

熱影響を考慮した  
フランジ継手の締付管理に関するガイドライン

平成20年3月



財団法人 石油産業活性化センター  
Japan Petroleum Energy Center

## 目 次

1. 目的	1
2. 適用範囲	1
3. 適用法規及び関連基準	1
4. 用語の定義	2
5. リング溝の確認	2
6. ガasket保全の考え方	3
7. ボルトの締付	4
7.1. ボルトの締付要領	4
7.2. ボルト締付力	4
7.2.1. 締付力の計算	4
7.2.2. 適正締付力	4
7.2.3. 特殊フランジにおける締付力の注意点	5
8. ホットボルティング	6
9. コールドボルティング	6
10. その他の注意事項	7
10.1. 定常運転からの温度圧力降下条件	7
10.2. ウェザー・シール	8
10.2.1. ウェザー・シールの要否	8
10.2.2. ウェザー・シールの取付け時期	8
10.2.3. ウェザー・シールの形状	8
10.3. 皿バネの適用	9
10.4. リング溝の補修	9
10.5. ガasket形状	9
10.6. 雨水流入の影響	10
10.7. ボルト材質SA453-660A(25Ni-15Cr-2Ti鋼)の使用	10
(付属書-1) 過去の事故事例	11
(付属書-2) 熱流動および弾塑性解析の条件	14
(付属書-3) 熱流動解析手法	35
(付属書-4) 弾塑性解析手法	42
(付属書-5) フランジとボルトの温度変動	54
(付属書-6) ボルト軸応力の変動	65
(付属書-7) ガasket平均面圧の挙動	82
(付属書-8) 熱影響下の漏洩の可能性	93
(付属書-9) 塑性ひずみの発生状況	102
(付属書-10) フランジの相当応力	112
(付属書-11) ウェザー・シールの影響	119
(付属書-12) コールドボルティングの効果	134
(付属書-13) 皿バネの影響と採用可否検討	143
(付属書-14) 雨水流入の影響	161

## 付表の一覧

付表 1-1 重油直接脱硫装置およびその他の脱硫装置の発生設備別事故事例とその原因の要約.....	12
付表 1-2 重油直接脱硫およびその他の脱硫装置の事故事例 漏洩発生設備として一番多いフランジ漏洩の情報 .....	13
付表 2-1 フランジおよびスペーサーの詳細寸法 (単位: mm) .....	21
付表 2-2 リングジョイントガスケットの寸法 (単位: mm) .....	22
付表 2-3 フランジ継手材質の組合せ .....	22
付表 2-4 リング溝 (溶接肉盛部) 寸法 (単位: mm) .....	23
付表 2-5 ボルトの初期締付応力 (常温時) .....	24
付表 3-1 物性値 (密度、比熱、粘性、熱伝導率).....	35
付表 3-2 材料の熱伝導率.....	36
付表 4-1 クリープ領域を定義する温度の制限 (下限) .....	43
付表 4-2 材料物性値 (2.25Cr-1Mo鋼) .....	44
付表 4-3 材料物性値 (18Cr-10Ni-Ti鋼) .....	45
付表 4-4 材料物性値 (18Cr-8Ni鋼) .....	46
付表 4-5 材料物性値 (1Cr-Mo-V鋼) .....	47
付表 4-6 材料物性値 (5Cr-RJ) .....	48
付表 4-7 材料物性値 (25Ni-15Cr-2Ti鋼) .....	49
付表 4-8 材料物性値の出典 .....	52

## 付図の一覧

注記；付図 X.Xa はスペーサー付きのもの

付図 X.Xb はスペーサー無しのをそれぞれ示す。

付図 1-1	脱硫装置での事故発生設備の内訳	11
付図 2-1	温度圧力条件(スタートアップ、シャット・ダウン)	16
付図 2-2	温度圧力条件(緊急シャット・ダウン)	17
付図 2-3	温度圧力履歴条件(温度履歴は 2 回)	18
付図 2-4a	フランジ形状 (スペーサー付き)	19
付図 2-4b	フランジ形状 (スペーサー無し)	20
付図 2-5	解析に用いたスペーサーの板厚	20
付図 2-6	リングジョイントガスケットの形状	22
付図 2-7	リング溝 (溶接肉盛部) 形状	23
付図 2-8a	ウェザー・シール形状 (スペーサー付き)	25
付図 2-8b	ウェザー・シール形状 (スペーサー無し)	26
付図 3-1	熱流動解析範囲および境界条件	37
付図 3-2	熱流動解析手順	38
付図 3-3	熱流動解析用モデル	39
付図 3-4	熱流動解析例 (1) 風速分布(18B Case 1 定常運転状態 1)	40
付図 3-5	熱流動解析例 (2) 風速分布(18B Case 1 定常運転状態 1)	40
付図 3-6	熱流動解析例 (3) フランジ断面温度分布(18B Case 1 定常運転状態 1)	41
付図 4-1	SNB16-ひずみ線図	50
付図 4-2	SA453 GR660CLA 応力-ひずみ線図	51
付図 4-3	弾塑性解析用モデル	53
付図 5-1	フランジ部およびボルトの平均温度位置	54
付図 5-2a	フランジとボルトの温度分布および温度差 (18 インチ) [スペーサー付き]	56
付図 5-2b	フランジとボルトの温度分布および温度差 (18 インチ) [スペーサー無し]	57
付図 5-3a	フランジとボルトの温度分布および温度差 (12 インチ) [スペーサー付き]	58
付図 5-3b	フランジとボルトの温度分布および温度差 (12 インチ) [スペーサー無し]	59
付図 5-4a	フランジとボルトの温度分布および温度差 (6 インチ) [スペーサー付き]	60
付図 5-4b	フランジとボルトの温度分布および温度差 (6 インチ) [スペーサー無し]	61
付図 5-5a	フランジおよびボルト平均温度と運転流体温度に対する比率 (1) [スペーサー付き]	62
付図 5-5b	フランジおよびボルト平均温度と運転流体温度に対する比率 (1) [スペーサー無し]	62
付図 5-6a	フランジおよびボルト平均温度と運転流体温度に対する比率 (2) [スペーサー付き]	63
付図 5-6b	フランジおよびボルト平均温度と運転流体温度に対する比率 (2) [スペーサー無し]	63
付図 6-1a	ボルト軸応力の変動-1 (18 インチ) [スペーサー付き]	66
付図 6-1b	ボルト軸応力の変動-1 (18 インチ) [スペーサー無し]	67
付図 6-2a	ボルト軸応力の変動-1 (12 インチ) [スペーサー付き]	68
付図 6-2b	ボルト軸応力の変動-1 (12 インチ) [スペーサー無し]	69
付図 6-3a	ボルト軸応力の変動-1 (6 インチ) [スペーサー付き]	70
付図 6-3b	ボルト軸応力の変動-1 (6 インチ) [スペーサー無し]	71
付図 6-4a	ボルト軸応力の変動-2 (18 インチ) [スペーサー付き]	72
付図 6-4b	ボルト軸応力の変動-2 (18 インチ) [スペーサー無し]	73
付図 6-5a	ボルト軸応力の変動-2 (12 インチ) [スペーサー付き]	74
付図 6-5b	ボルト軸応力の変動-2 (12 インチ) [スペーサー無し]	75
付図 6-6a	ボルト軸応力の変動-2 (6 インチ) [スペーサー付き]	76
付図 6-6b	ボルト軸応力の変動-2 (6 インチ) [スペーサー無し]	77
付図 6-7a	ボルト軸応力の変動-3 (初期締付応力との比率) [スペーサー付き]	78
付図 6-7b	ボルト軸応力の変動-3 (初期締付応力との比率) [スペーサー無し]	79
付図 6-8a	ボルト軸応力の変動-3 (ボルト降伏点との比率) [スペーサー付き]	79
付図 6-8b	ボルト軸応力の変動-3 (ボルト降伏点との比率) [スペーサー無し]	80
付図 7-1a	フランジの倒れによるガスケット平均面圧への影響[スペーサー付き]	82
付図 7-1b	フランジ半径方向熱伸び差によるガスケット平均面圧への影響[スペーサー無し]	82
付図 7-2	ガスケット平均面圧の変動 (代表例)	84
付図 7-3a	ガスケット平均面圧の変動-1 (18 インチ) [スペーサー付き]	86
付図 7-3b	ガスケット平均面圧の変動-1 (18 インチ) [スペーサー無し]	87
付図 7-4a	ガスケット平均面圧の変動-1 (12 インチ) [スペーサー付き]	88
付図 7-4b	ガスケット平均面圧の変動-1 (12 インチ) [スペーサー無し]	89
付図 7-5a	ガスケット平均面圧の変動-1 (6 インチ) [スペーサー付き]	90
付図 7-5b	ガスケット平均面圧の変動-1 (6 インチ) [スペーサー無し]	91
付図 7-6a	ガスケットの平均面圧の変動-2 [スペーサー付き]	92

付図 7-6b	ガスケットの平均面圧の変動-2 [スペーサー無し]	92
付図 8-1a	ボルト荷重履歴図 (18 インチ) [スペーサー付き]	94
付図 8-1b	ボルト荷重履歴図 (18 インチ) [スペーサー無し]	95
付図 8-2a	ボルト荷重履歴図 (12 インチ) [スペーサー付き]	96
付図 8-2b	ボルト荷重履歴図 (12 インチ) [スペーサー無し]	97
付図 8-3a	ボルト荷重履歴図 (6 インチ) [スペーサー付き]	98
付図 8-3b	ボルト荷重履歴図 (6 インチ) [スペーサー無し]	99
付図 8-4	ガスケット平均面圧の変動 (代表例)	100
付図 8-5	温度・圧力降下線図 (参考例)	101
付図 9-1a	フランジ本体の塑性ひずみの発生状況 (18 インチ) [スペーサー付き]	104
付図 9-2a	フランジ本体の塑性ひずみの発生状況 (12 インチ) [スペーサー付き]	105
付図 9-3a	フランジ本体の塑性ひずみの発生状況 (6 インチ) [スペーサー付き]	106
付図 9-4a	ガスケットの塑性ひずみの発生状況 (18 インチ) [スペーサー付き]	107
付図 9-5a	リング溝の塑性ひずみの発生状況 (18 インチ) [スペーサー付き]	108
付図 9-4b	ガスケットおよびリング溝の塑性ひずみの発生状況 (18 インチ) [スペーサー無し]	109
付図 9-5b	ガスケットおよびリング溝の塑性ひずみの発生状況 (12 インチ) [スペーサー無し]	110
付図 9-6b	ガスケットおよびリング溝の塑性ひずみの発生状況 (6 インチ) [スペーサー無し]	111
付図 10-1a	フランジの相当応力 (18 インチ) [スペーサー付き]	113
付図 10-1b	フランジの相当応力 (18 インチ) [スペーサー無し]	114
付図 10-2a	フランジの相当応力 (12 インチ) [スペーサー付き]	115
付図 10-2b	フランジの相当応力 (12 インチ) [スペーサー無し]	116
付図 10-3a	フランジの相当応力 (6 インチ) [スペーサー付き]	117
付図 10-3b	フランジの相当応力 (6 インチ) [スペーサー無し]	118
付図 11-1a	ウェザー・シールを運転開始前から取付けた場合のボルト軸応力への影響 [スペーサー付き]	121
付図 11-2a	ウェザー・シールを運転開始前から取付けた場合のガスケット平均面圧への影響 [スペーサー付き]	122
付図 11-3a	ウェザー・シールを運転開始前から取付けた場合のガスケットの塑性ひずみへの影響 [スペーサー付き]	123
付図 11-4a	ウェザー・シールを運転開始前から取付けた場合のリング溝の塑性ひずみへの影響 [スペーサー付き]	124
付図 11-5b	ウェザー・シール形状によるフランジとボルト温度分布への影響 [スペーサー無し]	127
付図 11-6b	ウェザー・シール形状によるフランジとボルトの温度差への影響 [スペーサー無し]	128
付図 11-7b	ウェザー・シール形状によるボルト軸応力への影響-1 [スペーサー無し]	129
付図 11-8b	ウェザー・シール形状によるボルト軸応力への影響-2 [スペーサー無し]	130
付図 11-9b	ウェザー・シール形状によるガスケット平均面圧への影響 [スペーサー無し]	131
付図 11-10b	ウェザー・シール形状によるガスケットの塑性ひずみへの影響 [スペーサー無し]	132
付図 11-11b	ウェザー・シール形状によるリング溝の塑性ひずみへの影響 [スペーサー無し]	133
付図 12-1a	コールドボルティングによるボルト軸応力への影響-1 [スペーサー付き]	135
付図 12-2a	コールドボルティングによるガスケット平均面圧への影響-1 [スペーサー付き]	136
付図 12-3a	コールドボルティングによるガスケットの塑性ひずみへの影響-1 [スペーサー付き]	137
付図 12-4a	コールドボルティングによるリング溝の塑性ひずみへの影響-1 [スペーサー付き]	138
付図 12-5a	コールドボルティングによるボルト軸応力への影響-2 [スペーサー付き]	139
付図 12-6a	コールドボルティングによるガスケット平均面圧への影響-2 [スペーサー付き]	140
付図 12-7a	コールドボルティングによるガスケットの塑性ひずみへの影響-2 [スペーサー付き]	141
付図 12-8a	コールドボルティングによるリング溝の塑性ひずみへの影響-2 [スペーサー付き]	142
付図 13-1a	皿バネ採用時のボルト軸応力への影響 [スペーサー付き]	144
付図 13-2a	皿バネ採用時のガスケット平均面圧への影響 [スペーサー付き]	145
付図 13-3a	皿バネ採用時のガスケットの塑性ひずみへの影響-1 [スペーサー付き]	146
付図 13-4a	皿バネ採用時のリング溝の塑性ひずみへの影響-1 [スペーサー付き]	147
付図 13-5a	皿バネ採用時のガスケットの塑性ひずみへの影響-2 [スペーサー付き]	148
付図 13-6a	皿バネ採用時のリング溝の塑性ひずみへの影響-2 [スペーサー付き]	149
付図 13-7b	ボルト材質がSA453-660Aの場合のフランジとボルトの温度分布と温度差 [スペーサー無し]	152
付図 13-8b	ボルト材質と皿バネのボルト軸応力への影響度-1 [スペーサー無し]	153

付図 13-9b	ボルト材質と皿バネのボルト軸応力への影響度-2 [スペーサー無し]	154
付図 13-10b	ボルト材質と皿バネのガスケット平均面圧への影響度 [スペーサー無し]	155
付図 13-11b	ボルト材質と皿バネのガスケット塑性ひずみへの影響度 [スペーサー無し]	156
付図 13-12b	ボルト材質と皿バネのリング溝塑性ひずみへの影響度 [スペーサー無し]	157
付図 14-1b	雨水によるフランジとボルトの温度分布と温度差への影響 [スペーサー無し]	165
付図 14-2b	雨水によるボルト軸応力への影響-1 [スペーサー無し]	166
付図 14-3b	雨水によるボルト軸応力への影響-2 [スペーサー無し]	167
付図 14-4b	雨水によるガスケット平均面圧への影響 [スペーサー無し]	168
付図 14-5b	雨水によるガスケットの塑性ひずみへの影響 [スペーサー無し]	169
付図 14-6b	雨水によるリング溝の塑性ひずみへの影響 [スペーサー無し]	170

## 1. 目的

このガイドラインは石油産業において事故を無くす目的で設置された石油産業安全基盤整備事業の一部として、石油産業活性化センターが実施した熱影響を考慮したフランジ継手の挙動解析の研究成果に基づき作成された。

解析は過去の事故事例(付属書-1)を参考に熱影響の度合いが大きい高圧高温用配管フランジ継手を対象として行われているが、風の影響まで考慮できる熱流動解析および構造解析(弾塑性解析)を併用したことで、これまで解明されていなかったボルト軸力等の挙動が定性的且つある程度定量的に明らかとなった。

従って、対象の配管フランジ継手に対しこの解析により得られた知見を漏洩防止のための締結管理に反映すべく取りまとめ、一般に公開することで漏洩防止の一助となることを目的としている。

## 2. 適用範囲

このガイドラインは石油精製事業所等において使用される配管の内、解析条件と合致する重油直接脱硫装置あるいはその他の脱硫装置等に使用されているJPI-7S-15に示されるクラス 2500-RJの高温高圧用配管フランジ継手の締結管理を対象とする。

従って、熱影響の度合いが異なる一般産業用圧力設備の配管や機器は対象としていない。尚、本ガイドラインに記述されていない箇所については基本的にフランジ・ボルト締付管理(JPI-8R-15)の規定を参考にするものとする。

## 3. 適用法規及び関連基準

法規の適用を受けるものは、この指針に優先して法規の規定を満足するものとする。

### a) 関連法規

- 1) 高圧ガス保安法
- 2) 労働安全衛生法
- 3) 消防法
- 4) 電気事業法

### b) 関連規格類

- |                     |  |
|---------------------|--|
| 1) <b>JPI-8R-15</b> | フランジ・ボルト締付管理   |
| 2) JIS B 8265       | 圧力容器の構造  |
| 3) JPI-7S-81        | 配管用ガスケットの基準  |
| 4) JPI-7S-15        | 石油工業用フランジ  |
| 5) ASME B16.5       | 鋼製管フランジ  |
| 6) HPIS Z 103 TR    | フランジ継手締付け手順  |
| 7) ASME PCC-1       | Guidelines for<br>Pressure Boundary Bolted Flange Joint Assembly |

#### 4. 用語の定義

このガイドラインで使用する用語の定義は以下のとおりとする。

##### a) 軸力管理

ボルトの締付力を管理することにより、ガスケットの締付圧力を適正に管理する手法をいう。ボルトの締付力は、ボルト締付に伴うボルトの伸びからボルト軸力を算出する方法、ボルト軸力を直接測定する方法などを用いて求める。

##### b) トルク管理

ボルトの締付トルクを管理することにより、ガスケットの締付圧力を適正に管理する手法をいう。

##### c) ホットボルティング

昇温した時のフランジ継手各部の熱膨張差を原因として生じる可能性のある漏洩を防止するために、昇温過程又は昇温後で行うボルトの締付（増締め）をいう。

##### d) コールドボルティング

高温機器を降温した時のフランジ継手各部の熱収縮差を原因として生じる可能性のある漏洩を防止するために、降温過程又は降温後常温で行うボルトの締付をいう。

##### e) ウェザー・シール

フランジ部に保温あるいは保護カバーが設置されている場合、

- 1) 経済性を考慮して熱を逃がさないようにするため（主に保温）
- 2) 火傷防止のために高温外表面が人体に接触しないようにするため
- 3) フランジ部からの漏洩で人体に危険なガス等が飛散することを防止するため
- 4) フランジ部からの放熱がプロセス性能上で不具合が生じることを防止するため
- 5) 高温フランジ部が外気や雨水による急激な変化によりフランジを締付けるボルトの締付力を変化させて漏洩を起こすことを防止するため

などの目的と考えられるが、このガイドラインで使用するウェザー・シールは、最後に記述した高温フランジ継手が外気や雨水による急激な変化によりフランジを締付けるボルトの締付力を変化させて漏洩を起こすことを防止する目的の保温材なし保護カバーをいう。

#### 5. リング溝の確認

リングジョイントガスケットの場合、合マークを合わせて摺合わせを行い、光明丹などにより切れ目無く当たりが内側又は外側にあることを確認する。

重油直接脱硫装置あるいはその他の脱硫装置等に使用されている JPI-7S-15 に示されるクラス 2500-RJ の高温高压用配管フランジ継手は熱影響の度合いは大きく、程度の差は



あるもののリング溝の局所的な塑性変形を避けることはできないことを認識しておく必要がある。従って、長期に使用された継手の摺合わせはより困難となるので注意が必要である。

スペーサーの有無や継手のフランジ材質の組合せによってリング溝の塑性変形が大きく進行するリング溝の面が異なる特徴がある。

スペーサー付きの場合、対象とするフランジのリング溝はフランジがボルト荷重により変形し倒れるもののスペーサーは倒れないことの影響で、倒れのある方側の面とその対面が大きく塑性変形する。しかしながら、他の面はほとんど塑性変形が生じない特徴を持つ。又、スペーサー側のリング溝は上下面および内外面ともに同程度の塑性変形量にて進行する傾向が確認された。

従って、特に塑性変形のほとんどない側の当たりの確認はシール性能に直接影響を及ぼすことから傷、損傷、腐食等の有無確認は特に注意が必要となる。

スペーサーの無しの場合、スペーサー付きと比べ塑性変形の度合いは小さい。さらに、対象とするフランジのリング溝は全て面の塑性変形の度合いはほとんど同じで、フランジサイズが大きくなるほど若干大きくなる傾向を示している。

(付属書-9)

(これはJPI-8R-15の4.2 d) およびe) 項に関連している。)

## 6. ガasket保全の考え方

ガasketの交換要否は、原則として機器・配管開放時にフランジを緩めた場合に検査を行い、当たり面の健全性が確認できれば再使用しても良いとしているのが一般的である。

しかしながら、熱影響による変動により明らかに塑性変形量はリング溝よりリングジョイントガasketの方が多し。特に、フランジの倒れの影響を受けるリングジョイントガasketの角部の塑性ひずみは大きい。(付属書-9)

さらに、スペーサー付きで、フランジ継手にオーステナイト系ステンレス鋼を採用している場合、運転終了後の温度降下時には一方の面のガasket平均面圧は無くなっている可能性が大きいことを認識する必要がある。(付属書-7)

又、反応塔の触媒交換用ノズル・フランジ継手のようにスペーサー付きで復旧毎に常温での締付が実施される箇所ではリングジョイントガasketおよびリング溝の塑性変形が累積することになるので注意が必要である。(付属書-12)

頻繁に復旧あるいはコールドボルティングする箇所のリングジョイントガasketを引続き再使用した場合明らかに塑性変形量に応じて加工硬化するため、リングジョイントガasketとリング溝との相対硬度差は減少しリング溝をさらに塑性変形させ補修時期を早める可能性があることから、都度交換することを推奨する。

又、その他常温において締付けをあまり行わない配管フランジ継手に対しては、常温での締付け許容回数による交換時期を定め管理することを推奨する。

(これは**JPI-8R-15**の 4.3 a)項および 5.2 b)項に関連している。)

## 7. ボルトの締付

### 7.1. ボルトの締付要領

締付力が均等となるよう、ボルトの締付けは対角方向に交互に行うことを基本とする。(ASME PCC-1を参照されたい)

尚、同一方向のみの周回方法を HPIS Z 103 TR 2004 (フランジ継手締付け指針)で提案されているが、適用範囲規定においてリングジョイントなどメタルガスケットに使用できないとしている。しかしながら、初期のボルトの締付けを対角方向に交互に行いフランジ面間を計測し片締めを避けられる状態であることを確認できれば、その後 HPIS Z 103 TR に従う同一方向のみの周回方法での締め付けは許容されると思われる。(今後、HPI ではリングジョイントに対する締付けも検討がなされているとのこと。)

(これは**JPI-8R-15**の 6.1 c)およびd)項に関連している。)

### 7.2. ボルト締付力

#### 7.2.1. 締付力の計算

**JPI-8R-15**の 6.2.1 項に従い、必要締付力(下限)と必要締付力(上限)を算出する。算出計算例を(付属書-2)内に示す。

#### 7.2.2. 適正締付力

**JPI-8R-15**の 6.2.2 項に示されている通り、対象とするフランジ継手のリングジョイントガスケットの場合についても必要締付力(下限)～必要締付力(上限)を適正締付力の範囲として良い。

温度降溫時に残留するボルト締付力は、上限の必要締付力で締付けた場合の方が下限で締付けた場合に比べ若干大きくなる傾向はあるが、その差はほとんど見られない。(付属書-6)

しかしながら、上限の必要締付力で締付けた場合の方がその分リングジョイントガスケットおよびリング溝の塑性変形量が多くなり溝の補修時期を早めることが考えられる。

スペーサー無しの場合、スペーサー付きと定性的には同じ挙動を示すが、スペーサーの板厚に相当するボルト長さが短くなることでリングジョイントガスケットおよびリング溝の塑性変形量が少なくなる分、温度降溫時の残留するボルト締付力の低下の度合いは緩和される。

リング溝の塑性変形量が大きい場合、上限の締付け力が必要となる可能性は高い。

### 7.2.3. 特殊フランジにおける締付け力の注意点

#### a) スペーサー付きフランジ

高温、高圧サービスの配管の剛性が高いことから、触媒交換や保守点検のため仕切り板厚さに相当するフランジ面間を予め確保する目的でスペーサー付きフランジを設置することがある。

初期締付けを 7.2.2 項に示す必要締付け力（上限）を適正締付け力として締付けたとしても、ボルトとフランジの熱伸び差により生じる最大値はボルトの降伏点の 65%以下に制限されることが確認できた。（付属書-6）

つまり、運転温度が上昇するに伴いボルトとフランジの熱伸び差によりボルト軸応力も上昇するものの、リングジョイントガスケットおよびリング溝が塑性変形することで力学的な均衡が図られ、ボルトが降伏し破断することは無い。

又、スペーサー付きフランジは、スペーサーを挟んでボルトを締付けることからボルトが長くなるため、温度変動によるフランジ部材の熱影響を受け易い。特に片方あるいは両方のフランジがオーステナイト系ステンレス鋼でオーステナイト系ステンレス鋼製スペーサーを挟むフランジ継手に、SNB7、SNB16 等の低合金鋼製のボルトが使用される場合、運転停止時に残留するボルト締付け荷重は初期締付け時よりかなり低い値となる可能性が大きい。このことから、スペーサーの板厚が厚い場合、母材を低合金鋼とし内面肉盛溶接にて製作することは熱影響を低減する 1 つの方法と考えられる。

尚、昇温時あるいは降温時のボルト締付け力の変動挙動はフランジサイズが変わろうとも定性的に大きな差異はない。（付属書-6）

（これは **JPI-8R-15** の 6.2.3 a) 項に関連している。）

#### b) 異材フランジ

機器側のノズル・フランジと接合する配管フランジにおいて、フランジ継手部が異なる材質の組合せとなる場合がある。

スペーサー無しの場合、ボルトがフランジのボルト穴に囲まれ風に直接影響を受けないことからフランジとボルトの温度差が小さくなり、片方あるいは両方のフランジがオーステナイト系ステンレス鋼で SNB7、SNB16 等の低合金鋼製のボルトが使用される場合でも、運転停止時に残留するボルト締付け荷重もスペーサー付きフランジと比較すると低下の度合いはかなり緩和される。

又、フランジ材質の違いによる半径方向の熱膨張差があってもボルト応力の変動においてはフランジ材質が両方ともオーステナイト系ステンレス鋼製の場合とほぼ同様となる。

しかしながら、ガスケット平均面圧はフランジ材質が両方ともオーステナイト系ステンレス鋼製または低合金鋼製の場合は4面ともに同じ挙動を示すが、フランジ材質の違いがある場合には半径方向の熱膨張差によりフランジ間でリング溝の中心がずれることから明確に二つに分類され変動する。初期ボルト締付け時は4面ともにほとんど同じ面圧であるが、温度が上昇するに伴い2面のみの面圧が上昇し、温度が低下すると同時に急激に面圧が低下する。又、フランジ材質の違いによる半径方向の熱膨張差に起因していることから、フランジサイズが大きいほど面圧が低下する度合いが大きくなる傾向を示す。

(付属書-6)

フランジ材質の違う異材フランジ部においてこのガスケットの面圧の変動が漏洩する原因となっている可能性があり、このメカニズムにより漏洩・火災となった事例が報告されている。

又、片方あるいは両方のフランジがオーステナイト系ステンレス鋼に低合金鋼製ボルトの組合せを持つフランジ継手の場合の方が、両方のフランジおよびボルトがいずれも低合金鋼製のフランジ継手と比較すると、明らかに運転停止時に残留するボルト締付荷重が小さくなる。

(これはJPI-8R-15の6.2.3 b)項に関連している。)

## 8. ホットボルティング

対象とするフランジ継手の場合は、ボルトのなじみや温度によるリラクゼーションの度合いより熱影響による温度上昇に伴うボルトの締付力上昇の方が大きいと考えられることから、ホットボルティングは基本的に不要と考えられる。(付属書-6)

しかしながら、初期締付時ボルトの伸びによる軸力管理やトルク管理がなされていない場合に、工事管理上初期締付不良の無いことを最終確認する方法としてこの時点でホットボルティングを行うことを拒むものではない。

(これはJPI-8R-15の7項に関連している。)

## 9. コールドボルティング

ここで対象とするフランジ継手は降温時の残留するボルト締付力が低下するため、圧力の降下条件によっては漏洩する可能性があることからコールドボルティングの実施を検討すべき対象となる。

温度降下途中にコールドボルティングを実施しても、その後の温度低下に伴い引き続きボルト締付力の低下が生じるし、又、締付の適切な時期を逸し温度が低すぎた場合には圧力の降下条件によっては漏洩の可能性を生じることとなり、コールドボルティング実施による漏洩防止は現実的な対応は困難であろう。さらに、配管フランジ継手の設置位置によって全て運転(温度・圧力)条件が異なるだけでなく、ウェザー・シールの形状などの影響を受け易いため、条件毎に解析を行ってフランジ継手毎にコールドボルティ

ングの適切で効果的な時期の確定を行うことは不可能である。(付属書-12)

温度降下時の現実的な対応として、温度と圧力を同時に降下させる運転要領にて漏洩の可能性を無くすことが求められる。降温過程に入っても圧力を保持する運転がなされる装置においては、運転温度の約半分の温度に降下した時点で残留するボルト締付力が初期締付力より降下する可能性があることから、この時点において必ず運転圧力を下げる運転要領とすることで漏洩防止を図ることが現実的な対応である。(付属書-8)

尚、コールドボルティングを実施した場合、塑性ひずみが累積されるので補修時期を早めることになることも認識しておく必要がある。(付属書-12)

コールドボルティングに関しては、昇温時に行われるホットボルティングほどには重要視されていないのが一般的であるが、解析から得られた知見では対象としている熱影響を受けるフランジ継手の場合はホットボルティングよりコールドボルティングの実施を検討する方が工事管理上重要なポイントとなる。

(これはJPI-8R-15の8項に関連している。)

## 10. その他の注意事項

### 10.1. 定常運転からの温度圧力降下条件

解析で得られた漏洩評価と異なり、定常運転後の圧力がある時間保持された状態で温度が先に温度が降下するようなプロセス運転がなされた場合でも、実際には一番熱影響度が大きいスペーサー付き配管フランジ継手においても降温時に頻繁に漏洩が発生している事実はない。

しかしながら、ガスケットの平均面圧の挙動から漏洩の可能性を評価した場合、今回の解析の解析に採用した温度・圧力の降下条件で1回目の熱サイクルの定常運転後の圧力がある時間保持された状態で温度が先に温度が降下するようなプロセス運転がなされた場合、まずはスペーサー付き配管フランジ継手で、次にスペーサー無しではフランジ継手が異材となっている反応塔などのノズル・フランジと配管フランジの接合フランジ継手において漏洩する可能性が高いことを認識しておく必要がある。

逆に、2回目の熱サイクルの定常運転後の緊急シャット時のように圧力・温度ともに同時に降下する場合は、漏洩の可能性はほとんど無いことも確認できた。

実際の運転は複雑で、解析と異なり圧力・温度ともに直線的な降下線図ではなく、圧力を段階的に降下・保持しながら温度を下げていく。

従って、単純に解析に用いた温度や圧力の降下の度合い(1時間当たりの降下温度あるいは圧力の値)の比較だけで判断することはできないが、圧力を保持する条件によっては解析に示すように漏洩の可能性が高くなることを認識する必要がある。

(付属書-8)

## 10.2. ウェザー・シール

(これはJPI-8R-15の6.2.4 a)項に関連している。)

### 10.2.1. ウェザー・シールの要否

対象とするフランジ継手には最低限雨水の流入が無いようウェザー・シールを設置することが重要不可欠である。(付属書-14)

### 10.2.2. ウェザー・シールの取付け時期

スタートアップ時に気密試験やホットボルティングの実施により、通常運転温度に達してからウェザー・シールを取付けることは、フランジとボルトの最大温度差を与えてしまい、それに伴う大きな塑性変形量をガスケットおよびリング溝に与えることになるため、ウェザー・シールの取付け時期は温度が低いほどガスケットおよびガスケット溝の塑性変形量を少なくする効果がある。(付属書-11)

トルク管理、特に超音波による伸び測定による軸力管理を行う場合、ホットボルティングを実施しせずウェザー・シールを温度上昇させる前の時点で早期に取付けることは、リングジョイントガスケットおよびリング溝の塑性変形量を少なくする方法となる。

通常運転温度に達してからウェザー・シールを取付けることは、単に運転中のボルト軸応力を下げること、ガスケットおよびリング溝の塑性ひずみ量を少なくすることでもなく、又、シャット・ダウン時の残留ボルト軸応力を高く保持するものでもない。

尚、ウェザー・シールが経年劣化や損傷したことで新規なものに交換することがあるが、交換を行うことは既設のものとウェザー・シールの形状や寸法が変わり温度条件を変化させ、場合によってはボルト荷重を大きく減少させることになる。従って、改造ウェザー・シール取付け前には必ずボルトの締付を実施すること。

### 10.2.3. ウェザー・シールの形状

雨水が直接吹き込むことの無い形状とすることが重要不可欠である。(付属書-14)

さらに、熱影響下でフランジから漏れを生じた場合に漏洩流体がウェザー・シール内で密封されない構造とするのが基本と考える。ウェザー・シールに覗窓を設けても良いが、対象とする高温サービスで使用されるこれらのフランジ継手には円周方向は部分的でなく全周に亘って囲むことが重要と思われる。

スパーサー付きフランジ継手においては風の影響も大きく受ける。

しかしながら、ウェザー・シールのスリットおよびベントの有無など極端な解析条件においてフランジ継手の挙動にどの程度影響を及ぼすものか確認

したものの、解析事例数が少なくウェザー・シールの寸法形状決定要領の提示までには至っていない。(付属書-11)

### 10.3. 皿バネの適用

熱影響によるボルト締付力の増加変動を吸収し、さらに塑性変形を無くしガスケット面圧が無くなる状況を防ごうとする積極的な対策には、唯一皿バネを採用する方法が考えられる。

最近、これまでの振動によるボルトの緩みを防止する目的の標準的な薄い皿バネではなく、ボルト材質 SNB7 あるいは SNB16 の降伏点の 90%まで許容できる形状の皿バネが発売されていることから適用できる可能性は増しつつある。

しかしながら、皿バネが割れた場合一気に締付け荷重が低下することで漏れを発生する事態を考える時、重要度が高い高温高压の装置のフランジ継手に用いるにはリスクが高いと判断され、これまで対象とするフランジ継手には皿バネが用いられた実績はほとんどない。

さらに、解析で得られたフランジとボルトの温度(付属書-5)に基づき自由熱伸び差算出し、全て吸収しボルト荷重の変動を極力無くす目的で試算してみた結果、多量の枚数が必要であるなど現実的でない結果となっている。(付属書-13)

(これはJPI-8R-15の 6.4.2 e) 項に関連している。)

### 10.4. リング溝の補修

フランジ間寸法の経年変化を捉えリング溝の補修要否の判定基準に使用されることがある。フランジの倒れの影響で片側のみ塑性変形が大きく進行する場合があることから、これはあくまで経験的な目安とする必要がある。

又、リングジョイントガスケットの場合、光明丹などにより切れ目無く当たりが内側又は外側にあることを確認するが、フランジの倒れの影響で片側のみ塑性変形が大きく進行し、もう一方の面のみでシール性を保持している場合があることから、このシール性を保つ側の面が損傷、傷の発生、腐食が発生している場合は補修の要否判断は得に注意が必要である。

(これはJPI-8R-15の 4.2 e) 項および 5.2 b) 項に関連している。)

### 10.5. ガスケット形状

リングジョイントガスケット形状にはオーバルとオクタゴナルがあるが、オーバルの場合の方がガスケット溝面と線接触となっていることから高い面圧が得られシール性はオクタゴナルより良いと言われている。熱影響下においては、温度上昇に伴う締付力増加時においては塑性変形が線状の凹みとなりシール性が高くなる半面、降温時にはオクタゴナルの面接触と比べオーバルの線接触は一気に接触面を失う可能性が大きく漏洩しやすいと予想される。

ここで対象としているフランジ継手のように熱影響が大きい場合、どちらかというとなり面接触となるオクタゴナルの方が適していると考えられる。

## 10.6. 雨水流入の影響

運転中雨水がフランジ継手に流れ込んだ場合、フランジとボルトの熱伸び差は一段と大きくなり、塑性変形は新たに発生し進行させることになる。従って、雨が止み通常運転に戻った時点でこの時増加した塑性変形量に応じてボルト締付力の低下となり、通常運転時やシャット・ダウン時において漏洩を生じさせる可能性が高くなる。(付属書-14)

したがって、ウェザー・シールだけでなく周りの保温カバーの損傷の有無の点検や工事管理上重要なポイントである。実際、近辺の保温カバーの損傷部から配管を伝わりフランジ継手部に雨水が流入することで漏洩が発生した事例や、対象とするフランジ継手だけでなく熱交換器や塔槽などウェザー・シールの損傷部から雨水が流入し、フランジ継手からの漏洩事例が報告されている。

雨水流入が確認されたフランジ継手は、降雨時ではなく雨が止み通常運転状態に戻った時点で漏洩が発生する特徴を有するので、点検時期のポイントとなる。

## 10.7. ボルト材質SA453-660A (25Ni-15Cr-2Ti鋼) の使用

ボルト材質 SA453-660A (25Ni-15Cr-2Ti 鋼) はフランジ材質のオーステナイト系ステンレス鋼と同等な線膨張係数を持つことから、ボルト軸応力もガスケット平均面圧の挙動も安定した変化となることを期待しボルト材質 SNB16 (1Cr-Mo-V 鋼) に代わって用いられる場合がある。

解析した事例では、ボルト材質SA453-660Aの場合のフランジとボルトの温度差は、オーステナイト系ステンレス鋼と同等な線膨張係数を持つものの、ボルト材質がSNB16の場合と比較するとSA453-660Aの熱伝導が悪いことから逆に全体的に温度差が大きくなる結果を得た。(付属書-13)

材質をSA453-660Aに交換したとしても、ウェザー・シール取付け直前のボルト軸応力もガスケット最大面圧もボルト材質がSNB16の標準の場合とほとんど同じで、ガスケットとリング溝の塑性ひずみ量についてもボルト材質がSNB16の場合より若干小さくなっている程度となる。

ウェザー・シール取付け後の定常運転時のガスケット面圧は大きく低下し、初期締付け時のガスケット面圧をも下回る。

従って、このボルト材質SA453-660Aがフランジ材質のオーステナイト系ステンレス鋼と同等な線膨張係数を持つことからガスケット平均面圧の挙動も安定した変化となる期待に反し、定常運転温度に達した時点でウェザー・シールを取付けた場合初期締付け時の平均面圧より下回る可能性が大きいことが確認できたことから、使用するメリットはほとんど見出せない。



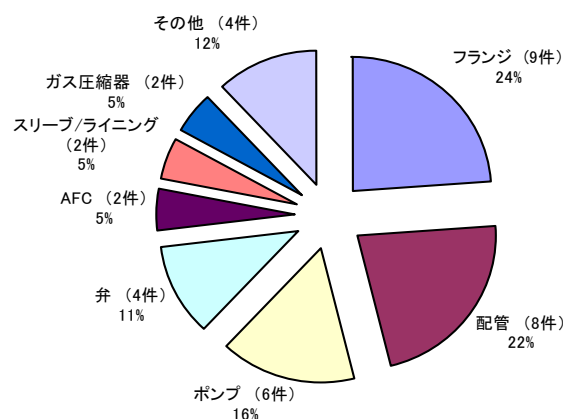
## (付属書-1) 過去の事故事例

事故発生率の高い設備として脱硫装置を注目し、昭和55年(1980年)から平成12年(2000年)までの重油直接脱硫装置およびその他の脱硫装置の事故において取り纏められ、計37件の報告がなされている。これらを漏洩発生設備別に分類したものを付表1-1に示す。

付図1-1に示すように事故の発生した設備で一番多い部品はフランジで、37件の事故事例の内9件で24%を締めている。次に配管、ポンプ、弁と続いている。

又、漏洩発生設備として一番多いフランジ漏洩について、発生個所、発生時期、発生時の状況とフランジ継手の材質の組合せについての情報を整理したものを付表1-2に示す。

フランジの漏洩の発生個所として反応塔のフランジ継手部が多く、発生時期としては温度の変化があった時点で多く、反応塔側のフランジ材質が低合金鋼、配管側のフランジ材質がステンレス鋼、そしてボルト材質が低合金鋼の材質の異なる組合せのフランジ継手において事故の発生が報告されている。



付図 1-1 脱硫装置での事故発生設備の内訳

### 引用文献

- 第19巻 (第7号 2003年2月24日) 週刊 産業と保安  
資料 1980年から2000年まで重油直接脱硫装置の事故  
(危険物保安技術協会の危険物事例セミナー資料から)

付表 1-1 重油直接脱硫装置およびその他の脱硫装置の発生設備別事故事例とその原因の要約

1980年から2000年までの重油直接脱硫装置およびその他の脱硫装置の事故(危険物保安技術協会の第12回危険物事故事例セミナー資料から 2003.2.17 開催)  
危険物等事故防止センター長 長谷川 和俊氏によるとりまとめ

注: 産業と保安ジャーナル社発行の 第19巻 第7号 週刊 産業と保安 (2003年2月24日発行)に掲載されたものを装置別に整理したもの

発生設備	装置名	漏洩部	発生年	工事管理	漏洩発生原因
1 漏洩発生設備 1 フランジ	重油直接脱硫装置	配管フランジ:異なる材質を組合せた継手部	1998	○	A12 降温時:ボルトの締め付け力不均一/異材の熱膨張差によるフランジ溝の変形/新品ボルトのリラクセーション
	重油直接脱硫装置	配管フランジ:異なる材質を組合せた継手部	1999	○	A14 定常運転中:ウェザーシールの形状不良によるフランジの上下温度差/リングガスケット面の微小な打痕傷によるフランジの性能劣化
	水添脱硫装置	配管フランジ:異なる材質を組合せた継手部	1981	○	B2 定常運転中:定期整備作業時の締付不足としている
	減圧留油脱硫装置	配管フランジ:異なる材質を組合せた継手部	1989	○	B7 定常運転中:ホットボルトテイング時の荷重不足/熱膨張差によるリング溝中心のずれ/配管外力
	軽油脱硫装置	配管フランジ:異なる材質を組合せた継手部	1998	○	B16 定常運転中:大量の雨水がレインカバー内進入でボルトが冷却され異材の熱膨張差によりガスケットの一部のみ塑性変形しシール性能低下
	灯・軽油水添脱硫装置	熱交換器管板部(管板はSUS材の可能性あり)	1993	○	B11 灯油から軽油脱硫に切替後の定常運転中:グライフオイル残物が堆積し密着性の低下。ナビンの磨耗
	ガソリン水添脱硫装置	熱交換器管板部	1981	○	B3 ホットボルトテイング時の片締め
	減圧軽油間接脱硫装置	熱交換器管板部(管板はクラッド材)	1995	○	B14 運転停止時の急激な温度変化による胴側と管側の温度差でのボルトの緩み
	減圧軽油間接脱硫装置	ベントノズルフランジ	1994	○	B13 仮設ゴムガスケット取付けのまま運転開始
10 配管	重油直接脱硫装置	安全弁下流側配管	1982	○	A3 炭素鋼の長期間の水素サービス。水素脆化により開口
	重油直接脱硫装置	安全弁上流ガス抜き配管取り付けノズル部	1995	○	A8 電気配線工事不良で信号配線を挟みこんでいたため短絡状態になり圧力調整弁が全開。内圧が上昇し安全弁作動。チャタリング発生し振動し破断
	重油直接脱硫装置	主蒸留塔塔底ポンプからの返油ライン配管	2000	○	A16 ニマムフローラインの仕切弁と逆止弁間に封じ込めが発生する個所での減圧軽油と蒸気配線からの加温により内圧が異常に上昇
	アイソマックス装置	熱交換器出口配管途中の水注入配管	1988	○	B5 水の衝撃による浸食作用とシアニオン除去剤として添加したケミカルによる腐食作用の相乗効果で開口
	ガス化脱硫装置	アミン洗浄塔下部液面指示調節計接続配管	1991	○	B9 腐食減肉部(材料の誤用による局部電池の発生)が溶接歪のため開口。運転中での溶接作業。
	ガス化脱硫装置	ナフサ留出ライン	1999	○	B17 内面腐食によるピンホールの発生。緊急停止システム作動でナフサタンクへの留出ラインに切り替わり、送り込まれたナフサが噴出。
	重油間接脱硫装置	ブリーダー弁取出し配管	1999	○	B19 ポリチオン酸中和洗浄水の塩素が濃縮し、塩化物応力腐食割れによる貫通割れが発生
	減圧軽油脱硫装置	送液配管途中のベントノズル	1999	○	B20 弁を完全閉鎖せずスタートアップ
	18 ポンプ	重油直接脱硫装置	メカニカルシール部	1980	○
重油直接脱硫装置		メカニカルシール部	1988	○	A6 流量調節弁の作動遅れ/逆止弁のカーボン付着が逆流による逆回転を許し、メカニカルシールオイルの自噴ポンプ機能を失い大きな熱ショックによりシールリングが破壊噴出。
重油直接脱硫装置		メカニカルシール部	1999	○	A13 フラッシングオイルの夾雑物によるスラッジがメカニカルボックス内に堆積し摺動面へ噛み込み、摺動面の隙間巾が拡大し漏れ
減圧軽油水素化脱硫装置		メカニカルシール部	1996	○	B15 ベアリング部のグリース充填不足で焼付き、シャフト変形しメカニカルシール部破損
灯軽油水素化脱硫装置		メカニカルシール部	1999	○	B18 組立時のベアリングナットの締め付け不良でシール移動部の移動が許容値以上となり、スラッジを巻きこみシール面が開口
水添脱硫装置		ストレーナー	1989	○	B8 分解清掃対象フランジと異なるフランジボルトを弛め漏洩
重油直接脱硫装置		ガスケット部	1993	○	A7 過度の締付によるボルト谷底を応力集中で割れが発生し、進展し破断
重油直接脱硫装置		ドレンバルブ	1996	○	A9 振動が考慮されていない設計のため振動によりバルブが開放、キャップが脱落し塔底油が漏洩。
重油直接脱硫装置		ベントノズル	1997	○	A11 窒素フローのための仮設ゴムホース取付けのまま運転開始
24 弁	重油水添脱硫装置	ゲート	1984	○	B4 溶接後熱処理不適による硬度の高い溶接部の割れ
	重油直接脱硫装置	フィンチューブ	2000	○	A15 腐食減肉
	重油間接脱硫装置	ヘッダーキャップ	1989	○	B6 キャップ部に硫化鉄スケールが堆積/水酸化アンモニウム/水素誘起割れ等により内圧に耐えられず破損
	重油直接脱硫装置	MH ネック部テストホール	1984	○	A4 スリーブの施工要領不良/運転時の熱応力により精留塔内張ステンレス材に割れを生じさせた
	重油脱硫装置	テストホール	1980	○	B1 溶接施工時のスラグ巻きこみブローホールが発生。この部分が運転中に腐食減肉しピンホールが生じ、テストホールより漏洩
	重油直接脱硫装置	軸封部	1988	○	A5 軸封部からの漏れた水素を窒素でバージ。窒素流量計の故障で窒素がでず、水素が各融室を通りタンク室に進入。静電気火花で引火。
	重油間接脱硫装置	付設された緩衝器	1994	○	B12 長期間の湿潤な硫化水素ガス環境下での応力腐食割れ
	重油間接脱硫装置	エンドクロジャー	1992	○	B10 触媒交換の降温時リテイナーの熱収縮で溝角部へ乗り上げ、ガスケット面圧が低下
	重質軽油水素化脱硫装置	覆頂部(TP405 クラッド)	2000	○	B21 溶接肉盛補修の肉盛が完全でなく、グラインダーで部分削除等により腐食開口
32 ガス圧縮器	重油直接脱硫装置	被覆	1981	○	A2 ケーブル養生不良および被覆劣化で絶縁不良となり短絡発熱し出火。
	重油直接脱硫装置	管	1996	○	A10 バーナーの集中的に燃焼させた部分に局部的なコーキングが発生・成長し、局部的に温度が高くなり材料強度低下でクリープにより破損
	重油直接脱硫装置	管	1996	○	

添付資料から A は直接脱硫、B はその他の脱硫装置を示し、番号はそれぞれの事例番号

○を付した事例は工事管理不足が起因あるいは一因となり事故に繋がったものと考えられるものを示す

付表 1-2 重油直接脱硫およびその他の脱硫装置の事故事例 漏洩発生設備として一番多いフランジ漏洩の情報

### 1. フランジ漏洩の発生個所/発生時期/発生時の状況

事例	漏洩発生設備	漏洩部	発生時期	発生時の状況
1	フランジ	反応塔ボトム出口ノズルフランジ	S/D中:降温時	重質軽油に切替降温
2	フランジ	反応塔ボトム出口ノズルフランジ	定常運転中	
3	フランジ	熱交換器上流側ノズルフランジ	定常運転中	バトロール中
4	フランジ	反応塔ボトム入口ノズルフランジ	定常運転中	
5	フランジ	反応塔ボトム出口ノズルフランジ	定常運転中	レインカバーに大量の雨水進入
6	フランジ	熱交換器本体フランジ(管板部)	定常運転中	灯油から軽油脱硫に切替
7	フランジ	熱交換器本体フランジ(管板部)	定常運転中	バトロール中
8	フランジ	熱交換器本体フランジ(管板部)	S/D中:降温時	胴側と管側で急激な温度変化
9	フランジ	ベントノズルのカバーフランジ	S/U時:上温時	

### 2. 漏洩の発生したフランジ継手の材質

事例	漏洩発生設備	フランジ(1)	フランジ(2)	ボルト	ガスケット	注記
1	フランジ	(低合金鋼)	SUSF321	SCM3	TP321-RJ	TP321スペーサー挿入
2	フランジ	(低合金鋼)	SUSF321	SNB7	TP304-RJ	ウェザーシールで完全に囲んでいなかった
3	フランジ	低合金鋼	SUSF304	SNB7or16	TP304-RJ	
4	フランジ	低合金鋼	SUSF321	SNB16	TP304L-RJ	
5	フランジ	(低合金鋼)	SUSF321	SNB7	TP304L-RJ	
6	フランジ	低合金鋼	低合金鋼	(SNB7or16)	?	但し、管板材質はステンレス鋼の可能性有り
7	フランジ	低合金鋼	低合金鋼	SNB7	5Cr-SOLID	
8	フランジ	低合金鋼	低合金鋼	(SNB7)	TP321-SOLID	管板材質はクラッド鋼
9	フランジ	?	?	?	?	ガスケットに洗浄時の保護用ゴムを誤使用

は、フランジの片側がオーステナイト系ステンレス鋼でボルトが低合金鋼の材料の異なる組合せのものを示す

## (付属書-2) 熱流動および弾塑性解析の条件

### 1. 解析目的と解析方法の選定

熱影響下のフランジ継手における種々の挙動を調査することを目的とするため、今回熱流動解析と弾塑性解析を併用することとした。

### 2. フランジ継手の設計条件

熱影響の大きい重質油脱硫装置を想定し、下記の条件をフランジ継手の設計条件とした。

- (1) 設計圧力 : 20.0MPa  
(通常運転圧力 : 18.5MPa)
- (2) 設計温度 : 425°C  
(通常運転温度 : 420°C)

解析を実施する前にこの条件により高圧ガス保安法・特定設備検査規則を満足するフランジ継手の強度および形状であることを事前に確認した。

### 3. 想定運転モード模式図の決定

アンケート調査により実際の温度・圧力変動線図(トレンド)を受領し、これを基にスタートアップ時とシャット・ダウン時の温度圧力条件の特徴を付図 2-1および付図 2-2に整理した。

- (1) スタートアップ/シャット・ダウン時の条件
  - (ア)通常運転圧力を 18.5MPa、通常運転温度を 420°Cと設定した。
  - (イ)通常運転温度に達するまでに、温度保持状態が 1~3 回程度あるがその継続時間は 24 時間程度で時間依存の影響は小さいと考えられる。  
したがって、温度保持状態は無視した。
  - (ウ)温度勾配は、おおむね温度上昇初期と後期に勾配量を分けているが、製油所間に有意な傾向は見られない。そこで、通常運転温度まで 1 つの温度勾配(直線)とした。
  - (エ)スタートアップ/シャット・ダウン時の温度および圧力勾配は最大と最小を除いた平均値と最大値の両方を表示した。
  - (オ)スタートアップ時、温度が通常運転温度に到達する前に圧力が先に通常運転圧力に達する傾向が確認されたので、これを反映した。
  - (カ)シャット・ダウン時、温度が常温に到達すると同時に圧力が大気圧となるとした。  
その結果、温度が低下し始めても圧力が保持され若干遅れて低下していく傾向となった。数箇所の製油所でこのような運転がなされていることが確認されたので想定に問題ないと判断した。

(2) 緊急シャット・ダウン時の条件

(ア) 温度降下が一気に常温 20℃まで達することはないものの 100℃前後までの降下はあるので、解析では 20℃まで行うこととした。

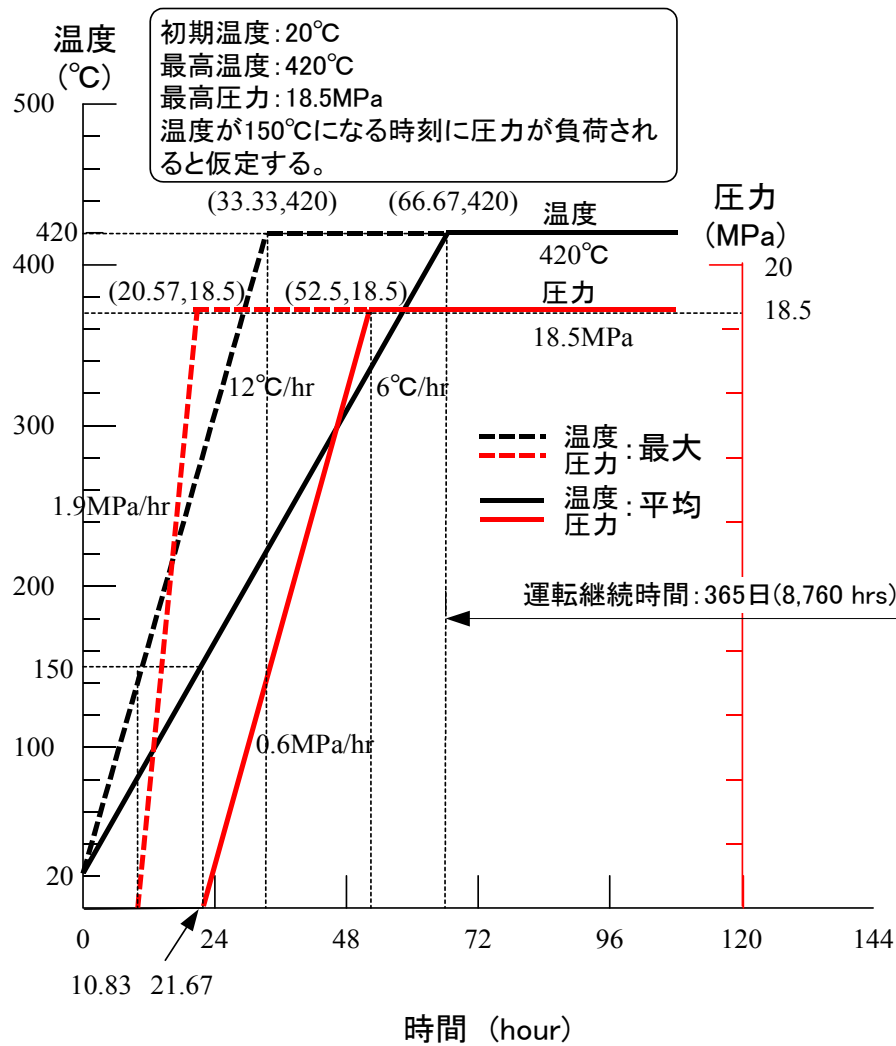
(イ) 温度および圧力勾配の最大値と平均値で大きな差はない。

又、調査回答数が少ないため最大ケースのみで検討することとした。

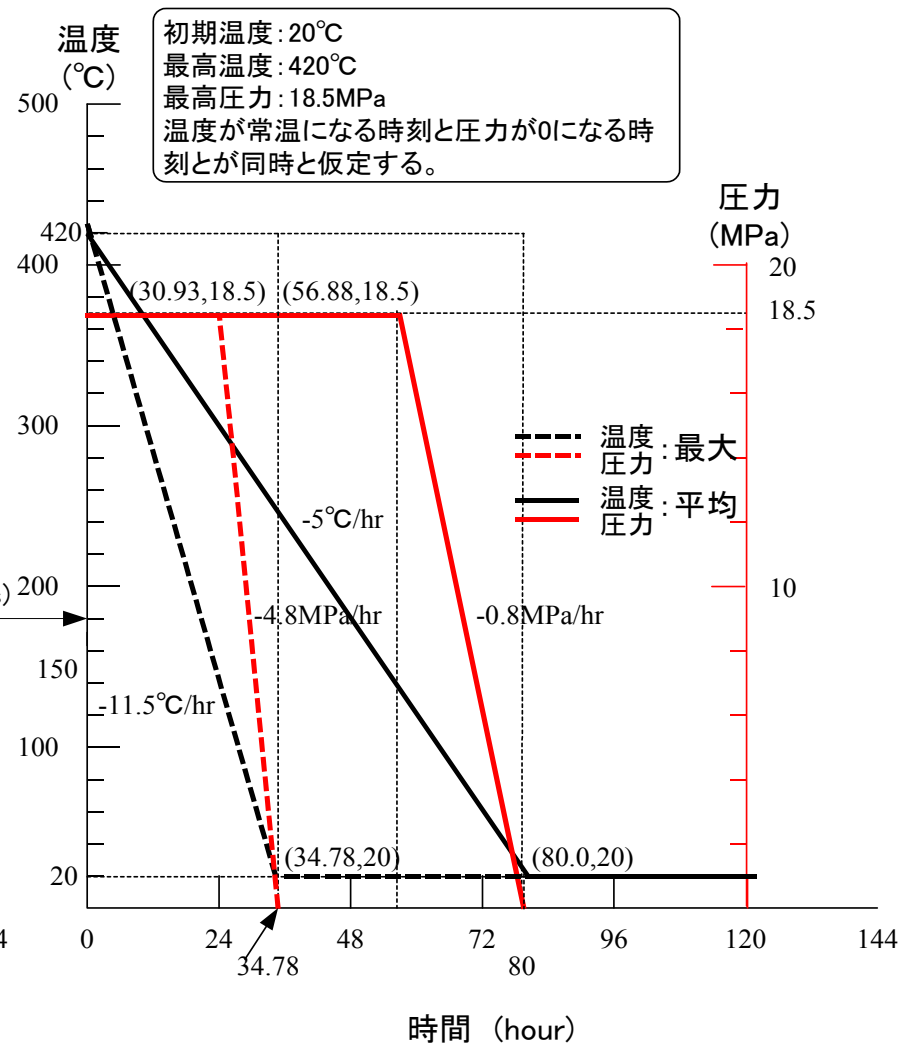
温度条件(スタートアップ、シャット・ダウン)は最大と平均(昇温割合、降温割合)の両方により熱流動解析を実施しボルトの温度変化にどの程度の差を生じるか事前に確認した結果、ほとんど差が生じなかった。したがって、今回は最大(昇温割合、降温割合)温度変化および圧力変化条件にて解析を実施することとした。

