

アルミニウム合金ライナー/FW-CFRP 強化複合圧力容器の疲労破壊メカニズムの評価*

荒居善雄^{*1}, 大塚朋之^{*2}, 鈴木弘^{*3}, 柴田哲^{*3}, 大淵智之^{*3}, 飯島孝文^{*3}

Evaluation of fatigue fracture mechanisms of Al alloy liner/FW-CFRP composite pressure vessels

Yoshio ARAI^{*1}, Tomoyuki OTSUKA^{*2}, Hiroshi SUZUKI^{*3}, Satoshi SHIBATA^{*3}, Tomoyuki OHBUCHI^{*3} and Takafumi IJIMA^{*3}

^{*1} Graduate school of Science and Engineering, Saitama University,
255 Shimo-ohkubo, Sakura-ku, Saitama, 338-8570 Japan

Fatigue fracture mechanisms of the Al alloy liner/FW-CFRP composite pressure vessels were evaluated through experimental and simulation approaches. Burst tests and cyclic pressure tests were conducted for a specially designed composite vessel. Fracture surface morphologies were observed microscopically and the fatigue crack propagation mechanisms were investigated using fractography. Fatigue behaviors of Al liner were examined through simulated stress and strain amplitudes and its mixed mode fatigue crack propagation characteristics. The effects of CFRP layer thickness on the fatigue life of Al liner are presented in the context of optimum fatigue design.

Key words: High-Pressure Vessel, FRP(Fiber Reinforced Plastic), Composite Vessel, LBB(Leak Before Break)

1. 緒言

水素を燃料とする燃料電池 (Fuel Cell:FC) と燃料電池車 (Fuel Cell powered Vehicles:FCV) は、環境問題やエネルギー問題を解決する技術として注目されている⁽¹⁾。社会に FCV を導入する際の重要な問題の一つが FC に水素を供給する装置の小型、軽量化である。また、自動車という用途から十分な航続距離を確保しなければならない。複合圧力容器の従来の技術基準を踏まえて、FCV 用の複合圧力容器の技術基準が定められている⁽²⁻⁶⁾ が、水素貯蔵用の複合圧力容器には、さらなる高圧化が求められている。現在、FCV に積載されている複合圧力容器は金属製、あるいはプラスチック製のライナーを炭素繊維強化樹脂 (Carbon Fiber Reinforced Plastic:CFRP) で強化したものを使用しているが、本研究ではライナー材にアルミニウム合金 (以下 Al 合金と略す) を使用したものを研究対象とする。

複合圧力容器は、高い内圧はもちろんのこと、事故等で外部から力を受けても破裂してしまわないように十分な静的強度を保たなければならない。それと同時に、補給と使用の繰返し内圧がかかるため、容器の耐久性を保証しなければならない。つまり、複合圧力容器は、十分な静的強度・耐久性と小型・軽量であること

を両立させることが求められ、これを満たすためには複合圧力容器の静的強度や耐久性の正確な評価技術が不可欠である。

FRP 積層板あるいは、これを用いた複合圧力容器については、主にロケット等の航空宇宙学の分野で 1970 年代に盛んに研究され、植村らは異方性材料である炭素繊維の任意の巻き角度における積層材料の力学的特性を解明している^(7,8)。これにより、CFRP を使用した複合圧力容器の応力解析が可能になり、静的強度の安全評価が行われてきた⁽⁹⁾が、その耐久性についての研究は必ずしも十分ではない。近年、FCV 用複合圧力容器について圧力繰返しに対する耐久性に関する研究が行われているが、その疲労破壊のメカニズムには、不明な点が多い⁽¹⁰⁻¹²⁾。本研究では、十分な静的強度と耐久性を有し、小型で軽量の複合圧力容器の最適疲労設計法を開発するための基礎的検討として、使用圧力 70MPa を想定した複合圧力容器の疲労破壊メカニズムを評価し、Al 合金ライナーにおける混合モード疲労き裂進展に基づく疲労寿命を予測する方法を提案し、その有効性を示した。

2. 実験方法

2.1 供試容器 対象とする複合圧力容器は、図 1 に示すように、Al 合金ライナーを Filament Winding(FW) 法を用いて CFRP 層で覆った複合容器である。図中の α は炭素繊維の巻き角度であり、 $\alpha = 90^\circ$ の場合を Hoop 層、 $\alpha \neq 90^\circ$ の場合を Helical 層と呼ぶ。本研究

* 原稿受付 2007 年 4 月 日

^{*1} 正員, 埼玉大学 (〒 338-8570 埼玉県さいたま市桜区下大久保 255)

^{*2} 埼玉大学大学院

^{*3} 株式会社 旭製作所

E-mail: yarai@mech.saitama-u.ac.jp

で使用する α は 17.3° , 65° , 90° の 3 種類で, これらの巻き角度を組み合わせることで CFRP 層を構成した. CFRP の炭素繊維含有率は約 65% である.

