

200733018A

厚生労働科学研究研究費補助金

労働安全衛生総合研究事業

非石綿ガスケットの高温密封性能の評価と試験方法の開発

平成19年度 総括研究報告書

主任研究者 辻 裕一

平成20(2008)年 4月

目 次

I. 総括研究報告	
非石綿ガスケットの高温密封性能の評価と試験方法の開発	1
辻 裕一	
II. 分担研究報告	
1. 高温ガスケット密封性能試験法の検討・試験法の規格化	5
辻 裕一	
2. ガスケットの非線形有限要素解析・ガスケット係数の指針化	8
本田 尚	
III. 研究成果の刊行に関する一覧表	11
IV. 研究成果の刊行物・別刷	12

厚生労働科学研究費補助金（労働安全衛生総合研究事業）
総括研究報告書

非石綿ガスケットの高温密封性能の評価と試験方法の開発

主任研究者 辻 裕一 東京電機大学工学部教授

研究要旨 本研究は、非石綿ガスケットへの代替化促進のため、プラント運転時の高温における長期間のガスケットの性能・品質に関する信頼性データの収集・提供を目的とする。研究計画2年目である平成19年度は、高温ガスケット密封性能試験法としてJ-EHOT試験手順を決定し、規格原案を策定した。これに基づき試験方法の規格化と各種ガスケットの高温密封性能のデータベース化を進める。非石綿ガスケットの寿命予測に関しては、非石綿ガスケットの高温クリープ特性を実験的に明らかにし、3次元粘弾性モデルを適用した。時間経過に伴う体積ひずみの変化でガスケットの劣化を評価することにより、寿命を推定できる見込みである。次年度は、各種非石綿ガスケットの高温密封性能試験を系統的に実施しそのデータベース化を進め、非石綿ガスケットの設計係数の決定、代替品選択のための指針の提供を中立研究機関の立場から行う。

分担研究者氏名・所属機関名及び所属機関における職名

本田 尚・独立行政法人労働安全衛生総合研究所・産業安全研究所上席研究員

A. 研究目的

各種プラントの配管継手や機器フランジに多用されているガスケットは、高温でのアプリケーションに関して現時点での代替化が困難との理由から石綿含有製品製造等の禁止の対象となっていない。非石綿ガスケットは既に開発がある程度行われているが、プラント運転時における高温環境下での性能および品質の評価が定まっておらず、結果として石綿ガスケットの代替が進んでいない。非石綿ガスケットへの代替化促進の鍵は、プラント運転時の高温における長期間のガスケットの性能・品質に関する信頼性データの収集・提供である。

本研究では、標準的な高温ガスケット密封性能試験法の開発・規格化を進める。高温密封性能試験結果を利用し、非石綿ガスケットを用いたフランジ継手からの微少漏洩管理を目標に、最適なガスケット係数の表示方法を非線形有限要素解析に基づき検討する。この成果に基づき、非石綿ガスケ

ットの設計係数の決定、代替品選択のための指針の提供を中立研究機関の立場から行う。さらに、統一的試験基準に基づく指針が提供されれば、ガスケットメカにとっても性能目標となり、非石綿製品の開発を促す効果が期待される。

B. 研究方法

本研究は3年計画で、東京電機大学、および独立行政法人産業安全研究所で実施する。計画の2年目である平成19年度は、次に示す方法で研究を実施する。

まず東京電機大学では、常温のガスケット密封性能試験であるHPISガスケット試験法を高温に拡張した試験方法J-EHOTの試験シーケンスを確定させ、規格化のための規格原案を策定する。本試験法は、常温における組立て／高温でのガスケットのエイジングおよび外乱／シャットダウンという実際のプラント運転状況を想定しているところに特徴がある。初年度の研究において、外乱の条件設定に関して引き続き検討が必要とされていた。一方、代替ガスケットとして代表的な延伸PTFEシートガスケットを用いて試験を実施する。

産業安全研究所では、高温下における非

石綿ガスケットの寿命予測を目的に、高温クリープ特性を3次元粘弾性モデルとして評価し、その有用性について検討した。フランジ継手中でガスケットを長時間使用すると、ガスケットのクリープ/リラクゼーションによりボルト軸力が低下し、内部流体漏につながるリスクを評価することが目的である。同時に、実験モデルとしたガスケット付きフランジ継手について ABAQUS を用いて有限要素解析を実行する。ガスケットの非線形性、フランジ面での接触/分離を考慮できるモデルを作成し、初期締付け時と運転時のガスケット応力分布の変化を明らかにする。運転時のガスケット応力の除荷に着目して、J-EHOT 試験の高温での外乱シーケンスの根拠とする。さらに、非石綿ガスケットの設計係数を決定するための非線形有限要素解析モデルを作成する。

(倫理面への配慮)

本研究の実施によって、生体及び環境へ影響を及ぼすことは無いので、倫理面への問題は無いと考える。

C. 研究結果

1：高温ガスケット密封性能試験法の検討・試験法の規格化

3 インチの延伸PTFEシートガスケットを供試体とした。作動流体はHeガスを使用し、試験温度は 180°Cである。ROTTにおける漏洩レベルは厚さによらずほぼ一定であった。プラント運転時の外乱を想定したガスケット応力の除荷過程を 50%及び 25%のレベルで各 2 回行ったが漏洩量には大きな変化が見られず厚さ 3.0mm 及び厚さ 1.5mm 共に約 $10^{-4} \text{ Pa} \cdot \text{m}^3/\text{s}$ で一定の密封性能が保たれている。また、厚さ 1.5mm では外乱においても漏洩量が石鹼膜流量計の測定限界以下になるものもあった。測定限界は基本漏洩量 $2 \times 10^{-7} \text{ Pa} \cdot \text{m}^3/\text{s}$ に相当する。J-EHOT試験におけるガスケット変形量の変化に関しては、昇温時のガスケット変位の変化が最も大きく、その後のエージング中のクリープの進行が見られない。ガスケット変形量を基本漏洩量で整理すると、

両者は直線関係となる。すなわち、延伸PTFEガスケットでは高温においても漏洩量をガスケット変位で整理が可能であることを明らかにした。

2：ガスケットの非線形有限要素解析・ガスケット係数の指針化

ガスケットのクリープ特性に対して3軸応力状態で評価できる3次元粘弾性モデルを適用した。これにより3軸応力状態を静水圧成分と偏差成分に分けて評価できる。さらにガスケットの応力状態を考慮して3軸応力状態を考慮した圧縮方向のクリープ式が得た。実験では、常温におけるガスケットの変位は3時間で安定し、その値は 0.017 mm である。昇温を開始し、温度が安定した後、ガスケットの変位は徐々に増加している。高温におけるガスケットの変位は 500 時間で約 0.116 mm である。高温におけるガスケットひずみは時間の経過とともに増加しているが、増加率は時間とともに減少し、試験終了時のひずみは約 0.034 であった。有限要素解析に関しては、管フランジ締結体の軸対称有限要素解析モデルを作成した。ボルト、ナット及びボルト穴のヤング率は体積比より計算された値を与えている。ガスケットのヤング率は 1234 MPa とし、材料特性は圧縮試験に基づいて同定した応力-ひずみ関係を与えた。境界条件として、荷重はボルト荷重により与えており、ナットとボルトの接触面にはねじ要素を与えている。

D. 考察

1：高温ガスケット密封性能試験法の検討・試験法の規格化

J-EHOT試験により、延伸PTFEシートガスケットのシャットダウン時、再起動時のシール性能評価が行える。高温時と比較してガスケットの基本漏洩量のレベルが 2 桁～3 桁上昇していることが確認できた。これらの特性は非石綿うず巻形ガスケットと同様の傾向である。延伸PTFEガスケットの基本漏洩量と変形量の関係を明らかにし、高温においても漏洩量をガスケット変