これを基にスタートアップ時とシャット・ダウン時の温度圧力条件の特徴を逸脱することのない解析に用いる想定運転モード模式図を決定した。その結果を付図 2-3に示す。

1 回目の熱サイクルは通常のスタートアップ、シャット・ダウンの温度圧力条件とし、2 回目の熱サイクルは通常のスタートアップを行うもののシャット・ダウン時は緊急シャット・ダウンの温度圧力条件となるよう組合せ、2 回の熱サイクルを受けるものとした。

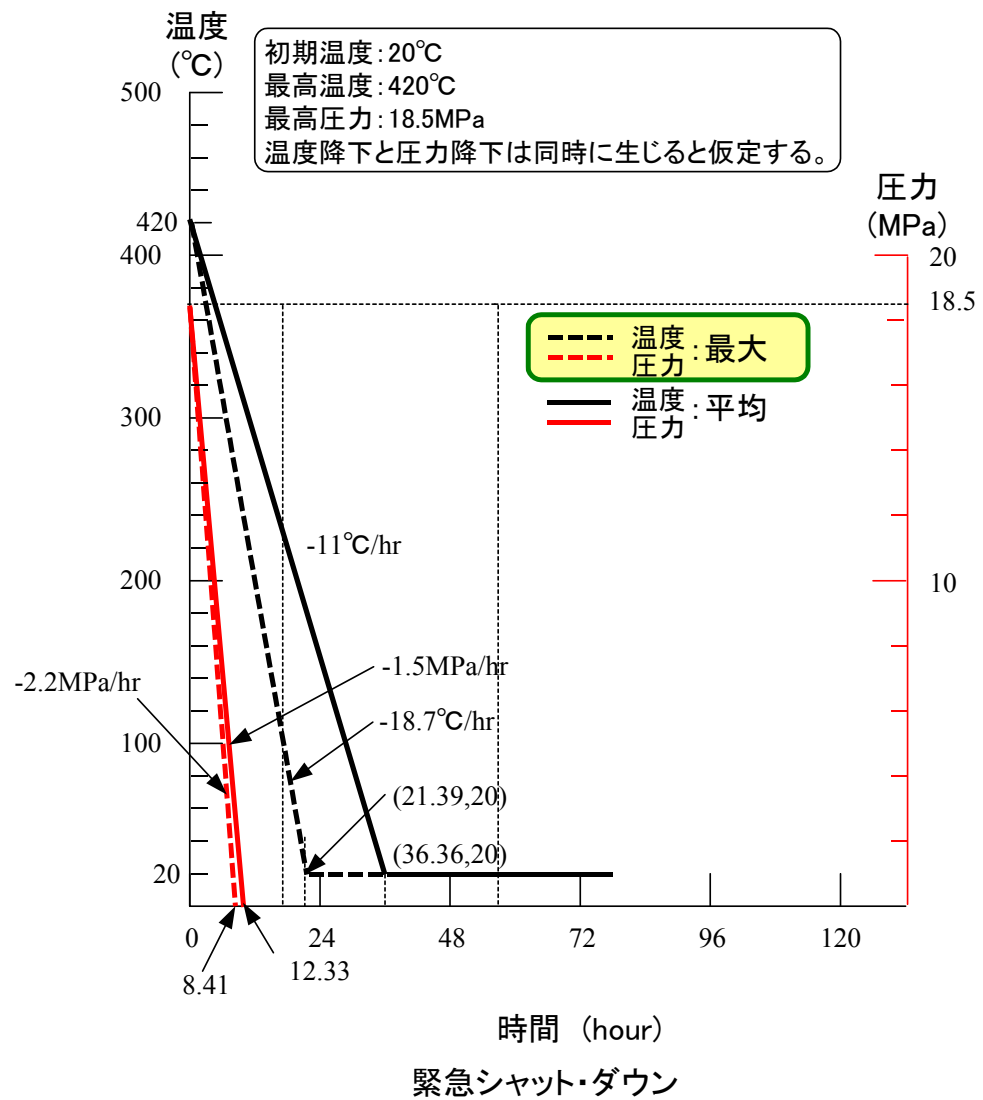


スタートアップ

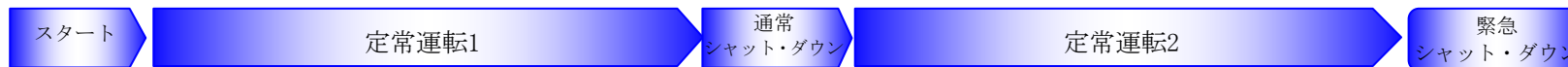
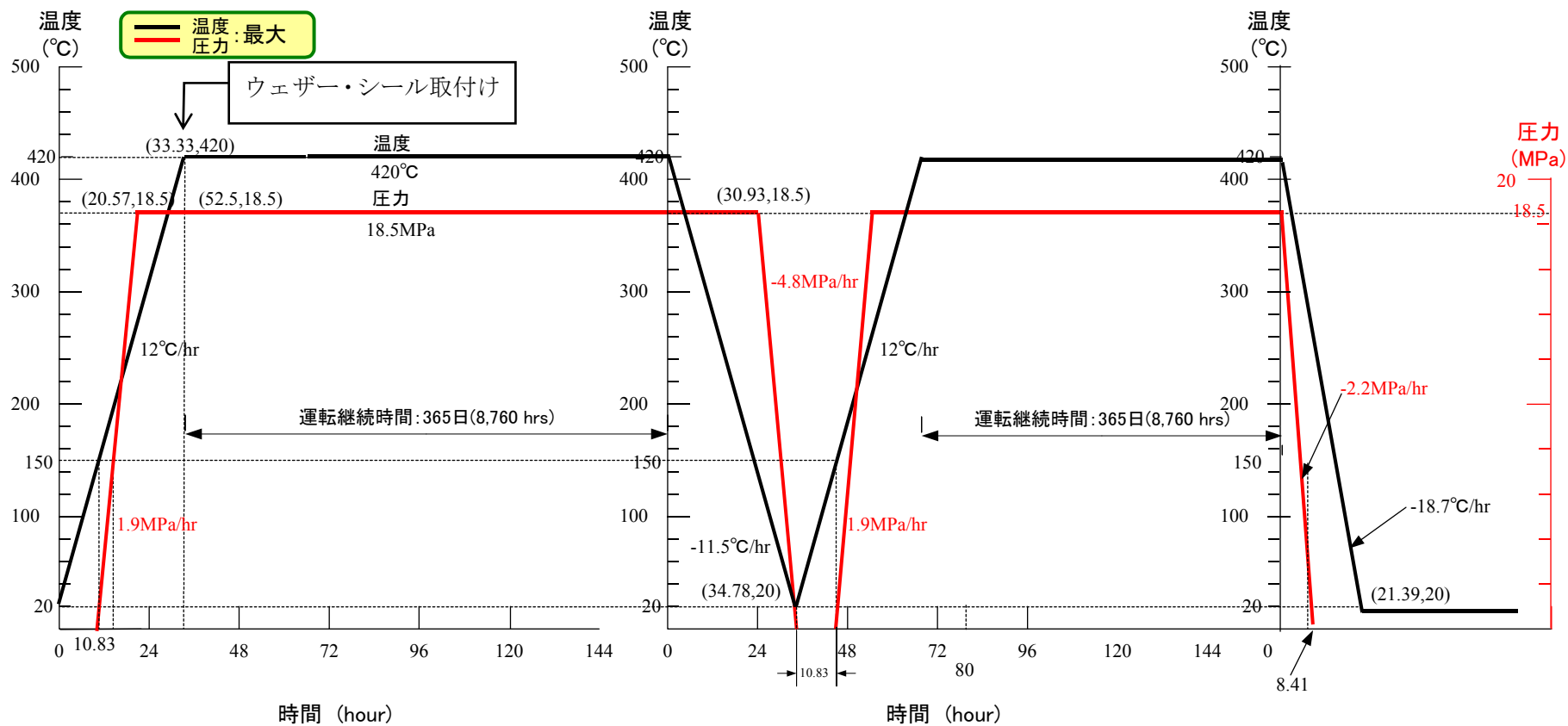


シャット・ダウン

付図 2-1 温度圧力条件(スタートアップ、シャット・ダウン)



付図 2-2 温度圧力条件(緊急シャット・ダウン)



付図 2-3 温度圧力履歴条件(温度履歴は2回)



#### 4. 解析のためのフランジ継手の仕様

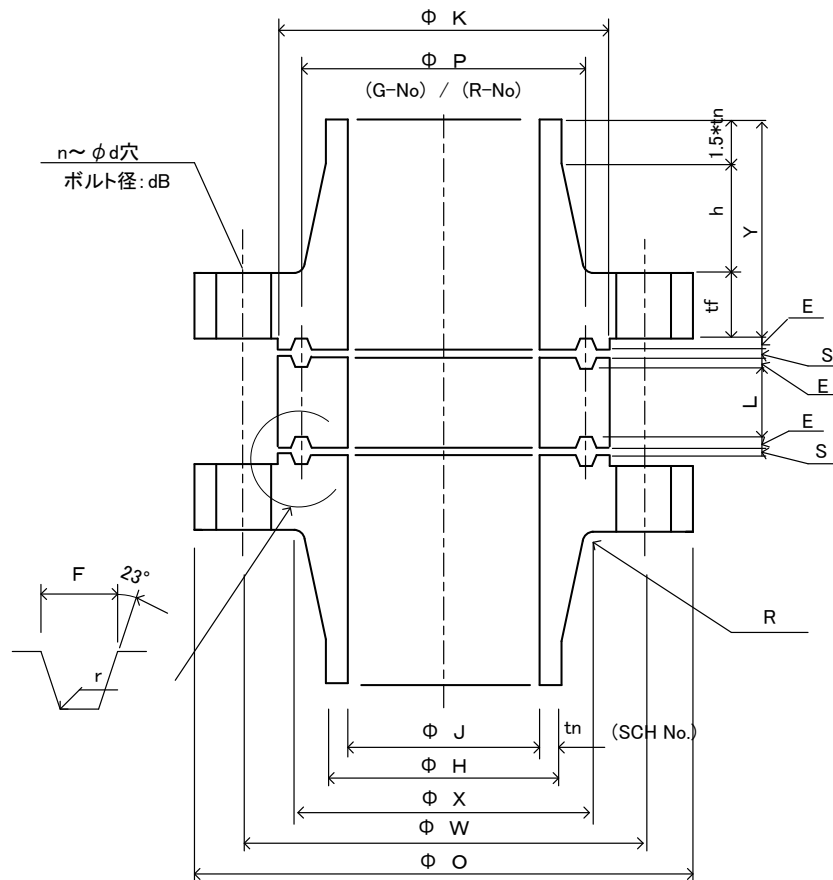
##### (1) フランジ継手形状

フランジ継手サイズによる熱影響の度合いを確認する目的で 18 インチ(450A)、12 インチ(300A)と 6 インチ(150A)の 3 種の形状に対し解析を実施した。

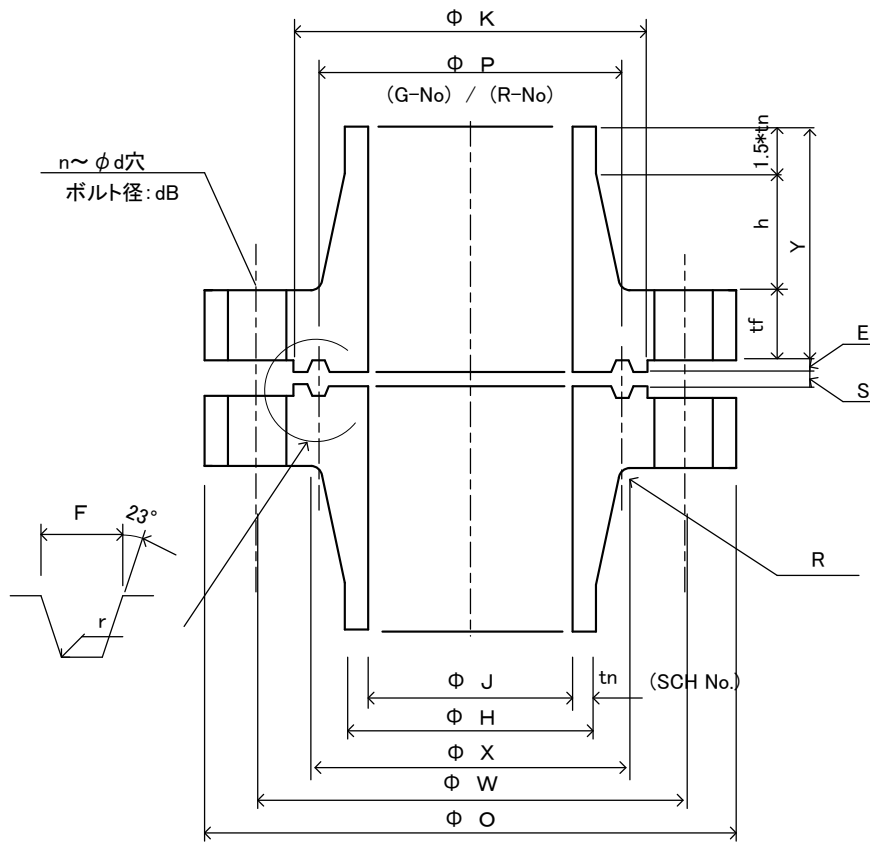
フランジ、ボルト、スペーサーの寸法形状を付図 2-4a、付図 2-4bと付表 2-1に示す。

当初 24 インチのように大きいサイズのものにて解析を実施する計画をしたが、直接脱硫装置の反応塔においてはこのように大きなサイズは希であることから、実態に合わせ最大サイズを 18 インチとした。尚、ASME 規格や JPI 規格においては 2500 RJ の場合口径が 12 インチまでのものしか規定がないため、18 インチのフランジ継手についてはある製油所で採用されていた設計フランジを参考に高圧ガス保安法の特設設備検査規則に従い強度計算を実施し形状を決定している。

ピーク応力を低下させ割れ発生を防止する目的でリング溝の底の半径 (r) をできるだけ大きな値を採用したり、底全体をひとつの半径で加工したり工夫することがあるが、本解析では規格に示されている寸法をそのまま採用した。

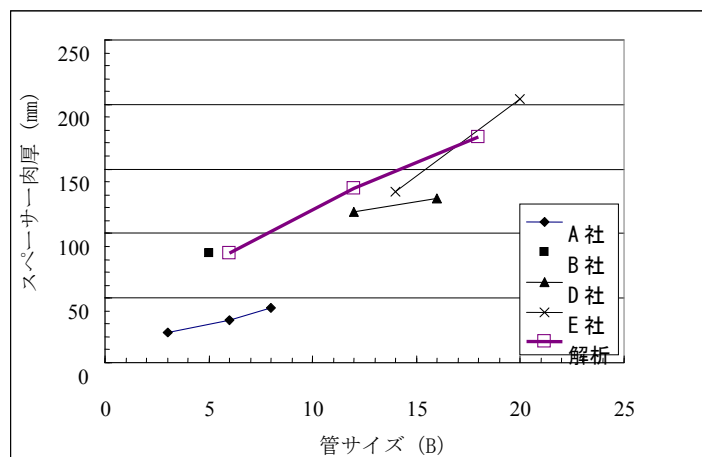


付図 2-4a フランジ形状 (スペーサー付き)



付図 2-4b フランジ形状 (スペーサー無し)

解析は温度による漏洩に対する影響が顕著であると考えられるスペーサーを挿入した最も厳しい状態でのフランジ継手とスペーサーの無いフランジ継手の両方にて行った。尚、スペーサーの板厚はアンケート調査を参考にフランジ板厚の約 75%程度とした。アンケート調査によるスペーサー肉厚と解析に用いる肉厚の比較した結果を付図 2-5 に示す。



付図 2-5 解析に用いたスペーサーの板厚

付表 2-1 フランジおよびスペーサーの詳細寸法 (単位: mm)

設計圧力	20	Mpa
設計温度	425	°C
運転圧力	18.5	Mpa
運転温度	420	°C

フランジの寸法

(ASME/ANSI B16. 5-1988):2003年版は使用しない

18Bのフランジは規格にないため計算フランジ (ある製油所で採用されている寸法形状)

	フランジ 外径	フランジ 内径	ネック板厚	ネック	ハブ径	外径	フランジ板厚	全長	直線部	ハブ長さ	BCD	ハブの丸み
NPS	O	J	tn	SCH No.	X	H	tf	Y	1.5*tn	h	W	R
6	482.6	128.8	18.2	160	235	165.2	108	273.1	27.3	137.8	368.3	14
12	762	251.9	33.3	160	441	318.5	184.2	463.6	49.95	229.45	619.1	24
18	914	366.8	45.2	160	561	457.2	240	455.6	67.8	147.8	775	24.275

(JIS PIPE) (JIS PIPE) ハブの丸み: MAX(0.125\*(X-J), 4.5)

	座の径	中心径	リング番号	溝深さ	溝幅	底の半径	隙間
NPS	K	P	G-No	E	F	r	S
6	279.4	228.6	47	12.7	19.84	1.5	4
12	495.3	406.4	60	17.5	33.32	2.4	7.9
18	613	533.4	71	17.5	30.18	2.4	6.4

	ボルト数	ボルト径	ボルト穴径	ボルト長さ	ボルト長さ	ボルト有効長さ	ボルト有効長さ	ナット径	ナット高さ
NPS	n	dB	d	LB1	LB2	LB1'	LB2'	F	H
6	8	2	54	490	375	410.6	296.2	79.375	50.00
12	12	2-3/4	73	755	580	659.05	481.15	107.95	68.66
18	16	2-3/4	73	905	690	807.65	591.25	107.95	68.66

スペーサー有

スペーサー有

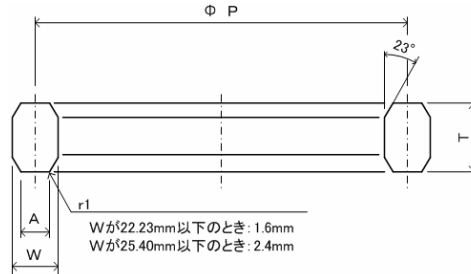
スペーサーの寸法

NPS	L
6	85
12	135
18	175

(2) リングジョイントガスケット寸法

リングジョイントガスケットの寸法形状を付図 2-6 と付表 2-2に示す。

この寸法は石油工業用リングジョイントガスケットおよび溝 (JPI-7S-23-1998) を参照した。ガスケットは、高温高圧のフランジ継手に一般に用いられているオクタゴナル型にて解析した。



付図 2-6 リングジョイントガスケットの形状

付表 2-2 リングジョイントガスケットの寸法 (単位 : mm)

(18Bのフランジはある製油所で採用されている寸法形状による)

	リング番号	中心径	幅	高さ	平面部の幅
NPS	R-No	P	W	T	A
6	47	228.6	19.05	23.81	12.32
12	60	406.4	31.75	38.1	22.33
18	71	533.4	28.58	34.93	19.81

(3) フランジ継手の材質構成の設定

フランジ継手の熱影響は、フランジ、ボルト、ガスケット等の構成部品の材質により熱膨張差が一つの要因となっていることから、付表 2-3に示す下記3つの材質構成にて解析を行った。継手の材質構成-1

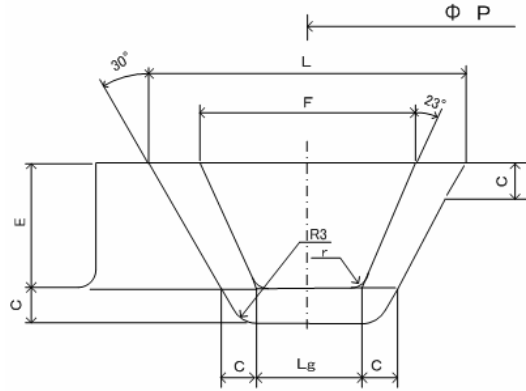
付表 2-3 フランジ継手材質の組合せ

項目	ケース1 継手の材質構成-1	ケース2 継手の材質構成-2	ケース3 継手の材質構成-3
サイズ	18B(設計)/12B/6B	18B(設計)/12B/6B	18B(設計)/12B/6B
レイティング	JPI 2500	JPI 2500	JPI 2500
フランジ材質-1	2.25Cr-1Mo 溝部 TP347 肉盛 (物性は TP321)	TP321	2.25Cr-1Mo
ガスケット材質-1	TP304L-RJ	TP304L-RJ	5Cr-RJ
スペーサー材質	TP321	TP321	2.25Cr-1Mo
ガスケット材質-2	TP304L-RJ	TP304L-RJ	5Cr-RJ
フランジ材質-2	TP321	TP321	2.25Cr-1Mo
ボルト材質	SNB16	SNB16	SNB16

(4) リングジョイントガスケット溝の肉盛寸法

フランジ材質-1 が 2.25Cr-1Mo でフランジ材質-2 が TP321 の解析ケースの場合、フランジ材質-1 の 2.25Cr-1Mo のリング溝に溶接肉盛を実施したモデルとしガスケット面の塑性量の確認を行った。

このリング溝の肉盛寸法を付図 2-7 と付表 2-4に示す。



付図 2-7 リング溝（溶接肉盛部）形状

付表 2-4 リング溝（溶接肉盛部）寸法（単位:mm）

(18Bのフランジはある製油所で採用されている寸法形状による)

	リング番号	中心径	溝深さ	溝幅	底の半径	溝底幅
NPS	G-No	P	E	F	r	L g
6	47	228.6	12.7	19.84	1.5	9.1
12	60	406.4	17.5	33.32	2.4	18.5
18	71	533.4	17.5	30.18	2.4	15.3

(参考)

肉盛部の寸法

	肉盛厚さ	幅
NPS	C	L
6	4.5	32.8
12	4.5	47.7
18	4.5	44.5

(5) 初期ボルト締付荷重の設定

初期ボルト締付荷重の大きさによって熱影響下のボルトの荷重変動・挙動およびガスケットの面圧変動・挙動の違いを確認する目的で、JPI規格のフランジ・ボルト締付管理（[JPI-8R-15-2005](#)）に従い締付力（下限）の最小荷重と締付力（上限）の最大荷重を算出して、この両ケースにて弾塑性解析を実施した。

尚、ボルト最小荷重の算出において安全率 1.2 は JPI 規格通り考慮されている。しかしながら熱流動解析の結果、ボルトの金属温度は流体温度に対しかなり低くなることからボルトのリラクゼーションは生じないものとし、とりあえずリラクゼーション率

を1.0として締付力（下限）の最小荷重を算出した。

結果、ボルトの初期締付応力は付表 2-5に示す通りであった。

まずJPI-8R-15に基づき締付力（下限値）と締付力（上限値）を表の右側に示すように全て求めた。ボルト荷重の変動を比較する必要があることから、ボルトの初期締付応力は同じフランジサイズにおいて材質構成3ケースともこの締付力（下限値）と締付力（上限値）の範囲内とし、表の左側に示す同一ボルト締付け応力（荷重）とした。

付表 2-5 ボルトの初期締付応力（常温時）

参考：JPI-8R-15-2005に基づく締付応力

単位 N/mm <sup>2</sup>			CASE-1	CASE-2	CASE-3
18 B	最小締付け応力	131.6	132.6	132.6	129.9
	最大締付け応力	218.6	220.6	220.6	327.5
12 B	最小締付け応力	113.9	114.7	114.7	111.7
	最大締付け応力	184.1	186	186	327.5
6 B	最小締付け応力	104.7	110.2	110.2	107.3
	最大締付け応力	159.5	168.6	168.6	327.5

(注) (1) 設計圧力 20MPa で、締付力（下限値）を計算している。

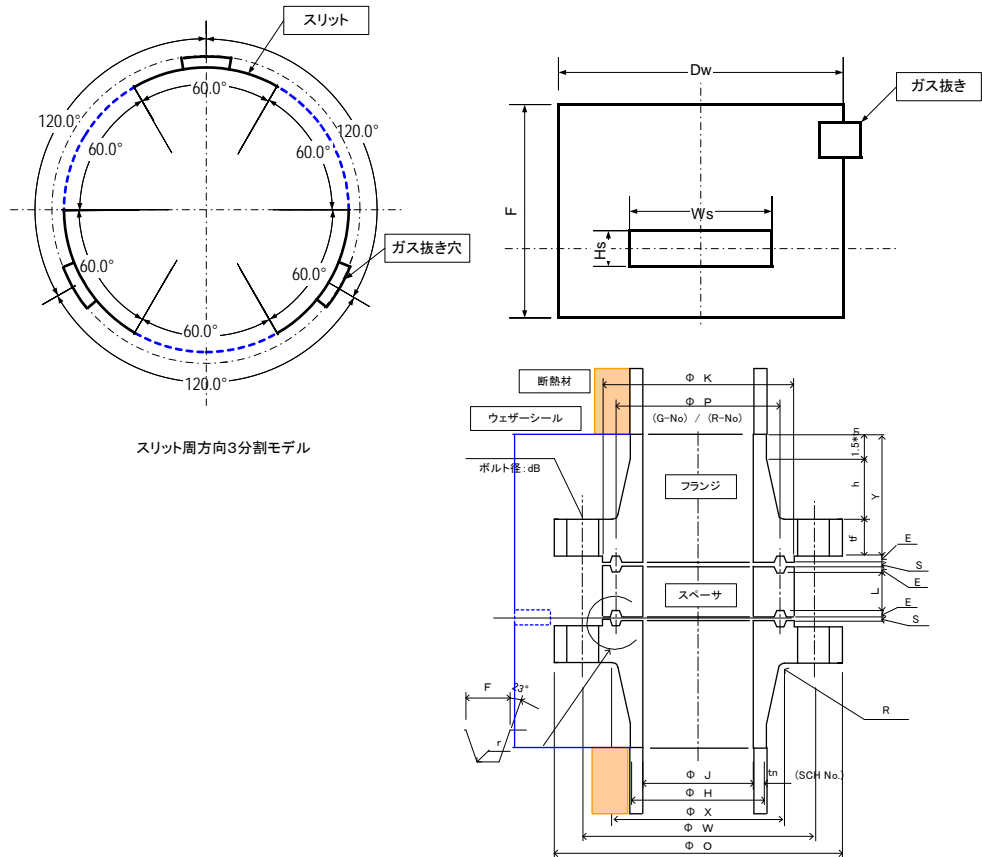
(2) 安全係数を 1.2 とした。

(3) リラクゼーションファクター(緩和率)は 1.0 とした。

参考に、18 インチの材質構成ケース-1(フランジ材質：2.25Cr-1Mo/TP321) の場合の JPI-8R-15-2005に基づく締付力（下限値）と締付力（上限値）の算出計算書をこの付属書の末尾に添付した。

(6) ウェザー・シールの形状

ウェザー・シール有無の影響及び設置判断の基準について検討が必要なため、解析に使用するウェザー・シール形状をある製油所の規定を参考に決定し、付図 2-8a と付図 2-8b に示す。



寸法	
Dw	フランジ外径+250mm程度
F	フランジと管との溶接端までが覆われる長さ
Hs	2E+S (フランジの隙間寸法、ただし、スペーサー寸法は除く。)
Ws	$\pi Dw/6$ (周方向に3分割)

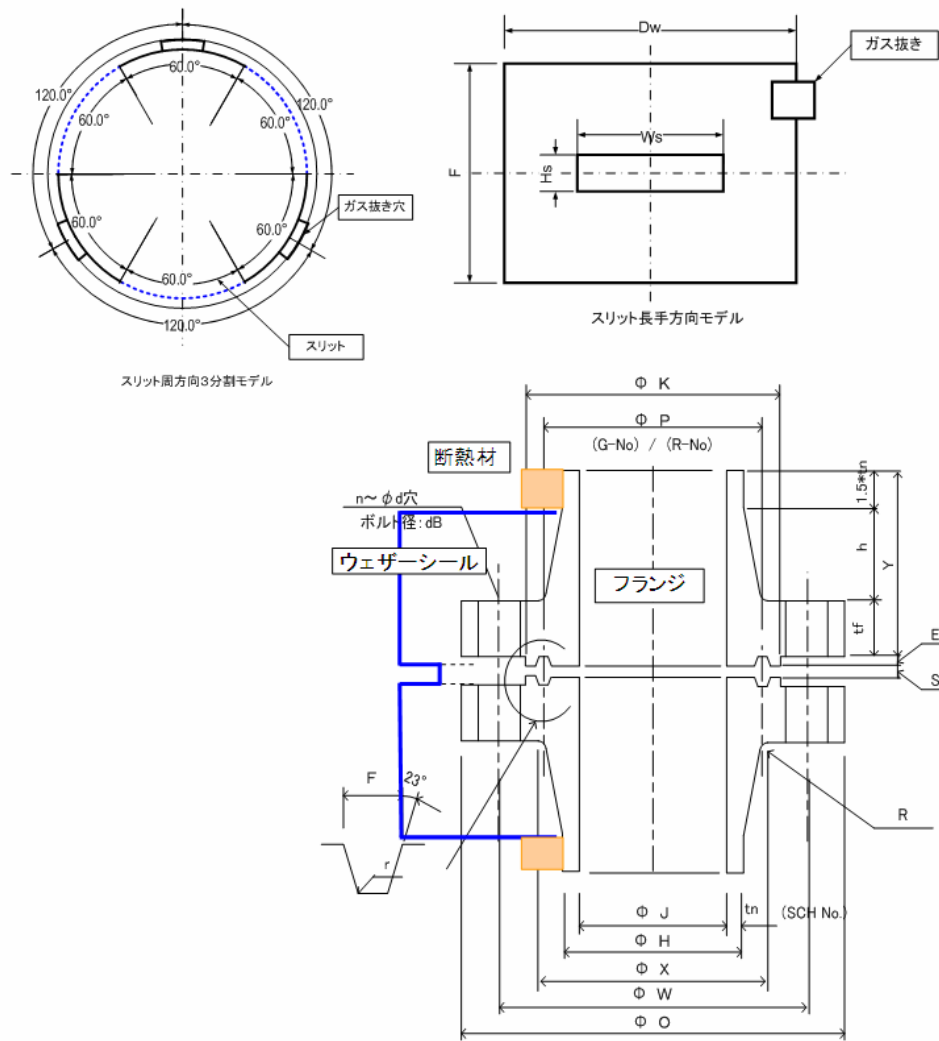
ウェザーシール諸元

NPS	フランジ外径 O	ガス抜き総面積 (cm <sup>2</sup> ) B	外径 (mm) Dw	丸めた外径 (mm) Dw	長さ (mm) F	スリット高さ (mm) Hs	スリット高さ (mm) Ws
6	482.6	130.6	736.6	740	690	30	387
12	762	206.3	1,016.0	1020	1148	43	534
18	914	247.4	1,168.0	1170	1169	42	613

ガス抜き総面積(cm<sup>2</sup>)=360 x フランジ外径(mm)/1,330(mm)

スリット長手位置 G は下部ガスケット中心とする。

付図 2-8a ウェザー・シール形状 (スペーサー付き)



	フランジ外径	ガス抜き総面積 (cm <sup>2</sup> )	外径 (mm)	丸めた外径 (mm)	長さ 2(Y+E)+Z (mm)	スリット高さ 2E+Z (mm)	スリット幅 πDw/6 (mm)
NPS	O	B	Dw	Dw	F	Hs	Ws
6	482.6	130.6	736.6	740	577.7	31.5	387
12	762	206.3	1,016.0	1020	974.4	47.2	534
18	914	247.4	1,168.0	1170	956.7	45.5	613

ガス抜き総面積(cm<sup>2</sup>)=360x フランジ外径(mm)/1330(mm)

スリット長手位置 G はガスケット中心とする。

付図 2-8b ウェザー・シール形状 (スペーサー無し)

(7) 風速

風速は 5.0m/秒とした。



# フランジ・ボルト締結管理

JPI-8R-15-2005 付属書

解析	18B 2500 (ケース-1)	
フランジ名称(または継手番号)	18B ANSI 2500 WN RJ	18B ANSI 2500 WN RJ

1. 設計条件			フランジ(1)	フランジ(2)
			配管フランジ	配管フランジ
設計圧力	D P	MPa	20	20
耐圧試験圧力	T P	MPa	30	30
設計温度	D T	℃	425	425
運転温度	O T	℃	420	420

2. フランジデータ			フランジ(1)	フランジ(2)
フランジの種類(WN / SO)			WN	WN
使用材質			SFVAF22B	SUSF321
許容応力 (常温)	$\sigma_{fa}$	N/mm <sup>2</sup>	130.00	120.00
許容応力 (設計温度)	$\sigma_{fb}$	N/mm <sup>2</sup>	117.00	86.00
降伏点または、耐力(常温)	$\sigma_{ya}$	N/mm <sup>2</sup>	315.00	205.00
降伏点または、耐力(設計温度)	$\sigma_{yb}$	N/mm <sup>2</sup>	236.00	119.00
外径	A	mm	914.0	914.0
内径(腐れ後)	B	mm	366.8	366.8
ボルト穴の中心円の直径	C	mm	775.0	775.0
使用厚さ (肉盛厚さを除く)	t	mm	235.5	240.0
ハブの長さ	h	mm	147.8	147.8
ハブ先端の厚さ	g0	mm	45.2	45.2
フランジ背面のハブの厚さ	g1	mm	97.1	97.1
フランジ内外径の比(A/B)	K	---	2.4918	2.4918
K値で定まる係数	T	---	1.3417	1.3417
K値で定まる係数	Z	---	1.3839	1.3839
K値で定まる係数	Y	---	2.2593	2.2593
K値で定まる係数	U	---	2.4827	2.4827
フランジ係数	F	---	0.7115	0.7115
フランジ係数	V	---	0.1264	0.1264
ハブ応力修正係数	f	---	1.00	1.00
ハブの軸方向応力計算に使用する内径	B1	mm	463.9	463.9
$h_o = (B - g_0) \cdot 0.5$	---	---	128.76	128.76
h/h <sub>o</sub>	---	---	1.1479	1.1479
g1/g0	---	---	2.1482	2.1482
$e = F / h_o$			0.005526	0.005526
$d = U \cdot h_o \cdot g_0^2 / V$			5168291.61	5168291.61
$L = (t \cdot e + 1) / T + t^3 / d$			4.2424	4.4086

3. ガasketデータ			フランジ(1)	フランジ(2)
ガasketの種類			リング	リング
使用材質			TP304	TP304
座面の形状			6	6
座面の外径	D	mm	613.0	613.0
外径	G O D	mm	561.98	561.98
幅 (表3)	N	mm	---	---
幅 (表3)	w	mm	28.58	28.58
厚さ (表3)	T g	mm	---	---
座の基本幅	b o	mm	3.58	3.58
座の有効幅	b	mm	3.58	3.58
ガasket反力径	G	mm	533.40	533.40
ガasket係数 (表2)	m	---	6.50	6.50
最小設計締付圧力 (表2)	y	N/mm <sup>2</sup>	179.30	179.30
許容締付圧力 (JPI-8R-15 附表3)	y max	N/mm <sup>2</sup>	制限無し	制限無し

付表3に規定が無い場合は”制限無し”と入力のこと

4. 管台のデータ			フランジ(1)	フランジ(2)
使用材質			STPA24	SUS321TP-S
許容応力 (常温)	$\sigma_{na}$	N/mm <sup>2</sup>	103.00	129.00
許容応力 (設計温度)	$\sigma_{nb}$	N/mm <sup>2</sup>	103.00	113.00

# フランジ・ボルト締結管理

JPI-8R-15-2005 付属書

## 5. ボルト・ナットデータ

使用材質				SNB16
ボルトサイズ				2-3/4
本数	n	---		16
外径	dBN	mm		69.85
谷径	dB	mm		65.902
有効長さ	L	mm		807.65
ナット高さ	H	mm		69.85
ボルトの温度と運転温度の比				%
ボルトの温度 (運転温度の---%)	---	°C		---
許容応力 (常温)	$\sigma_a$	N/mm <sup>2</sup>		152.00
許容応力 (設計温度)	$\sigma_d$	N/mm <sup>2</sup>		152.00
降伏点又は、耐力(常温)	$\sigma_{yBg}$	N/mm <sup>2</sup>		655.00
降伏点又は、耐力 (上記ボルトの温度)	$\sigma_{yBo}$	N/mm <sup>2</sup>		522.00
縦弾性係数(注1)(上記ボルトの温度)	E1	N/mm <sup>2</sup>		180760.0
初期応力 = 0.0015E1	I s	N/mm <sup>2</sup>		---
残存応力 (BS 4882 Appendix A) (注2)	R s	N/mm <sup>2</sup>		---
使用したTABLE No.				---
時間				---
リラクゼーションファクター = I s / R s (割増係数)	R f	---		1.000
リラクゼーションファクター (緩和率)				%
安全係数	s f	---		1.2

注1: E1はJIS B 8265付表4.1による  
(B7, B16材はグループCとした)

中2: 今回の解析では  
リラクゼーションファクターを  
考慮せず、1.0としている。

## 6. ボルト荷重の計算

			フランジ(1)	フランジ(2)
使用状態	$H = \pi G^2 DP/4$	N	4469160	4469160
	$H_p = 2 \pi b G m DP$	N	1559765	1559765
	H+Hp	N	6028925	6028925
	Wm1	N	6028925	6028925
ガスケット締付時	$\pi b G y$	N	1075638	1075638
	Wm2=	N	1075638	1075638
ボルトの総有効断面積	$A_{m1} = W_{m1} / \sigma_d$	mm <sup>2</sup>	39664	39664
	$A_{m2} = W_{m2} / \sigma_a$	mm <sup>2</sup>	7077	7077
	Am=Am1またはAm2の大なる方	mm <sup>2</sup>	39664	39664
ボルトの総断面積	$A_b = \pi d_B^2 * n/4$	mm <sup>2</sup>	54576.67	
ガスケット締付時のボルト荷重	$W_g = (A_m + A_b) / 2 * \sigma_a$	N	7162290	7162290
			Am<Ab	Am<Ab

## 7. フランジに作用するモーメントの計算

			フランジ(1)	フランジ(2)
フランジの荷重(使用状態)				
HD= $\pi B^2 DP / 4$	N		2113385	2113385
HG=Wm1-H	N		1559765	1559765
HT=H-HD	N		2355775	2355775
モーメントアーム(WN タイプ)				
R=(C-B)/2-g1	mm		107.00	107.00
hD=R+g1/2	mm		155.55	155.55
hG=(C-G)/2	mm		120.80	120.80
hT=(R+g1+hG)/2	mm		162.45	162.45
モーメントアーム(SO タイプ)				
hD=(C-B)/2	mm		---	---
hG=(C-G)/2	mm		---	---
hT=(hD+hG)/2	mm		---	---
使用状態における全モーメント				
MD=HD hD	N・mm		328736969	328736969
MG=HG hG	N・mm		188419650	188419650
MT=HT hT	N・mm		382695714	382695714
Mo=MD+MG+MT	N・mm		899852333	899852333
ガスケット締付時におけるモーメント				
Mg=Wg hG	N・mm		865204579	865204579

# フランジ・ボルト締結管理

JPI-8R-15-2005 付属書

8. フランジの許容応力(JIS B 8265 付属書5図1 d)～h) )      フランジ(1)      フランジ(2)

$\sigma F_b=1.5 \sigma f_b$ 又は $2.5 \sigma n_b$ の小なる値	N/mm <sup>2</sup>	175.5	129
$\sigma F_a=1.5 \sigma f_a$ 又は $2.5 \sigma n_a$ の小なる値	N/mm <sup>2</sup>	195	180

9. フランジの応力計算

9-1 フランジ(1)

使用状態		応力	許容応力	判定
$\sigma H_o=(f M_o)/(L g_1^2 B_1)$	N/mm <sup>2</sup>	48.50	175.50	OK
$\sigma R_o=(1.33 t_e +1) M_o/(L t^2 B)$	N/mm <sup>2</sup>	28.47	117.00	OK
$\sigma T_o=(Y M_o)/(t^2 B) - Z \sigma R_o$	N/mm <sup>2</sup>	60.53	117.00	OK
$\sigma R_o'=(\sigma H_o+\sigma R_o)/2$	N/mm <sup>2</sup>	38.48	117.00	OK
$\sigma T_o'=(\sigma H_o+\sigma T_o)/2$	N/mm <sup>2</sup>	54.51	117.00	OK
ガasket締付時		応力	許容応力	判定
$\sigma H_g=(f M_g)/(L g_1^2 B_1)$	N/mm <sup>2</sup>	46.63	195.00	OK
$\sigma R_g=(1.33 t_e +1) M_g/(L t^2 B)$	N/mm <sup>2</sup>	27.38	130.00	OK
$\sigma T_g=(Y M_g)/(t^2 B) - Z \sigma R_g$	N/mm <sup>2</sup>	58.20	130.00	OK
$\sigma R_g'=(\sigma H_g+\sigma R_g)/2$	N/mm <sup>2</sup>	37.00	130.00	OK
$\sigma T_g'=(\sigma H_g+\sigma T_g)/2$	N/mm <sup>2</sup>	52.42	130.00	OK

9-2 フランジ(2)

使用状態		応力	許容応力	判定
$\sigma H_o=(f M_o)/(L g_1^2 B_1)$	N/mm <sup>2</sup>	46.67	129.00	OK
$\sigma R_o=(1.33 t_e +1) M_o/(L t^2 B)$	N/mm <sup>2</sup>	26.70	86.00	OK
$\sigma T_o=(Y M_o)/(t^2 B) - Z \sigma R_o$	N/mm <sup>2</sup>	59.27	86.00	OK
$\sigma R_o'=(\sigma H_o+\sigma R_o)/2$	N/mm <sup>2</sup>	36.68	86.00	OK
$\sigma T_o'=(\sigma H_o+\sigma T_o)/2$	N/mm <sup>2</sup>	52.97	86.00	OK
ガasket締付時		応力	許容応力	判定
$\sigma H_g=(f M_g)/(L g_1^2 B_1)$	N/mm <sup>2</sup>	44.87	180.00	OK
$\sigma R_g=(1.33 t_e +1) M_g/(L t^2 B)$	N/mm <sup>2</sup>	25.67	120.00	OK
$\sigma T_g=(Y M_g)/(t^2 B) - Z \sigma R_g$	N/mm <sup>2</sup>	56.99	120.00	OK
$\sigma R_g'=(\sigma H_g+\sigma R_g)/2$	N/mm <sup>2</sup>	35.27	120.00	OK
$\sigma T_g'=(\sigma H_g+\sigma T_g)/2$	N/mm <sup>2</sup>	50.93	120.00	OK

# フランジ・ボルト締結管理

JPI-8R-15-2005 付属書

## 10. 締付力の計算

10-1 必要締付力(下 限)の計算(WN, S0)

			フランジ(1)	フランジ(2)
使用状態で必要なボルト荷重 = $H+HP$	$W_{m1}'$	N	6028925	6028925
ガスケット締付時に必要なボルト荷重 = $\pi bGy$	$W_{m2}'$	N	1075638	1075638
$W_{m1}'$ または $W_{m2}'$ の大なる方	$W_{m}'$	N	6028925	6028925
フランジ(1)とフランジ(2)の大なる方	W	N	6028925	
ボルト1本当りの軸力	$W'$	N	376808	
必要締付力 = $W * s_f * R_f$	$W_m$	N	7234711	
ボルト1本当りの軸力	$W_{m}'$	N	452170	
トルク = $0.2dBN \cdot W_m/1000 \cdot n$	$T_{q \min.}$	N · m	6317	

# フランジ・ボルト締結管理

JPI-8R-15-2005 付属書

10-2 必要締付力(上限)の計算 / フランジ強度基準(常温)締付力の計算 (WN)

フランジ(1)

フランジ(2)

$M1 = \frac{1.5 \cdot 0.9 \sigma_{ya} \cdot L \cdot g1^2 \cdot B1}{f}$	N・mm	7890722424.46	5336393586.65
$M2 = \frac{0.9 \sigma_{ya} \cdot L \cdot t^2 \cdot B}{1.33 t \cdot e + 1}$	N・mm	8959677277.94	6217789926.45
$M3 = \frac{Y}{t^2 \cdot B} - \frac{Z(1.33 t \cdot e + 1)}{L \cdot t^2 \cdot B}$	N・mm	4214313948.08	2800982270.56
$M4 = \frac{2 \cdot 0.9 \sigma_{ya}}{L \cdot g1^2 \cdot B} + \frac{1.33 t \cdot e + 1}{L \cdot t^2 \cdot B}$	N・mm	5681324631.08	3873507477.43
$M5 = \frac{f}{L \cdot g1^2 \cdot B} + \frac{Y}{t^2 \cdot B} - \frac{Z(1.33 t \cdot e + 1)}{L \cdot t^2 \cdot B}$	N・mm	4186675818.62	2806951883.63
Ma=M1~M5の小なる値	N・mm	4186675818.62	2800982270.56
$MH1 = \pi G^2 \cdot 0.0 \cdot (hT-hG) / 4$	N・mm	0.00	0.00
$MHD1 = \pi B^2 \cdot 0.0 \cdot (hD-hT) / 4$	N・mm	0.00	0.00
Wa1'=(Ma-MH1-MHD1)/hG (常温大気圧力)	N	34657912.41	23186939.33
$MH2 = \pi G^2 TP (hT-hG) / 4$	N・mm	279210768.85	279210768.85
$MHD2 = \pi B^2 TP (hD-hT) / 4$	N・mm	-21873530.24	-21873530.24
Wa2'=(Ma-MH2-MHD2)/hG (常温耐圧試験圧力)	N	32527637.25	21056664.17
必要締付力(上限) Wa=min(Wa1', Wa2')	N	21056664.17	
ボルト1本当りの軸力	N	1316042	
トルク=0.2dBN Wa /1000 n	N・m	18385	

10-3 必要締付力(上限)の計算 / フランジ強度基準(常温)締付力の計算 (S0)

フランジ(1)

フランジ(2)

$Ma = 0.9 \sigma_{ya} \cdot B \cdot t^2 / Y$	N・mm	-----	-----
$MH1 = \pi G^2 \cdot 0.0 \cdot (hT-hG) / 4$	N・mm	-----	-----
$MHD1 = \pi B^2 \cdot 0.0 \cdot (hD-hT) / 4$	N・mm	-----	-----
Wa1'=(Ma-MH1-MHD1)/hG (常温大気圧力)	N	-----	-----
$MH2 = \pi G^2 TP (hT-hG) / 4$	N・mm	-----	-----
$MHD2 = \pi B^2 TP (hD-hT) / 4$	N・mm	-----	-----
Wa2'=(Ma-MH2-MHD2)/hG (常温耐圧試験圧力)	N	-----	-----
必要締付力(上限) Wa=min(Wa1', Wa2')	N	-----	-----
ボルト1本当りの軸力	N	-----	-----
トルク=0.2dB1 Wa /1000 n	N・m	-----	-----

# フランジ・ボルト締結管理

JPI-8R-15-2005 付属書

10-4 必要締付力(上限)の計算 / フランジ強度基準(設計温度)締付力の計算 (WN)

		フランジ(1)	フランジ(2)
$M1' = \frac{1.5 \cdot 0.9 \sigma_{yb} \cdot L \cdot g1^2 \cdot B1}{f}$	N・mm	5911779340.23	3097711399.08
$M2' = \frac{0.9 \sigma_{yb} \cdot L \cdot t^2 \cdot B}{1.33 t \cdot e + 1}$	N・mm	6712647103.47	3609351225.59
$M3' = \frac{Y}{t^2 \cdot B} - \frac{Z(1.33 t \cdot e + 1)}{L \cdot t^2 \cdot B}$	N・mm	3157390767.45	1625936049.74
$M4' = \frac{2 \cdot 0.9 \sigma_{yb}}{L \cdot g1^2 \cdot B} + \frac{1.33 t \cdot e + 1}{L \cdot t^2 \cdot B}$	N・mm	4256484485.50	2248523852.75
$M5' = \frac{f}{L \cdot g1^2 \cdot B} + \frac{Y}{t^2 \cdot B} - \frac{Z(1.33 t \cdot e + 1)}{L \cdot t^2 \cdot B}$	N・mm	3136684105.38	1629401337.32
Mb=M1'~M5'の小なる値	N・mm	3136684105.38	1625936049.74
MH3 = $\pi G^2 DP (hT-hG) / 4$	N・mm	186140512.57	186140512.57
MHD3 = $\pi B^2 DP (hD-hT) / 4$	N・mm	-14582353.49	-14582353.49
Wb' = (Mb-MH3-MHD3)/hG (設計温度・圧力)	N	24545744.59	12039552.08
Wb' = フランジ(1)とフランジ(2)の小なる値	N	12039552.08	
ボルト1本当りの軸力	N	752473	
Wb = Wb'・Rf	N	12039552.08	
ボルト1本当りの軸力	N	752473	
トルク = 0.2dBN Wb / 1000 n	N・m	10512	

10-5 必要締付力(上限)の計算 / フランジ強度基準(設計温度)締付力の計算 (S0)

		フランジ(1)	フランジ(2)
Mb = $0.9 \sigma_{yb} \cdot B \cdot t^2 / Y$	N・mm	-----	-----
MH3 = $\pi G^2 DP (hT-hG) / 4$	N・mm	-----	-----
MHD3 = $\pi B^2 DP (hD-hT) / 4$	N・mm	-----	-----
Wa2' = (Ma-MH3-MHD3)/hG (設計温度・圧力)	N	-----	-----
Wb' = フランジ(1)とフランジ(2)の小なる値	N	-----	
ボルト1本当りの軸力	N	-----	
Wb = Wb'・Rf	N	-----	
ボルト1本当りの軸力	N	-----	
トルク = 0.2dB1 Wb / 1000 n	N・m	-----	

## フランジ・ボルト締結管理

JPI-8R-15-2005 付属書

### 10-6 ボルト強度基準締付力の計算 (常 温)

ボルトの総断面積	$Ab = \pi \cdot dB^2 \cdot n / 4$	mm <sup>2</sup>	54576.67
ボルト許容最大荷重	$B_{max} = 0.5 \cdot \sigma_y Bg \cdot Ab$	N	17873859.43
	ボルト1本当りの軸力	N	1117117
	トルク=0.2dBN $B_{max} / 1000 \cdot n$	N・m	15606

### 10-7 ガasketの強度基準締付力の計算

フランジ(1)

フランジ(2)

ガasketの面積	$AG = (GOD^2 - (GOD - 2 \cdot N)^2) \cdot \pi / 4$	mm <sup>2</sup>	---	---
ガasketの許容最大荷重	$G_{max}' = AG \cdot y_{max}$	N	---	---
	$G_{max} = \text{フランジ(1)とフランジ(2)の小なる値}$	N	---	---
	ボルト1本当りの軸力	N	---	---
	トルク=0.2dBN $G_{max} / 1000 \cdot n$	N・m	---	---

## フランジ・ボルト締結管理

JPI-8R-15-2005 付属書

### 11. 適正締付力（常温での締付に適用）

適正締付力は下記必要締付力（下限）～必要締付力（上限）を適正な締付力の範囲とする

#### 11-1 必要締付力（下 限）

（ボルト1本当りの荷重）

	ボルト軸力(N)	トルク(N・m)
JIS B8265で定める必要締付力（W <sub>m1</sub> 又はW <sub>m2</sub> の大なる方）	376808	----
必要締付力（下 限）	452170	6317

必要締付力（下限） = JIS B8265で定める必要締付力 × 安全率 × リラクゼーションF  
 （参考データ）

応力 (N/mm <sup>2</sup> )
132.6

#### 11-2 必要締付力（上 限）

（ボルト1本当りの荷重）

	ボルト軸力(N)	トルク(N・m)
1) フランジ強度基準(常 温 )	1316042	18385
フランジ強度基準(設計温度) ***参考データ***	752473	----
2) フランジ強度基準(設計温度)にリラクゼーション考慮	752473	10512
3) ボルト強度基準締付力(常温)	1117117	15606
4) ガasketの強度基準締付力	---	---
必要締付力（上 限） [ 1)～4)の最小値 ]	752473	10512

下限値/上限値の比（参考）

60%

（参考データ）

応力 (N/mm <sup>2</sup> )
220.6



## (付属書-3) 熱流動解析手法

### 1. 熱流動解析に用いたプログラム

解析には有限体積法による汎用数値流体解析プログラム『FLUENT ver.6.3.26』（米国 FLUENT Inc.）を使用した。又、解析対象領域の形状、及びメッシュは流動解析ソフトウェア『FLUENT』（米国 FLUENT Inc.製）用プリプロセッサ『Gambit ver.2.01』（同社製）を用いて作成した。熱流動解析では、対流、輻射を考慮している。

### 2. 熱流動解析手法

本検討では、有限体積法を用いて以下の式(3.1)、式(3.2)および式(3.3)で表される質量、運動量、およびエネルギー保存則を解き、解析範囲内各部の温度を評価した。またフランジ、ウエザー・シール表面と空気との伝熱は、対流熱伝達と輻射伝熱の影響を評価する。乱流モデルには標準k-εモデルを使用した。

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v}) = S_m \quad \text{式(3.1)}$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho \vec{v}) + \nabla \cdot (\rho \vec{v} \vec{v}) = -\nabla p + \nabla \cdot (\vec{\tau}) + \rho \cdot \vec{g} + \vec{F} \quad \text{式(3.2)}$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho E) + \nabla \cdot (\vec{v} (\rho E + p)) = \nabla \cdot \left( k_{eff} \nabla T - \sum h_j \vec{J}_j + (\vec{\tau}_{eff} \cdot \vec{v}) \right) + S_h \quad \text{式(3.3)}$$

ここで、

$\rho$ : 密度 [kg/m <sup>3</sup> ]	$t$ : 時間 [s]	$\vec{v}$ : 速度 [m/s]
$E$ : エネルギー [m <sup>2</sup> /s <sup>2</sup> ]	$T$ : 温度 [K]	$p$ : 静圧 [Pa]
$\vec{\tau}$ : 応力テンソル [kg/(m·s <sup>2</sup> )]	$\vec{g}$ : 重力加速度 [m/s <sup>2</sup> ]	$k_{eff}$ : 有効熱伝導率 [W/(m·K)]
$h$ : エンタルピー [J/K]	$\vec{J}$ : 拡散流速 [K/m <sup>2</sup> ]	$\vec{F}$ : 体積力 [kg/(m <sup>2</sup> ·s <sup>2</sup> )]
$S_m$ : 生成質量 [kg/(m <sup>3</sup> ·s)]	$S_h$ : 生成エネルギー [kg/(m·s <sup>3</sup> )]	

### 3. 物性値

付表 3-1、付表 3-2に解析に用いた空気、材料の物性値(密度、比熱、粘性、熱伝導率)を示す。

付表 3-1 物性値 (密度、比熱、粘性、熱伝導率)

項目	空気	2 1/4Cr-1Mo	SUS TP321	1Cr-Mo-V
密度(kg/m <sup>3</sup> )	1.190	7,700	7,850	7,700
比熱(J/kg/K)	1004	0.479	0.534	0.534
粘性(Pa·s)	1.831x10 <sup>-5</sup>	-	-	-
熱伝導率(W/(m·K))	0.026	付表 3-2参照	付表 3-2参照	付表 3-2参照

付表 3-2 材料の熱伝導率

温度範囲: 20°C~425°C

ケース1(異材SUS-Low Alloy継手)

部位名	材料名	材料成分	グループ	備考
フランジ-1	2.25Cr-1Mo	2 1/4Cr - 1Mo	<b>D</b>	
フランジ-2	TP321	18Cr-10N-Ti	<b>K</b>	
ガスケット	TP304-RJ	18Cr-8Ni	<b>J</b>	
ボルト/ナット	SNB16	1Cr-Mo-V	<b>C</b>	1Cr - Mo で考える。(*)
ボルト/ナット	SA453Gr660	25Ni-15Cr-2Ti	<b>K</b>	
スペーサ	TP321	18Cr-10Ni-Ti	<b>K</b>	

(\*) SNB16(1Cr-Mo-V) については、ASME のmaterial group C, low chrome steelsとした。

温度 (°C)	熱伝導率 Tc [W/(m*degC)]			
	グループC	グループD	グループJ	グループK
20	41.0	36.3	14.8	14.1
50	40.8	36.5	15.3	14.6
75	40.7	36.7	15.8	15.0
100	40.6	36.9	16.2	15.4
125	40.5	37.0	16.6	15.7
150	40.4	37.1	17.0	16.1
175	40.3	37.2	17.5	16.5
200	40.1	37.2	17.9	16.8
225	39.8	37.2	18.3	17.2
250	39.5	37.1	18.6	17.6
275	39.1	36.9	19.0	17.9
300	38.7	36.7	19.4	18.3
325	38.3	36.5	19.8	18.7
350	37.8	36.2	20.1	19.0
375	37.3	35.8	20.5	19.4
400	36.8	35.4	20.8	19.7
425	36.3	35.0	21.2	20.1

尚、保温材に関する物性値は付図 3-1に示す。

#### 4.境界条件

付図 3-1に解析範囲と境界条件について、スペーサー付きフランジ継手の例を代表にして示す。外気温度は 20 °Cとし、風は解析モデルの管軸直角方向に吹くものと仮定した。また、風が流入する境界面以外は、圧力一定条件とした。又、配管内のプロセス温度は、基本ケースを 420°C について検討を実施した。