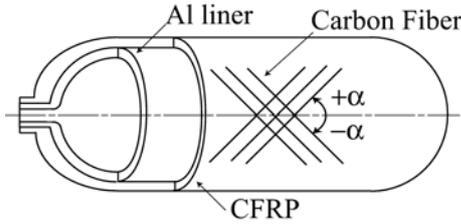


Fig. 1 Sectional view of a composite vessel

本研究では, 最高充てん圧力として 70MPa を想定した. ライナーは空気呼吸器用のものを用い, 形状および自緊処理条件を表 1 に, ライナー材である Al 合金 (A6061-T6) と CFRP の機械的特性を表 2, 3 に示す. 自緊処理圧力は, 処理後の弾性範囲を最大限確保することを目標に, 決定した. 試験に供した複合圧力容器の CFRP 層の積層構成と各層の肉厚を表 4 に示す.

Table 1 Configuration of Al alloy liner

Volume ℓ	OD mm	TL mm	MT mm	AO MPa
4.7	127.8	461.8	1.78	149

OD : Outside diameter, TL : Total length, MT : Minimum thickness, AO:Autofrettage operation

Table 2 Mechanical properties of A6061-T6

E GPa	ν	σ_{ys} MPa	E_p MPa	σ_B MPa
68.9	0.33	286	520	303

E : Young's modulus, ν : Poisson's ratio, σ_{ys} : Yield stress, E_p : Plastic modulus, σ_B : Tensile strength

Table 3 Mechanical properties of CFRP and strength of carbon fiber

E_1 GPa	E_2, E_3 GPa	ν_{12}, ν_{13}	ν_{23}	S_f GPa
161	9.0	0.38	0.305	3.42

E_1 : Young's modulus (Fiber direction), E_2, E_3 : Young's modulus (Transverse direction), ν_{12}, ν_{13} : Poisson's ratio (1-2 and 1-3 direction), ν_{23} : Poisson's ratio (2-3 direction), S_f : Fiber strength

Table 4 Thickness at center of CFRP layers (unit : mm)

90°	65°	17.3°	65°	17.3°	65°	17.3°	90°
2.40	0.84	1.67	0.84	1.67	0.84	1.67	0.23

2.2 試験方法 本研究では JARI S 001 (2004) に準拠した破裂試験と常温圧力サイクル試験 (以下, 圧力サイクル試験と略す) を行った (4). ライナー胴部の半径方向主応力を σ_r , 軸方向主応力を σ_z , 周方向主応力を σ_θ と定義する. 圧力サイクル試験において, ライナーの σ_r は内圧とほぼ同等となり, 常に負の値をとる.

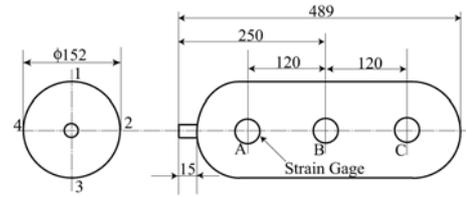


Fig. 2 Placement of strain gages (unit : mm)

JARI S 001 (2004) における圧力サイクル試験の試験最大圧力は最高充てん圧力の 125% 以上と規定されており, 最高充てん圧力として 70MPa を想定する本研究では, 87.5MPa である. 後述する応力解析結果から明らかのように, ライナーの軸方向および周方向の主応力は, 自緊処理後は圧縮であり, この試験最大圧力まで加圧する過程において, 圧縮から引張りへ変化する. このことから, ライナーの疲労寿命に及ぼす圧縮主応力の繰返しの効果を明らかにする目的で, 試験最大圧力を 50.0, 70.0, 87.5MPa の三通りとし, 最大圧力時の軸方向-周方向主応力が圧縮-圧縮, 圧縮-引張り, 引張り-引張りの 3 種類の主応力状態となる条件で圧力サイクル試験を行った. 試験は洩れが発生するまで行った. 試験後, 供試容器を胴部で切断し, ライナーと CFRP 層を分離させ, 染色浸透探傷法を用いてライナーの探傷を行った. その後, き裂部位を疲労試験機を用いて開き, 破面を走査型電子顕微鏡 (SEM) を用いて観察した.

