

燃料電池電気自動車用 Type3 高圧水素タンクの 寿命設計法と評価法

Life Design and Evaluation Method of Type 3 High-Pressure Hydrogen Tank
for Fuel Cell Electric Vehicle

金 崎 俊 彦*

Toshihiko KANEZAKI

林 登*

Noboru HAYASHI

間 野 覚 文*

Satomi MANO

小 川 武 史**

Takeshi OGAWA

宮 川 一 夫*

Kazuo MIYAGAWA

要 旨

Type3 高圧水素タンクの損傷は、ライナの口金近傍またはシリンダ部から発生したき裂が進展し、ライナを貫通することによって生じる。口金部は、実車走行時の被水などによって腐食環境になる可能性が高い。このためリークまでの寿命は、実車で腐食環境を想定したうえで評価する必要がある。そこで、応力腐食割れや長期負荷割れによる損傷が想定される口金部を適切に評価し、口金部の損傷メカニズムに基づいた寿命設計法を構築した。さらに、Type3 高圧水素タンクを用いた試験結果との相関性を調べることで、この手法の妥当性が確認できた。また、実車で想定される腐食環境での疲労特性を考慮した Type3 高圧水素タンクの評価法を示した。

ABSTRACT

Failure in Type 3 high-pressure hydrogen tanks occurs as a result of the growth of cracks in the boss of the liner or the cylinder until the liner is penetrated. The boss of the liner is prone to exposure to corrosive environments, for example by being splashed with water during driving. For this reason, it is essential to evaluate the life of a tank until a leak occurs with consideration of the corrosive environments in an actual vehicle. A life design method based on the mechanism of failure of the boss, in which evaluations are conducted with consideration of stress corrosion cracking and sustained load cracking, was therefore developed. The correlation between the results produced by the method and the results of tests using a Type 3 high-pressure hydrogen tank was examined, demonstrating the validity of the method. This paper also discusses a method of evaluation of Type 3 high-pressure hydrogen tanks that considers their fatigue characteristics in the type of corrosive environments occurring in actual vehicles.

1. まえがき

燃料電池電気自動車の市場投入に向け、その開発と検討が自動車業界を中心に進められている。燃料電池電気自動車の重要な構成要素の一つとして水素貯蔵システムがある。最近では、1 回の水素充填で走行できる航続距離の拡大や、貯蔵密度向上による貯蔵システムのコンパクト化を可能とする 70 MPa 水素タンクを用いた貯蔵システムが主流である。車両用の高圧水素タンクは、水素ガスバリア層であるライナと、そのライナの外面を補強する炭素繊維強化樹脂 (CFRP) 層とで主に構成される。また、ライナが金属製 (主にアルミ合金) の場合は Type3 高圧水素タンク (以下、Type3 タンク)、樹脂製の場合は Type4 高圧水素タンク (以下、Type4 タンク) に分類される (Fig. 1)。どちらの

タイプのタンクも、車両用部品としては大型かつ高価であり、軽量化やコストダウンが課題である。

重量、価格、充填速度、安全性などのタンクの特性は、Type3 タンクと Type4 タンクで異なり、設計手法も異なる。そのため、タンクの種類や損傷メカニズムに適した評

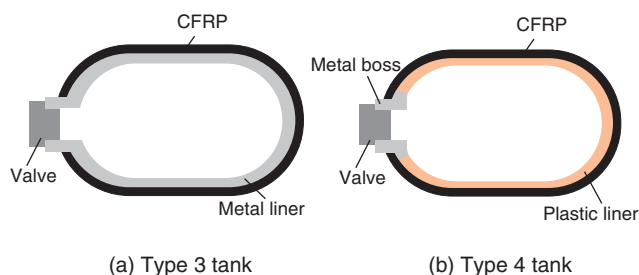


Fig. 1 Structural schematics of Type 3 and Type 4 tanks

* 四輪 R&D センター

** 青山学院大学

価法が求められる。Type3 タンクの損傷は、アルミ合金ライナで発生したき裂が進展し、ライナを貫通することによって生じる。Type3 タンクでは、軽量化のために疲労によるき裂進展を考慮して設計（有限寿命域で設計）する。また、高圧水素タンクの搭載方法にもよるが、タンクの口金部は、実車走行時の被水などによって腐食環境になる可能性が高い。上記のことから、Type3 タンクの耐久性能の評価は、実車で腐食環境を考慮しつつおこなう必要がある。

次に法規および規格における高圧水素タンクの耐食性評価法の課題について述べる。1990 年代後半に、A6351-T6 アルミ合金製のスキューバ用ボンベ（Type1）の破裂事故が数件生じた^{(1)・(2)}。この破裂は、国内においては応力腐食割れ（Stress Corrosion Cracking: SCC）が原因と解釈されており、海外においては長期負荷割れ（Sustained-Load Cracking: SLC）が原因とされている。このような事故を防ぐため、耐力が 250 MPa を超える過剰 Si 型 6000 系アルミ合金の使用を禁止している高圧容器規格が存在する⁽³⁾。また、ISO7866 Annex B には、高圧タンクの内圧が使用環境で長期間負荷されたままの状態でも、き裂の進展による破損にいたることがないよう確認するための SLC 試験が規定されている。しかし、7000 系アルミ合金では SLC 特性が試験環境（環境中の水分）に依存するという報告^{(4)・(5)}を踏まえると、湿度を規定しない大気中での評価である SLC 試験は、車両用高圧タンクに対して適切な評価方法とはいえない。また、SLC 試験を含め ISO7866 Annex A に規定される粒界腐食試験と SCC 試験は、塩水環境でのアルミ合金製タンクの腐食の発生および割れの成長を評価する試験であるが、材料に対する合否判定型の試験である。そのため、ISO7866 に規定された評価試験では腐食環境の厳しさや寿命設計上の対応に対する判定ができない課題があり、腐食環境と寿命設計を考慮したアルミ合金用の応力腐食割れ評価法が必要である。

そこで、外部環境にさらされ、SCC および SLC による損傷が想定される Type3 タンク口金部を適切に評価できる寿命設計手法を構築した。さらに、その手法の有効性を実証するためにおこなった試験の結果について説明する。また、Type3 タンクの軽量化と低コスト化とを将来実現するための検討プロセスとして、Type3 タンクのライナ用として NEDO 事業⁽⁶⁾でも検討されている高強度アルミ合金 A6066 による解析例を示す。

