z) = \frac{\sigma_{zz}(R, z)}{R^2} r^2.$$

Es sei am Rande bemerkt, dass dieser „intuitiv“ getroffene Ansatz auf Kenntnisse der numerischen Simulation basiert und, wie gleich gezeigt wird, ganz „vernünftige“ Ergebnisse liefert.

Aus der Integration von $\sigma_{zz}(r, z)$ über den Querschnitt folgt:

$$F_z(z) = \int_0^{2\pi} \int_0^R r \cdot \sigma_{zz}(r, z) \cdot dr \cdot d\theta = \frac{\pi}{2} \cdot R^2 \cdot \sigma_{zz}(R, z).$$

Wird dieses Ergebnis mit dem vorher gewonnenen Ausdruck für $F_z(z)$,

$$F_z(z) = -2\pi R \cdot \tau_{\max} \cdot z \quad \text{bzw.} \quad F_z(z) = 2\pi R \cdot \tau_{\max} \cdot \left(\frac{L_p}{2} - z \right)$$

gleichgesetzt, so bekommt man schließlich für $\sigma_{zz}(R, z)$:

$$\sigma_{zz}(R, z) = -\frac{4 \cdot z}{R} \tau_{\max} \quad \text{bzw.} \quad \sigma_{zz}(R, z) = \frac{4 \cdot \left(\frac{L_p}{2} - z \right)}{R} \tau_{\max}.$$

Dazu müssen die Anteile der Normalspannung dazugerechnet werden, welche aus dem Poisson-Effekt „longitudinal-transversal“, d. h. aus den früher ermittelten Radial- und Umfangsspannungen im Stab, herrühren:

$$\sigma_{zz}(z) = -\frac{4 \cdot z}{R} \tau_{\max} + \nu_{LT} [\sigma_{rr}(z) + \sigma_{\theta\theta}(z)]$$

bzw.:

$$\sigma_{zz}(z) = \frac{4 \cdot \left(\frac{L_p}{2} - z\right)}{R} \tau_{\max} + \nu_{LT} [\sigma_{rr}(z) + \sigma_{\theta\theta}(z)]$$

Und da wie oben schon dargelegt:

$$\sigma_{rr}(z) = \sigma_{\theta\theta}(z)$$

folgt:

$$\sigma_{zz}(z) = -\frac{4 \cdot z}{R} \tau_{\max} + 2\nu_{LT} \sigma_{rr}(z) \quad \text{für } 0 \leq z \leq L_p/2$$

$$\sigma_{zz}(z) = \frac{4 \cdot \left(\frac{L_p}{2} - z\right)}{R} \tau_{\max} + 2\nu_{LT} \sigma_{rr}(z) \quad \text{für } L_p/2 \leq z \leq L_p$$

mit ν_{LT} der Poisson-Zahl „longitudinal-transversal“ GFK-Stab (s. Tabelle 2.1)

Die Abb. 2.37 zeigt die Verläufe von $\sigma_{rr}(z, R)$, $\sigma_{\theta\theta}(z, R)$, $\sigma_{zz}(z, R)$ und $\tau_{rz}(z, R)$, d. h. der diversen Spannungen an der Randfaser vom GFK-Stab, über die Verpressungslänge der Armatur L_p für einen typischen 18,57 mm Stab. In der gleichen Abbildung sind die Ergebnisse der numerischen Simulation (s. Abschn. 2.4.7) für die

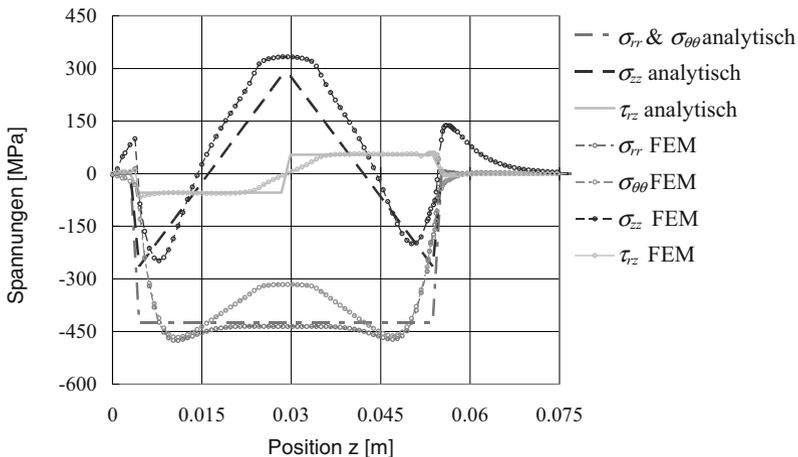


Abb. 2.37 Spannungsvergleich (analytisch/FEM) von σ_{zz} , σ_{rr} , $\sigma_{\theta\theta}$ und τ_{rz} an der Randfaser während der Verpressung [2.1]

gleichen Größen eingetragen [2.1]. Man erkennt daraus die sehr gute Übereinstimmung zwischen Analytik und Numerik.

2.4.6.2 Relaxation

Nach Erreichen des maximalen Pressdruckes wird, wie oben beschrieben dieser auf Null gesetzt. Dabei wird die Metallarmatur teilweise elastisch entlastet. Die bleibende – plastische – radiale Verformung übt dauerhaft auf den Umfang vom GFK-Stab einen – auch radial gerichteten – Druck aus, der allerdings kleiner als der bei der Verpressung erzeugte Druck ist. Die Berechnung der Spannungen im GFK-Stab erfolgt genau mit dem gleichen Formalismus wie oben, wobei alle Spannungen um ca. 30 % kleiner ausfallen.

2.4.6.3 Zugbelastung/Pull-out

In dieser Phase wird der Isolator auf Zug bis zum Versagen belastet. Das Versagen findet idealerweise so statt, dass der GFK-Stab aus der Metallarmatur herausgeleitet (engl. *pull-out*). Bevor auf die Spannungsberechnung eingegangen wird, ein Betrachtung der der maximalen Zugkraft, die aufgenommen werden kann.