使用した FEM モデルの信頼性を評価するため, 最外層の Hoop 層胴部に歪ゲージを貼付し歪測定を行った. 歪ゲージは図 2 のように容器軸方向に 3ヶ所, 周方向に 4ヶ所の計 12ヶ所貼付し, 1 点につき軸方向, 45° 方向, 周方向の 3 方向の歪を, 容器破裂まで測定した.

CFRP 積層を積層理論を用いて直交異方性層として扱い, 複合圧力容器の軸対称モデルを作成し, 有限要素法 (FEM) を用いて解析を行った (7-9,13-16).

3. 応力解析結果

軸方向位置 A の軸方向歪の測定結果と解析結果を比較して図 3 に示す. 歪の測定結果と解析結果は, おお

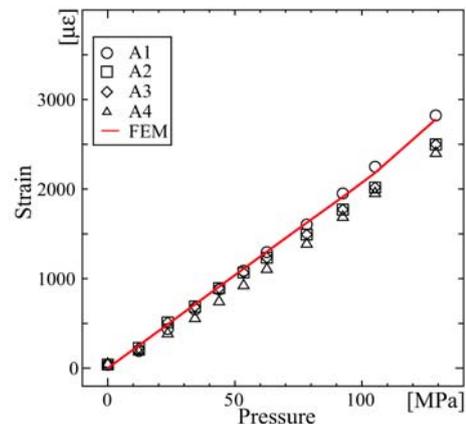


Fig. 3 Pressure-strain relation at section A

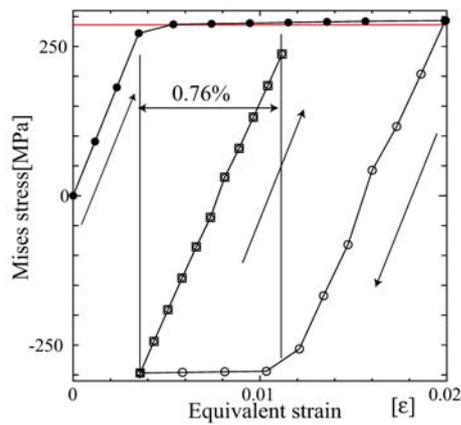


Fig. 4 Mises stress - equivalent strain diagram of Al alloy liner

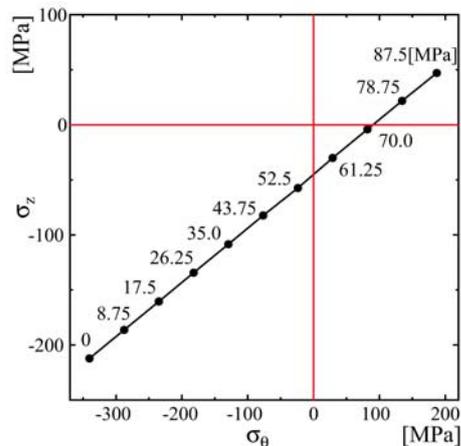


Fig. 5 Principal stress of z-θ direction at center of a Al alloy liner

むね一致した。図 4 に自緊処理および試験最大圧力 87.5MPa の圧力サイクルにおける相当応力と相当歪の関係を示す。黒丸印は自緊処理の負荷過程、白丸印は自緊処理の除荷過程、白四角印は圧力サイクル試験の負荷および除荷過程を示す。相当応力は正の量であるが、図 4 において負荷と除荷が切替わる点を新たな原点とし、相当応力・相当歪の増加方向を反転させて表示した。圧力サイクル試験時にライナーは再降伏せず、相当歪振幅は約 0.76% となった。図 5 は圧力サイクル試験時の周方向と軸方向主応力を示しており、図中のプロット点に隣接する数字は内圧を示している。圧力サイクル試験中にライナーの軸方向および周方向の主応力は圧縮から引張りへ変化を繰り返す。試験最大圧力が 50.0, 70.0, 87.5MPa の場合、圧力サイクルにおける軸方向と周方向の最大主応力の組み合わせは圧縮-圧縮, 圧縮-引張り, 引張り-引張りとなる。

