

Table 3 Result of flange tightening test

	High-density ePTFE gasket	Low-density ePTFE gasket
Axial bolt force level (%)	95-98	98
Scatter of bolt preload (%)	±5-7	±6
Flange displacement (mm)	0.1	0.1

2. 延伸 PTFE ガasket に対する JIS 締付け方法の適用性/締付け特性

図 2 に高密度延伸 PTFE ガasket における締付け中のボルト軸力の挙動を示す。横軸は周回数を示しており、Pass 0 は仮締め、Pass 1~Pass 4 は本締付け、Pass 5, 6 は増締めである。締付け初期においてボルト軸力のばらつきがみられる。弾性相互作用とトルク係数のばらつき、さらには締付け中のリラクゼーションの影響によるものである。

試験結果詳細を表 3 に示す。締付け完了時では、ボルト軸力は目標締付け力の 95-98% を示しており、ばらつきは ±5-7% に収束した。JIS 締付け法では、トルクレンチを注意深く使用しても、摩擦係数のばらつきの影響により、一定の締付け力は得られず、少なく見積もっても 15% の締付け力のばらつきが生じるとしている。片絞めの発生の有無を調べるためフランジギャップをフランジ外周部の 4 ケ所で測定した。フランジギャップの不均一は増締め後で 0.1mm と高い均一性を示した。

ボルト軸力の達成率および均一性、フランジギャップの均一性から、延伸 PTFE ガasket は JIS 締付け方法を基本的に適用可能であると考えられる。

5. 応力緩和特性および増締めに関する検討

図 3 に本締付け終了時から 24 時間のボルト軸力変化を、図 4 に増締め終了時から 168 時間のボルト軸力変化を、時間を対数軸にした片対数グラフで示す。リラクゼーションによるボルト軸力の減少は、片対数グラフ上で直線で表される。直線の勾配は本締付け終了後よりも増締め後の方が緩やかなため、増締めがボルト軸力低下を低減するのに有効であることがわかる。また、図 2 において Pass 6 のボルト軸力のレベル、およびその均一性は Pass 5 と同等であるため、増締めの周回数は 1 周で十分な効果が得られる。

増締めを行うまでの時間を 4 時間から 24 時間に延長し、ボルト軸力の減少速度に及ぼす影響について検討した。本締付け後 6 時間におけるリラクゼーションの速度は比較的速い。12 時間経過以降のリラクゼーションの速度は十分遅く、これ以降のボルト軸力低下はわずかである。図 4 では、24 時間後に増締めを行うことで、本締付け後と同じボルト軸力に低下するまでの時間が 10 倍に延びることがわかった。

増締めまでの待ち時間を 4 時間から 24 時間に延長することにより、目標ボルト軸力に対するガasket のリラクゼーションの影響を低くすることができる。ガasket のリラクゼーション速度、あるいはボルト軸力低下の速度が十分遅くなる 12 時間以上を待つて増締めをすることが望ましい。

図 3、図 4 を見ると、低密度延伸 PTFE ガasket は、高密度延伸 PTFE ガasket に比べ傾きが緩やかであり、ボルト軸力の著しい低下はない。低密度延伸 PTFE ガasket は高密度延伸 PTFE ガasket より、リラクゼーションによるボルト軸力低下の影響が小さい。

本研究では表 2 に示すように、圧縮率 23% の高密度延伸 PTFE ガasket と圧縮率 56.8% の低密度延伸 PTFE ガasket について締付け試験を行い、JIS 締付け方法への適用性・応力緩和特性を明らかにした。よって、圧縮率 26% から 56.8% の延伸 PTFE ガasket へ、JIS 締付け方法が適用可能である。