位で整理できることを示した。これは延伸 PTFE が今回の試験温度の範囲では熱減量を伴うような化学変化を起こさないためと考えられる。

2：ガスケットの非線形有限要素解析・ガスケット係数の指針化

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すると、一定のひずみに収束する粘弾性成分と時間の経過とともに増加する体積変化成分に分離することができる。ガスケットの寿命は、ガスケットが劣化し、内部流体が漏洩するまでの期間を指すが、漏洩はガスケットのクリープにより引き起こされるため、時間の経過とともに増加するガスケットひずみの体積変化成分でガスケットの劣化を評価できれば、ガスケットの寿命を推定できると考えられる。有限要素解析に関しては、軸方向応力分布からボルトに曲げ荷重が作用していることがわかる。ガスケットの応力もガスケット内側の応力が、最大圧縮荷重に比べて小さいことから、フランジには曲げの力が作用している。解析結果は実験の状態をよく表しており、応力状態も妥当な結果を得た。

E. 結論

平成 19 年度の研究により、以下の結論を得た。

高温ガスケット密封性能試験 J-EHOT の試験シーケンスを確定させ、規格化のための規格原案を策定した。本試験法は、常温における組立て／高温でのガスケットのエイジングおよび外乱／シャットダウンという実際のプラント運転状況を想定しているところに特徴がある。代替ガスケットとして代表的な延伸 PTFE シートガスケットを用いて試験を実施した。

ガスケットの非線形有限要素解析では、ガスケットの寿命予測には、ガスケットの有限要素モデルにクリープ試験結果を適用し、ボルトの軸力低下を考慮する必要があることを示した。これによりボルト軸力の低下を表すとともに、ガスケットの高温長期寿命評価を試みる。

次年度には、高温ガスケット密封性能試験を系統的に実施することにより、代替品選択指針の提供、ならびに非石綿ガスケットの設計係数として科学的根拠のあるガスケット係数の決定を行う。また、ガスケットの三次元粘弾性モデルを用いて、非線形有限要素解析に基づき非石綿ガスケットを用いたフランジ継手の高温寿命評価を検討し、最適な高温寿命予測モデルを開発する。さらに、ガスケットの高温密封性能及び寿命予測を含むガスケットの高温特性に関してデータベース化を図り、代替品選択指針と共に広く提供する。

F. 健康危険情報

無し

G. 研究発表

1. 論文発表

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, Vol.45 No.5, 264-271, 2007.

辻 裕一：フランジ継手の設計・施工法の最適化とガスケットの石綿代替化の取組み, 配管技術, Vol.49, No.8, 53-59, 2007.

2. 学会発表

辻 裕一, 本田 尚：平成 19 年度労働安全重点研究推進シンポジウム抄録集：非石綿ガスケット 一高温密封性能の評価と試験方法の開発, 9-10, 2007.

S. Kaneda, H. Tsuji: Application of Plastic Region Tightening Bolt to Flange Joint Assembly: Behavior of Bolt Preload in Flange Joint Subjected to Internal Pressure, Proc. ASME PVP 2007/CREEP 8 Conference, PVP2007-26442 1-6, 2007.

照井雄貴, 辻 裕一：フランジ継手締付け指針の適用範囲拡大 一延伸 PTFE ガスケットへの適用一, 山梨講演会講演論文集, No.070-4, 126-127, 2007.

山口篤志, 辻 裕一, 南雲克也：フランジ継

手用ガスケットの高温粘弾性特性の評価,
山梨講演会講演論文集, No.070-4, 151-152,
2007.

長谷川 聡, 山口篤志, 辻 裕一: フランジ
継手用ガスケットの常温・高温下における
漏洩量評価 (延伸 PTFE ガスケットの
J-HOTT 試験), 山梨講演会講演論文集,
No.070-4, 153-154, 2007.

澤 俊行, 辻 裕一: ガスケット非石綿化
に対応するためのフランジ継手設計法の検
討, 日本高圧力技術協会, 平成19年度春
季講演会・講演概要集, 32-33, 2007.

近内孝, 本田尚, 辻 裕一, 正司康雅: ミス
アライメントを有するフランジ締結体のボ
ルト締付けの FEM 解析 (HPIS フランジ
締付け指針による場合), 山梨講演会講演論
文集, No.070-4, 122-123, 2007.

山口篤志, 本田尚, 辻裕一, 南雲克也: 3
次元粘弾性モデルによるフランジ継手用ガ
スケットの高温クリープ特性の評価, 安全
工学研究発表会 講演予稿集, 195-198,
2007.

H. 知的財産権の出願・登録状況 (予定を含
む)

1. 特許取得
なし
2. 実用新案登録
なし
3. その他
なし

厚生労働科学研究費補助金（労働安全衛生総合研究事業）
分担研究報告書

高温ガスケット密封性能試験法の検討・試験法の規格化

主任研究者 辻 裕一 東京電機大学工学部教授

研究要旨 本研究では、高温ガスケット密封性能試験方法として HPIS ガスケット試験法を高温に拡張した試験方法 J-EHOT を提案し、規格原案を策定した。常温における組立て／高温でのガスケットのエージングおよび外乱／シャットダウンという実際のプラント運転状況を想定しているところに特徴がある。これに基づき試験法の規格化と各種ガスケットの高温密封性能のデータベース化を進める。

A. 研究目的

各種プラントの配管継手や機器フランジに多用されているガスケットは、高温でのアプリケーションに関して現時点での代替化が困難との理由から石綿含有製品製造等の禁止の対象から除外されている。非石綿ガスケットは既に開発がある程度行われているが、プラント運転時における高温環境下での性能および品質の評価が統一されておらず、石綿ガスケットの代替化の遅れの原因となっている。非石綿ガスケットへの代替化促進の鍵は、プラント運転時の高温における長期間のガスケットの性能・品質に関する信頼性データの収集・提供である。

本研究では、標準的な高温ガスケット密封性能試験法の開発・規格化を進めることを目的とする。統一的試験基準に基づく指針が提供されれば、ガスケットメーカーにとっても性能目標となり、非石綿製品の開発を促す効果が期待される。

B. 研究方法

常温のガスケット密封性能試験である HPIS ガスケット試験法では、ガスケット寸法に依存しないものとして定義された基本漏洩量 L_b (Pa・m³/s) を有効締付圧 σ_e (N/mm²) と圧縮変形量 δ_a (mm) で評価する。 L_s は次式で表される。

$$L_s = \frac{L}{k} \quad (1)$$

ここで、 L (Pa・m³/s) は漏洩量、 k はガスケット形状係数であり、次式で表される。

$$k = \frac{1}{d_o/d_i - 1} \quad (2)$$

HPIS ガスケット試験法を高温に拡張した試験方法 J-EHOT を提案している。J-EHOT 試験では、常温特性を ROTT (pre-ROTT)、高温特性を HOTT により評価し、その後、常温に戻し再度 ROTT (post-ROTT) を行う。図 1 に昨年度と本年度の研究に基づき確定した J-EHOT のガスケット締付圧の負荷シーケンスを示す。負荷シーケンスの前半の pre-ROTT は、HPIS ガスケット試験法のシーケンスに相当する。ガスケットを常温状態で Pre-ROTT に従って負荷する。その後、ガスケットを試験温度まで昇温させ、試験内圧一定で 90 時間以

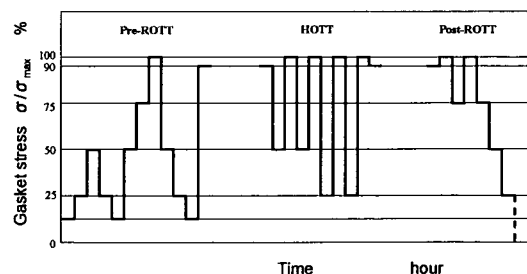


Fig. 1 Loading sequence for J-EHOT.