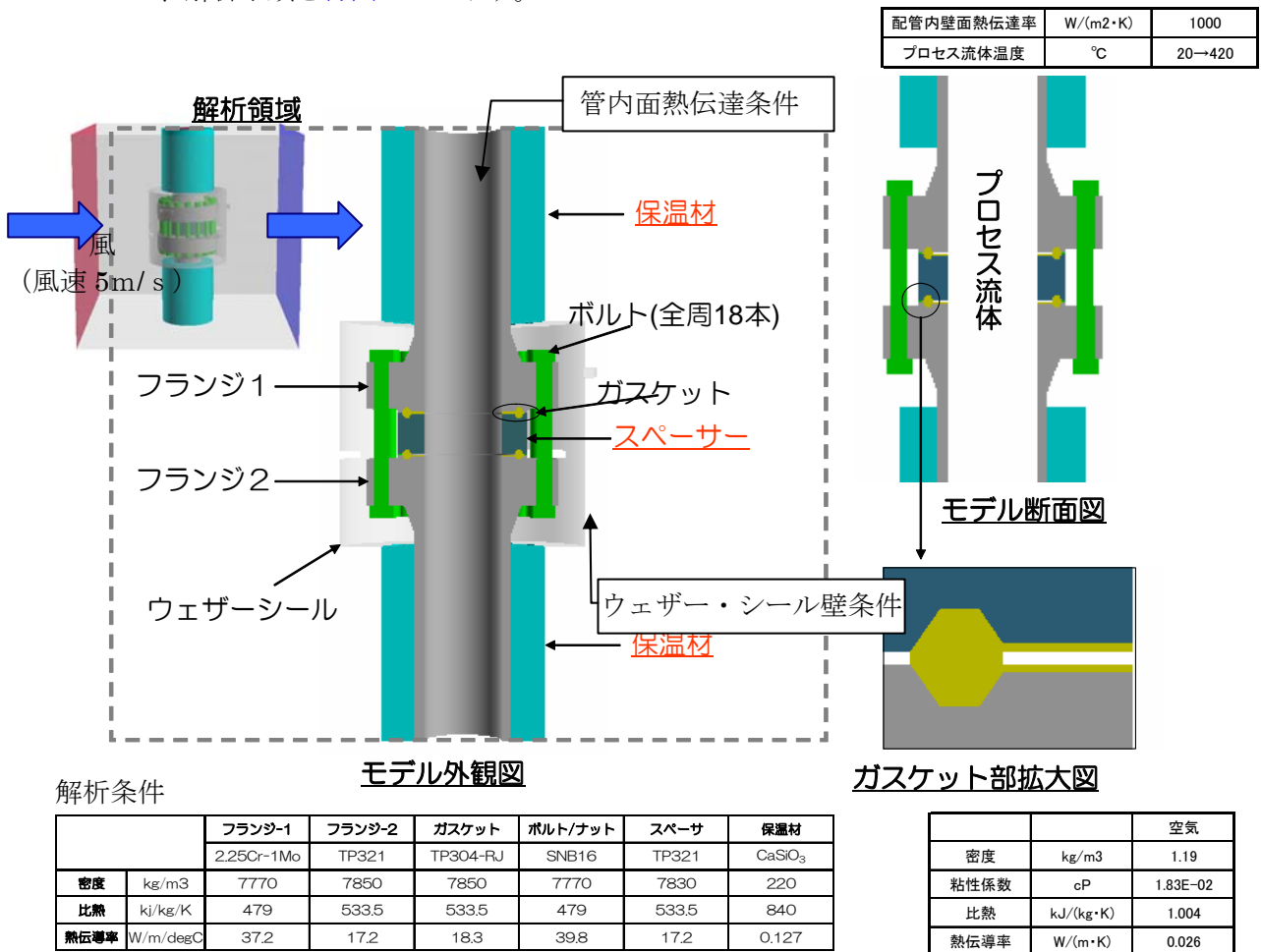
配管内面の熱伝達は、熱伝達係数を配管内ガス流速（23 m/s）および各物性値から以下の式(3.4)より算出し、一定値（1,010 W/m<sup>2</sup>/K）として与えた。熱伝達率hの算出に使用した熱伝導率λ、レイノルズ数Reおよびプラントル数Prは、一般的な接触改質装置反応塔入口配管内のガス物性値および運転条件から、λ=0.162 W/m°C、Re=3.9×10<sup>6</sup>、Pr=0.51 とした。

$$h = \frac{\lambda}{d} \cdot 0.022 \cdot Re^{0.8} \cdot Pr^{0.5} \quad \text{式(3.4)}$$

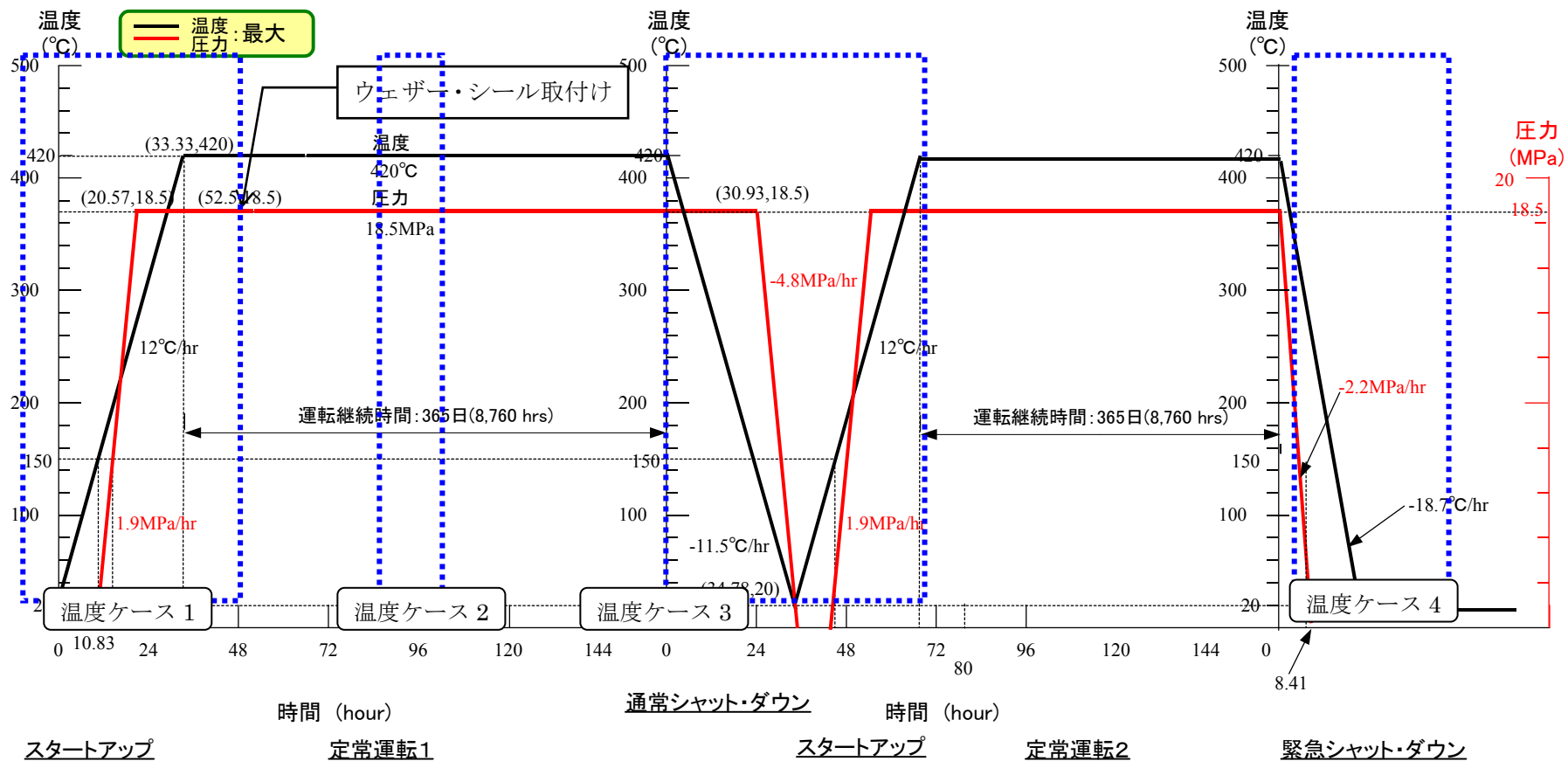
ここで、

h：熱伝達率 [W/m<sup>2</sup>/K]    d：配管内径 [m]  
 λ：熱伝導率 [W/m°C]    Re：レイノルズ数 [-]  
 Pr：プラントル数 [-]

また、解析手順を付図 3-2に示す。



付図 3-1 熱流動解析範囲および境界条件

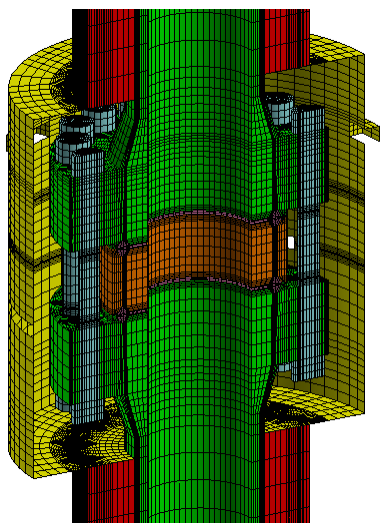
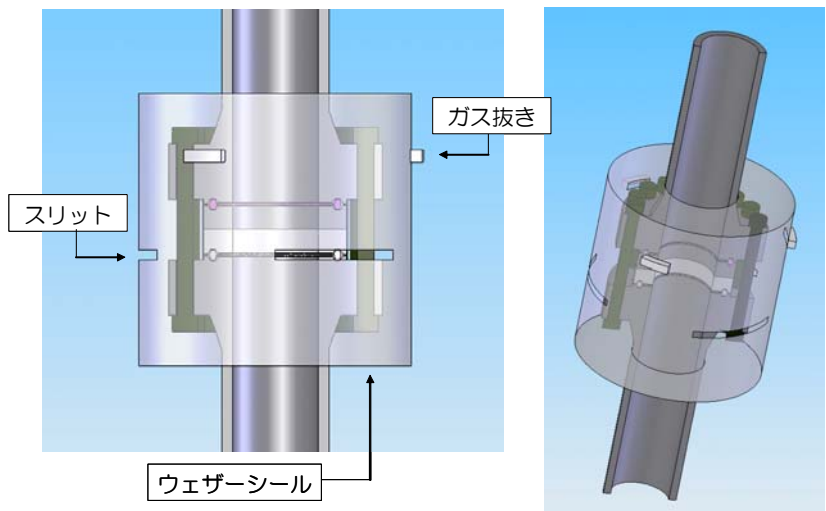
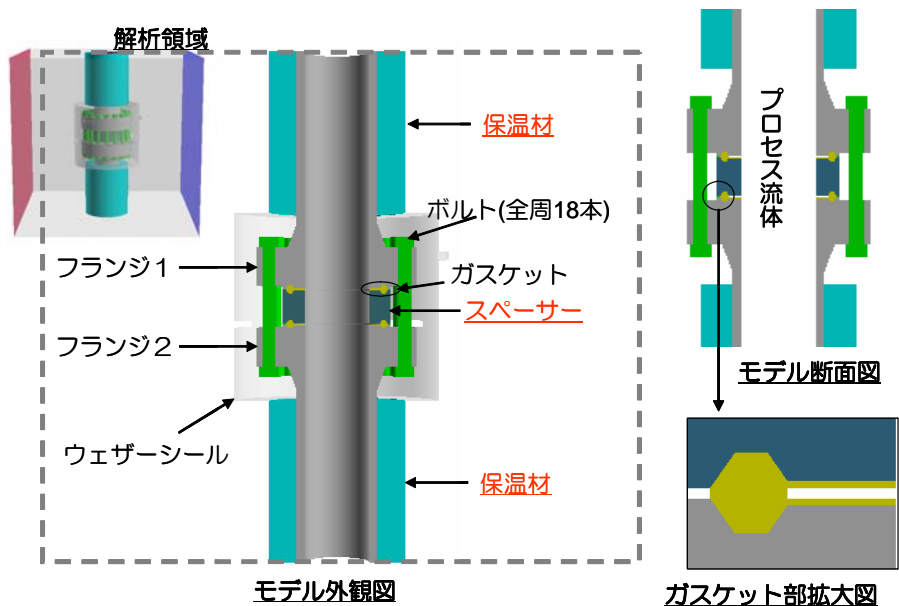


温度の変化は緩やかであるため、時間軸に沿って全てのケースを行うことは効率的でない。  
 よって、計算時間の短縮のため、上記の波線で示したブロックに対して熱流体解析を行う。  
 温度ケース 1: ウェザー・シール無しでの非定常解析(流体温度は管中心に 420°Cとして、流体の流れを考慮する。)  
 温度ケース 2: 温度ケース 1 を初期状態として、ウェザー・シールのある状態を定常解析(流体温度は管内面で 420°C一定として)  
 温度ケース 3: 温度ケース 2 を初期条件として、非定常解析を行う。  
 温度ケース 4: 温度ケース 2 を初期条件として、非定常解析を行う。

付図 3-2 熱流動解析手順

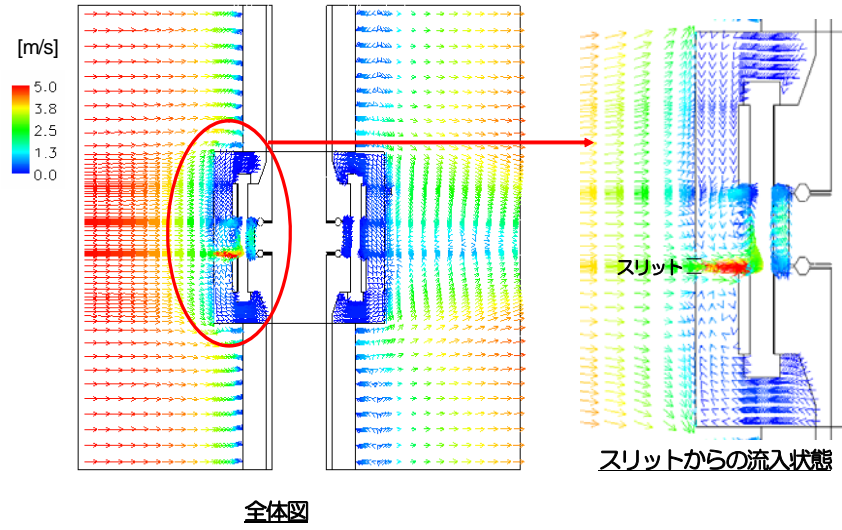
5.熱流動解析モデル及び解析例

付図 3-3に熱流動解析に用いるモデルを、付図 3-4～付図 3-6にスペーサー付きフランジ継手の解析事例を示す。

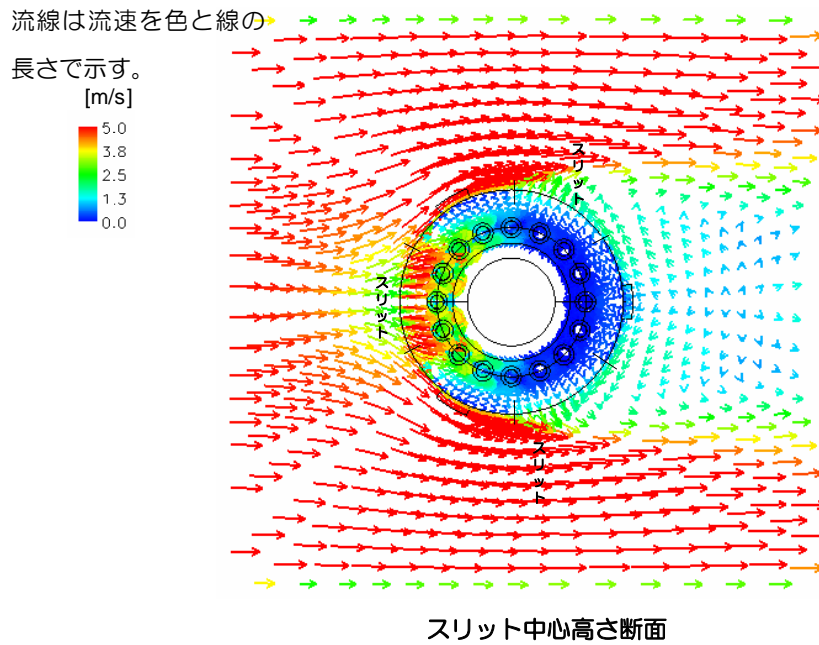


付図 3-3 熱流動解析用モデル

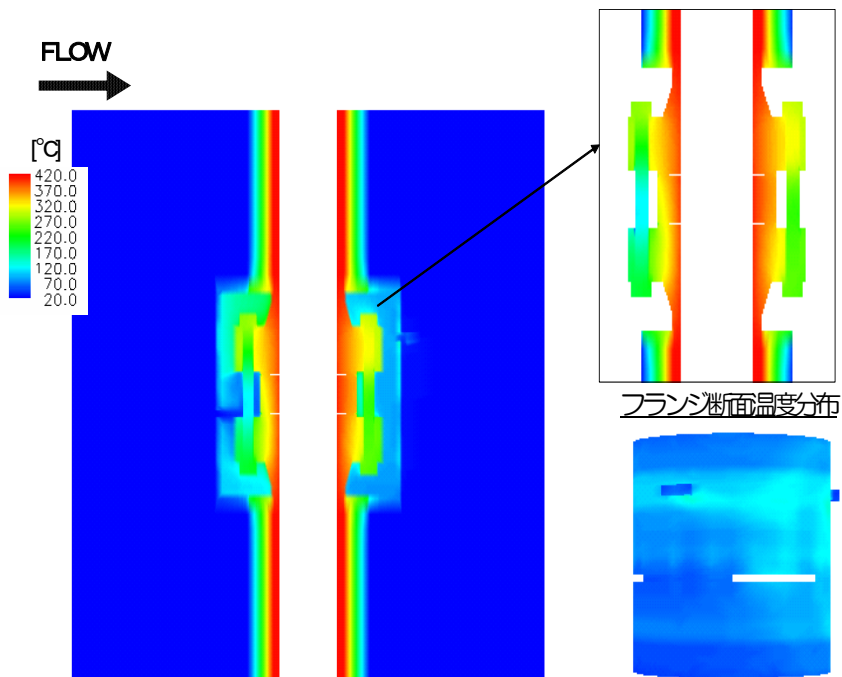
流線は、流速を色と線の長さで示している。



付図 3-4 熱流動解析例 (1) 風速分布(18B Case 1 定常運転状態 1)



付図 3-5 熱流動解析例 (2) 風速分布(18B Case 1 定常運転状態 1)



付図 3-6 熱流動解析例 (3) フランジ断面温度分布(18B Case 1 定常運転状態 1)

## (付属書-4) 弾塑性解析手法

### 1. 弾塑性解析に用いたプログラム

使用プログラムは、汎用有限要素法プログラム「ABAQUS」とする。ABAQUSは米国の Hibbit, Karlsson & Sorensen Inc.製で、このプログラムは非線形解析を含め、世界的に最も評価の高いプログラムである。汎用の有限要素法解析として、優れた解析を有し、機能材料非線形、接触面の考慮や座屈等の幾何学的非線形解析を行うソフトとしては最も評価の高いプログラムである。主な特徴は、幾何形状、非線形特性あるいは負荷履歴などの定義が容易であり、解析しようとする問題定義（たとえば静的応力解析、熱伝導解析、動的解析、座屈解析など）も容易である。

### 2. 弾塑性解析手法

解析に用いる要素は、3次元ソリッド要素(要素タイプ:C3D8、8節点線形ブリック要素)とし、ガスケットとフランジ、スペーサーとの接触面は接触要素(マスター-スレーブ関係)を用いた弾塑性非線形解析を行う。

尚、接触面の摩擦係数は鋼材(軟鋼、硬鋼)の一般的な静止摩擦係数が0.3~0.4の範囲であることから拘束力の厳しい安全側の評価として、0.4と採用する。

又、付図 4-2に示すように荷重の対称性から周方向0-180度の1/2モデルとする。さらに、ボルト初期締付力はボルト要素の断面に初期締付力荷重(CLOAD)を与える。

### 3. 材料の物性

付表 4-2~付表 4-7に材料の物性値(縦弾性係数、線膨張係数、降伏点、破断伸び、引張り強さなど)を、付図 4-1と付図 4-2にそれぞれボルト材質がSNB16(1Cr-Mo-V鋼)とSA453-660A(25Ni-15Cr-2Ti鋼)の応力-ひずみ線図を示す。また、用いた材料物性値の出典を付表 4-8に示す。

尚、付図 4-1と付図 4-2のボルト材質SNB16(1Cr-Mo-V鋼)とSA453-660A(25Ni-15Cr-2Ti鋼)の応力-ひずみ線図はいずれも今回の解析のために高温引張試験を行い得たものである。

材料の非線形性は降伏点(降伏ひずみ)と引張り強さ(破断ひずみ)で定義されるバイリニア型の応力-ひずみ関係を用いる

又、高温域でのクリープに関して、次に述べるように温度が400℃程度であれば、クリープを問題にする必要はないと考えられることから、クリープ特性は解析から除いた。

SUS304では、420℃近辺のクリープに関するデータはないので、金属材料研究所のクリープデータシート(NRIM CREEP DATA SHEET NO.4B SUS 304H TB(18Cr-8Ni) 1986)にある600度近辺のクリープ速度(%/h)対 応力(MPa)のデータを外挿し、次のNorton則形式のクリープ則を得る。



$$\frac{de}{dt} = B s^n \quad \text{式 (4.1)}$$

ここで、

- $\varepsilon$  : ひずみ [%]  
 $t$  : 時間 [hr]  
 $B$  : 係数  $6.04 \times 10^{-35}$  (外挿値から算出)  
 $n$  : 指数 11.5 (外挿値から算出)

上の式を用いて、クリープひずみと弾性ひずみを比較する。

SUS304 の 420°Cでの降伏応力は、150MPa 程度であり、この時のひずみを 0.2%とし、一方、上の式を用いて応力 150MPa 一定の下で、 $10^5$ 時間 (約 10 年) のクリープひずみを求めると (初期クリープひずみは 0%とする。)、約  $7 \times 10^{-5}\%$ であり、両者を比較すると、クリープひずみは無視できることが確認できる。

これは付表 4-1に示すAPI 579における指針においても確認できる。(API 579 抜粋)

同様に、金属温度として Carbon Steel, C-1/2 Mo では 399°C、Low Alloy では 454°C以下であればクリープの影響はほとんどない。

付表 4-1 クリープ領域を定義する温度の制限 (下限)

4-18

API RECOMMENDED PRACTICE 579

Jan, 2000

**Table 4.1**  
Temperature Limit Used To Define The Creep Range

Material	Temperature Limit
Carbon Steel and C-1/2 Mo and Ferritic Stainless Steels	399°C (750°F)
Low Alloy Steels (Cr-Mo)	454°C (850°F)
Austenitic Stainless Steels	510°C (950°F)

(出典：Jan, 2000 API 要求事項 579)

付表 4-2 材料物性値 (2.25Cr-1Mo 鋼)

1. STPA24 (2.25Cr-1Mo) : フランジ-1

出典	JIS B8266 p.93-95 TABLE 4.1 グループD	JIS B8266 p.96-99 TABLE 4.2 グループ1	金属材料技術研究所 クリープデータシート NO.3B, p.2, Table 3 MAM								ポアソン 比
	Temperature (°C)	ヤング率 E (N/mm <sup>2</sup> )	線膨張係数 α (mm/mm/degC)	降伏ひずみ (%)		降伏点 σ <sub>y</sub> (N/mm <sup>2</sup> )		破断伸び (%)		引張強さ σ <sub>u</sub> (N/mm <sup>2</sup> )	
			公称ひずみ ε <sub>y</sub> = σ <sub>y</sub> /E	真ひずみ ε <sub>yt</sub> = ln(1+ε <sub>y</sub> )	公称 応力 σ <sub>y</sub>	真応力 σ <sub>t</sub> = σ <sub>y</sub> (1+ε <sub>y</sub> )	公称ひずみ ε <sub>u</sub>	真ひずみ(注) ε <sub>ut</sub> = ln(1+ε <sub>u</sub> ) -σ <sub>y</sub> /E	公称 応力 σ <sub>u</sub>	真応力 σ <sub>ut</sub> = σ <sub>u</sub> (1+ε <sub>u</sub> )	
20	211263	1.15E-05	0.1231	0.1230	260	260.3	30.0	26.11	520	676.0	0.3
25	211000	1.16E-05	0.1233	0.1232	260	260.4	29.9	26.02	518	672.3	
40	209800	1.17E-05	0.1242	0.1241	261	260.8	29.5	25.73	511	661.4	
50	209000	1.18E-05	0.1248	0.1247	261	261.1	29.3	25.53	506	654.2	
75	207000	1.19E-05	0.1263	0.1262	261	261.7	28.6	25.05	495	636.1	
100	205000	1.21E-05	0.1278	0.1277	262	262.3	28.0	24.56	483	618.2	
125	204000	1.23E-05	0.1278	0.1277	261	261.1	26.8	23.58	480	608.7	
150	203000	1.24E-05	0.1278	0.1278	260	259.8	25.5	22.59	478	599.3	
175	201000	1.26E-05	0.1285	0.1284	258	258.6	24.3	21.58	475	589.9	
200	199000	1.28E-05	0.1291	0.1291	257	257.3	23.0	20.57	472	580.6	
225	197500	1.29E-05	0.1367	0.1366	270	270.4	22.0	19.75	481	587.1	
250	196000	1.31E-05	0.1444	0.1443	283	283.4	21.0	18.92	491	593.5	
275	194000	1.31E-05	0.1526	0.1525	296	296.5	20.0	18.08	500	599.7	
300	192000	1.32E-05	0.1609	0.1608	309	309.5	19.0	17.23	509	605.7	
325	190500	1.34E-05	0.1549	0.1547	295	295.5	20.0	18.08	510	611.4	
350	189000	1.35E-05	0.1487	0.1486	281	281.4	21.0	18.91	510	617.1	
375	187000	1.37E-05	0.1428	0.1427	267	267.4	22.0	19.74	511	622.8	
400	184000	1.39E-05	0.1375	0.1374	253	253.3	23.0	20.56	511	628.5	
425	182000	1.40E-05	0.1354	0.1353	247	246.8	23.5	20.97	497	613.2	

(注) 真ひずみは、弾性ひずみを減じて算出している。

付表 4-3 材料物性値 (18Cr-10Ni-Ti 鋼)

2. TP321 (18Cr-10Ni-Ti) : フランジ-2, スペーサ, フランジコーティング

出典	JIS B8266 p.93-95 TABLE 4.1 グループG	JIS B8266 p.96-99 TABLE 4.2 グループ3	金属材料技術研究所 クリープデータシート NO.5B, p.2, Table 3 ACH								ポアソン 比
	Temperature (°C)	ヤング率 E (N/mm <sup>2</sup> )	線膨張係数 α (mm/mm/degC)	降伏ひずみ (%)		降伏点 σ <sub>y</sub> (N/mm <sup>2</sup> )		破断伸び (%)		引張強さ σ <sub>u</sub> (N/mm <sup>2</sup> )	
			公称ひずみ ε <sub>y</sub> = σ <sub>y</sub> /E	真ひずみ ε <sub>yt</sub> = ln(1+ ε <sub>y</sub> )	公称 応力 σ <sub>y</sub>	真応力 σ <sub>t</sub> = σ <sub>y</sub> (1+ ε <sub>y</sub> )	公称ひずみ ε <sub>u</sub>	真ひずみ (注) ε <sub>ut</sub> = ln(1+ ε <sub>u</sub> ) - σ <sub>y</sub> /E	公称 応力 σ <sub>u</sub>	真応力 σ <sub>ut</sub> = σ <sub>u</sub> (1+ ε <sub>u</sub> )	
20	195263	1.53E-05	0.1383	0.1382	270	270.4	59.0	46.24	590	938.1	0.3
25	195000	1.54E-05	0.1384	0.1383	270	270.2	58.1	45.68	585	924.5	
40	193800	1.55E-05	0.1391	0.1390	270	269.9	55.5	44.01	569	884.4	
50	193000	1.56E-05	0.1395	0.1394	269	269.6	53.8	42.88	558	858.1	
75	191500	1.59E-05	0.1403	0.1402	269	269.0	49.4	39.99	532	794.0	
100	190000	1.61E-05	0.1411	0.1410	268	268.4	45.0	37.02	505	732.3	
125	188000	1.64E-05	0.1394	0.1393	262	262.4	43.8	36.15	494	710.5	
150	186000	1.66E-05	0.1376	0.1375	256	256.4	42.5	35.28	484	689.0	
175	185000	1.67E-05	0.1351	0.1350	250	250.3	41.3	34.40	473	667.8	
200	183000	1.70E-05	0.1333	0.1332	244	244.3	40.0	33.51	462	646.8	
225	181000	1.72E-05	0.1319	0.1318	239	239.1	39.3	32.98	461	641.6	
250	179000	1.74E-05	0.1304	0.1304	234	233.8	38.5	32.44	460	636.4	
275	177000	1.76E-05	0.1290	0.1289	228	228.5	37.8	31.90	458	631.2	
300	175000	1.76E-05	0.1274	0.1273	223	223.3	37.0	31.35	457	626.1	
325	174000	1.77E-05	0.1257	0.1257	219	219.1	37.5	31.72	458	630.1	
350	173000	1.79E-05	0.1240	0.1240	215	214.9	38.0	32.08	460	634.1	
375	171000	1.80E-05	0.1230	0.1230	210	210.7	38.5	32.45	461	638.1	
400	169000	1.80E-05	0.1195	0.1195	202	202.2	39.0	32.81	462	642.2	
425	166000	1.82E-05	0.1250	0.1249	208	207.8	38.0	32.08	460	634.8	

(注) 真ひずみは、弾性ひずみを減じて算出している。

付表 4-4 材料物性値 (18Cr-8Ni 鋼)

3. TP304-RJ (18Cr-8Ni) : ガスケット

出典	JIS B8266 p.93-95 TABLE 4.1 グループG	JIS B8266 p.96-99 TABLE 4.2 グループ3	金属材料技術研究所 クリープデータシート NO.4B, p.2, Table 3 ABL								ポアソン 比
	Temperature (°C)	ヤング率 E (N/mm <sup>2</sup> )	線膨張係数 α (mm/mm/degC)	降伏ひずみ (%)		降伏点 σ <sub>y</sub> (N/mm <sup>2</sup> )		破断伸び (%)		引張強さ σ <sub>u</sub> (N/mm <sup>2</sup> )	
			公称ひずみ ε <sub>y</sub> = σ <sub>y</sub> /E	真ひずみ ε <sub>yt</sub> = ln(1+ ε <sub>y</sub> )	公称 応力 σ <sub>y</sub>	真応力 σ <sub>t</sub> = σ <sub>y</sub> (1+ ε <sub>y</sub> )	公称ひずみ ε <sub>u</sub>	真ひずみ(注) ε <sub>ut</sub> = ln(1+ ε <sub>u</sub> ) - σ <sub>y</sub> /E	公称 応力 σ <sub>u</sub>	真応力 σ <sub>ut</sub> = σ <sub>u</sub> (1+ ε <sub>u</sub> )	
20	195263	1.53E-05	0.1075	0.1075	210	210.2	71	53.54	620	1060.2	0.3
25	195000	1.54E-05	0.1076	0.1075	210	210.0	70	53.21	613	1044.2	
40	193800	1.55E-05	0.1080	0.1079	209	209.5	69	52.22	591	996.9	
50	193000	1.56E-05	0.1082	0.1082	209	209.1	68	51.55	576	965.7	
75	191500	1.59E-05	0.1086	0.1085	208	208.2	65	49.86	540	889.3	
100	190000	1.61E-05	0.1089	0.1089	207	207.2	62	48.13	503	814.9	
125	188000	1.64E-05	0.1061	0.1061	200	199.7	58	45.64	494	779.7	
150	186000	1.66E-05	0.1032	0.1032	192	192.2	54	43.08	484	745.4	
175	185000	1.67E-05	0.0997	0.0997	185	184.7	50	40.45	475	711.8	
200	183000	1.70E-05	0.0967	0.0967	177	177.2	46	37.75	465	678.9	
225	181000	1.72E-05	0.0957	0.0957	173	173.4	46	37.58	466	678.8	
250	179000	1.74E-05	0.0947	0.0946	170	169.7	46	37.41	467	678.8	
275	177000	1.76E-05	0.0936	0.0936	166	165.9	45	37.23	467	678.7	
300	175000	1.76E-05	0.0926	0.0925	162	162.1	45	37.06	468	678.6	
325	174000	1.77E-05	0.0920	0.0919	160	160.1	46	37.41	467	679.1	
350	173000	1.79E-05	0.0913	0.0913	158	158.1	46	37.75	466	679.6	
375	171000	1.80E-05	0.0912	0.0912	156	156.1	47	38.09	464	680.1	
400	169000	1.80E-05	0.0911	0.0911	154	154.1	47	38.44	463	680.6	
425	166000	1.82E-05	0.0914	0.0914	152	151.9	46	37.75	458	668.0	

(注) 真ひずみは、弾性ひずみを減じて算出している。

付表 4-5 材料物性値 (1Cr-Mo-V 鋼)

4. SNB16 (1Cr-Mo-V) : ボルト/ナット

出典	ASME (II) グループC (*1)	JIS B8266 p.96-99 TABLE 4.2 グループ1 (*2)	試験データ								ポアソン 比
			降伏ひずみ (%)		降伏点 $\sigma_y$ (N/mm <sup>2</sup> )		破断伸び (%)		引張強さ $\sigma_u$ (N/mm <sup>2</sup> )		
			公称ひずみ $\epsilon_y = \sigma_y/E$	真ひずみ $\epsilon_{yt} = \ln(1 + \epsilon_y)$	公称 応力 $\sigma_y$	真応力 $\sigma_t = \sigma_y(1 + \epsilon_y)$	公称ひずみ $\epsilon_u$	真ひずみ (注) $\epsilon_{ut} = \ln(1 + \epsilon_u) - \sigma_y/E$	公称 応力 $\sigma_u$	真応力 $\sigma_{ut} = \sigma_u(1 + \epsilon_u)$	
20	204316	1.15E-05	-	-	-	-	-	-	-	-	0.3
25	204000	1.16E-05	-	-	-	-	-	-	-	-	
40	203200	1.17E-05	-	-	-	-	-	-	-	-	
50	202667	1.18E-05	-	-	-	-	-	-	-	-	
75	201333	1.19E-05	-	-	-	-	-	-	-	-	
100	200000	1.21E-05	-	-	-	-	-	-	-	-	
125	198500	1.23E-05	-	-	-	-	-	-	-	-	
150	197000	1.24E-05	-	-	-	-	-	-	-	-	
175	195000	1.26E-05	-	-	-	-	-	-	-	-	
200	193000	1.28E-05	-	-	-	-	-	-	-	-	
225	191500	1.29E-05	-	-	-	-	-	-	-	-	
250	190000	1.31E-05	-	-	-	-	-	-	-	-	
275	188000	1.31E-05	-	-	-	-	-	-	-	-	
300	186000	1.32E-05	-	-	-	-	-	-	-	-	
325	184500	1.34E-05	-	-	-	-	-	-	-	-	
350	183000	1.35E-05	-	-	-	-	-	-	-	-	
375	181000	1.37E-05	-	-	-	-	-	-	-	-	
400	179000	1.39E-05	-	-	-	-	-	-	-	-	
425	176500	1.40E-05	-	-	-	-	-	-	-	-	

(注) 真ひずみは、弾性ひずみを減じて算出している。

付表 4-6 材料物性値 (5Cr-RJ)

5. STPA25 (5Cr-RJ)

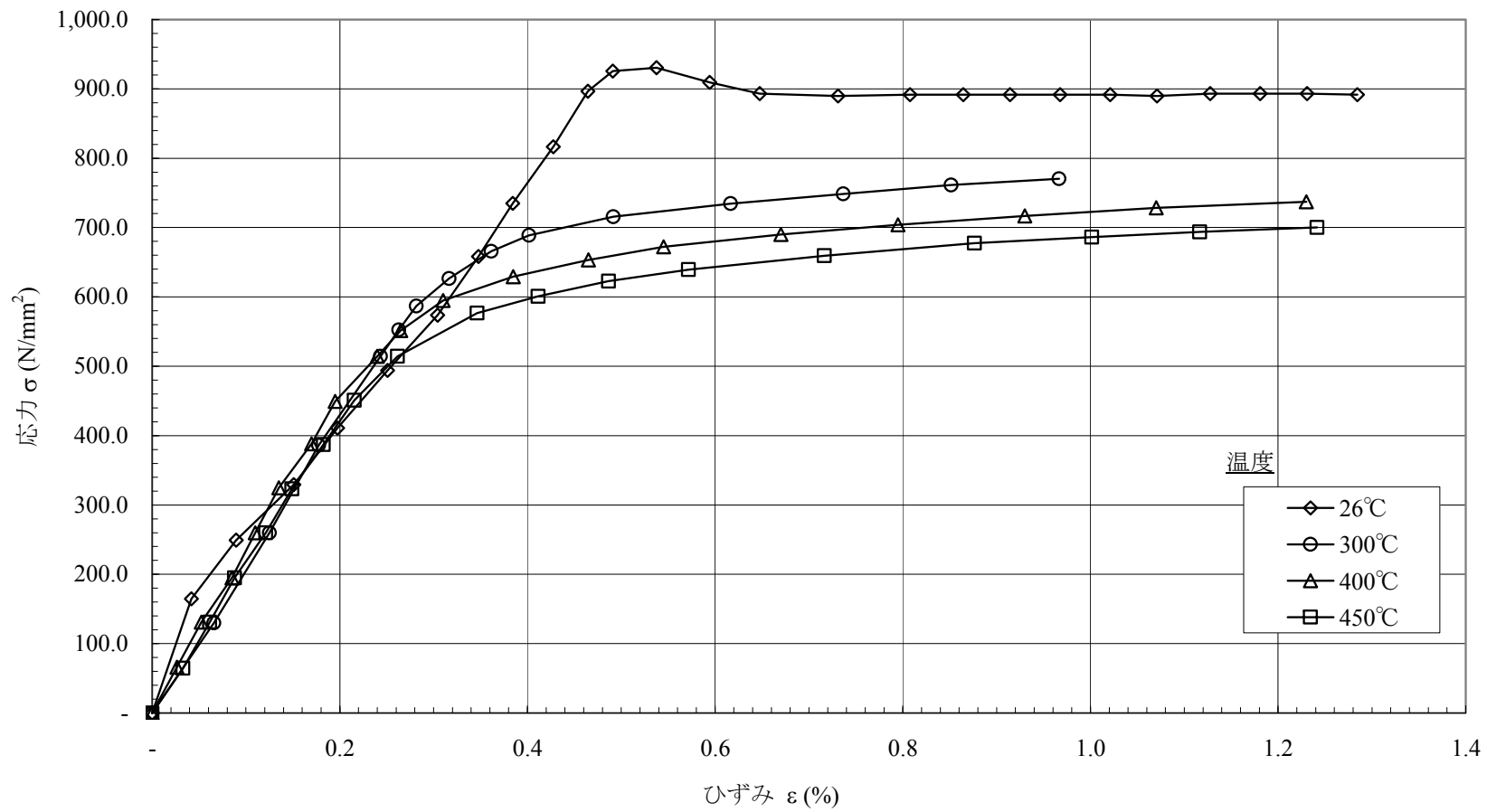
出典	JIS B8266 p.93-95 TABLE 4.1 グループE	JIS B8266 p.96-99 TABLE 4.2 5Cr-1Mo	金属材料技術研究所 クリープデータシート NO.12B, p.2, Table 3 MDD								ポアソン 比	
	Temperature (°C)	ヤング率 E (N/mm <sup>2</sup> )	線膨張係数 α (mm/mm/degC)	降伏ひずみ (%)		降伏点 σ <sub>y</sub> (N/mm <sup>2</sup> )		破断伸び (%)		引張強さ σ <sub>u</sub> (N/mm <sup>2</sup> )		
				公称ひずみ ε <sub>y</sub> = σ <sub>y</sub> /E	真ひずみ ε <sub>yt</sub> = ln(1+ε <sub>y</sub> )	公称 応力 σ <sub>y</sub>	真応力 σ <sub>t</sub> = σ <sub>y</sub> (1+ε <sub>y</sub> )	公称ひずみ ε <sub>u</sub>	真ひずみ(注) ε <sub>ut</sub> = ln(1+ε <sub>u</sub> ) - σ <sub>y</sub> /E	公称 応力 σ <sub>u</sub>		真応力 σ <sub>ut</sub> = σ <sub>u</sub> (1+ε <sub>u</sub> )
20	213400	1.15E-05	0.1054	0.1054	225	225.2	33	28.41	500	665.0	0.3	
25	213000	1.16E-05	0.1049	0.1048	223	223.7	33	28.37	497	660.9		
50	211000	1.18E-05	0.1022	0.1021	216	215.8	33	28.13	483	640.7		
75	209000	1.19E-05	0.0994	0.0994	208	208.0	32	27.90	469	620.6		
100	207000	1.21E-05	0.0966	0.0966	200	200.2	32	27.67	455	600.6		
125	206000	1.23E-05	0.0981	0.0980	202	202.2	31	27.10	447	586.0		
150	205000	1.24E-05	0.0995	0.0995	204	204.2	31	26.52	438	571.6		
175	203000	1.26E-05	0.1015	0.1014	206	206.2	30	25.94	430	557.3		
200	200000	1.26E-05	0.1040	0.1039	208	208.2	29	25.36	421	543.1		
225	199000	1.26E-05	0.1041	0.1041	207	207.5	29	24.97	420	539.4		
250	198000	1.27E-05	0.1043	0.1042	207	206.7	28	24.58	419	535.7		
275	196000	1.28E-05	0.1050	0.1049	206	206.0	28	24.19	417	532.0		
300	194000	1.29E-05	0.1057	0.1056	205	205.2	27	23.80	416	528.3		
325	192000	1.30E-05	0.1068	0.1067	205	205.2	27	23.60	415	525.7		
350	190000	1.30E-05	0.1079	0.1078	205	205.2	27	23.40	414	523.1		
375	188000	1.30E-05	0.1090	0.1090	205	205.2	26	23.20	412	520.5		
400	184000	1.31E-05	0.1114	0.1114	205	205.2	26	23.00	411	517.9		
425	180000	1.31E-05	0.1069	0.1069	193	192.7	28	24.19	402	511.9		

(注) 真ひずみは、弾性ひずみを減じて算出している。

付表 4-7 材料物性値 (25Ni-15Cr-2Ti 鋼)

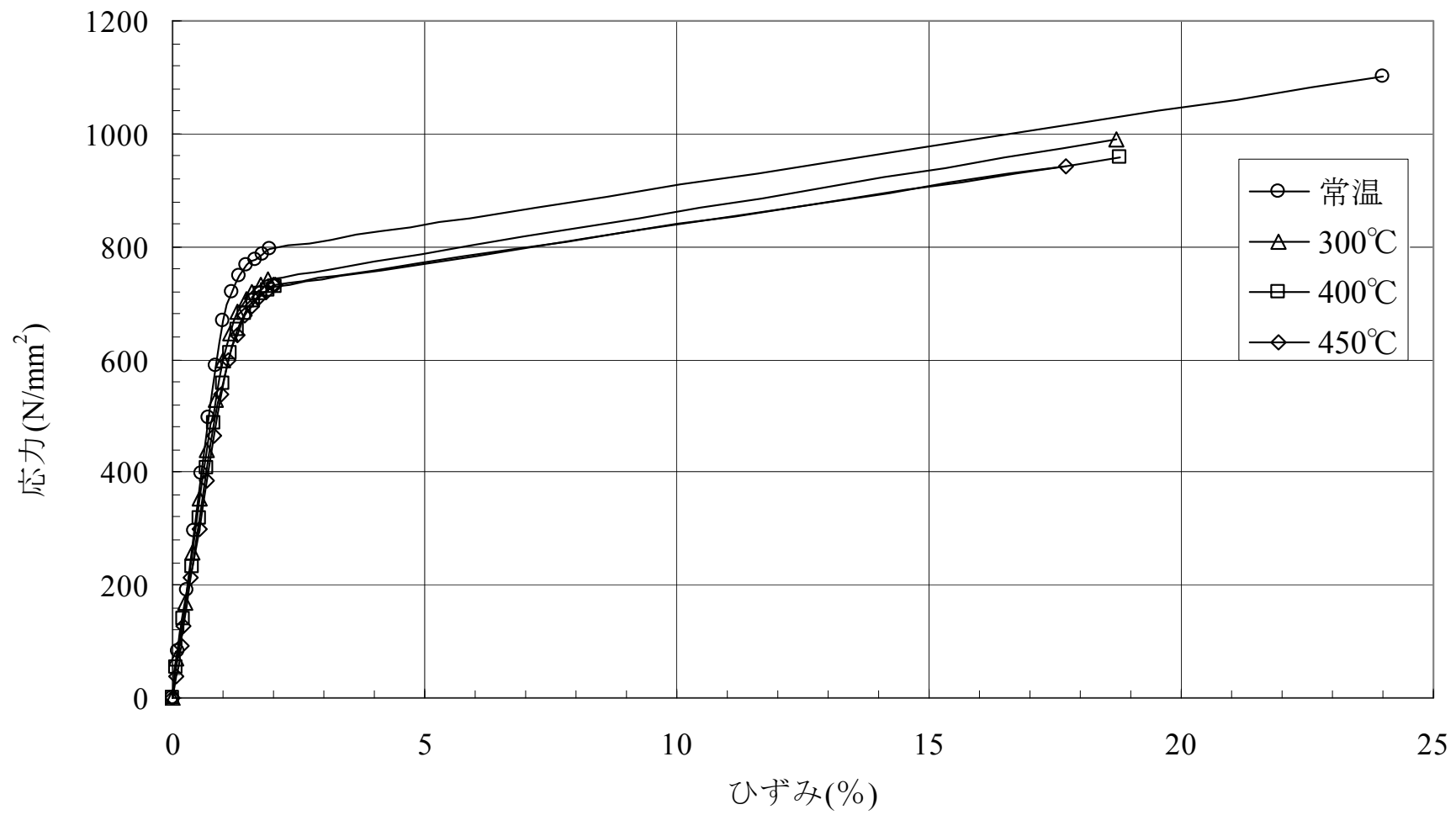
6. SA453Gr660(25Ni-15Cr-2Ti)

出典	ASME(II) グループ	ASME Sec.II Part D	試験データ								-
Temperature (°C)	ヤング率 E (N/mm <sup>2</sup> )	線膨張係数α (mm/mm/degC) x10-6	降伏ひずみ (%)		降伏点σ <sub>y</sub> (*1) (N/mm <sup>2</sup> )		破断伸び (%)		引張強さσ <sub>u</sub> (N/mm <sup>2</sup> )		ポアソン比
			公称ひずみ ε <sub>y</sub> = σ <sub>y</sub> /E	真ひずみ ε <sub>yt</sub> = ln(1+ε <sub>y</sub> )	公称 応力σ <sub>y</sub>	真応力 σ <sub>t</sub> = σ <sub>y</sub> (1+ε <sub>y</sub> )	公称ひずみ ε <sub>u</sub>	真ひずみ (**) ε <sub>ut</sub> = ln(1+ε <sub>u</sub> ) -σ <sub>y</sub> /E	公称 応力σ <sub>u</sub>	真応力 σ <sub>ut</sub> = σ <sub>u</sub> (1+ε <sub>u</sub> )	
21		14.76	-	-	-	-	-	-	-	-	0.3
25	197,114	14.76									
38		14.76	-	-	-	-	-	-	-	-	
66		15.12	-	-	-	-	-	-	-	-	
93		15.30	-	-	-	-	-	-	-	-	
100	192,210	15.34									
121		15.48	-	-	-	-	-	-	-	-	
149		15.66	-	-	-	-	-	-	-	-	
150	188,288	15.67									
177		15.84	-	-	-	-	-	-	-	-	
200	185,346	15.99									
204		16.02	-	-	-	-	-	-	-	-	
232		16.20	-	-	-	-	-	-	-	-	
250	181,423	16.32									
260		16.38	-	-	-	-	-	-	-	-	
288		16.38	-	-	-	-	-	-	-	-	
300	177,500	16.46									
316		16.56	-	-	-	-	-	-	-	-	
343		16.56	-	-	-	-	-	-	-	-	
350	174,558	16.60									
371		16.74	-	-	-	-	-	-	-	-	
399		16.74	-	-	-	-	-	-	-	-	
400	170,636	16.75									
427		16.92	-	-	-	-	-	-	-	-	
450	165,732	16.92									
454		16.92	-	-	-	-	-	-	-	-	
482		17.10	-	-	-	-	-	-	-	-	
500		17.22									



付図 4-1 SNB16-ひずみ線図





付図 4-2 SA453 GR660CLA 応力-ひずみ線図

付表 4-8 材料物性値の出典

部材	材質	材料成分	文献						
			JIS No.	弾性解析		弾塑性解析			クリープ解析
				ヤング率	線膨張係数	降伏応力 $\sigma_y$	引張強さ $\sigma_u$	破断伸び	定数B, n
フランジ-1	STPA24	2.25Cr-1Mo	JIS配管 1977 p.429 JIS G3458	JIS B8266 p.93-95 TABLE 4.1 グループD	JIS B8266 p.96-99 TABLE 4.2 グループ1	金属材料技術研究所 クリープデータシート NO.3B, p.2, Table 3 MAM			
フランジ-2 スぺーサ フランジコーティング	TP321	18Cr-10Ni-Ti	JIS配管 1977 p.437 JIS G3459	JIS B8266 p.93-95 TABLE 4.1 グループG	JIS B8266 p.96-99 TABLE 4.2 グループ3	金属材料技術研究所 クリープデータシート NO.5B, p.2, Table 3 ACH			
ガスケット	TP304-RJ	18Cr-8Ni	JIS配管 1977 p.437 JIS G3459	JIS B8266 p.93-95 TABLE 4.1 グループG	JIS B8266 p.96-99 TABLE 4.2 グループ3	金属材料技術研究所 クリープデータシート NO.4B, p.2, Table 3 ABL			
ボルト/ナット	SNB16	1Cr-Mo-V	JIS鉄鋼I 1977 p.484 JIS G4107	ASME (II) グループC (*1)	JIS B8266 p.96-99 TABLE 4.2 グループ1 (*2)	試験データ			
ボルト/ナット	SA453-Gr.660	25Ni-15Cr-2Ti		ASME (II) グループG	ASME (II) グループK	試験データ			
(スぺーサ)	STPA25	5Cr-0.5Mo	JIS配管 1977 p.429 JIS G3458	JIS B8266 p.93-95 TABLE 4.1 グループE	JIS B8266 p.96-99 TABLE 4.2 5Cr-1Mo	金属材料技術研究所 クリープデータシート NO.12B, p.2, Table 3 MDD			

(\*1) SNB16(1Cr-Mo-V) については、JIS のグループC , 1Cr - 0.5 Mo とした。

(\*2) SNB16(1Cr-Mo-V) については、JIS のグループ1 , 1Cr - 0.5 Mo-V とした。

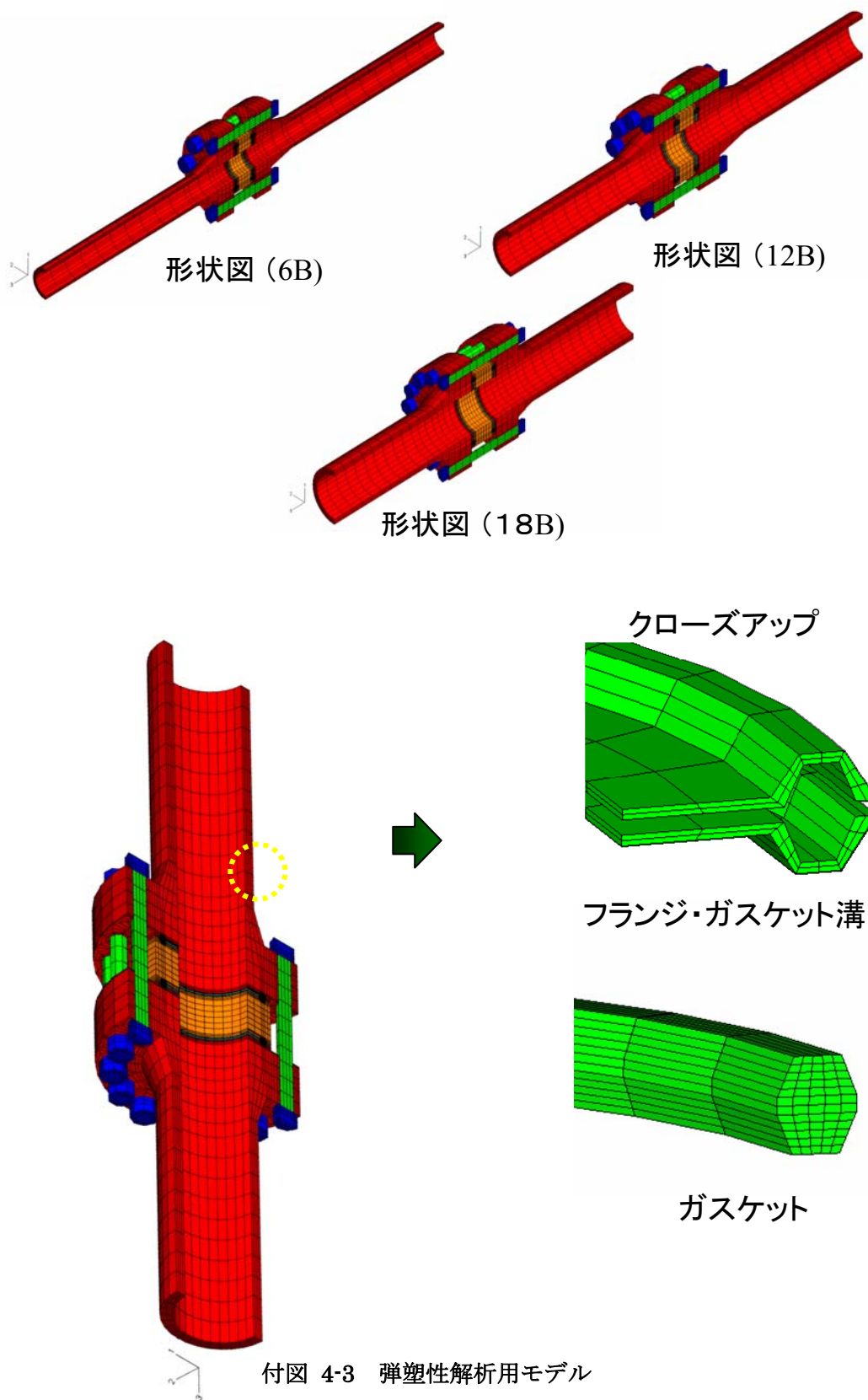
※1:ポアソン比は 0.3 とする。

※2:JIS B8266: 2003年度版のものをさす。

※3:ASME (II): ASME Section II - Material properties, 2004年度版のものをさす。

#### 4.弾塑性解析用モデル

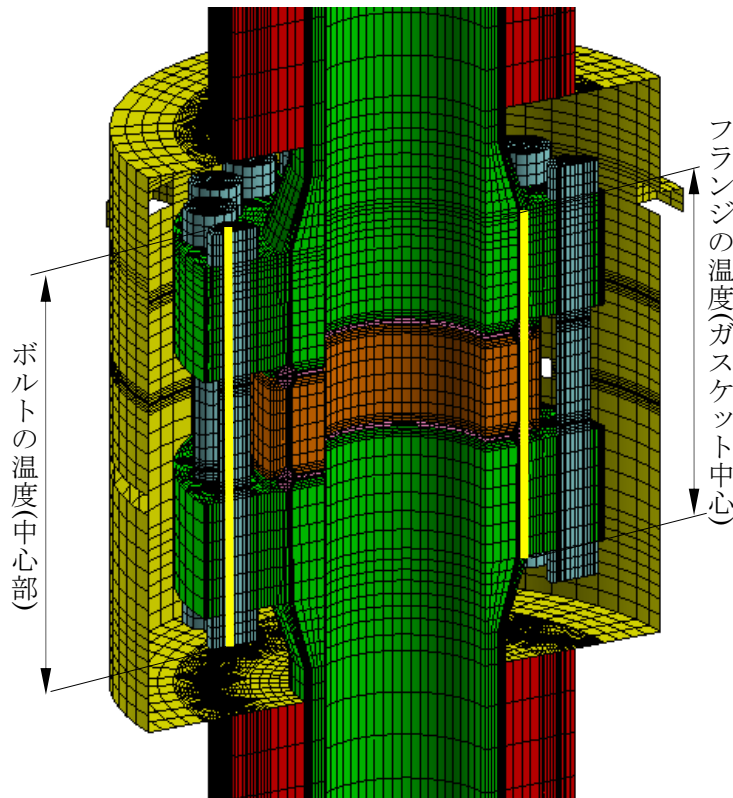
付図 4-3に弾塑性解析用モデルを示す。



## (付属書-5) フランジとボルトの温度変動

### 1. フランジとボルトの平均温度

付図 5-1に示すように、フランジの温度としてガスケットの中心位置での各要素の平均温度、そして、ボルトの温度としてボルトの中心部の平均温度を用いて、フランジとボルトの温度変動・挙動を表わすこととする。但し、付図 5-1は代表してスペーサー付きのフランジ継手を選定している。



付図 5-1 フランジ部およびボルトの平均温度位置

### 2. フランジとボルトの平均温度の変動・挙動

付図 5-2aから付図 5-4aはスペーサー付き、付図 5-2bから付図 5-4bはスペーサー無しの 18 インチJPI 2500 相当フランジ、12 インチJPI 2500 フランジ、6 インチJPI 2500 フランジに対し、それぞれ材質構成ケース-1(フランジ材質 : 2. 25Cr-1Mo/TP321)、ケース-2(フランジ材質 : TP321/TP321)、ケース-3(フランジ材質 : 2. 25Cr-1Mo/2. 25Cr-1Mo) の場合について、風速 5m/秒の時のフランジとボルトの温度分布およびフランジ温度と