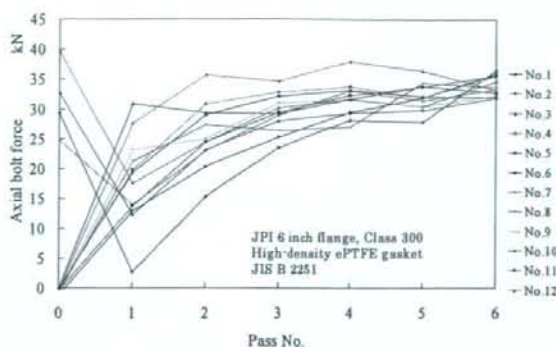


Fig. 2 6 inch flange tightening test

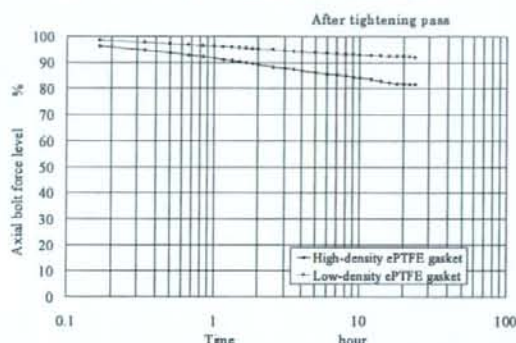


Fig. 3 Relaxation of axial bolt force after tightening pass

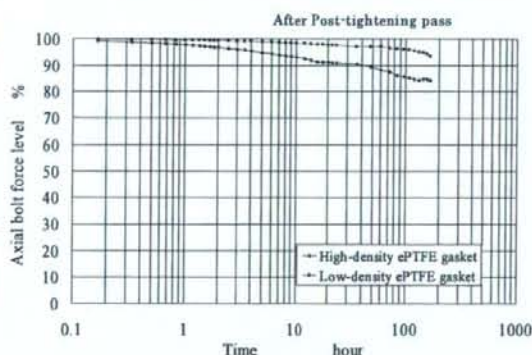


Fig. 4 Relaxation of axial bolt force after Post-tightening pass

結言

- (1) 延伸 PTFE ガasket へ JIS 締付け法を適用し、実験的に適用性を明らかにした。
- (2) 延伸 PTFE ガasket は、リラクゼーションによるボルト軸力低下を増強により補償する必要がある。増締めは 1 周で十分な効果が得られる。
- (3) 増締めは 12 時間以上待つて実施することが望ましい。
- (4) JIS フランジ継手締付け方法は、圧縮率 23% から 56.8% の延伸 PTFE ガasket へ適用可能である。

参考文献

- (1) フランジ継手締付け方法, JIS B 2251 (2008)
- (2) ASME PCC1-1-2000: Guidelines for pressure boundary bolted flange connections (2004)

フランジ継手への塑性域締結の適用 ～大口径フランジ継手の場合～

Application of Plastic Region Tightening Bolt to Flange Joint Assembly —Case of Large Nominal Diameter Flange—

○金田 忍 (東電大・院)

清水 良保 (東電大・院)

辻 裕一 (東電大・工)

Shinobu KANEDA

Yoshiyasu SHIMIZU

Hirokazu TSUJI

Graduate School of Tokyo Denki University

Graduate School of Tokyo Denki University

Tokyo Denki University

Key Words: Flanged Joint, Plastic region tightening, Angle control method, Internal pressure, Load factor

漏洩が発生しやすい大口径フランジ継手に塑性域締結を適用し、締結特性および内圧作用時のボルト軸力の挙動を明らかにした。M33から小径化したM16ボルトを用いて20インチフランジ継手の締結を行ったところ、ボルト軸力の良好な均一性が得られた。内圧の負荷に対し、ボルト軸力は減少し内力係数は負となる。大口径フランジでは、ローテーションが大きいため内力係数が負となり、漏洩に不利とされているが、ボルトの小径化はこれらの改善に作用する。さらに内圧の繰り返し作用に対しボルトの疲労強度は十分であった。

1. 緒言

フランジ継手は多数本のボルトで締め付けるため、ボルト軸力がばらつき内部流体の漏洩を引き起こす。本研究では弾性域締結に代わりボルト軸力のばらつきが少ない塑性域締結の適用を試みている。著者らはこれまでに小口径フランジ(JPI 4-inch)に対して塑性域締結を適用し、その有用性を検討してきた^{(1), (2)}。

大口径フランジ継手は小口径フランジ継手と比較すると剛性が低く、締め付け時にガスケット応力がばらつき漏洩が発生しやすい。本報では、大口径フランジ(JPI 20-inch)に塑性域締結を適用し、締結特性および内圧作用時のボルト軸力の挙動を明らかにする。

2. 試験装置

図1に内圧Pが作用するガスケット付フランジ締結体を示す。試験フランジはJPI Class 300 lb 20-inchフランジ、材質SFVC2A、試験ガスケットは非石綿うず巻き型ガスケット(厚さ3mm)である。試験フランジのボルトは規定ボルトはM33であり、試験フランジ/ガスケットの組合せにおける必要ボルト軸力は130kNである。M33ボルトの塑性域締結では目標ボルト軸力よりも高い軸力が発生するため、M16ボルトを用いる。ボルト全長は250mmで、ボルト材質SNB7、ナット材質S45Cである。ボルトの上部にはひずみゲージを貼付したロードセルを取り付け、ロードセルの出力をボルトの軸力として、デジタルマルチメータを介してPCに取り込む。内圧作用時の内部流体にはヘリウムガスを使用する。

3. 試験方法

締め付け手順は修正したJIS B 2251⁽³⁾方式による。ただし締め付け方法はナット回転角法を用いる。仮締め付けとしてあらかじめ手で軽く締め付けナットと座面をなじませた後、4本のボルトを対象に25kNの軸力に対応するスナグトルクでアライメントを調整した後、時計回り締め付けを3週行いボルト軸力が一定になるようにする。本締め付けは時計回り締め付け1周ごとに回転角を180度ずつ増加させ、ボルトが完全に塑性域に入るまで3週の締め付けを行う。

その後、フランジ締結体に内圧を5MPaまで1MPaずつ増加させて作用させ、ボルトの追加軸力の挙動を確認する。

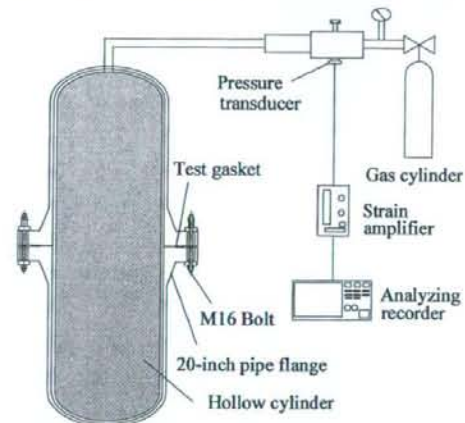


Fig.1 Flange joint with spiral wound gasket subjected to internal pressure.