2. 高圧水素タンクの関連規格と設計の考え方

2.1. 関連規格と評価方法

ここで、高圧水素タンクの技術基準についてまとめておく。まず国内では最高充填圧力が 70 MPa まで対応した圧縮水素自動車燃料装置用容器の技術基準（KHK S0128）⁽⁷⁾

が 2013 年に発効した。この規定によると、使用可能な金属は高圧水素ガス中の疲労強度⁽⁸⁾が確認されたアルミ合金 A6061-T6 およびステンレス鋼 SUS316L に限定されている。一方、海外では燃料電池電気自動車用の世界技術規則（Global Technical Regulation: GTR）⁽⁹⁾が検討されている。GTR の策定は二つのフェーズに分かれており、Phase 1 では、タンクの基本的評価方法などが審議され、まとめられた。参加各国の合意に時間を要する材料評価に関する詳細部分は、Phase 2 で継続審議されることになっている。GTR の内容は、合意されればそれに国内基準を合わせる事が想定されているので、重要である。GTR の評価基準に適合するタンクは、材質上および構造上の制約が緩和される（国内基準で指定されている A6061-T6 または SUS316L 以外の材料を使用できる）可能性がある。

前述のように金属材料の水素適合性の評価方法は、GTR の Phase 1 では合意にいたらず、Phase 2 で議論されることになっている。さらに、自動車用部品として金属材料の健全性を確保するには、塩水環境に対する腐食疲労強度および応力腐食割れ特性も的確に評価しておくことが重要である。

現在、高圧タンク用のアルミ合金の腐食に対する材料適合性判定は、ISO 7866 Annex A and B⁽¹⁰⁾などによっておこなわれている。Annex A には、粒界腐食深さで環境感受性を判定する粒界腐食試験と、塩水の乾湿サイクルによって応力腐食割れを評価する SCC 試験が規定されている。これらは、塩水環境におけるアルミ合金製タンクの腐食の発生および割れの成長を評価する試験と考えられる。また、Annex B には、前章で述べた SLC 試験が規定されている。ただし、ISO 7866 は、CFRP で補強されていないアルミ合金製高圧タンク（Type1）を前提とした評価方法である。一方、Type3 タンクでは、アルミ合金ライナの外面が CFRP で覆われているため、応力の発生状態や腐食環境にさらされる場所が Type1 タンクと異なる。そのため、Type3 タンク用のアルミ合金を評価するには、上述した水素適合性の評価方法とともに、複合容器に適した破壊力学的な観点での耐食性評価方法を確立する必要がある。

2.2. 安全設計の考え方

高圧設備や高圧タンクにおける安全設計の考え方に破断前漏洩（Leak Before Burst: LBB）がある^{(11)・(12)}。この考え方は、高圧設備、タンクにおいて不測の事態が発生した場合に内部のガスを先行してリークさせることで、大惨事になる可能性がある破裂を回避するというものである。具体的には、まずタンクの部位ごとに LBB の成立または不成立を判定する。LBB が成立する部位では、負荷応力と寿命との関係を示す S-N 曲線を基に寿命設計をおこなう。一方、LBB が成立しない部位は、き裂進展解析による寿命計算をおこない、LBB が成立する部位よりも十分に長い寿命

になるよう設計する。

Type3 タンクでは通常、アルミライナで発生した疲労き裂が貫通することで、アルミライナが破損する。それでも、ライナの外面はCFRPで覆われているので、破裂には至らずリークとなる。そのため、Type3 タンクの場合、LBBは基本的に成立している。したがって、ライナに発生する応力と寿命との関係(S-N曲線)をもとに有限寿命設計を実施する。一方、CFRPで完全に覆われていない口金部では、LBBが成立しない。例えば、想定していないサイズの欠陥が口金部のねじ底部にあると仮定する。この場合、その欠陥を起点として疲労き裂が進展し、貫通すると、口金部の破損形態は破裂となり、構造的にLBBが成立しない。このような事象を予防するには、ある程度のサイズの初期欠陥が口金部に存在する場合を設計的に想定し、口金部でのき裂進展寿命がその他のLBB成立部位でのリーク発生寿命よりも十分に長くなるよう設計する。これにより、タンク全体としてLBBを成立させる必要がある。

3. 口金部における寿命設計と実験方法

3.1. 寿命設計方法

水素タンクの口金部は、実車走行時の被水などによって腐食環境になり得る。アルミ合金におけるSLCは、ばく露環境の湿度が高いほど、き裂進展抵抗が小さくなることが報告されている^{(4), (5)}。そのため、口金部の寿命設計では、想定される腐食環境相当でのSLCを考慮する必要がある。Fig. 2に口金部シール構造の例を示しているが、シール構造によりねじ部がさらされる環境は異なる。本論文では、Fig. 2(b)に示すように、塩水等の浸入を防ぐ目的でねじの外面側にシールを施した構造の場合を対象として寿命設計をおこなった。Fig. 2(b)の構造ではライナ口金ねじ部に外部から腐食イオンを含んだ水は入ってこないで、さらされる環境は大気環境である。そこで、SLCに対してより厳しい環境である湿潤大気中でSLCが発生する下限界の応力拡大係数(SCC下限界応力拡大係数 K_{ISCC})を測定し、寿命設計に反映した。高圧容器業界では、アルミ合金において長期間の負荷によってき裂が進展する現象はSLCと扱われているが、一般的にはSCCと解釈されている。本論文では、SLCとSCCの詳細なメカニズムの違いは区別せ

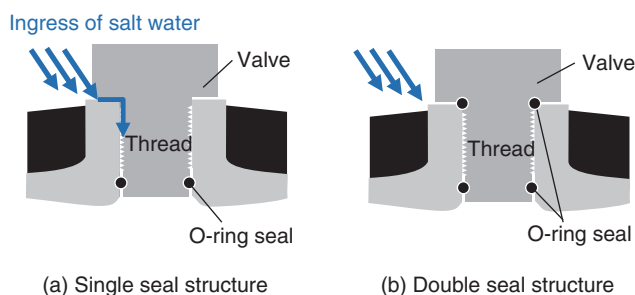


Fig. 2 Schematics of seal structure

ずに、腐食環境中にて静的負荷によってき裂が伸びる事象をSLCと捉え、 K_{ISCC} を用いて評価した。SLCを考慮した、口金部の寿命設計手法(Fig. 3)を、以下に示す。