Diese maximal ertragbare Zugkraft hängt von der Größe des Restanpressdruckes nach der Relaxation und dem Reibungskoeffizient zwischen Metall und GFK (er wurde durch spezielle Versuche ermittelt zu $\mu \cong 0,35$). Sie beträgt:

$$F_R = \mu \cdot F_N = \mu \cdot \sigma_{rr} \cdot S .$$

Wobei S die von der Metallarmatur umhüllte Oberfläche des GFK Stabes (R : Stabdurchmesser, L_p : Länge der Verpressung) ist:

$$S = 2\pi \cdot R \cdot L_p .$$

Allerdings wird diese Kraft limitiert durch die maximal ertragbare Schubspannung τ_{\max} des GFK-Stabes auf:

$$F_{\max} = \tau_{\max} \cdot S .$$

Mit $R = 9,285$ mm, $L_p = 50$ mm und $\tau_{\max} = 51$ N/mm² ergibt sich eine maximale Zugkraft F_{\max} von 158 kN.

Die Spannungsberechnung erfolgt genau nach dem gleichen Muster wie für die Verpressung- bzw. die Relaxationsphase. Allerdings muss dabei zur Ermittlung der Normalspannung $\sigma_{zz}(z)$ im Stab der Schubspannungsverlauf $\tau_{rz}(z)$ berücksichtigt werden, wie dieser sich bei der Zugbelastung ergibt, Abb. 2.38.

Die Spannungsverläufe für die Belastung durch die maximale Zugkraft sind in Abb. 2.39 aufgetragen zusammen mit den Ergebnissen aus der numerischen Simulation. Auch in diesem Fall erkennt man eine relativ gute Übereinstimmung zwischen Analytik und Numerik.

Zusammenfassend lässt sich Folgendes feststellen:

Abb. 2.38 Verlauf der Schubspannung an der GFK-Oberfläche im Armaturenbereich bei der maximal erreichbaren Zugbelastung (pull-out)

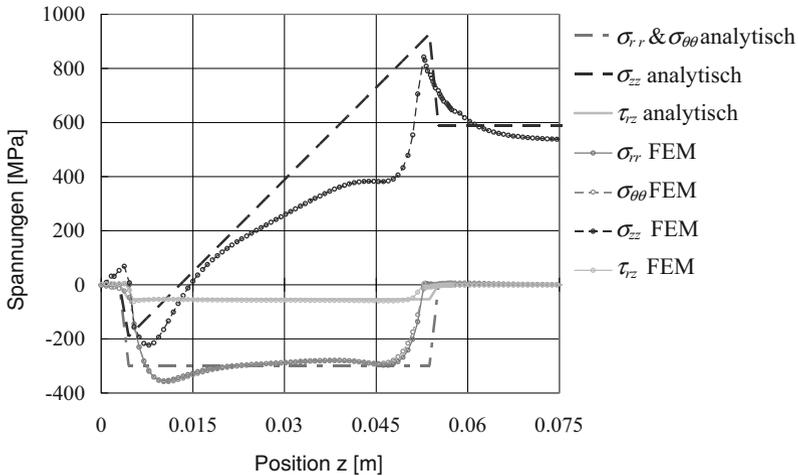
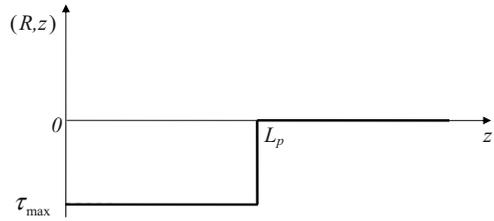


Abb. 2.39 Spannungsvergleich (analytisch/FEM) von σ_{zz} , σ_{rr} , $\sigma_{\theta\theta}$ und σ_{rz} an der Randfaser bei der maximalen Zugbelastung [2.1]

- Für einen Verbundlangstabilisator, welcher auf reinen Zug belastet wird, ist es durch ein einfaches analytisches Modell möglich, sowohl die maximal ertragbare Zugkraft als auch die Spannungsverläufe im GFK-Stab (welcher mechanisch die kritische Komponente des Isolators ist) zu ermitteln und zwar für alle drei Phasen der Verpressung, der Relaxation und der Zugbelastung.
- Die ungünstigste Spannungsverteilung und somit das größte Schädigungspotential des GFK-Stabes findet bei der Verpressung statt, weswegen diesem Vorgang besondere Beachtung zu schenken ist.

2.4.7 Numerische Simulationsmethoden

Numerische Simulationsmethoden mit der Finiten Elemente Methode (FEM) sind heutzutage der Stand der Technik, wenn es z. B. um nicht isotrope Materialien, plastische Verformungen, Kontaktprobleme und Nichtlinearitäten, wie es hier der Fall ist, geht. Im Folgenden werden die Grundlagen und die Vorgehensweise bei der An-

wendung der FEM bei Verbundlangstabisolatoren unter Zugbelastung, wie in [2.13] beschrieben, vorgestellt.

2.4.7.1 Finite Elemente Modellierung

Für die numerische Simulation wurde ein vollständiges 3D Balken FE-Modell der kompletten Metall-GFK-Verbindung erstellt und zwar mit einer kommerziellen Software. Mit diesem Modell wurden nicht-lineare Simulationen für die oben schon beschriebenen drei Phasen durchgeführt und zwar für: a) die Verpressung der Metallarmatur auf dem GFK-Stab, b) die Relaxation des Pressdruckes und c) die Zugbelastung der Verbindung.

Für einen für Verbundlangstäbe typischen 18,6 mm Stab, bestand das FE-Modell aus einem dichten Netz von hexaedral quadratischen 20-Knoten Balkenelementen. Wegen der Rotationssymmetrie der Anordnung, wurde nur ein Sechzehntel der Struktur modelliert. Das resultierende 3D FE-Netz bestand aus 180 Elementen für den Pressbacken, 2800 Elemente für die Metallarmatur und 1407 Elemente für den GFK-Stab, Abb. 2.40.

