

ガスケットの粘弾塑性特性と ボルト締結体の軸力緩和予測



神戸大学大学院 自然科学研究科
名護 典寛

神戸大学大学院 海事科学研究科
高木 知弘

日本バルカー工業株式会社
基幹産業開発部 佐藤 広嗣

To establish a lifetime prediction method of gasket, it is essential to grasp its visco-elastic-plastic properties and to construct a model which can predict a bolt load time variation for bolted gasketed joints due to creep and stress relaxation of gasket. In this paper, first, a strain-time equation of gasket under arbitrary multi-step unloading is established by conducting the compression and creep tests. The tests are performed for two types joint sheet gaskets, or non-asbestos and asbestos gasket. Next, the bolt load relaxations in a simple bolted joint are calculated by utilizing the established strain-time equation, and it is confirmed that the calculated results agree well with the experimental ones performed under some gasket contact stresses. In addition, the bolt load variations with time for a pipe flange connection are simulated by finite element method. As a result, it is concluded that a good agreements between numerical and experimental results are obtained by using the strain-time equation without delayed elasticity strain which occurs in a moment. Furthermore, a method which predicts a long time viscous property of gasket from short time creep test is investigated.

Keyword : Gasket, Bolted Joint, Visco-Elastic-Plastic Property, Bolt Load Relaxation, FEM

1. 緒言

石綿系ガスケットの廃止に伴い、非石綿系ガスケットへの使用変更が急務となっている¹⁾。しかしながら、石綿ガスケットと同等の性能を持つガスケットは未だ開発されておらず、使用環境に応じて使い分けなければならないのが現状である。ガスケットに求められる最も重要な機能は内部流体の密封性能であり、ガスケットのシール特性を評価する研究はこれまで数多く行われている^{2) 3) 4)}。しかしながら、ガスケットの寿命を評価する研究はあまり行われていないようである。石綿系ガスケットはこれまで長い期間使用され、その使用寿命は経

験的に知られている。

これに対して、使用実績の少ない非石綿系ガスケットや今後新しく開発されるガスケットは、どの程度の期間使用できるのか未知であり、これを実験的に評価するには膨大な時間が必要となる。そのため、ガスケット使用寿命を短時間で予測可能にする手法の構築が急務となっている。

ガスケットの寿命評価のためには、ガスケットの粘性特性を明らかにすることが必要であると考え、Bouzid^{5) 6)}、小林⁷⁾らは、ガスケット単体に一定応力を負荷した時のクリープ挙動をVoigtモデルにより評価し、予測されるガスケット変位量と締結体の剛性によりボルト軸力の時間変化を予測してい

る。しかしながら、実際の締結体ではクリープと応力緩和が同時に生じるため、ガスケットに負荷される応力は時間と共に変化するが、これらについては考慮されていない。

前報⁸⁾では、クリープが生じやすいとされる PTFE (polytetrafluoroethylene) ガスケットを対象に粘性特性と応力-ひずみ関係の非線形性を考慮したボルト締結体の時間経過に伴う軸力変化予測モデルを作成し、実験値と比較することでその妥当性を確認した。本研究では前報で提案した手法を非石綿ジョイントシートガスケットに適用しその有効性を検討する。対象とする非石綿ガスケットはアラミド繊維を用いたものであり、石綿系ガスケットの代替製品として広く使用されている。また、従来の石綿系ガスケットとの比較を行うため石綿ジョイントシートガスケットについても同じ評価を行う。さらに、短時間の試験から長時間の特性を予測する手法を提案し、その妥当性を検討する。

2. ガスケット試験

ガスケットを用いたボルト締結体では、ガスケットのクリープと応力緩和が同時に生じることにより、ボルト軸力が時間の経過とともに連続的に低下する。前報⁸⁾と同様に本研究では、この連続的な現象を微小な時間間隔に離散化し、各時間間隔内ではガスケット応力が一定のクリープ状態を仮定するモデル化を行う。このため、ガスケットの基本試験を行い、ガスケットが初期圧縮荷重を受けた後、段階的に徐荷される際のひずみ-時間関係式を導出し、ガスケットの粘弾塑性挙動をモデル化する。

多くのガスケット材は粘弾塑性材料であり、そのクリープ回復曲線は図1のように表わされる。なお、本研究では応力とひずみは圧縮成分を正として示している。ある圧縮応力 σ_1 を負荷すると、ひずみ ϵ_1 が瞬時に生じ、時間と共にひずみ ϵ_1^t が増加する。時間 $t = t_r$ において、 σ_1 から σ_2 ($\sigma_1 > \sigma_2$)へ除荷を行うと瞬時にひずみ $d\epsilon_2^t$ が回復し、再び時間と共にひずみ ϵ_2^t が増加していく。ここで、 ϵ_1^t 、 $d\epsilon_2^t$ を決定するために圧縮試験、 ϵ_1^t を決定するためにクリープ試験を行う。前報では ϵ_2^t を決定するためにクリープ回復試験を行ったが、今回対象とするガスケットは除荷が生じた後の粘性特性の変化が少ないため ϵ_2^t を予測するモデルを提案し、その妥当性を実験により確認する。

図2は試験に使用した実験装置の模式図を示している。ガスケットの圧縮荷重は油圧ポンプ (RIKEN MP-4C) と油圧シリンダ (RIKEN D5-100) を用いて作用させ、荷重調整はバルブを開閉することで手動により行っている。ガスケット

圧縮変位は、ガスケットの周囲に配置した4つの変位計 (KYOWA DTH-A-10) により計測している。ガスケットの接触する圧縮ジグ表面の中心線平均粗さは $1.95 \mu\text{m}$ であり、実際の使用環境を想定して潤滑材等を塗布しない乾燥接触状態としている。非石綿ガスケット (日本バルカー工業 (株) 製 No.6500) と石綿ガスケット (日本バルカー工業 (株) 製 No.1500) を対象とし、いずれも内径 22 mm, 外径 58 mm, 厚さ 3 mm とする。