4. 実験結果

4.1 試験結果 破裂試験の結果を表 5 に示す。いずれの容器も最高充てん圧力 (70MPa) の 2.25 倍 (158MPa) 以上の破裂圧力であった。

Table 5 Results of burst test

Vessel number	Burst Pressure[MPa]
#001	165
#002	170
#003	165

Table 6 Cyclic pressure test results

Vessel No.	P_{max} [MPa]	No. of cycle at LBB	Crack length [mm]
#004	87.5	435	3,3
#005	87.5	937	3
#006	87.5	1,487	5
#007	70	5,750	—
#008	70	4,160	3
#009	50	41,720	2
#010	50	83,298	2

圧力サイクル試験結果を表 6 に示す。全ての供試容器において破断 (裂) 前漏洩 (Lerk Before Break(Burst):LBB) が成立したが、試験最大圧力 87.5MPa の結果は、JARI S001 (2004) の漏れなく繰返すべき加圧回数の合格基準 (11,250 回) を満足していない。試験最大圧力が上昇するにつれて LBB 発生までの加圧繰返し数が減少する。図 4 に示した圧力サイクル試験時の Al 合金ライナーの相当歪振幅 0.76% と Al 合金 6061-T6 の平滑材の単軸歪制御両振り低サイクル疲労寿命のデータ⁽¹⁷⁾ から、Al 合金ライナーの疲労寿命を推定すれば、約 10,000 回程度である。圧力サイクル試験における $P_{max} = 87.5\text{MPa}$ の LBB 繰返し数 (実験結果) は、この推定値の 1/10 程度であり、供試容器の Al 合金ライナーの疲労寿命は、平滑材の単軸歪制御下の疲労寿命から推定できない。供試容器のライナーの受ける繰返し応力の平均応力は平滑材の疲労試験の平均応力と異なるが、図 5 に示されているとおりライナーの平均応力は圧縮であり、平滑材の平均応力がゼロであることと比較して、平均応力の違いが短寿命側になった原因とは考えられない。また、主応力状態が 3 軸とも圧縮の繰返しの場合 ($P_{max} = 50\text{MPa}$) でも LBB が発生することを確認した⁽¹⁰⁻¹²⁾。染色浸透探傷法を用いた探傷の結果 (図 6)、全ての試験最大圧力で板厚方向および軸方向に進展し、ライナー板厚を貫通しているき裂を検出した。き裂発生箇所は全て容器胴部であった。試験最大圧力とき裂長さに関連性は見られなかった。

試験最大圧力 87.5MPa の巨視的破面様相を図 7 に示す。破面はライナー内面付近でストライエーションが観測できる領域 (図 8) と出来ない領域 (図 9) に分かれた。ライナー内面から厚さ方向に約 400 μm の位置 (図 7 の r) で観測されたストライエーション間隔は約 1.6 μm であり、後述するき裂進展シミュレーション結果 (約 1.5 $\mu\text{m}/\text{cycle}$) と良く一致した。一方、ストライエーションが観測されない領域はライナー内面から厚さ方向に約 300 μm に渡り、この領域ではせん断型でき裂が進展したものと考えられる。試験最大圧力 50MPa の破面 (図 10, 11) では、ストライエーションが観測出来なかった。このことから、試験最大圧力が小さく、圧

力繰返しの間、全ての主応力が常に圧縮の場合、せん断型でき裂が進展したと考えられる。

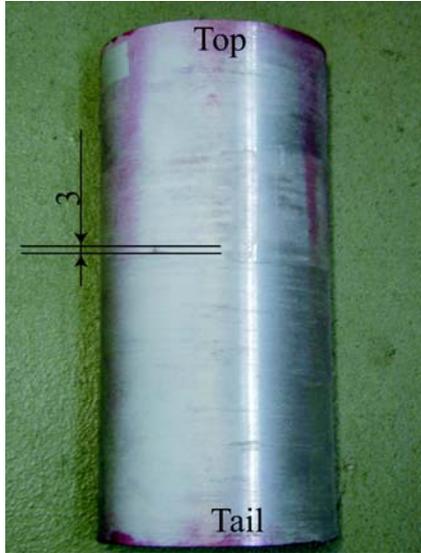


Fig. 6 Detected crack at center ($P_{\max} = 87.5\text{[MPa]}$)