- (1) 製造時の非破壊欠陥検査で検知可能な限界寸法を想定し、設計上の初期欠陥寸法を設定する。この寸法を初期き裂長とする。
- (2) 湿潤環境におけるSCC下限界応力拡大係数 K_{ISCC} を求める。
- (3) 湿潤環境での疲労き裂進展速度データを取得する。
- (4) 疲労き裂進展解析をおこなう。
- (5) タンクの設計寿命にいたるまでの間は、口金部におけるき裂の応力拡大係数が、 K_{ISCC} に達しないようにする。

3.2. 初期き裂長さ

設計上で想定する初期き裂長さは、口金部ねじ底部での非破壊検査にて検知可能な最小値よりも優位に大きいサイズにする方がより安全側の設計である。今回の疲労き裂進展解析では、深さ2 mmの円周状欠陥とした。これは、目視でも検知可能であり、実際の加工では入りえないサイズの欠陥として想定した。

また、欠陥から疲労き裂が発生するまでには、ある程度の応力負荷の繰り返しが必要である。通常、金属疲労では、疲労寿命の1割程度の回数でき裂が発生し、そのき裂が進展し破損するまでの回数が、寿命の大部分を占める。そこで、設計寿命計算では、欠陥からき裂が発生するまでの回数は無視し、初期欠陥をき裂とみなした。

3.3. き裂進展データの取得方法

口金部におけるき裂進展データを取得するため、き裂進展試験をおこなった。この試験では、A6066 アルミ合金ライナ口金部から採取したCT試験片を用いた。このCT試験片の形状をFig. 4(a)に示す。この形状は、ASTM E647⁽¹³⁾に準拠したものである。また、この試験は、室温(25℃)、相対湿度90%以上の湿潤環境でおこなった。試験初期の応力拡大係数幅は $\Delta K = 6 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ とし、漸減法および漸増法を適用した。き裂長さの測定や応力拡大係数の

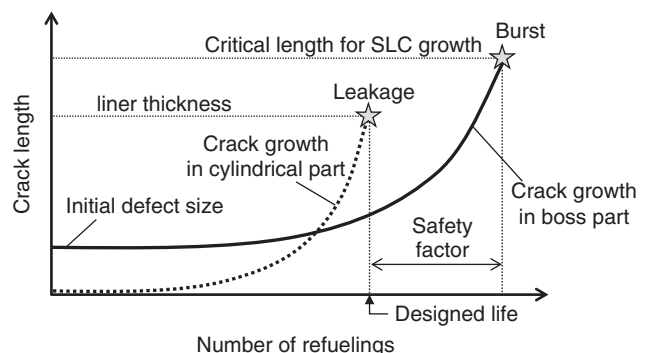


Fig. 3 Schematic of fatigue crack growth life design

計算などの手法は、ASTM E647 に準拠した。なお、応力比 R は 0.1 とし、負荷速度は 5 Hz から 20 Hz とした。

3.4. K_{ISCC} の測定方法

K_{ISCC} を求めるため、A6066 アルミ合金ライナの口金部近傍およびライナ用の A6066-T6 板材から、Fig. 4(b) に示す形状の 3 点曲げ試験片 (ASTM E399⁽¹⁴⁾) に準拠) を採取した。また、あらかじめ導入した疲労き裂 (予き裂) の破面と SLC き裂との破面の違いを見極めるための参照用として、A6066 と同様に過剰 Si 組成であり確実に SLC が発生すると思われる A6351-T6 材からも試験片を切り出した。

ISO7539-6⁽¹⁵⁾ に基づき、予き裂を導入した試験片に荷重をかけ、環境ばく露後のき裂進展の有無を確認する手法で K_{ISCC} を求めた。この荷重は、一定変位を与える方式でかけた。環境ばく露の条件は、温度 25℃、相対湿度 90% 以上、ばく露期間 90 日とした。また、長期負荷によるき裂進展挙動を調べるため、ばく露期間を 10 日と 30 日とに短縮した試験も実施した。環境ばく露後、試験片への荷重を測定した。その後、破面を観察するため疲労試験によってき裂を進展させた。この時、き裂が新たに 1 mm 以上進展するまでの間は、ばく露前に荷重をかけた時の応力拡大係数の 0.6 倍を最大応力拡大係数が越えないようにした。ばく露中に進展したき裂長さは、走査型電子顕微鏡 (SEM) で破面を観察することによって調べた。き裂長さの測定場所は、試験片の厚さ方向において、厚さの 25%、50%、および 75% の位置とした。これら 3 点の値の平均値をき裂長さとした。環境ばく露後に測定した荷重と観察とによって測定したき裂長さに基づき、試験片に荷重をかけた時の応

力拡大係数を再計算した。上記のき裂長さ測定結果をもとに、き裂進展が確認されなかった負荷条件のうち応力拡大係数の最大値を、SLC の下限界応力拡大係数 K_{ISCC} とした。

3.5. き裂長さとの応力拡大係数の関係

口金部ねじ底部におけるき裂の応力拡大係数の計算は、KKH S0220 付属書 IX⁽¹¹⁾ に記載の手法に従っておこなった。この手法を用いると、口金ねじ部の応力解析結果から応力拡大係数を簡単に計算できるためである。

口金部ねじ部における応力解析手法を以下に示す。この応力解析は、FEM の軸対称モデルでおこなった (Fig. 5)。通常、各ねじ接触面は、荷重に伴い相対的に移動するが、この解析では解析を簡易化するため固定した。負荷圧力は、70 MPa 水素タンクの最大圧力である 87.5 MPa とした。

応力拡大係数の計算手法を以下に示す。まず式 (1) の 3 次式でねじ底部からの応力分布 σ を近似する。この値を係数として式 (2) から式 (7) の式で計算する。この計算では、ねじの中で最大応力が発生するねじ部の応力分布を採用した。また、近似する際には、応力分布を 4 区間に分割した。

$$\sigma = A_0 + A_1x + A_2x^2 + A_3x^3 \quad (1)$$

$$K_I = F\sqrt{\pi a} + \sum_{i=1}^3 \Delta K_{I,i} \quad (2)$$

$$F = A_0F_1 + \frac{2aA_1F_2}{\pi} + \frac{a^2A_2F_3}{2} + \frac{4a^3A_3F_4}{3\pi} \quad (3)$$