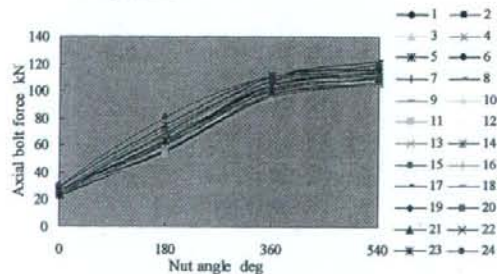


Fig.2 Relation between axial bolt force and nut angle.

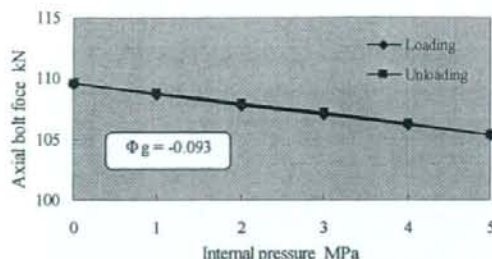


Fig.3 Behavior of axial bolt force subjected to internal pressure.

4. 大口径フランジ継手の塑性域締結特性

図2に大口径フランジ継手の塑性域締結試験の結果を示す。縦軸にはボルト軸力を、横軸には締付けナット回転角を表している。ナット回転角360度、すなわち締付け2周目までは、ナット回転角にほぼ比例してボルト軸力は上昇している。ナット回転角540度でボルト軸力増加率は減少し、ボルトは塑性域に達した。最終的なボルト軸力のばらつきは±6.8%となり、フランジ継手締付け手順⁽¹⁾の弾性域締結によるばらつき±19%と比較して良好な均一性が得られた。なお、締結後のフランジ外周部の4箇所フランジ変位を測定したが、フランジギャップの不均一性は最大でも0.1mm未満となり、片締めは起こらなかった。

5. 内圧作用下における大口径フランジ継手のボルト軸力の挙動

図3に内圧作用時のボルト軸力の挙動を示す。縦軸にはボルト軸力を、横軸には内圧の大きさを表している。内圧負荷に伴いボルト軸力は109.6kNから105.4kNまで減少する。本試験から求まる内力係数は $\Phi_g = -0.093$ である。永田らの内力係数法⁽⁴⁾によると $\Phi_g = -0.103$ であり、実験結果とよく一致する。弾性域締結(M33ボルト使用)における本試験フランジの内力係数は、 $\Phi_g = -0.226$ である。本試験ではM33から小径化したM16ボルトを用いており、ボルト・ナット系のコンプライアンスはM33ボルトの4倍以上である。ボルトの小径化は内力係数を増加させる効果があり、大口径フランジはローテーションが大きく内力係数が負であるため、ボルトの小径化が内力係数の増加に有利に働く。さらに内力係数の増加はローテーションが小さくなることを意味するので漏洩防止に有効である。

塑性域締結されたねじ締結体に軸方向外力が負荷されたとき、ボルトの追加軸力の受入れ限界は降伏締付け軸力の10%程度である。本試験ではボルトの追加軸力は負となり受入れ限界に対して十分な余裕がある。また、内圧負荷除荷後のボルト軸力は内圧負荷前の値に戻るから、内圧負荷によるボルトの追加塑性伸びは生じない。

内圧の繰返し作用に対し、ボルトの疲労強度の検討を行う。本試験では内力係数は負であったが、追加軸力の応力振幅を考慮するため、疲労強度の検討が必要である。図4に内圧による推力の変動とボルト軸力の変動の関係を示す。ボルトの疲労限度 σ_A は式(1)で表される。

$$\sigma_A \approx 0.75 \left(\frac{180}{d} + 52 \right) \quad (1)$$

d はボルト呼び径である。応力振幅 σ_a が式(1)の値以下であれば、ボルト疲労強度は十分である。塑性域締付けされたフ

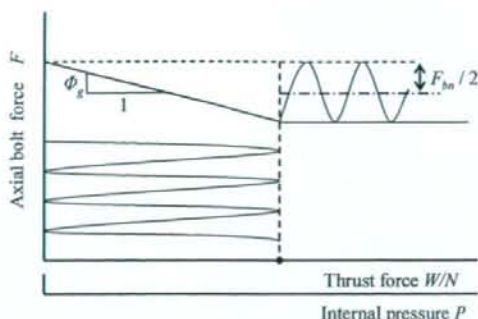


Fig.4 Relation between axial bolt force and thrust force.