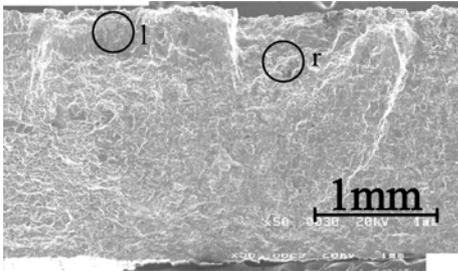


Fig. 7 Macroscopic view of fracture surface (#005, $P_{\max}=87.5\text{[MPa]}$)

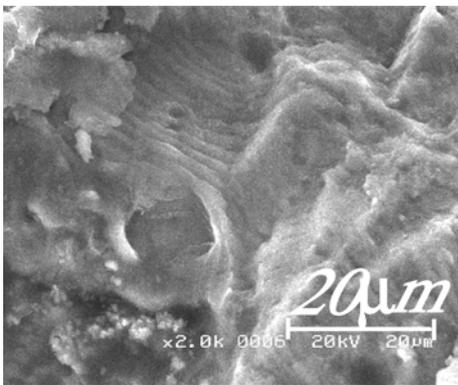


Fig. 8 Microscopic view of fracture surface (Location r, #005, $P_{\max}=87.5\text{[MPa]}$)

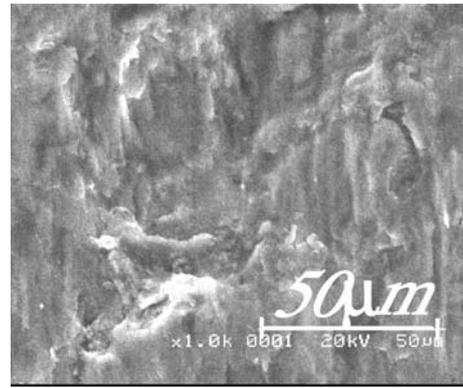


Fig. 9 Microscopic view of fracture surface (Location 1, #005, $P_{\max}=87.5\text{[MPa]}$)

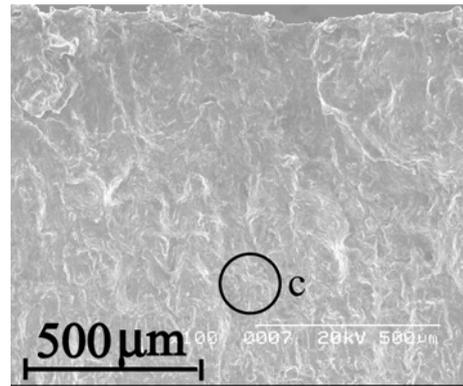


Fig. 10 Macroscopic view of fracture surface (#009, $P_{\max}=50\text{[MPa]}$)

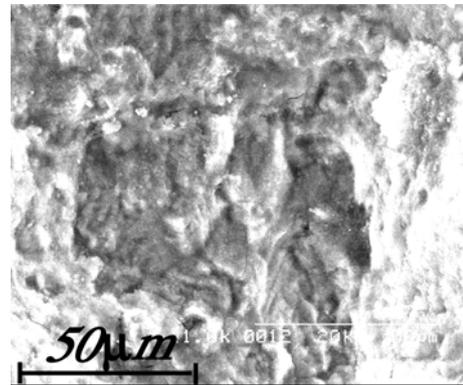


Fig. 11 Microscopic view of fracture surface (Location c, #009, $P_{\max}=50\text{[MPa]}$)

4.2 き裂進展の評価 応力解析結果から得られた応力振幅を用いて、ライナー内面に初期欠陥(2次元端き裂)を想定し、き裂がライナーを貫通する為に要する繰返し数を評価した。エネルギー解放率に対応する等価応力拡大係数を考慮することで、き裂開口型の疲労き裂進展だけでなく、せん断型の疲労き裂進展も含めてき裂進展の評価を行った⁽¹⁸⁾。ライナー内面から、外面に向けて進展するき裂を図12のように考える。き裂は紙面垂直方向に続いていると仮定する。また、モードIの応力拡大係数 K_I が負の場合はき裂開口型のき裂進展は起こらないものとし、 K_I はゼロとした。 K_I と K_{II} から等価応力拡大係数 K_e を式(1)で定義する。 K_I と K_{II} を計算する際の補正係数 $F_{I\theta}$, $F_{II\theta}$, F_{Ir} , F_{IIr} は、2次元斜め端き裂の値を用いた(表7)⁽¹⁹⁾。