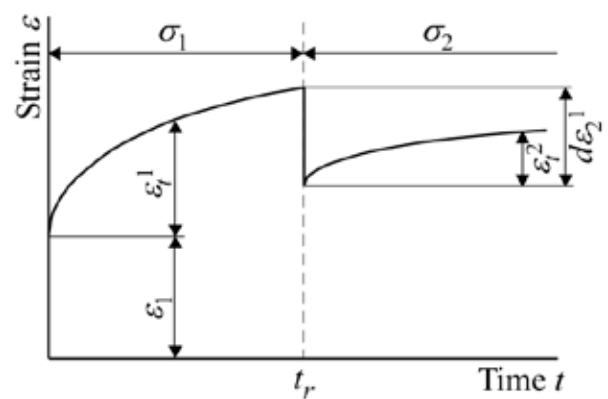


図1 Schematic creep and recovery curves

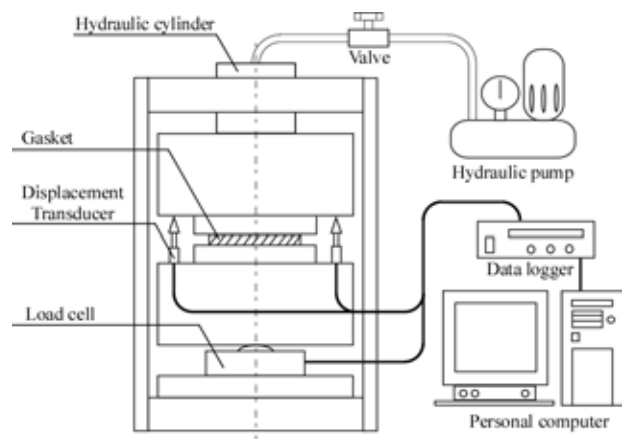
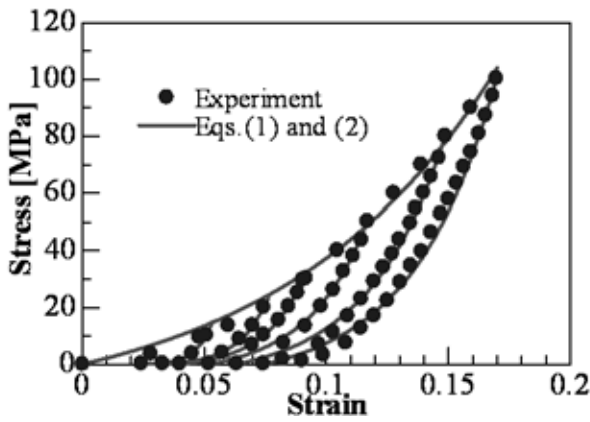


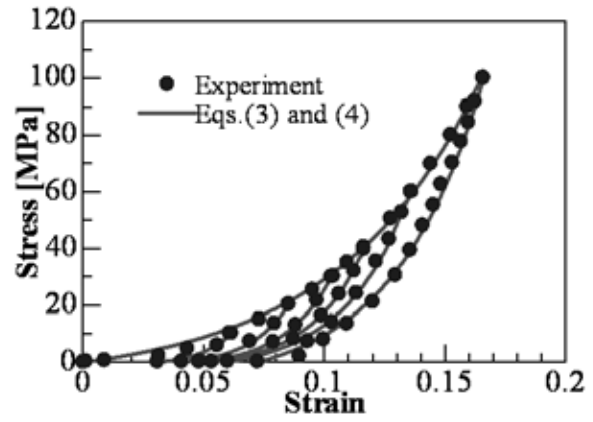
図2 Gasket compression test equipment

2-1 圧縮試験

ガスケットの応力-ひずみ関係を得るため圧縮試験を行う。ガスケットを圧縮試験装置のジグ中央に設置し、接触応力を 0 MPa から 100 MPa まで、10 MPa ずつ増加させ負荷と除荷を繰り返す。図3にそれぞれのガスケットにおける試験結果と以下の式による同定結果を示している。なお、式中の応力の単位は MPa である。



(a) Non-asbestos gasket



(b) Asbestos gasket

図3 Stress-strain relationships

非石綿ガスケット

$$\text{負荷時: } \sigma = 17.74 \{ \exp(11.32\varepsilon) - 1 \} \quad (1)$$

$$\text{除荷時: } \sigma = a \exp(\beta\varepsilon) + \gamma \quad (2)$$

$$a = \frac{\sigma_1}{\exp(\beta\varepsilon_1) - \exp(\beta\varepsilon_r)}$$

$$\beta = 717.61 \exp(-33.56\varepsilon_1) + 26.73,$$

$$\gamma = a \exp(\beta\varepsilon_r), \quad \varepsilon_r = 0.44\varepsilon_1$$

石綿ガスケット

$$\text{負荷時: } \sigma = 6.65 \{ \exp(16.82\varepsilon) - 1 \} \quad (3)$$

$$\text{除荷時: } \sigma = a \exp(\beta\varepsilon) + \gamma \quad (4)$$

$$a = \frac{\sigma_1}{\exp(\beta\varepsilon_1) - \exp(\beta\varepsilon_r)}$$

$$\beta = 139.08 \exp(-8.68\varepsilon_1) + 5.73,$$

$$\gamma = a \exp(\beta\varepsilon_r), \quad \varepsilon_r = 0.45\varepsilon_1$$

式中 ε_1 , σ_1 はそれぞれ除荷が開始した時点での負荷曲線上のひずみ, 応力である。 ε_r は負荷曲線上の点 $(\varepsilon_1, \sigma_1)$ から完全に除荷した時の残留ひずみである。図3よりいずれのガスケットにおいても試験結果をよく再現できていることがわかる。