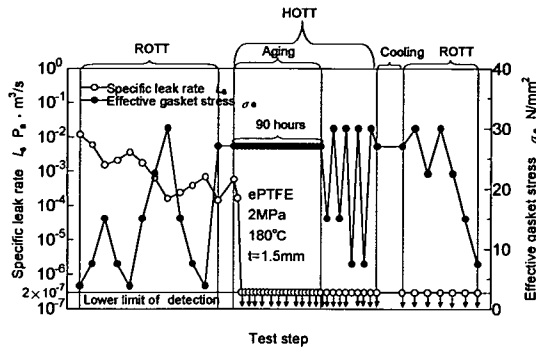


Fig. 2 Result of J-EHOT for ePTFE sheet gasket with thickness of 1.5 mm.

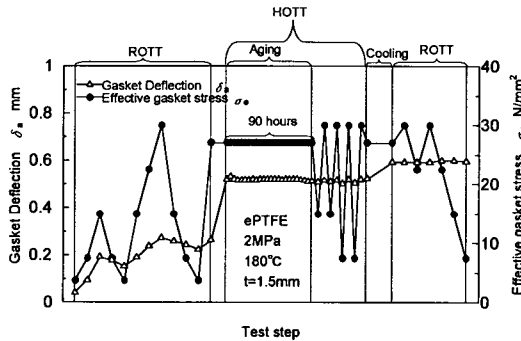


Fig. 3 Relation between test step, gasket deflection and effective gasket stress.

上放置 (エージング) する。エージング終了後、高温のまま外乱に相当する 50%及び 25%の 2 段階のガスケット締付圧比の除荷・負荷過程を各 2 回繰り返す。最後にガスケット温度を常温に戻し、除荷過程 Post-ROTT を行う。

この試験法は、常温における組立て/高温でのガスケットのエージングおよび外乱/シャットダウンという実際のプラント運転状況を想定しているところに特徴がある。高温でのエージング前後のシール特性の変化を常温試験結果の比較により確認できる。さらに、pre-ROTT と post-ROTT の漏洩量測定結果の比較だけで、測定の難しい高温特性の評価が行える。

C. 研究結果

供試ガスケットは 3 インチの延伸 PTFE シートガスケット(GORE-TEX SGM ガス

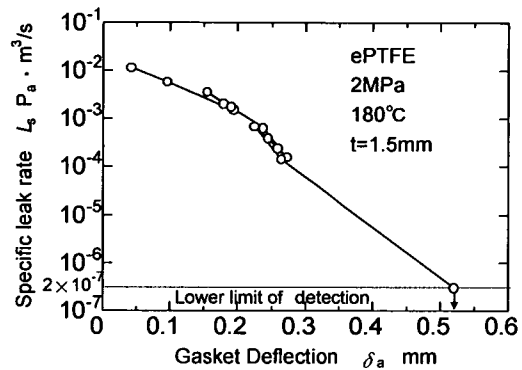


Fig. 4 Relation between gasket deflection and specific leak rate.

ケット, 厚さ 1.5mm, 3.0mm) である。作動流体は He ガスを使用し、試験温度は 180°C である。

図 2 に厚さ 1.5mm のガスケットを用いた J-EHOT 試験の結果を基本漏洩量を対数とし、横軸に時間経過 (Test step) として示す。ROTT における漏洩レベルは厚さによらずほぼ一定であった。複数の試験により漏洩レベルの再現性も確認している。プラント運転時の外乱を想定したガスケット応力の除荷過程を 50% 及び 25% のレベルで各 2 回行ったが漏洩量には大きな変化が見られず厚さ 3.0mm 及び厚さ 1.5mm 共に約 10^{-4} Pa·m³/s で一定のシール性能が保たれている。また、厚さ 1.5mm では外乱においても漏洩量が石鹼膜流量計の測定限界以下になるものもあった。測定限界は基本漏洩量 2×10^{-7} Pa·m³/s に相当する。

図 3 に厚さ 1.5mm のガスケットを用いた J-EHOT 試験におけるガスケット変形量の変化を示す。昇温時のガスケット変位の変化が最も大きく、その後のエージング中のクリープの進行が見られない。図 4 にガスケット変形量と基本漏洩量の関係を示す。変位と漏洩量の関係は直線で表せられる。延伸 PTFE ガスケットでは高温においても漏洩量をガスケット変位で整理が可能であることを明らかにした。

D. 考察

J-EHOT 試験により、延伸 PTFE シートガスケットのシャットダウン時、再起動時

のシール性能評価が行える。高温時と比較してガスケットの基本漏洩量のレベルが 2 桁～3 桁上昇していることが確認できた。これらの特性は非石綿うず巻形ガスケットと同様の傾向である。延伸 PTFE ガスケットの基本漏洩量と変形量の関係を明らかにし、高温においても漏洩量をガスケット変位で整理できることを示した。これは延伸 PTFE が今回の試験温度の範囲では熱減量を伴うような化学変化を起こさないためと考えられる。

今後、各種の形式・材質の非石綿ガスケットの中から代表的なものに関して、数段階の試験温度において J-EHOT 試験を実施し、非石綿ガスケットの高温密封性能のデータベース化を進める計画である。

E. 結論

フランジ継手用ガスケットの高温密封性能試験方法を提案すると共に試験を実施した。以下に得られた成果を示す。

- (1) HPIS ガスケット試験法を拡張した高温ガスケット試験法 (J-EHOT 試験法) を提案し、試験法の規格原案策定を進めた。
- (2) 石綿ジョイントシートガスケットの代替品として代表的な延伸 PTFE シートガスケットについて、常温における組立て/高温でのガスケットのエイジングおよび外乱/シャットダウンというプラント運転状況を想定して、ガスケットの高温密封性能を明らかにした。

F. 健康危険情報 無し

G. 研究発表

1. 論文発表

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, Vol.45 No.5, 264-271, 2007.

辻 裕一: フランジ継手の設計・施工法の最適化とガスケットの石綿代替化の取組み, 配管技術, Vol.49, No.8, 53-59, 2007.

2. 学会発表

辻 裕一, 本田 尚: 平成 19 年度労働安全重点研究推進シンポジウム抄録集: 非石綿ガスケット—高温密封性能の評価と試験方法の開発, 9-10, 2007.

S. Kaneda, H. Tsuji: Application of Plastic Region Tightening Bolt to Flange Joint Assembly: Behavior of Bolt Preload in Flange Joint Subjected to Internal Pressure, Proc. ASME PVP 2007/CREEP 8 Conference, PVP2007-26442 1-6, 2007.

照井雄貴, 辻 裕一: フランジ継手締付け指針の適用範囲拡大—延伸 PTFE ガスケットへの適用—, 山梨講演会講演論文集, No.070-4, 126-127, 2007.

山口篤志, 辻 裕一, 南雲克也: フランジ継手用ガスケットの高温粘弾性特性の評価, 山梨講演会講演論文集, No.070-4, 151-152, 2007.

長谷川 聡, 山口篤志, 辻 裕一: フランジ継手用ガスケットの常温・高温下における漏洩量評価 (延伸 PTFE ガスケットの J-HOTT 試験), 山梨講演会講演論文集, No.070-4, 153-154, 2007.

澤 俊行, 辻 裕一: ガスケット非石綿化に対応するためのフランジ継手設計法の検討, 日本高圧力技術協会, 平成 19 年度春季講演会・講演概要集, 60-61, 2007.