ボルト温度の温度差の変動・挙動を表したものである。

横軸には多数ある解析ステップ数の内から 8 ステップを選び、その時点の温度又は温度差を縦軸に表したものである。従って、横軸は時間軸でないことから朱色の縦線を 4 箇所設け、左から 1 回目熱サイクルの定常運転温度到達時点、1 回目熱サイクルの運転温度降下開始時点、2 回目熱サイクルの定常運転温度到達時点、2 回目熱サイクルの運転温度降下開始時点を表している。

(1) スペーサー付きの場合

フランジおよびボルト温度ともスリットからの風の影響を受け風上側の温度が一番低い状態で変動しているが、現実通りフランジよりボルト温度への影響の方が大きいこと、又、材質構成のケース-2(フランジ材質：TP321/TP321)とケース-3(フランジ材質：2.25Cr-1Mo/2.25Cr-1Mo)を比較すると、明らかに熱伝導が良いケース-3の方がフランジとボルトの温度差は小さくなっていることが確認できる。

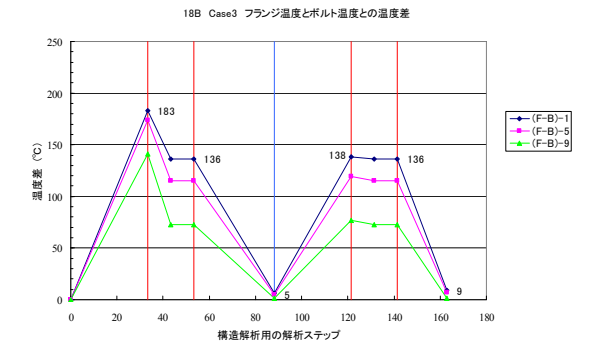
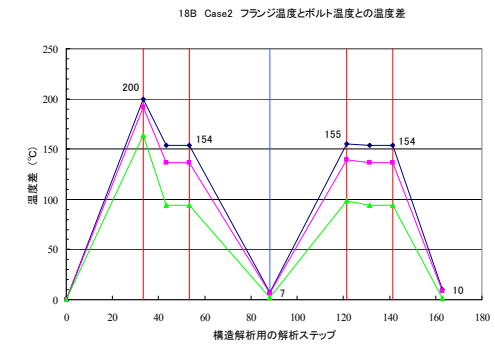
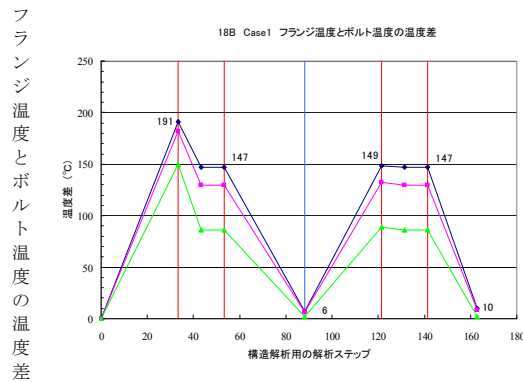
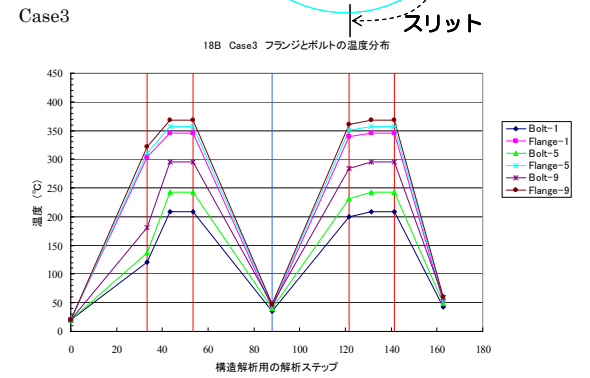
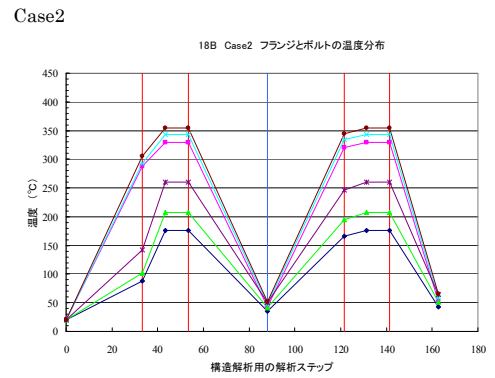
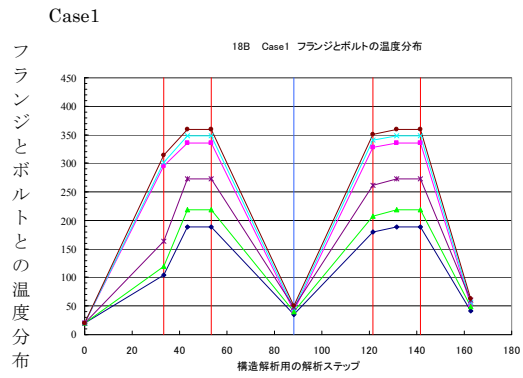
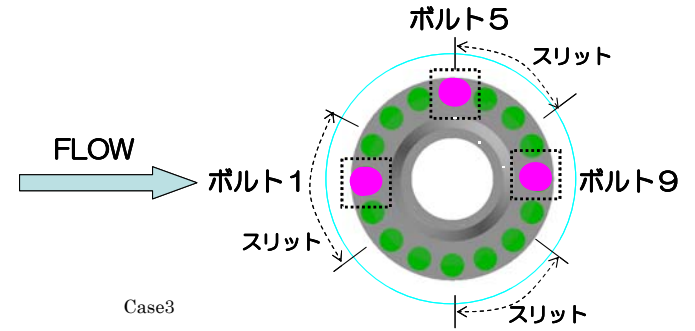
フランジ部とボルトの平均温度差における最大温度差はウェザー・シールを取付け直前の通常運転温度に到達した時点で生じ、ウェザー・シールを取付け後は温度差にして 41°C から 58°C の緩和が見られる。

(2) スペーサー無しの場合

スペーサー付きの場合と同様、フランジおよびボルト温度ともスリットからの風の影響を受け風上側の温度が一番低い状態で変動し、フランジよりボルト温度への影響の方が大きいこと、又、材質構成のケース-2(フランジ材質：TP321/TP321)とケース-3(フランジ材質：2.25Cr-1Mo/2.25Cr-1Mo)を比較すると、明らかに熱伝導が良いケース-3の方がフランジとボルトの温度差は小さくなっていることが確認できる。

さらに、フランジ部とボルトの平均温度差における最大温度差もウェザー・シールを取付け直前の通常運転温度に到達した時点で生じるが、ウェザー・シールを取付け後は温度差にして 35°C から 45°C と緩和が若干小さくなり、最大温度差はすべてのケースでスペーサー付きの場合より小さくなっている。これは明らかにスペーサーが無いことでボルトはほとんどフランジのボルト穴内部に位置している影響と考えられる。

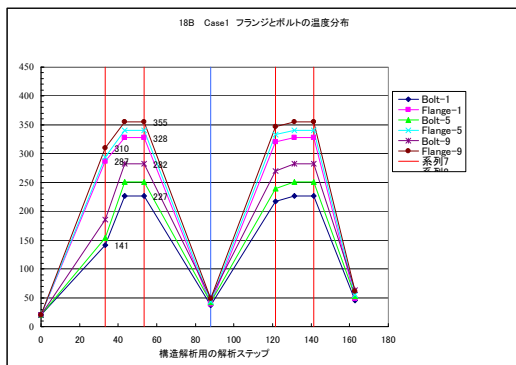
今回の解析範囲ではない別の解析においても同様に、風速がスリット正面のボルト温度に与える影響が大きいこと、および風速の影響も大きく関係する結果が得られている。



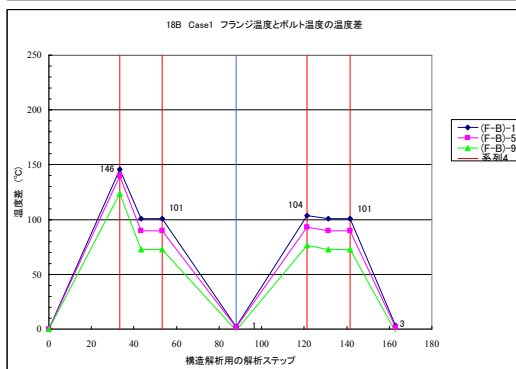
付図 5-2a フランジとボルトの温度分布および温度差 (18インチ) [スペーサー付き]

Case1

フランジとボルトとの温度分布

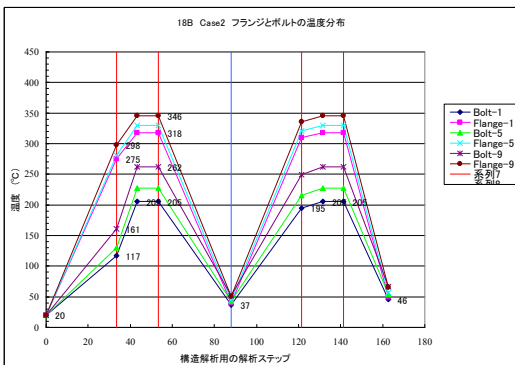


フランジ温度とボルト温度の温度差

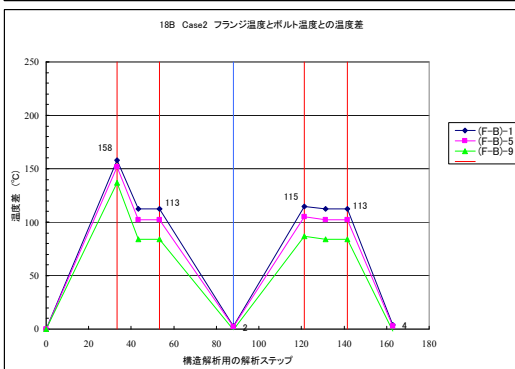


Case2

フランジとボルトの温度分布

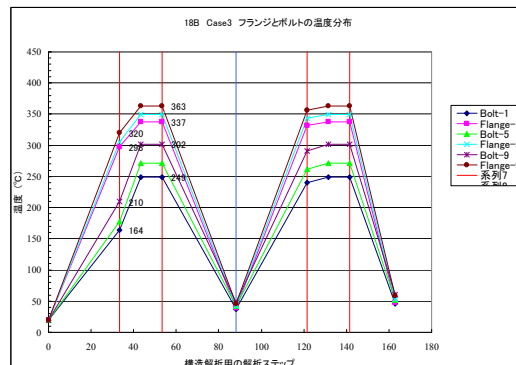


フランジ温度とボルト温度との温度差

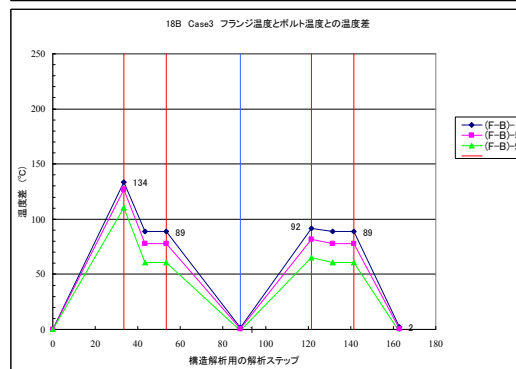


Case3

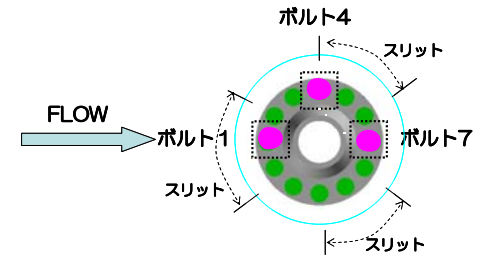
フランジとボルトの温度分布



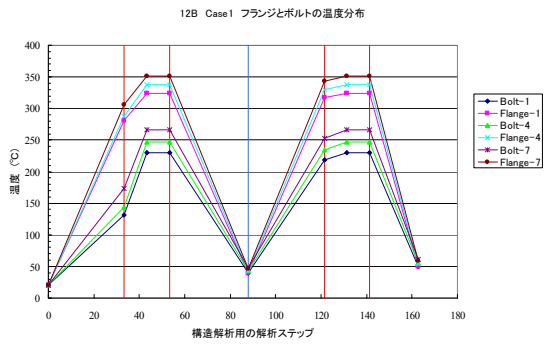
フランジ温度とボルト温度との温度差



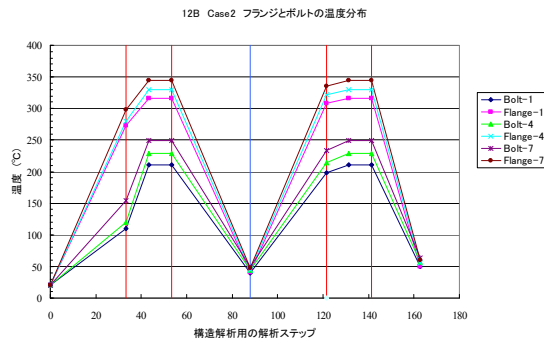
付図 5-2b フランジとボルトの温度分布および温度差 (18インチ) [スペーサー無し]



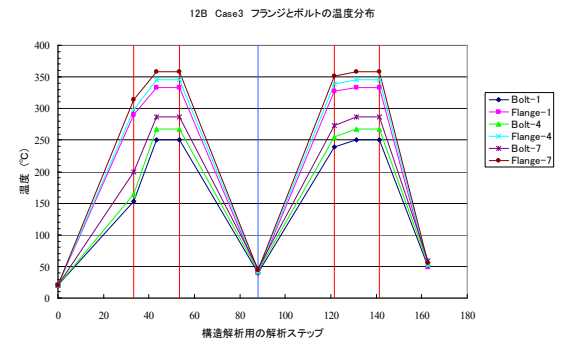
Case1  
フランジとボルトとの温度分布



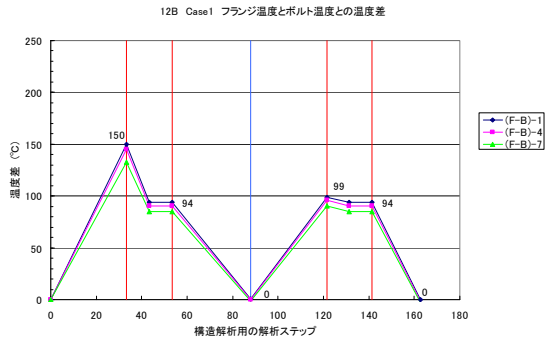
Case2



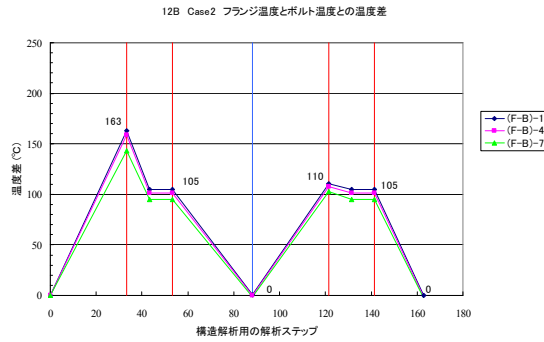
Case3



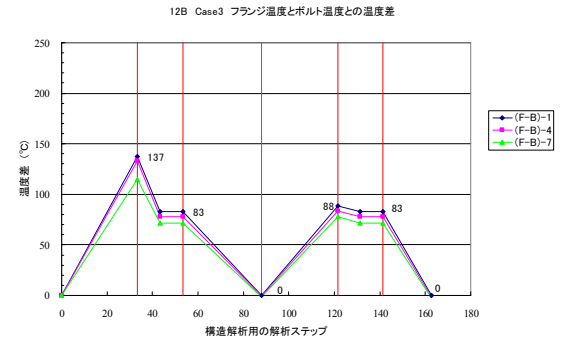
フランジ温度とボルト温度の温度差



Case2



Case3

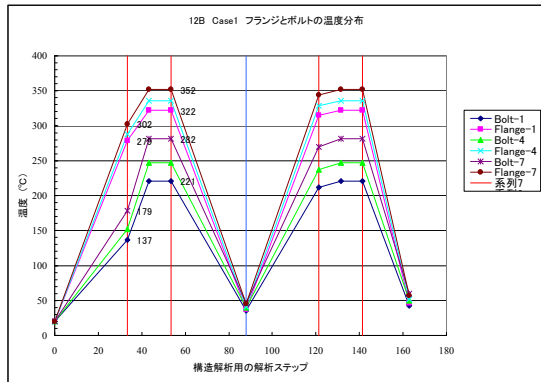


付図 5-3a フランジとボルトの温度分布および温度差 (12 インチ) [スペーサー付き]

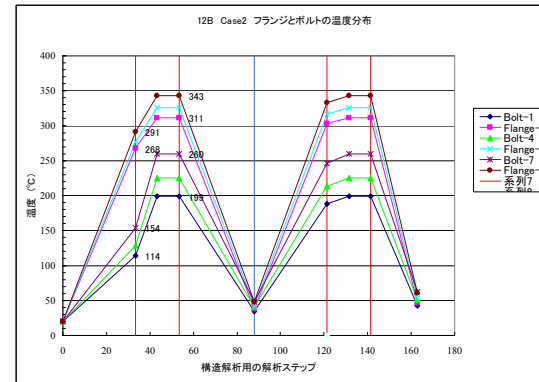


Case1

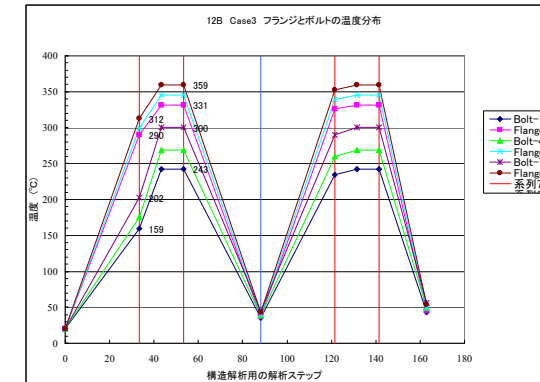
フランジとボルトとの温度分布



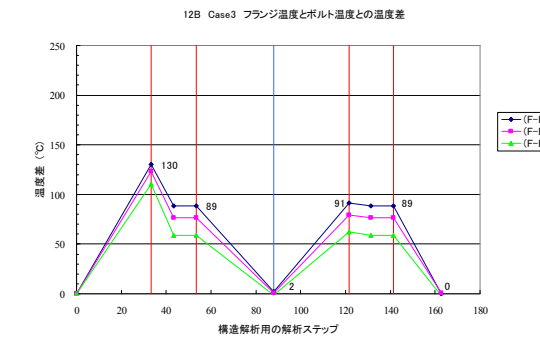
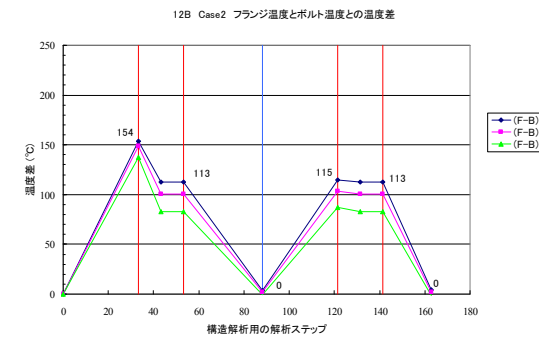
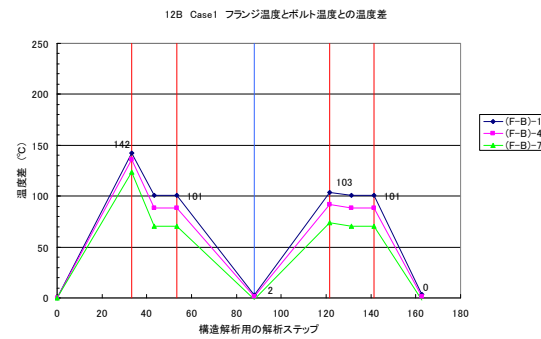
Case2



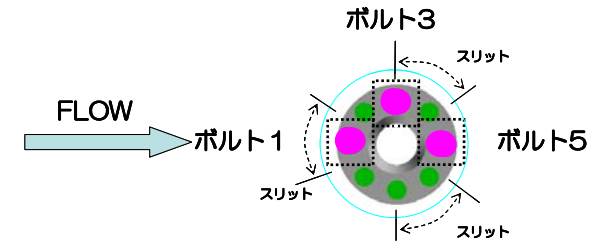
Case3



フランジ温度とボルト温度との温度差

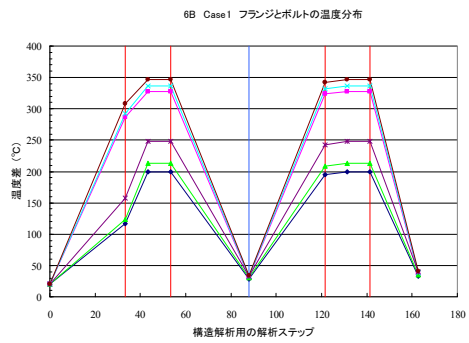


付図 5-3b フランジとボルトの温度分布および温度差 (12 インチ) [スペーサー無し]



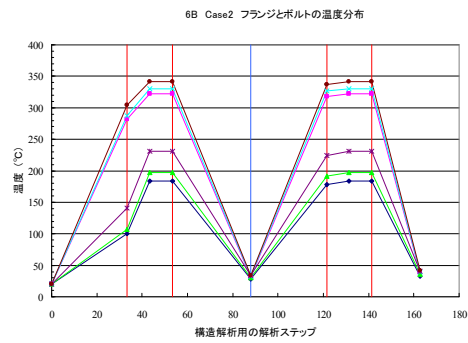
Case1

フランジとボルトとの温度分布



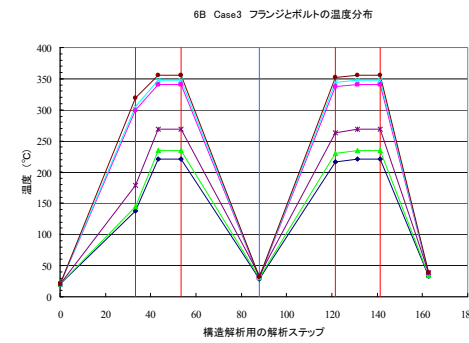
Case2

フランジとボルトとの温度分布

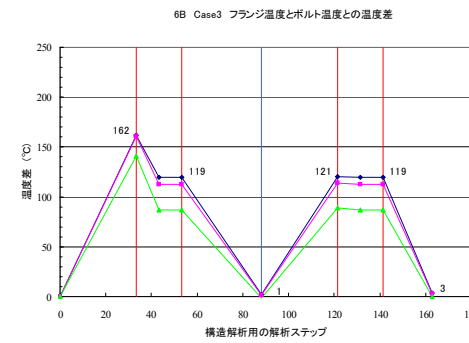
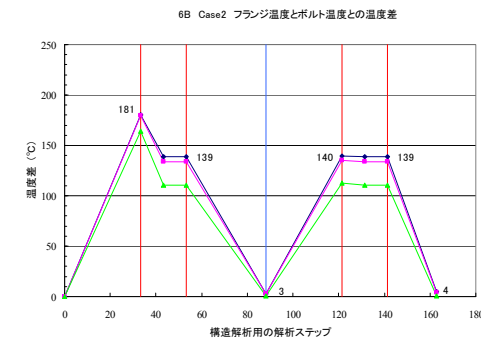
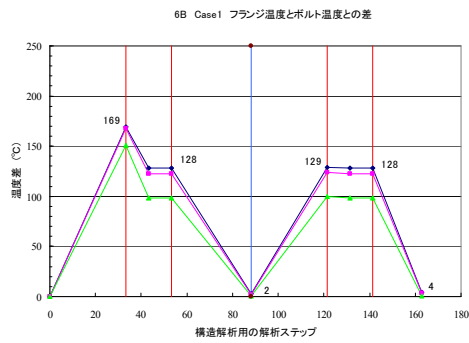


Case3

フランジとボルトとの温度分布

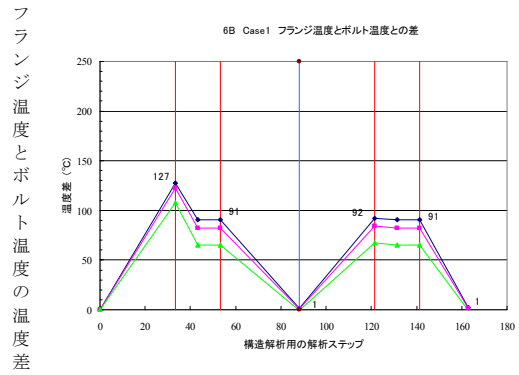
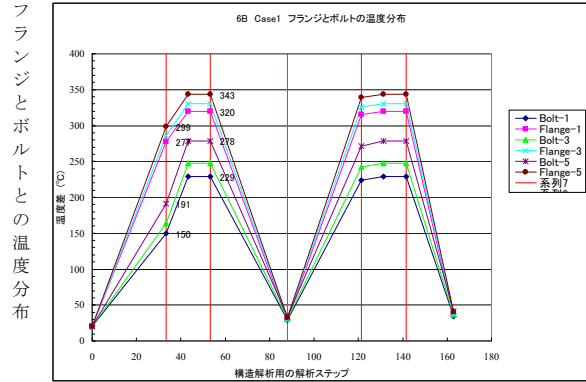


フランジ温度とボルト温度の温度差

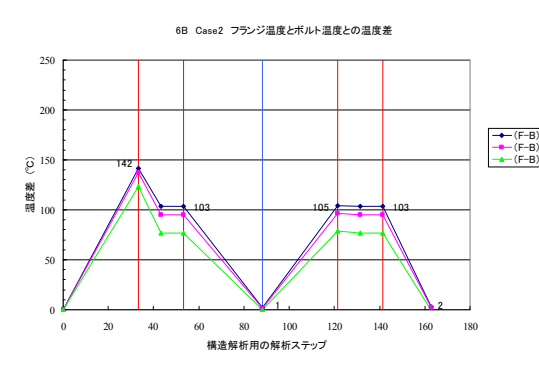
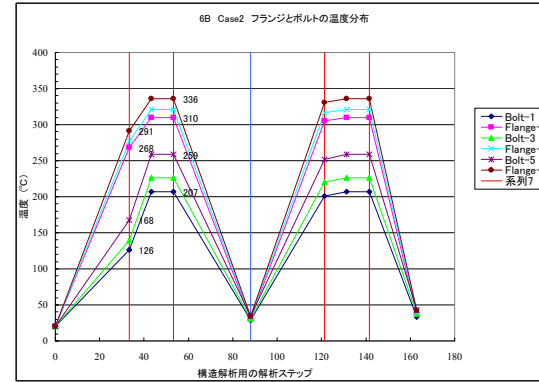


付図 5-4a フランジとボルトの温度分布および温度差 (6 インチ) [スペーサー付き]

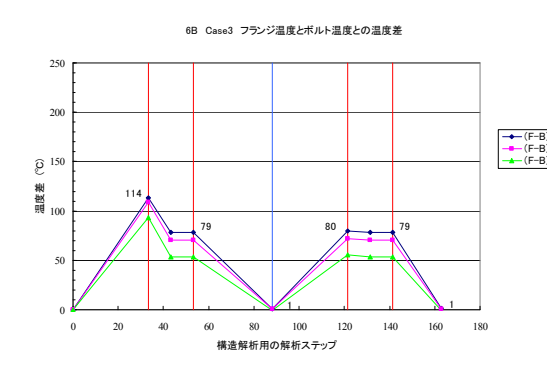
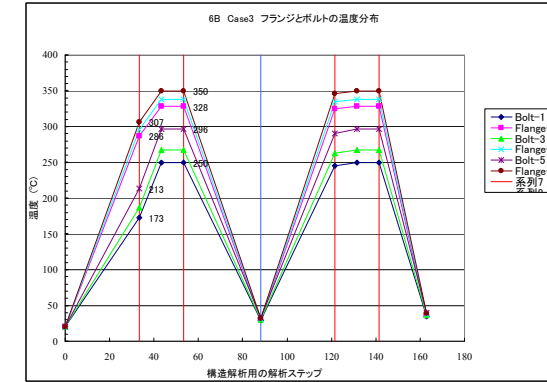
Case1



Case2



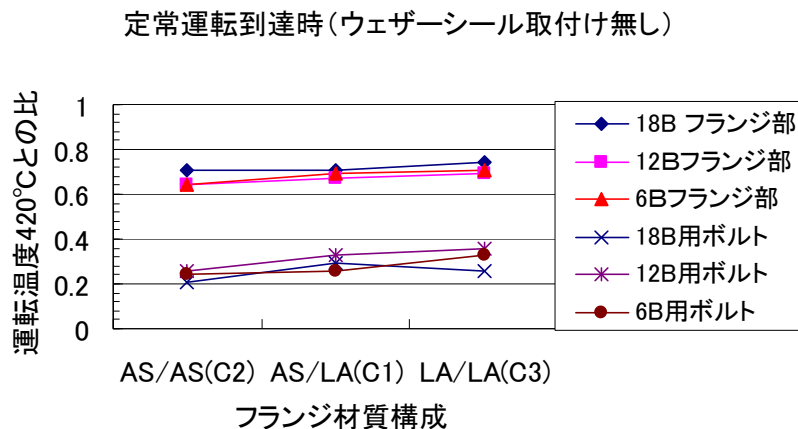
Case3



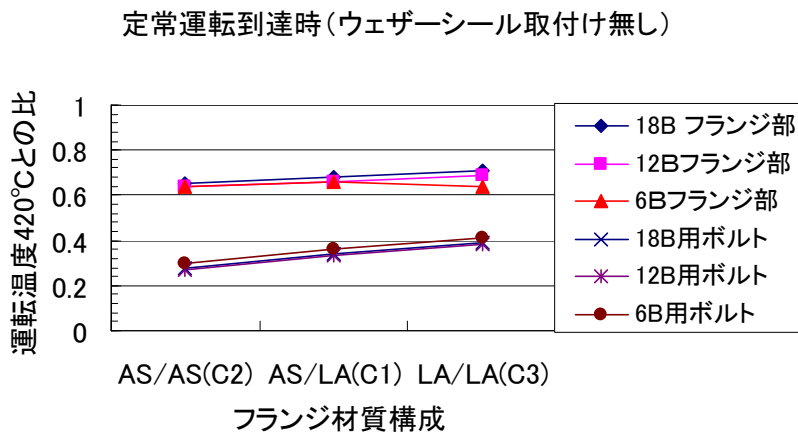
付図 5-4b フランジとボルトの温度分布および温度差 (6 インチ) [スペーサー無し]

### 3. フランジとボルト平均温度の運転流体温度に対する比率

付図 5-5a および付図 5-5b にウェザー・シールの取付けを行わない状態での通常運転温度に到達した時点での風上に位置する（温度差の一番大きい）フランジとボルト平均温度の運転流体温度（420℃）に対する比率を表した。



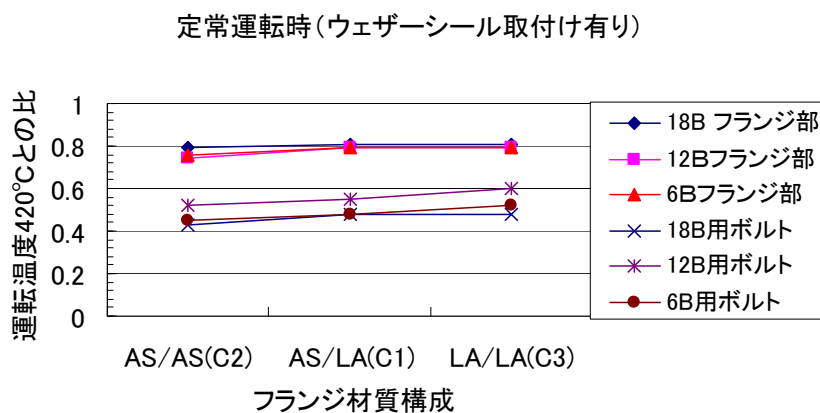
付図 5-5a フランジおよびボルト平均温度と運転流体温度に対する比率 (1)  
[スペーサー付き]



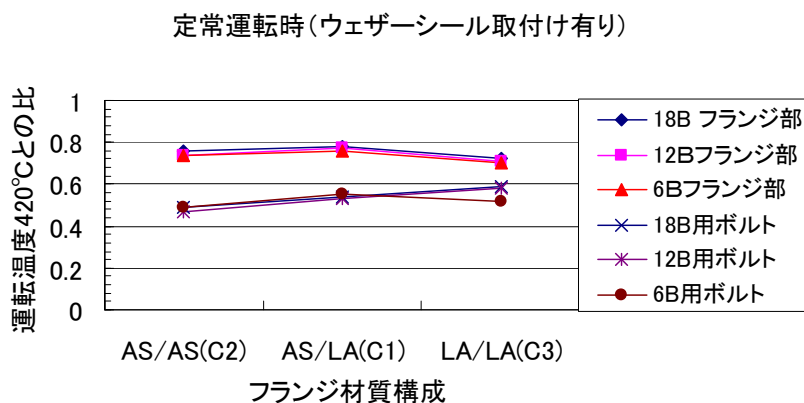
付図 5-5b フランジおよびボルト平均温度と運転流体温度に対する比率 (1)  
[スペーサー無し]

付図 5-5a および付図 5-5b にはウェザー・シールの取付け後の通常運転下での温度差が減少した時点での風上に位置する（温度差の一番大きい）フランジとボルト平均温度を

運転流体温度（420℃）に対する比率を表した。



付図 5-6a フランジおよびボルト平均温度と運転流体温度に対する比率 (2)  
[スペーサー付き]



付図 5-6b フランジおよびボルト平均温度と運転流体温度に対する比率 (2)  
[スペーサー無し]

フランジサイズ 18 インチ JPI 2500 相当フランジ、12 インチ JPI 2500 フランジ、6 インチ JPI 2500 フランジそれぞれに、材質構成ケース-2(フランジ材質：TP321/TP321)ケース -1(フランジ材質：2.25Cr-1Mo/TP321)、ケース -3(フランジ材質：2.25Cr-1Mo/2.25Cr-1Mo)の順に表したものである。(付図では材質 TP321 を HA, 2.25Cr-1Mo を LA で表現している。)

これまでウェザー・シールが無い状態のボルト平均温度を流体温度の 0.9~0.8 倍程度に仮定していたことが多いと考えられるが、今回の解析結果ではスペーサーの板厚分フ

ランジ同士が離れていることから風の影響が大きいと考えられるものの、かなりボルト平均温度の低い解析結果を得ている。

スペーサーの無い状態での熱流動解析も行い、運転流体温度とフランジ部およびボルトの平均温度との比率を確認することが望まれる。

## (付属書-6) ボルト軸応力の変動

### 1. 熱影響によるボルト軸力の変動

付図 6-1a付図 6-1bから付図 6-3a付図 6-3bは 18 インチJPI 2500 相当フランジ、12 インチJPI 2500 フランジ、6 インチJPI 2500 フランジの材質構成ケース-1(フランジ材質 : 2. 25Cr-1Mo/TP321)、ケース-2(フランジ材質 : TP321/TP321)、ケース-3(フランジ材質 : 2. 25Cr-1Mo/2. 25Cr-1Mo)に対し、風速が 5m/秒の時のボルト軸応力の変動・挙動を表したものである。

横軸に多数ある解析ステップ数の内から 8 ステップを選び、その時点のボルト軸力(応力)を縦軸に表したものである。従って、横軸は時間軸でないことから朱色の縦線を 4 箇所設け、左から 1 回目熱サイクルの定常運転温度到達時点、1 回目熱サイクルの運転温度降下開始時点、2 回目熱サイクルの定常運転温度到達時点、2 回目熱サイクルの運転温度降下開始時点を表している。

尚、スペーサー付きフランジ継手のボルト締付け力は最少と最大の両方を条件として解析結果を得ているが、スペーサー無しフランジ継手のボルト締付け力は最大のみを条件としての結果のみを示す。

ボルト軸応力の変動は付属書 5 の付図 5-2a付図 5-2bから付図 5-4a、付図 5-4bに示されるフランジとボルトの温度差の変動と同じ挙動を示し、ボルト初期締付け時から上昇してフランジとボルトの温度差が一番大きいウェザー・シール取付け時にボルト軸応力も最大となる。

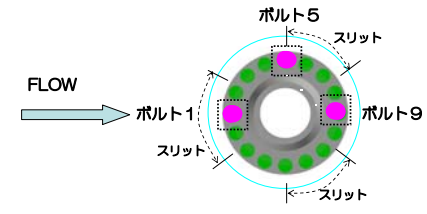
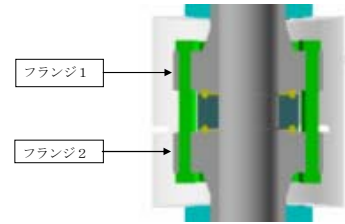
又、付図 6-4a、付図 6-4bから付図 6-6a、付図 6-6bは、付図 6-1a、付図 6-1bから付図 6-3a、付図 6-3bの内、ボルト締付時、ウェザー・シール取付け直後、定常運転第 1 回目、シャット・ダウン、定常運転第 2 回目、緊急シャット・ダウンの 6 時点でのボルト軸力(応力)の変動を、初期締付力(応力)が最小の場合と最大の場合の 2 ケースに対し棒グラフで表したものである。

やはり、フランジとボルトの熱伸び差が小さいケース-3(フランジ材質 : 2. 25Cr-1Mo/2. 25Cr-1Mo)のシャット・ダウン時のボルトの残留荷重が大きい。

さらに、スペーサー無しフランジ継手の方が明らかにシャット・ダウン時のボルトの残留荷重が大きい結果を得ている。

尚、通常運転温度まで温度が上昇した時点でホットボルティングを実施し、ウェザー・シールを取付けているのが一般的のようであるが、今回のようにフランジとボルトの温度差が生じる場合はボルト軸応力が高くなっているため、常温での初期締付が確実に実施されていれば解析の結果ではホットボルティングではほとんど締付けることができないと考えられる。

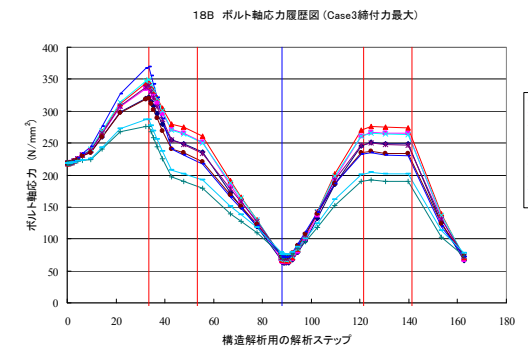
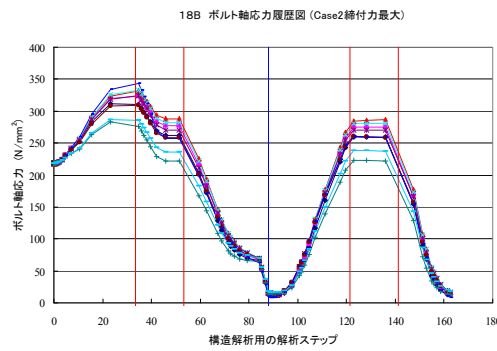
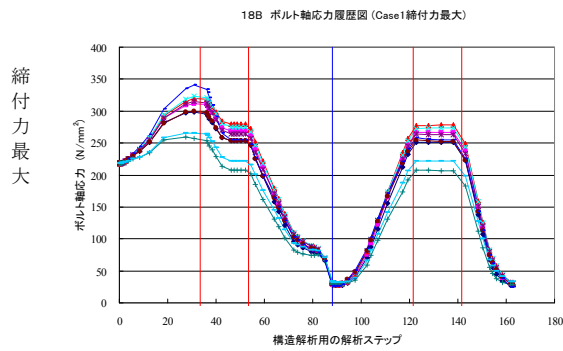
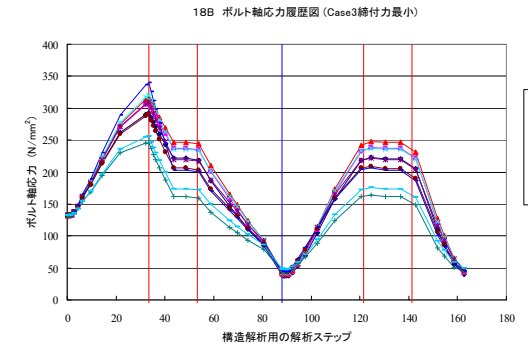
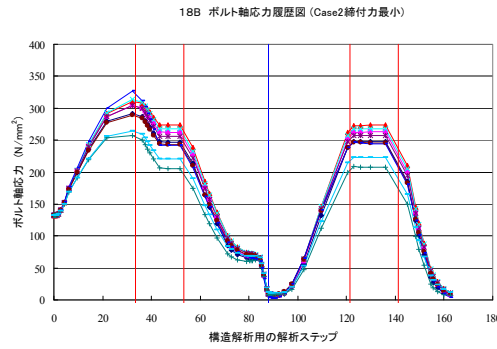
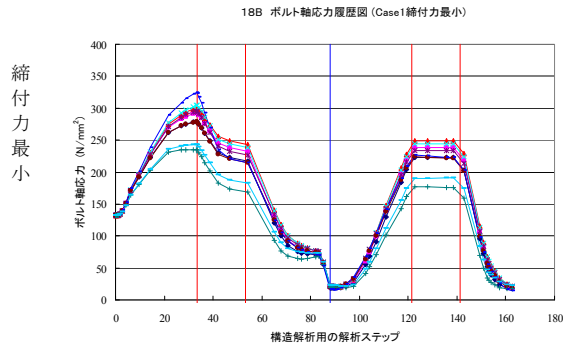
	Case1	Case2	Case3
フランジ1	2. 25Cr-1Mo	TP321	2. 25Cr-1Mo
フランジ2	TP321	TP321	2. 25Cr-1Mo
ガスケット	TP304-RJ	TP304-RJ	5Cr-RJ
ボルト/ナット	SNB16	SNB16	SNB16



Case1

Case2

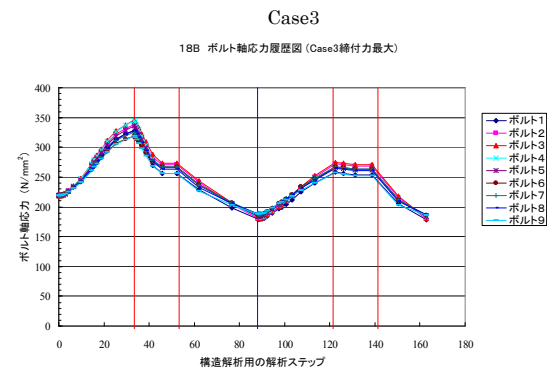
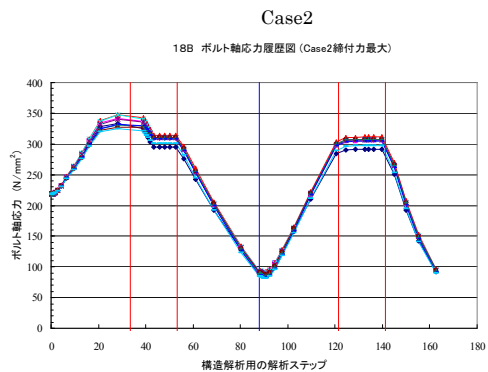
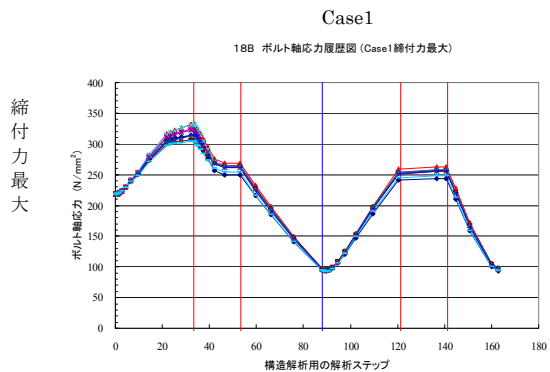
Case3



18B ボルト軸応力履歴図

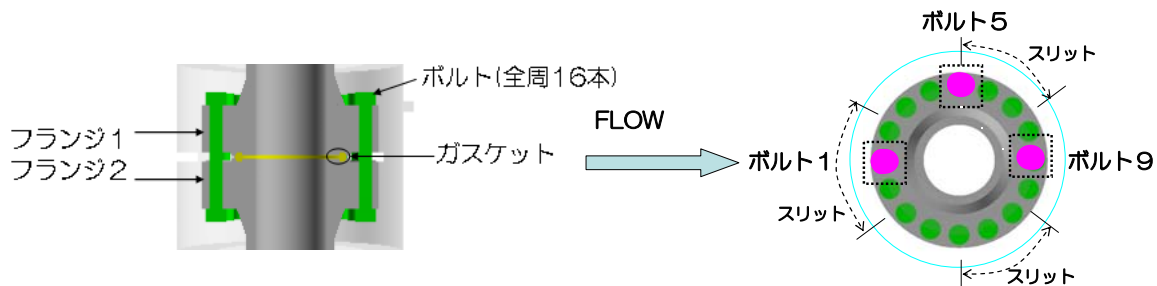
付図 6-1a ボルト軸応力の変動-1 (18インチ) [スペーサー付き]



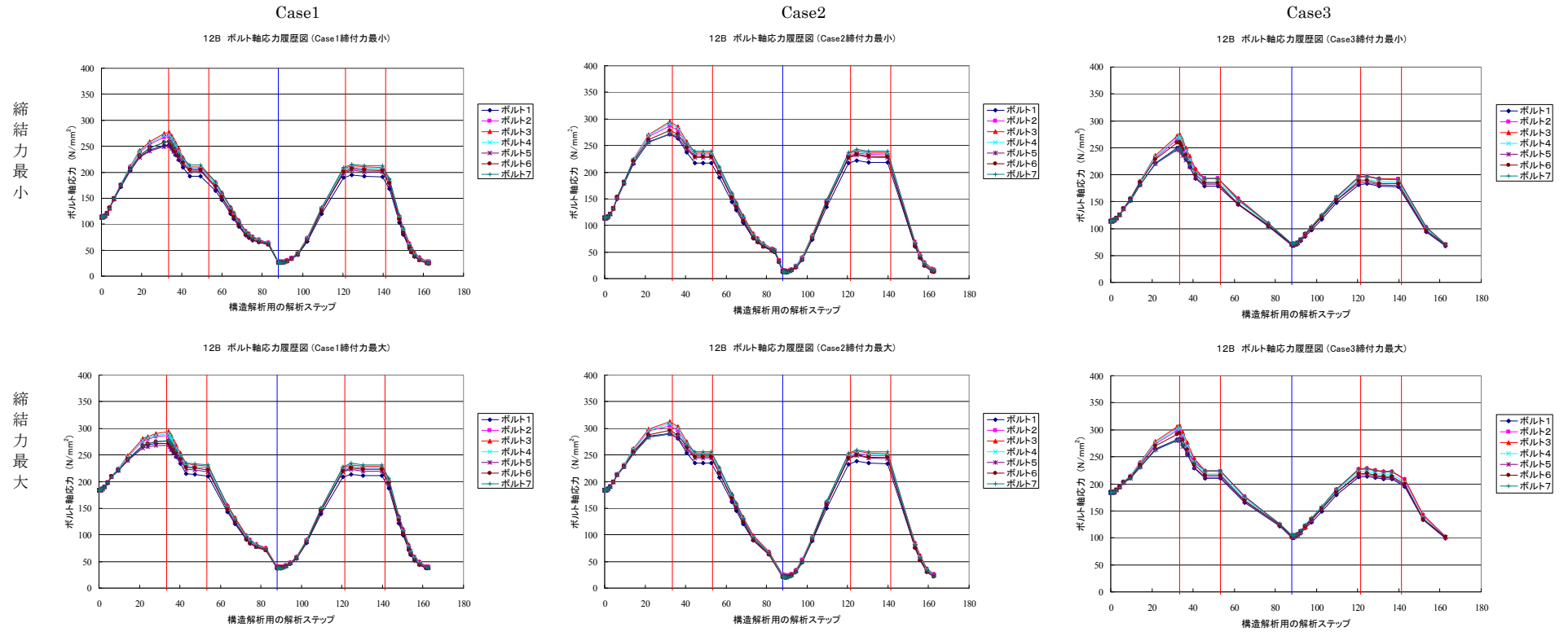
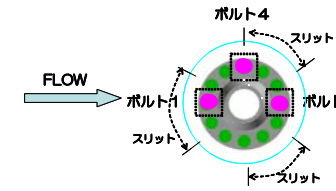


	Case1	Case2	Case3
フランジ1	2. 25Cr-1Mo	TP321	2. 25Cr-1Mo
フランジ2	TP321	TP321	2. 25Cr-1Mo
ガスケット	TP304-RJ	TP304-RJ	5Cr-RJ
ボルト/ナット	SNB16	SNB16	SNB16

18B ボルト軸応力履歴図

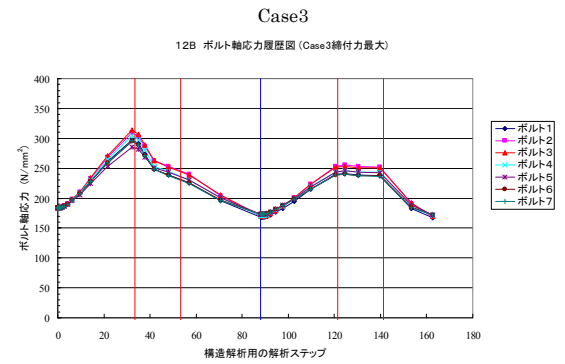
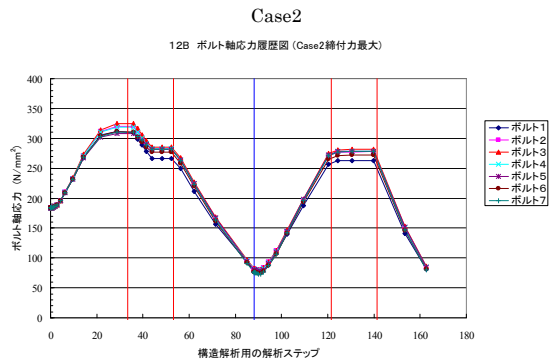
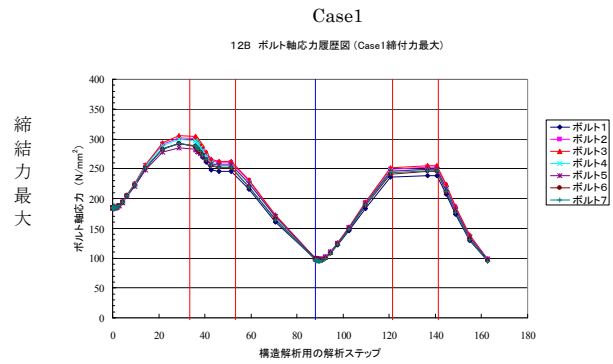


付図 6-1b ボルト軸応力の変動-1 (18インチ) [スペーサー無し]



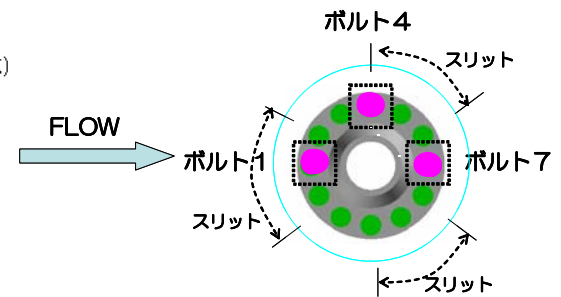
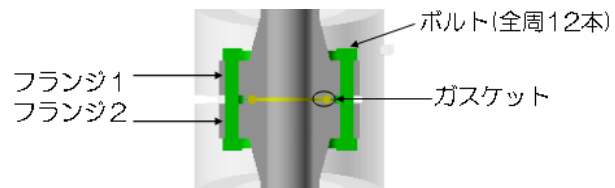
1 2 B ボルト軸応力履歴図

付図 6-2a ボルト軸応力の変動-1 (12 インチ) [スパーサー付き]

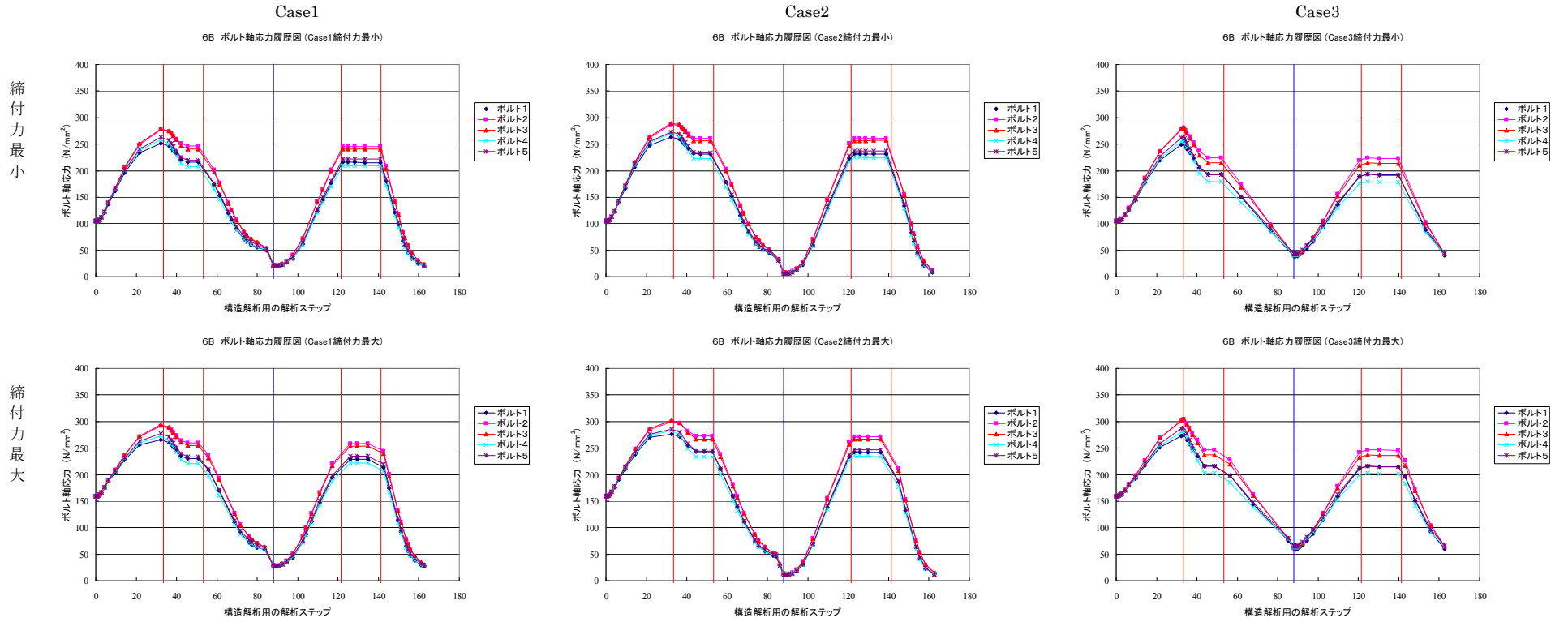
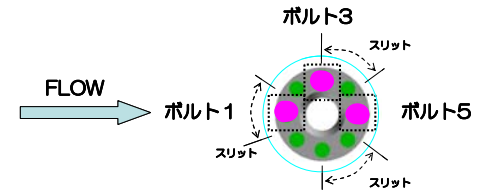


	Case1	Case2	Case3
フランジ1	2. 25Cr-1Mo	TP321	2. 25Cr-1Mo
フランジ2	TP321	TP321	2. 25Cr-1Mo
ガスケット	TP304-RJ	TP304-RJ	5Cr-RJ
ボルト/ナット	SNB16	SNB16	SNB16

1 2 B ボルト軸応力履歴図

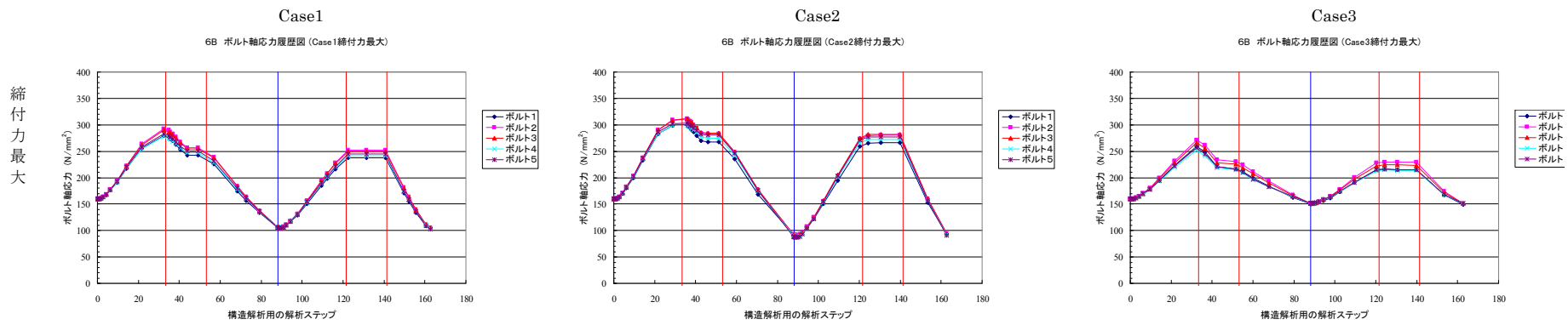


付図 6-2b ボルト軸応力の変動-1 (12 インチ) [スペーサー無し]



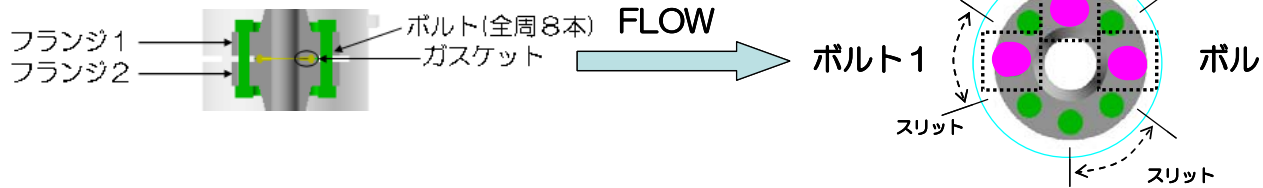
6 B ボルト軸応力履歴図

付図 6-3a ボルト軸応力の変動-1 (6インチ) [スペーサー付き]