2-2 クリープ試験

ガスケットの時間経過に伴うひずみ ε_t^1 の増加を決定するためにクリープ試験を行う。一定の圧縮応力 σ_1 を負荷した状態で一定時間放置し, ひずみの変化を計測する。圧縮応力 σ_1 は 20, 30, 40, 50, 60, 70MPa と設定する。試験時間

は 10 時間としている。図4にクリープ試験の結果を実線で示している。横軸は時間, 縦軸は圧縮応力 σ_1 を負荷した後のひずみ ε_t^1 の時間変化である。いずれのガスケットにおいても, ひずみは応力 σ_1 を与えた直後に大きく増加し, 時間の経過とともに増加量は減少し緩やかな曲線になることがわかる。ひずみの増加量は σ_1 の値が大きいくほど大きくなっている。2つのガスケットを比較すると, 非石綿ガスケットに比べ, 石綿ガスケットは σ_1 の増加によるひずみ量の変化が小さいことがわかる。また, 応力負荷直後に増加するひずみが大きいことも確認できる。

ひずみ ε_t^1 の増加は圧縮荷重を負荷した直後と一定時間経過後とで変化の傾向が異なるため, 前報と同様に図5に示す弾性ばね要素とダッシュポットを組み合わせた5要素Voigtモデルを用いて ε_t^1 を表現する。この場合 ε_t^1 は, 応力 σ_1 を負荷した直後に比較的短時間で生じる遅延弾性ひずみ ε_{d1} , 比較的緩やかに生じる遅延弾性ひずみ ε_{d2} , 時間の経過に伴い単調に増加するクリープひずみ ε_c の和として表される。時間を t とすると, 時間経過に伴うひずみ ε_t^1 は次の式で得られる。

$$\varepsilon_t^1 = \frac{\sigma_1}{R_1} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{R_1 t}{\eta_1}\right) \right\} + \frac{\sigma_1}{R_2} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{R_2 t}{\eta_2}\right) \right\} + \frac{R_3 t}{\eta_3} \quad (5)$$

ここで, 右辺第1項は ε_{d1} , 第2項は ε_{d2} , 第3項は ε_c を表す。式中の $R_1, R_2, \eta_1, \eta_2, \eta_3$ はガスケットの粘性特性を表現する粘性係数であり, 実験結果を最小二乗近似することで得られる。図4に近似結果を破線で示している。実験結果と計算結果は非常によく一致しているため, 図中では完全に重

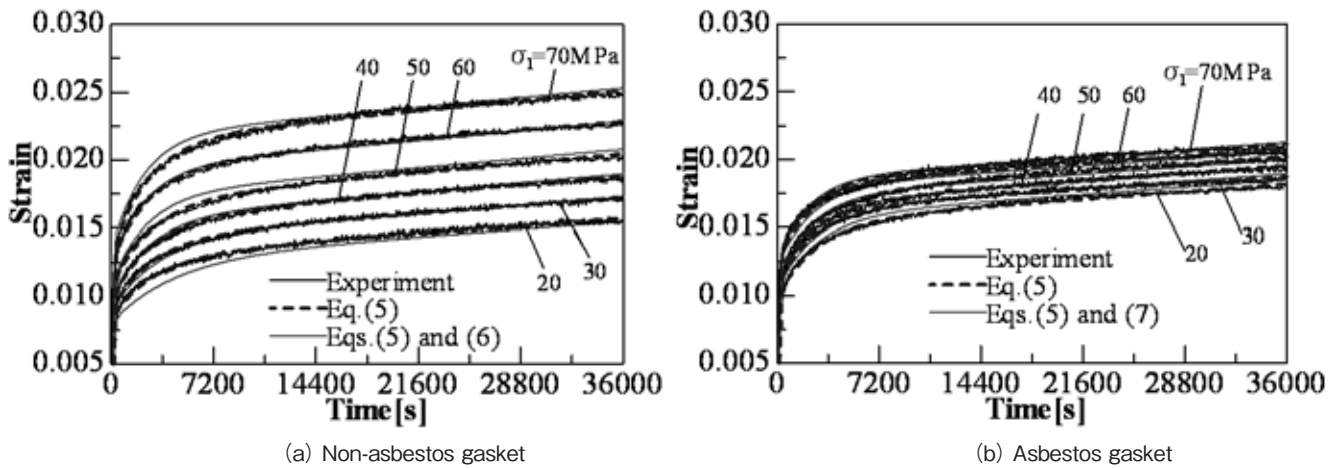


図4 Creep curves for compression stress

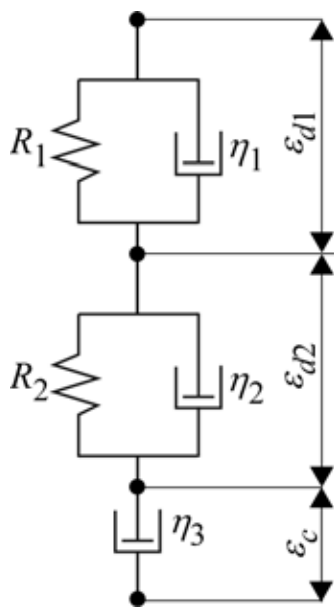


図5 Five elements Voigt model

なっており、式 (5) はガスケットの粘性特性を精度よく表現できていることが分かる。粘性係数 R_1 、 R_2 、 η_1 、 η_2 、 η_3 を圧縮応力 σ_1 の関数として整理すると、以下に示す関係が得られる。