H. 知的財産権の出願・登録状況 (予定を含む)

1. 特許取得
なし
2. 実用新案登録
なし
3. その他
なし

厚生労働科学研究費補助金（労働安全衛生総合研究事業）
分担研究報告書

ガスケットの非線形有限要素解析・ガスケット係数の指針化

分担研究者 本田 尚

独立行政法人労働安全衛生総合研究所・産業安全研究所上席研究員

研究要旨 非石綿ガスケットの寿命予測を目的に、高温下における非石綿ガスケットのクリープ特性を実験的に明らかにし、3次元粘弾性モデルによりガスケットの高温クリープ特性を評価した。時間経過によるガスケットの体積ひずみの変化でガスケットの劣化を評価することにより、ガスケットの寿命を推定できる見込みが得られた。

A. 研究目的

フランジ継手用ガスケットを長時間使用すると、ガスケットのクリープ/リラクゼーションによりボルト軸力が低下し、内部流体が漏洩する危険性がある。今日、常温におけるガスケットのクリープ特性に関する報告はいくつかなされているが、高温におけるクリープ特性の解明はほとんど行われていない。高温下においてはガスケットクリープが顕著に現れることから、ガスケットの高温クリープ特性の解明は急務といえる。石綿代替化が進められている中で、クリープ特性の解明は非石綿ガスケットの寿命予測につながると考えられる。そこで本研究では、高温下における非石綿ガスケットの寿命予測を目的に、高温クリープ特性を3次元粘弾性モデルとして評価し、その有用性について検討した。

B. 研究方法

高温クリープ試験は、図1に示すような試験装置を炉の中に入れて行った。フランジは平面座 Class 600 ブラインド型 4 inch フランジを使用し、ガスケットは外径 180mm、内径 116mm、厚さ 3mm の非石綿ジョイントシートガスケット (No.6502 日本バルカー工業社製) を用いた。常温におけるガスケットの変位を 4 時間測定した後、180℃まで昇温する。温度が安定した

後、クリープ試験開始から 500 時間までのガスケットの変位を測定する。

ガスケットのクリープ特性に対して 3 軸応力状態で評価できる 3 次元粘弾性モデルを適用した。3 次元粘弾性モデルは、図2に示すように 3 軸応力状態を静水圧成

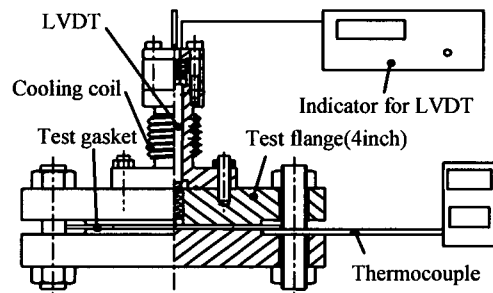
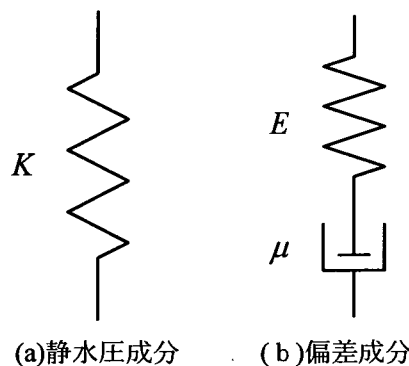


Fig. 1 試験装置



(a) 静水圧成分 (b) 偏差成分
Fig. 2 3次元粘弾性モデル

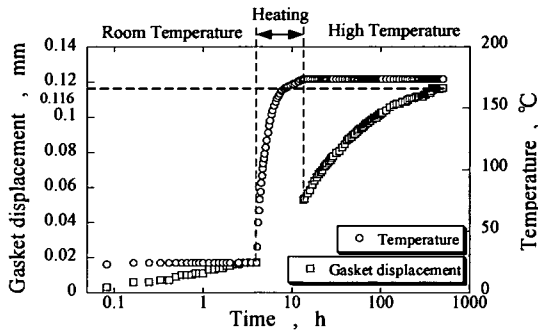


Fig.3 クリープ試験の試験結果

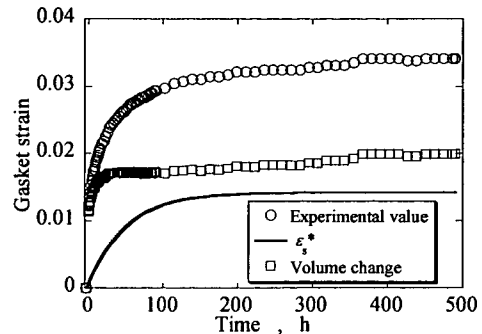


Fig.4 ϵ_s^* と体積変化成分の挙動

分と偏差成分に分けて評価できる。ガスケットの応力状態を考慮すれば、次式に示すような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。

$$\bar{\epsilon}_{zz} = \frac{3(E + \mu \cdot s)}{2 \cdot E \cdot \mu \cdot s + 3(E + \mu \cdot s)} \bar{\sigma}_{zz} \quad (1)$$

ここで、 $\bar{\epsilon}_{zz}$ ：ラプラス変換した圧縮方向のひずみ、 $\bar{\sigma}_{zz}$ ：ラプラス変換した圧縮応力、 K ：体積弾性率、 μ ：粘性率、 E ：ヤング率である。 σ_{zz} をステップ荷重として式(1)に代入後、式(1)をラプラス逆変換すれば、次式のような圧縮方向のクリープ特性 ϵ_s が得られる。

$$\epsilon_s = \frac{-\sigma_s}{K} \left[1 - \frac{2}{3K/E + 2} \exp\left(\frac{-3K}{3K(\mu/E) + 2\mu} t\right) \right] \quad (2)$$

C. 研究結果

図3にガスケットのクリープ試験の試験結果を示す。常温におけるガスケットの変位は3時間で安定し、その値は0.017 mmである。昇温を開始し、温度が安定した後、ガスケットの変位は徐々に増加している。高温におけるガスケットの変位は500時間で約0.116 mmである。

図4に高温におけるガスケットひずみ-時間線図を示す。横軸は炉内温度が一定となった時間を開始時間とした。ひずみは時間の経過とともに増加しているが、その増加量は時間とともに減少し、試験終了時のひずみは約0.034であった。

D. 考察

3次元粘弾性モデルを構成する要素の値は、ガスケットのクリープ特性を最小二乗近似し、式(7)と係数を照らし合わせることで求めることができる。ガスケットのポアソン比を $\nu=0.33$ として、 K 、 μ 、 E の値を求めたところ、 $K=1210\text{MPa}$ 、 $\mu=48.7\text{GPa}\cdot\text{h}$ 、 $E=1234\text{MPa}$ であった。ヤング率は試験ガスケットの圧縮復元特性から得られた除荷時のヤング率1244MPaとよく一致する。

高温時におけるひずみを純粋に評価するためには、常温で生じたひずみを除けばよい。高温時のひずみを ϵ_s^* として図4に示す。 ϵ_s^* は体積変化とは無関係な粘弾性成分であり、これを試験結果から引けば体積変化を表すことができる。このように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すると、一定のひずみに収束する粘弾性成分と時間の経過とともに増加する体積変化成分に分離することができる。

ガスケットの寿命は、ガスケットが劣化し、内部流体が漏洩するまでの期間を指すが、漏洩はガスケットのクリープにより引き起こされるため、時間の経過とともに増加するガスケットひずみの体積変化成分でガスケットの劣化を評価できれば、ガスケットの寿命を推定できると考えられる。

また、本試験を模した有限要素解析を行った。有限要素解析は、汎用の有限要素解析コードABAQUSを使用した。図5に本試験の軸対称モデルを示す。フランジのヤング率は206 GPaとし、ボルト、ナット及び

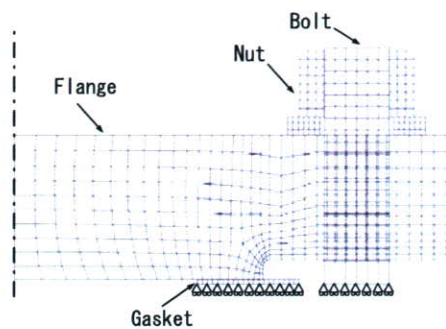


Fig. 5 有限要素モデル

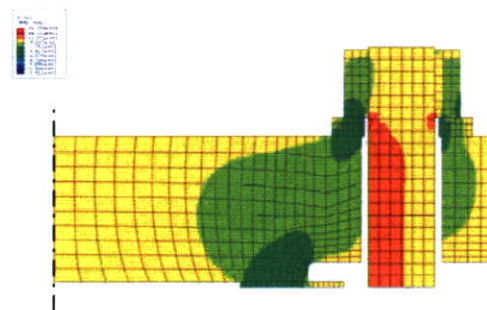


Fig. 6 有限要素解析結果

ボルト穴のヤング率は体積比より計算された値を与えている。ガスケットのヤング率は 1234 MPa とし、材料特性は圧縮試験に基づいて同定した応力-ひずみ関係を与えた。境界条件として、荷重はボルト荷重により与えており、ナットとボルトの接触面にはねじ要素を与えている。また、上下の対称性を考慮し、ガスケット厚は 1/2 である。