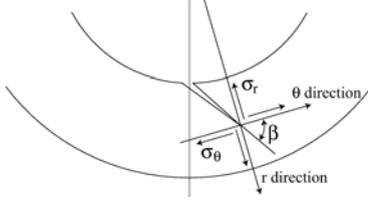


Fig. 12 Oblique edge crack at center of liner

$$K_e = \sqrt{K_I^2 + K_{II}^2}, \quad (1)$$

$$K_I = (F_{I\theta}\sigma_\theta + F_{Ir}\sigma_r)\sqrt{\pi a} \quad (K_I > 0),$$

$$K_I = 0 \quad (K_I \leq 0), \quad (2)$$

$$K_{II} = (F_{II\theta}\sigma_\theta + F_{IIr}\sigma_r)\sqrt{\pi a}.$$

Table 7 Correction factors for an oblique edge crack in a semi-infinite plate

β	$F_{I\theta}$	F_{Ir}	$F_{II\theta}$	F_{IIr}
45°	0.705	0.354	0.364	0.354
90°	1.121	0.000	0.000	0.000

等価応力拡大係数範囲 ΔK_e を、次式のように定義する。

$$\Delta K_e = K_{e\max} - K_{e\min}, \quad \beta = 90^\circ \quad (3)$$

$$\Delta K_e = K_{e\max} + K_{e\min}, \quad \beta \neq 90^\circ \quad (4)$$

以上の等価応力拡大係数範囲 ΔK_e をき裂進展則に代入し、それを積分することで、き裂進展を評価する(20,21)。

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta K_e) \quad (5)$$

$$N_f = \int_{a_0}^{a_f} \frac{1}{f(\Delta K_e)} da \quad (6)$$

ここで、 $N = 0$ の時、 $a = a_0$ 、 $N = N_f$ の時、 $a = a_f$ とした。圧縮応力の繰返しを含む混合モード状態のき裂進展則を与える関数 $f(\Delta K_e)$ は未知であり、自緊処理を施す金属ライナー/FW-CFRP 強化複合圧力容器の耐久性を明らかにするためには、今後、定量的な実験研究が必要である。本研究では、第一近似として、モード I 状態におけるき裂進展則を $f(\Delta K_e)$ に置き換えてき裂進展を評価した。き裂角度 $\beta=45^\circ, 90^\circ$ の LBB 発生までのサイクル数を図 13 に示す。初期き裂長さを $135\mu\text{m}$ から $215\mu\text{m}$ に変えた場合の予測結果を図中のバーで示す。き裂進展方向を半径方向とした $\beta=90^\circ$ の場合(黒塗印)、開口型のき裂進展のみを生じ、LBB 繰返し数を過大評価しているのに対して、 $\beta=45^\circ$ の場合(白丸印)せん断型と開口型のき裂進展を生じ、実験結果(▽印)

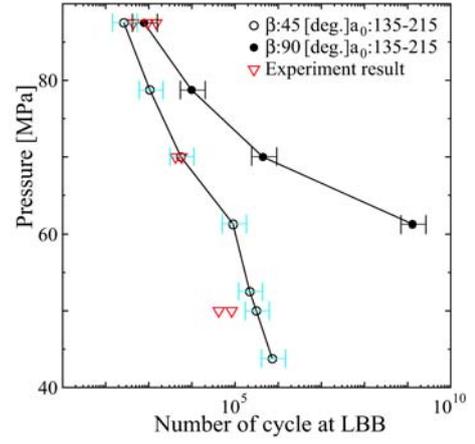


Fig. 13 Pressure - N curve and cycle test result

により近い結果となった。

4.3 最適設計 ライナーの肉厚と寸法を変更せず、CFRP 層の肉厚を変更することで、十分な静的強度と耐久性を有するとともに、容器重量を最小とする最適化を考える。破裂試験の制約条件を g_1 、圧力サイクル試験の制約条件を g_2 として定式化を行うと次式のようになる。