非石綿ガスケット

$$\begin{aligned} R_1 &= 0.94\sigma_1^2 + 138.90\sigma_1 \\ R_2 &= 1.80\sigma_1^2 + 244.78\sigma_1 \quad (6) \\ \eta_1 &= 2.50 \times 10^5 \\ \eta_2 &= 1.90 \times 10^7 \\ \eta_3 &= 1.05 \times 10^7 \sigma_1 \end{aligned}$$

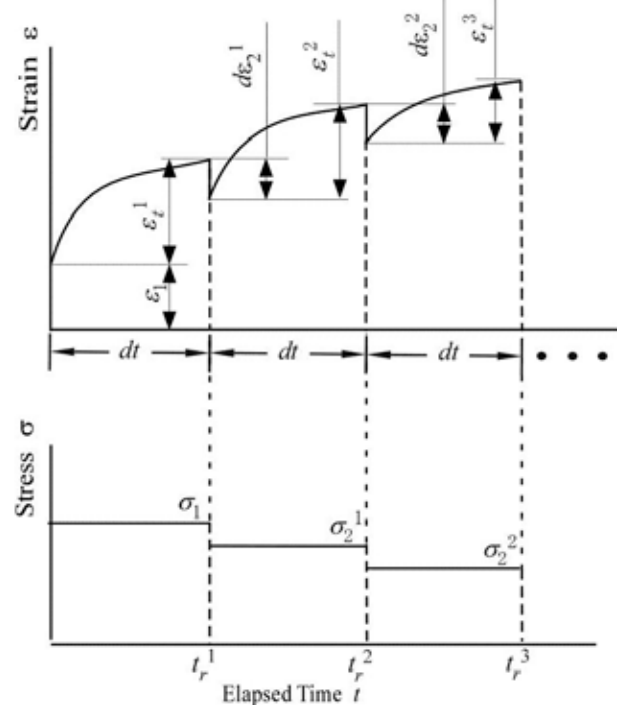


図6 Schematic strain-time and stress-time relationships under multi-step unloading

石綿ガスケット

$$\begin{aligned} R_1 &= -0.44\sigma_1^2 + 109.49\sigma_1 \\ R_2 &= -170.93\sigma_1 \quad (7) \\ \eta_1 &= 2.24 \times 10^5 \\ \eta_2 &= -1920\sigma_1^2 + 520000\sigma_1 \\ \eta_3 &= 1.05 \times 10^7 \sigma_1 \end{aligned}$$

式 (6), (7) を式 (5) に代入した結果を図 4 にグレーの線で示す。いずれのガスケットにおいても作成した式がクリープ試験の結果とよく一致していることがわかる。これより、式 (5) ~ (7) を用いることで任意の応力におけるクリープ特性が予測可能となる。

2-3 除荷後の回復モデル

圧縮試験, クリープ試験の結果を用いて除荷が生じた後のクリープ特性を表現するモデルを提案する。図 6 に示すように応力が除荷される場合, 瞬時に回復するひずみは式 (2) や式 (4) で表される除荷曲線から算出する。除荷後の回復曲線は, 除荷後の応力を一定な初期応力として与えたクリープ曲線を平行移動させたものと考えられる。例えば, 図 6 の ε_r^i は, σ_2^i を一定な初期応力として負荷したクリープ曲線上の $t=t_r^{i-1}$ から dt が経過した $t=t_r^i$ までのひずみの増加に対応する。この場合, 段階 i 番目のひずみ増加量は, 式 (5) より次式のように表すことができる。

$$\begin{aligned} \varepsilon_r^i = & \frac{\sigma_1^i}{R_1} \left\{ \exp\left(\frac{-R_1 t_r^{(i-1)}}{\eta_1}\right) - \exp\left(\frac{-R_1 t_r^i}{\eta_1}\right) \right\} \\ & + \frac{\sigma_2^i}{R_1} \left\{ \exp\left(\frac{-R_1 t_r^{(i-1)}}{\eta_2}\right) - \exp\left(\frac{-R_1 t_r^i}{\eta_2}\right) \right\} \\ & + \frac{\sigma_2^i}{\eta_3} (t_r^i - t_r^{(i-1)}) \end{aligned} \quad (8)$$

ここで, σ_2^i は $t=t_r^i$ 時の応力, $R_1, R_2, \eta_1, \eta_2, \eta_3$ は式 (6), (7) に σ_2^i を代入して得た粘性係数である。

2-4 ひずみ - 時間関係

ガスケット試験より得られた式 (1) ~ 式 (7) と, 提案した回復モデル式 (8) より, 図 6 に示すような応力が段階的に徐荷する際のひずみ - 時間関係式は次のように得られる。

$$\varepsilon = \varepsilon_1 + \sum_{i=1}^n [\varepsilon_r^i - d\varepsilon_2^i] \quad (9)$$

ここで, n は全ステップ数, ε_1 は初期応力 σ_1 を与えた時に生じる瞬間的なひずみであり, 式 (1), (3) に示すガスケットの応力 - ひずみ関係の負荷曲線より得られる。 ε_r^i は時間増分 dt 間に生ずるひずみの増加であり, 式 (8) より得られる。なお, ε_r^i は式 (5) で表されるひずみ増加に帰着する。 $d\varepsilon_2^i$ は応力の低下に伴って瞬時に回復するひずみであり, 式 (2), (4) の除荷曲線より得られる。

式 (9) の妥当性を確認するために, 図 6 に対応する段階的除荷試験を行う。ガスケット試験と同様の実験装置を用いてガスケットに圧縮応力 60MPa を与え, 0.5 時間ごとに除荷を行う。一度に除荷する応力は 5, 10MPa の二つの条件を設定する。図 7 にそれぞれの試験結果と, 式 (9) を用いた予測結果を示している。いずれのガスケットもよい予測が行えており, 提案した式 (8) の回復モデルと式 (9) のひずみ - 時間関係式の妥当性が確認できる。