図 6 に解析により得られた軸方向の応力分布を示す。ボルトに曲げ荷重が作用していることがわかる。ガスケットの応力もガスケット内側の応力が、最大圧縮荷重に比べて小さいことから、フランジには曲げの力が作用していると考えられる。解析結果は実験の状態をよく表しており、応力状態も妥当な結果を得た。今後は、ガスケット特性にクリープ試験結果を適用することにより、ボルト軸力の低下を表すとともに、ガスケットの寿命予測を試みる。

E. 結論

- (1) 実験値との比較からガスケットのクリープ特性を一定のひずみに収束する粘弾性成分と体積変化成分に分けることができる。
- (2) 体積変化成分がガスケットの劣化に影響していると考えられる。
- (3) ガスケットの寿命予測には、ガスケットの有限要素モデルにクリープ試験結果を与え、ボルトの軸力低下を考慮する必要がある。

F. 健康危険情報

なし

G. 研究発表

1. 論文発表

なし

2. 学会発表

近内孝, 本田尚, 辻 裕一, 正司康雅: ミスアライメントを有するフランジ締結体のボルト締付けの FEM 解析 (HPIS フランジ締付け指針による場合), 山梨講演会講演論文集, No.070-4, 122-123, 2007.

山口篤志, 本田尚, 辻裕一, 南雲克也: 3次元粘弾性モデルによるフランジ継手用ガスケットの高温クリープ特性の評価, 安全工学研究発表会 講演予稿集, 195-198, 2007.

辻 裕一, 本田 尚: 平成 19 年度労働安全重点研究推進シンポジウム抄録集: 非石綿ガスケット —高温密封性能の評価と試験方法の開発, 9-10, 2007.

H. 知的財産権の出願・登録状況 (予定を含む。)

1. 特許取得

なし

2. 実用新案登録

なし

3. その他

なし

研究成果の刊行に関する一覧表

雑誌

発表者氏名	論文タイトル名	発表誌名	巻号	ページ	出版年
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	Vol.45 No.5	264-271	2007
辻 裕一	フランジ継手の設計・施工 法の最適化とガスケット の石綿代替化の取組み	配管技術	Vol.49, No.8	53-59	2007
S. Kaneda, H. Tsuji	Application of Plastic Region Tightening Bolt to Flange Joint Assembly: Behavior of Bolt Preload in Flange Joint Subjected to Internal Pressure	Proc. ASME PVP 2007 / CREEP 8 Conference	PVP2007- 26442	1-6	2007
辻 裕一, 本田 尚	非石綿ガスケット —高温 密封性能の評価と試験方 法の開発	平成 19 年度労 働安全重点研 究推進シンポ ジウム抄録集		9-10	2007
照井雄貴, 辻 裕一	フランジ継手締付け指針 の適用範囲拡大 (延伸 PTFE ガスケットへの適 用)	山梨講演会講 演論文集	No.070-4	126-127	2007
山口篤志, 辻 裕一, 南雲克也	フランジ継手用ガスケット の高温粘弾性特性の評価	山梨講演会講 演論文集	No.070-4	151-152	2007
長谷川 聡, 山口篤志, 辻 裕一	フランジ継手用ガスケット の常温・高温下における 漏洩量評価 (延伸 PTFE ガスケットの J-HOTT 試 験)	山梨講演会講 演論文集	No.070-4	153-154	2007
澤 俊行, 辻 裕一	ガスケット非石綿化に対 応するためのフランジ継 手設計法の検討	日本高圧力技 術協会, 平成 1 9 年度春季講 演会・講演概要 集		60-61	2007
近内孝, 本田尚, 辻 裕一, 正司康雅	ミスアライメントを有す るフランジ締結体のボルト 締付けの FEM 解析 (HPIS フランジ締付け 指針による場合)	山梨講演会講 演論文集	No.070-4	122-123	2007
山口篤志, 本田尚, 辻裕一, 南雲克也	3次元粘弾性モデルによる フランジ継手用ガスケット の高温クリープ特性 の評価	安全工学研究 発表会講演予 稿集		195-198	2007

フランジ継手への塑性域締結の適用

Application of Plastic Region Tightening Bolt to Flange Joint Assembly

東京電機大学大学院

金田 忍 (Shinobu KANEDA)

東京電機大学工学部

辻 裕一 (Hirokazu TSUJI)

Plastic region tightening has been applied to the flange joint assembly. The tightening procedure follows the modified HPIS flange tightening procedure, which employs the angle control method instead of the torque control method. Tightening tests is conducted using JPI 4 inch flanges and spiral wound gaskets. Bolts of M16 with the reduced shank are used to adjust the tightening force. The estimation method is proposed for the yield tightening force of the bolt with reduced shank of hollow cylinder. The scatter of the axial force is 10% or less after the tightening process is completed. The uniformity of the bolt axial forces obtained by plastic region tightening is equivalent or superior to that of elastic region tightening by HPIS procedure. In the tightening process, the increase in axial force is very small in the plastic region of the bolt, so that the influence of the elastic interaction is also small, which is advantageous with respect to the uniformity of the bolt axial force. Application of plastic region tightening to the flange joint may downsize the bolts and the flange due to higher tightening forces and their uniformity.

Key words : Flanged joint, Bolted joint, Plastic region tightening, Angle control method

1. 緒言

流体を取り扱う機器に見られる接合部では、ガスケット付フランジ継手が広く用いられているが、フランジ継手からの内部流体の漏洩は古くから発生している。フランジ内部を流れる流体が高温、高圧、または有害であったりすることも少なくない。そのため、漏洩防止対策が施された設計・施工法の確立を目指して研究が行われている^{1),2)}。

フランジ継手からの漏洩防止には、締付け軸力の均一性が重要であるが、フランジ継手は多数本

のボルトで締め付けるため、締付け軸力を一定にすることは難しい。締付け軸力が均一でないと、ガスケット応力が不足、不均一となり漏洩の原因となる。

従来からのフランジ継手の締結方法として、トルク法³⁾による弾性域締結がある。この方法は、ねじ部品が有する降伏点（耐力）以下の弾性域内で締め付ける方法であり、締付けにはトルクレンチが用いられる。しかし、この方法は締結時の摩擦係数の変動を必ず伴い、それに起因して締付け軸力がばらつき、締結能力が不安定な状態になりやすい。さらに多数本ボルト締結体であるフラン

ジ継手の締結には、ボルト同士の弾性相互作用⁴⁾による締付け軸力の変動、ガスケットの片締め、リラクゼーションなどフランジ継手特有の問題・困難が伴う。そのことに起因して締結部からの内部流体の漏洩の発生をひき起こす可能性がある。

一方、自動車業界では以前より弾性域締結に代わる合理的な締結方法として、締付け軸力がねじ部品の有する降伏点以上になるように締め付ける塑性域締結が注目されている⁵⁾。塑性域締結は、高い締付け軸力が得られ、締付け軸力のばらつきが小さいという利点をもつ。また、初期締付け軸力の増加およびばらつきの低減は、疲労破壊やゆるみの防止に有利に働き、ねじ締結体の信頼性の向上をもたらす。そして、小径化したねじや強度区分が低いねじを使用し同等の締結能力を得ることが可能になる。以上より、締結部の小型軽量化等の高機能化、コスト削減が達成される。

塑性域締結は各種工業分野で採用されている。塑性域締結の優位性の力学的根拠を明確にし、さらにこれに基づく強度設計の指針の確立を目指し、多くの研究が行われてきている^{6)~9)}。塑性域締結におけるねじ締結体やねじの挙動は解明されつつあるが、フランジ継手のような多数本ねじ締結体の挙動については明確になっていない。

