

Überlegungen zur Optimierung von Leichtbaustützen aus Faserverbundwerkstoffen

Autor(en): **Lutz, P.**

Objektyp: **Article**

Zeitschrift: **Schweizer Ingenieur und Architekt**

Band (Jahr): **104 (1986)**

Heft 15

PDF erstellt am: **12.07.2024**

Persistenter Link: <https://doi.org/10.5169/seals-76129>

Nutzungsbedingungen

Die ETH-Bibliothek ist Anbieterin der digitalisierten Zeitschriften. Sie besitzt keine Urheberrechte an den Inhalten der Zeitschriften. Die Rechte liegen in der Regel bei den Herausgebern.

Die auf der Plattform e-periodica veröffentlichten Dokumente stehen für nicht-kommerzielle Zwecke in Lehre und Forschung sowie für die private Nutzung frei zur Verfügung. Einzelne Dateien oder Ausdrucke aus diesem Angebot können zusammen mit diesen Nutzungsbedingungen und den korrekten Herkunftsbezeichnungen weitergegeben werden.

Das Veröffentlichen von Bildern in Print- und Online-Publikationen ist nur mit vorheriger Genehmigung der Rechteinhaber erlaubt. Die systematische Speicherung von Teilen des elektronischen Angebots auf anderen Servern bedarf ebenfalls des schriftlichen Einverständnisses der Rechteinhaber.

Haftungsausschluss

Alle Angaben erfolgen ohne Gewähr für Vollständigkeit oder Richtigkeit. Es wird keine Haftung übernommen für Schäden durch die Verwendung von Informationen aus diesem Online-Angebot oder durch das Fehlen von Informationen. Dies gilt auch für Inhalte Dritter, die über dieses Angebot zugänglich sind.

Schlussfolgerungen

Der Verlauf der Wöhler-Kurven wird bei E-Glas/Epoxidharz-Kreuzverbunden durch die Belastungsform und die Schwingungsfrequenz beeinflusst. Dies gilt auch, wenn die Versuchsparameter so gewählt werden, dass die Schwingversuche zu keiner merklichen Eigenerwärmung der Prüfkörper führen. Mit abnehmender Oberspannung zeigen die bei verschiedenen Schwingungsfrequenzen ermittelten Wöhler-Kurven einen konvergenteren Verlauf. Im allgemeinen verursacht die schwingende Beanspruchung eine grössere Schädigung als die Zeitstandsbeanspruchung. Die Wöhler- bzw. Zeitstand-Kurven konvergieren jedoch mit abnehmender Spannungsamplitude.

Adresse der Verfasser: Dr. John F. Mandell, Massachusetts Institute of Technology (MIT), Cambridge, Mass. 02139, USA; Urs Meier, dipl. Bauing. ETH, Eidgenössische Materialprüfungs- und Versuchsanstalt (EMPA), 8600 Dübendorf.

Literatur

- [1] Mandell J.F.: «Developments in Reinforced Plastics» - 2; G. Pritchard, Ed. Applied Science Publishers, London, 1982, p. 67
- [2] Hahn T.H.: Composite Materials: Testing and Design (Fifth Conference), ASTM STP 674, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1979, p. 383
- [3] Owen M.J.: Static and Fatigue Strength of Glass Chopped Strand Mat/Polyester Resin Laminates. Proceedings of ASTM Symposium on Short Fiber Reinforced Composite Materials, Minneapolis, April 1980
- [4] Agarwal B.D. and Broutman L.J.: Analysis of Performance of Fiber Composites, Wiley, New York, 1980, p. 223
- [5] Stinchcomb W.W. and Reifsnider K.L.: Fatigue Mechanisms, ASTM STP 675, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1979, p. 762.
- [6] Hertzberg R.W. and Manson J.A.: Fatigue of Engineering Plastics, Academic Press, New York, 1980, p. 185
- [7] Mandell J.F., Huang D.D. and McGarry F.J.: «Composites Technology Review», Vol. 3, p. 96
- [8] Lifshitz J.M.: «Composite Materials», Vol. 5, Fracture and Fatigue, L.J. Broutman, Ed., Academic Press New York, 1974, p. 249
- [9] Broutman L.J. and Sahu S.: Proceedings of the 24th Annual Conference of the RP/C Institute, Paper 11D, Society of the Plastics Industry, New York, 1969
- [10] Broutman L.J. and Sahu S.: «Composite Materials»: Testing and Design (Second Conference), ASTM STP 497, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1972, p. 170
- [11] Mandel J.F. and Meier U.: «Fatigue of Composite Materials», ASTM STP 569, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1975, p. 28
- [12] Agarwal B.D. and Dally J.W.: «Journal of Materials Science», Vol. 10, 1975, p. 193
- [13] Sendekyj G.P. and Stalnaker H.D.: «Composite Materials»: Testing and Design (Fourth Conference), ASTM STP 617, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1977, p. 39
- [14] Mandell J.F., McGarry F.J., Im J. and Meier U.: Failure Modes in Composites II, Metallurgical Society of the American Institute of Mining, Metallurgical and Petroleum Engineers, New York, 1974, p. 33
- [15] Howe R.J. and Owen J.J.: Progressive Damage of a Glass Reinforced Plastic During Fatigue, in Proceedings of the Eighth International R.P. Conference, Paper 21, British Plastics Federation, Brighton, England, 1972
- [16] Reifsnider K.: «International Journal of Fracture», Vol. 16, 1980, p. 563
- [17] Charles R.J.: «Fracture», B.L. Averbach, D.K. Felbeck, G.T. Hahn and D.A. Thomas, Eds., Technology Press (M.I.T), Cambridge, and Wiley, New York, 1959, p. 225
- [18] Cameron N.M.: «Glass Technology», Vol. 9, 1968, p. 14
- [19] Chamberlain D.W., Lloyd B.R. and Tennent R.L.: Determination of the Performance of Plastic Laminates at Cryogenic Temperatures, Air Force Materials Laboratory Report ASD-TDR-62-794 Part II, 1964