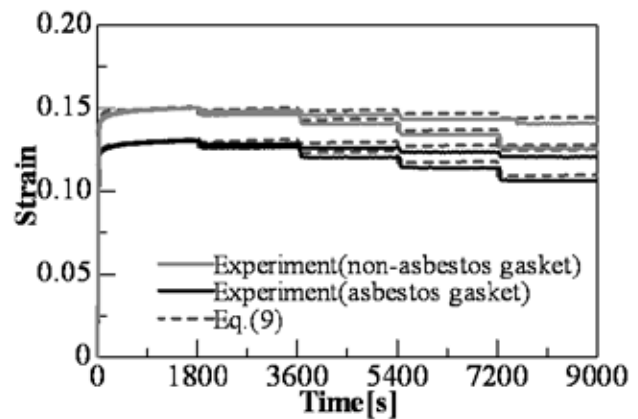


図7 Creep and recovery curves for multi-step unloading test

3. ボルト締結体の軸力緩和予測

3-1 単一ボルト締結体

ガスケット接触応力分布が一定となる単一ボルト締結体を対象にボルト軸力の時間変化を, 式 (9) より予測し, 実験値と比較することで妥当性を確認する。なお, ガスケット接触応力分布が一定であることは事前に行った有限要素シミュレーションより確認している。ボルト締結体には時間の経過に伴ってクリープと応力緩和が同時に生じる。応力緩和による軸力の低下を, 図 6 のように短い時間増分 dt で段階的に除荷が生じていると考えれば, ガスケットに生じるひずみの変化は式 (9) の右辺第 2 項から得ることができる。これより, 一定時間後のボルト軸力 $P(t)$ は次の式で算出することができる。

$$P(t) = P_0 - K_b l_0 \sum_{i=1}^n [\varepsilon_r^i - d\varepsilon_2^i] \quad (10)$$

ここで, K_b はボルト被締結体の合成ばね定数, l_0 はガスケットの初期厚さ, P_0 はボルトの初期軸力である。 K_b は VDI2230¹⁾ の式を用いて算出し, 314×106N/m と決定している。図 8 に実験装置の模式図を示す。一対の S45C 製の

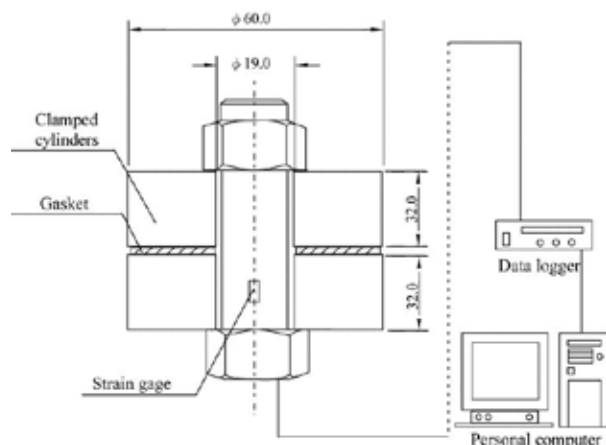
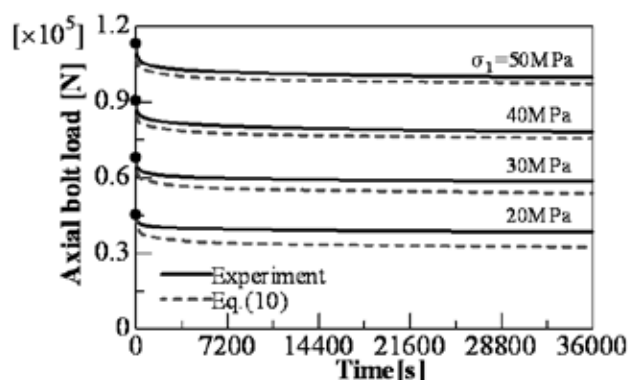


図8 Bolt load relaxation test equipment

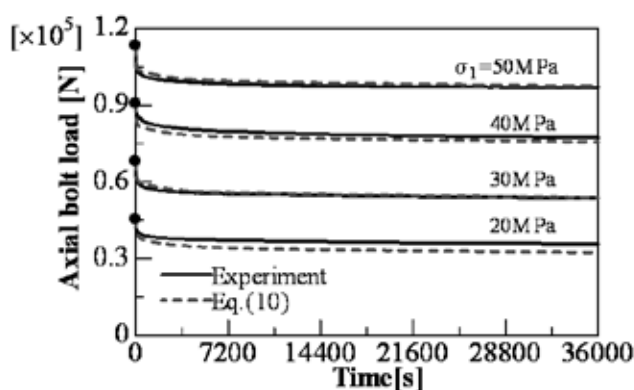
中空円筒の被締結体間にガスケットを挿入し、締付けを行う。ガスケットはガスケット試験と同じサイズのものを使用する。S45C製のM16のボルトを使用し、ボルト軸力はボルト円筒部に貼り付けたひずみゲージにより測定する。締付けを行ってから10時間放置し、その間のボルト軸力の変化を計測する。締付け時の初期軸力はガスケット接触応力 σ_1 が20, 30, 40, 50MPaとなるように設定する。図9に締付け完了後のボルト軸力の時間変化と式(10)による予測結果を示す。なお、初期軸力は0時間の縦軸上に●で示している。いずれのガスケットも変化の傾向は比較的類似しており、ボルト軸力は締付け直後に大きく減少し、その後、緩やかに低下している。しかしながら、定量的には石綿ガスケットの低下量の方が僅かに大きくなっている。これは、図4に示すように50MPaまでは石綿ガスケットのひずみ増加が大きいためであると考えられる。初期軸力が大きいほど緩和量が大きくなっていることも確認できる。実験値と予測値を比較すると、次節で述べる管フランジほど顕著では無いが、締付け直後の低下傾向において予測値の方がわずかに小さい値をとることがわかる。これは締付け時に要する時間によるものと考えられる。全体的にはほぼ一致しており、式(10)の妥当性が確認できる。