$$g_1 = \frac{\sigma_F}{F} - 1 \leq 0 \quad (7)$$

$$\sigma_{\max} = \sigma_F$$

$$g_2 = \frac{N_f}{N_{f0}} - 1 \leq 0 \quad (8)$$

$$N_{l\min} = N_f$$

式(7)の σ_F は設計破裂圧力時の Hoop 層胴部の繊維応力、 F は炭素繊維の強度、 σ_{\max} は繊維応力の最大値である。式(8)の N_f は圧力サイクル試験時のライナー胴部のき裂貫通繰返し数、 N_{f0} は要求される圧力繰返し数、 $N_{l\min}$ は初期欠陥位置を変えた場合の最小き裂貫通繰返し数を表す。

静的強度と耐久性の制約条件を満足する Hoop 層と Helical17.3° 層の厚さに関する最適設計線を、それぞれ図 14 に示す。供試容器の CFRP 層の厚さを基準値とし、各層の厚さ比は保持したまま、全体の厚さを 0.25~2.0 倍の範囲で変更した応力解析結果に基づき、式(7)、(8)を満足する最小厚さの組み合わせをプロットした。 g_2 の初期欠陥寸法 a_0 は $175[\mu\text{m}]$ とした。図 14 中の斜線は CFRP 層の重量を一定とした線を示している。線上の数字は供試容器の CFRP 層の重量を基準とした重量の増減を百分率で示している。 g_1 (黒丸印)は破裂試験における炭素繊維の破壊条件(式(7))を満足する厚さの組み合わせを、 g_2 (白丸印)は圧力サイクル試験におけるライナーのき裂貫通寿命条件(式(8))を満足する厚さの組み合わせを示す。耐久性の制約条件を満足する最適厚さの組み合わせ(図中の点 A)は静的強度の制約条件を満足するそれより(図中の点 B)も 2 倍程度重量側に位置することがわかる。

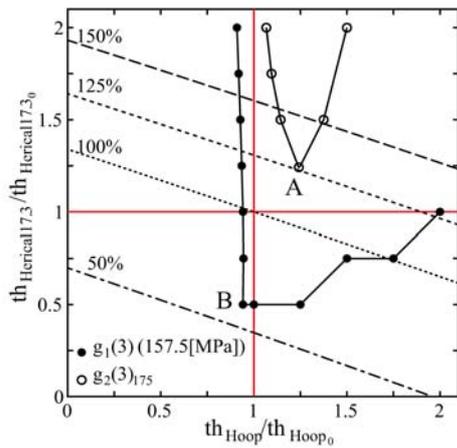


Fig. 14 Optimum design curve

5. 結 言

十分な静的強度と耐久性を有し、小型で軽量の複合圧力容器の最適疲労設計法を開発するための基礎的検討として、使用圧力 70MPa を想定した複合圧力容器の疲労破壊メカニズムを評価し、Al 合金ライナーにおける混合モード疲労き裂進展に基づく疲労寿命を予測する方法を提案し、その有効性を示した。得られた結果を要約すれば、以下のとおりである。

- (1) Al 合金ライナー/FW-CFRP 強化複合圧力容器の圧力サイクル試験を行い、圧力振幅と LBB 繰返し数の関係を明らかにした。ライナーの主応力が 3 軸とも圧縮の繰返しにおいても LBB が発生することを確認した。
- (2) 圧力サイクル試験において LBB が発生した容器の Al 合金ライナーの破面観察を行い、疲労き裂進展機構と Al 合金ライナーの主応力状態の関係を明らかにした。圧力サイクルにおいて主応力が引張りになる場合はストライエーション形成機構で、主応力が常に圧縮である場合はせん断型で、進展する。
- (3) 容器内面に 135~215[μm] 程度の初期欠陥を想定し、せん断型及び開口型き裂進展を考慮して、圧力容器の LBB 寿命を評価する方法を提案した。圧力サイクルにおける圧縮主応力の変化を、エネルギー解放率に対応する等価応力拡大係数範囲を用いて考慮した LBB 寿命の評価結果は、圧力サイクル試験結果と良く一致した。
- (4) 最適設計問題において、静的強度と耐久性を制約条件として定式化を行った。この結果、耐久性を満足する最適設計点は静的強度の最適設計点よりも 2 倍程度重量側にあることを明らかにした。

文 献

- (1) Masunaga, K., "Towards the practical use on Fuel Cell Vehicles," JARI Res. J., Vol.26 No.6, pp. 243 - 244, 2004.
- (2) "Pressure vessel safety regulation, Appendix 9, The interpretation of the technical standard on the pressure vessels of fuel devices for compressional natural gas vehicles(in Japanese)".
- (3) "Technical standards for aluminum alloy liner/Carbon fiber general composite pressure vessels(in Japanese)", KHK S 0121, 2005.
- (4) "Technical standards for pressure vessels of fuel devices in compressed hydrogen vehicles(in Japanese)," JARI S 001, 2004.