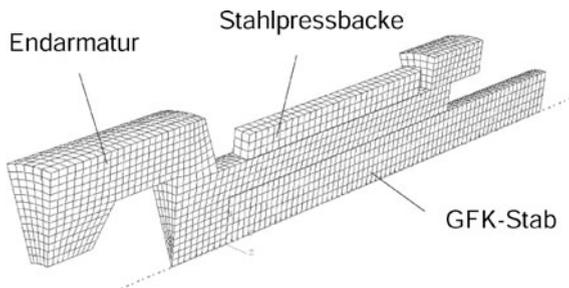


Abb. 2.40 FE-Modell eines Isolatorensystems im Armaturenbereich

Sowohl für den Kontakt zwischen den Pressbacken und der Metallarmatur als auch zwischen der Metallarmatur und dem GFK-Stab, wurde Coulomb'sche Reibung angenommen, mit einem durch geeignete Experimente ermittelten Reibungskoeffizient in beiden Fällen von 0,25; dieser Wert stimmt gut mit Werten aus der Literatur für ähnlich gelagerte Kontaktfälle überein. Zudem wurde eine maximal zulässige Schubspannung vom GFK-Stab an der Grenzfläche Metall/GFK von 50 MPa angesetzt, wie diese sich aus den entsprechenden Versuchen am GFK-Material ergeben hat.

2.4.7.2 Rechenergebnisse der Simulation

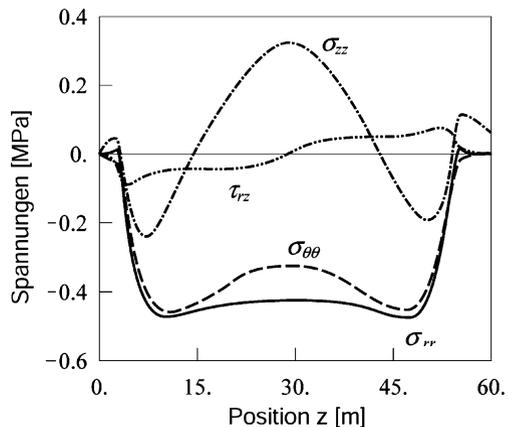
Die nicht-lineare numerische Simulation der Verpressung wurde mit dem oben beschriebenen 3D Modell für den kompletten Isolator und unter Verwendung des experimentell ermittelten, elasto-plastischen Materialgesetzes für die Metallarmatur

durchgeführt; dem GFK-Stab wurde dabei linear-elastisches Materialverhalten zugrunde gelegt. Die Spannungsverteilung im GFK-Stab und zwar an der Grenzfläche zwischen GFK und Metall wird in Abb. 2.41 dargestellt, woraus man gut erkennen kann, dass der Verlauf der Radialspannung σ_{rr} und der Umfangsspannung $\sigma_{\theta\theta}$ nicht konstant ist; beide Verläufe weisen bei ca. 470 MPa einen Doppelhöcker auf, bei Durchschnittswerten über die gesamte Grenzfläche zwischen 350 und 400 MPa. Dieser Doppelhöcker kann theoretisch gut erklärt werden: Er rührt aus der Belastungssituation für einen Zylinder unter einem Druckband her [2.14]. Die Längsspannung verläuft in etwa parabolisch mit einem Maximum von 320 MPa ziemlich genau in der Mitte des Verpressungsbereiches. Die Schubspannungen sind im Vergleich zu den obigen Normalspannungen vernachlässigbar mit Ausnahme der radial-axialen Schubspannung τ_{rz} , welche, wegen dem Poisson-Effekt, einen quasi sinusförmigen Verlauf aufweist mit einer Amplitude von ± 50 MPa.

In der zweiten Phase (Relaxation) wird der äußere Druck abgebaut. Die Spannungsverteilungen zeigen ähnliche Verläufe wie in der Verpressungsphase, allerdings mit generell kleineren Amplituden.

In der letzten Phase der numerischen Simulation wird eine Zugkraft auf den GFK-Stab gebracht (beim gleichzeitigen Festhalten der Endfläche der Metallarmatur) und soweit erhöht bis der GFK-Stab, nach Überwindung des Reibschlusses, auf der Metallarmatur zu gleiten beginnt. Die dazugehörige Spannungsverteilung an der Grenzfläche wird in Abb. 2.42 gezeigt. Während die Radialspannung σ_{rr} und die Umfangsspannung $\sigma_{\theta\theta}$ ähnlich wie in der Verpressungsphase (Abb. 2.41) verteilt sind, weisen sie jetzt um ca. 25 % tiefere Maximalwerte auf. Die Längsspannung σ_{zz} steigt bis auf einem Wert von 690 MPa um nachher auf 450 MPa zu fallen, was der Normalspannung im „freien“ Teil vom GFK-Stab entspricht. Schließlich ist festzustellen, dass die Schubspannung τ_{rz} praktisch konstant ist, außer am Grenzbereich der Berührungsfläche Armatur/Stab wo Endeffekte sichtbar sind und sie dadurch Werte von bis zu 50 MPa erreicht, welche der Schubversagensgrenze des Stabes entsprechen.