Überlegungen zur Optimierung von Leichtbaustützen aus Faserverbundwerkstoffen

Von P. Lutz, Basel

Der Einsatz von Faserverbundwerkstoffen stellt eine Herausforderung an den dimensionierenden Ingenieur dar, indem ihm die Möglichkeit gegeben wird, zusammen mit der makroskopischen Optimierung des Bauteiles zugleich auch den Werkstoff selbst in seinem inneren Aufbau zu optimieren. Insbesondere in Luft- und Raumfahrtanwendungen, wo neben den mechanischen Anforderungen oft auch Sekundärbeanspruchungen wie grosse Temperaturwechsel, Vakuum usw. auftreten, ist für eine optimale Werkstoffauslegung der Blick ins Werkstoffinnere unerlässlich.

Einleitung

Die Luft- und Raumfahrtindustrie hat schon seit jeher Pionierarbeit im Ersteinsatz von neuen Werkstoffen geleistet. So waren sie es, die schon früh Verklebungen als ein taugliches Verbindungsmittel anerkannten, und sie waren auch mit unter den ersten, die Faserverbundwerkstoffen zum eigentlichen Durchbruch verhelfen. Für diese Pionierleistung gibt es viele Gründe:

- Nirgendwo sonst spielt der Faktor Masse eine so entscheidende Rolle
- Besonders in der Raumfahrt können oft spezielle Anforderungen mit herkömmlichen Werkstoffen nicht mehr erreicht werden.
- Die Wirksamkeit wurde zumindest in der Anfangsphase des Luft- und Raumfahrtzeitalters über die Kostenfrage gestellt.

Der Anteil von Faserverbundwerkstoffen hat in der Luft- und Raumfahrt be-

reits eine beachtliche Grösse erreicht. Insbesondere in Sekundärbauteilen ist dieser Werkstoff kaum mehr wegzudenken. Strukturelle Teile in Composite-Bauweise findet man auch schon zahlreich; das Potential ist jedoch dort noch bei weitem nicht ausgeschöpft.

Mit den Faserverbundwerkstoffen wird dem dimensionierenden Ingenieur nicht einfach ein neuer Werkstoff in die Hand gegeben, sondern es wird auch sein Aufgabenbereich vergrössert. Während er bei der Optimierung eines Bauteiles mit einem herkömmlichen Werkstoff einzig die äussere Geometrie und die Materialstärken variieren kann, eröffnet sich ihm mit den Faserverbundwerkstoffen eine neue Dimension: Er kann den Werkstoff selbst massschneiden und demzufolge als neue Variable in die Optimierung einbeziehen.

Die konsequente Ausnützung dieser neuen Dimension erfordert aus vielerlei Gründen einen beträchtlichen Mehraufwand:

- bei gegebenen Grundmaterialien (Fasertyp, Harzsystem) ist der resultierende Werkstoff von einer Vielzahl von Variablen abhängig: z.B. Faserorientierungen, Packungsdichte

(Faservolumenanteil), Aushärtungsvorgang usw. Es können somit aus gegebenen Grundmaterialien bereits unendlich viele verschiedene Werkstoffe hergestellt werden. Ausserdem werden die Eigenschaften eines definierten Werkstoffes durch Umgebungszustände beeinflusst (Temperatur, Medieneinfluss usw.)

- meist sollte die eigentliche Materialoptimierung nicht losgelöst von der Bauteiloptimierung durchgeführt werden (z.B. statisch unbestimmte Problemstellungen). Die geometrische Optimierung von komplexen Strukturen erfordert jedoch bereits bei festgelegten Werkstoffeigenschaften einen erheblichen Rechenaufwand, weshalb nur in seltenen Fällen die Werkstoff- und Bauteil-Optimierung gekoppelt wird.

Aus diesen Gründen ist der Ingenieur oft versucht, seiner Bemessungstätigkeit standardisierte Werkstoffe und deren mechanische Eigenschaften zugrunde zu legen. Dieses Vorgehen birgt jedoch die Gefahr in sich, dass wohl die makromechanischen Werkstoffeigenschaften in der Optimierung berücksichtigt werden, jedoch gleichzeitig werkstoffspezifische, für das Bauteilverhalten allenfalls negative Eigenheiten akzeptiert werden müssen, die, bei konsequenter Materialoptimierung, ohne Verlust der makromechanischen Eigenschaften zum Vorteil des Bauteiles verändert werden könnten.