- (5) "Technical standards for attachments of fuel devices in compressed hydrogen vehicles(in Japanese)," JARI S 002, 2004.
- (6) "Development of basic technology for safe hydrogen use - research and development on vehicle-related machinery - study on safety technology on fuel cell vehicles(in Japanese)," NEDO.
- (7) Uemura, M., Yamawaki, K., Abe, S. and Iyama, H., "Study on stiffness of filament wound components(in Japanese)," Research report of space laboratory, University of Tokyo, Vol. 4, No. 3 (B), p. 448 - 463, 1968.
- (8) Yamawaki, K. and Uemura, M., "An analysis for elastic moduli of unidirectional fiber-reinforced and multilayered composite materials," Research report of space laboratory, University of Tokyo, Vol.7, No.2 (A), p.315-333, 1971.
- (9) Fukunaga, H. and Uemura, M., "Optimum design of filament-wound pressure vessels (Part 1) structural analyses of pressure vessels and optimal dome shape based on failure criterion," Trans. Jpn. Soc. Aeronautical Space Sci., Vol. 29, No. 331, pp. 432 - 439, 1981.
- (10) Iijima, T., Ooi, T., Tomioka, J., Oshino, K., Mitsuishi, H. and Watanabe, S., "An ambient temperature pressure cycling test of compressed hydrogen tanks for vehicles: Part 1 - Influence of maximum pressure on tank life -," JARI Res. J., Vol. 28, No. 7, pp. 69 - 72, 2006.
- (11) Ooi, T., Iijima, T., Tomioka, J., Oshino, K., Mitsuishi, H. and Watanabe, S., "An ambient temperature pressure cycling test of compressed hydrogen tanks for vehicles: Part 2 - Influence of maximum pressure on fatigue -," JARI Res. J., Vol. 28, No. 7, pp. 73 - 76, 2006.
- (12) "Development for Safe Utilization and Infrastructure of Hydrogen - Research and development on standardization of hydrogen fuel cell vehicles (Evaluation of safety)(in Japanese)," NEDO.
- (13) Hayashi, T. ed. , "Composite materials engineering(in Japanese)," NIKKAGIRENN-SYUPPAN, pp. 521 - 571, 1971.
- (14) Shioya, T., "Advanced engineering materials(in Japanese)," BAIFUKAN, pp. 117 - 127, 2002.
- (15) Zako, M. and Matsumoto, K., "Analysis on mechanical behavior of composite materials(in Japanese)," ASAKURA-SYOTEN, pp. 13 - 26, 1998.
- (16) Fujii, T. and Zako, M., "Fracture and fracture mechanics of composite materials(in Japanese)," JIKKYO-SYUPPAN, pp. 26 - 34, 1978.
- (17) "Design data sheet of fatigue strength of metallic materials V - Low cycle fatigue strength (in Japanese)," JSME.
- (18) Shih, C. F., "Small-Scale Yielding Analysis of Mixed Mode Plane-Strain Crack Problems," Fracture Analysis, ASTM STP 560, pp. 187 - 210, 1974.
- (19) Y.MURAKAMI, "STRESS INTENSITY FACTORS HANDBOOK" Committee on Mechanics The Society of Materials Science, Japan, Volume 1, 2, Pergamon Press
- (20) Kobayashi, H., "Fracture mechanics(in Japanese)," KYOURITSU-SYUPPAN, pp. 131 - 134, 1993.
- (21) Kobayashi, H., Arai, Y. and Nakamura, H., "Fatigue Failure Analysis of the Rear Pressure Bulkhead of the Crashed Boeing 747 Jumbo Jet Plane," J. Soc. Mater. Sci. Jpn., Vol. 36, No. 409, pp. 1084 - 1089, 1987.