ランジ締結体に内圧が作用するとき、内圧による推力によりボルト1本に $F_{bn} = \Phi_g \cdot W/N$ なる追加軸力が発生する。ただし N はボルト本数である。ボルトの応力振幅は $\sigma_a = F_{bn}/2A_s$ により求められる。ここで A_s はボルトの谷底断面面積である。以上よりボルトの疲労限度の判別式は次のようになる。

$$\frac{\Phi_g W}{2A_s N} \leq \sigma_A \quad (2)$$

図3の場合、 $F_{bn} = 4.2\text{kN}$ であり σ_a は15MPaである。式(1)よりM16ボルトの疲労限度は42MPaであるため、ボルトの疲労強度は受入れ限界に対して十分な余裕を持つ。

6. 結言

本報では大口径フランジ継手に塑性域締結を適用し、締付けおよび内圧負荷試験を行った。得られた結果は以下のとおりである。

- (1) M33ボルトを用いている20-inchの規格フランジ継手に塑性域締結を適用したところ、M16ボルトで十分なボルト軸力とその均一性が得られた。
- (2) 塑性域締結されたフランジ締結体に内圧を作用させたところ、ボルト軸力は減少し内力係数は $\Phi_g = -0.093$ となった。塑性域締結ではボルトの小径化が内力係数を増加させるため、大口径フランジでは内力係数が負であるため内力係数の増加に有利に働く。
- (3) 塑性域締結された大口径フランジ継手の内圧作用時の追加ボルト軸力は負であり、受入れ限界に対して十分である。さらにボルトの疲労強度は疲労限度と比較して十分な余裕をもつ。

謝辞

本研究を遂行するにあたりご支援を賜りました広島大学の澤俊行先生に厚く御礼申し上げます。

参考文献

- (1) 金田忍, 辻裕一, フランジ継手への塑性域締結の適用, 圧力技術, 45(5), 2007, pp.264-271.
- (2) KANEDA, S., TSUJI, H, Application of plastic region tightening bolt to flange joint assembly, Proceedings of the ASME Pressure Vessel and Piping Conference, PVP2006-ICPVT-93553, 2006, pp1-7.
- (3) JIS B2251, フランジ継手締付け方法.
- (4) Sawa, T., Nagata, S., and Tsuji, H., 2006, New Development in Studies on the Characteristics of Bolted Pipe Flange Connection in JPVRC, ASME Journal of Pressure Vessel Technology, Vol.128, pp.103-108.

3次元粘弾性モデルによるガスケットのクリープ/リラクゼーション特性の評価

Evaluation of Creep/Relaxation Properties of Gaskets by 3-D Viscoelasticity Model

○山口 篤志 (東電大院)

本田 尚 (安衛研)

辻 裕一 (東電大)

Atsushi YAMAGUCHI, Graduate School of
Tokyo Denki University

Takashi HONDA, National Institute of
Occupational Safety and Health

Hirokazu TSUJI, Tokyo Denki University

Key Words: Creep/relaxation, non-asbestos gasket, 3-D viscoelasticity model

ガスケットのクリープ特性は、時間の関数として表されることからガスケットの寿命予測につながるものとして期待される。そこで本研究では、ガスケットの寿命予測を目的に3次元粘弾性モデルでガスケット応力の低下を考慮したガスケットクリープを評価し、試験結果と比較した。その結果、常温では3次元粘弾性モデル及びガスケットの物性値を用いることにより3軸の応力状態及びリラクゼーションを考慮したクリープを評価できることを示した。

1. 緒言

ガスケットがクリープ/リラクゼーションを起こすことによりガスケット締め付け圧は低下し、内部流体が漏洩する可能性がある。そこで、近年では、単軸の粘弾性モデルによりガスケットのクリープ特性の評価が行われており、成果をあげている⁽¹⁾⁽²⁾。また、ガスケットのクリープ特性およびリラクゼーションは、時間の関数として表されることから、ガスケットの寿命予測につながるものとして期待される。前報⁽¹⁾では、3次元粘弾性モデルによってガスケットのクリープ評価を締め付け圧一定で行った。しかし、本来フランジ締結体はクリープ/リラクゼーションの複合条件下にある。そこで本研究では、リラクゼーションを考慮したガスケットのクリープを3次元粘弾性モデルによって評価し、その有用性を検討した。

2. クリープ試験

2-1 試験装置及び試験ガスケット 図1にクリープ試験のためのフランジ試験体を示す。フランジは平面座Class 600ブライント型4inchフランジを使用している。フランジを締め付けるボルトには、ユニファイ並目ねじ7/8-9UNCを使用した。ボルト及びフランジの材質はSUS304である。

試験ガスケットには、バルカー工業社製No.6502の非石棉ジョイントシートガスケットを用いた。ガスケットの寸法は外径180mm、内径116mm、厚さ3mmである。なお、目標締め付け圧 σ_0 は内部流体がガスの場合、40MPaである。