In bestimmten Anwendungsgebieten hat eine Standardisierung von Faserverbundwerkstoffen durchaus ihre Berechtigung. Überall dort, wo Anforderungsprofile klar definiert werden können und wo sich z.B. Gewichtsverminderung direkt bezahlt macht, lohnt sich jedoch eine von Grund auf durchgeführte Optimierung. Stützen und Streben in der Luft- und Raumfahrt können zweifellos dieser Gruppe zugeordnet werden.

Versagenskriterien einer auf Druck belasteten Stütze

In einer Stütze, die aus einem dünnwandigen Rohr gebildet ist, lassen sich festigkeitsbedingte und stabilitätsbedingte Versagenskriterien unterscheiden:

Festigkeit

Die Spannungen in der Rohrwandung in Stützenlängsrichtung (Index x) berechnen sich zu

$$(1) \sigma_x = \frac{P}{\pi \cdot d_m \cdot t}$$

oder mit $\sigma_{xBruch} \geq s \cdot \sigma_x$ ergibt sich

$$(2) P_{zul} = \frac{\pi \cdot d_m \cdot t \cdot \sigma_{xBruch}}{s}$$

Die Festigkeit der Stützenwandung in Längsrichtung (σ_{xBruch}) hat, bei Verwendung von Faserverbundwerkstoffen, mit Hilfe der Mehrschichtenverbandanalyse zu erfolgen [1-5].

Stabilität

Knicken

Die Knicklast oder die Grenzlast bei Erreichen der Instabilität der Stütze als Ganzes beträgt nach Euler:

$$(3) P_{crit} = \frac{\pi^2 \cdot E_x \cdot J}{L_K^2}$$

oder für dünnwandige Rohre

$$(4) P_{crit} = \frac{\pi^3}{8} \cdot \frac{d_m^3 \cdot t \cdot E_x}{L_K^2}$$

mit $P_{zul} = \frac{P_{crit}}{s_K}$ ergibt sich somit

$$(5) P_{zul} = \frac{\pi^3}{8} \cdot \frac{d_m^3 \cdot t \cdot E_x}{s_K \cdot L_K^2}$$

Beulen

Für die örtliche Instabilität der Rohrwandung bei Druckbelastung in Stützenlängsrichtung gibt die Literatur [6] zwei verschiedene Beulformen an:

Ringbeulen

$$(6) P_{zul} = \frac{2 \pi \cdot t^2}{\sqrt{3} \cdot s_R} \cdot \sqrt{\frac{E_x \cdot E_y}{1 - \nu_{xy} \cdot \nu_{yx}}}$$

Schachbrettbeulen

$$(7) P_{zul} = \frac{2 \pi \cdot t^2}{\sqrt{3} \cdot s_s} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot G_{xy} \cdot \sqrt{E_x \cdot E_y}}{1 - \sqrt{\nu_{xy} \cdot \nu_{yx}}}}$$

Experimentelle Überprüfungen haben die Gültigkeit dieser Beziehungen auch für Faserverbundwerkstoffrohre bestätigt [7]. Bei der Bemessung einer Stütze sind somit neben der Überprüfung der Materialfestigkeit ebenfalls alle diese Stabilitätsfälle zu beachten. Je nach Abmessung der Stütze und je nach Materialwahl kann das eine oder das andere Kriterium massgebend werden.

Stützenoptimierung auf äussere Beanspruchung

Wie bereits einleitend erwähnt, stehen dem Ingenieur für die Definition eines Faserverbundwerkstoffes eine Vielzahl von Freiheitsgraden zur Verfügung. Durch Beschränkung auf ein Laminat, das aus mehreren unidirektional mit Fasern verstärkten Einzelschichten be-

steht, wird auch die Anzahl der Freiheitsgrade herabgesetzt. Er hat jedoch immer noch freie Wahl bezüglich des Fasermaterials innerhalb der Einzelschicht; er kann auch verschiedene Fasertypen mit beliebigen Mengenverhältnissen innerhalb jeder Einzelschicht vorsehen, kann die Anzahl Einzelschichten und ihre gegenseitigen Orientierungen sowie jede einzelne Schichtdicke frei wählen. Es stehen ihm auch eine Vielzahl möglicher Harzprodukte zur Verfügung, und die Packungsdichte des Laminates kann er auch innerhalb gewisser Grenzen zu seinem Vorteil nutzen. Endlich ist ihm auch teilweise überlassen, mit welchen Gelier- und Aushärtungstemperaturen er sein Verbundmaterial in einen ausgehärteten Werkstoff überführen möchte. Alle diese Parameter beeinflussen das Eigenschaftsprofil des Verbundwerkstoffes in irgendeiner Weise. Es ist kaum möglich, die Wirkung all dieser Parameter auf das resultierende Eigenschaftsprofil und deren gegenseitige Interaktionen an dieser Stelle transparent zu machen. Ausgehend von zwei verschiedenen Werkstoffkonzepten, die bezüglich ihrer makromechanischen Elastizitätseigenschaften durchaus vergleichbare Werte liefern, sollen deshalb im folgenden einige ausgewählte Zusammenhänge diskutiert werden:

Werkstoff Typ 1: $\pm \omega$ HM

Werkstoff Typ 2: $(\pm \omega$ HT)₁ / $(0^\circ$ HM)₈ / $(\pm \omega$ HT)₁

Während der Werkstoff 1 einzig aus einem ausgeglichenen Winkelverbund ($\pm \omega$) mit Hochmodulkohlefasern (HM) besteht, ist der Werkstoff 2 im wesentlichen aus 3 Schichten aufgebaut, nämlich aus einer Hauptschicht (80% der Gesamtwandstärke) mit HM-Fasern in der Rohrlängsrichtung (0°), sowie innen und aussen je einem ausgeglichenen Winkelverbund ($\pm \omega$) aus hochfesten Kohlefasern (HT). Für beide Werkstoffe wurde die Packungsdichte mit $\phi = 65\%$ (Faservolumenanteil) angenommen. Diese zwei Materialkonzepte sollen nun auf ihre Tauglichkeit für den Einsatz in einer Stütze mit folgenden Anforderungen untersucht werden:

Länge 1: 1500 mm

Aussendurchmesser d_a : 40 bis 100 mm
Bruchlast (Druck): ≥ 50 kN

Es gilt, innerhalb der geometrischen Freiheiten Laminatkonfigurationen zu finden, die bei minimalem Gewicht den gegebenen Anforderungen bezüglich aller Versagenskriterien standhalten.

In Bild 1 wurde zur Veranschaulichung dieses Optimierungsvorgehens der

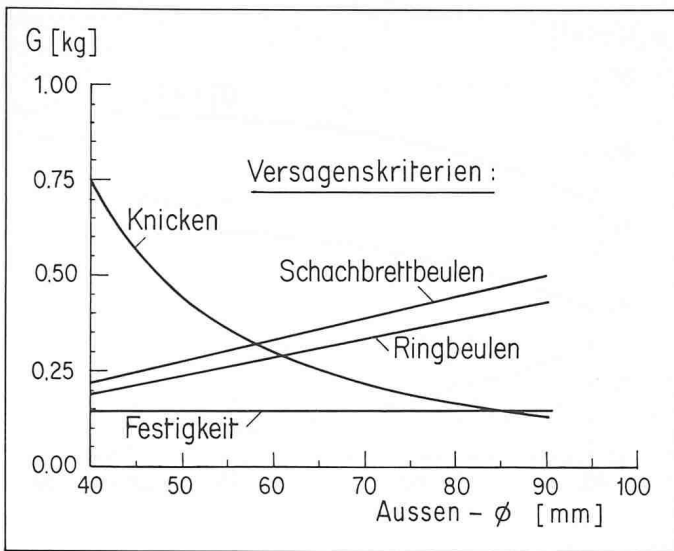


Bild 1. Gewichtsoptimierung einer auf Druck beanspruchten Stütze mit definiertem Faserverbundlaminat gemäss Werkstoff Typ 1. ($\omega = 8^\circ$)

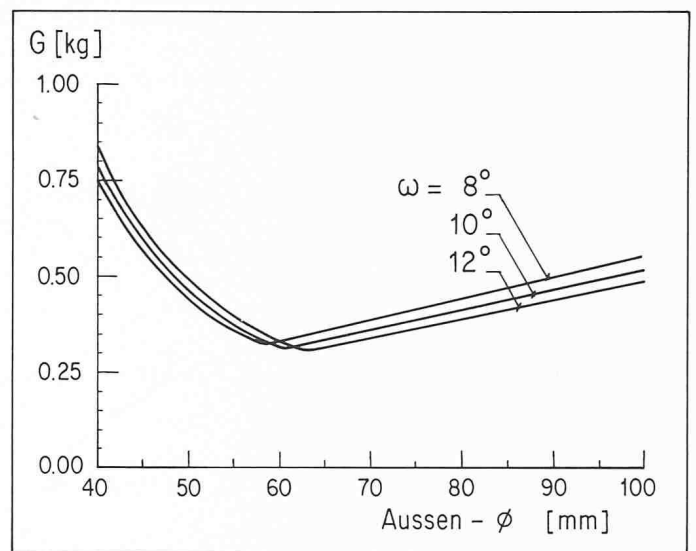


Bild 2. Einfluss des Wickelwinkels ω auf das Optimierungsergebnis für den Werkstoff Typ 1

Werkstoff als Festwert eingegeben und einzig der Rohraussendurchmesser variiert. Es zeigt sich, dass in diesem Beispiel mit den angenommenen Anforderungen und dem gewählten Werkstoff bei kleinen Aussendurchmessern das Versagenskriterium Knicken und bei grösseren Durchmessern das Kriterium Schachbrettbeulen massgebend wird. Die Materialfestigkeit ist in diesem Beispiel nicht relevant. Der Schnittpunkt der Knick-Kurve mit der Schachbrett-Kurve gibt für dieses Beispiel die optimale Stützenkonstruktion mit einem Aussendurchmesser von rund 58 mm an.

Durch Variation des Werkstoffes wird dieses Optimum verschoben, wie in Bild 2 ersichtlich. So liegt das Optimum z.B. bei Wahl eines Wickelwinkels von $\pm 12^\circ$ bei rund 63 mm, und das Rohrgewicht wird tendenziell noch etwas verringert. In Bild 2 wurden zur besseren

Übersicht nur mehr die für die Optimierung relevanten Kurvensegmente aufgetragen.