本研究ではフランジ継手の組立てに塑性域締結を適用し、締付け中のボルトの締付け軸力の均一性に着目し、その優位性を検討している。塑性域締結では弾性域締結と比較して高い締付け軸力が得られるので、ボルトやフランジの小型化が可能になると考えている。また、締付け軸力の均一性が得られれば、フランジ締結部からの漏洩防止に有効である。

2. フランジ継手の締結技術の現状

ボルト締付け軸力管理の重要性は一般に認識されており、トルク法による管理は広く適用されている。これは個々のボルトの締付け軸力管理であるが、トルクレンチを注意深く使用しても、ねじ部品各部の摩擦係数のばらつき等の影響のために一定の締付け軸力を得られず、少なく見積もって

も±17%程度の締付け軸力のばらつきが生じる³⁾。

日本高圧力技術協会規格 (HPIS) では、フランジ継手に対して締付け軸力の均一化および作業性を両立させた実用的な締付け手順を規定している⁴⁾。作業時間を減らすために締付けステップを減らし、人為的ミスを防ぐためのシンプルで容易な手順となっている。

Table 1 に HPIS フランジ継手締付け手順を示す。仮締付けとして、フランジのミスアライメントを防ぐために 4 本ないし 8 本のボルトを目標締付けトルクの 100% で締め付ける。その後、本締付けとして、締付けステップの数を減らすために全てのステップにおいて、目標トルクの 100% で締め付ける。人為的ミスを防ぐためのシンプルな手順を目的として時計回り締付けが採用されている。ガスケットのリラクゼーションによる締付け軸力低下の補償が必要であれば、4 時間以上経過後に 1~2 周の増締めを行う。

HPIS フランジ継手締付け指針では、締付け手順の簡略化、締付け周回数の短縮化が図られている。HPIS フランジ継手締付け指針の締付け試験の結果を ASME PCC-1 締付け手順¹⁰⁾ の場合と比較すると、ガスケット種類、フランジ呼び径によらず、締付け軸力の目標軸力への収束は速い。HPIS フランジ継手締付け手順と ASME PCC-1 締付け手順による締付け完了時の締付け軸力の平均値は同等の水準であるとされている^{4),11)}。

Table 1 HPIS tightening procedure [3]

Step	Loading
Install	Hand tighten all bolts, then tighten 4 or 8 equally spaced bolts with gradually increased tightening torque to 100% of target torque on a cross-pattern tightening sequence. Check flange gap around circumference for uniformity.
Tightening	Tighten all bolts with tightening torque to 100% of target torque on a rotational clockwise pattern for specified iterations (6 passes for 10 inch and greater flange, 4 passes for others).
Post-tightening	If necessary, wait a minimum of four hours and tighten by the previous step, but 1 or 2 passes.

3. 塑性域締結の概念

Table 2 に代表的なねじの締結管理方法³⁾を示す。Fig. 1 にボルト伸びと締付け軸力の関係を用いて、各管理方法が目標とする締付け領域を示す。表中の締付け係数 $Q (=F_{max}/F_{min})$ は、締付け軸力の最大値と最小値の比であり、締付け軸力のばらつきを表す。一般的に弾性域締結にはトルク法を用い、塑性域締結には回転角法、またはトルク勾配法を用いる。また、弾性域締結では Q が大きく、塑性域締結（弾性限界も含む）では Q が小さい。

弾性域締結方法はねじ部品が有する降伏点（耐力）以下の弾性域内で締め付ける方法で、外力が作用したときにも、ねじ部品の軸力が弾性限界を超えないように十分な余裕を見込んで設計される。Fig. 1 に示す弾性限界内での締付け管理方法であるトルク法では、各部の摩擦係数の影響を受け締付け軸力がばらつき、締結能力が不安定な状態になりやすい。

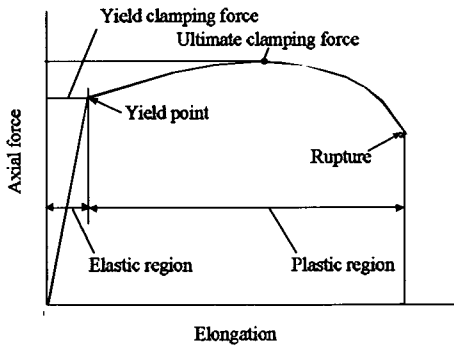


Fig. 1 Relation between axial force and bolt elongation under tightening.

塑性域締結はねじ部品が有する降伏点（耐力）以上になるように締め付ける方法である。Fig. 1 に示すように適用領域の軸力-伸び曲線の傾斜が緩いので、締付けの際に与えたナット回転角に誤差があってもそれが締付け軸力のばらつきに及ぼす影響が小さい。この特性に加えて、Table 2 に示す三種類の締付け法のうち最高の締付け軸力が得られる。締付け軸力はねじ部品の機械的性質やねじ部摩擦係数によって異なるがねじ部品の引張強さに対して90%またはそれ以上になる。ねじの強度的使用効率、弾性域締結よりはるかに高い。締付け係数 Q は1.2と締付け軸力のばらつきも小さい。

弾性域締結ではねじ締結に必要な締付け軸力を与えるためにトルクレンチを用いるトルク法が一般的であるが、塑性域ではトルク値が一定となるのでトルクで軸力を管理することができない。そこで、ボルト・ナット間の相対的回転角を指標として締付け軸力を管理するナット回転角法を用いる。

4. 降伏締付け軸力の推定

辻らは全断面降伏を考慮したねじの降伏締付け軸力の推定方法を提案した¹²⁾。提案した推定方法によれば、ねじの単軸引張り試験で得られる材料定数を用い、塑性域締結における締付け軸力である降伏締付け軸力の推定が可能である。ねじの降伏締付け軸力は次式で表される。

$$F_{fy} = \frac{\pi d_s^2 \sigma_{ys}}{4 \sqrt{1 + 3 \left\{ \frac{3}{2} \frac{d_2}{d_s} \left(\frac{P}{\pi d_2} + 1.155 \mu_s \right) \right\}^2}} \quad (1)$$

Table 2 Tightening control method.

Tightening control method	Index	Tightening area	Tightening coefficient Q
Torque control method	Tightening torque	elastic region	1.4 - 3.0
Angle control method	Tightening angle	elastic region	1.5 - 3.0
		plastic region	1.2
Torque gradient control method	Tightening torque gradient for tightening angle	elastic limit	1.2

ここで、 d_2 はねじの有効径、 d_s は有効断面の直径、 P はピッチ、 σ_{ys} は単軸引張りの降伏応力、 μ_s はねじ部摩擦係数である。

中空円筒の細胴部をもつボルトに対して降伏締付け軸力を算出できるように式(1)を拡張する。

締付けによる降伏時の軸力 F_{fy} とねじ部トルク T_{sy} (組合せ荷重による全断面降伏条件) には次式の関係が成立する。軸力とトルクの相互作用曲線の下界 (安全側の解) を表している。

$$\left(\frac{F_{fy}}{F_y}\right)^2 + \left(\frac{T_{sy}}{T_y}\right)^2 = 1 \quad (2)$$

ここで F_y と T_y はそれぞれ軸力とトルクが単独に作用する場合の降伏点荷重を表し、単軸引張りの降伏応力 σ_{ys} と τ_{ys} を用いて次式で与えられる¹⁰⁾。

$$F_y = \frac{\pi}{4} d_E^2 (1 - k^2) \sigma_{ys} \quad (3)$$

$$T_y = \frac{\pi}{12} d_E^3 (1 - k^3) \tau_{ys} \quad (4)$$

ここで d_E は細胴部の外径を、 $k = d_e/d_E$ は細胴部の内外径比を表す。von Mises の降伏条件より $\tau_{ys} = \sigma_{ys}/\sqrt{3}$ となる。