2-2 試験方法及び試験結果 試験ガスケットをフランジ試験体に挟み、締め付け圧 $\sigma_0=40\text{MPa}$ まで8本のボルトで締め付け、締め付け完了後から90時間までのガスケットの変位及びボルト軸力を測定する。締め付け方法はJIS B 2251フランジ継手締め付け方法に準じて行った⁽⁴⁾。

図2にガスケットひずみとガスケット応力について示す。締め付け完了後のガスケットひずみは0.022であった。その後、ガスケットひずみは時間の経過とともに増加しており、試験終了時のガスケットひずみは0.03であった。また、ガスケット応力は、試験開始から90時間で約34MPaまで減少した。

3. 3次元粘弾性⁽⁵⁾⁽⁶⁾

ガスケットはフランジとの摩擦により半径方向及び円周方向に拘束され、厚さ方向以外の応力が発生するが、単軸の粘弾性モデル⁽¹⁾⁽²⁾では厚さ方向以外の応力の影響によるクリープを考慮できない。そこで、本研究ではガスケットの

クリープ特性を3次元粘弾性モデルで評価した。3次元粘弾性モデルは、図3に示すように静水圧成分と偏差応力成分それぞれにモデルを定義し、3軸応力状態を考慮したクリープ特性を評価する方法である。本研究では静水圧成分には弾性モデル、偏差応力成分にはMaxwellモデルを適用した。

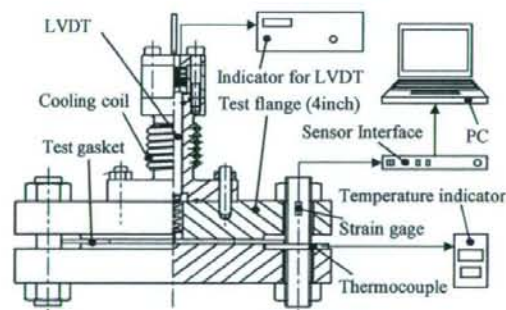


Fig.1 Configuration of test device

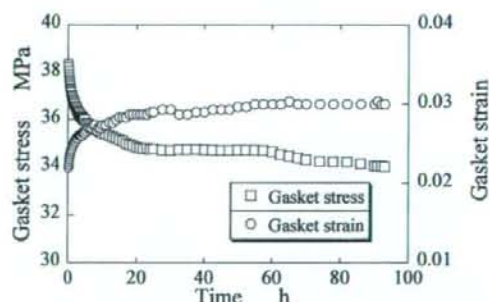


Fig.2 Creep curves and stress reduction at room temperature



(a) Hydrostatic stress component (b) Deviator stress component
Fig.3 3-D viscoelasticity model

一般に、粘弾性モデルは Kelvin モデルと Maxwell モデルの組合せ、または複数で与えられるが、直列・並列に関わらず、いかなる組合せにおいても単軸における応力とひずみの関係は次の微分方程式で表せる。

$$\sum_{k=0}^m a_k \frac{d^k \sigma}{dt^k} = \sum_{k=0}^n b_k \frac{d^k \varepsilon}{dt^k} \quad (1)$$

式(1)を図 3 に示した静水圧成分と偏差応力成分について求めれば以下の式が成り立つ。

$$A \sigma_m = B \varepsilon_m \quad (2)$$

$$A' \sigma'_{ij} = B' \varepsilon'_{ij} \quad (3)$$

ここで、 σ_m : 平均垂直応力、 ε_m : 平均垂直ひずみ、 σ'_{ij} : 応力偏差テンソル、 ε'_{ij} : ひずみ偏差テンソル、 A, B, A', B' : 微分演算子である。ガスケットの応力とひずみが生じる方向を図 4 に示すが、ガスケットの応力状態を考慮し、静水圧成分、偏差成分について応力とひずみの関係を求めると、以下に示すような 3 軸応力状態を考慮した圧縮方向のクリープ式が得られる。

$$\varepsilon_m = \frac{-\sigma_m}{K} \left[1 - \frac{2}{3K E + 2} \exp\left(\frac{-3K}{3K(\mu E) + 2\mu} t\right) \right] \quad (4)$$

ここで、 E : ヤング率、 K : 体積弾性率、 μ : 粘性率である。また、3 次元粘弾性モデルでクリープを評価すると、半径方向及び円周方向の応力を求めることが出来る。半径方向及び円周方向の応力は以下の式で求められる。

$$\sigma_{rr}, \sigma_{\theta\theta} = \sigma_m \left[1 + \frac{3}{3K E + 2} \exp\left(\frac{-3K}{3K(\mu E) + 2\mu} t\right) \right] \quad (5)$$

ガスケットのクリープ特性及び圧縮方向以外の応力を評価するためには、 σ_m を定義しなければならない。

図 2 に示すように、ガスケット応力は時間経過とともに減少する。すなわち、ガスケットは純粋なクリープ条件だけではなく、クリープ/リラクゼーションの複合条件下にある。そのため、 σ_m はリラクゼーションを考慮しなければならない。ガスケット応力を最小二乗近似したところ、以下の式となった。

$$\sigma_m = -34.37 - 3.86 \exp(-0.113 \cdot t) \quad (6)$$

3 次元粘弾性モデルを構成する要素の値を決定するため、高温試験後のガスケットのヤング率を測定したところ、 $E=1.19[\text{GPa}]$ であった。ポアソン比を 0.33 とし K を求めたところ、 $K=1.17[\text{GPa}]$ であり、粘性率 μ は実験結果の収束する時間と合わせたところ、 $\mu=5.80[\text{GPa} \cdot \text{h}]$ となった。