Abb. 2.41 Spannungen σ_{zz} , χ , $\sigma_{\theta\theta}$ und τ_{rz} an der Randfaser während der Verpressung, numerische Simulation



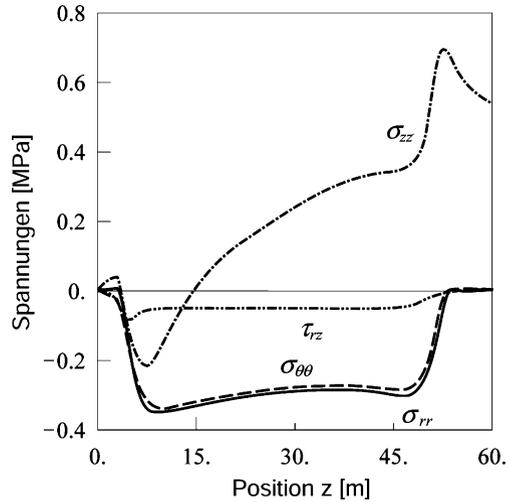


Abb. 2.42 Spannungen σ_{zz} , σ_{rr} , $\sigma_{\theta\theta}$ und τ_{rz} an der Randfaser bei der maximalen Zugbelastung, numerische Simulation

2.4.7.3 Ergebnisse der numerischen Simulation beim Versagen

Es wurde aus dem oben gesagten mehrfach ersichtlich, dass der kritische innere Spannungszustand, welcher zu einem Aufspalten des GFK-Stabes führen kann, während der Verpressung auftritt. Um dies auch quantitativ zu bestätigen, wird die in [2.1] entwickelte Bruchhypothese auf den GFK-Stab angewendet. Dabei werden die durch geeignete Versuche ermittelten Materialgrenzwerte verwendet, für Zug (1038 MPa) und Druck (-794 MPa) in Faserrichtung des Stabes bzw. für Zug (32 MPa) und Druck (-140 MPa) quer zur Faserrichtung. Die Grenzspannung bei biaxialer Belastung wurde aus entsprechenden Versuchen auf -500 MPa abgeschätzt. Dieser Wert ist geringfügig höher als der numerisch ermittelte Wert von 470 MPa für die Radialspannung, welcher demnach relativ nahe an der Grenzspannung liegen sollte, bei welcher die ersten Risse im GFK-Stab auftreten werden.

Der Spannungszustand im GFK-Stab wird mit Hilfe von einem Schadensindex (engl. *danger factor*) κ erfasst, dessen Umkehrwert $1/\kappa$, den maximal möglichen Wert darstellt, mit welchem die Belastung des Isolators, sei es der Pressdruck bei der Verpressung, sei es die Zugkraft bei Ausziehen (*pull-out*), multipliziert werden kann bis zum Versagen des GFK-Stabes. Dieser Schadensindex ist in Abb. 2.43 dargestellt. Es fällt dabei auf, dass während der Verpressung, Abb. 2.43 (oben), ein Schadensindex von 1,12 in der Nähe der Grenzfläche Metallarmatur/GFK-Stab auftritt. Allerdings ist diese Überschreitung (Schadensindex größer eins) sehr stark lokalisiert, womit eine Ausbreitung eines latenten Risses unwahrscheinlich wird. Der Verlauf vom Schadensindex während der Zugbelastung und insb. beim Beginn des Gleitens des Stabes aus der Metallarmatur (dies findet bei der maximal ertragbaren Zugkraft statt), wird in Abb. 2.43 (unten) gezeigt; er weist dabei tiefere Werte als bei der Verpressung auf. In diesem Fall erreicht der Schadensindex in den äußeren Glasfasern des GFK-Stabes relativ hohe Werte von 0,95 und steht somit immer noch

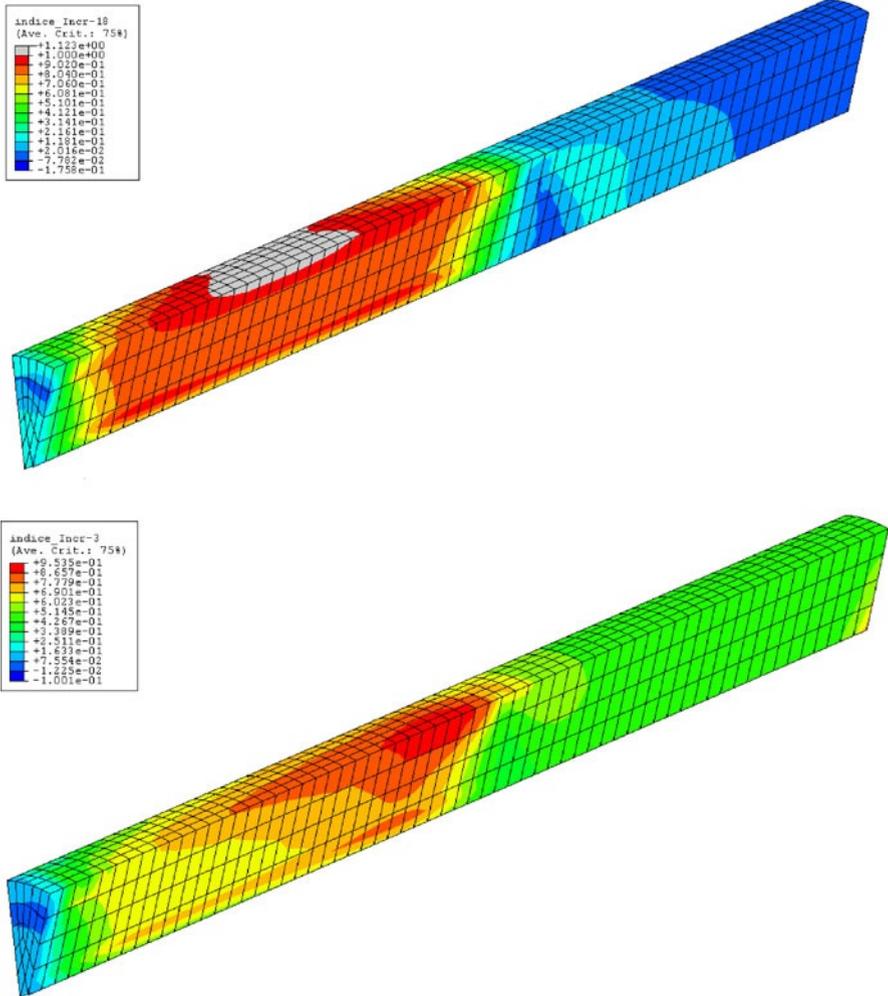


Abb. 2.43 Verteilung vom Schadensindex κ bei der Verpressung (*oben*) und bei der maximalen Zugkraft (*unten*)

unterhalb vom Grenzwert 1 für das Einsetzen vom Materialversagen, was auch die Tatsache erklärt, dass beim Zugversuch der GFK-Stab „sauber“, aus der Armatur herausleitet, ohne dass er dabei eine Delamination erfährt (s. a. Abb. 2.47a).