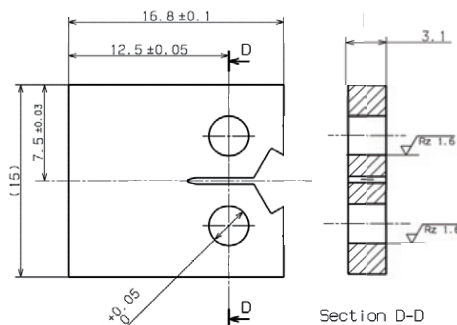
$$F_1 = 1.1259 + 0.2344\left(\frac{a}{t}\right) + 2.2018\left(\frac{a}{t}\right)^2 - 0.2083\left(\frac{a}{t}\right)^3 \quad (4)$$

$$F_2 = 1.0732 + 0.2677\left(\frac{a}{t}\right) + 0.6661\left(\frac{a}{t}\right)^2 + 0.6354\left(\frac{a}{t}\right)^3 \quad (5)$$

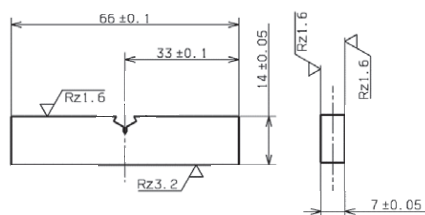
$$F_3 = 1.0528 + 0.1065\left(\frac{a}{t}\right) + 0.4429\left(\frac{a}{t}\right)^2 + 0.6042\left(\frac{a}{t}\right)^3 \quad (6)$$

$$F_4 = 1.0387 - 0.0939\left(\frac{a}{t}\right) + 0.6018\left(\frac{a}{t}\right)^2 + 0.3750\left(\frac{a}{t}\right)^3 \quad (7)$$

ここで、 x はねじ底部からの半径方向距離である。 A_0, A_1, A_2, A_3 は定数である。 $\Delta K_{I,i}$ は、分割した区間の境界における前の区間の応力拡大係数と後の区間の応力拡大係数との



(a) CT specimen for crack growth test



(b) 3-point bend specimen for measuring K_{ISCC}

Fig. 4 Size and shape of specimens

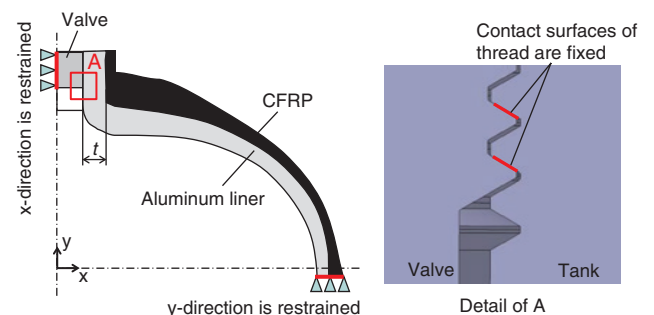


Fig. 5 Simulation model for stress analysis for calculating stress intensity factor

差である。 a はねじ底部からのき裂長さであり、 t はライナ口金部の厚さである。

3.6. 設計確認試験の方法

口金部における寿命設計の妥当性を評価するため、A6066 アルミ合金ライナ Type3 タンクを用いて試験をおこなった。き裂進展解析で用いた 2 mm の初期欠陥は、口金部のねじ底部のうち最大応力が発生する位置に、放電加工による円周切欠きを導入した (Fig. 6)。このタンクを用いて、リークが発生するまで 87.5 MPa の液压サイクル試験を実施した。その後、切欠き底からのき裂発生の有無を確認することで、寿命計算との相関性を調べた。

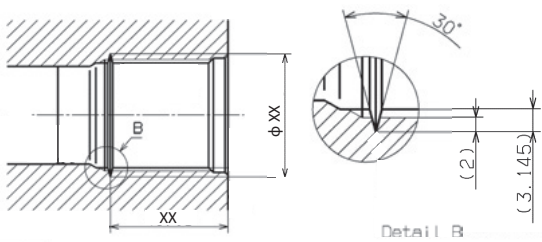


Fig. 6 Configuration of artificial notch machined into thread

4. き裂進展解析結果および試験結果

4.1. 湿潤環境での疲労き裂進展試験

A6066 アルミ合金ライナの口金部から切り出した試験片の、湿潤環境におけるき裂進展試験結果を Fig. 7 に示す。これをもとに、き裂進展解析に用いるき裂進展速度 da/dN の近似曲線を以下のとおり設定した。ここで、 N は応力の繰返し回数である。

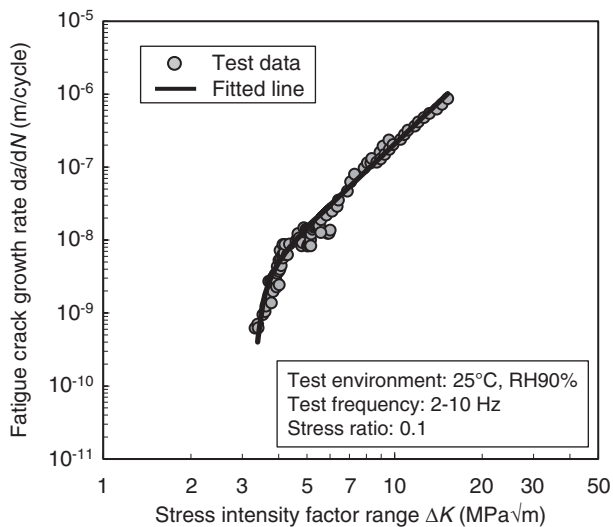


Fig. 7 Fatigue crack growth rate of specimen cut from A6066 aluminum alloy Type 3 tank liner boss

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta K) \quad (8)$$

(i) $3.4 \leq \Delta K \leq 5.0$ のとき

$$f(\Delta K) = 1.088 \times 10^{-9} \Delta K^2 - 6.724 \times 10^{-10} \Delta K - 1.020 \times 10^{-8} \quad (9)$$

(ii) $5.0 < \Delta K$ のとき

$$f(\Delta K) = 3.433 \times 10^{-11} \Delta K^{3.781} \quad (10)$$

4.2. K_{ISCC} 試験

A6351 の試験において SLC によるき裂が確実に進展した破面を観察したところ、ディンプルが形成された粒界割れが生じている領域が存在した (Fig. 8)。この特徴を参考に破面を観察し、き裂長さを測定した。