	Case1	Case2	Case3
フランジ1	2. 25Cr-1Mo	TP321	2. 25Cr-1Mo
フランジ2	TP321	TP321	2. 25Cr-1Mo
ガスケット	TP304-RJ	TP304-RJ	5Cr-RJ
ボルト/ナット	SNB16	SNB16	SNB16

6 B ボルト軸応力履歴図

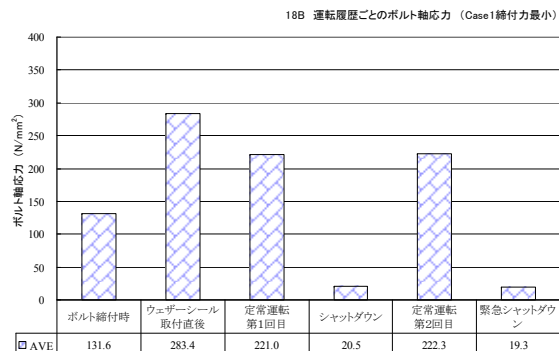


付図 6-3b ボルト軸応力の変動-1 (6 インチ) [スペーサー無し]

運転履歴ごとのボルト軸応力 18B

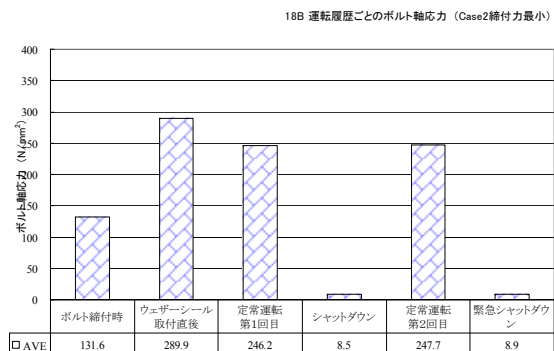
Case1

締  
付  
力  
最  
小



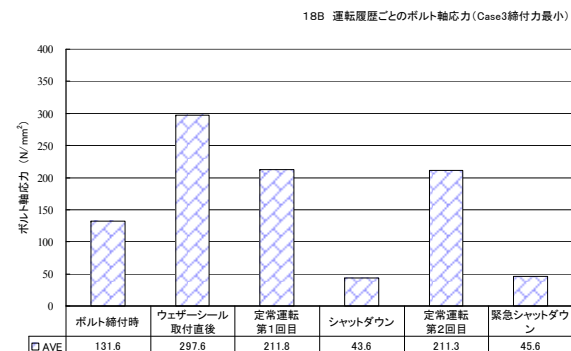
Case2

締  
付  
力  
最  
小

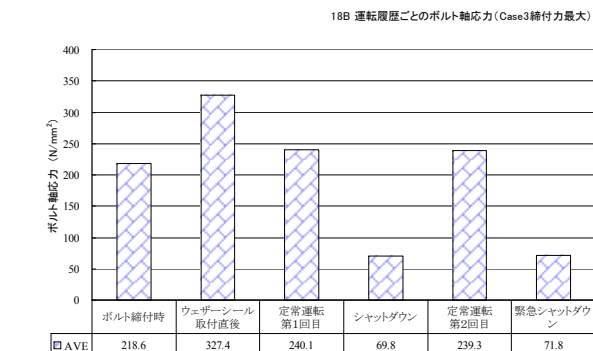
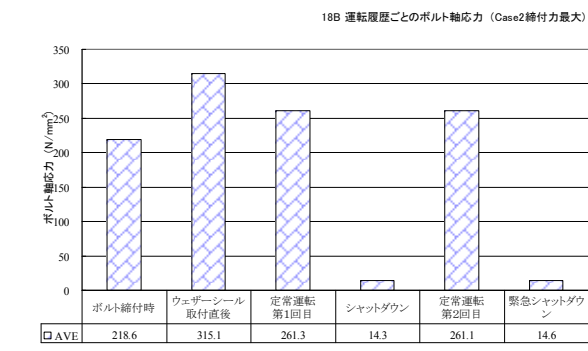
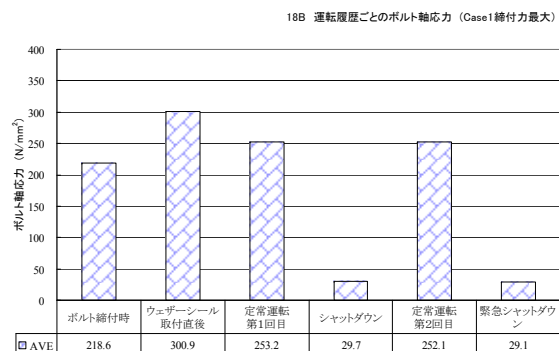


Case3

締  
付  
力  
最  
小



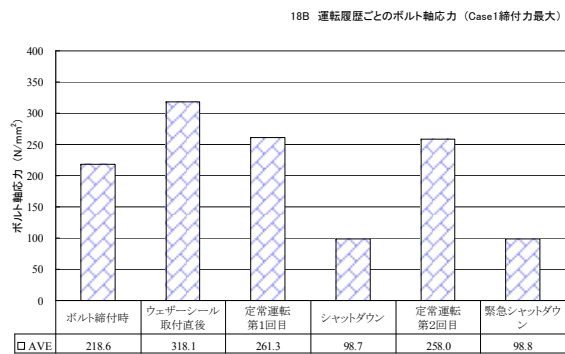
締  
付  
力  
最  
大



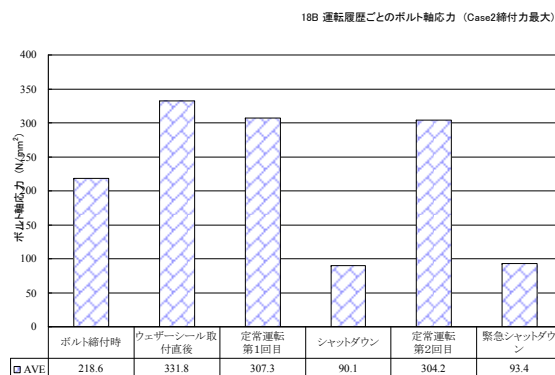
付図 6-4a ボルト軸応力の変動-2 (18 インチ) [スペーサー付き]

締  
付  
力  
最  
大

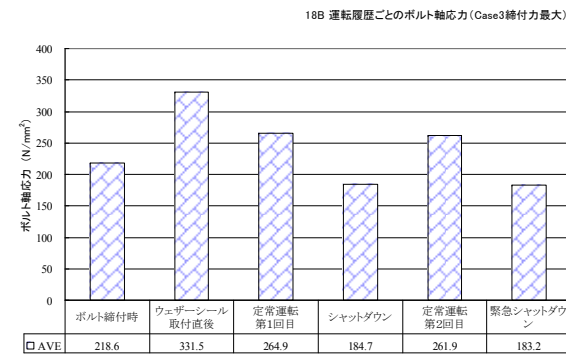
Case1



Case2



Case3

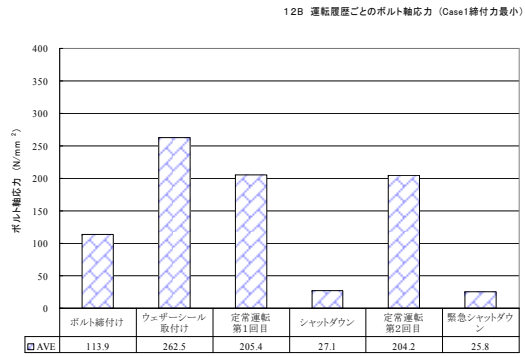


付図 6-4b ボルト軸応力の変動-2 (18 インチ) [スペーサー無し]

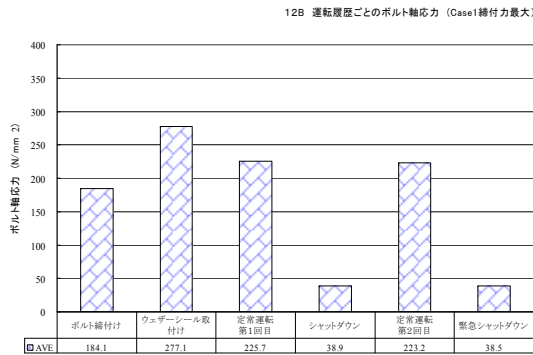
運転履歴ごとのボルト軸応力 12B

Case1

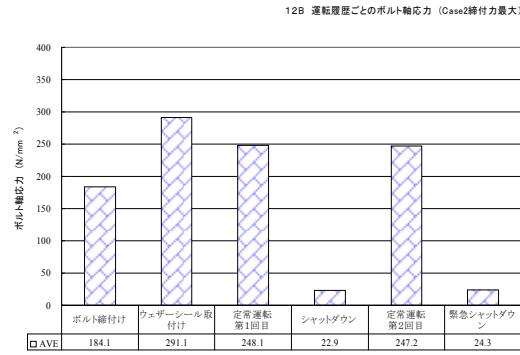
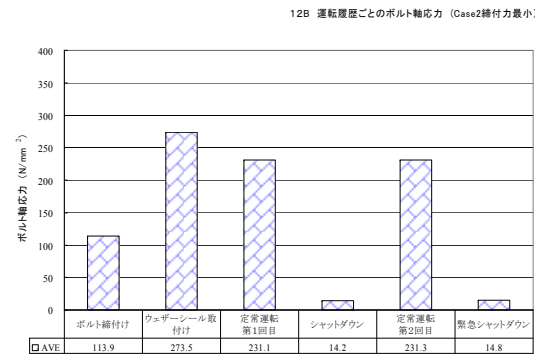
締  
付  
力  
最  
小



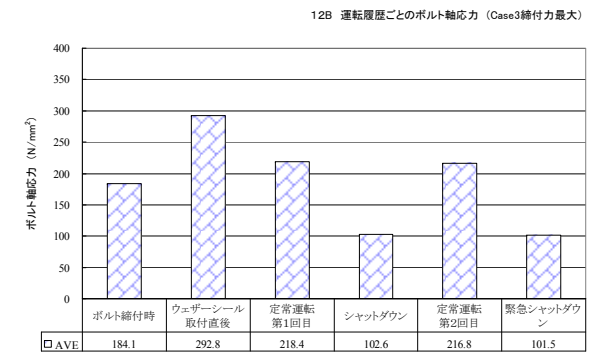
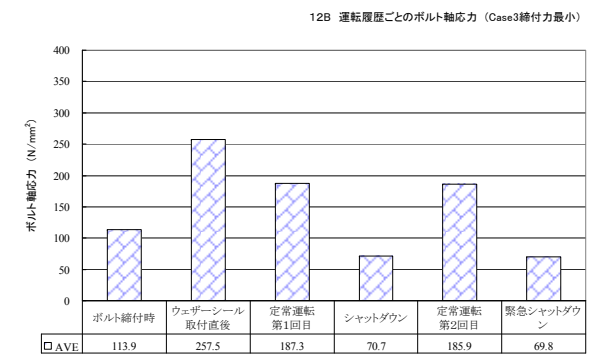
締  
付  
力  
最  
大



Case2



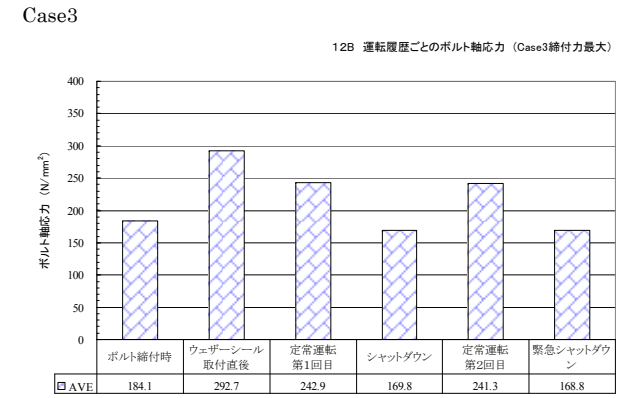
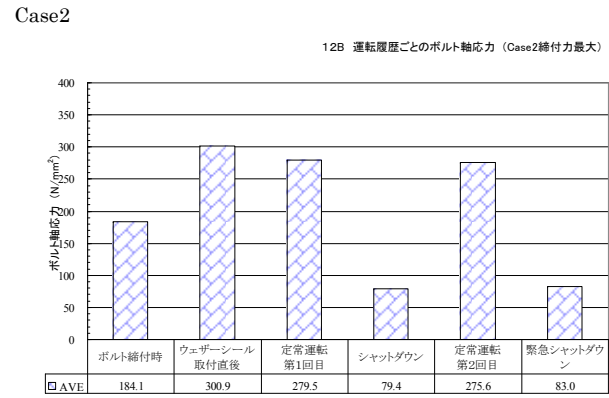
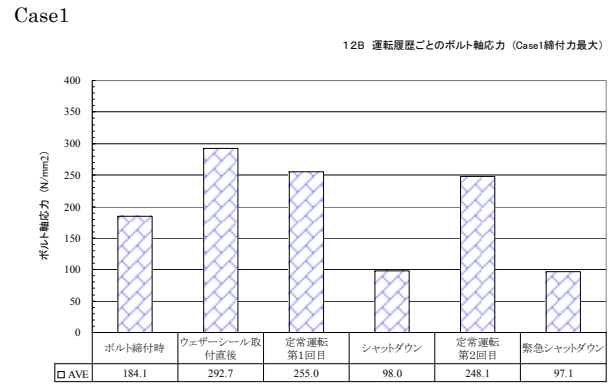
Case3



付図 6-5a ボルト軸応力の変動-2 (12 インチ) [スパーサー付き]



締  
付  
力  
最  
大

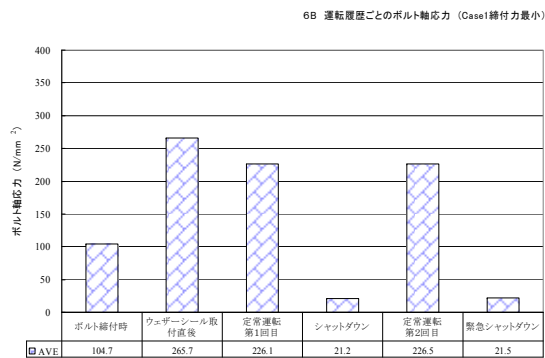


付図 6-5b ボルト軸応力の変動-2 (12 インチ) [スペーサー無し]

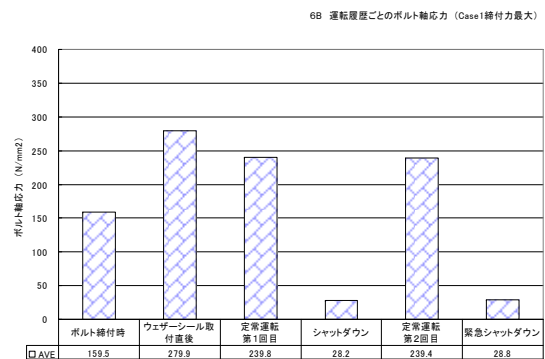
運転履歴ごとのボルト軸応力 6B

Case1

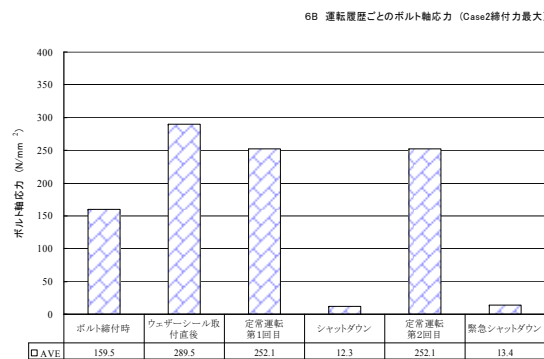
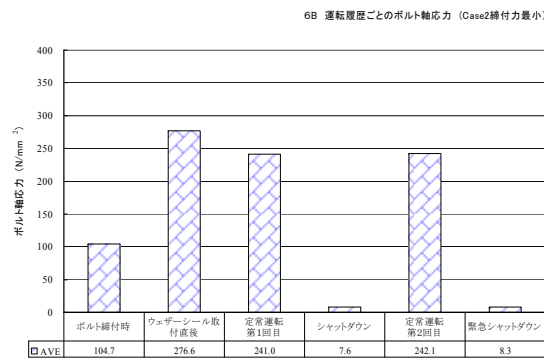
縮  
付  
力  
最  
小



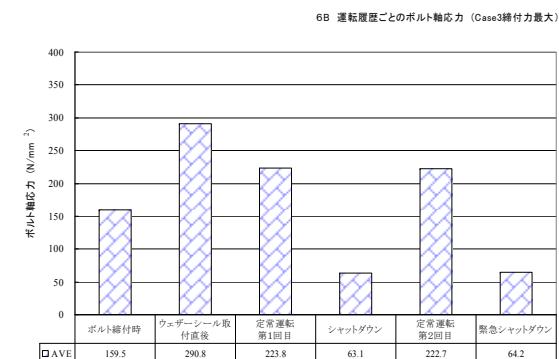
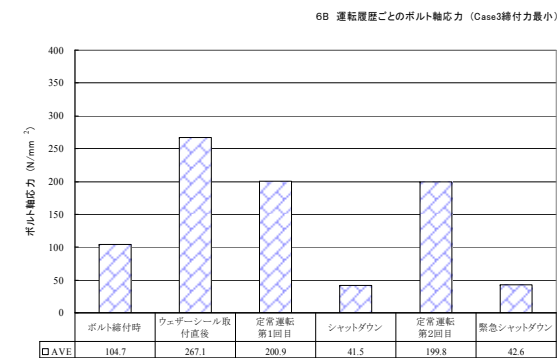
縮  
付  
力  
最  
大



Case2



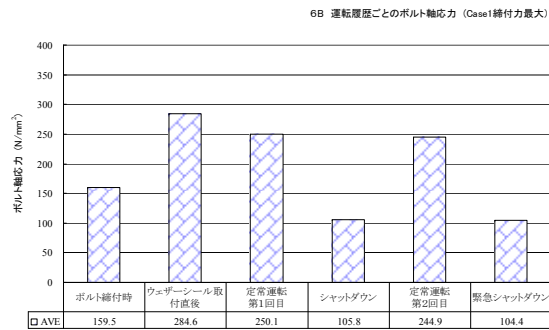
Case3



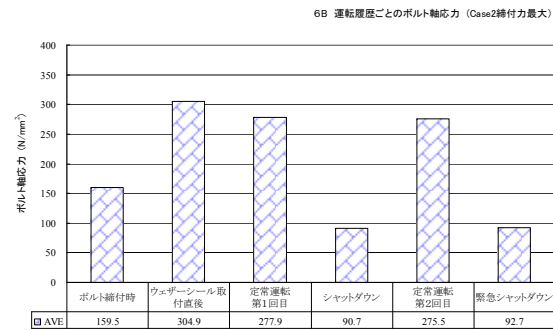
付図 6-6a ボルト軸応力の変動-2 (6 インチ) [スパーサー付き]

締付力最大

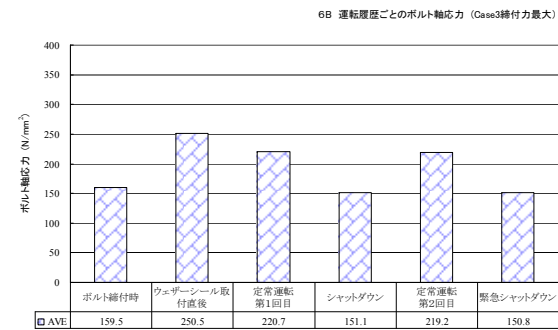
Case1



Case2



Case3



付図 6-6b ボルト軸応力の変動-2 (6インチ) [スペーサー無し]

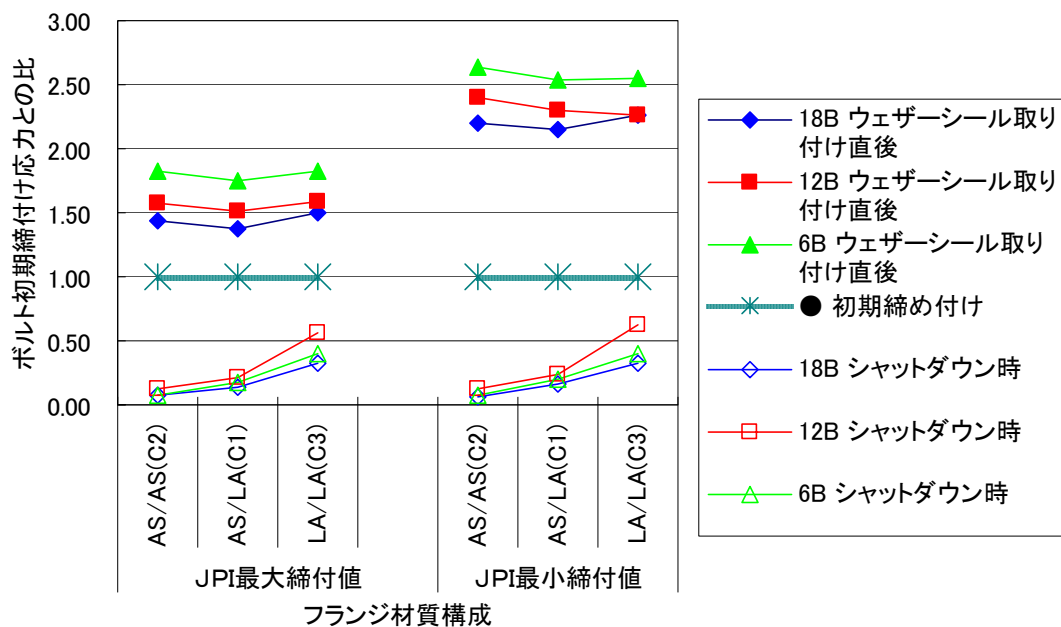
## 2. ボルト軸力の上限と残留応力

付図 6-7aは付図 6-4aから付図 6-6aに示されるデータの内、ボルト締付時、ウェザー・シール取付け直後とシャット・ダウン時のボルト軸力（応力）の初期締付力との比率を、3種のフランジサイズとフランジ材質構成全てを対象に初期締付力（応力）が最小の場合と最大の場合の2ケースに分け表したものである。尚、付図 6-7bは付図 6-4bから付図 6-6bに初期締付力（応力）が最大の場合のみとなっている。

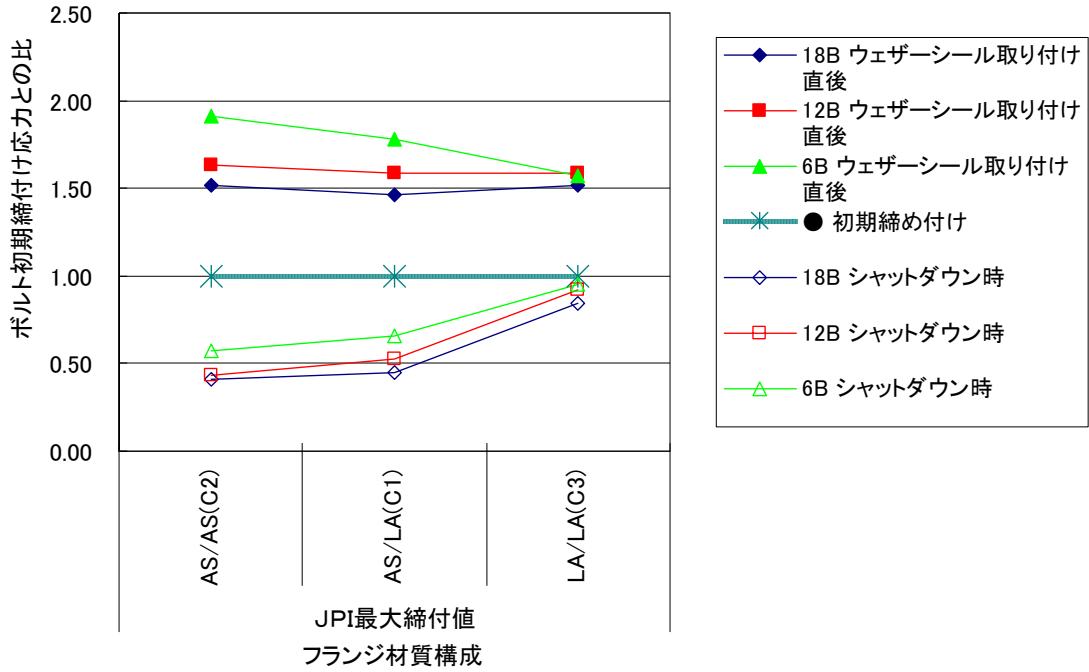
付図 6-8aは初期締付力に変わってボルトの運転温度（420℃）の降伏点との比率で表したものである。尚、付図 6-8bは初期締付力（応力）が最大の場合のみとなっている。ちなみにボルトの運転温度（420℃）の降伏点は、18Bおよび12Bはボルト径が2-3/4インチのため522N/mm<sup>2</sup>、6Bはボルト径が2インチのため577N/mm<sup>2</sup>である。

### (1) ボルト軸力の上限

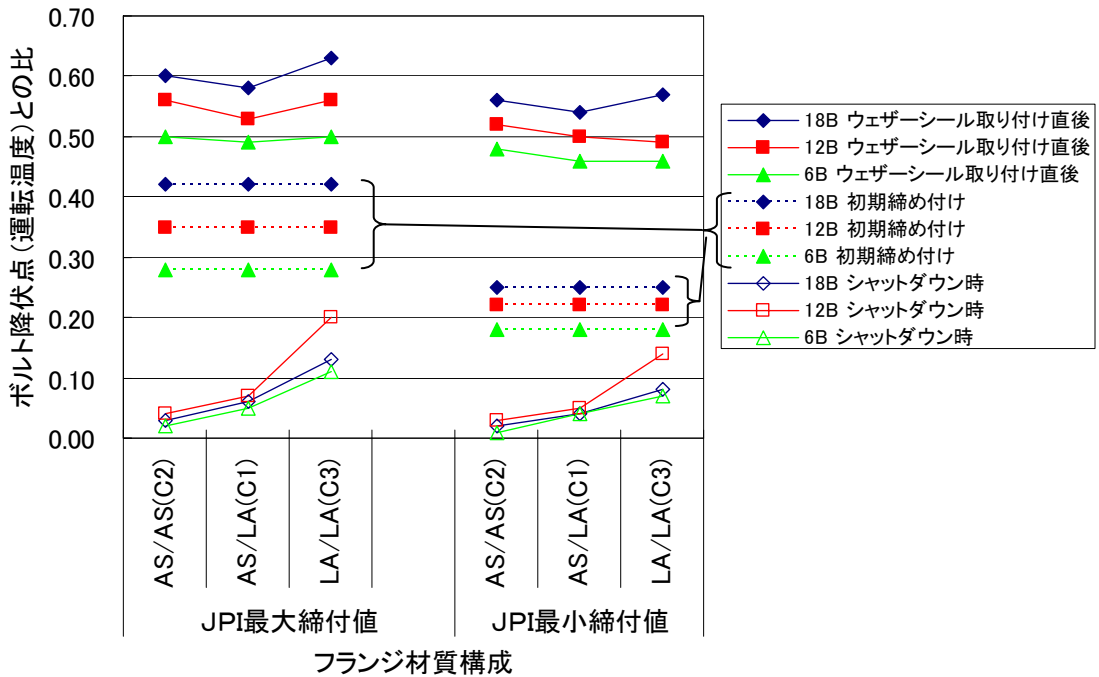
付図 6-7a付図 6-7bに示すようにボルトとフランジの熱伸び差により運転温度が上昇するに従いボルト締付力も上昇し、最大値はウェザー・シール取付け直後のフランジとボルトの温度差が一番大きい時に現れ、初期締付をJPI-8R-15の6.2項に示す締付力（上限）で締付けた場合は初期締付力の約1.5倍程度に、締付力（下限）で締付けた場合は初期締付力の約2倍を超える。



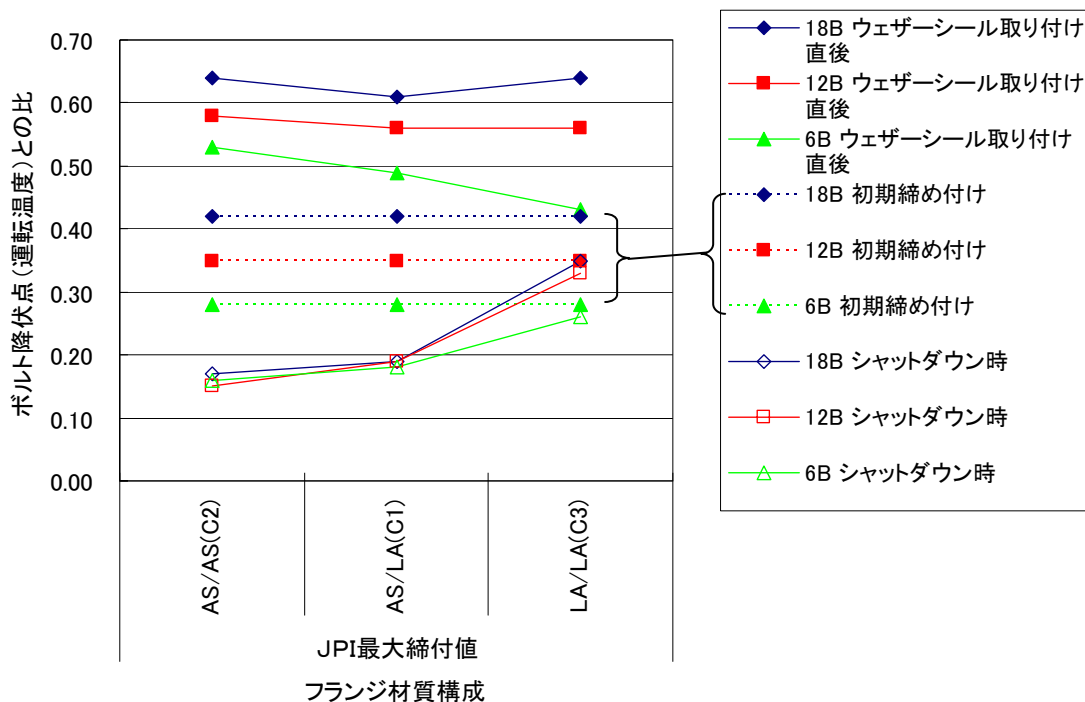
付図 6-7a ボルト軸応力の変動-3（初期締付応力との比率）【スペーサー付き】



付図 6-7b ボルト軸応力の変動-3 (初期締付応力との比率) [スペーサー無し]



付図 6-8a ボルト軸応力の変動-3 (ボルト降伏点との比率) [スペーサー付き]



付図 6-8b ボルト軸応力の変動-3 (ボルト降伏点との比率) [スペーサー無し]

しかしながら、ボルトとフランジの温度差から考えるとボルトが降伏することも予想されたが、ガスケットおよびガスケット溝が局部的に塑性変形することで力学的な均衡が図られ、付図 6-8a付図 6-8bに示すようにボルトの運転温度（420℃）の降伏点との比率で整理すると、初期締付をJPI-8R-15の 6.2 項に示す締付力（上限）あるいは締付力（下限）で締付けたいずれの場合も 70%以下に制限され、ボルトが降伏点を越える可能性が無いことが確認された。

対象とするフランジ継手の場合にボルトとフランジの熱伸び差を考慮し簡易弾性計算手法にてボルト軸力がどの程度上昇するか算出した時、ボルト自体の応力は容易に降伏点近いあるいは越える結果を導く結果となることがあるが、弾塑性解析の結果では実際にはボルトが破断する応力まで達していないことが確認され、現実と一致した。

尚、初期締付をJPI-8R-15の 6.2 項に示す締付力（上限）で締付けた場合の降伏点との比は 18 Bと 12Bのボルトサイズは 2.5inを超え降伏点が低いため 42%に、締付力（下限）で締付けた場合は初期締付力の降伏点との比は 25%となっている。

(2) ボルト軸力の残留応力

スペーサー付きの場合で材質構成ケース-2(フランジ材質：TP321/TP321)のフランジ継手の場合、初期締付を**JPI-8R-15**の 6.2 項に示す締付力（上限）あるいは締付力（下限）で締付けたいずれの場合でも、解析結果ではシャット・ダウン時のボルトの残留応力はほとんど残留していない。

材質構成ケース-1(フランジ材質：2. 25Cr-1Mo/TP321)のフランジ継手の場合ケース-2(フランジ材質：TP321/TP321)のフランジ継手と比較した場合、明らかにシャット・ダウン時に残留するボルト応力は大きくなり、材質構成がケース-3(フランジ材質：2. 25Cr-1Mo/2. 25Cr-1Mo)の場合が、初期締付応力からかなり緩和されるものの残留応力は一番大きい。

したがって、低合金鋼製ボルトの長さに占めるオーステナイト系ステンレス鋼の割合が多くなるほどボルト軸応力の低下度が大きいことが改めて確認できた。

降温時の残留するボルト締付力は、締付力（上限）で締付けた場合の方が締付力（下限）で締付けた場合に比べ若干大きくなる傾向はあるが、その差はほとんど見られない。

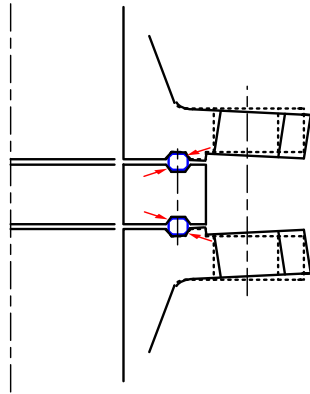
スペーサー無しの場合で材質構成ケース-2(フランジ材質：TP321/TP321)のフランジ継手の場合、初期締付を**JPI-8R-15**の 6.2 項に示す締付力（上限）で締付けた場合でも、スペーサー付きと比較し解析結果はシャット・ダウン時のボルトの残留応力は初期締付け応力の 50%程度残留している。

さらに、材質構成がケース-3(フランジ材質：2. 25Cr-1Mo/2. 25Cr-1Mo)の場合にはほぼ初期締付け応力からの低下は無く、スペーサー付きとスペーサー無しで大きく異なる結果を得た。

## (付属書-7) ガスケット平均面圧の挙動

### 1. ガスケット面圧の挙動および特徴

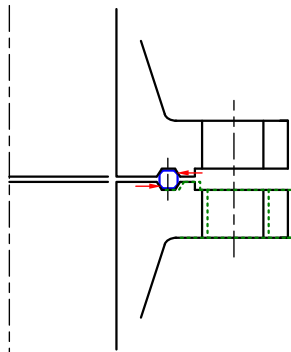
今回の解析の結果、スペーサー付フランジの場合は付図 7-1aに示すようにフランジが倒れるもののスペーサーは変形しないことの影響により、上下2個の計8面のガスケット面圧は面圧レベルが大きく2つに分かれ挙動していることが判明した。(付図 7-1aから付図 7-5aを参照。)



付図 7-1a フランジの倒れによるガスケット平均面圧への影響[スペーサー付き]

又、スペーサー無しの場合で材質構成ケース-1(フランジ材質: 2.25Cr-1Mo/TP321)のフランジ継手の場合は、付図 7-1bに示すようなフランジ半径方向熱伸び差により計4面のガスケット面圧も2つに分かれ挙動していることが判明した。

尚、スペーサー無しの場合でケース-2(フランジ材質: TP321/TP321)のフランジ継手と材質構成がケース-3(フランジ材質: 2.25Cr-1Mo/2.25Cr-1Mo)の場合は、両方のフランジの倒れの影響は対称的にガスケットに作用することから区分されることなく、計4面のガスケット面圧はほとんど同じ挙動を示す特徴を示した。(付図 7-3bから付図 7-5bを参照。)



付図 7-1b フランジ半径方向熱伸び差によるガスケット平均面圧への影響[スペーサー無し]



ガスケット面の面圧挙動の特徴を説明するため、ガスケット面圧の変動は代表として 18 インチ 2500 相当フランジの材質構成ケース-1(フランジ材質:2.25Cr-1Mo/TP321)のスペーサー付きの場合を選出し、代表として付図 7-12 に示した。

付図 7-12 はガスケット面圧の変動を明確にするため、横軸のかなりの解析ステップ数にて計 8 箇所での面圧のガスケット平均面圧を縦軸に表したものである。

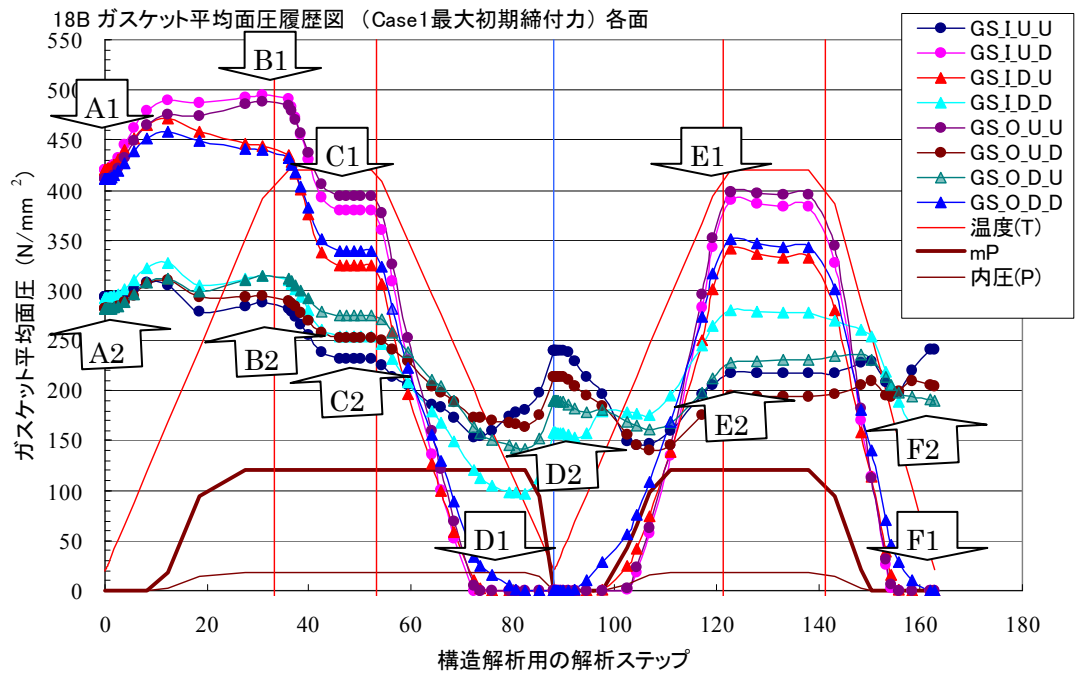
横軸は時間軸でないことから朱色の縦線を 4 箇所設け、左から 1 回目熱サイクルの定常運転温度到達時点、1 回目熱サイクルの運転温度降下開始時点、2 回目熱サイクルの定常運転温度到達時点、2 回目熱サイクルの運転温度降下開始時点を表している。さらに、横軸の選定した解析ステップ数毎に運転温度、必要面圧 (mP)、と運転内圧力 (P) をプロットすることでガスケット平均面圧とこれらの関連付けを行っている。ここで、m はガスケット係数である。

付図 7-12 に示す運転温度、必要面圧 (mP)、と運転内圧力 (P) の線図が付属書-2 の付図 2-3 の温度圧力履歴条件に示す線図と異なり変形しているのは、横軸が時間軸でなく解析ステップ数としているためである。

スペーサー付きの場合、フランジが倒れるもののスペーサーは変形しないことの影響により全ケースにおいてボルトを初期締付けた時点から付図 7-1a の矢印方向に示すガスケット面圧 (面圧の高い方) と矢印の逆方向に示すガスケット面圧 (面圧の低い方) の 2 つの分かれる特徴がある。

付図 7-1a の矢印方向に示すガスケット面圧 (面圧の高い方) の付図 7-12 における変動の特徴は下記の通り。

- ・ 初期締付け荷重を与えた時点からフランジの倒れの影響により大きな面圧となる (点 A1)
- ・ 温度上昇に伴いフランジとボルトの熱伸び差による熱荷重が加わりさらに面圧が上昇し、運転温度に到達した時点で最大面圧となる。(点 B1)
- ・ ウェザー・シールを取り付け、フランジとボルトの温度差が緩和し定常運転温度での面圧は下がる。(点 C1)
- ・ 定常運転終了後の温度降下に伴いガスケット面圧は降下し、温度が常温に達する前に面圧の方が早く無くなる状態となる。(点 D1)
- ・ 再び運転温度が上昇しだすと若干遅れて面圧も上昇し始め、やがて第 1 回目の熱サイクルでの定常運転温度での面圧 (点 C1) に回復する。(点 E1)
- ・ 定常運転終了後の緊急シャット状態での温度降下に伴いガスケット面圧は降下し、再び温度が常温に達する前に面圧が無くなる状態となる。(点 F1)



付図 7-1 ガスケット平均面圧の変動（代表例）

付図 7-1aの矢印の逆方向に示すガスケット面圧（面圧の低い方）の付図 7-12 における変動の特徴は下記の通り。

- ・ 初期締付け荷重を与えた時点ではフランジの倒れの影響により低い方の面圧となる（点 A2）
- ・ 温度上昇に伴いフランジとボルトの熱伸び差による熱荷重が加わってもさほど面圧は上昇しない。（点 B2）
- ・ ウェザー・シールを取り付け、フランジとボルトの温度差が緩和し定常運転温度での面圧は若干下がる。（点 C2）
- ・ 定常運転終了後の温度降下に伴いガスケット面圧は降下し、温度が常温に達する時点で初期荷重を与えた時点の約半分程度の面圧になる。（点 D2）
- ・ 再び運転温度が上昇しだすと面圧は上下に変動し、やがて第 1 回目の熱サイクルでの定常運転温度での面圧（点 C2）にほぼ回復する。（点 E2）
- ・ 定常運転終了後の緊急シャット状態での温度降下に伴いガスケット面圧は若干降下し、再び第 1 回目の熱サイクルでの降下時点での面圧（点 D2）となる。（点 F2）

付図 7-3a付図 7-3bから付図 7-5a付図 7-5bは 18 インチ JPI 2500 相当フランジ、12B

インチJPI2500、6インチJPI2500のフランジ材質構成が3ケースにおける各ガスケット面の平均面圧の変化を表示したものである。

付図 7-6aは、スペーサー付きフランジの付図 7-3aから付図 7-5aの内、初期締付力（応力）が最小の場合と最大の場合の2ケースに対し、フランジ材質構成の3ケースにおいて初期締付け時、最大面圧発生時、最小面圧発生時の3時点の上部および下部ガスケット8面のガスケット平均面圧の変動を棒グラフで表したものである。

又、付図 7-6bは、スペーサー無しフランジの付図 7-3bから付図 7-5bの内、初期締付力（応力）が最大の場合に対し、フランジ材質構成の3ケースにおいて初期締付け時、最大面圧発生時、最小面圧発生時の3時点のガスケット4面のガスケット平均面圧の変動を棒グラフで表したものである。

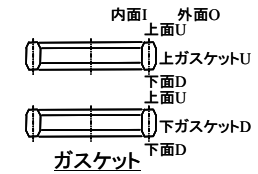
スペーサー付きフランジにおいてボルト締付け荷重に最大値を与えた場合と同じフランジ材質構成において最小値を与えた場合と比較すると、発生するガスケット最大面圧はボルトの軸応力の最大値と同様ガスケットおよびガスケット溝が塑性変形することで力学的な均衡が図られ、ある値より上昇しない。

又、熱サイクルを受けた後の残留する最小ガスケット平均面圧は、ボルト締付け荷重に最小値あるいは最大値を与えてもいずれも初期締付け時に発生するガスケット面圧と比べ大幅に減少する。

ボルト締付け荷重に最大値を与えた場合の方が残留する最小ガスケット平均面圧は若干上昇している傾向は確認できる。

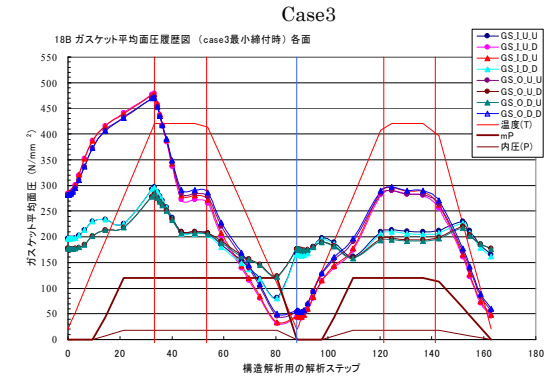
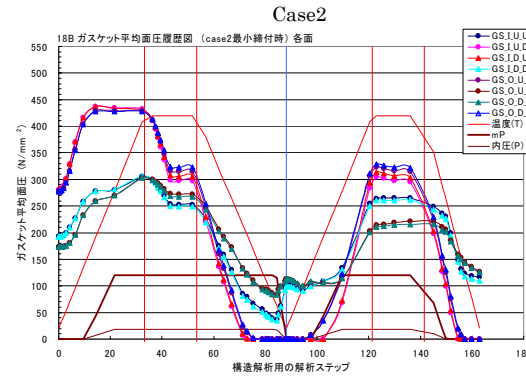
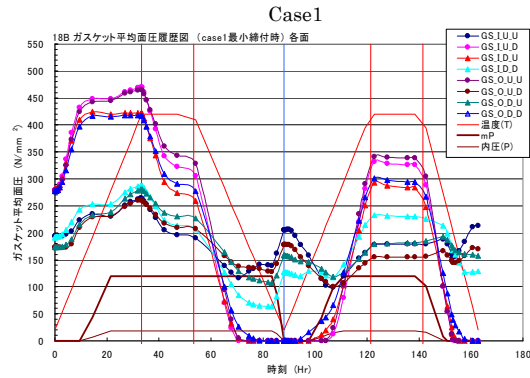
スペーサー無しフランジにおける熱サイクルを受けた後の残留する最小ガスケット平均面圧は、材質構成ケース-1（フランジ材質：2.25Cr-1Mo/TP321）とケース-2（フランジ材質：TP321/TP321）のフランジ継手の場合いずれも初期締付け時に発生するガスケット面圧と比べ大幅に減少する。但し、スペーサー付きフランジと比べれば残留する値は大きい。

特に材質構成がケース-3（フランジ材質：2.25Cr-1Mo/2.25Cr-1Mo）の場合、ガスケット平均面圧の変動そのものが顕著に小さく、熱サイクルを受けた後の残留する最小ガスケット平均面圧も大きく保たれることが確認された。

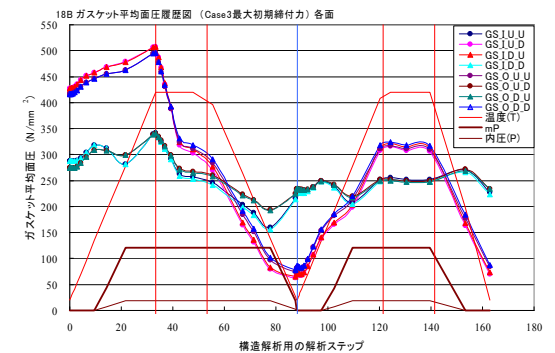
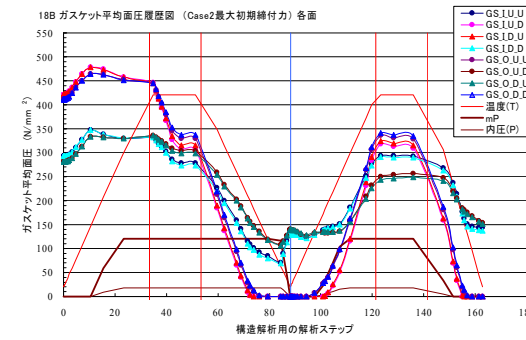
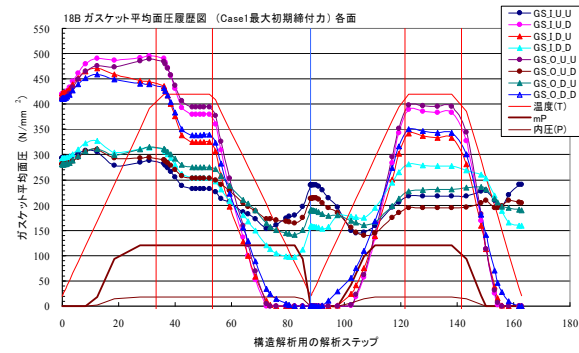


記号説明  
GS ① ② ③  
① フランジ内外面  
② 上下ガasket  
③ ガasketの上下面

縮結力最小

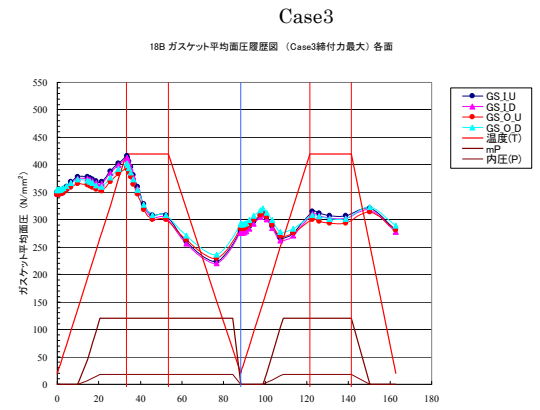
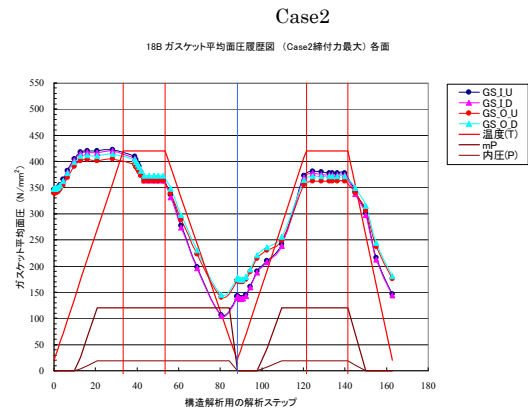
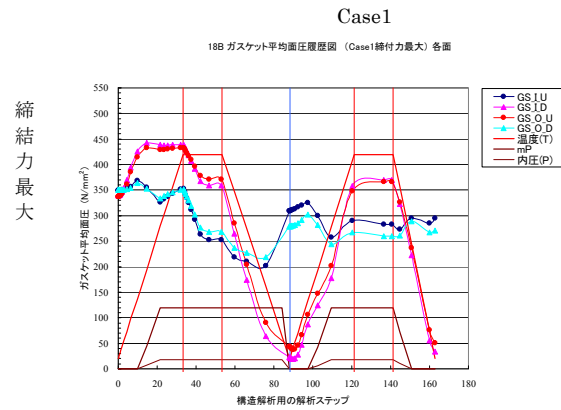


縮結力最大

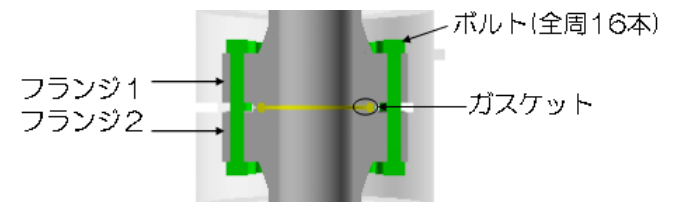
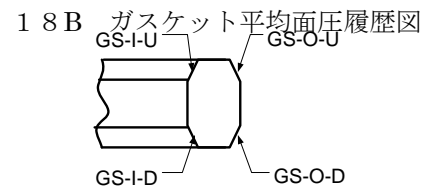


18B ガasket平均面圧履歴図

付図 7-3a ガasket平均面圧の変動-1 (18インチ) [スペーサー付き]

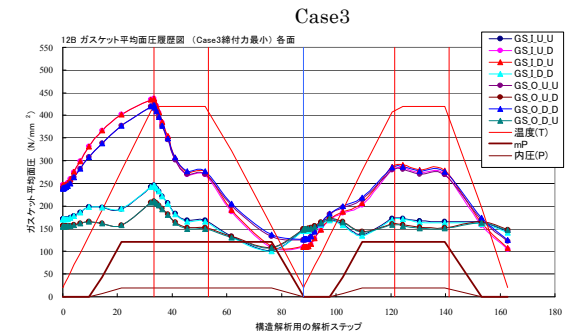
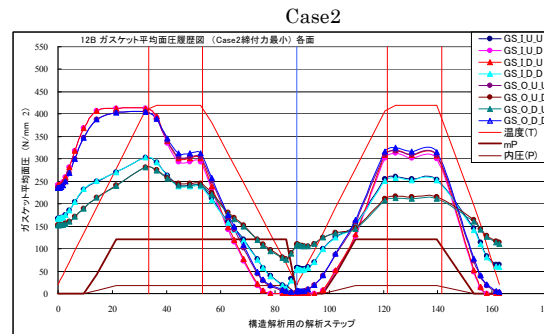
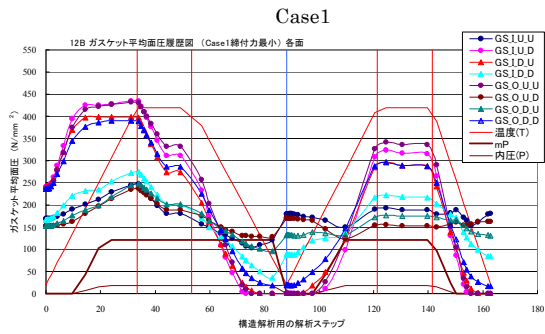


	Case1	Case2	Case3
フランジ1	2. 25Cr-1Mo	TP321	2. 25Cr-1Mo
フランジ2	TP321	TP321	2. 25Cr-1Mo
ガスケット	TP304-RJ	TP304-RJ	5Cr-RJ
ボルト/ナット	SNB16	SNB16	SNB16

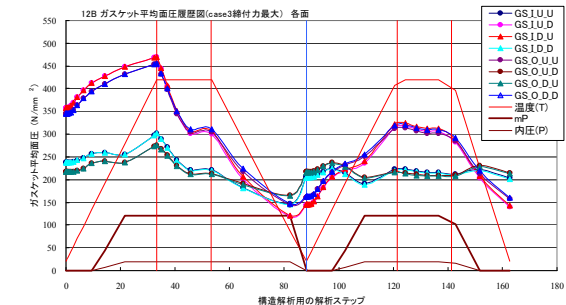
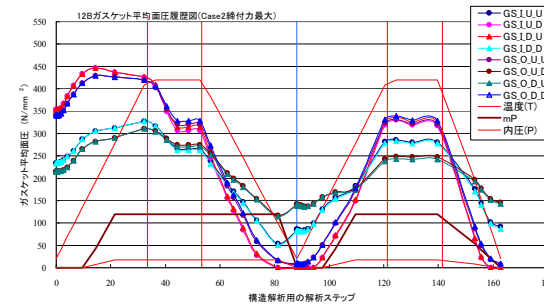
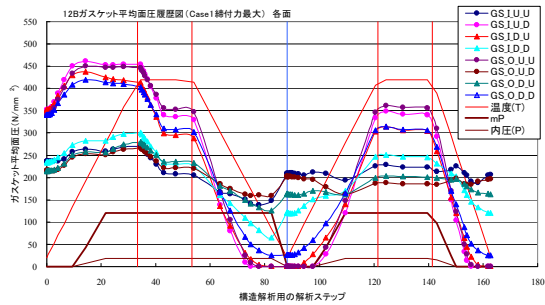


付図 7-3b ガスケット平均面圧の変動-1 (18 インチ) [スペーサー無し]

締結力最小

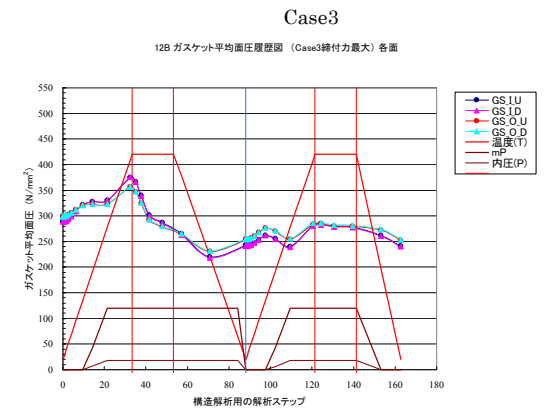
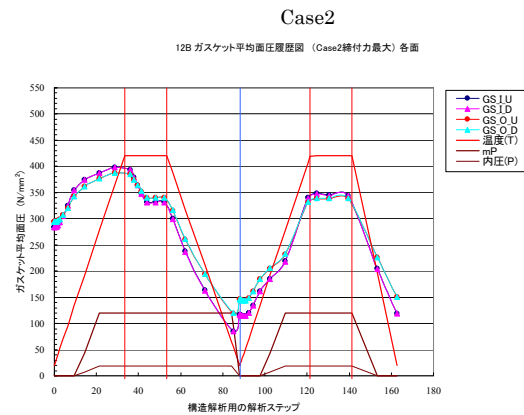
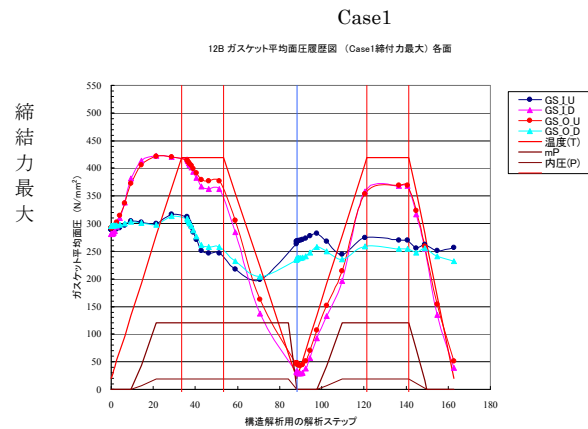


締結力最大



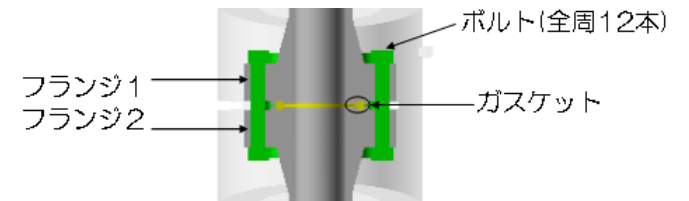
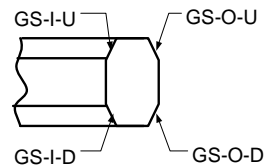
1 2 B ガスケット平均面圧履歴図