3-2 管フランジ締結体

代表的な配管要素の一つである管フランジは、シール性を高める目的で平面座が多く用いられている。この場合、ボルトの締付けによりフランジローテーションが生じ、ガスケット接触応力は半径方向に分布することが知られている⁹⁾。管フランジ締結体を対象に、前報⁸⁾で構築したガスケット粘弾型



(a) Non-asbestos gasket



(b) Asbestos gasket

図9 Time variations of axial bolt load in simple bolted joint

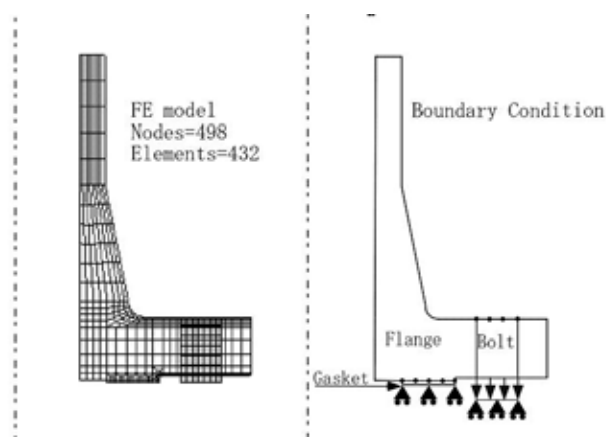


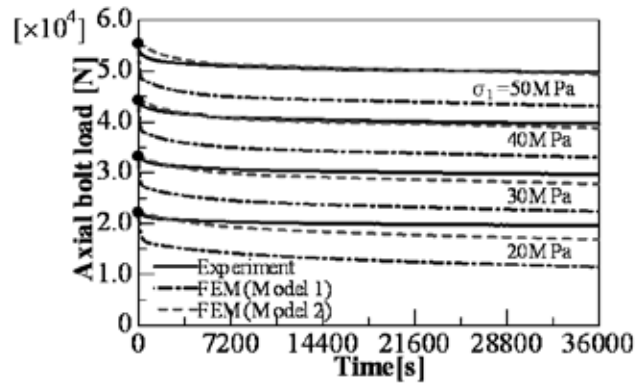
図10 Finite element model and boundary conditions

性特性を考慮した有限要素解析を用いて、使用時のボルト軸力の変化を予測し、実験結果と比較することでその妥当性を検討する。

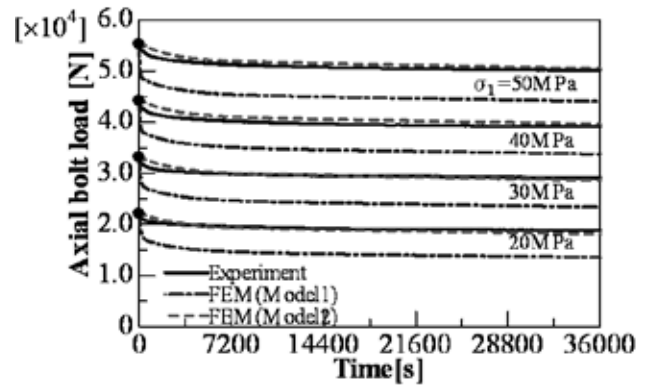
JPI class 150 lb 4inch 一体型管フランジを対象として解析を行う。管フランジ締結体各部の詳細な寸法は文献⁴⁾

の図1に示している。ガスケットの寸法は内径58mm、外径85mmとしている。図10に用いた有限要素モデルと境界条件を示している。管フランジは軸対称体とし、ボルト穴とボルトは等価なヤング率を用いることで軸方向の剛性を調整したリング形状の軸対称体としてモデル化している。管フランジとボルトは線形弾性体とし、アイソパラメトリック4節点要素を用いている。管フランジとボルトはボルト座面側の節点、管フランジとガスケットはガスケット接触面の節点をそれぞれ共有させ接触問題を考慮しない単体モデルとしている。ここで、管フランジ、ボルト、ボルト穴のヤング率はそれぞれ200, 34, 100GPa、ポアソン比はいずれも0.3としている。ガスケットはポアソン比を零とすることで、ガスケット厚さ方向の剛性のみ考慮する。ここではボルトの締付け時と使用時を想定した2段階のシミュレーションを行う。ボルトの締付け時は、ボルト対称面に段階的に強制変位を与え増分解析を行う。この際、各増分段階におけるガスケットのヤング率は、式(1)、(3)を ε で微分することで求める。ボルト軸力をモニタリングし、所定の値になったところを初期締付け状態とする。使用時は、ガスケット接触応力の半径方向分布により⁹⁾、ガスケットに半径座標に応じた異なるクリープ・応力緩和が発生することが考えられる。このため、式(8)により増分時間 dt ごとに計算されるひずみ ε_d^i を初期ひずみ増分として増分計算を行う。しかしながら、実際の管フランジ締結体ではボルト締付け時に弾性相互作用が生じるため¹⁰⁾、締付け完了までにある程度の時間を必要とし、その間にガスケットのクリープ・応力緩和が生じることが考えられる。そのため、初期ひずみの計算に式(8)を用いる“Model 1”と、締付け作業の間に ε_d^i が発生すると仮定することで、式(8)の ε_d^i に対応する右辺第一項を零とする“Model 2”の2通りの解析を行う。使用時のガスケットのヤング率は式(2)、(4)を ε で微分した値より求める。