K_{ISCC} 試験の結果を Fig. 9 に示す。Fig. 9(a) は、初期負荷応力拡大係数 K_{IAPP} を ISO7866 SLC 試験の規定値としたときの、き裂長さとはく露時間との関係を示している。A6351 では、負荷時間の増加に伴いき裂長さも増加した。一方、A6066 では、き裂が伸びることはほとんどなかった。また、Fig. 9(b) は、 K_{IAPP} を変えた場合に、90 日ばく露した後のき裂進展量を示している。この図から、各材料で SLC が生じない応力拡大係数が存在することがわかる。また、A6066 は、A6351 と同様に過剰 Si 型ではあるが、SLC に対する耐性が A6351 に勝ることがわかる。

Fig. 9(b) より、SLC が生じなかった応力拡大係数の中で最大の応力拡大係数である $18.7 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ を A6066 の K_{ISCC} とした。

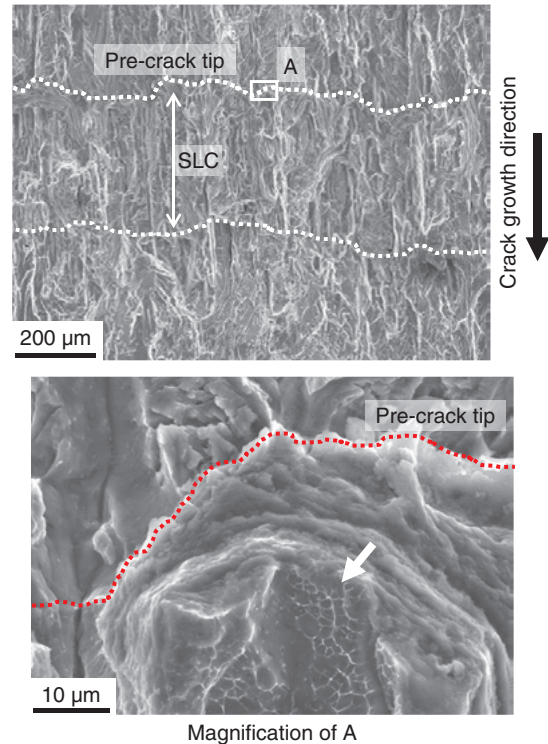
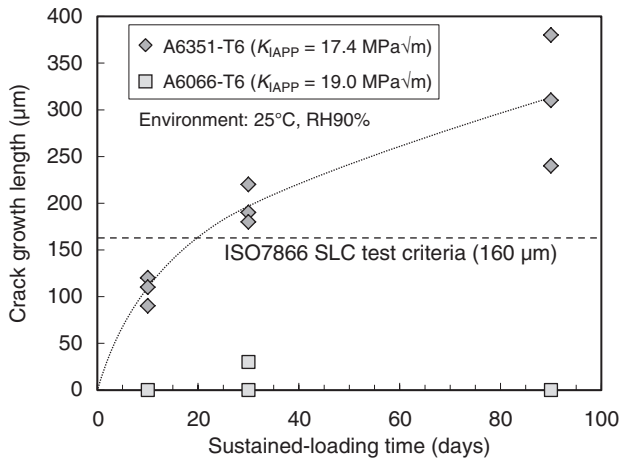


Fig. 8 SEM observation of A6351-T6 fracture surface caused by SLC ($K_{IAPP} = 17.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$)

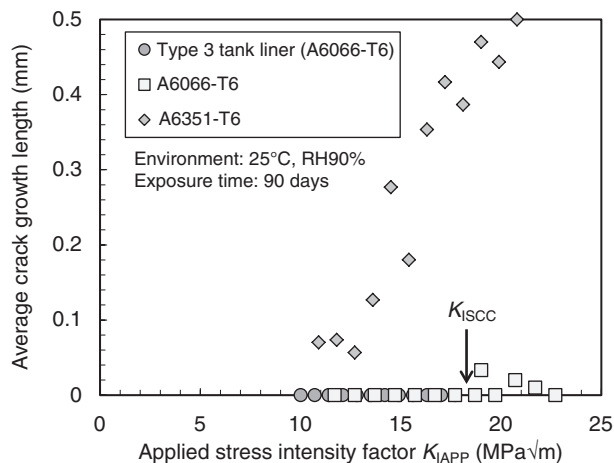
4.3. 応力拡大係数幅とき裂進展寿命の計算

ライナ口金ねじ部の応力解析結果から求めた応力拡大係数とき裂長さとの関係を Fig. 10 に示す。

この関係をもとに、式 (11) に示すとおり、式 (8) をき裂長さで積分することによってき裂進展寿命を計算した。また、応力拡大係数幅 ΔK は式 (12) で求めた。これは、圧力



(a) Relationship between crack growth and sustained-loading time at K_{IAPP}



(b) Relationship between average crack growth length by SLC and applied stress intensity factor

Fig. 9 Results of K_{ISCC} test

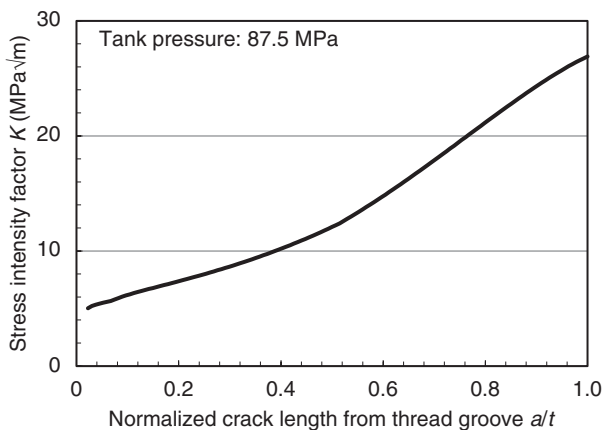


Fig. 10 Relationship between stress intensity factor and crack length from thread root

(ゲージ圧)が最大値 (87.5 MPa) から最小値 (0 MPa) まで水素タンクを毎回使用することを前提としたものである。

$$N = \int_{a_0}^{a_{cr}} \frac{1}{f(\Delta K)} da \quad (11)$$

$$\Delta K = K_{p=8.75 \text{ MPa}} - K_{p=0 \text{ MPa}} \quad (12)$$

ここで、 a_0 は初期き裂長さ (設計上想定する初期欠陥サイズ)、 a_{cr} は K_{ISCC} となるき裂長さである。Fig. 11 にき裂進展解析結果を示す。初期き裂 2 mm から、 $K = K_{ISCC}$ (18.7 MPa√m) となるき裂長さ ($a_{cr} = 9.7 \text{ mm}$) までのき裂進展寿命は 44,500 回である。これは、法規で定められている、高圧水素タンクの寿命の中で最も長い 15,000 回⁽¹⁶⁾ に対して十分長い。以上の結果から、本 Type3 タンクでは、規定の寿命に達するまでの間に SLC が生じることはないことを確認した。