図 5 にガスケット応力の減少を考慮した半径方向及び円周方向の応力を示す。すべての応力は約 30 時間で約 34MPa に収束している。このことから、3 次元粘弾性モデルを用いた場合でもリラクゼーションを考慮して 3 軸の応力を評価できることが確認された。

図 6 にガスケット応力の減少を考慮したひずみ ε_{zz} を示す。初期のひずみ速度において若干の差があるものの、収束までにかかる時間や収束する値はよく一致している。よって、常温では 3 次元粘弾性モデルにより 3 軸応力状態のクリープを説明できる。前報¹⁾では、主に高温下におけるガスケットクリープの評価をおこない、熱減量によるひずみと 3 軸応力状態によるひずみを分けて考えたが、常温時の 3 軸応力状態によるひずみを考慮していない。今報で常温時のガスケットクリープを説明できたことにより、今後は高温下におけるガスケットクリープを熱減量に起因するひずみと 3 軸応力状態に起因するひずみを厳密に分けて考察する。

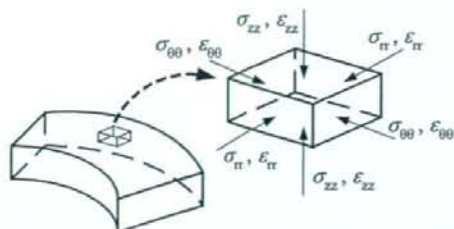


Fig.4 Definition of stress components and strain components

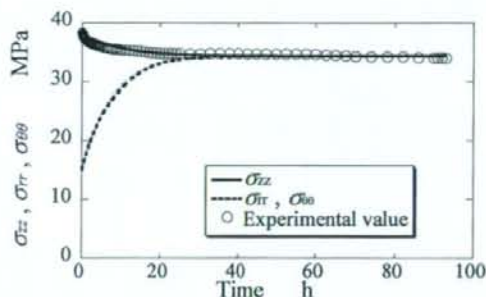


Fig.5 Change of σ_{rr} and $\sigma_{\theta\theta}$ including relaxation as a function of time

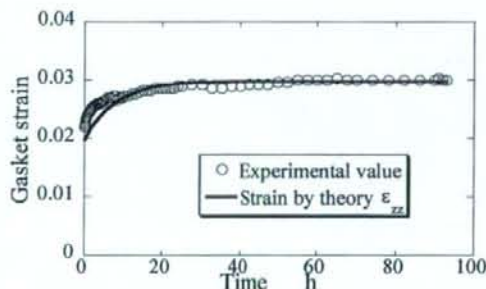


Fig.6 Behavior of ε_{zz} as a function of time

4. 結言

- (1) 3 次元粘弾性モデルを用いてリラクゼーションを考慮したガスケットのクリープを評価した。
- (2) 半径方向および円周方向の応力は時間とともに上昇し圧縮応力の挙動によらず、圧縮応力と同等の応力に収束する。
- (3) 常温では 3 次元粘弾性モデルにより 3 軸応力状態のクリープを説明できる。
- (4) 高温下におけるガスケットクリープを熱減量に起因するひずみと 3 次元粘弾性に起因するひずみを厳密に分けられる。

参考文献

- (1) 小林・川守, 山梨講演会論文集, (2002), 71-72.
- (2) 高木・他 3 名, 機論(C), 73-728(2007), 1245-1252.
- (3) 山口・辻・南雲, 山梨講演会論文集, (2007), 151-152.
- (4) JIS B 2251, フランジ継手締付け方法, 2008.
- (5) W. Flugge, Viscoelasticity, (1975), 159-176.
- (6) Yamaguchi, A., and Tsuji, H., VP2008-61468, CD-ROM.

パーコレーション理論によるガスケットの高温界面漏洩特性の評価

Evaluation of Leakage along Contact Surfaces of Gasket at Elevated Temperature by Percolation Theory

○辻 裕一 (東電大工)

Hirokazu TSUJI, Tokyo Denki University

山口 篤志 (東電大院)

Atsushi YAMAGUCHI,
Graduate school, Tokyo Denki University

萩原正洋 (東電大院)

Masahiro HAGIHARA,
Graduate school, Tokyo Denki University

本田 尚 (安衛研)

Takashi HONDA,
National Institute of Occupational Safety and Health

Key Words: Gasket, Leakage, Percolation theory, Elevated temperature, Flange joint, Life prediction