付図 7-4a ガスケット平均面圧の変動-1 (12 インチ) [スペーサー付き]



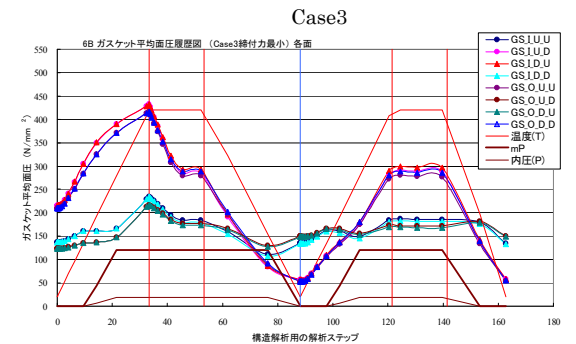
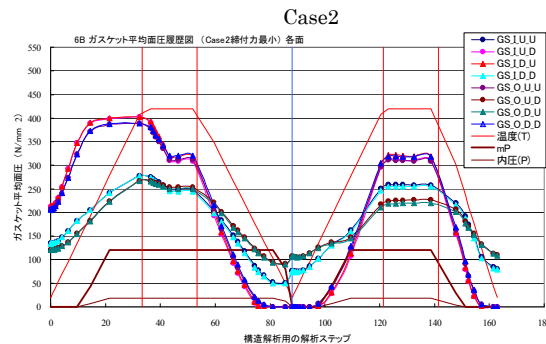
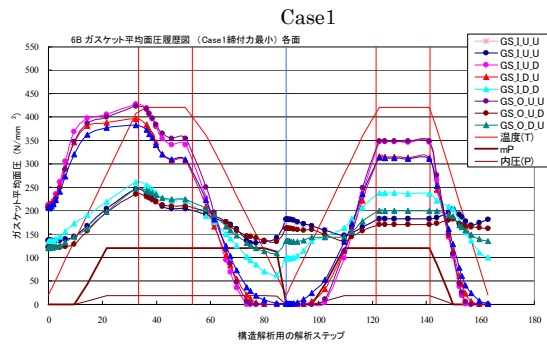
	Case1	Case2	Case3
フランジ1	2. 25Cr-1Mo	TP321	2. 25Cr-1Mo
フランジ2	TP321	TP321	2. 25Cr-1Mo
ガスケット	TP304-RJ	TP304-RJ	5Cr-RJ
ボルト/ナット	SNB16	SNB16	SNB16

1 2 B ガasket平均面圧履歴図

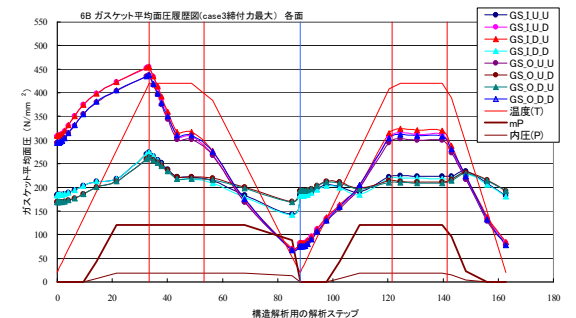
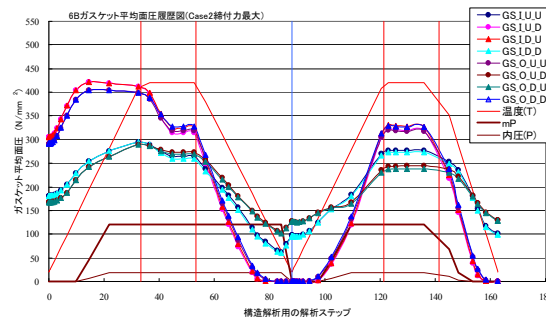
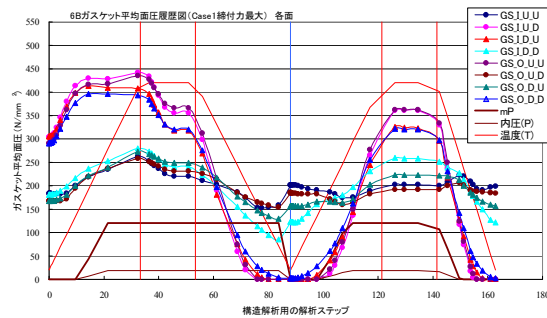


付図 7-4b ガasket平均面圧の変動-1 (12 インチ) [スペーサー無し]

締結力最小



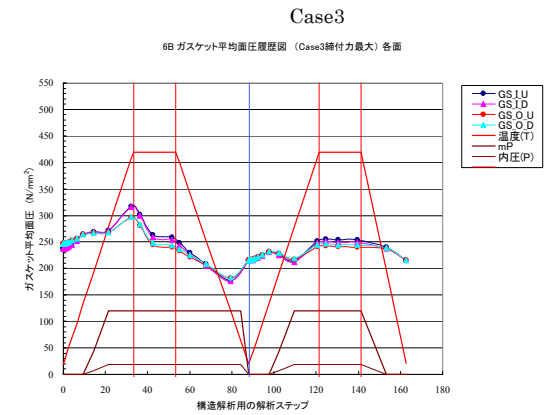
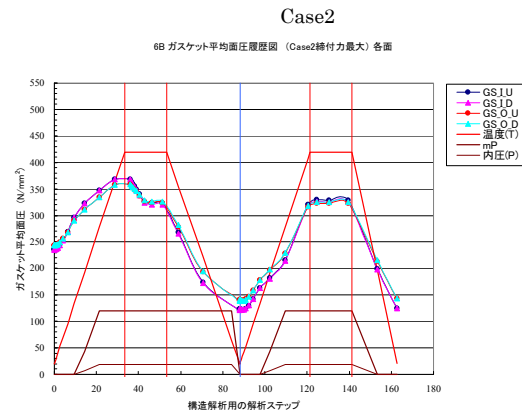
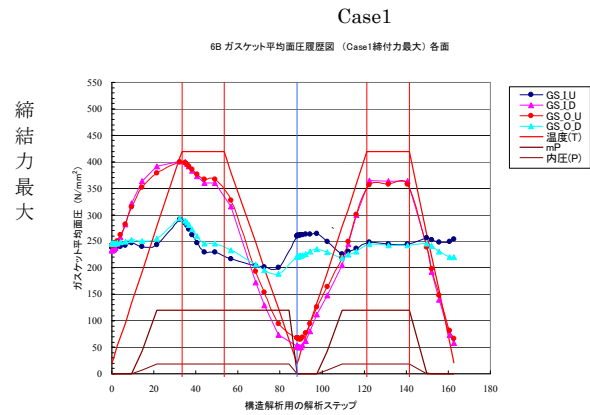
締結力最大



6 B ガスケット平均面圧履歴図

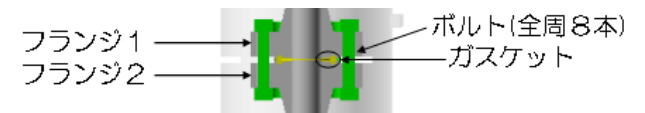
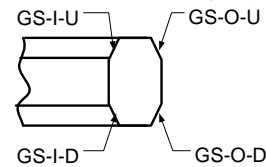
付図 7-5a ガスケット平均面圧の変動-1 (6 インチ) [スペーサー付き]





	Case1	Case2	Case3
フランジ1	2. 25Cr-1Mo	TP321	2. 25Cr-1Mo
フランジ2	TP321	TP321	2. 25Cr-1Mo
ガスケット	TP304-RJ	TP304-RJ	5Cr-RJ
ボルト/ナット	SNB16	SNB16	SNB16

6 B ガasket平均面圧履歴図

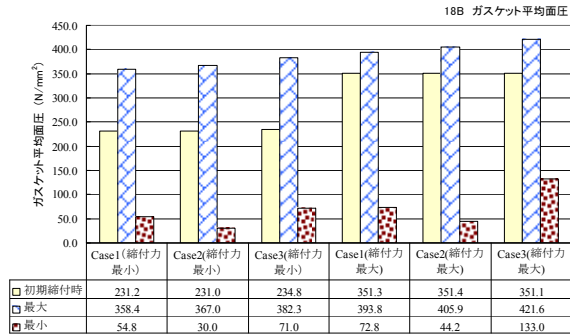


付図 7-5b ガasket平均面圧の変動-1 (6 インチ) [スペーサー無し]

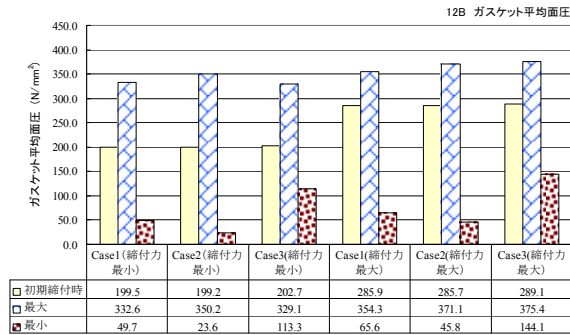
ガスケット平均面圧

ガスケット平均面圧

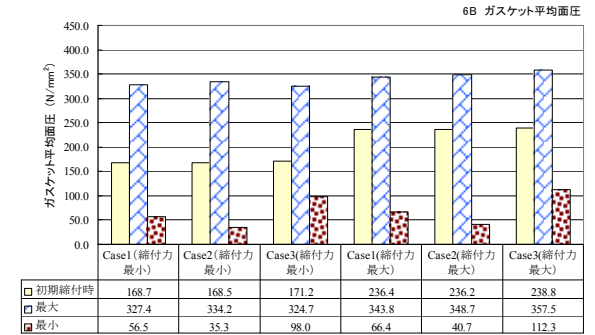
18B



12B



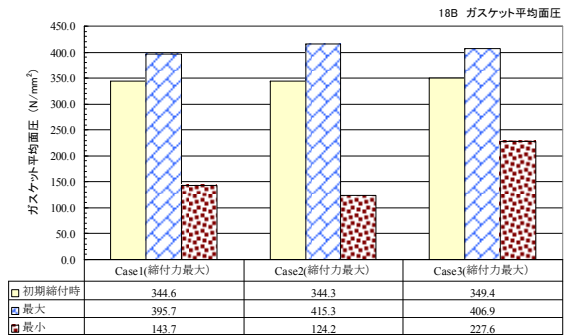
6B



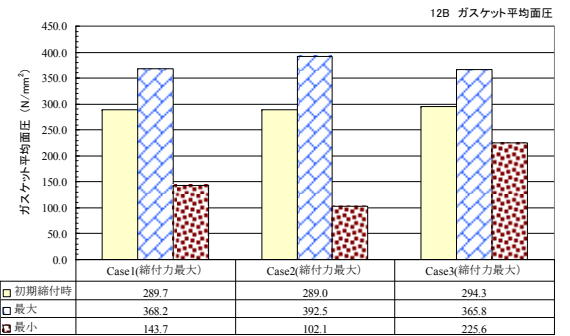
付図 7-6a ガスケットの平均面圧の変動-2 【スペーサー付き】

18B

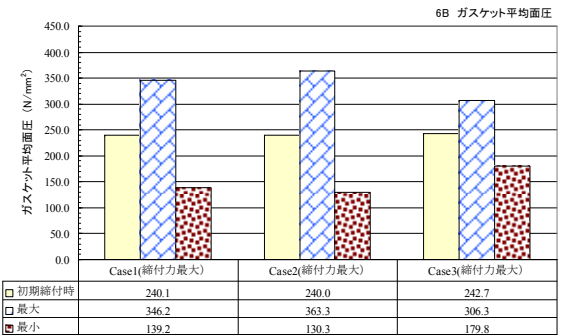
ガスケット平均面圧



12B



6B



付図 7-6b ガスケットの平均面圧の変動-2 【スペーサー無し】

## (付属書-8) 熱影響下の漏洩の可能性

### 1. ボルト荷重の変化と漏洩の可能性

付図 8-1a付図 8-1bから付図 8-3a付図 8-3bは 18 インチJPI 2500 相当フランジ、12 インチJPI 2500 フランジ、6 インチJPI 2500 フランジの材質構成ケース-1(フランジ材質 : 2. 25Cr-1Mo/TP321)、ケース-2(フランジ材質 : TP321/TP321)、ケース-3(フランジ材質 : 2. 25Cr-1Mo/2. 25Cr-1Mo)に対し、風速が 5m/秒の時のボルト荷重の変動を詳細に表したものである。

横軸は時間軸でないことから朱色の縦線を 4 箇所設け、左から 1 回目熱サイクルの定常運転温度到達時点、1 回目熱サイクルの運転温度降下開始時点、2 回目熱サイクルの定常運転温度到達時点、2 回目熱サイクルの運転温度降下開始時点を表している。

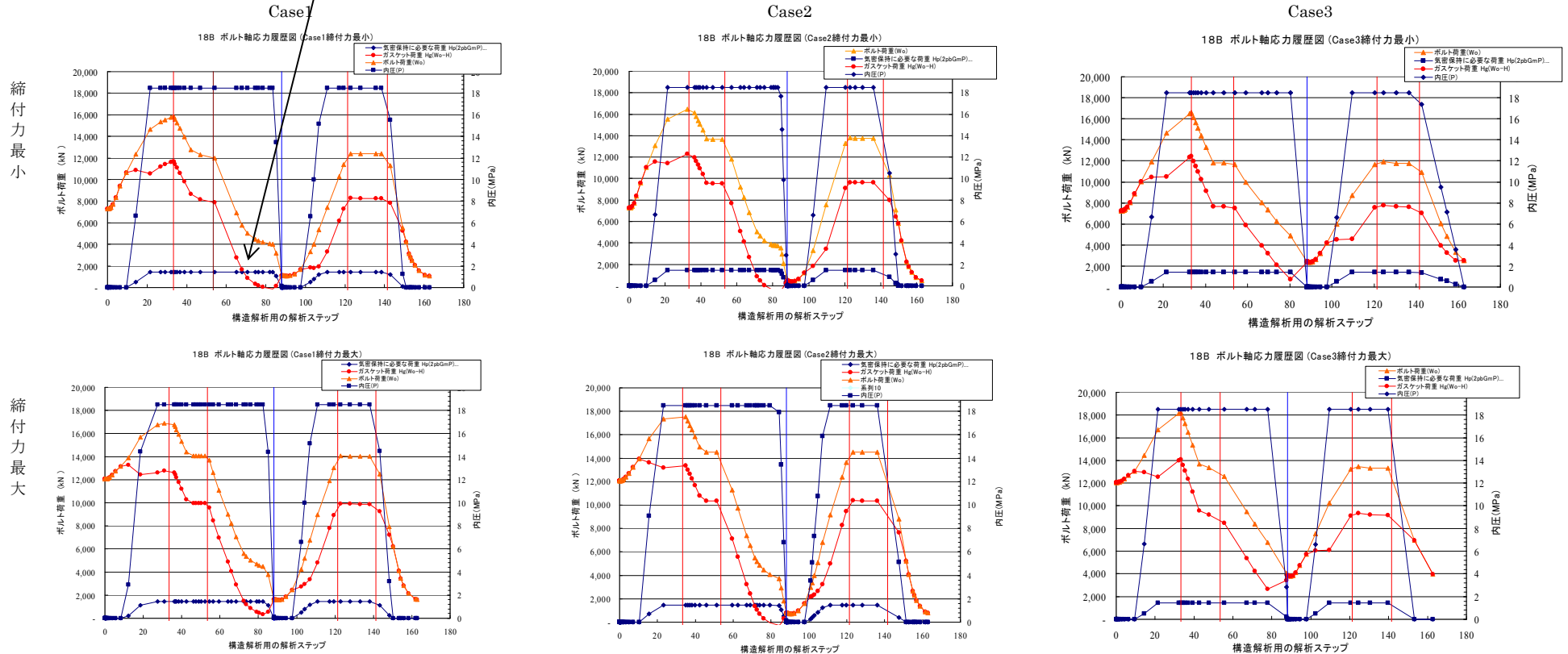
スペーサー付きフランジ初期の場合、ボルト締付荷重を最大で締付けた方が残留するボルト締付荷重は若干上回るものの、初期のボルト締付荷重を最小あるいは最大にて締付けても、ボルト荷重から圧力によるエンドフォース分 ( $H = \pi G^2 P / 4$ ) を除いたガスケットに残留している荷重は、シャット・ダウン後半には規格で定める気密保持のため必要な荷重 ( $H_p = 2 \pi G m P$ ) より下回ることが確認された。ここで、G はガスケット反力円の直径、P は内圧である。

つまり、ボルトの軸応力から漏洩の可能性を評価した場合、今回の解析に採用した温度・圧力の降下条件で 1 回目の熱サイクルの定常運転後の圧力がある時間保持された状態で温度が先に温度が降下するようなプロセス運転がなされた場合、漏洩する可能性を示す。

逆に、2 回目の熱サイクルの定常運転後の緊急シャット時のように圧力・温度ともに同時に降下する場合は、漏洩の可能性はほとんど無いことも確認できた。

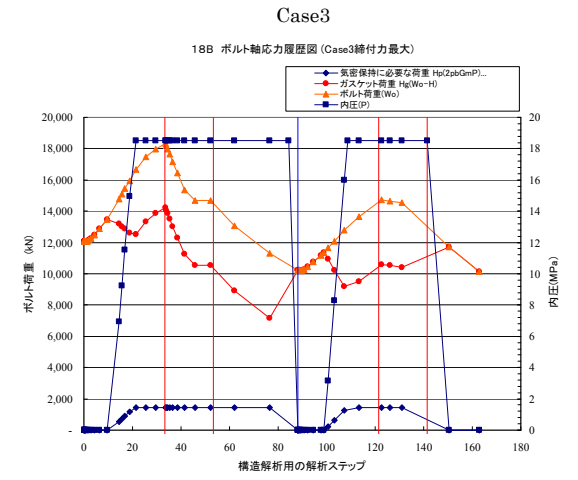
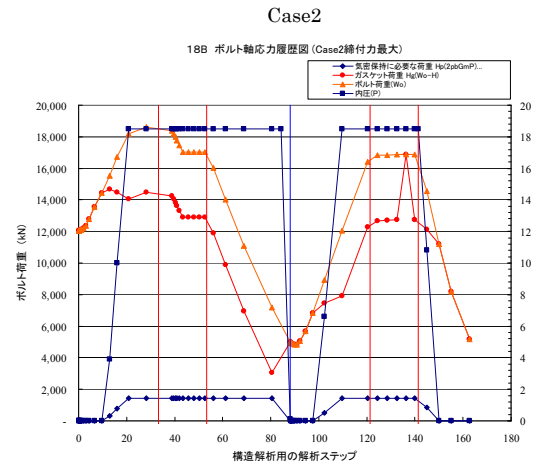
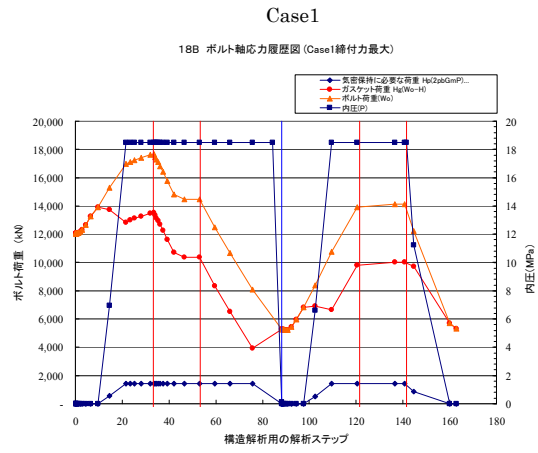
スペーサー無しフランジの場合、ボルト荷重から圧力によるエンドフォース分 ( $H = \pi G^2 P / 4$ ) を除いたガスケットに残留している荷重は、シャット・ダウン後半には規格で定める気密保持のため必要な荷重 ( $H_p = 2 \pi G m P$ ) より下回ることがなく、ボルト荷重による評価では漏れの可能性がないことになる。

ボルト荷重が必要ガスケット荷重  
を下回り漏洩の可能性がある



付図 8-1a ボルト荷重履歴図 (18インチ) [スペーサー付き]

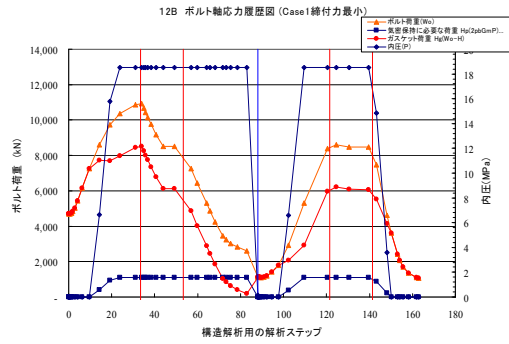
縮  
付  
力  
最  
大



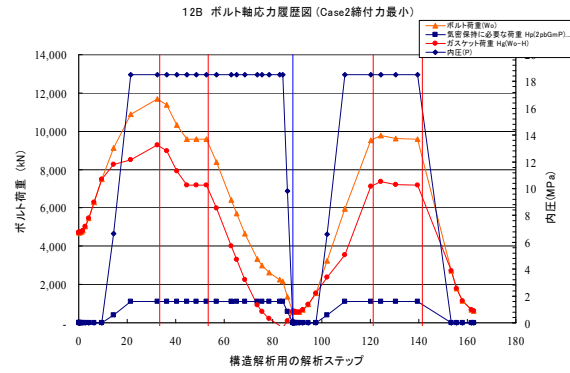
付図 8-1b ボルト荷重履歴図 (18インチ) [スペーサー無し]

締結力最小

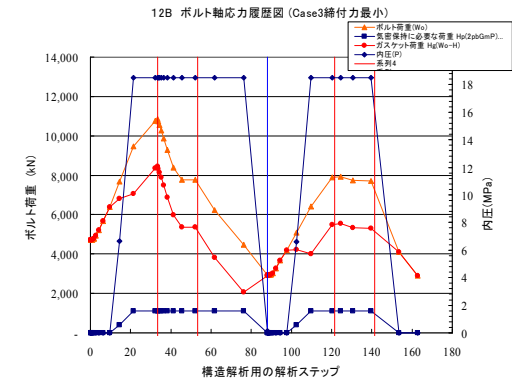
Case1



Case2

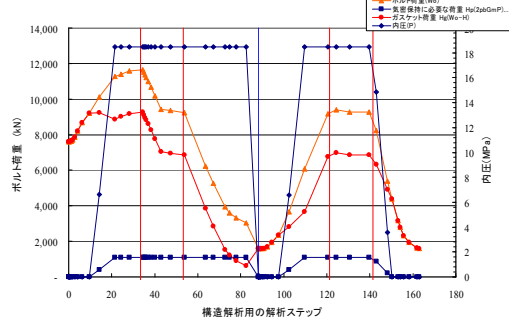


Case3

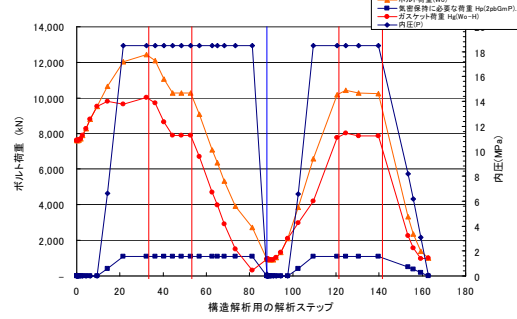


締結力最大

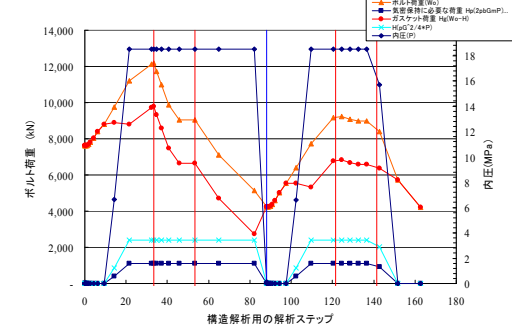
12B ボルト軸応力履歴図 (Case1締付力最大)



12B ボルト軸応力履歴図 (Case2締付力最大)

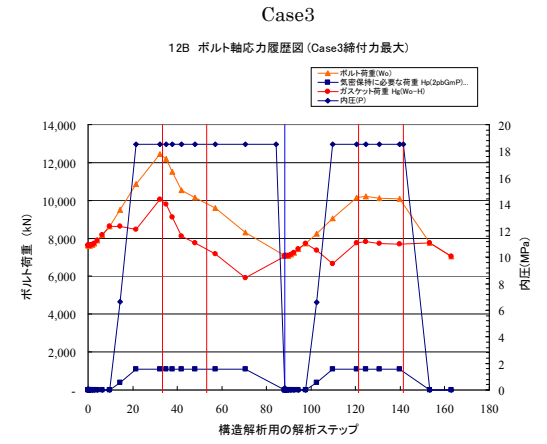
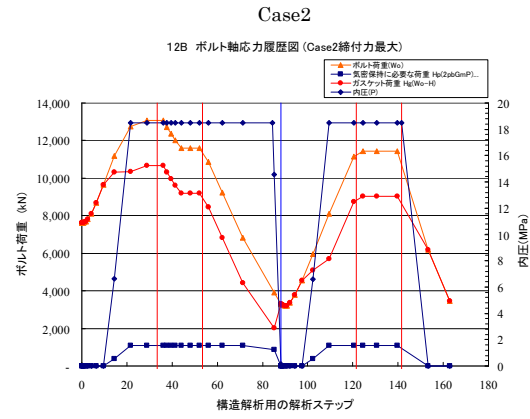
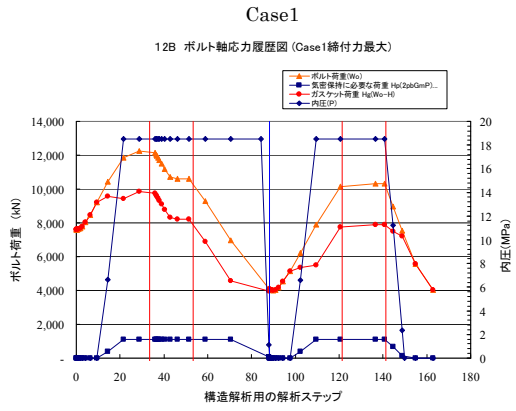


12B ボルト軸応力履歴図 (Case3締付力最大)



付図 8-2a ボルト荷重履歴図 (12 インチ) [スペーサー付き]

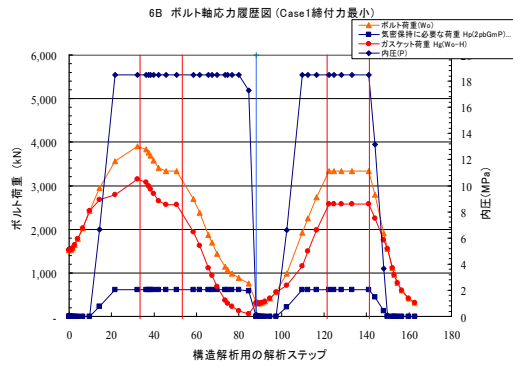
締結力最大



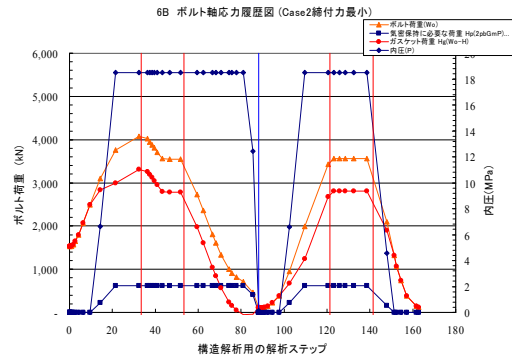
付図 8-2b ボルト荷重履歴図 (12インチ) [スペーサー無し]

締付力最小

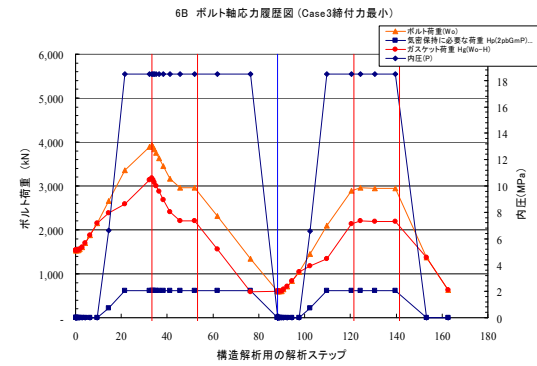
Case1



Case2

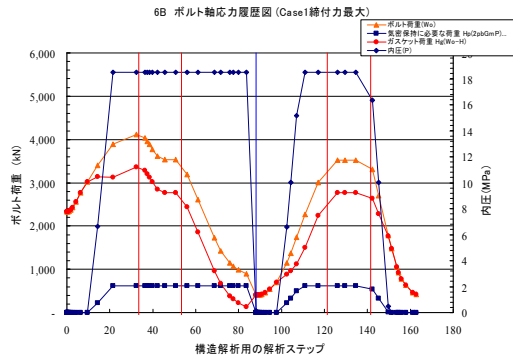


Case3

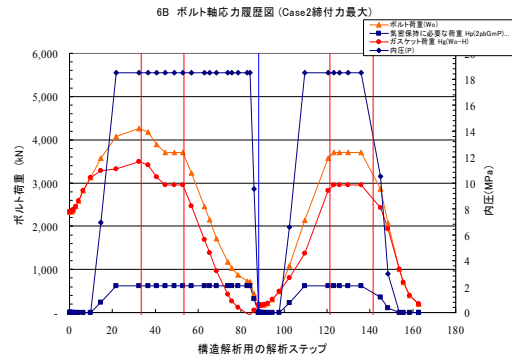


締付力最大

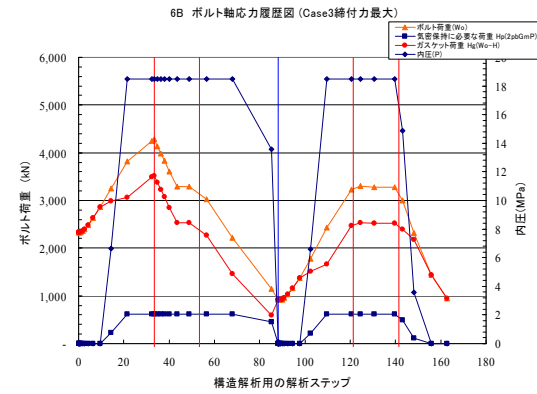
Case1



Case2



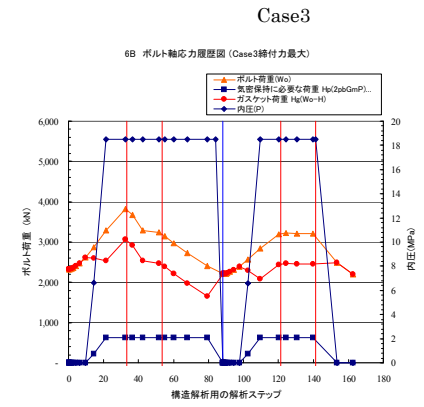
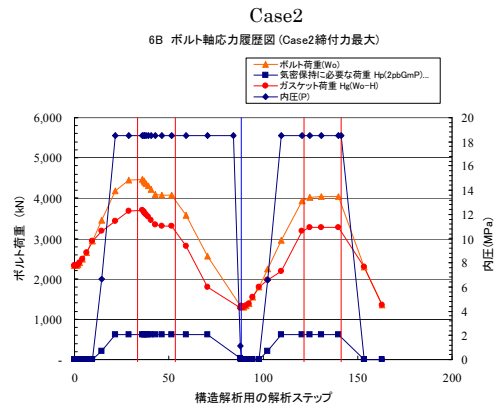
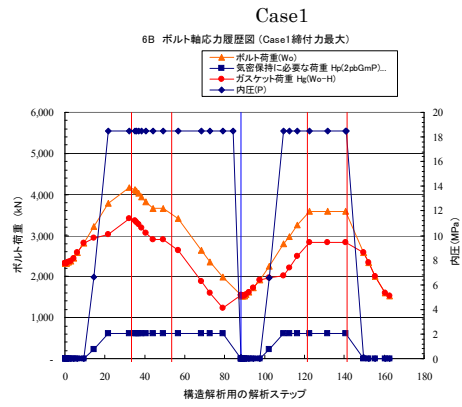
Case3



付図 8-3a ボルト荷重履歴図 (6 インチ) [スペーサー付き]



縮  
付  
力  
最  
大

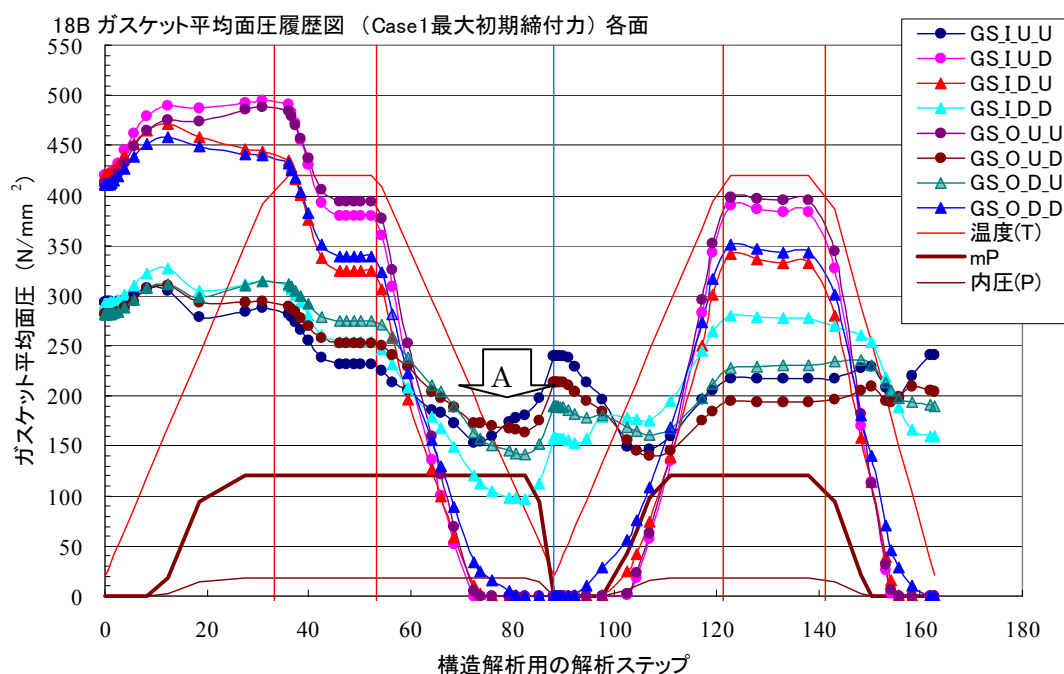


付図 8-3b ボルト荷重履歴図 (6 インチ) [スペーサー無し]

## 2. ガスケットの平均面圧の変化と漏洩の可能性

スペーサー付きフランジの場合、付図 8-4 の 18 インチ JPI 2500 相当フランジで材質構成ケース-1(フランジ材質：2.25Cr-1Mo/TP321)の場合でも、ガスケットの面圧が低い側は初期締付け後の温度上昇期間においても上昇することなく、(A点)においてシャット・ダウン時以降面圧は若干下がるものの一部の面でシールに必要な面圧 (mP) を保持していないので、ガスケット平均面圧による漏洩評価でも漏洩の可能性はあることになる。

付属書 7 の付図 7-12 に示す 12 インチ JPI 2500 フランジで材質構成ケース-2(フランジ材質：TP321/TP321)の場合などは、(A点)においてかなりシールに必要な面圧 (mP) を保持していない面が存在している。



付図 8-4 ガスケット平均面圧の変動 (代表例)

一方のスペーサー無しフランジの場合、材質構成ケース-1(フランジ材質：2.25Cr-1Mo/TP321)のみフランジの半径方向の熱伸び差の影響で初期締付け時に発生するガスケット面圧と比べ大幅に減少することから、漏洩する可能性は存在すると思われる。

材質構成ケース-2(フランジ材質：TP321/TP321)の場合も漏洩する可能性は小さく、材質構成がケース-3(フランジ材質：2.25Cr-1Mo/2.25Cr-1Mo)の場合は、特にガスケット面圧の変動も少なく漏洩する可能性は非常に小さいことが確認できた。

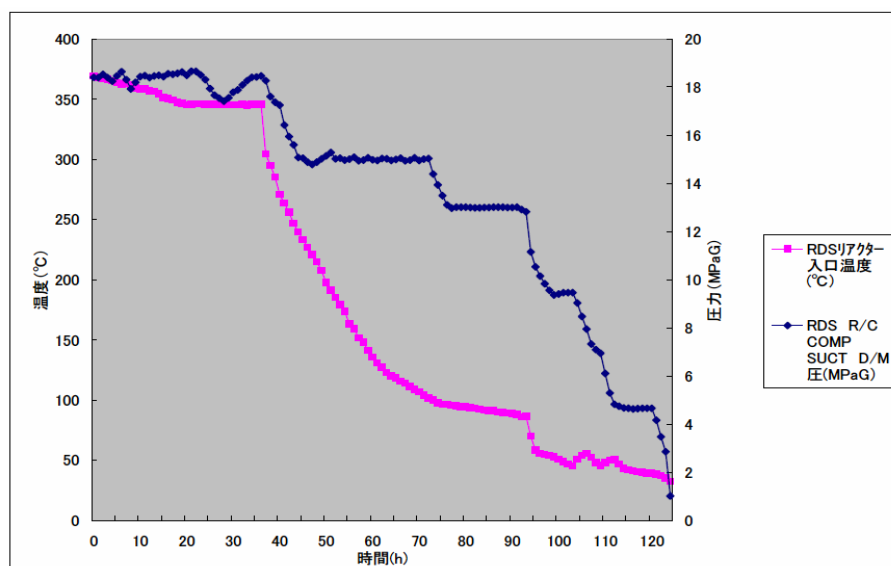
### 3. 解析による漏洩評価と実際の違い

解析で得られた漏洩評価と異なり、定常運転後の圧力がある時間保持された状態で温度が先に温度が低下するようなプロセス運転がなされた場合でも、実際には対象となるスパーサー付き配管フランジ継手において降温時に頻繁に漏洩が発生している事実はない。

リングジョイントガスケットの場合のシールに必要な真のガスケット面圧は不明で（クサビ効果により規格に定める値より低い可能性がある）、従って、解析で得られたボルトの軸応力あるいはガスケット平均面圧による漏洩の評価結果は、「漏洩する」ではなく、「漏洩する可能性がある」と記述した。

解析に示すように2回目の熱サイクルの定常運転後の緊急シャット時の圧力・温度ともに同時に低下する場合は、ガスケット平均面圧による漏洩評価でも漏洩の可能性はほとんど無いことから、解析に用いた温度・圧力変化条件よりは実運転が厳しくなければ漏洩の可能性は小さくなる。

実際の運転は複雑で、付図 8-5 のアンケート調査で入手した実際の温度・圧力降下線図の例では、解析と異なり圧力・温度ともに直線的な降下線図ではなく、実際には圧力を段階的に降下・保持しながら温度を下げていく。従って、単純に解析に用いた温度や圧力の降下の度合い（1時間当たりの降下温度あるいは圧力の値）の比較だけで判断することはできず、圧力を保持する条件によっては解析に示すように漏洩の可能性が高くなることを認識する必要がある。



温度降下：最大 11°C/hr 程度

圧力降下：最大 0.4MPa/hr 程度

付図 8-5 温度・圧力降下線図（参考例）

## (付属書-9) 塑性ひずみの発生状況

### 1. フランジ本体の塑性ひずみの発生状況

付図 9-1aから付図 9-3aはスペーサー付き 18 インチJPI 2500 相当フランジ、12 インチ JPI 2500 フランジ、6 インチJPI 2500 フランジの材質構成ケース-1(フランジ材質：2. 25Cr-1Mo/TP321)、ケース-2(フランジ材質：TP321/TP321)、ケース-3(フランジ材質：2. 25Cr-1Mo/2. 25Cr-1Mo)に対し、最大締付力で締付けた場合で且つウェザー・シール取付け直後のボルト軸応力が最大となる時点でのフランジ本体の塑性ひずみの発生状況を示したものである。

スペーサー付きフランジの方がスペーサー無しフランジと比べ明らかに塑性ひずみの量は大きくなることから、これらスペーサー付きフランジの塑性ひずみの発生状況を代表して付図に示したが、これらスペーサー付きフランジの場合においてもガスケット当たり面のみに大きな塑性ひずみが集中して発生しているに留まり、その他の部位におおきな塑性ひずみが発生していないことが確認できる。

### 2. ガスケットおよびリング溝の最大塑性ひずみの発生状況

付図 9-4aと付図 9-5aは代表してスペーサー付き 18 インチJPI 2500 相当フランジの材質構成ケース-1(フランジ材質：2. 25Cr-1Mo/TP321)、ケース-2(フランジ材質：TP321/TP321)、ケース-3(フランジ材質：2. 25Cr-1Mo/2. 25Cr-1Mo)に対し、最大締付力で締付けた場合のリングジョイントガスケットおよびリング溝の各面の最大塑性ひずみの発生状況を示したものである。各面の塑性ひずみの平均値を求めるのは困難であることから、塑性ひずみの最大値を用いて発生状況を示している。

又、横軸は時間軸でないことから朱色の縦線を4箇所設け、左から1回目熱サイクルの定常運転温度到達時点、1回目熱サイクルの運転温度降下開始時点、2回目熱サイクルの定常運転温度到達時点、2回目熱サイクルの運転温度降下開始時点を表している。

1回目熱サイクルの定常運転温度到達時点にウェザー・シールを取付ける解析条件から、ガスケットおよびリング溝に発生する塑性ひずみも温度上昇に伴って大きくなり、ウェザー・シール取付け直後のフランジとボルトの温度差が一番大きい時に塑性ひずみも最大となる。その後のステップにおいてガスケットおよびリング溝に新たな塑性ひずみが追加・累積する状況は一部を除いて無い。

スペーサー付きフランジの場合、ガスケットの最大塑性ひずみは付属書7の付図 7-1aに示すフランジの倒れによりガスケットの平均面圧が高い個所において初期のボルト締付け時から角部で発生し、他の面と異なり著しく大きな値になることが確認された。

フランジ部リング溝の最大塑性ひずみは、フランジの倒れによりガスケットの平均面圧が高くなる同じ面で一番大きくなるが、ガスケットと比べれば最大塑性ひずみ量はかなり低い値となる。

もう一方のガスケットの平均面圧がフランジの倒れの影響をあまり受けない側のフランジ部リング溝の塑性ひずみは、全てのケースでほとんど生じていない特徴を有する。

スペーサー部リング溝の最大塑性ひずみは、上下、内外ともに同じ値となる傾向を示している。

ケース-2(フランジ材質：TP321/TP321) およびケース-3(フランジ材質：2.25Cr-1Mo/2.25Cr-1Mo)のように上下のフランジ材質が同一の場合、同じ物性値を持つことからガスケットおよびリング溝に発生する最大塑性ひずみは上下対称に同じ変動および値となっている。ケース-1(フランジ材質：2.25Cr-1Mo/TP321)の場合、上のフランジにはリング溝がオーステナイト系ステンレス鋼の溶接肉盛を行っている仕様となっていることから、その効果が現れ上下対称の変動および値となっていない。

付図 9-4bと付図 9-6bは代表してスペーサー無し 18 インチJPI 2500 相当フランジ、12 インチJPI 2500 フランジ、6 インチJPI 2500 フランジの材質構成ケース-1(フランジ材質：2.25Cr-1Mo/TP321)、ケース-2(フランジ材質：TP321/TP321)、ケース-3(フランジ材質：2.25Cr-1Mo/2.25Cr-1Mo)に対し、最大締付力で締付けた場合のリングジョイントガスケットおよびリング溝の各面の最大塑性ひずみの発生状況を示したものである。

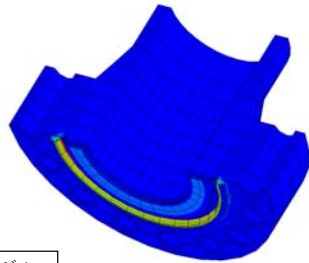
スペーサー無しフランジの場合、ガスケットの最大塑性ひずみは、材質構成ケース-1(フランジ材質：2.25Cr-1Mo/TP321)の付属書7の付図 7-1bに示すフランジの半径方向の熱伸び差が生じる影響で大きな値になることが確認された。従って、解析結果を提示していないがフランジサイズが大きくなるに伴いガスケットの最大塑性ひずみが大きくなっている。但し、スペーサー付きの場合と比較すると明らかに小さくなっている。

フランジ部リング溝の最大塑性ひずみは、いずれの場合もガスケットと比べれば最大塑性ひずみ量はかなり低い値となる。特に、材質構成ケース-3(フランジ材質：2.25Cr-1Mo/2.25Cr-1Mo)においては顕著に低い値となっている。

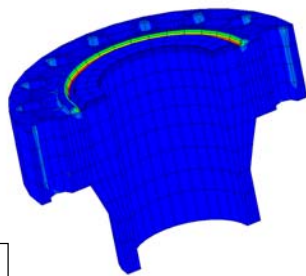
フランジの相当塑性歪 18B 締付力最大

ウエザ  
ーシ  
ール  
取  
付  
直  
後

Case1

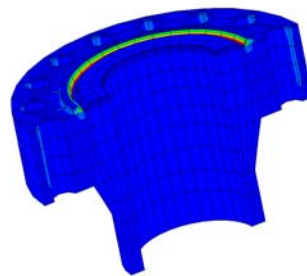
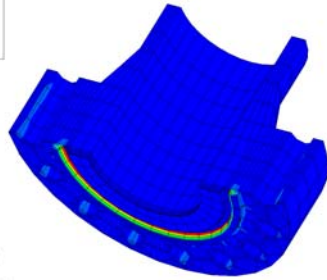


フランジ1

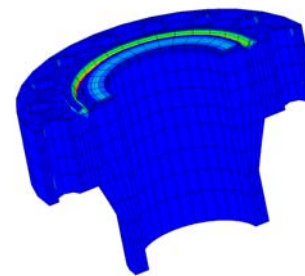
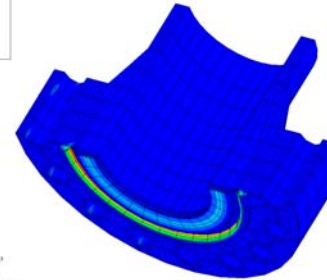


フランジ2

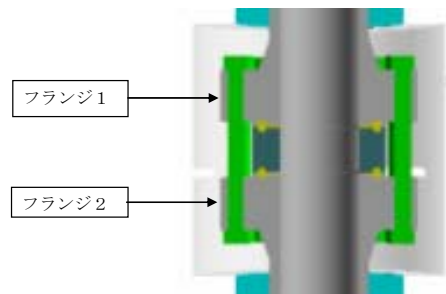
Case2



Case3



	Case1	Case2	Case3
フランジ1	2. 25Cr-1Mo	TP321	2. 25Cr-1Mo
フランジ2	TP321	TP321	2. 25Cr-1Mo
ガスケット	TP304-RJ	TP304-RJ	5Cr-RJ
ボルト/ナット	SNB16	SNB16	SNB16

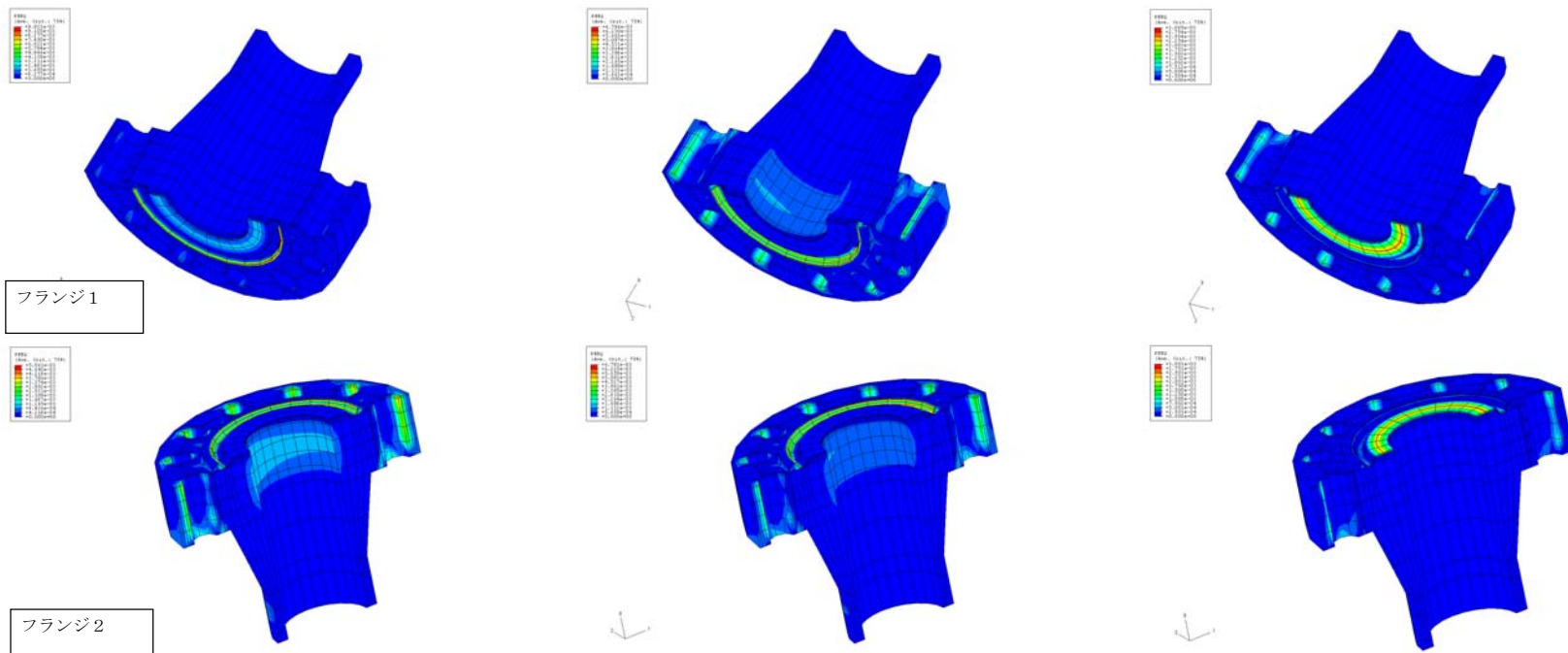


フランジ1

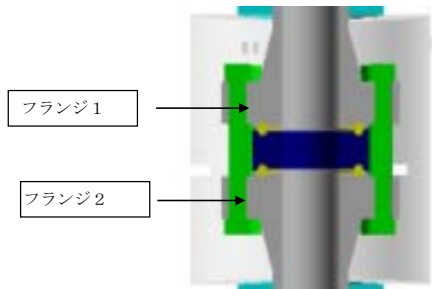
フランジ2

付図 9-1a フランジ本体の塑性ひずみの発生状況 (18インチ) [スペーサー付き]

ウエザーシール取付直後



	Case1	Case2	Case3
フランジ1	2. 25Cr-1Mo	TP321	2. 25Cr-1Mo
フランジ2	TP321	TP321	2. 25Cr-1Mo
ガスケット	TP304-RJ	TP304-RJ	5Cr-RJ
ボルト/ナット	SNB16	SNB16	SNB16

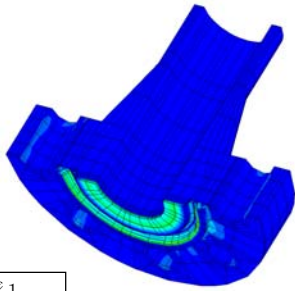


付図 9-2a フランジ本体の塑性ひずみの発生状況 (12 インチ) [スペーサー付き]

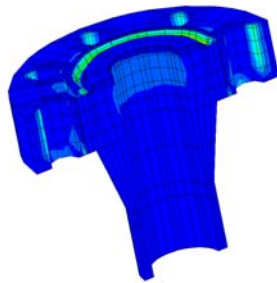
フランジの相当塑性歪 6B 締付力最小

Case1

ウエザ  
ーシ  
ール  
取  
付  
直  
後

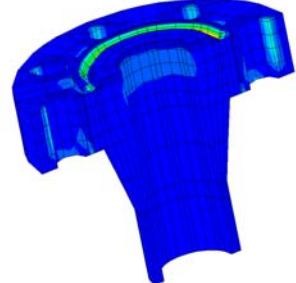
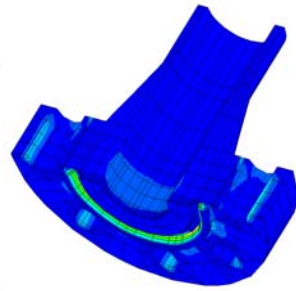


フランジ 1

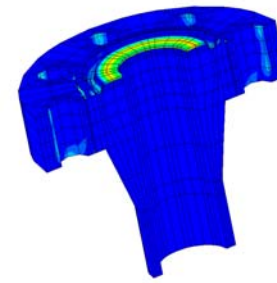
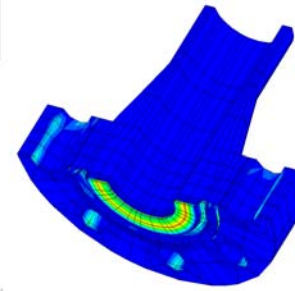


フランジ 2

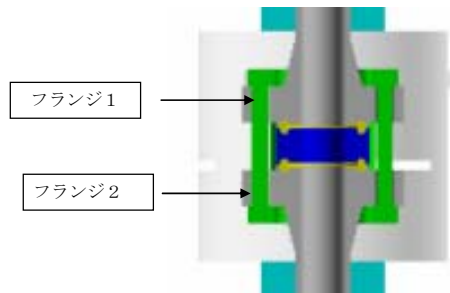
Case2



Case3



	Case1	Case2	Case3
フランジ1	2. 25Cr-1Mo	TP321	2. 25Cr-1Mo
フランジ2	TP321	TP321	2. 25Cr-1Mo
ガスケット	TP304-RJ	TP304-RJ	5Cr-RJ
ボルト/ナット	SNB16	SNB16	SNB16



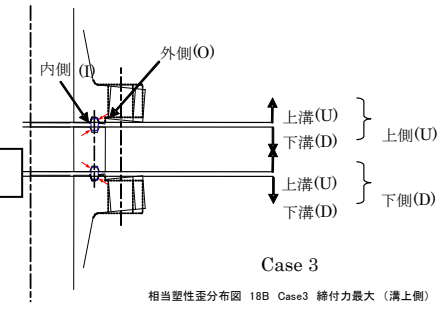
付図 9-3a フランジ本体の塑性ひずみの発生状況 (6 インチ) [スペーサー付き]



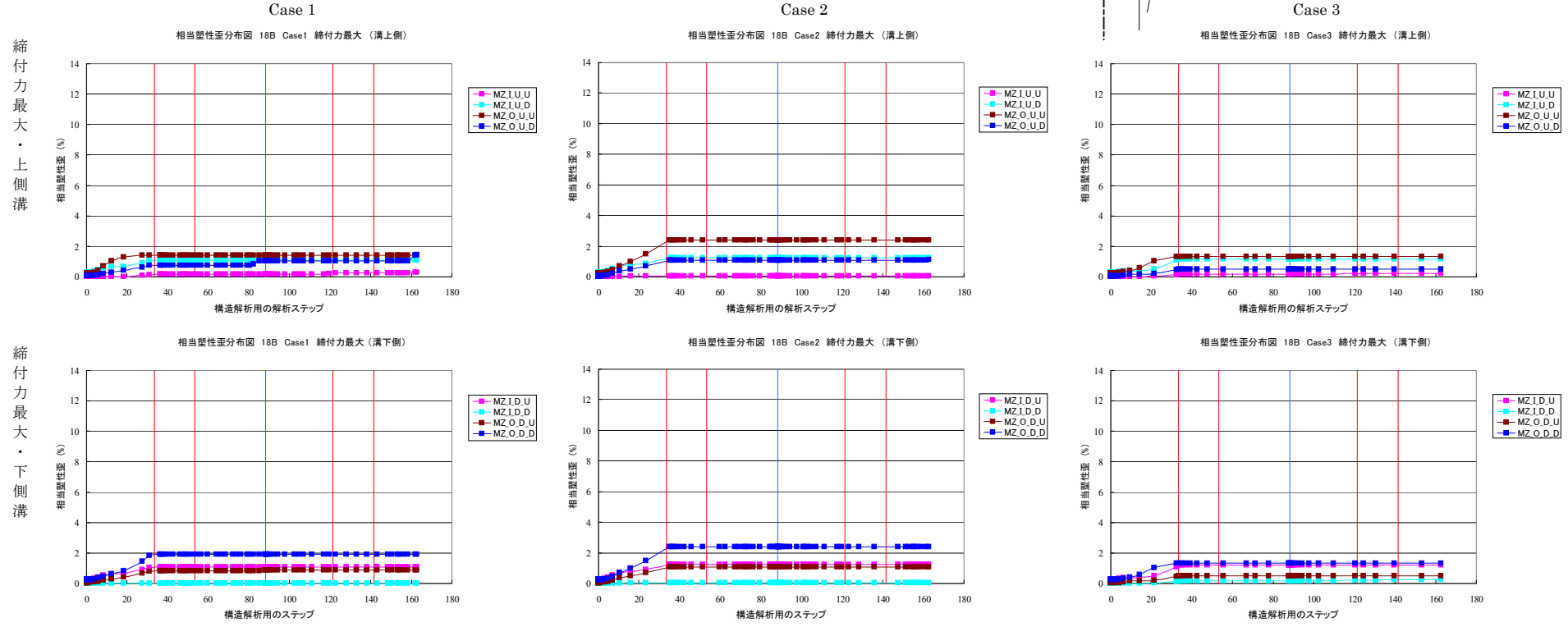


記号説明：MZ\_(内側 I/外側 O)\_(上側 U/下側 D)\_(上溝 U/下溝 D)