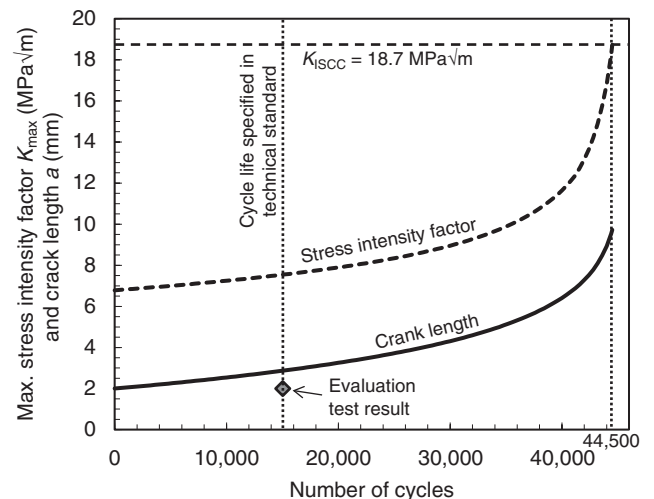


Fig. 11 Result of fatigue crack growth analysis

5. 考察

5.1. き裂進展解析結果に対する考察

口金部における寿命設計の妥当性を評価するため、ねじ部に加工による切欠きを導入した A6066 アルミ合金 Type3 タンクを用いて液圧サイクル試験をおこなった。その結果、規格基準で定められている最も長い回数である 15,000 回以上で、タンクのシリンダ部にてリークが生じたのを確認した。き裂進展解析によると、15,000 回のときは、口金ねじ部に導入した初期き裂長さ 2 mm の切欠きが最大 2.9 mm まで進展すると予測された。

この解析結果と実験結果とを比較するため、試験終了後に口金部を切断し、その断面を観察した。この断面の写真を Fig. 12 に示す。この観察により、切欠き先端から約 60 μm のき裂が存在することと、このき裂の長さは切欠きを含め 2.06 mm であることがわかった。つまり、き裂進展解

析に基づいた予測は安全側であると判明した。この原因として、以下の2点が考えられる。

- (1) 本き裂進展解析では、導入した切欠きをき裂と仮定したうえで計算したので、切欠きからき裂が発生するまでの回数が考慮されていない。
- (2) き裂長さに対する応力拡大係数の計算値が安全側である。

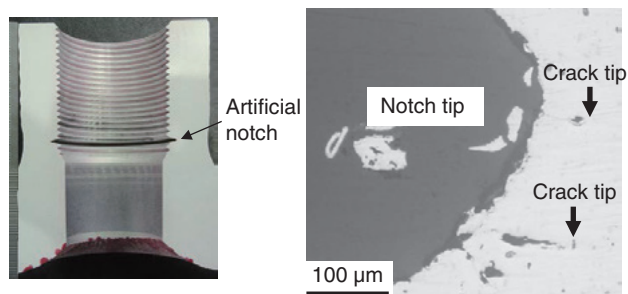
今回の試験においては、発生していたき裂長さが $60\ \mu\text{m}$ 程度とわずかなので、(1)が主な原因と考えられる。一方、(2)に関しても、どの程度安全側に予測されているかを把握することは寿命保証の議論において重要なので、次に記す試験によって検証した。

まず、導入する切欠きは、先端形状と幅を変えずに、深さを $2\ \text{mm}$ よりも深めた。ここからき裂が確実に進展するようにするためである。次に、この切欠き加工を施したタンクを用いて前述と同様のサイクル試験をおこない、切欠きからき裂を発生させた。その後、口金部を切断し、き裂が進展した破面を観察することで、疲労ストライエーションからき裂進展速度を調べた。

Fig. 13 に示すように、切欠きからき裂が進展していることがわかる。また、その破面を観察すると、疲労ストライエーションが観察できた。このストライエーションの間隔は、1回の荷重によってき裂が進展した量に対応することが知られている。そこで、ストライエーション間隔から得られたき裂進展速度と、解析で得られたき裂進展速度とを比較した。き裂長さとき裂進展速度との関係を Fig. 14 に示す。この図を見ると、ストライエーションから得られたき裂進展速度は、解析で得られた速度の約 $1/3$ から $1/2$ である。この図のほか、Fig. 7 と Fig. 10 から、解析で得られたき裂長さに対する応力拡大係数が約2割から3割程度過大であり、安全側に計算されていることがわかる。したがって、応力拡大係数の算出に今回用いた簡易的手法を含め、本論文で示した寿命計算手法の妥当性が確認できた。

5.2. 車両搭載を考慮した評価試験方法

タンク口金部における損傷は、口金ねじ部などから発生したき裂が進展し、貫通することによって生じる。前述の



(a) Overview of boss area (b) Magnification of vicinity of notch tip

Fig. 12 Cross-sectional view of boss after cycle test

ISO 7866 Annex A and Bにしたがうと、き裂発生は粒界腐食性試験と平滑試験片での SCC 試験とによって、き裂進展は SLC 試験によって評価することになる。しかし、いずれもタンクの損傷メカニズムに基づいていないので、適切な評価方法とはいえない。そこで、損傷メカニズムに基づく評価法を示す。

タンクを搭載する場所にもよるが、水素タンクの口金部は、実車走行時の被水などによって腐食環境になる可能性が高い。ここで、以前に我々が実施した、数種のアリミ合金の腐食環境におけるき裂進展特性調査の報告内容^{(17), (18)}に触れる。Fig. 15(a) に示す A6061-T6 の結果のとおり、 0.1% 程度のわずかな濃度の塩水によって疲労き裂進展速度は上昇する。また、Fig. 15(b) は、各試験環境でのき裂進展速度が $10^{-8}\ \text{m/cycle}$ になるときの応力拡大係数を示して