有限要素解析の妥当性を確認するため、実際の管フランジ締結体を使用した実験を行う。解析と同様の管フランジにガスケットを挿入し、M16を有する8本のボルトで締付けを行う。ボルトと管フランジの材質はS45Cである。初期ボルト締付け力は初期ガスケット接触応力 σ_1 が20, 30, 40, 50MPaとなるように設定する。ボルト軸力はボルト円筒部に貼り付けたひずみゲージを用いて計測する。ボルトを1本ずつ締付ける場合、弾性相互作用が生じるため、まず所定の軸力の50%で均一に締付け、その状態からできるだけ早く所定の軸力で一樣になるように締付け作業を行った。締付け完了までに要した時間はいずれも3分程度であった。



(a) Non-asbestos gasket



(b) Asbestos gasket

図11 Time variations of axial bolt load in pipe flange connection

図11に解析と実験より得られた締付け完了後のボルト軸力の時間変化を示している。実験結果は8本のボルトの平均値である。単一ボルト締結体の場合と同様に、ボルト軸力は締付けを行った直後に大きく低下し、時間の経過に伴って緩やかに減少している。解析結果と実験結果を比較すると、Model 1は実験値と比べて締付けが完了した直後の低下量が大きいことがわかる。Model 2と実験値はいずれのガスケットにおいてもよく一致しており、締付け時に ε_d^i が生じると仮定したモデルの方がより実際に近い挙動を表現できていることが分かる。2つのガスケットを比較すると、石綿ガスケットの方がやや低下量が大きい、その差は単一ボルト締結体の結果に比べて小さくなっている。この理由は、 ε_d^i が締付け作業時に生じたためと考えられる。

4. 長時間予測の考察

第3章では、10時間のガスケット試験の結果を用いて、単一ボルト締結体と管フランジ締結体の10時間のボルト軸力変化を予測した。最終的に目標としているガスケットの寿命予測手法確立のためには、短時間のガスケット試験データを用いて、長時間の特性を精度良く予測する必要がある。本章では、比較的長時間のクリープ試験を行い、その特性を考察することで、より長時間のクリープ挙動を予測する手法を提案する。また、この手法を用いて単一ボルト締結体のボルト軸力変化を予測することで、本手法の有効性を検討する。2-2節のクリープ試験と同様の手順で50時間のクリープ試験を行う。非石棉ガスケットを対象とし、圧縮応力は $\sigma_1 = 30\text{MPa}$ とする。図12にクリープ試験結果を実線で示している。図より、時間の経過に伴い、ひずみは変化を続けていることが確認できる。ここで、 $t_e = 10, 20, 30, 40, 50$ 時間までのデータを用いた式(5)による最小二乗近似を行い、その近似結果を50時間まで外挿した結果と実際のクリープ試験結果を比較することで、短時間の試験による長時間特性予測の可能性を検討する。図12中に各 t_e の近似結果を50時間まで外挿した値を破線で示す。式(5)による近似式は、それぞれのデータ範囲内、つまり t_e 以下では良い近似が行えているが、外挿された範囲はひずみを過剰評価していることが分かる。そこで、各粘性係数 $R_1, R_2, \eta_1, \eta_2, \eta_3$ と時間 t_e の関係を考察する。図13は近似に用いたデータの経過時間 t_e と各係数の関係を示している。各係数は $t_e = 10\text{h}$ の結果で除して無次元化して示している。図より、いずれの係数も t_e の増加とともに直線的に変化していることが分かる。これらの関係を最小二乗近似することで次式を得ることができる。

$$\begin{aligned}
 R_1/R_1^{t_e=10} &= -0.50t_e^{0.13} + 1.67 \\
 R_2/R_2^{t_e=10} &= -0.45t_e^{0.12} + 1.59 \\
 \eta_1/\eta_1^{t_e=10} &= 0.024t_e + 0.76 \\
 \eta_2/\eta_2^{t_e=10} &= 0.069t_e + 0.31 \\
 \eta_3/\eta_3^{t_e=10} &= 0.094t_e + 0.060
 \end{aligned}
 \tag{11}$$

なお、 R_1, R_2 は直線近似すると長時間経過した際、値が負となるため、式(11)のような近似を行っている。これらの関係が50時間以降も続くのであれば、より長時間のクリープ特性の予測が可能となる。さらに、式(11)と式(6)と関係付けることで、任意の応力レベルにおける長期クリープ特性の予測が可能になる。

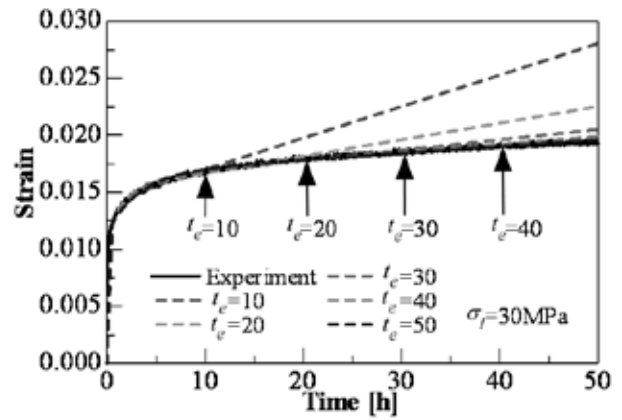


図12 Creep curves for 50h (non-asbestos gasket)