2.4.7.4 Versuchsergebnisse

Die oben beschriebenen Rechenmodelle wurden in einer Reihe von Versuchen validiert. Zu diesem Zweck dienten zwei relativ gut messbare Größen, einerseits einige

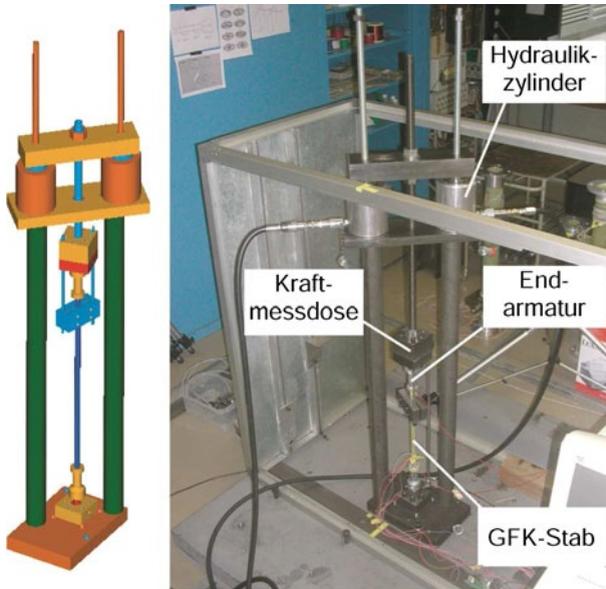


Abb. 2.44 Prüfanordnung für die Zugversuche

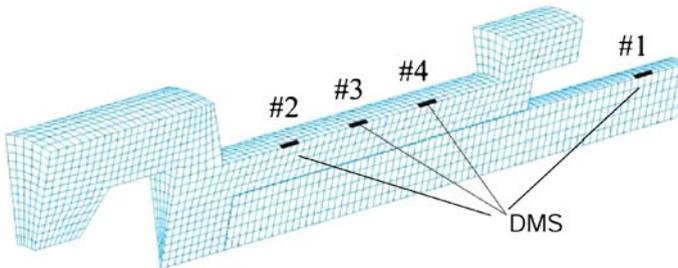


Abb. 2.45 Anordnung der DMS auf der Armatur und dem GFK-Stab

der Messung zugänglichen Spannungen (über die Dehnungen) sowie andererseits die maximale Ausziehungskraft, welche beim Zugversuch ermittelt wurde. Der Prüfrahm (Abb. 2.44) bestand aus zwei Servohydraulikzylindern mit insg. 200 kN, einem induktiven Weggeber (LVDT), einer Kraftmessdose sowie mehreren Dehnungsmessstreifen (DMS), welche an verschiedenen Stellen des GFK-Stabes sowie an der Oberfläche der Metallarmatur appliziert wurden.

Die Anordnung der DMS ist aus Abb. 2.45 ersichtlich: DMS#1 wurde auf dem GFK-Stab angebracht und zwar 88 mm vom Stabende entfernt, was 23 mm von der Verpressungsgrenze, d. h. 23 mm vom letzten Berührungspunkt der Metallarmatur auf dem GFK-Stab entspricht. DMS #2, #3 und #4 befanden sich auf der Oberfläche der Metallarmatur und zwar jeweils 12, 28 und 44 mm von der Verpressungsgrenze. Die entsprechenden Versuchsergebnisse sind in Abb. 2.46 zusammen mit den