Bei der Verwendung eines Werkstoffes Typ 2 (Bild 3) ergeben sich ähnliche Optimierungsergebnisse. Die Variation des Faserwinkels der HT-Decklagen beeinflusst jedoch die Optimierungskurve im Bereich der kleinen Durchmesser nur unmerklich. Dieses Kurvensegment entspricht der Knickbedingung, ist also im wesentlichen von der Rohrlängssteifigkeit abhängig, die durch Variation des Faserwinkels der HT-Decklagen kaum verändert wird.

Durch Abkehr im Decklagenaufbau von der reinen Umfangswicklung (90°) auf einen ausgeglichenen Winkelverbund kann nach Bild 3 das Gewichtsmimum noch etwas verbessert werden bei gleichzeitiger Vergrösserung des Aussendurchmessers.

Der Vergleich von Bild 2 mit Bild 3 zeigt, dass beide Werkstoffkonfigurationen vergleichbare Optimierungsergebnisse liefern. Das Gewichtsmimum liegt in beiden Fällen bei einem Aussendurchmesser von rund 60 mm mit einem Gewicht von etwa 300 g. Dies ist nicht weiter erstaunlich, sind doch die in diesem Beispiel relevanten Versagenskriterien in beiden Fällen dieselben (Knicken und Schachbrettbeulen). Diese Kriterien sind durch die Werkstoffsteifigkeiten bestimmt, die bei beiden Materialien durchaus vergleichbar sind.

Da in beiden Konfigurationen der überwiegende Faseranteil in Stützlängsrichtung liegt, wird auch durch Erhöhung der Umgebungstemperatur innerhalb praktischer Werte die für das Knicken relevante Längssteifigkeit nur unwesentlich vermindert, während eine Verminderung der Umfangsstei-

Bild 3. Einfluss des Wickelwinkels ω der Deckschichten auf das Optimierungsergebnis für den Werkstoff Typ 2

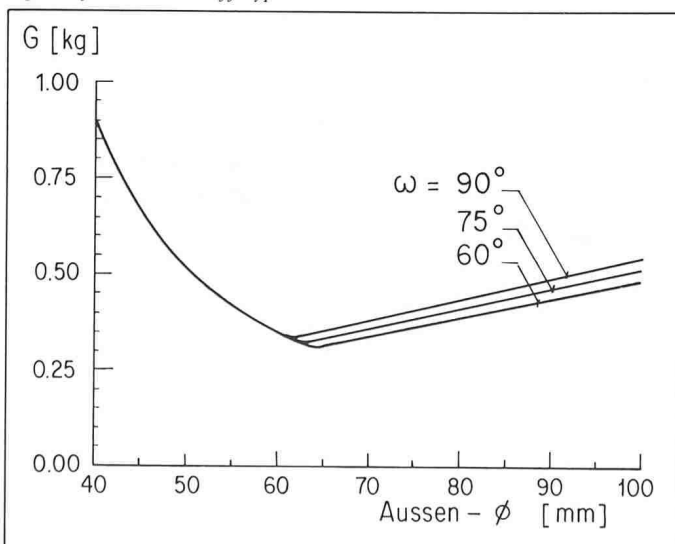
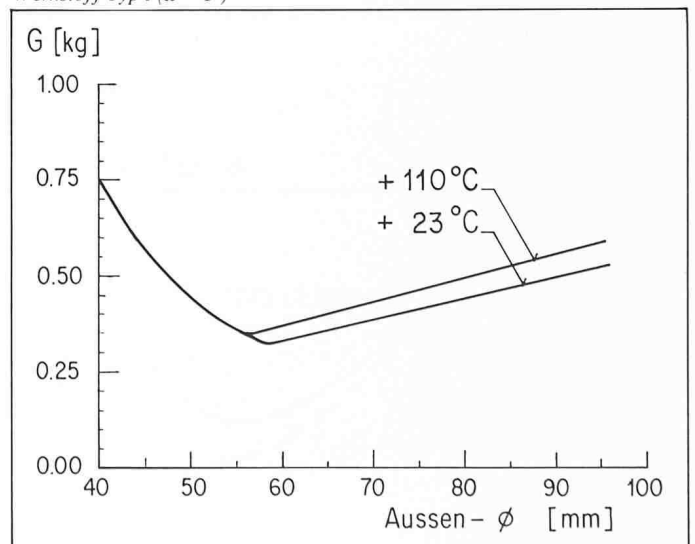


Bild 4. Einfluss der Einsatztemperatur auf das Optimierungsergebnis für den Werkstoff Typ 1 ($\omega = 8^\circ$)



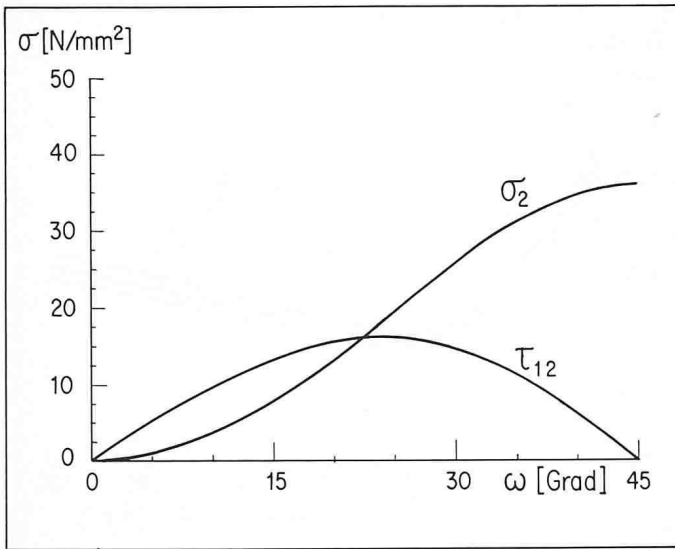


Bild 5. Spannungen in den Einzelschichten infolge einer Temperaturänderung $\Delta T = -140^\circ\text{C}$ für den Werkstoff Typ 1