さて、締付け時のねじ部トルク T_{sy} と締付け軸力 F_{fy} には比例関係が成立し、締付け降伏時における T_{sy} と F_{fy} の関係は次式で表される。

$$T_{sy} = F_{fy} \frac{1}{2} \left(\frac{P}{\pi} + 1.155 \mu_s d_2 \right) \quad (5)$$

(2)~(5)式より F_{fy} は次式で与えられる。

$$F_{fy} = \frac{\pi d_E^2 (1 - k^2) \sigma_{ys}}{4 \sqrt{1 + 3 \left\{ \frac{3 d_2 (1 - k^2)}{2 d_E (1 - k^3)} \right\} \left(\frac{P}{\pi d_2} + 1.155 \mu_s \right)^2}} \quad (6)$$

ボルトの単軸引張り試験の結果より得られた

$\sigma_{ys} = 900 \text{MPa}$ 、M16 ボルトの有効径 $d_2 = 14.7 \text{mm}$ 、及び細胴部の内外径 $d_e = 6 \text{mm}$ 、 $d_E = 10 \text{mm}$ 、を(6)式に代入すると $F_{fy} = 42.8 \text{kN}$ を得る。軸力 F_{fy} は単軸引張りの降伏軸力 $F_y = 45.1 \text{kN}$ より約 8 % 小さい。

5. ボルト単体の塑性域締付け試験

5.1 伸び測定用ボルト

フランジ継手の塑性域締付け試験を行う前にフランジで使用するボルト単体の塑性域締結特性を調査した。

塑性域締結ではトルクで軸力を管理することができないので、締付け回転角やボルトの伸びで軸力を管理する。そのため伸び測定用ボルトを用意した。Fig. 2 に試験ボルトを示す。M16 全長 150mm の両ナットボルトである。ボルト材質 SNB7、ナット材質 S45C である。ボルト軸部で塑性変形を生じるように、ボルト中央部に $\phi 10 \text{mm}$ の細胴部を旋削により設ける。伸びを測定するため、ボルトに $\phi 6 \text{mm}$ の貫通穴を加工し $\phi 4 \text{mm}$ のインジケータロッドを通す。ロッドの一端は溶接により固定し、他端にフラット測定子を取り付ける。

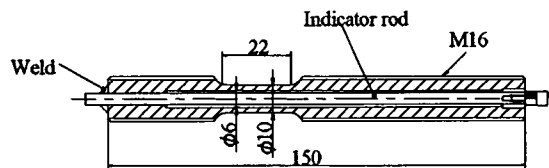


Fig. 2 Indicator-type of bolt.

5.2 試験方法

Fig. 3 に試験ボルトと変位測定装置を、Fig. 4 に一本締付け試験の実験装置の構成を示す。インジケータロッドの変位によるポテンシオメータの抵抗変化をデジタルマルチメータにより測定し、ボルト伸びとして PC に取り込む。

締付け試験では締付け軸力測定用のロードセルをはさみ、座面板、ボルト・ナットを組み付ける。

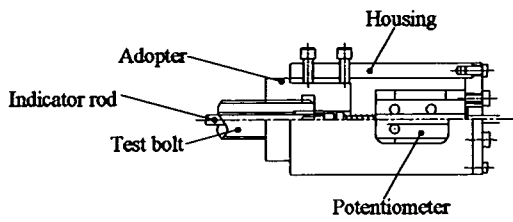


Fig. 3 Assembly of bolt and elongation detector.

ねじ部品および座面の潤滑には MoS₂ 乾性皮膜を用いる。締付けは、予め手で軽く締付けナットと座面をなじませた後、回転角法によりトルクレンチと10倍トルク増幅装置により行う。ナット回転角 12.5度毎にボルト伸びと軸力を記録し、ボルトが破断するまで締め付ける。

5.3 ボルト単体の塑性域締結特性

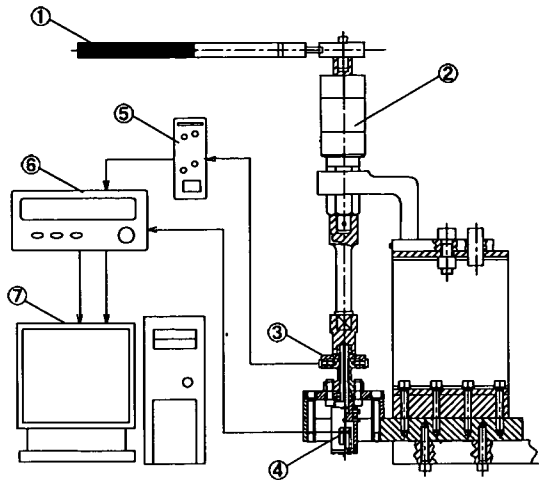
Fig. 5(a)にボルト伸びと締付け軸力の関係を、Fig. 5(b)にナット回転角と締付け軸力の関係を示す。伸び0.3mm付近でボルトは降伏し、2.1mmで破断する。降伏締付け軸力を細胴部長さ(22mm)に基づく0.2%耐力として求めると47.9kNである。試験ボルトの締付け特性は一般的な高強度ボルトを塑性域締結した場合と比較して同様である。

M16のピッチは2mmであるが、弾性域および塑性域においてナット回転角とボルトの伸びを対応させるためには、被締結部材(ロードセル)の圧縮コンプライアンスとボルトねじれ角を考慮しなければならない。後述のフランジ継手の締付けでは、ガスケットの圧縮コンプライアンスが大きいので、Fig. 5からナット回転角の目標値を決定させることはできない。フランジ継手を実際に締め付け、目標締付け回転角を設定する必要がある。

6. フランジ継手の塑性域締付け試験

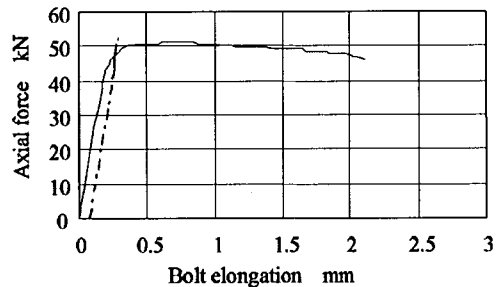
6.1 試験装置

Fig. 6にフランジ継手の塑性域締付け試験の試験装置を示す。締付けにはトルクレンチおよび10倍トルク増幅装置を用いる。インジケータロツ

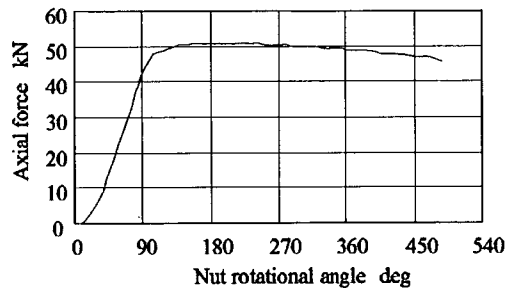


① Torque wrench ② Ten times torque amplifying device
③ Load cell ④ Potentiometer ⑤ Strain amplifier
⑥ Digital multimeter ⑦ Personal computer

Fig. 4 Setup for plastic region tightening test.

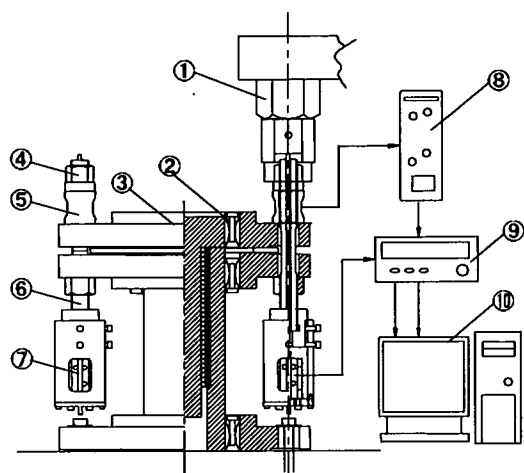


(a) Relation between axial force and bolt elongation.



(b) Relation between axial force and nut rotational angle.

Fig. 5 Result of plastic region tightening test.