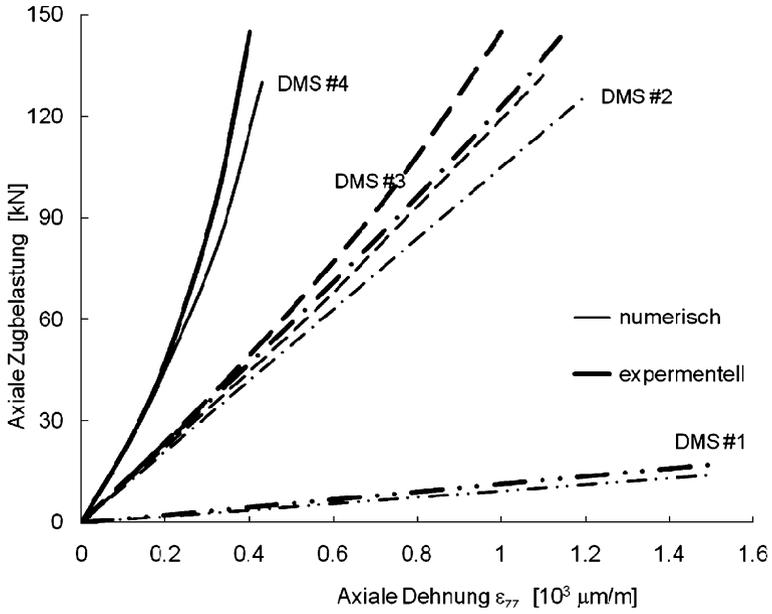


Abb. 2.46 Vergleich Messung/numerische Simulation

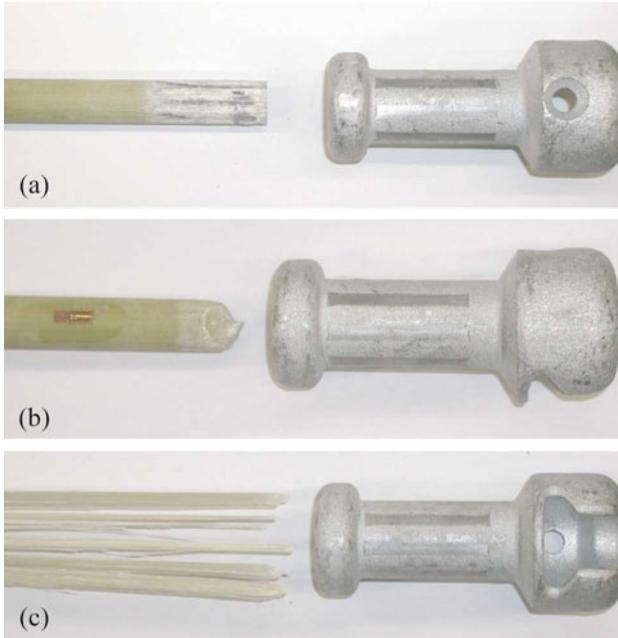


Abb. 2.47 a) „Pull-out“ (erwünscht); b) Trennbruch; c) Delamination

Last-Dehnungskurven aus der FE-Berechnung aufgetragen, woraus eine sehr gute Übereinstimmung ersichtlich wird, wenn auch bei der FE-Berechnung die max. mögliche Zugkraft (d. h. die Zugkraft beim Herausgleiten) um 11 %, unterschätzt wird, d. h. es wird dafür ein Wert von 132 kN errechnet bei einem Wert von 148 kN im Zugversuch. Dieser Unterschied ist erklärbar, wenn man bedenkt, dass einerseits die Schubfestigkeit vom GFK-Stab wahrscheinlich zu tief angesetzt worden ist (die Berechnung geht von einem ebenen Schubspannungszustand aus, in der Realität wird nur eine dünne Oberflächenschicht des GFK-Stabes herausgeschält). Es fällt weiterhin auf, dass die experimentellen Last-Dehnungskurven auf der Metallarmatur (Abb. 2.46) ein nichtlineares Verhalten zeigen, das umso stärker ausgeprägt ist je näher sich die Messpunkte an der Verpressungsgrenze befinden, was deutlich auf einen progressiven Übergang der äußeren Zugkraft vom GFK-Stab auf die Metallarmatur hinweist.

Die große Wichtigkeit des Verpressungsvorgangs wurde eindrücklich dokumentiert, indem in einer weiteren numerischen Simulation der Anpressdruck um ca. 25 % erhöht wurde. Dabei erreichte der Schadensindex Werte um 1,27, was unweigerlich irreversible Materialschäden im Stab zur Folge hat; dadurch fällt die maximal ertragbare Zugkraft dramatisch auf 56 kN ab. Das dazugehörige Schadensbild ist in Abb. 2.47b gezeigt; es handelt sich dabei um einen sauberen Trennbruch des GFK-Stabes. Wird dagegen der Krimpdruck etwas weniger, d. h. um ca. 15 % erhöht, wird eine Delamination des GFK-Materials beobachtet, Abb. 2.47c. Bei korrekter Verpressung sollte immer der Stab aus der Metallarmatur „sauber“ herausgleiten, Abb. 2.47a.

2.4.7.5 Sensitivitätsanalyse

Eine Sensitivitätsanalyse der Hauptgrößen für eine verpresste Armatur ermöglicht die Validierung der ursprünglich gewählten Werte, zeigt aber auch Möglichkeiten auf, die Tragfähigkeit dieser Armatur (in Bezug auf den Isolator) zu optimieren. In [2.13] wurde die Auswirkung folgender Größen untersucht: Reibungskoeffizient zwischen GFK-Stab und Armatur, Passspiel zwischen GFK-Stab und Armatur, Länge der Presszone, Wandstärke der Armatur sowie die Durchmesserreduktion des GFK-Stabes während dem Verpressen. Die Schwankungsbreite dieser Parameter ist in Tabelle 2.4 aufgelistet.

Die Schwankungsbreite dieser Parameter wurde in je fünf Intervallen aufgeteilt und mit den dazugehörigen Werten die entsprechenden Berechnungen mit dem 3D

Tabelle 2.4 Wertebereich der Parameter für die Sensitivitätsanalyse

| Parameter | Reibungskoeffizient (%) | Passspiel (%) | Presslänge (%) | Wanddicke (%) | ϕ -Reduktion (%) |
|------------|-------------------------|---------------|----------------|---------------|-----------------------|
| Tiefstwert | -20 | -60 | -15 | -15 | -25 |
| Höchstwert | +60 | +60 | +15 | +15 | +25 |