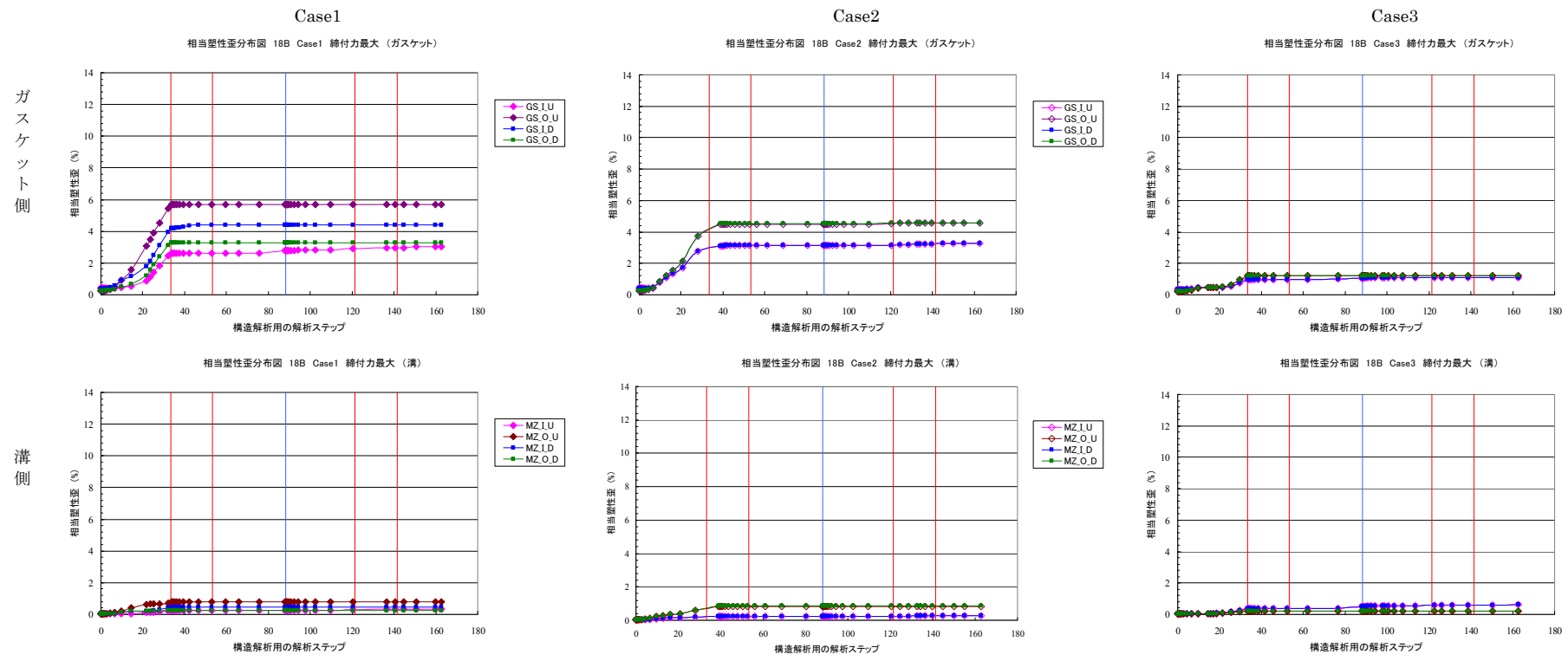
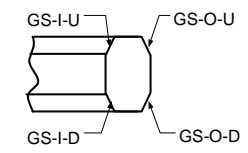
塑性ひずみは対象とする部位の局部最大値を示す。



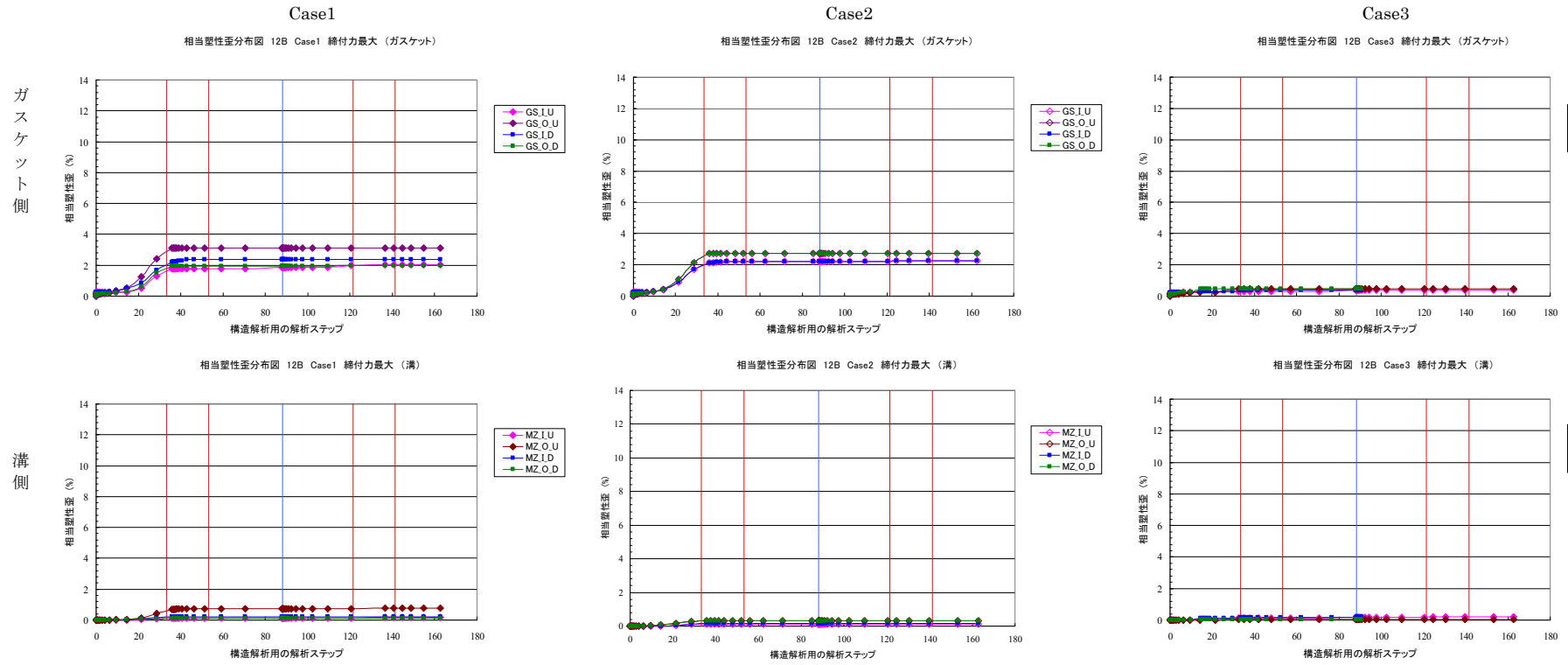
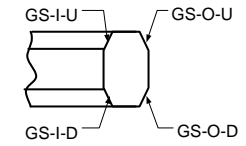
1 8 B 塑性ひずみ履歴図 (溝)



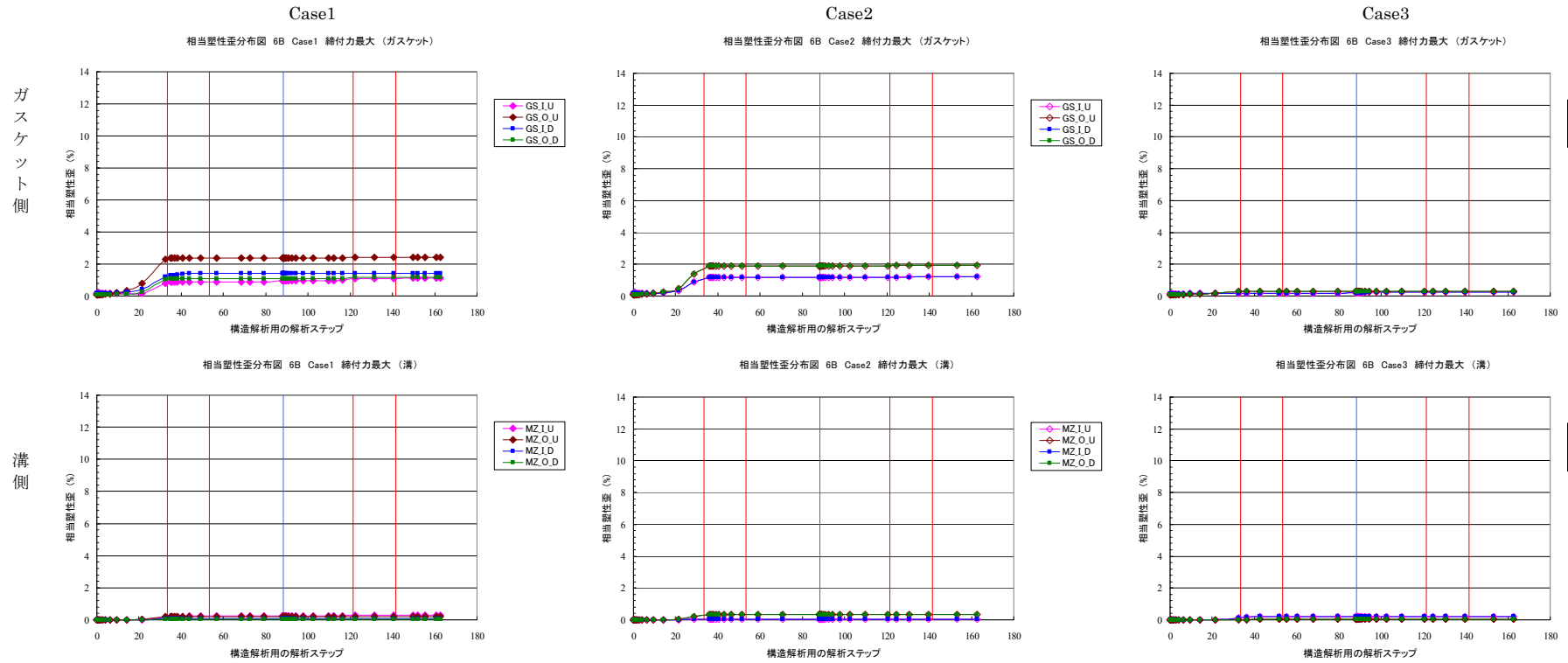
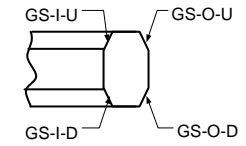
付図 9-5a リング溝の塑性ひずみの発生状況 (18インチ) [スペーサー付き]



付図 9-4b ガスケットおよびリング溝の塑性ひずみの発生状況 (18インチ) [スペーサー無し]



付図 9-5b ガスケットおよびリング溝の塑性ひずみの発生状況 (12 インチ) [スペーサー無し]



付図 9-6b ガスケットおよびリング溝の塑性ひずみの発生状況 (6インチ) [スペーサー無し]

## (付属書-10) フランジの相当応力

### 1. フランジの相当応力

付図 10-1a、付図 10-1bから付図 10-3a、付図 10-3bはスペーサー付きおよびスペーサー無しの18インチJPI 2500相当フランジ、12インチJPI 2500フランジ、6インチJPI 2500フランジの材質構成ケース-1(フランジ材質：2. 25Cr-1Mo/TP321)、ケース-2(フランジ材質：TP321/TP321)、ケース-3(フランジ材質：2. 25Cr-1Mo/2. 25Cr-1Mo)に対し、最大締付力で締付けた場合で且つウェザー・シール取付け直後のボルト軸応力が最大となる時点でのフランジ本体の相当応力の発生状況を示したものである。

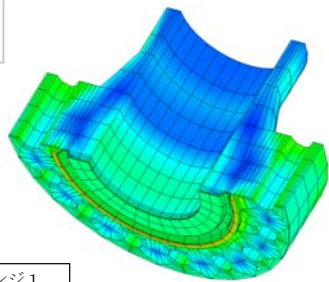
スペーサー付きフランジの方がスペーサー無しフランジと比べ明らかにフランジ相当応力が大きくなる。また、フランジ本体におけるガスケット当たり面のみの相当応力が高いだけで、フランジのその他の部位で塑性変形を可能にする広範囲な高応力の発生はない。

尚、応力レベルを示すそれぞれの色は個々のフランジの最大発生応力に基づきプログラムで自動的に処理され表示されることから、他のフランジの色と同じであるから同じ応力となっている訳ではなく、単純に色で発生応力を比較することはできない。

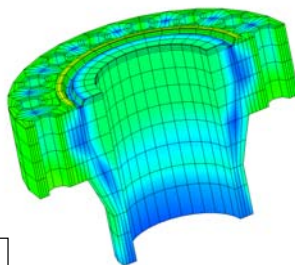
フランジの相当応力 18B 締付力最大

Case1

ウエザ  
ーシール  
取付直後

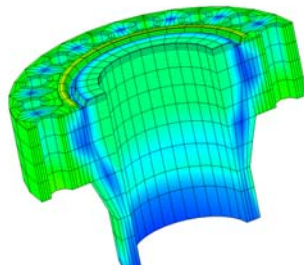
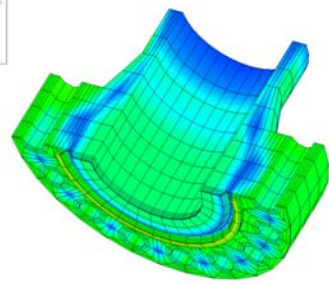


フランジ1

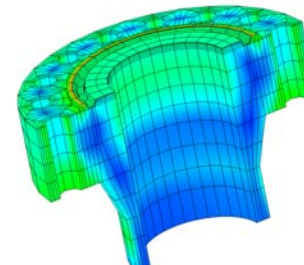
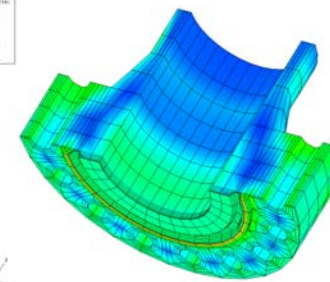


フランジ2

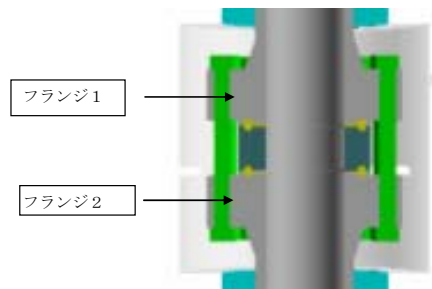
Case2



Case3



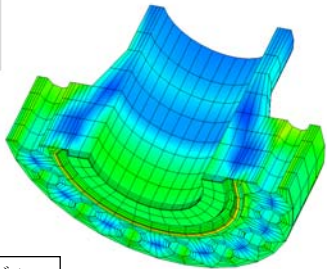
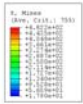
	Case1	Case2	Case3
フランジ1	2. 25Cr-1Mo	TP321	2. 25Cr-1Mo
フランジ2	TP321	TP321	2. 25Cr-1Mo
ガスケット	TP304-RJ	TP304-RJ	5Cr-RJ
ボルト/ナット	SNB16	SNB16	SNB16



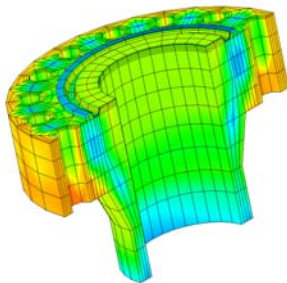
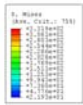
付図 10-1a フランジの相当応力 (18インチ) [スペーサー付き]

ウエザー  
シール  
取付直後

Case1

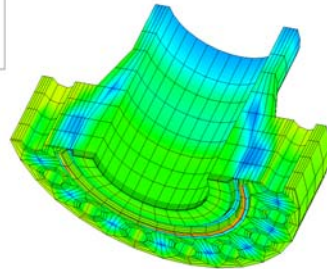
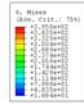


フランジ1

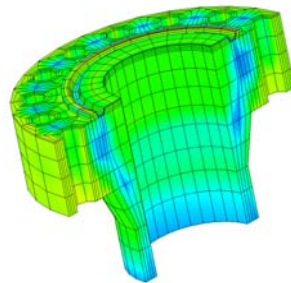
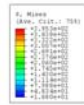


フランジ2

Case2

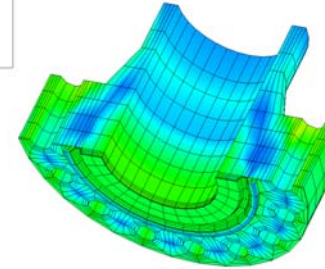
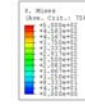


フランジ1

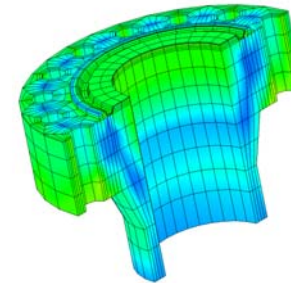
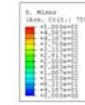


フランジ2

Case3

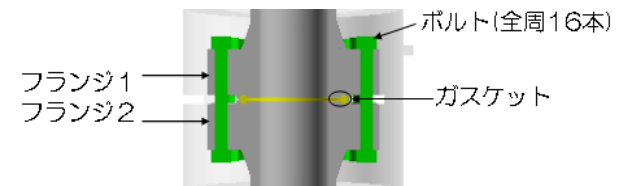


フランジ1



フランジ2

	Case1	Case2	Case3
フランジ1	2. 25Cr-1Mo	TP321	2. 25Cr-1Mo
フランジ2	TP321	TP321	2. 25Cr-1Mo
ガスケット	TP304-RJ	TP304-RJ	5Cr-RJ
ボルト/ナット	SNB16	SNB16	SNB16



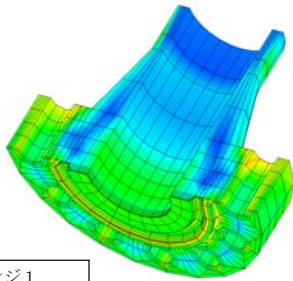
付図 10-1b フランジの相当応力 (18インチ) [スペーサー無し]



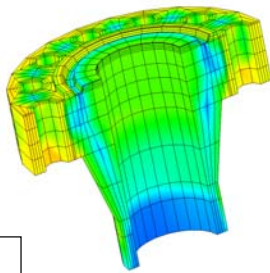
フランジの相当応力 12B 締付力最大

Case1

ウエザ  
ーシ  
ール  
取  
付  
直  
後

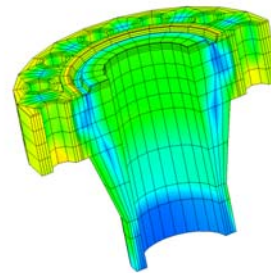
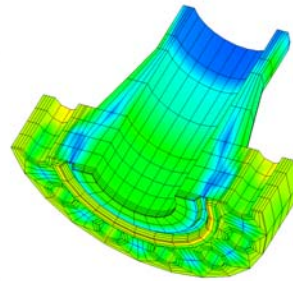


フランジ1

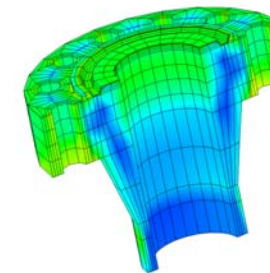
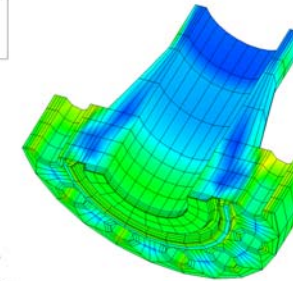


フランジ2

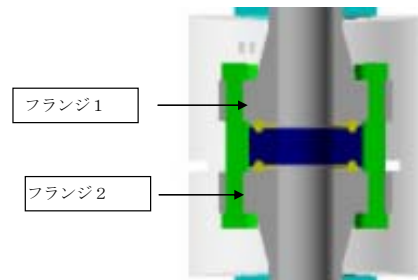
Case2



Case3



	Case1	Case2	Case3
フランジ1	2. 25Cr-1Mo	TP321	2. 25Cr-1Mo
フランジ2	TP321	TP321	2. 25Cr-1Mo
ガスケット	TP304-RJ	TP304-RJ	5Cr-RJ
ボルト/ナット	SNB16	SNB16	SNB16



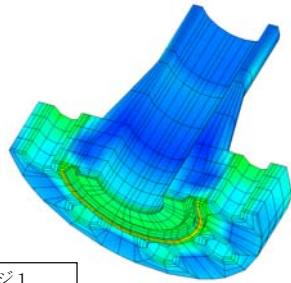
付図 10-2a フランジの相当応力 (12 インチ) [スペーサー付き]



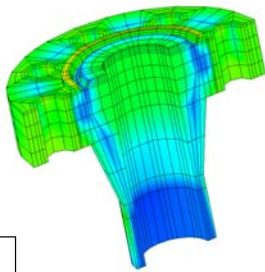
フランジの相当応力 6B 締付力最大

Case1

ウエザ  
ーシ  
ール  
取  
付  
直  
後

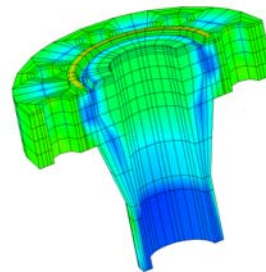
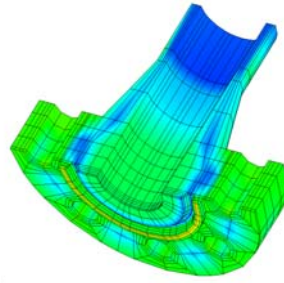


フランジ1

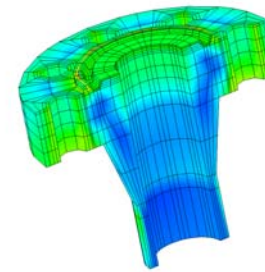
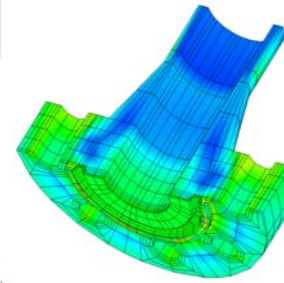


フランジ2

Case2



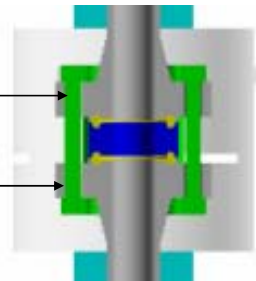
Case3



	Case1	Case2	Case3
フランジ1	2. 25Cr-1Mo	TP321	2. 25Cr-1Mo
フランジ2	TP321	TP321	2. 25Cr-1Mo
ガスケット	TP304-RJ	TP304-RJ	5Cr-RJ
ボルト/ナット	SNB16	SNB16	SNB16

フランジ1

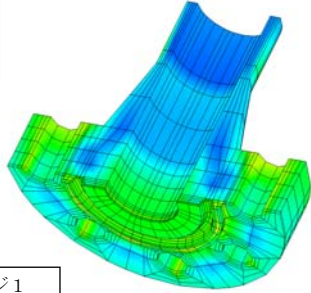
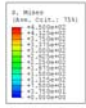
フランジ2



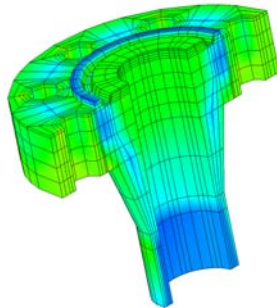
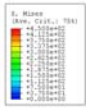
付図 10-3a フランジの相当応力 (6インチ) [スペーサー付き]

ウエザーシール取付直後

Case1

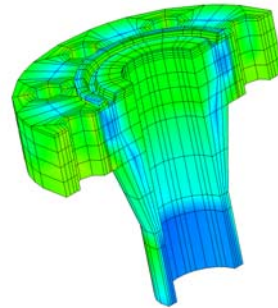
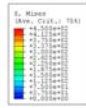
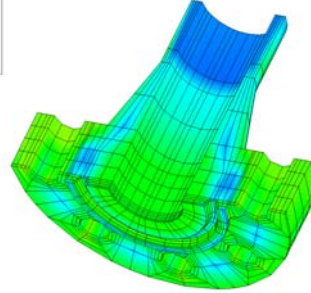
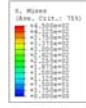


フランジ1

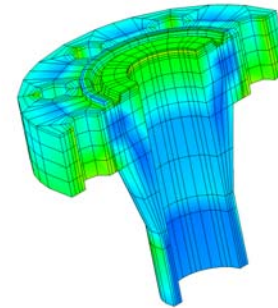
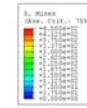
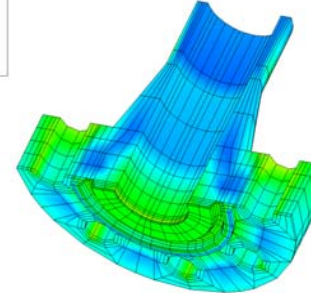
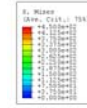


フランジ2

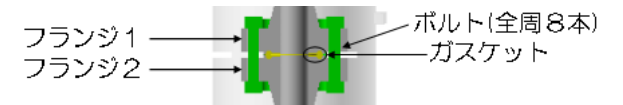
Case2



Case3



	Case1	Case2	Case3
フランジ1	2. 25Cr-1Mo	TP321	2. 25Cr-1Mo
フランジ2	TP321	TP321	2. 25Cr-1Mo
ガスケット	TP304-RJ	TP304-RJ	5Cr-RJ
ボルト/ナット	SNB16	SNB16	SNB16



付図 10-3b フランジの相当応力 (6インチ) [スペーサー無し]

## (付属書-11) ウェザー・シールの影響

熱影響を受けるフランジ継手の場合、ウェザー・シールの与える影響は無視できない。しかしながら、ウェザー・シールとはどういう形のものであるべきか標準化されたものはあまり存在していないのが現状である。

ここではウェザー・シールの影響について基本的で且つ極端な条件にて解析し、工事管理上の知見を得ようと試みた。

熱影響は色々な条件に対しそれぞれ異なる結果が得られることから、これら少ない解析結果のみでウェザー・シールの標準化は困難と判断せざるを得ない。解析事例をさらに多くすることで、今後ウェザー・シールに関するガイドラインの作成が望まれる。

### 1. ウェザー・シールの取付け時期の影響

ウェザー・シールの取付け時期を運転温度ができるだけ低い時期にするほど、熱影響をできるだけ少なくする効果があると考えられるが、その効果がどの程度あるのか解析により確認しておくことは工事施工管理に役立つ。

解析の対象は、18 インチ JPI 2500 相当フランジの材質構成ケース-1(フランジ材質：2.25Cr-1Mo/TP321)で最大締付力にて締付けた場合とし、反応塔と配管を接続するフランジ継手を想定し選定した。但し、スペーサー付きのもので行った。

又、最大の効果が得られるようウェザー・シールの取付け時期を運転開始前の初期の段階からとし、解析を試みた。

付図 11-1a にボルト軸応力への影響、付図 11-2a にガスケット平均面圧への影響、付図 11-3a にガスケットの塑性ひずみへの影響、付図 11-4a にリング溝の塑性ひずみへの影響を示す。

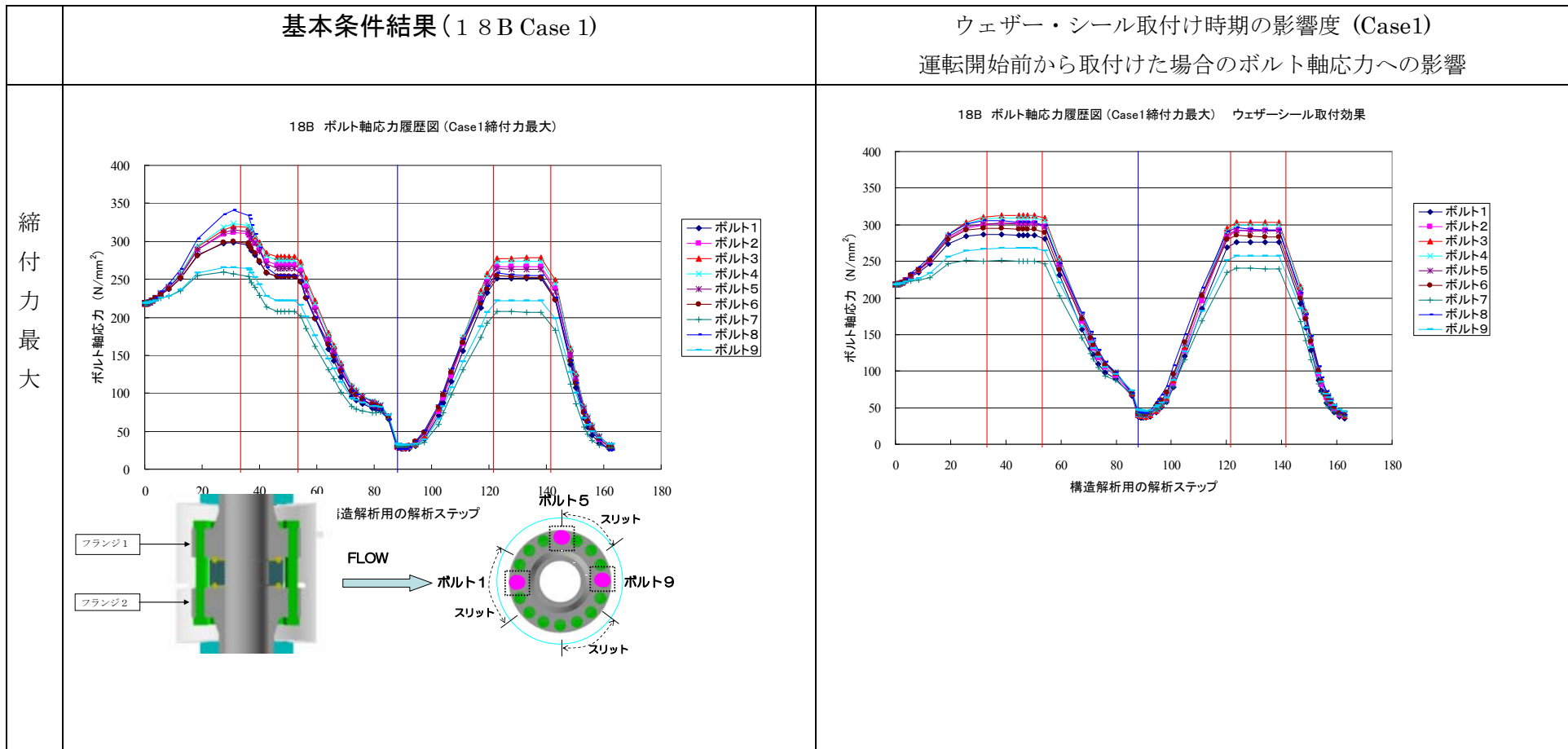
付図 11-1a に示されるボルト軸応力において、運転開始前の初期の段階からウェザー・シールを取付けた場合、定常運転温度に達した時点で  $340\text{N/mm}^2$  から  $310\text{N/mm}^2$  とほんの僅かボルト軸応力値を下げるに留まっている。

ともに1回目の定常運転温度に達する時点で発生する最大ボルト軸応力は2回目の定常運転に達した時点のボルト軸応力と等しくなるが、運転開始前の初期の段階からウェザー・シールを取付けた場合の方が  $270\text{N/mm}^2$  から  $300\text{N/mm}^2$  と少し高い値で維持される変化を見せている。

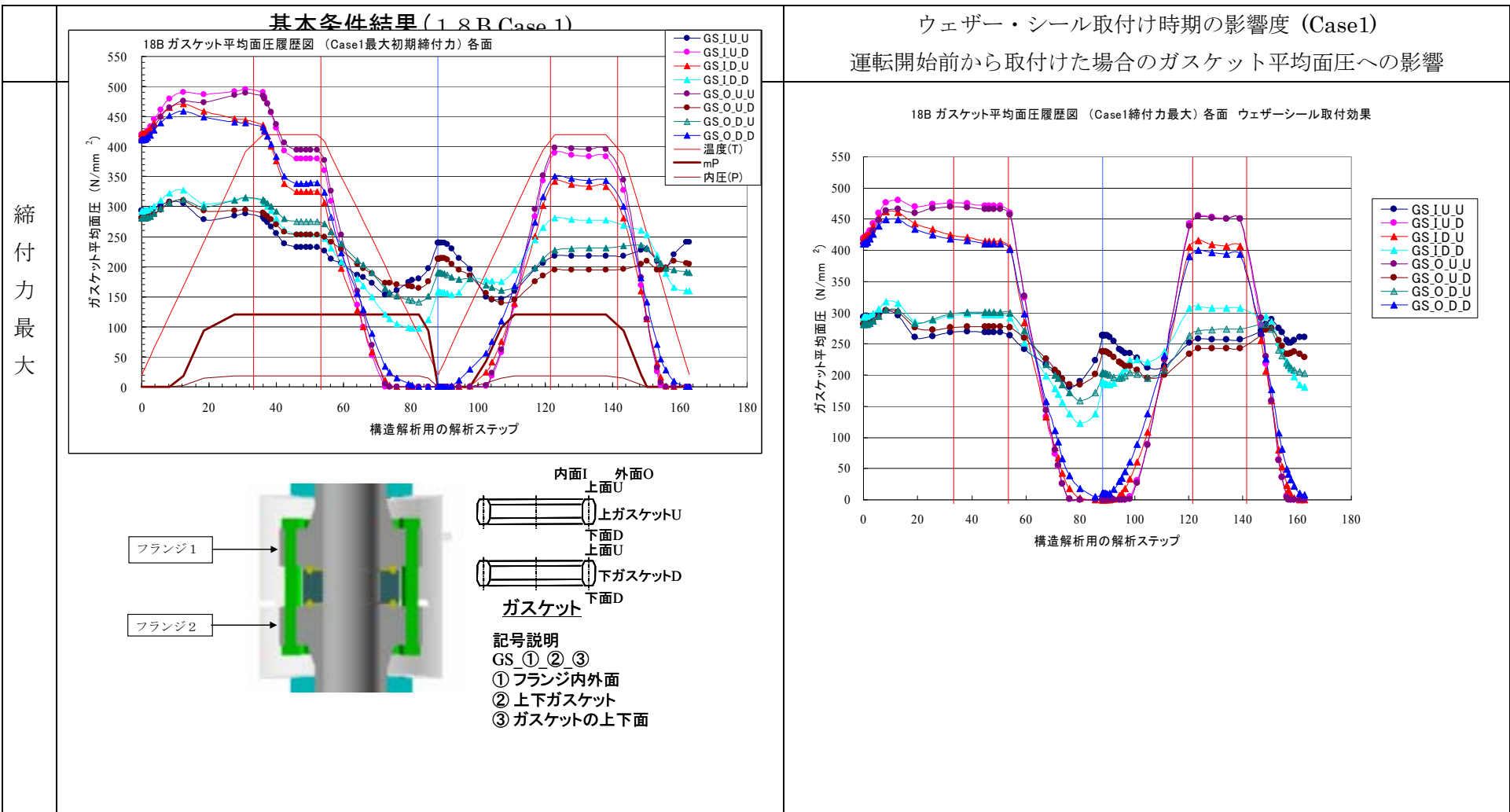
又、シャット・ダウン時の残留ボルト軸応力も若干ではあるが高い値となっている。

付図 11-2a のガスケット平均面圧においては、フランジの倒れの影響により面圧が皆無になる現象を避けることはできず、面圧が皆無になる期間の減少に留まった。

図 11-3a および 図 11-4a のガスケットおよびガスケット溝の塑性変形量は、ともに若干（10%程度）ではあるが小さくする効果は確認できた。



付図 11-1a ウェザー・シールを運転開始前から取付けた場合のボルト軸応力への影響 [スペーサー付き]

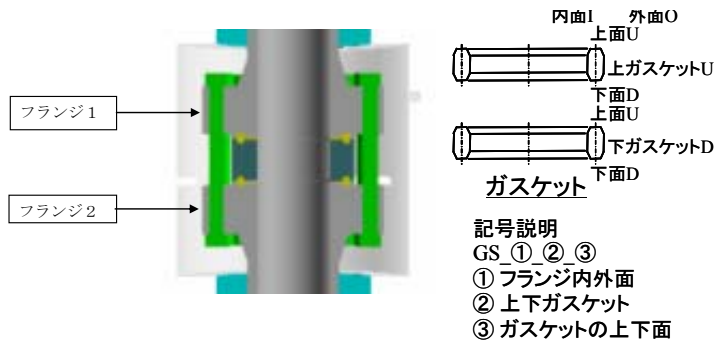
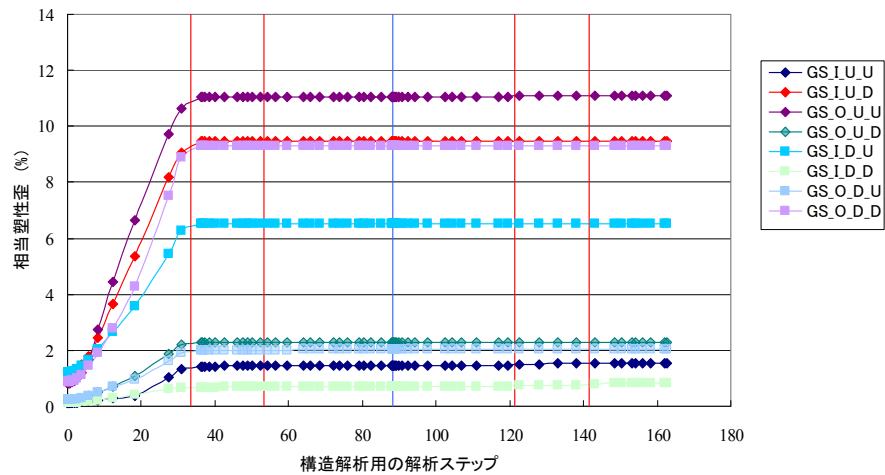


付図 11-2a ウェザー・シールを運転開始前から取付けた場合のガasket平均面圧への影響 [スペーサー付き]



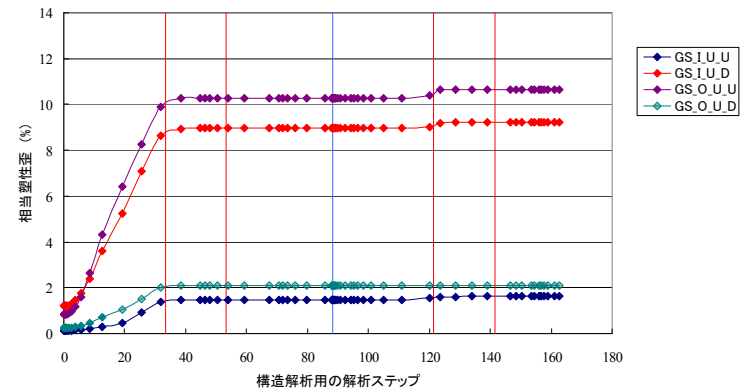
締付力最大

相当塑性歪分布図 18B Case1 締付力最大 (ガスケット)

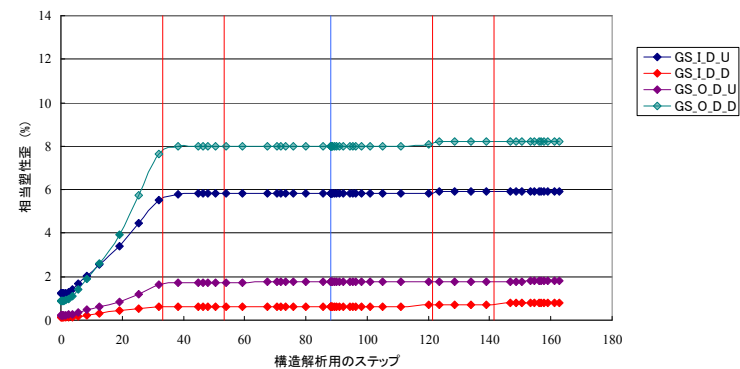


運転開始前から取付けた場合のガスケットの塑性ひずみへの影響

相当塑性歪分布図 18B Case1 締付力最大 ウェザーシール取付効果 (ガスケット上側)



相当塑性歪分布図 18B Case1 締付力最大 ウェザーシール取付効果 (ガスケット下側)

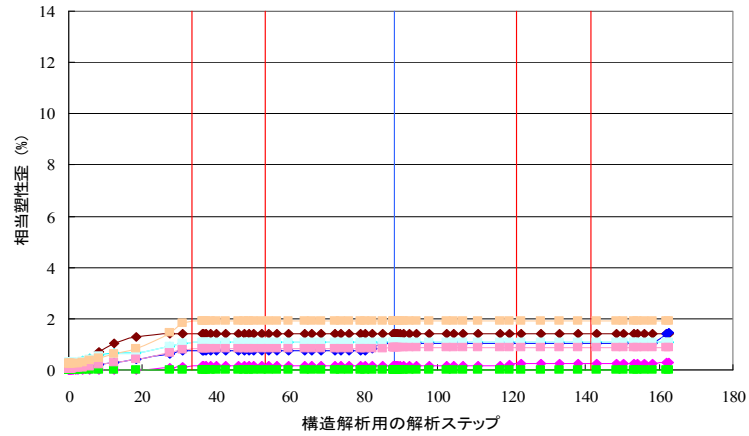


塑性ひずみは対象とする部位の局部最大値を示す。

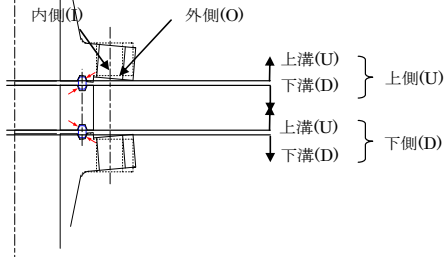
付図 11-3a ウェザー・シールを運転開始前から取付けた場合のガスケットの塑性ひずみへの影響 [スペーサー付き]

締付力最大・溝

相当塑性歪分布図 18B Case1 締付力最大 (溝)

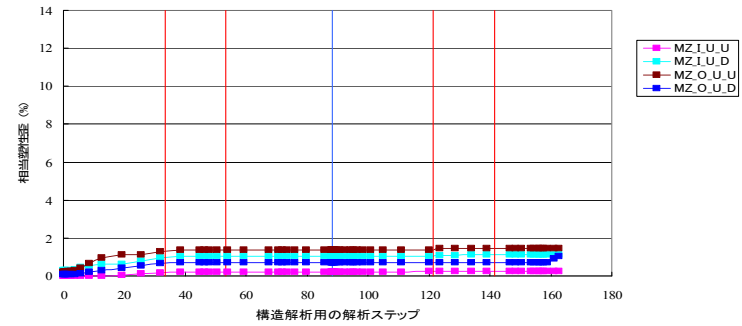


記号説明 : MZ\_(内側 I/外側 O)\_(上側 U/下側 D)\_(上溝 U/下溝 D)

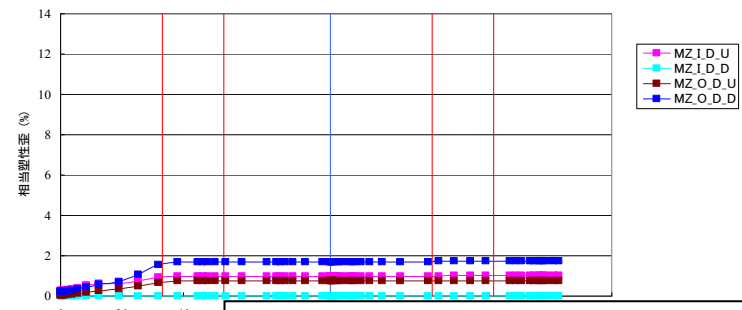


スタートアップ(常温)から取り付けた場合のシャットダウン時のガスケット面圧低下の程度を評価する。

相当塑性歪分布図 18B Case1 締付力最大 ウェザーシール取付効果(溝上側)



相当塑性歪分布図 18B Case1 締付力最大 ウェザーシール取付効果(溝下側)



塑性ひずみは対象とする部位の局部最大値を示す。

付図 11-4a ウェザー・シールを運転開始前から取付けた場合のリング溝の塑性ひずみへの影響 [スペーサー付き]

## 2. ウェザー・シールのスリットおよびガス抜きの影響

次にウェザー・シールのスリットおよびガス抜きの影響度を、下記の基本的で且つ極端な条件にて解析し検討した。

	<u>スリット</u>	<u>ガス抜き</u>	
基本ケース	有	有	
ケース-A	無	無	(密閉型)
ケース-B	有	無	
ケース-C	無	有	

スリットとガス抜きの形状や位置はすべて基本ケースと同じとし、それぞれの有無の条件のみ変えた。

解析の対象は、取付け時期の場合と同様に 18 インチ JPI 2500 相当フランジの材質構成 ケース-1(フランジ材質: 2.25Cr-1Mo/TP321)で最大締付力にて締付けた場合とし、反応塔と配管を接続するフランジ継手を想定し選定した。但し、スペーサー無しのもので行い、ウェザー・シールの取付け時期は定常運転温度に達した時点としている。

付図 11-5b にフランジとボルトの温度分布、付図 11-6b にフランジとボルトの温度差、付図 11-7b にボルト軸応力の変動-1、付図 11-8b にボルト軸応力の変動-2、付図 11-9b にガスケット平均面圧への影響、付図 11-10b にガスケットの塑性ひずみへの影響、付図 11-11b にリング溝の塑性ひずみへの影響を示す。

付図 11-5b および付図 11-6b に示されるフランジとボルトの温度分布および温度差においては、スリット(有) + ガス抜き(有) の基本形状とスリット(有) + ガス抜き(無) が温度分布の仕方と温度差において類似した挙動を示し、もう一方のスリット(無) + ガス抜き(無) とスリット(無) + ガス抜き(有) が温度分布の仕方と温度差において別の形で類似した挙動を示す結果が得られた。

ウェザー・シール取付け直前の温度差はすべてのケースで 146°C と最大で、スリット(有) + ガス抜き(有) の基本形状とスリット(有) + ガス抜き(無) のウェザー・シール取付け後の定常運転時には 101°C (約 45°C の温度差の低下) と温度差を小さくし、スリット(無) + ガス抜き(無) とスリット(無) + ガス抜き(有) のウェザー・シール取付け後の定常運転時では 64°C (約 82°C の温度差の低下) と温度差をさらに小さくしている。

この今回の極端な解析条件においては、スリットの有無がウェザー・シールの影響を決定する主要因となっている。ガス抜きの有無の影響はほとんどないという結果となっているが、これ以外の解析においてスリットが存在している条件下でのガス抜き面積の影響は大きいという結果も得ているので、今後の追加解析が望まれる。

又、スリット(無) の場合は、予想される通りフランジやボルトの各方位間での温度差は無くなり均等になる。

付図 11-7b および付図 11-8b に示されるボルト軸応力の変動はフランジとボルトの温度差に追随しており、スリット(有) + ガス抜き(有) の基本形状の場合、ウェザー・

シール取付け直前に最大値約  $318\text{N/mm}^2$  が発生し、ウェザー・シール取付け後の定常運転時には約  $57\text{N/mm}^2$  と最大値から約 18%の応力の低下を示している。スリット（無）+ガス抜き（無）の場合は、最大値から約  $71\text{N/mm}^2$  と最大値から約 22%の応力の低下を、スリット（有）+ガス抜き（無）の場合は、最大値から約  $58\text{N/mm}^2$  と最大値から約 18%の応力の低下を、スリット（無）+ガス抜き（有）の場合は、最大値から約  $68\text{N/mm}^2$  と最大値から約 22%の応力の低下を示している。シャット・ダウン時に残留するボルト軸応力は全て約  $97\text{N/mm}^2$  でウェザー・シールの形状の影響を受けていない。これはウェザー・シールの取付け時期を定常運転温度に達した時点としていることから、もっとも熱影響の厳しい状態をすべてのケースで同じ条件で与えており、当然の結果と考えられる。

付図 11-9bに示されるガスケット平均面圧においては、材質構成ケース-1(フランジ材質：2.25Cr-1Mo/TP321)で解析を行っていることから、半径方向のフランジの熱伸び差の影響が表れている。

半径方向のフランジの熱伸び差に起因しているガスケット平均面圧の高い方(赤線)は、どの形状のウェザー・シールであってもウェザー・シール取付け直前に約  $440\text{N/mm}^2$  と最大値となり、ウェザー・シール取付け後の定常運転時には約  $350\text{N/mm}^2$  付近の値に低下しておりほとんど差異はない。しかしながら、もう一方のガスケット平均面圧の低い方(青線)の場合は、ガスケット平均面圧はすべてのケースでウェザー・シール取付け直前に約  $350\text{N/mm}^2$  と最大となるが、スリット（有）+ガス抜き（有）の基本形状とスリット（有）+ガス抜き（無）のウェザー・シール取付け後の定常運転時には約  $250\text{N/mm}^2$  に低下するのに対し、スリット（無）+ガス抜き（無）とスリット（無）+ガス抜き（有）のウェザー・シール取付け後の定常運転時にはフランジとボルトの温度差が小さくなったことに追随し約  $210\text{N/mm}^2$  と若干低下の度合いを大きくしていることが認められる。

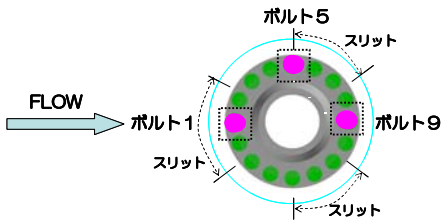
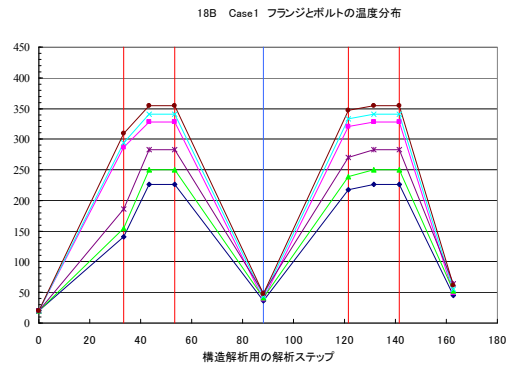
半径方向のフランジの熱伸び差に起因しているガスケット平均面圧の高い方(赤線)は、スリット（有）+ガス抜き（有）の基本形状とスリット（有）+ガス抜き（無）のウェザー・シールではシャット・ダウン完了時に平均面圧が最小値となっているが、スリット（無）+ガス抜き（無）とスリット（無）+ガス抜き（有）のウェザー・シールの場合の平均面圧最小値とほとんど差異はない。

シャット・ダウン完了時のボルト軸応力の残留値はすべて同じ値で漏洩の可能性は少ない結果となっているものの、このガスケットの平均面圧の挙動においては漏洩の可能性は比較的高い結果となることが確認ができたといえる。

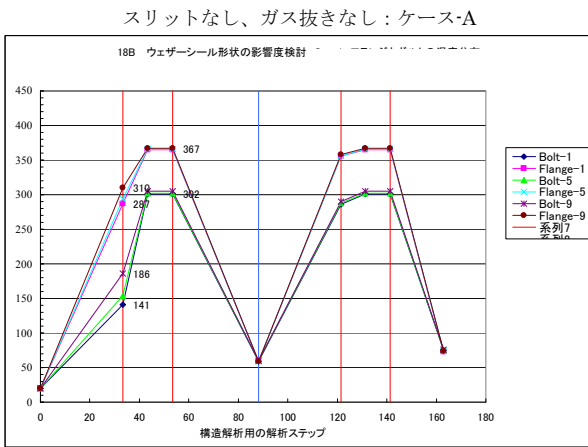
付図 11-10bおよび付図 11-11bに示されるガスケットおよびリング溝の塑性変形量は、いずれのウェザー・シールの形状でもほとんど差異はない。これはボルト軸力の変動において記した通り、ウェザー・シールの取付け時期を定常運転温度に達した時点としていることから、もっとも熱影響の厳しい状態をすべてのケースで同じ条件で与えており、当然の結果と考えられる。

基本：18B Case1

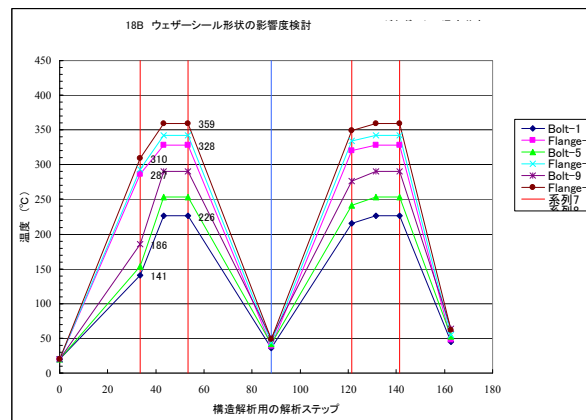
フランジとボルトとの温度分布



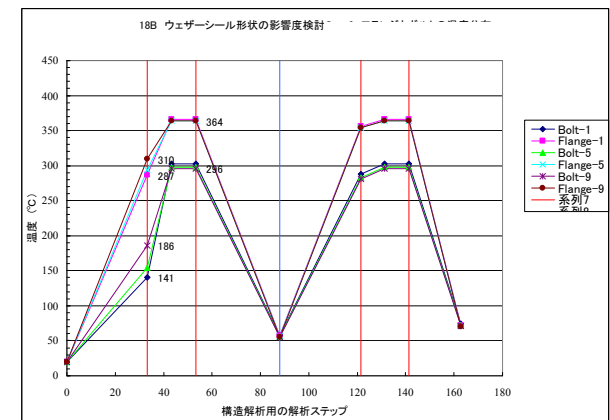
フランジとボルトとの温度分布



スリットあり、ガス抜きなし：ケース・B



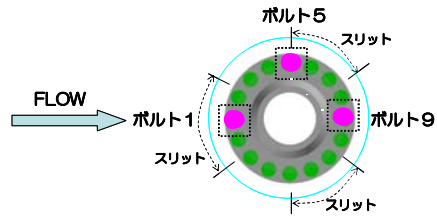
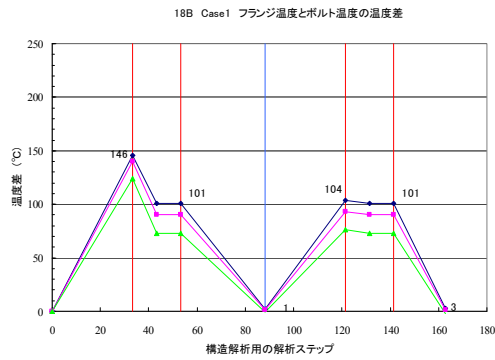
スリットなし、ガス抜きあり：ケース・C



付図 11-5b ウェザー・シール形状によるフランジとボルト温度分布への影響 [スペーサー無し]

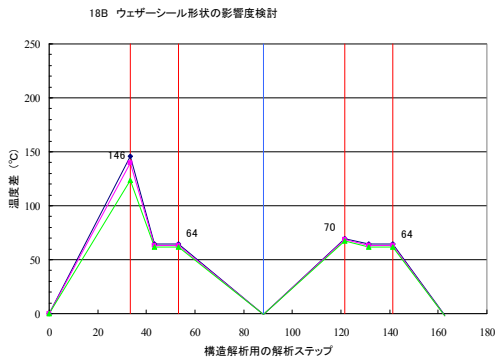
基本：18B Case1

フランジ温度とボルト温度の温度差

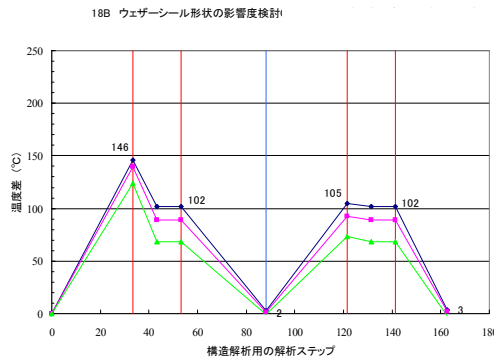


スリットなし、ガス抜きなし：ケース-A

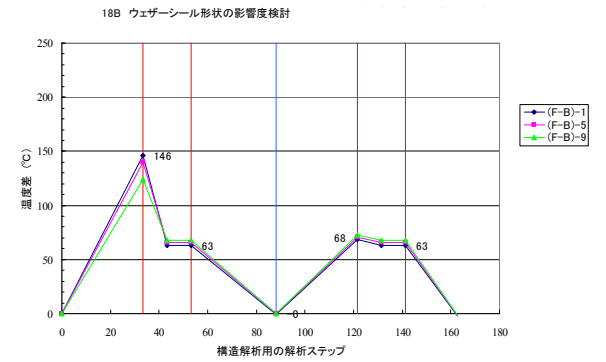
フランジ温度とボルト温度の温度差



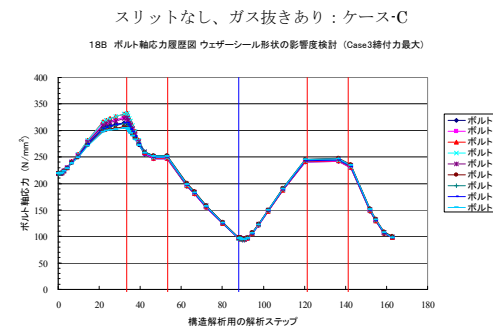
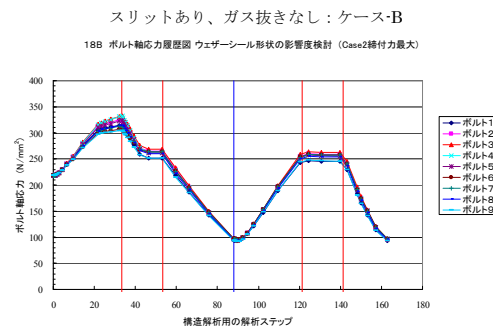
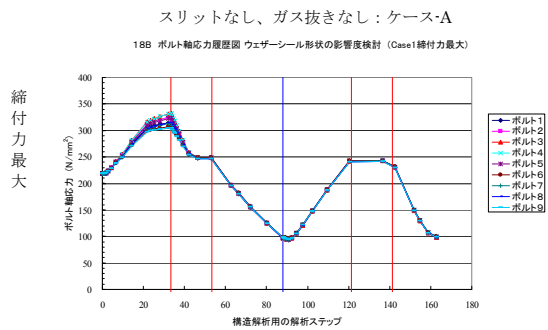
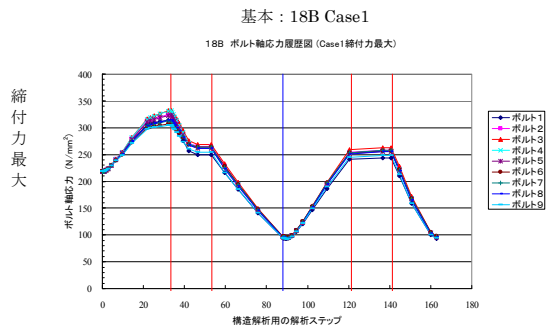
スリットあり、ガス抜きなし：ケース-B