① Ten times torque amplifying device ② Clamp lock
③ Flange joint ④ Hexagon nut ⑤ Load cell
⑥ Bolt ⑦ Potentiometer ⑧ Strain amplifier
⑨ Digital multimeter ⑩ Personal Computer

Fig. 6 Setup for flange tightening test.

ドの変位によるポテンショメータの電圧変化をデジタルマルチメータにより測定し、ボルトの伸びとしてPCに取り込む。ボルトの上部には締付け軸力測定用のロードセルを取り付け、ロードセルの電圧の変化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。

試験ボルトは一本締付け試験で用いた、M16伸び測定用ボルトを8本使用した。試験フランジはJPI 4inch Class 150lb スリップオン型、材質SFVC2Aである。ガスケットは非石綿うず巻き形ガスケット150LB-100Aを用いる。

6.2 フランジ継手の目標締付け回転角の決定

Fig. 7にナット回転角の目標値 θ_N の決定法を示す。ナット回転角の目標値は、ナット回転角のばらつきが締付け軸力に及ぼす影響が最小になるという意味では、極大点Uの横座標値 θ_U がよいと思われる。しかし、ボルトの破断の前兆である「くびれ」が極大点の直後から始まるので、締付け早々にくびれが発生することは避けたい。また、現場における作業能率を考慮すれば、ナット回転

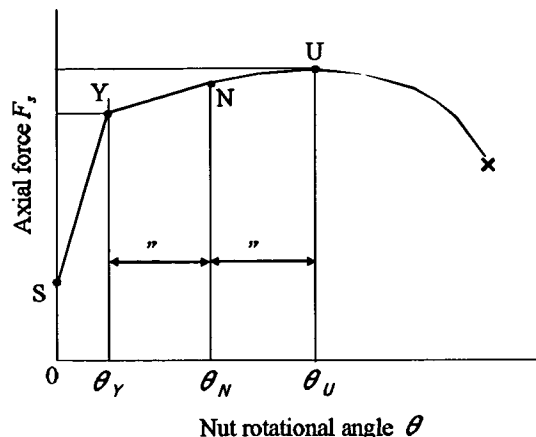


Fig. 7 Determination of target of nut rotational angle.

角はなるべく小さいほうが良い。そこで降伏点Yの横座標 θ_Y と極大点Uの横座標 θ_U との平均値、すなわち

$$\theta_N = \frac{1}{2}(\theta_Y + \theta_U) \quad (7)$$

をナット回転角の目標値 θ_N とする⁵⁾。

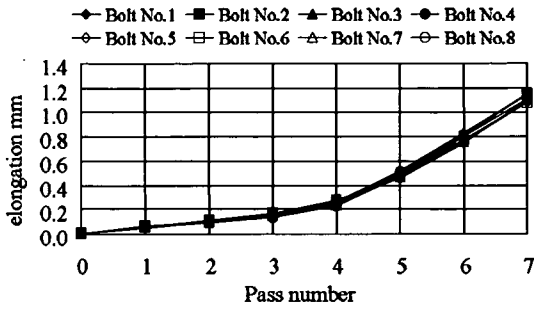
本試験ではあらかじめフランジ継手を締め付ける予備実験を行い、目標締付け回転角を420度と設定した。

6.3 締付け方法

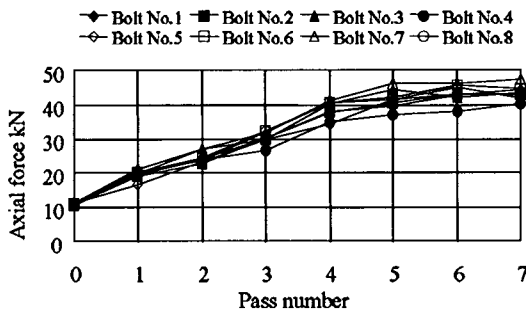
締付け手順は締付け作業の簡略化を目的としてHPIS方式³⁾を適用する。ただし締付け方法はナット回転角法を採用する。仮締付けとしてあらかじめ手で軽く締付けナットと座面をなじませた後、10kNの軸力に対応するスナグトルクになるまで対角締付けを5周行い締付け軸力が一定になるようにする。その後本締付けとして、時計回り締付け1周毎に回転角を60度ずつ増加させ、目標締付け回転420度まで、7周の締付けを行う。ボルトナット、座面板、ロードセル及びフランジの潤滑にはMoS₂乾性皮膜を用いる。

6.4 フランジ継手の塑性域締結特性

Fig. 8にフランジ継手の塑性域締結試験の結



(a) Relation between pass number and bolt elongation.

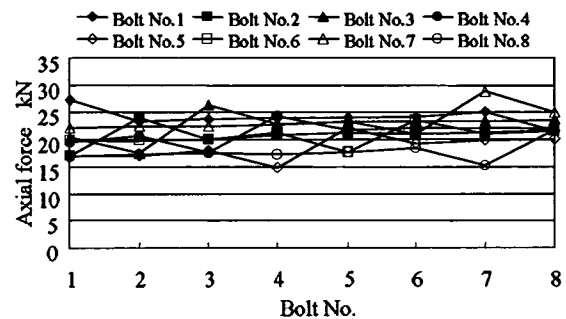


(b) Relation between pass number and bolt axial force.

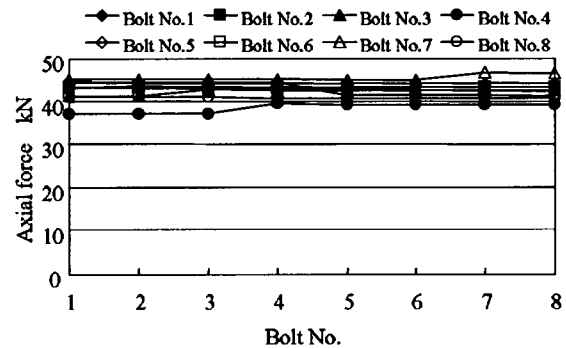
Fig. 8 Result of tightening test of flange joint.

果を示す。(a)は1周締付け後毎の各ボルトの伸びの変化を、(b)は1周締付け毎の各ボルトの軸力の変化を示す。4周目までは締付け周回数にほぼ比例してボルトの伸びは増加する。4周目以降でボルトが塑性域に達すると、Fig. 8(a)よりボルトの伸び増加率が増加し、(b)より軸力増加率は減少することがわかる。締付け5周目において締付け軸力は40kNとなり降伏点に達する。6周目において全てのボルトが確実に塑性域に達する。最終的な締付け軸力の平均は45kNとなった。また、締付け完了時の軸力のばらつきは±9%となり、HPISフランジ継手締付け指針³⁾に掲載されているトルク法による弾性域締結のデータ±13%と比較して良好な結果を得ることができた。フランジ継手のような多数本ボルト締結体においても塑性域締結では締付け軸力のばらつきは小さい。

Fig. 9に締付け周回中の締付け軸力の変化を示す。(a)はボルトが弾性域にある1周回中の締付



(a) Pass at elastic region. (Pass No.2)



(b) Pass at plastic region. (Pass No.6)

Fig. 9 Variation of axial force during one pass.

け軸力の変化を、(b)はボルトが塑性域に入っている1周回中の締付け軸力の変化を示している。

フランジ継手では、あるボルトを締め付けるとその両隣のボルトの締付け軸力が減少する弾性相互作用が生じる。トルク法（弾性域締結）において、ボルトの締付け軸力のばらつきに弾性相互作用が支配的であることが知られている。本研究では回転角法で締め付けたが、途中のボルト弾性域では、トルク法による締付け時と同様に弾性相互作用の影響が見られる。ボルトが塑性域に達すると、各ボルトを締め付けても、その両隣のボルトの軸力には影響が見られない。締付け完了段階の塑性域では軸力の増分が少ないため、弾性相互作用の影響を受けにくいことが、締付け軸力の均一化に有効である。

片締め発生の有無を調べるため一周毎にフランジ外周部の4箇所においてフランジ変位を測定した。その結果最大でも0.4mm、最終的には0.0