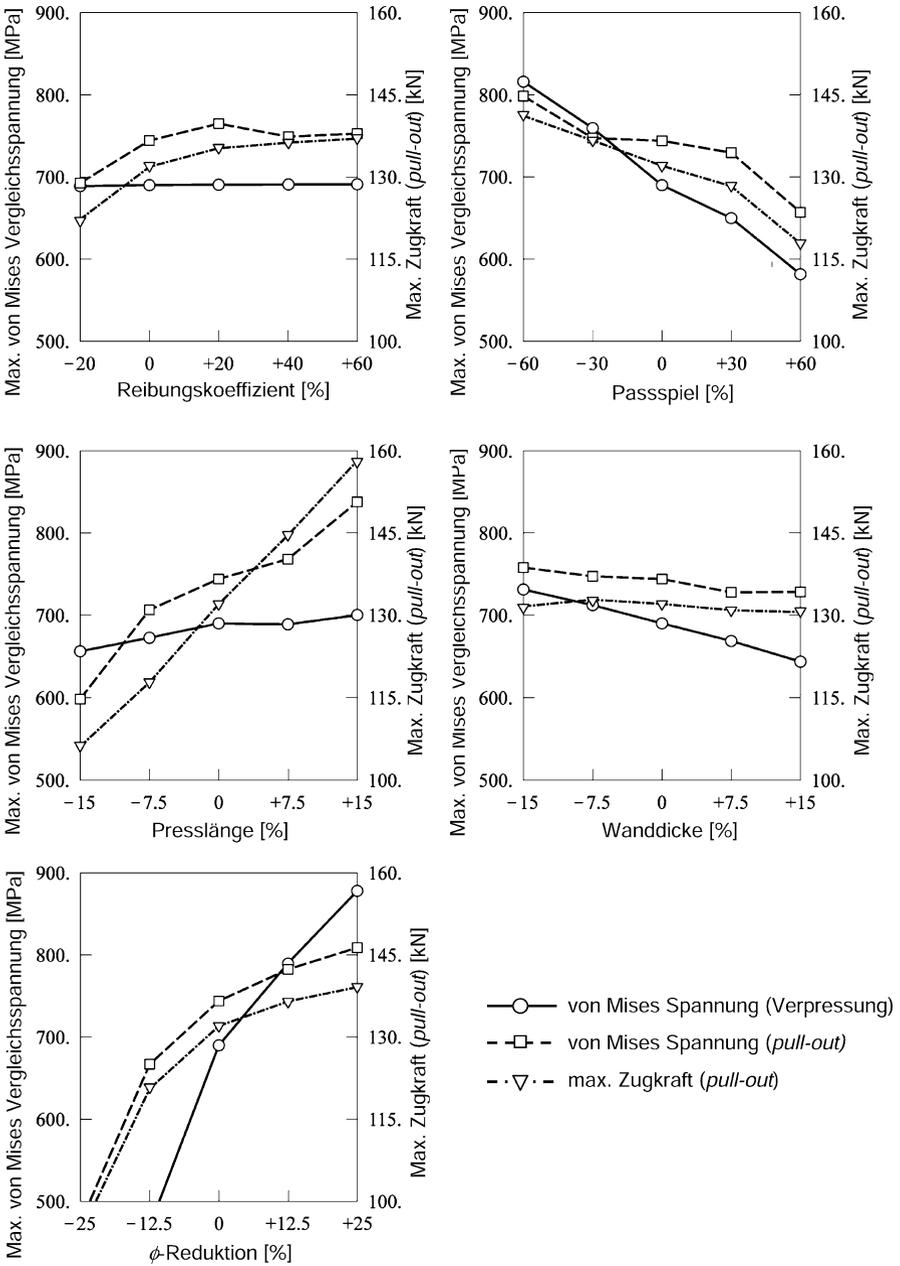


Abb. 2.48 Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse

FE-Modell durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Abb. 2.48 zusammengefasst mit der von Mises-Vergleichsspannung als Referenz für die Beanspruchung des GFK-Stabes. Es stellt sich heraus, dass die Parameter auf welche diese Struktur am empfindlichsten reagiert, die Toleranz zwischen Stab und Armatur, die Verpressungslänge sowie die Durchmesserreduktion des GFK-Stabes während der Verpressung sind. Wird z. B. das Passspiel um 60 % vergrößert, so reduziert sich die Vergleichsspannung um 16 % bzw. 12 % (Verpressung bzw. max. Zugbelastung), aber gleichzeitig wird die maximale Auszugskraft von 132 kN auf 118 kN um 11 % reduziert. Wird andererseits die Presszone um 15 % verlängert, erhöht sich die Auszugskraft um 20 % von 132 auf 158 kN, allerdings auf Kosten einer um 13 % höheren Vergleichsspannung beim Ausziehen des Stabes. Dabei wird der Stab innerlich so stark beschädigt, dass es zu einem Gewaltbruch beim Ausziehen kommen wird, Abb. 2.47b. Erwartungsgemäß hat die drastische Reduktion des Stabdurchmessers bei der Verpressung um 25 %, ein massives Ansteigen der von Mises-Spannung um 28 %, aber nur eine marginale Erhöhung der maximalen Zugkraft um 5 % von 132 auf 139 kN zur Folge. Eine Reduktion der Verpressung resp. des Stabdurchmessers um 25 % (verglichen mit der Ausgangssituation von 100 %) hat einen dramatischen Abfall der Bruchfestigkeit des Isolators um ganze 28 %, d. h. von 132 auf 95 kN. Dagegen hat weder der Reibungskoeffizient zwischen GFK-Stab und Metallarmatur noch die Wanddicke der Armatur einen wesentlichen Einfluss auf die Spannungsbeanspruchung des Stabes und auf die Buchfestigkeit des Isolators, auch wenn ein bescheidener Abfall der von Mises-Spannung (beim Krimpen) bei einer Erhöhung der Wanddicke der Armatur festzustellen ist.

2.5 Formelzeichen und Abkürzungen

| | |
|-----------|--|
| 3D | Dreidimensional |
| CIGRE | Conseil International des Grands Réseaux Électriques |
| DLL | Damage Limit Load (Grenzkraft) |
| DMS | Dehnungsmessstreifen |
| FE-Netz | Finite Elemente Netz |
| FEM | Finite Elemente Methode |
| FE-Modell | Finite Elemente Modell |
| GFK | Glasfaserverstärkter Kunststoff |
| IEC | International Electrotechnical Commission |
| IEEE | Institute of Electrical and Electronics Engineers |
| IREQ | Institut de recherche d'Hydro-Québec |
| LVDT | Induktiver Weggeber (Linear variable differential transformer) |
| RML | Routine Mechanical Load (Stückprüfkraft) |
| SML | Specified Mechanical Load (Nennkraft) |
| UHV | Ultrahochspannung (Ultra High Voltage) |