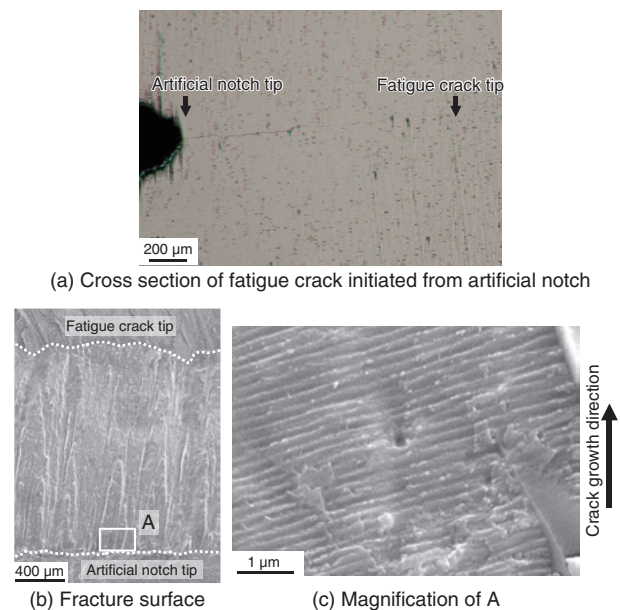


Fig. 13 SEM observation of striations

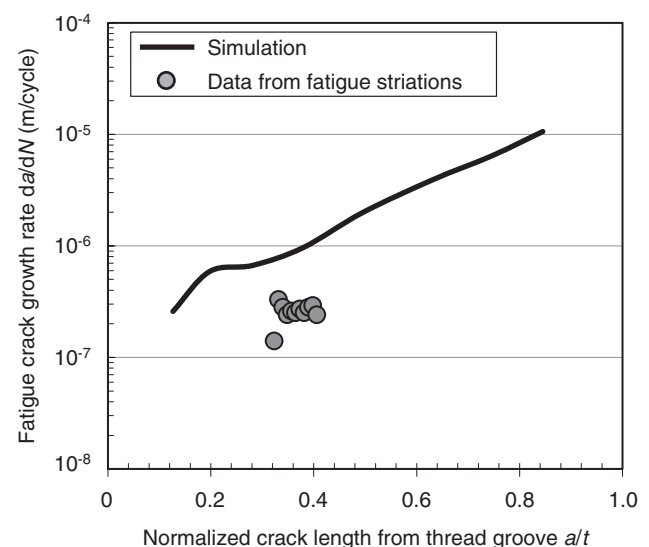
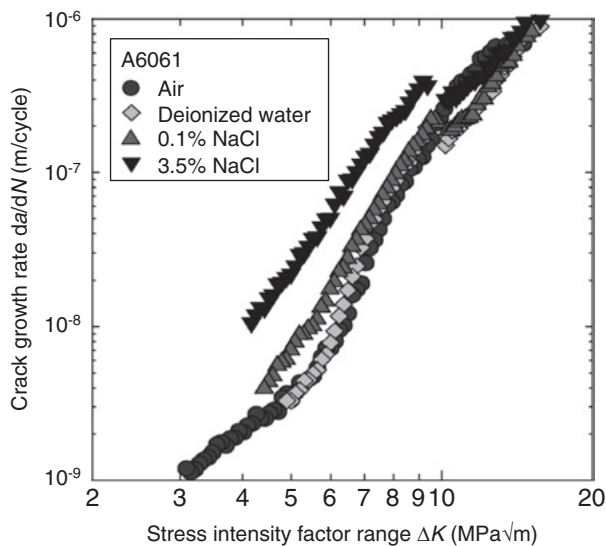
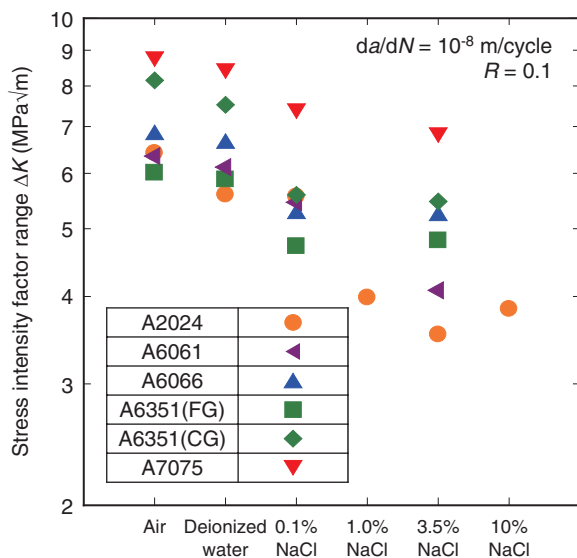


Fig. 14 Comparison between simulation and data obtained by fracture surface observation

いる。この図では、応力拡大係数が大きいほど、き裂進展に対する抵抗が大きいことを表している。試験をおこなった全てのアルミ合金でも、A6061-T6と同様に、0.1%程度のわずかな塩水環境でき裂が進展しやすくなる。また、6000系アルミ合金では、0.1%と3.5%の塩水環境における疲労き裂進展抵抗は同程度である。Fig. 2(a)に示した軸シール構造の場合は、外部から塩水等がねじ部に浸入する可能性がある。上記のように、ねじ部に浸入した塩水によりき裂進展が加速されるので、実車走行時に想定される塩水環境においてき裂進展速度データや K_{ISCC} を測定することが望ましい。また、Fig. 2(b)のシール構造のように、ねじの外面側にシールを施した構造の場合は、塩水の浸入を防ぐことが可能である。しかし、タンクの使用温度範囲が



(a) Fatigue crack growth rate of A6061-T6 under corrosive environments



(b) Fatigue crack growth resistance under various environments of various aluminum alloys

Fig. 15 Corrosion fatigue crack growth characteristics

-40° から 85℃であることを考慮すると、シールで密閉された空間内に結露の発生が予測される。そのため、本論文で示した解析のように、湿潤環境にてき裂進展速度データや K_{ISCC} を測定する方が適切と考えられる。

一方、GTRによるタンク性能評価法は、設計用の材料データを評価するものではなくタンクそのものによる手法を中心に構成されている。そこで、これに基づく評価法の手順を以下に示す。

- (1) 製造時の非破壊欠陥検査で検知可能な限界寸法を想定し、設計上の初期欠陥寸法を設定する。
- (2) 口金部のねじ底部のうち最大応力が発生する位置に、前述の欠陥寸法(深さ)の円周切欠きを導入する。
- (3) 口金部に塩水を噴霧しながら、タンクの保証寿命を超えるまでタンクの液圧サイクル試験を実施する。
- (4) SLCに対する評価のため、負荷として内圧を長時間(例:1000時間)かける。