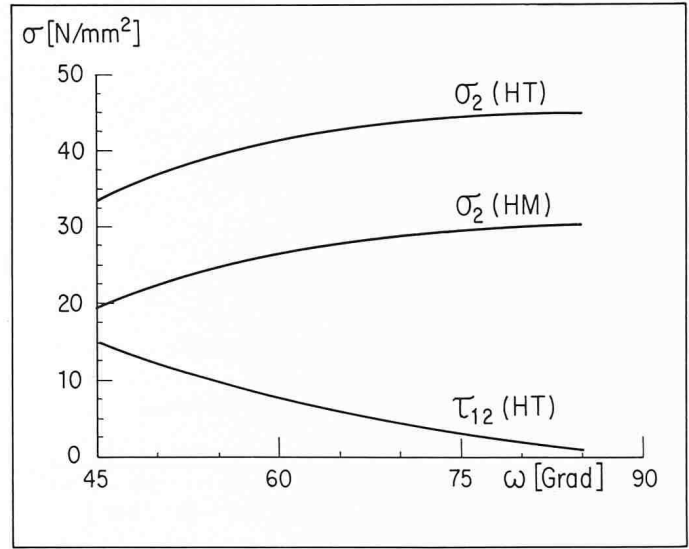


Bild 6. Spannungen in den Einzelschichten infolge einer Temperaturänderung $\Delta T = -140^\circ\text{C}$ für den Werkstoff Typ 2

figkeit die Beullasten nur über die zweite Wurzel beeinflusst (siehe Gl. 6), was durch wenig Wandstärkenzugabe (quadratischer Einfluss) wieder kompensiert werden kann (Bild 4).

Bezüglich ihres makromechanischen Verhaltens scheinen also beide Werkstoffkonfigurationen durchaus ebenbürtig zu sein. Es bleiben nun jedoch noch andere Fragen abzuklären, deren Bedeutung je nach Anwendungsfall nicht zu unterschätzen sind.

Sekundäranforderungen

Es gibt wahrscheinlich kaum eine Stützenanwendung, bei der das Anforderungsprofil nur aus einer geforderten Bruchlast besteht. Insbesondere Satellitenstrukturen erfahren im Rahmen ih-

rer Lebenserwartung eine oft komplexe Beanspruchungsgeschichte: Nach ihrer Herstellung (Aushärtung bei hoher Temperatur) werden sie abgekühlt auf Umgebungstemperatur, nach einer gewissen Zeit in eine tropische Gegend versandt, beim Raketenstart mechanisch hoch beansprucht bei gleichzeitig erhöhter Temperatur, um anschließend ihre eigentliche Aufgabe im Hochvakuum bei zyklischem Temperaturverlauf zu erfüllen. Meist sind nach Ankunft im Orbit die mechanischen Lasten gering, jedoch sind dann besondere Eigenschaften wie z.B. Massbeständigkeit und definierte thermische Ausdehnungskoeffizienten gefragt.

Thermisch bedingte Eigenspannungen

Die Einzellen eines Faserverbundwerkstoffes verhalten sich bezüglich

Steifigkeit, Festigkeit sowie thermischer Wärmeausdehnung hochgradig anisotrop. Geht man davon aus, dass der spannungsfreie Verbund der Einzelschichten bei der Temperatur T_v erfolgt, wird jede spätere Temperaturveränderung Spannungen innerhalb der Einzelschichten erzeugen. Es kann davon ausgegangen werden, dass die (spannungsfreie) Temperatur T_v irgendwo zwischen der Geliertemperatur und der Aushärtungstemperatur liegt. Für gebräuchliche Harzsysteme sind folgende Werte nicht ungewöhnlich:

- Geliertemperatur: 90°C
- Aushärtungstemperatur: 140°C

Eine mit diesen Parametern hergestellte Stütze erfährt durch Abkühlung auf -50°C , was als Minimaltemperatur im Orbit durchaus realistisch ist, somit ein ΔT von minimal -140°C .

Bild 7. Einfluss des Wickelwinkels auf den thermischen Ausdehnungskoeffizienten in Rohrlängsrichtung für den Werkstoff Typ 1 im ungerissenen sowie im mikrogeschädigten Zustand (simuliert durch Reduktion der Schichtsteifigkeiten)