| | |
|-------------------------|--|
| δ | Halbe Länge des linearen Bereiches für die Schubspannung |
| ΔR | Reduktion vom Radius des GFK-Stabes bei der Verpressung |
| θ | Koordinate in Umfangsrichtung des GFK-Stabes |
| κ | Schadensindex |
| μ | Reibungskoeffizient zwischen Metall und GFK |
| ν_{LT} | Poisson-Zahl „längs-quer“ des GFK-Stabes |
| ν_{TT} | Poisson-Zahl „quer-quer“ des GFK-Stabes |
| $\sigma_{\theta\theta}$ | Umfangsspannung im GFK-Stab |
| σ_M | Standardabweichung |
| σ_{shear}^{max} | Max. ertragbare Schubspannung des GFK-Stabes |
| σ_{rr} | Radialspannung im GFK-Stab |
| σ_z | Zugspannung in der Querschnittsfläche der Armatur |
| σ_{zul} | Max, zulässige Zugspannung der Armatur |
| σ_{zz} | Normalspannung im GFK-Stab |
| τ | Kritische Schubspannung in der Armatur |
| τ_f | Schubspannung im GFK-Stab |
| τ_{max} | Max. ertragbare Schubspannung im GFK-Stab |
| $\tau_{rz}(z, R)$ | Schubspannung an der Oberfläche ($r = R$) des GFK-Stabes |
| τ_{zul} | Max. zulässige Schubspannung der Armatur |
| b | Dicke der Armatur |
| d | Durchmesser des GFK-Stabes |
| dz | Länge vom differentiellen Stabelement |
| D_o | Außendurchmesser der Armatur |
| D_i | Innendurchmesser der Armatur |
| D_k | Durchmesser des Armaturenhalses (Klöpeldurchmesser) |
| DS | Dehnsteifigkeit der Faser |
| e | Länge des kritischen Stelle zur Schubbeanspruchung der Armatur |
| E | Elastizitätsmodul der Faser |
| E_L | Elastizitätsmodul in Längsrichtung des GFK-Stabes |
| E_T | Elastizitätsmodul in Querrichtung des GFK-Stabes |
| F | Faserquerschnitt |
| F_{max} | Bruchkraft des Isolators |
| F_N | Normalkraft (Presskraft) zwischen Metall und GFK |
| F_z | Normalkraft im GFK-Stab |
| G_{TT} | Schubmodul „quer-quer“ des GFK-Stabes |
| G_{LT} | Schubmodul „längs-quer“ des GFK-Stabes |
| L, L_{cr}, L_p | Verpressungslänge der Armatur |
| M_{96} | Mittlere 96 h-Bruchlast |
| M_{av} | Average failing load of the assembled core |
| p | Anpressdruck auf den GFK-Stab |
| r | Koordinate in Radialrichtung des GFK-Stabes |
| R | Radius vom GFK-Stab vor der Verpressung |
| S | Von der Armatur umhüllte Oberfläche des GFK Stabes |
| x, y, z | Geometrieparameter der Armatur |

| | |
|-----------|--|
| x_{Cr} | Kritische Verpressungslänge |
| x_{max} | Grenz-Verpressungslänge |
| z | Koordinate in Längsrichtung des GFK-Stabes |

Literaturverzeichnis

- 2.1. Prenleloup A., Analyse de l'état de contrainte et de l'endommagement d'assemblages sertis en matériau mixte métal-composite sollicités en traction ou en flexion. PhD Thesis No. 4005. Lausanne Ecole polytechnique fédérale de Lausanne, 2008.
- 2.2. de Tourreil, C. Roberge, R. Bourdon, P., Long-Term Mechanical Properties of High Voltage Composite Insulators, IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Volume PAS-104, Issue 10, Oct. 1985 Page(s):2918–2921.
- 2.3. de Tourreil, C.H., Response of composite insulators to dynamic mechanical loads
- 2.4. Papailiou, K.O., Verbundisolatoren auf dem Vormarsch – Anwendungen von Silikonverbundisolatoren in der Schweiz. Bull. SEV/VSE 88(1997)07.
- 2.5. Paris, L., Pargamin, L., Dumora, D., Parraud, R., Rating of composite suspension insulators related to the long term mechanical strength of rods. IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 9, No. 4, October 1994, pp. 2055–2063.
- 2.6. Lumb, C., Papailiou, K.O., Unterschätzte Dauerkraft der Verbundisolatoren, SEV/VSE Bulletin 7/97, 1997.
- 2.7. Ammann, M., Papailiou, K.O., Ansorge, S., Schmuck, F., Zur Bewertung von Verbundisolatoren und deren relevanten Interfacebereichen nach Freilufteinsatz. ETG Fachtagung Grenzflächen in elektrischen Isoliersystemen (ETG FB-112), September 2008.
- 2.8. Papailiou, K.O., The mechanical behaviour of conductors and fittings (CD + Brochure), CIGRE Technical Brochure 251, Paris 2004.
- 2.9. Wankowicz, J., Bielecki, J., Struzewska, E., Damage limit of composite long rod insulators subjected to cyclic loads; Paper B2-308, CIGRE Session, Paris 2006.
- 2.10. De Weck, P., Ammann, M., Papailiou, K.O., Two years vibration measurements and their evaluation for an optical ground wire (OPGW) installed on a 400 kV transmission line, Paper 22-203, CIGRE Session, Paris, 1990.
- 2.11. Yoshida, S., Fatigue Characteristics on Composite Long-Rod and Line Post Insulators, Discussion Contribution SC B2, CIGRE Session, Paris, 2006.
- 2.12. Fan Ju, Liang Xidong, Yin Yu, Wang Chengsheng, Chen Ling, Application of Acoustic Emission Technology on Structure Design and Quality Control of Composite Insulators, Proceedings of the IEEE 6th International Conference on Properties and Applications of Dielectric Materials, Xi'an, China, 2000.
- 2.13. Preneleloup, A., Gmür, T., Papailiou, K.O., Botis, J., Acoustic emission study and strength analysis of crimped steel-composite joints under traction, "Composite Structure", 74 (2006) 370–378; 2006.
- 2.14. Timoshenko, S., Goodier, J.N., Theory of Elasticity, McGraw Hill, 1970