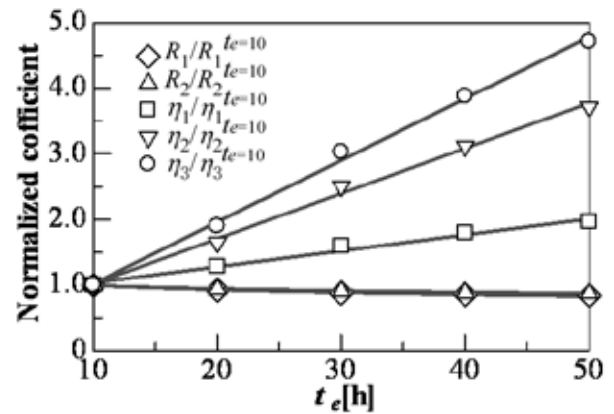


図13 Relationships between t_e and normalized coefficients (non-asbestos gasket)

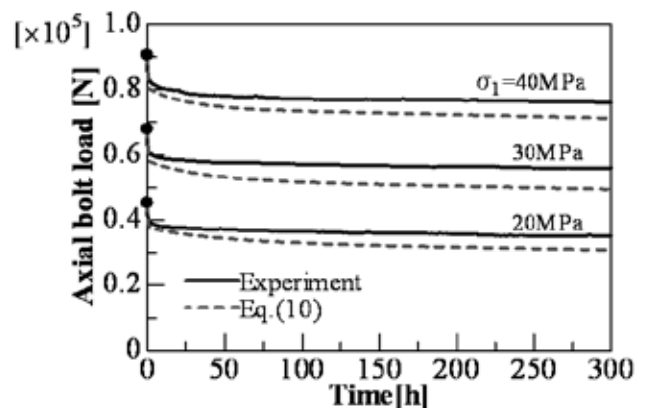


図14 Time variations of axial bolt load for a long time (non-asbestos gasket)

本手法の妥当性を確認するため、3-1節で行った単一ボルト締結体の軸力緩和試験をより長時間行う。試験時間は300時間とし、締付け時の初期軸力は初期ガスケット接触応力 σ_1 が20, 30, 40MPaとしている。図14は提案する手法により予測した結果と試験結果を示す。図14より予測値は実験値よりやや低い値を示しているが、300時間が経過した時点での誤差はいずれの応力でも12%以下であり、50時間のクリープ試験の6倍の長さの予測であることを考えるとその差は比較的小さく実用的には良い評価が行えていると考えられる。より精度を高めるためには、更なる高度化を行う必要があるが、短時間の試験により長時間の軸力緩和特性を予測する可能性を示すことができたとと言える。

5. 結 言

室温環境下におけるボルト締結体のガスケットの粘性挙動によるボルト軸力変化を精度良く予測することを目的として研究を行い、以下に示す結論を得た。

- (1) 非石綿ジョイントシートガスケットと石綿ジョイントシートガスケットを用いた圧縮試験、クリープ試験を行い、応力が段階的に徐荷する状態のひずみ-時間関係式を構築した。
- (2) 構築したひずみ-時間関係式を用いて、単一ボルト締結体、管フランジ締結体の時間経過に伴う軸力低下を予測し、実験結果と比較することで構築したモデルの妥当性を確認した。
- (3) 短時間の試験結果から長時間のクリープ特性を予測する手法を検討し、この手法を用いて単一ボルト締結体の長時間の軸力低下量を予測し、実験値と比較することで検討したモデルの妥当性を示し、短時間の試験より長時間の軸力緩和特性を予測できる可能性を示した。

参考文献

- 1) [その他] 日本高圧力技術協会, 第四回圧力機器および配管におけるガスケットフランジ締結体のシーリングテクノロジー.
- 2) [雑誌] Sawa, T., et al.; "Stress analysis and determination of bolt preload in pipe flange connections with gaskets under internal pressure", Journal of Pressure Vessel Technology, Vol. 124, No. 4, pp.385—396 (2002).
- 3) [雑誌] 澤俊行, 緒方尚文, 西田隆仁, 山中幸; "内圧作用下での渦巻き型ガスケット付き大口径管フランジ締結体のFEM応力解析とFEM密封性能", 圧力技術, 第40巻, 3号, pp.114—126 (2002).
- 4) [雑誌] 高木知弘, 佐藤広嗣, 山中幸, 福岡俊道; "管フランジ締結体の漏洩特性の評価", 日本機械学会論文集C編, 第71巻, 702号, pp.745—752 (2005).
- 5) [雑誌] Bouzid, A., Chaaban, A.; "An accurate method of evaluating relaxation in bolted flanged connections", Journal of Pressure Vessel Technology, Vol. 119, No. 1, pp.10—17 (1997).
- 6) [雑誌] Bouzid, A., Nechache, A.; "Creep modeling in bolted flange joints", Analysis of Bolted Joints, Vol. 478, pp.49—56 (2004).
- 7) [雑誌] Kobayashi, T., Hamano, K.; "The reduction of bolt load in bolted flange joints due to gasket creep-relaxation characteristics", Analysis of Bolted Joints, Vol. 478, pp.97—104 (2004).
- 8) [雑誌] 高木知弘, 名護典寛, 佐藤広嗣, 山中幸; "ガスケットの粘弾塑性挙動を考慮したボルト締結体の力学的特性の評価", 日本機械学会論文集C編, 第73巻, 728号, C (2007), 掲載予定.
- 9) [雑誌] 高木知弘, 福岡俊道; "管フランジの三次元有限要素解析(石綿ジョイントシートガスケットを用いた場合)", 日本機械学会論文集A編, 第68巻, 625号, pp.8—14 (2002).
- 10) [雑誌] 高木知弘, 福岡俊道; "管フランジ締結体のボルト締付け指針の提案", 日本機械学会論文集C編, 第70巻, 696号, pp.2492—2499 (2004).