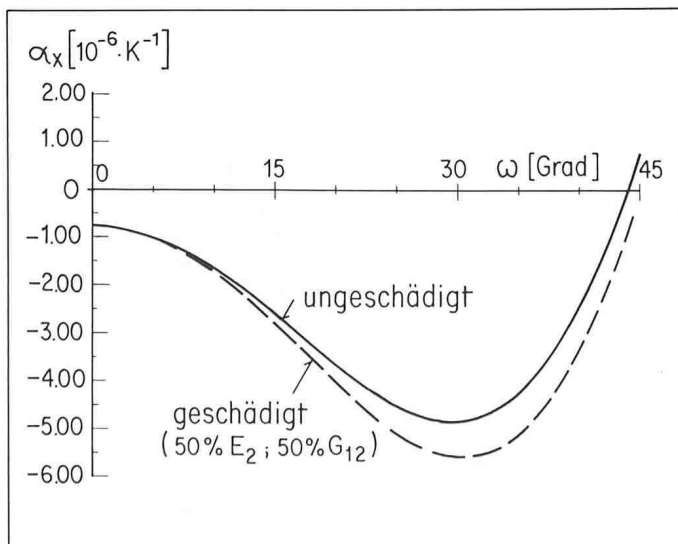
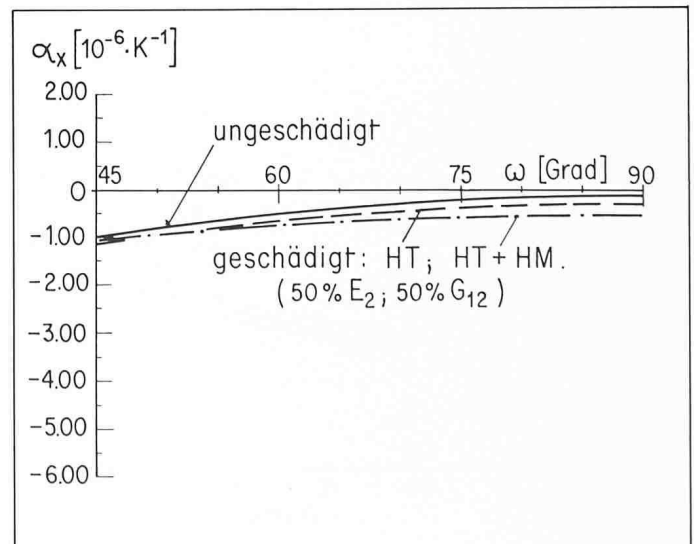


Bild 8. Einfluss des Wickelwinkels auf den thermischen Ausdehnungskoeffizienten in Rohrlängsrichtung für den Werkstoff Typ 2 im ungerissenen sowie im mikrogeschädigten Zustand (simuliert durch Reduktion der Schichtsteifigkeiten)



Die thermisch bedingten Schichtspannungen infolge $\Delta T = -140^\circ\text{C}$ für den Werkstoff Typ 1 sind in Bild 5 wiedergegeben. Bei Faserwinkeln um 8 bis 12 Grad, wie sie im vorhergehenden Abschnitt als optimal erhalten wurden, sind die thermisch induzierten Schichtspannungen relativ gering. Sie liegen mit $\tau \sim 10 \text{ N/mm}^2$ und $\sigma_2 \sim 3 \text{ N/mm}^2$ weit unterhalb der für HM-Epoxydverbunde erreichbaren Festigkeiten. Ermüdungsversuche an unidirektionalen Probekörpern haben gezeigt, dass solche Spannungen bei Wechsellast bis $> 10^7$ Lastwechsel keine Schädigung bewirken.

Im Werkstoff Typ 2 hingegen sind bei gleicher Temperaturänderung die Schichtspannungen wesentlich grösser (Bild 6). Senkrecht zur Faserrichtung erreichen sie ihr Maximum in den HT-Deckschichten (rund 45 N/mm^2). Aufgrund unserer experimentellen Untersuchungen müssen deshalb in diesen Deckschichten bereits nach wenigen hundert Temperaturwechseln erste Schädigungen erwartet werden. Auch die Spannungen in der HM-Schicht erreichen mit $\sigma_2 \sim 30 \text{ N/mm}^2$ bereits eine Grössenordnung, die allenfalls noch einige tausend Temperaturwechsel bis zur ersten Schädigung erlaubt.

Es muss erwartet werden, dass ein solchermassen mit Mikrorissen geschädigtes Laminat durch Vergrösserung der Oberfläche im Hochvakuum noch weitergehende Schädigungen erfahren wird. Nicht völlig gebundene Harzkomponenten können vermehrt abdampfen, wodurch Schwundeffekte eintreten können, die wiederum die Schichtspannungen erhöhen, aber auch unerwünschte Dimensionsänderungen ganzer Bauteile bewirken können.

Thermischer Ausdehnungskoeffizient

Insbesondere an Satellitenstrukturen, die elektronische oder optische Messinstrumente tragen, werden oft extreme Anforderungen bezüglich Formstabilität gestellt. Geringste relative Positionsverschiebungen können gewisse Messungen schwerwiegend beeinflussen. Zumindest im heutigen Zeitpunkt werden oft Knotenelemente, z.B. in Fachwerkstrukturen, noch mit herkömmlichen Materialien wie Aluminium oder Titan hergestellt. Sollen nun in einer Fachwerkstruktur bei Temperaturänderung die Knoten keine Positionsveränderung erfahren, müssen die Streben den positiven Temperaturausdehnungskoeffizienten des Knotens durch einen in Strebenlängsrichtung negativen Koeffizienten kompensieren.