ガスケットの石棉代替化の鍵はプラントの高温環境下での長期信頼性と高温寿命の予測技術である。非石棉ジョイントシートガスケットの界面に高温において発生するボイドの成長を超音波映像装置により観察するとともに、二次元の連続系のパーコレーションモデルをガスケットの界面漏洩特性の評価に適用している。界面のボイドのつながりにより漏洩パスが形成されるといふ漏洩機構に基づき、漏洩を生じる確率および高温寿命を予測している。また、ガスケットの繊維含有量と寿命の関係について考察している。

1. 緒言

石棉製品の全面禁止に向けて、ガスケットなどのシール製品の石棉代替化が急速に進められている。ガスケットの代替化の鍵はプラントの高温環境下での長期信頼性であり、ガスケットの高温寿命が重要な課題となっている。現状では、プラントで大量に使用されているジョイントシートガスケットは100℃以上の高温のアプリケーションに対して、交換周期を1年に短縮することを余儀なくされている。長期信頼性の確保は実証試験に最終的に頼っているが、多種のガスケットについての系統的な長期実証試験は困難であり、高温寿命を予測する技術が求められている。

高温密封性能に対する加速試験として加熱後シール試験、蒸気シール試験がガスケットメカにおいて実施されている。寿命予測の例としては、高温におけるガスケットの応力緩和特性に基づく寿命推定⁽¹⁾、複合型膨張黒鉛うず巻形ガスケットの膨張黒鉛の酸化消失反応から高温でのシール寿命を導く方法⁽²⁾などが提案されている。密封性能が低下する、あるいは寿命を支配するガスケットの高温劣化のメカニズムを明らかにすることが重要である。

本研究では、高温環境下におかれたジョイントシートガスケットの界面に生じる剥離領域(ボイド)の成長を観察するとともに、パーコレーションモデルを適用することにより、ガスケットの漏洩確率および高温寿命を予測した。

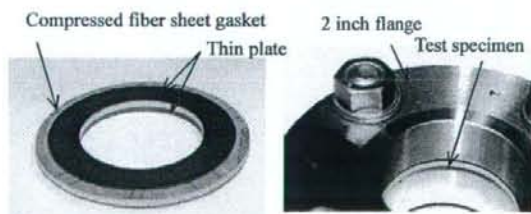
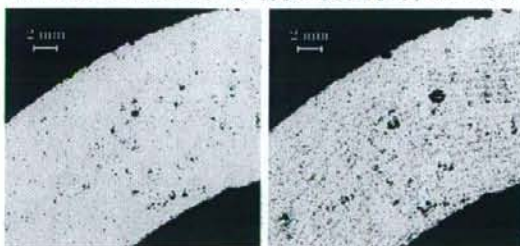


Fig. 1 Test specimen.

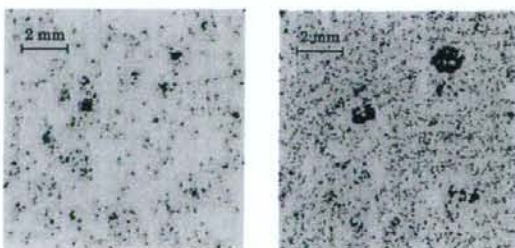
Fig. 2 Test flange joint.

2. 界面の分離領域の観察

2-1 観察方法および試験体 超音波映像装置(以下, SAT)を使用し, ガスケットとフランジの接触状態を観察する。図1に示すように, ガスケットをSPCC薄板で挟み, SATにより薄板とガスケットの間の界面を観察する。試験ガスケットはアラミド繊維を含有する非石棉ジョイントシートガスケット(厚さ3mm)である。図2にフランジ試験体を示す。2 inchフランジにガスケット/薄板試験片を挟み, ガスケット



(a) After 24 hours (b) After 48 hours
Fig. 3 SAT images for contact surface of gasket at furnace temperature of 180°C.



(a) After 24 hours (b) After 48 hours
Fig. 4 Emphasized polarity images of voids on contact surface of gasket.

Table 1 Results of particle analysis of cluster consisting of voids.

items	After 24 hours, Fig. 4 (a)	After 48 hours, Fig. 4 (b)
Image size for analysis	410×410 = 168100 pixels 105 mm ²	
Physical size of a pixel (mm ²)	6.25×10 ⁻⁴ mm ²	
Size of maximum cluster (pixel)	333	1501
Size of maximum cluster (mm ²)	0.208	0.939
Number of clusters in image	125	120
Total number of pixels of clusters in image	2349	4627
Area fraction of cluster in image (%)	1.40	2.75

縮付圧 40 MPa を与える。試験体は電気炉により 180℃ に加熱し 24 時間、および 48 時間経過後に、SPCC 薄板を介して接面を SAT で観察する。

2-2 観察結果 図 3 に SAT で得られたシートガスケットの接面の画像を示す。図 3 (a) は高温で 24 時間経過した場合、(b) は 48 時間経過した場合である。黒く表示されている領域は、SAT の焦点位置から超音波の反射があることを表す。

図 4 の(a)および(b)は、それぞれ 24 時間経過後と 48 時間経過後の試験片について、反射波の位相反転領域を極性強調表示して示す。黒い領域は密度の高い物質(薄板)から低い物質(空気層)へ超音波が伝播する場合の境界における反射を表す。図 3 で観察された反射波は、ポイド、すなわち接面の分離によるものと考えられる。