上記の方法の模式図をFig. 16に示す。タンクの損傷が口金部で生じなければ、口金部の寿命はタンクの設計寿命に対し十分に長いということになる。上記の手順で塩水を噴霧するのは、以下の3点のことから、想定される供用期間内における最も過酷な条件下でも損傷しないことが確認されなければならないと考えられるからである。

- (1) 塩水によってアルミ合金のき裂進展速度が加速する。
- (2) アルミ合金製一般継ぎ目なし容器の場合、外面と内面は所定期間ごとに検査される。この時にき裂が見つかったタンクは使用できない⁽¹⁹⁾。
- (3) 燃料電池電気自動車用酸素タンクの場合、外面は定期的に検査されるものの、内面は検査を免除されている⁽²⁰⁾。そのため、内面に存在するき裂は検知できない。

なお、Type4タンクの金属ボス部の構造はType3タンクのそれと同様であるため、Type4タンクに対しても本論文で示したような評価が必要である。

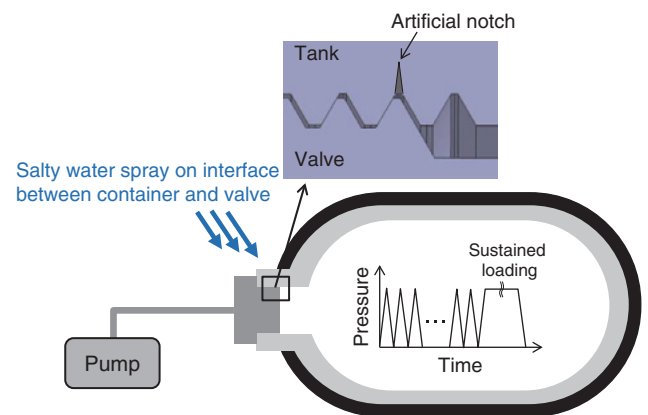


Fig. 16 Schematic of performance-based test for evaluating integrity of boss part against corrosive environments expected in vehicles

6. まとめ

Type3 高圧水素タンクについて、その口金部の損傷メカニズムに基づいた適切な設計法と評価法を構築し、その有効性を実証するための試験をおこなった。得られた主な結果は、以下のとおりである。

- (1) 湿潤環境中 SLC を考慮した口金部における寿命設計方法を示した。また、この手法で求められる寿命の妥当性を確認した。
- (2) 燃料電池電気自動車用水素タンクがさらされる環境とアルミ合金の腐食環境での疲労特性を考慮したうえで、規格への反映が可能な、タンクの性能評価法を示した。

参考文献

- (1) 高圧ガス保安協会：スキューバ用アルミニウム合金製容器の調査報告書 (2001)
- (2) U.S. Department of Transportation Pipeline and Hazardous Materials Safety Administration: Technical Report Metallurgical Evaluation of DOT-E-6498-2216 Cylinder(1997)
- (3) American National Standard for Basic Requirements for Compressed Natural Gas Vehicle Fuel Containers (NGV2), ANSI/CSA(2000)
- (4) Suresh, S.: Crack Deflection: Implications for the Growth of Long and Short Fatigue Cracks, Metallurgical and Materials Transactions A, Vol. 14, Issue 11, p. 2375-2385(1983)
- (5) Speidel, M. O.: Stress corrosion cracking of aluminum alloys, Metallurgical and Materials Transactions A, Vol. 6, Issue 4, p. 631-651(1975)
- (6) (独) 新エネルギー・産業技術総合開発機構：平成 17 年度～平成 21 年度成果報告書 水素社会構築共通基盤整備事業 水素インフラ等に係わる規制再点検及び標準化のための研究開発 水素用アルミ材料の基礎研究 (2010)
- (7) 高圧ガス保安協会 KHK S0128:2013, 70MPa 圧縮水素自動車燃料装置用容器の技術基準
- (8) Murakami, Y., Matsuoka, S.: Effect of Hydrogen on Fatigue Crack Growth of Metals, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 77, No. 11, p. 1926-1940(2010)
- (9) ECE/TRANS/WP.29/GRSP/2012/23: 2012, Revised Draft Global Technical Regulation (gtr) on Hydrogen and Fuel Cell Vehicles
- (10) ISO7866: Gas Cylinders - Refillable Seamless Aluminum Alloy Gas Cylinders - Design, Construction and Testing
- (11) 高圧ガス保安協会 KHK S0220:2009, 超高圧ガス設備に関する基準
- (12) ASME Boiler and Pressure Vessel Code Section VIII Division 3: Alternative Rules for Construction of High Pressure Vessels, American Society of Mechanical Engineers
- (13) ASTM E647: Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates
- (14) ASTM E399: Standards Test Method for Linear-Elastic Plane-Strain Fracture Toughness KIC of Metallic Materials
- (15) ISO7539-6: Corrosion of Metals and Alloys -Stress Corrosion Testing - PART 6: Preparation and Use of Pre-cracked Specimens
- (16) REGULATION (EC) No 79/2009 OF THE EUROPEAN PARLIAMENT AND OF THE COUNCIL of 14 January 2009: Type-approval of Hydrogen-powered Motor Vehicles, and Amending Directive 2007/46/EC
- (17) 杉山裕貴, 小川武史, 金崎俊彦, 林登: 水素容器用アルミニウム合金の塩水中の腐食疲労き裂進展特性, 第 31 回疲労シンポジウム講演論文集, 日本材料学会, p.46-50(2013)
- (18) Ogawa, T., Sugiyama, Y., Kanazaki, T., Hayashi, N.: Characteristics of Corrosion Fatigue Crack Growth in Salt Water of Aluminum Alloys for Hydrogen Gas Containers, Proceedings of the ASME 2013 Pressure Vessels and Piping Conference (PVP2013), PVP2013-97259(2013)
- (19) 高圧ガス保安協会 KHK S0152 付属書 1, p. 27:2012, アルミニウム合金製一般継ぎ目なし容器再検査基準
- (20) 高圧ガス保安協会: 容器保安規則に基づき表示等の細目, 容器再検査の方法等を定める告示第 20 条, 高圧ガス保安法規集, 第 11 次改訂版 (2012)

■著 者■



金崎 俊彦



間野 寛文



宮川 一夫



林 登



小川 武史