Mit einem Werkstoff Typ 1 gelingt es, durch Variation des Wickelwinkels im

Extremfall einen thermischen Ausdehnungskoeffizienten in Stützenlängsrichtung bis minimal $-5 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ zu erreichen (Bild 7). Bei kleinen Faserwinkeln ($\omega \sim 10^\circ$) liegt der Wert bei rund $-1,5 \cdot 10^{-1} \text{ K}^{-1}$. Dies ist in vielen Fällen ein durchaus erwünschter Wert, wie folgende Überschlagsrechnung zeigt:

Annahme:

Knotendurchmesser: 100 mm

Material: Perunal mit $\alpha_f = 23 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$

Zur Kompensation der Knotendurchmesseränderung infolge Temperaturänderung müsste eine Stütze mit $L = 1500 \text{ mm}$ folgenden thermischen Ausdehnungskoeffizienten haben:

$$\begin{aligned} \alpha_x \text{ erforderlich} &= \\ &= \frac{100 \text{ mm} \cdot 23 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}}{1500 \text{ mm}} \\ &= -1,53 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1} \end{aligned}$$

In der Praxis sind oftmals nicht nur die Knoten, sondern auch die Stützenenden aus Metall gefertigt, was für das Verbundrohr selbst noch einen niedrigeren Koeffizienten erfordert. Ein Ausweg kann in solchen Fällen mit dem Wechsel von Aluminium auf Titan gefunden werden, das dessen Ausdehnungskoeffizient mit $8,6 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ wesentlich niedriger als bei Aluminiumlegierungen ist.

Mikroschädigung des Laminates durch äussere Überlastung oder infolge thermischer Eigenspannungen verändern den thermischen Ausdehnungskoeffizienten, indem sie die Schichtsteifigkeiten abmindern. In Bild 7 wird dieser Vorgang durch Reduktion der durch die Matrix beeinflussten Steifigkeiten der Einzelschicht simuliert. Die Auswirkung auf den thermischen Ausdehnungskoeffizienten ist je nach Faserwinkel unterschiedlich. Bei kleinen Winkeln kann sie mit guter Näherung vernachlässigt werden [8].

Die thermischen Ausdehnungskoeffizienten in Stützenlängsrichtung für den Werkstoff Typ 2 liegen, bei technisch sinnvollen Faserwinkeln der HT-Deckschichten, durchwegs oberhalb von $-1 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ (Bild 8). Dies könnte bereits in einigen Anwendungsfällen den Längenausgleich von Fachwerknoten verunmöglichen. Das in der Praxis oft gesehene Laminat mit 90 Grad-Deckschichten erreicht gar nur rund $-0,1 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$, wodurch eine Längenskompensation zum vornherein verunmöglicht wird.

Auch bei diesem Werkstoff beeinflussen Mikroschädigungen den Ausdehn-

nungskoeffizienten. Veränderungen um absolut $0,5 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ sind durchaus denkbar.

Schlussbetrachtung

Die vorliegenden Ausführungen zur Auslegung von Stützen und Streben in Composite-Bauweise beschränken sich auf die Diskussion ausgewählter Anforderungskriterien. Im konkreten Anwendungsfall ist immer eine Vielzahl von Anforderungen einzuhalten, die es dem Ingenieur oft verunmöglichen, eindeutige Optima im Stützdesign zu finden. Oftmals können auch schwer definierbare Anforderungen wie zum Beispiel Handling oder atypische Beanspruchungen infolge Missbrauchs dimensionierend werden.

Trotzdem gilt es, wenn immer möglich, die Auswirkungen aller Belastungszustände bis hinein in die Einzelschichten zu verfolgen, um durch gezielte Werkstoffvariation den optimalen Aufbau zu finden. Nimmt der dimensionierende Ingenieur diese Herausforderung an, hat er die Gewähr, dass die anerkannt hervorragenden Eigenschaften von Faserverbundwerkstoffen auch in seinem Bauteil zum Tragen kommen.

Adresse des Verfassers: P. Lutz, dipl. Ing. ETH, Composites Products, Ciba-Geigy AG, 4002 Basel.

Literatur

- [1] A. Puck: Zur Beanspruchung und Deformation von GFK-Mehrschichtenverbund-Bauelementen, «Kunststoffe» 57(1967), pp. 284-293, 573-582, 965-973
- [2] A. Puck: Festigkeitsberechnung an Glasfaser/Kunststoff-Laminaten bei zusammengesetzter Beanspruchung, «Kunststoffe» 59(1969), pp. 780-787
- [3] R. Förster, W. Knappe: Spannungs- und Bruchanalyse an Glasfaser/Kunststoff-Wickelkörpern, «Kunststoffe» 60(1970), pp. 1053-1059
- [4] W. Schneider: Wärmeausdehnungskoeffizienten und Wärmespannungen von Glasfaser/Kunststoff-Verbunden, «Kunststoffe» 63(1973), pp. 929-933
- [5] S.W. Tsai, H.T. Hahn: Introduction to Composite materials. Technomic Publ. Co., 1980
- [6] E. Giencke: Beitrag zur Beulung gedrückter GFK-Zylinderschalen, «Kunststoffe» 64(1974), pp. 727-733
- [7] Ch. Rüegg: Ein Beitrag zum Beulen von gewickelten GFK-Zylindern unter axialer Druckbelastung, Dissertation, ETH Zürich, 1978
- [8] S. A. Eselum, H.D. Neubert, E.G. Wolff: 24th National Sampe Symposium 1299 (1979)