接面にポイドが散在していることが確認でき、24 時間経過後に比べて、48 時間経過後にはポイドの数、大きさともに増加している。また、ガスケット内部にはポイドは観察されなかった。

3. 接面漏洩特性の評価

3-1 パーコレーション理論の適用 ガスケット接面にポイドが独立に存在する場合は内部流体の漏洩につながらないが、ポイドが連続的に存在しガスケットの内外周間を連結すると漏洩パスが形成される。さらに、この状態をガスケットの寿命と考えることができる。

つなかりに支配される現象に適用されるパーコレーション理論⁽³⁾をガスケットの漏洩特性の評価に適用する。無限に大きな系における二次元正方格子のサイト過程における臨界浸透面積率は $p_c = 0.592745$ である。また、格子を組まない系の浸透閾値の推定も行われており、二次元の連続系における臨界浸透面積率は $p_c = 0.42$ とされている。すなわち、ガスケットの接面漏洩を連続系のパーコレーションと見なすと、ポイドがランダムに生じる場合に、ポイドの存在する面積の割合が 42% に達するとポイドが無限に大きなクラスタを形成し、漏洩パスが形成される。

3-2 接面のポイドの粒子計測 図 4 (a) および (b) の画像に対して、8 連結以上の画素を対象として、接面のポイドの粒子計測を行った。表 1 にポイドの集合であるクラスタに関する粒子計測の結果を示す。24 時間経過後に対して 48 時間経過後では、最大クラスタ面積およびクラスタ面積率が共に増加している。クラスタの総数にはほとんど変化はないが、それぞれのポイドが成長する、もしくはポイド同士が連結したためと考えられる。クラスタの面積率は 1.4% (24 時間後) →

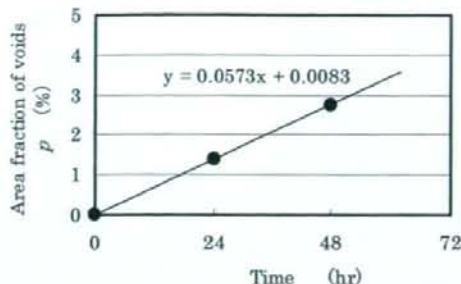


Fig.5 Variation of area fraction of voids on gasket surface with heating time.

2.75% (48 時間後) であり、臨界浸透面積率 $p_c = 0.42$ よりかなり小さい。有限な系において評価領域面積に対するその領域に存在する最大クラスタの面積の比は浸透率を近似的に表す。画像領域に対する最大クラスタの比から推定される漏洩率は、0.2% (24 時間後) → 0.9% (48 時間後) とかなり小さいレベルであるが、時間経過と共に上昇する。

4. 非石綿ジョイントシートガスケットの高温寿命予測

4-1 高温寿命予測 図 5 にポイドの面積率 p の時間変化を示す。時間経過に比例してポイドの面積率が増加している。ポイドの面積率の増加率は $5.73 \times 10^{-2} \% / \text{hr}$ であり、外挿してポイドの面積率が 42% に達する時間は 733 時間となり、これがパーコレーションモデルから予測されるガスケットの高温寿命である。

4-2 ガスケットの繊維含有率と寿命 石綿ジョイントシートは寿命を意識せず長期に使用された実績がある。石綿ジョイントシートの繊維含有量(体積率)は 65%~80% であるのに対して、非石綿ジョイントシートのアラミド繊維含有量は 5~15% と少ない。繊維の体積率から面積率を換算すると、それぞれ 75%~86% および 13%~28% となる。繊維含有量の大きな石綿ジョイントシートはゴムや充填材など、繊維以外の成分が完全に消失したとしてもポイドの面積率は 42% を超えることが無く、漏洩パスは形成されない。すなわち寿命は無限になると考えられる。一方、非石綿ジョイントシートは有限の寿命を持つことになる。

5. 結言

1. 高温環境下におかれた非石綿ジョイントシートガスケットの接面にポイドが成長することを超音波映像装置の観察により明らかにした。
2. 接面のポイドのつながりにより漏洩パスが形成されるという漏洩機構にパーコレーション理論を適用した。
3. 接面のポイドの集合であるクラスタの最大面積に対する評価領域の比から漏洩率を求めたところ、0.2% (24 時間後) から 0.9% (48 時間後) と時間と共に上昇する。
4. 二次元の連続系のパーコレーションにおける臨界浸透面積率に基づき予測されるガスケットの高温寿命は 733 時間である。

本研究は厚生労働科学研究費補助金(労働安全衛生総合研究事業)の助成を受けたものである。

参考文献

- (1) 山中, トライボロジー—会議予稿集—鳥取 2004-11, (2004), 387-388.
- (2) 野々垣, 朝比奈, 配管技術, 49-13 (2007), 59-64.
- (3) 小田垣, パーコレーションの科学, 裳華房, (1993).