スリットなし、ガス抜きあり：ケース-C

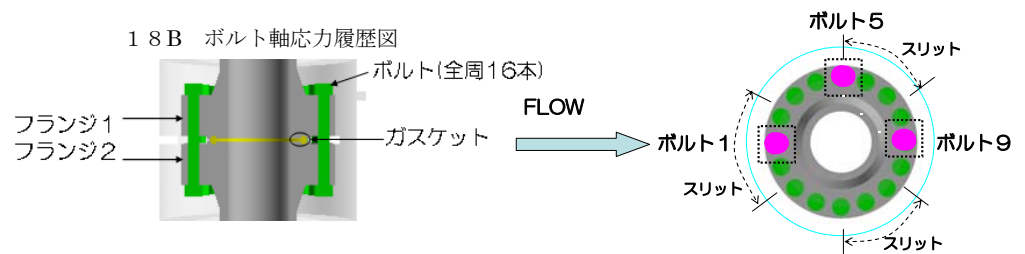


付図 11-6b ウェザー・シール形状によるフランジとボルトの温度差への影響 [スペーサー無し]



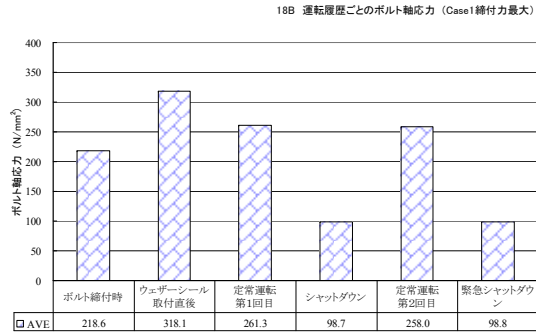
今回のウェザー・シール形状では、スリットの影響が大きく、ガス抜きの影響は小さいことがわかった。すなわち、スリットからの空気流入による冷却効果が高いことが示された。また、ボルト軸応力、ガスケット面圧に与える影響はいずれの場合においても、変化は非常にわずかであり、上部ガス抜きは不要とも考えられる。

	Case1	Case2	Case3
フランジ1	2. 25Cr-1Mo	TP321	2. 25Cr-1Mo
フランジ2	TP321	TP321	2. 25Cr-1Mo
ガスケット	TP304-RJ	TP304-RJ	5Cr-RJ
ボルト/ナット	SNB16	SNB16	SNB16

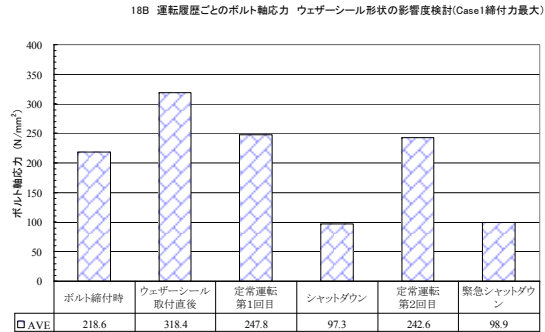


付図 11-7b ウェザー・シール形状によるボルト軸応力への影響-1 [スペーサー無し]

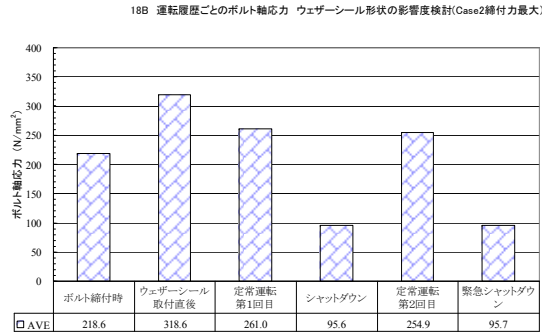
追加解析：ウェザーシール形状の影響度検討 運転履歴ごとのボルト軸応力  
基本：18B Case1



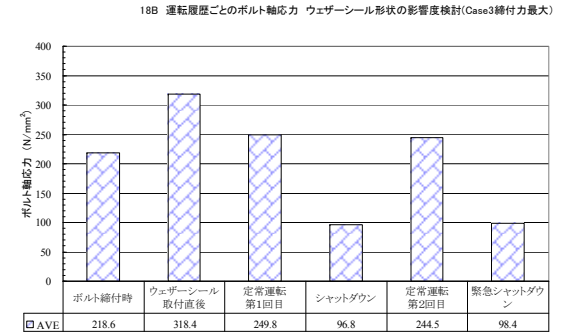
スリットなし、ガス抜きなし：ケース-A



スリットあり、ガス抜きなし：ケース-B



スリットなし、ガス抜きあり：ケース-C



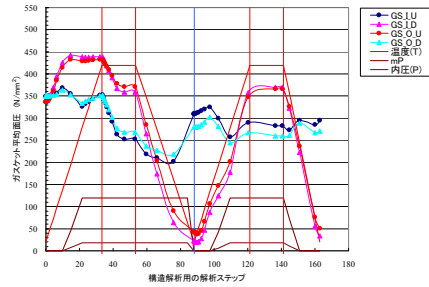
付図 11-8b ウェザー・シール形状によるボルト軸応力への影響-2 [スペーサー無し]



基本：18B Case1 を対象

18B ガasket平均面圧履歴図 (Case1 締付力最大) 各面

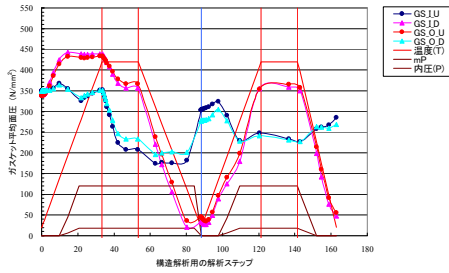
締結力最大



スリットなし、ガス抜きなし：ケース-A

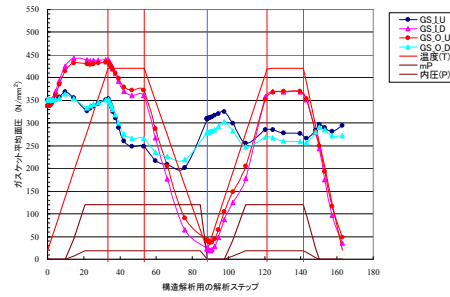
18B ガasket平均面圧履歴図 ウェザーシールの影響度検討 (CaseA 締付力最大) 各面

締結力最大



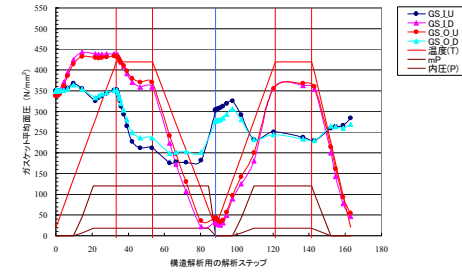
スリットあり、ガス抜きなし：ケース-B

18B ガasket平均面圧履歴図 ウェザーシールの影響度検討 (CaseB 締付力最大) 各面



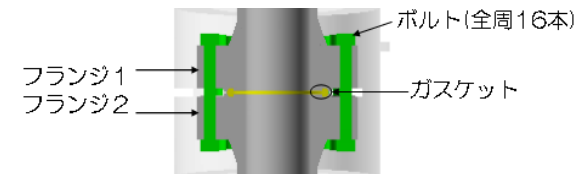
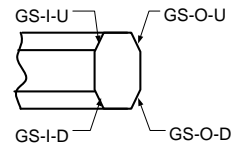
スリットなし、ガス抜きあり：ケース-C

18B ガasket平均面圧履歴図 ウェザーシールの影響度検討 (CaseC 締付力最大) 各面



	Case1	Case2	Case3
フランジ1	2. 25Cr-1Mo	TP321	2. 25Cr-1Mo
フランジ2	TP321	TP321	2. 25Cr-1Mo
ガスケット	TP304-RJ	TP304-RJ	5Cr-RJ
ボルト/ナット	SNB16	SNB16	SNB16

18B ガasket平均面圧履歴図

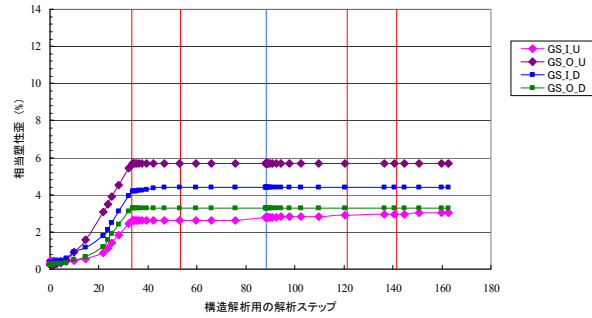


付図 11-9b ウェザー・シール形状によるガスケット平均面圧への影響 [スペーサー無し]

基本：18B Case1

相当塑性歪分布図 18B Case1 締付力最大（ガスケット）

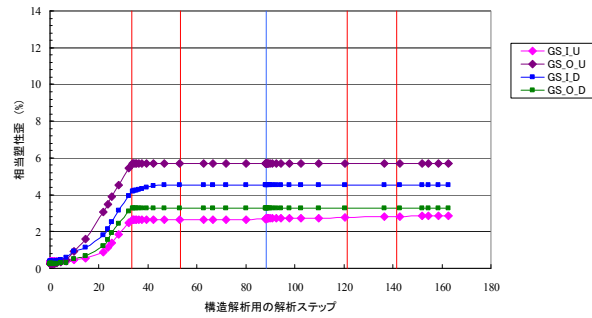
ガスケット側



スリットなし、ガス抜きなし：ケース-A

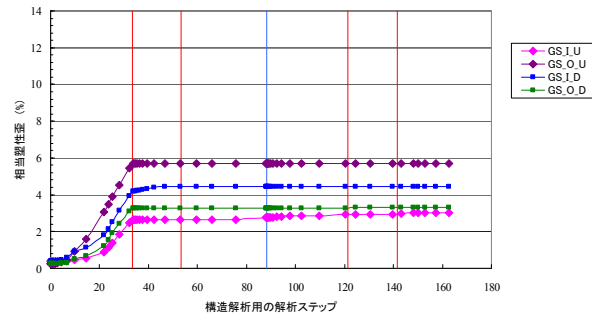
相当塑性歪分布図 18B ウェザーシールの検討 Case1 締付力最大（ガスケット）

ガスケット側



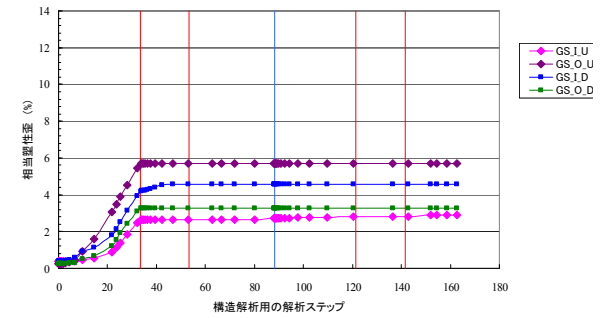
スリットあり、ガス抜きなし：ケース-B

相当塑性歪分布図 18B ウェザーシールの検討 Case2 締付力最大（ガスケット）

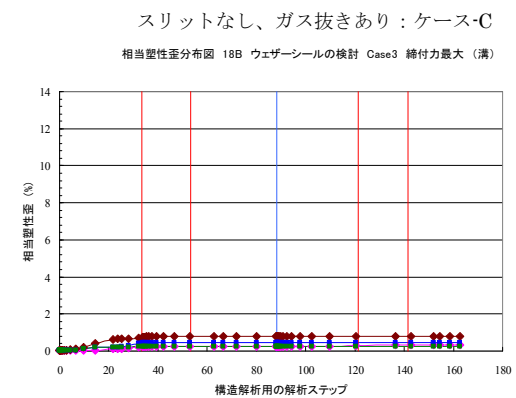
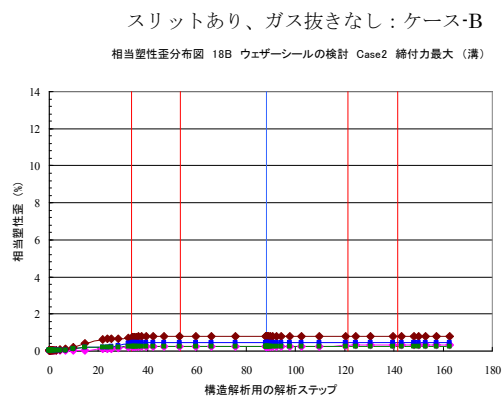
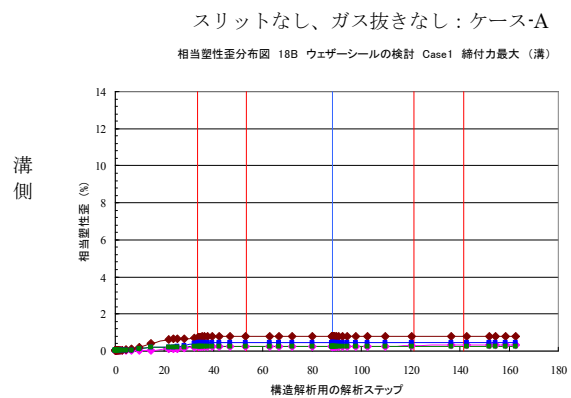
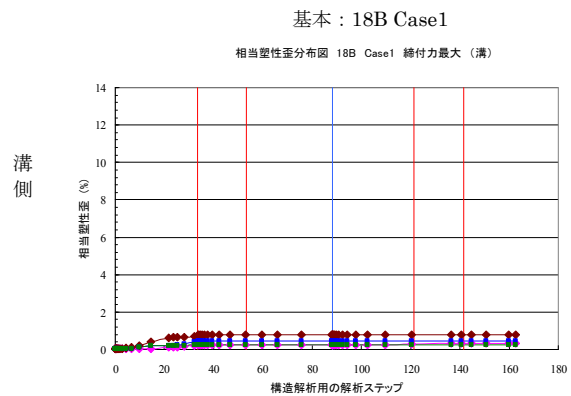


スリットなし、ガス抜きあり：ケース-C

相当塑性歪分布図 18B ウェザーシールの検討 Case3 締付力最大（ガスケット）



付図 11-10b ウェザー・シール形状によるガスケットの塑性ひずみへの影響 [スペーサー無し]



付図 11-11b ウェザー・シール形状によるリング溝の塑性ひずみへの影響 [スペーサー無し]

## (付属書-12) コールドボルティングの効果

片方あるいは両方のフランジがオーステナイト系ステンレス鋼でボルトが低合金鋼の異材フランジ継手の場合、降温時の温度低下に伴うボルト締付力の低減度が大きく、圧力が保持された状況において条件によって漏洩発生の危険性がある。

この時、経験的に降温時あるいは再スタートアップ前にコールドボルティングを実施し漏洩防止を図ることがあるが、その効果がどの位あるか解析により確認しておくことは工事施工管理に役立つと考え実施した。

### 1. コールドボルティングの影響と効果

解析の対象は、18 インチ JPI 2500 相当フランジの材質構成ケース-1(フランジ材質：2.25Cr-1Mo/TP321)で最大締付力にて締付けた場合の、反応塔と配管を接続するフランジ継手を想定し選定した。但し、スパーサー付きのもので実施した。

まず、コールドボルティングは常温で実施されることが多いと考え、2 回目の熱サイクルを開始する前の時点でコールドボルティングを実施した場合の解析結果を、付図 12-1a にボルト軸応力への影響、付図 12-2a にガスケット平均面圧への影響、付図 12-3a にガスケットの塑性ひずみへの影響、付図 12-4a にリング溝の塑性ひずみへの影響を示す。尚、ウェザー・シールは、コールドボルティング実施した時点から 2 回目の通常運転温度に達した時点までは取外した状態としている。

この場合、2 回目の通常運転温度に達した時点でのボルト軸応力、ガスケット平均面圧は明らかに 1 回目の通常運転温度に達した時点より高い値を示し、ガスケットおよびリング溝の塑性ひずみも累積する結果を得た。

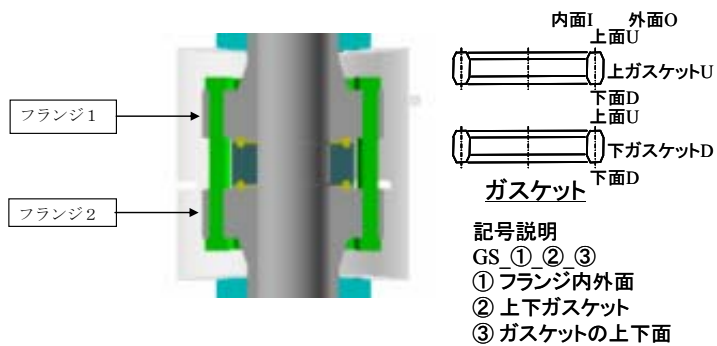
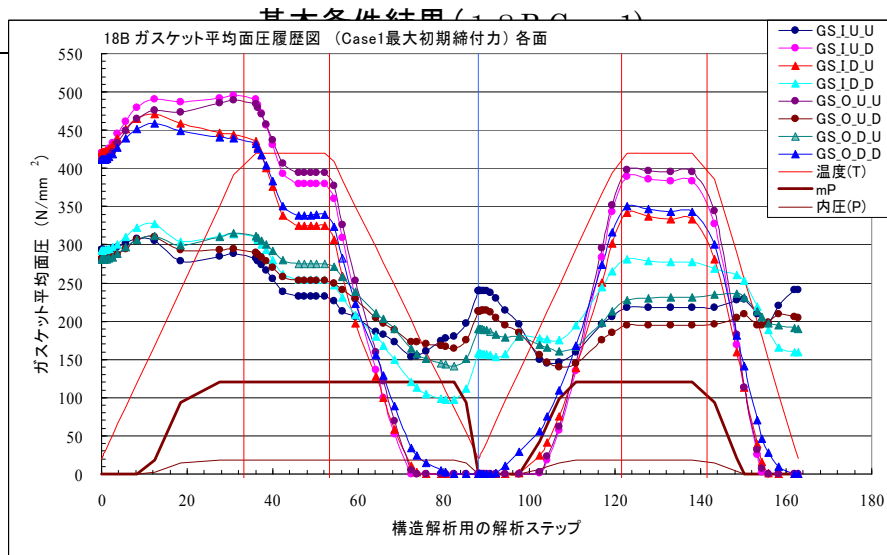
これは、フランジ継手を取外しの有無にかかわらず、常温での締付けを繰り返せばガスケットおよびリング溝の塑性ひずみが累積することを改めて確認したことを意味する。

次に、コールドボルティングが必要な時期として解析上は明らかにガスケット平均面圧がシールに必要な面圧 (mP) を下まわる時点と特定でき、この時点でコールドボルティングを実施した場合の解析結果を、付図 12-5a にボルト軸応力への影響、付図 12-6a にガスケット平均面圧への影響、付図 12-7a にガスケットの塑性ひずみへの影響、付図 12-8a にリング溝の塑性ひずみへの影響を示す。

コールドボルティングを実施した場合でも、温度が高い状態での締付では熱影響により温度低下に伴い引き続きボルト締付力の低下が生じるので注意が必要で、締付け時の温度が高すぎても、あるいは、締付の適切な時期を逸し温度が低すぎても、圧力の条件によっては漏洩の可能性がある。しかも、解析上はコールドボルティングが必要な時期を決定できるが、実際には熱影響に及ぼす因子は複雑に絡み合っていることから、容易にガスケット平均面圧がシールに必要な面圧 (mP) を下まわる時点の特定ができないことを認識しておく必要がある。

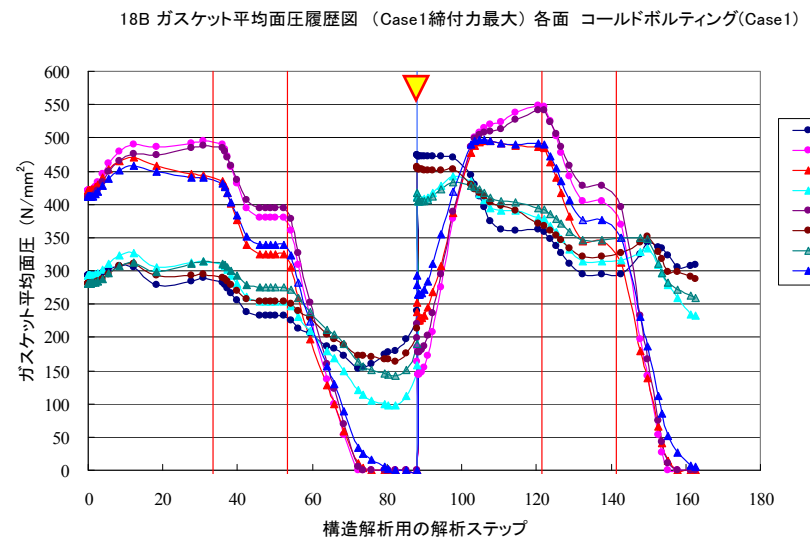


縮付力最大



### コールドボルティングの効果 (Case1)

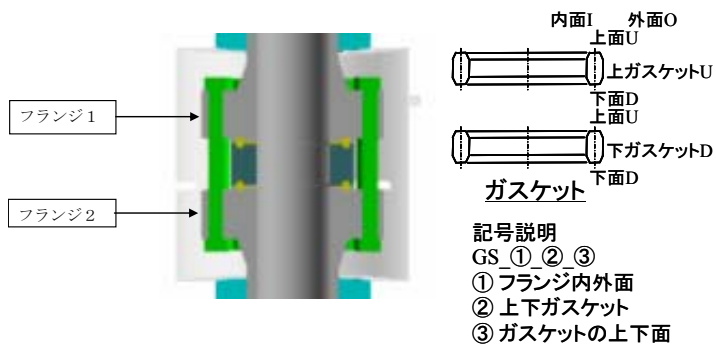
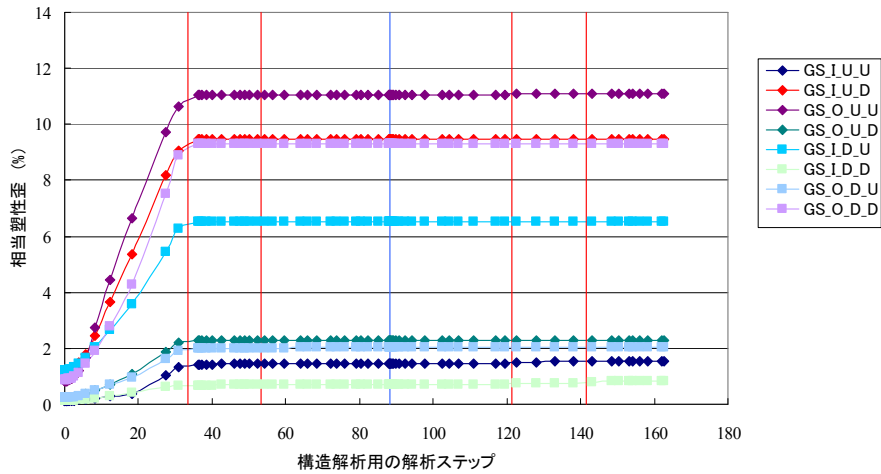
コールドボルティングによる塑性ひずみの累積の程度を評価する。  
[シャット時にコールドボルティング]



付図 12-2a コールドボルティングによるガスケット平均面圧への影響-1 [スペーサー付き]

締付力最大・ガスケット

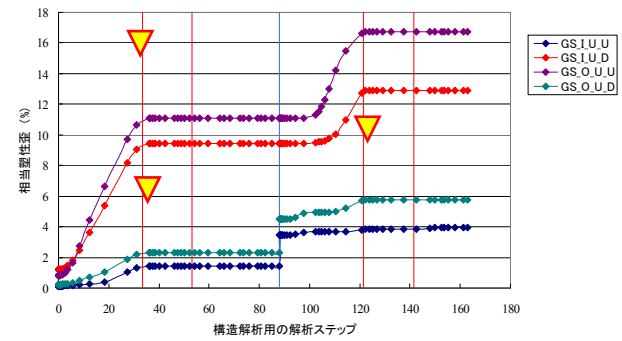
相当塑性歪分布図 18B Case1 締付力最大 (ガスケット)



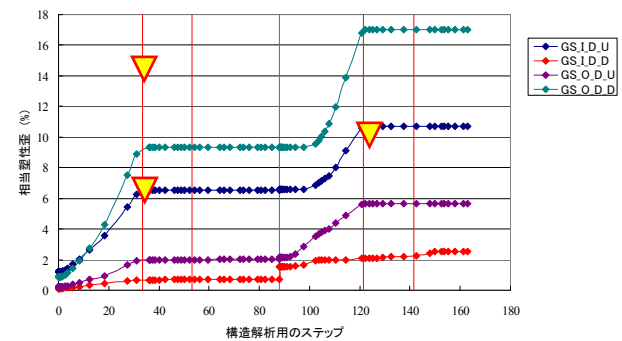
コールドボルディングの効果 (Case1)

コールドボルディングによる塑性ひずみの累積の程度を評価する。  
[シャット時にコールドボルディング]

相当塑性歪分布図 18B Case1 締付力最大 コールドボルディング (ガスケット上側)



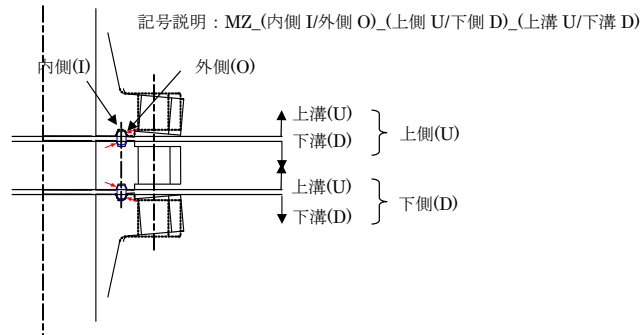
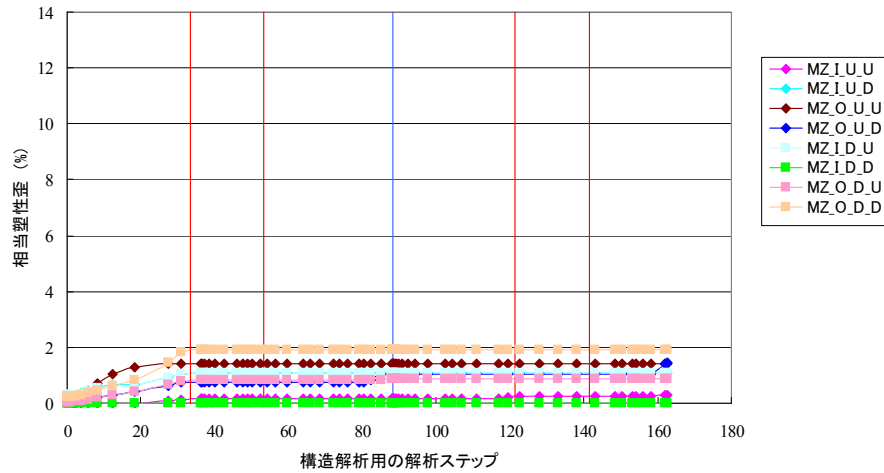
相当塑性歪分布図 18B Case1 締付力最大 コールドボルディング (ガスケット下側)



付図 12-3a コールドボルディングによるガスケットの塑性ひずみへの影響-1 [スペーサー付き]

縮付力最大・溝

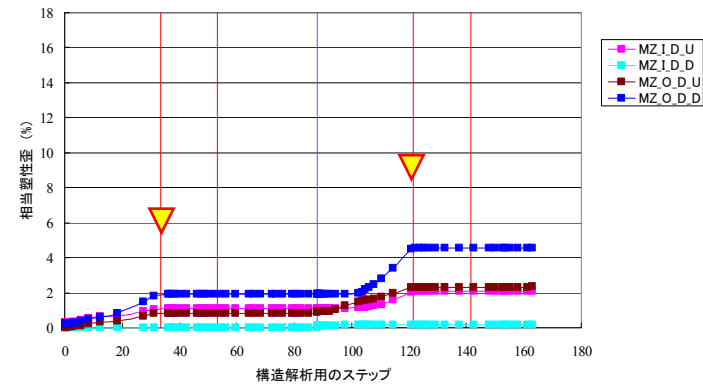
相当塑性歪分布図 18B Case1 縮付力最大 (溝)



コールドボルティングの効果 (Case1)

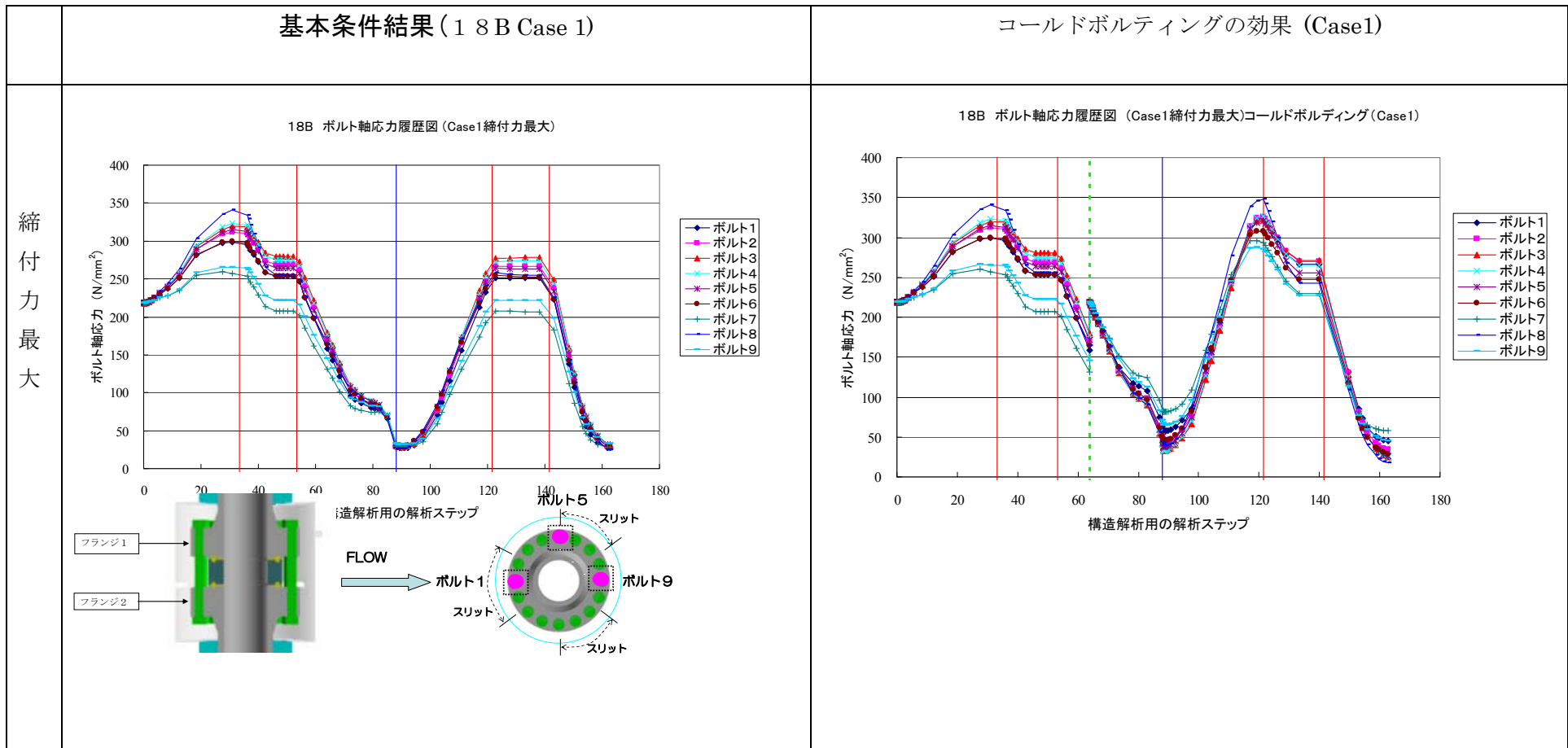
コールドボルティングによる塑性ひずみの累積の程度を評価する。  
[シャット時にコールドボルティング]

相当塑性歪分布図 18B Case1 縮付力最大 コールドボルティング(溝下側)



付図 12-4a コールドボルティングによるリング溝の塑性ひずみへの影響-1 [スペーサー付き]

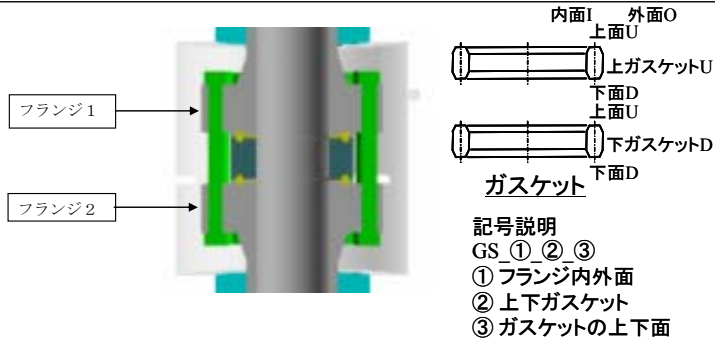
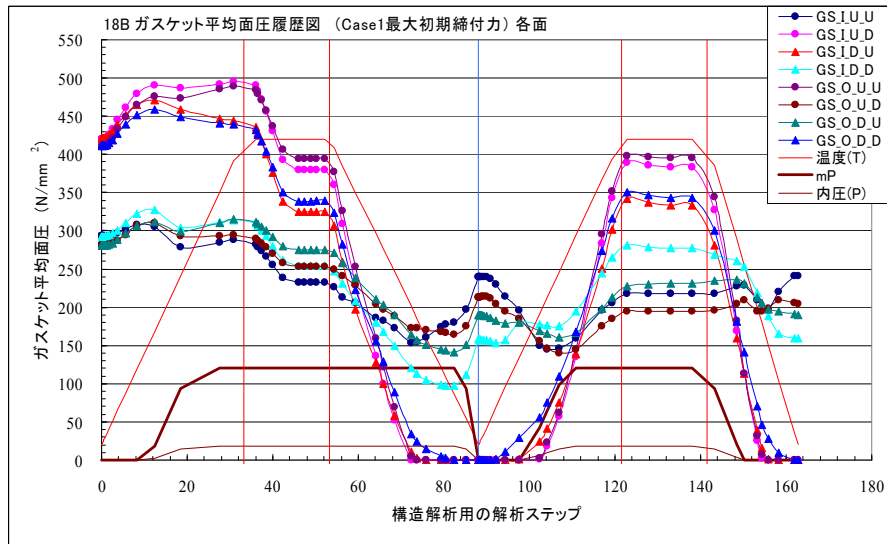




付図 12-5a コールドボルディングによるボルト軸応力への影響-2 [スペーサー付き]

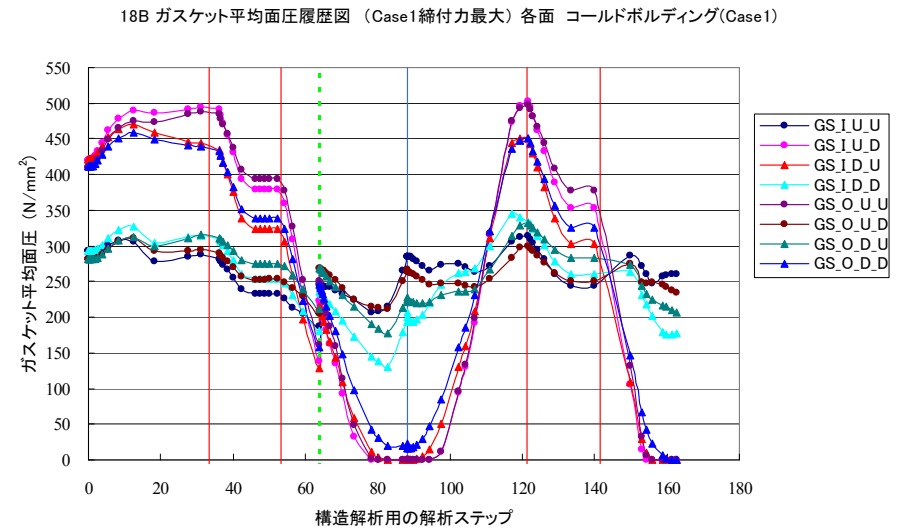
基本条件結果 (18B Case 1)

縮付力最大



コールドボルディングの効果 (Case1)

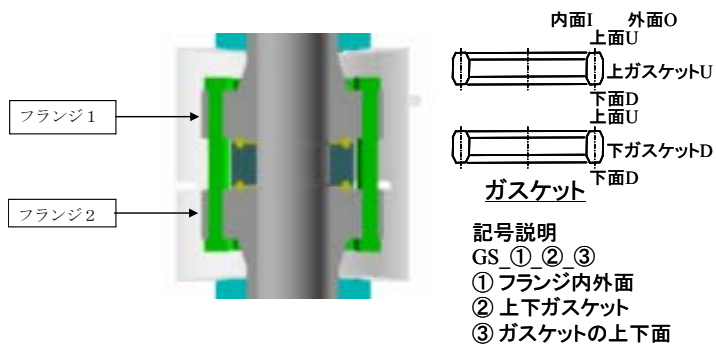
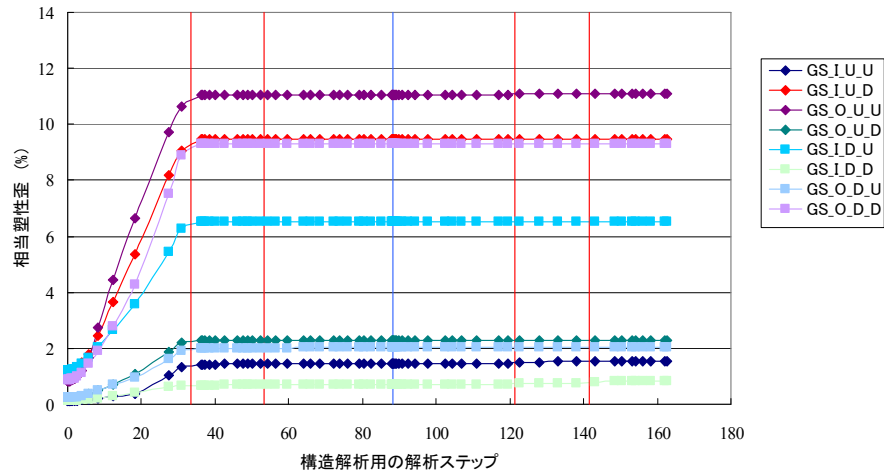
ガスケット面圧が所要面圧(mP)に達したときに初期縮付力に増し締め



付図 12-6a コールドボルディングによるガスケット平均面圧への影響-2 [スペーサー付き]

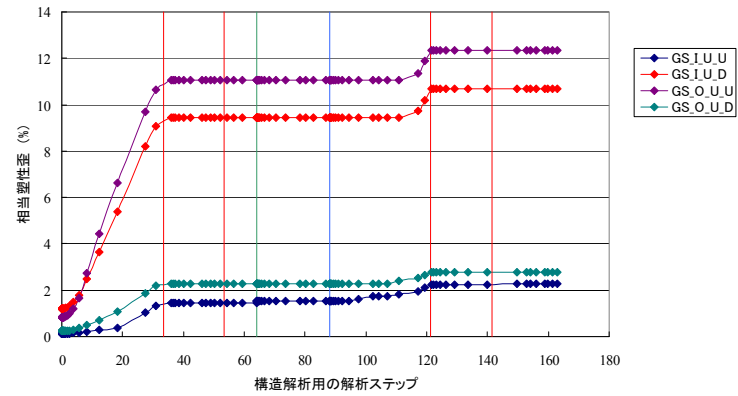
締付力最大・ガスケット

相当塑性歪分布図 18B Case1 締付力最大 (ガスケット)

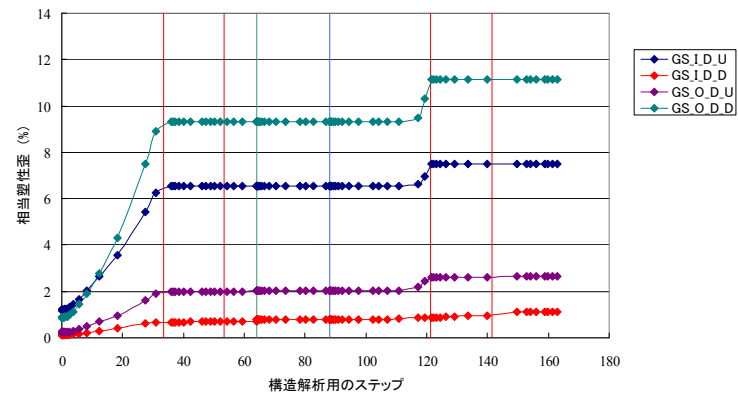


コールドボルディングの効果 (Case1)

相当塑性歪分布図 18B Case1 締付力最大 コールドボルディング (ガスケット上側)



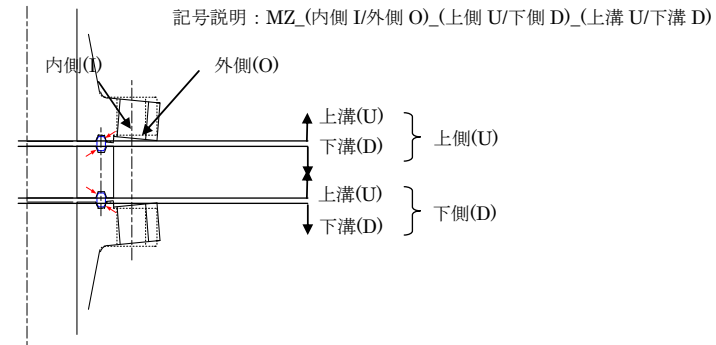
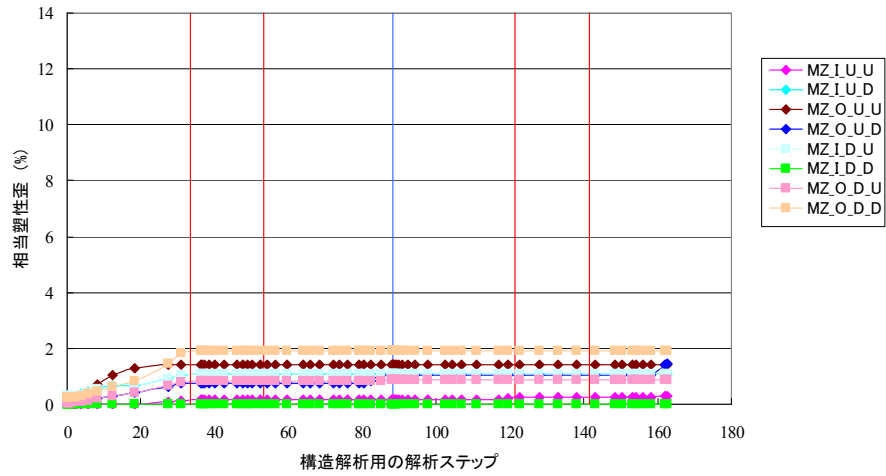
相当塑性歪分布図 18B Case1 締付力最大 コールドボルディング (ガスケット下側)



付図 12-7a コールドボルディングによるガスケットの塑性ひずみへの影響-2 [スペーサー付き]

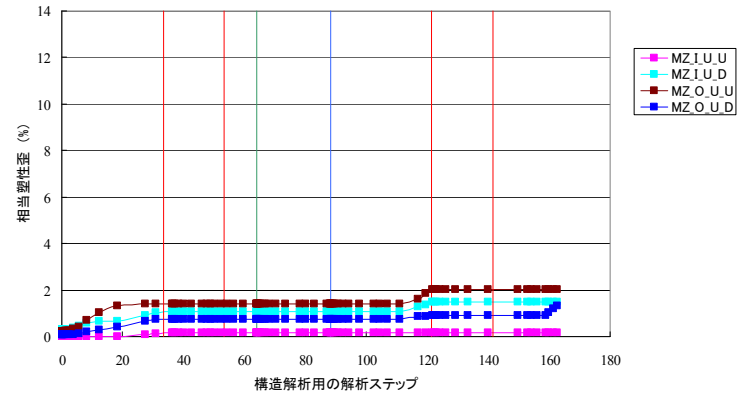
縮付力最大・溝

相当塑性歪分布図 18B Case1 縮付力最大 (溝)

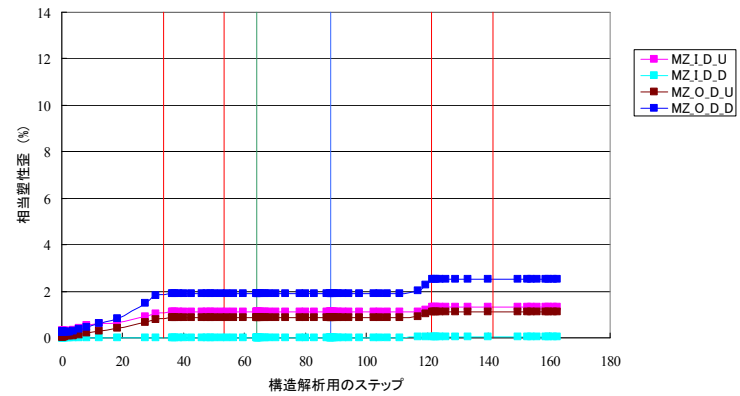


コールドボルディングの効果 (Case1)

相当塑性歪分布図 18B Case1 縮付力最大 コールドボルディング (溝上側)



相当塑性歪分布図 18B Case1 縮付力最大 コールドボルディング (溝下側)



付図 12-8a コールドボルディングによるリング溝の塑性ひずみへの影響-2 [スペーサー付き]

## (付属書-13) 皿バネの影響と採用可否検討

JPI で定める適正締付力の範囲内の如何なる初期荷重の設定をおこなっても、今回対象としたフランジ継手の場合の温度上昇に伴うフランジとボルトの熱伸び差および熱影響によるボルト軸応力の変動は大きく、フランジ継手系の構成要素の弾性変形によるバネ効果のみでは到底吸収できるものではなくリングジョイントガスケットおよびリング溝に塑性変形を生じさせている。

今回対象としたフランジ継手の場合の温度上昇に伴うフランジとボルトの熱伸び差を吸収でき、熱影響によるボルト軸応力の変動を小さく緩和できるのは、ボルト材質をフランジと同じオーステナイト系ステンレス鋼に近い線膨張係数を持つ SA453-660A とすること、あるいは、皿バネを適用することと考えられ、解析を利用し検証した。

### 1. フランジ継手の皿バネの適用

解析の対象は、18 インチ JPI 2500 相当フランジの材質構成ケース-1(フランジ材質：2. 25Cr-1Mo/TP321)で最大締付力にて締付けた場合とし、反応塔と配管を接続するスペーサー付きフランジ継手を想定し選定した。

解析において皿バネ形状そのものをメッシュ作成するのは困難であることから、簡易モデルとしてボルト材の縦弾性係数を 1/2 および 1/5 とすることで皿バネのバネ効果を与えた。

付図 13-1a にボルト軸応力への影響、付図 13-2a にガスケット平均面圧への影響、ボルト材の縦弾性係数を 1/2 とした場合の付図 13-3a にガスケットの塑性ひずみへの影響、付図 13-4a にリング溝の塑性ひずみへの影響、そして、ボルト材の縦弾性係数を 1/5 とした場合の付図 13-5a にガスケットの塑性ひずみへの影響、付図 13-6a にリング溝の塑性ひずみへの影響を示す。

解析の結果、ボルト材の縦弾性係数の 1/5 程度のバネ定数を持つ皿バネを採用すると、かなりボルト軸応力の変動は緩やかとなり、ガスケット面圧もゼロとなる変動を防ぐ事ができることが確認できた。

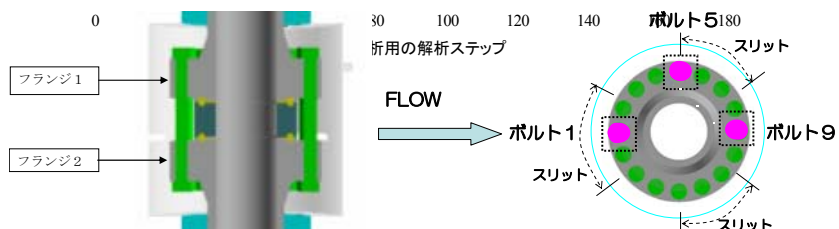
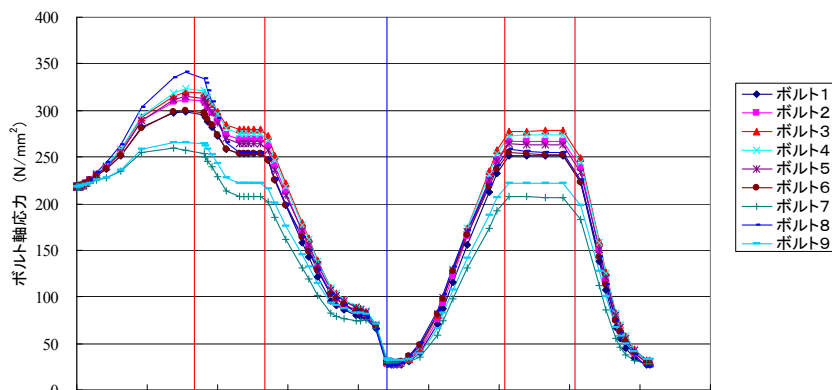
しかしながら、ガスケットの塑性ひずみの低減にはさほど大きな効果は得られず、1 回目熱サイクルの定常運転温度到達時点のウェザー・シール取付け直後のフランジとボルトの温度差が一番大きい時に塑性ひずみが最大とならず、その後のステップにおいてガスケットおよびリング溝に新たな塑性ひずみが追加・累積する状況が現れる特徴を有する。

尚、リング溝の塑性ひずみ量については半分程度に低減させる結果が得られた。

基本条件結果 (18B Case 1)

締付力最大

18B ボルト軸応力履歴図 (Case1締付力最大)

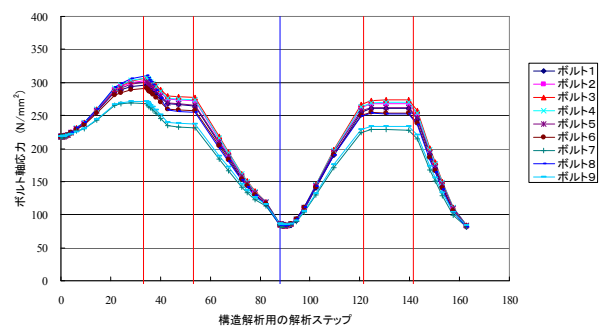


皿ばねの効果 (Case1)

シャット・ダウン時のガスケット面圧の低下の影響確認

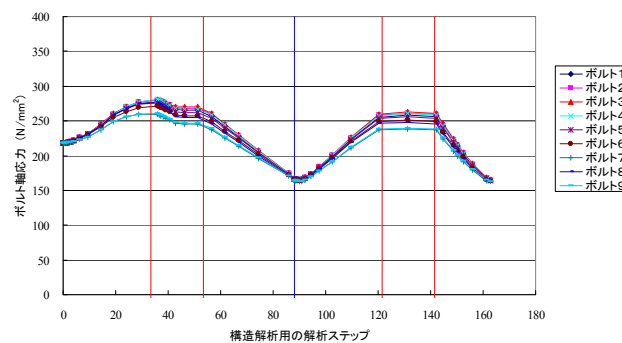
ボルトの縦弾性係数を  $1/2(100,000 \text{ N/mm}^2)$  とする。

18B ボルト軸応力履歴図 (Case1締付力最大) 皿ばね適用効果



ボルトの縦弾性係数を  $1/5(40,000 \text{ N/mm}^2)$  とする。

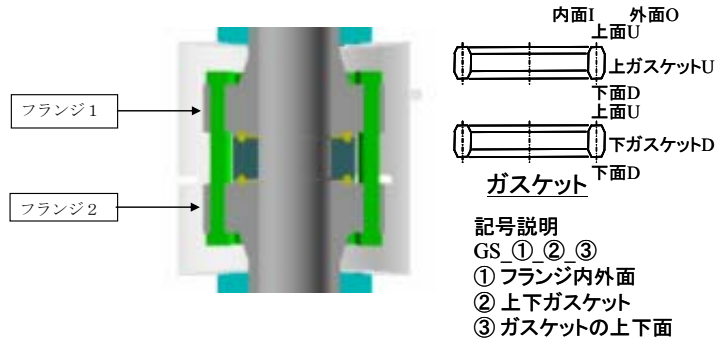
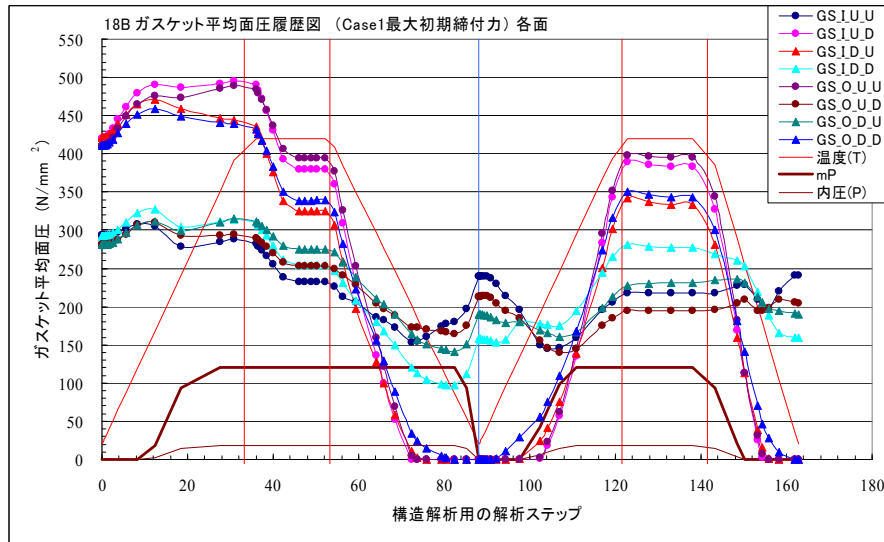
18B ボルト軸応力履歴図 (Case1締付力最大) 皿ばね適用効果



付図 13-1a 皿ばね採用時のボルト軸応力への影響 [スペーサー付き]

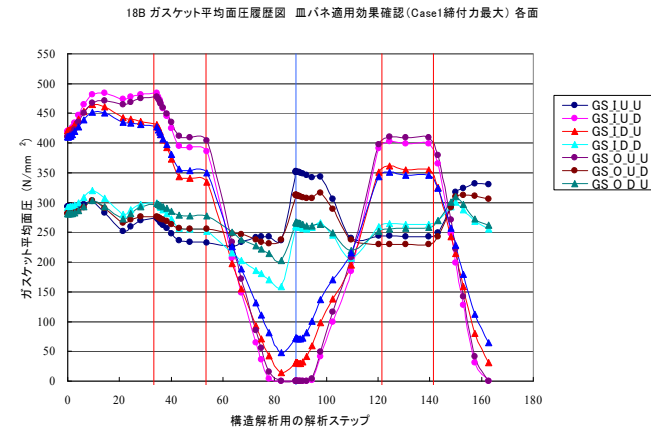
縮  
付  
力  
最  
大

基本条件結果 (1 8 B Case 1)

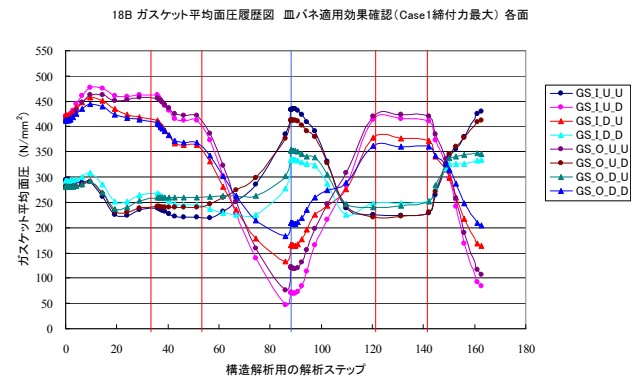


皿ばねの効果 (Case1)

ボルトの縦弾性係数を 1/2(100,000 N/mm<sup>2</sup>)とする。



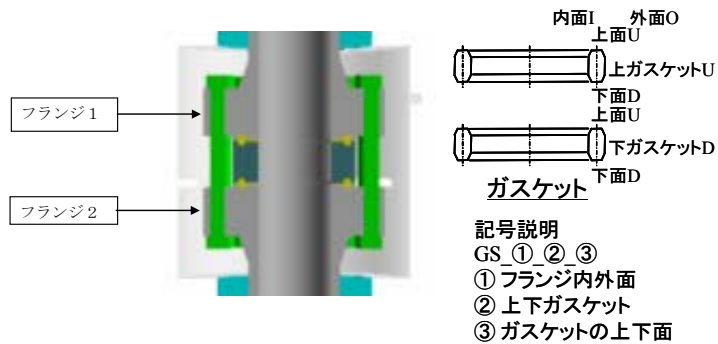
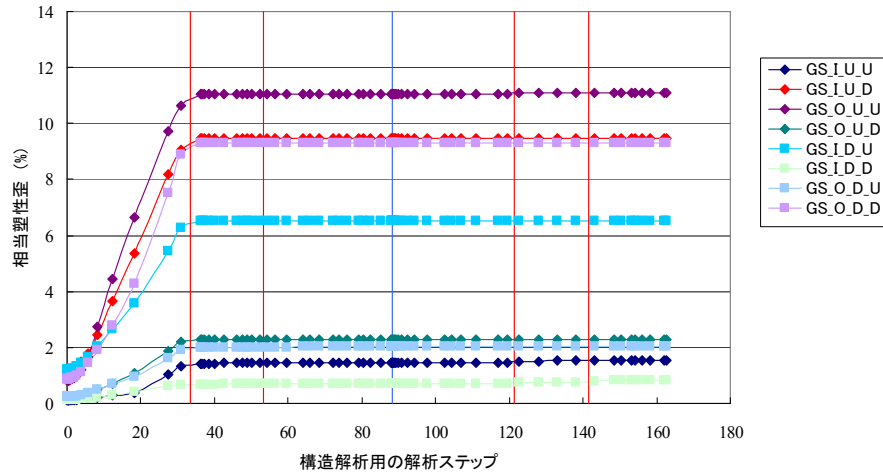
ボルトの縦弾性係数を 1/5(40,000 N/mm<sup>2</sup>)とする。



付図 13-2a 皿ばね採用時のガスケット平均面圧への影響 [スペーサー付き]

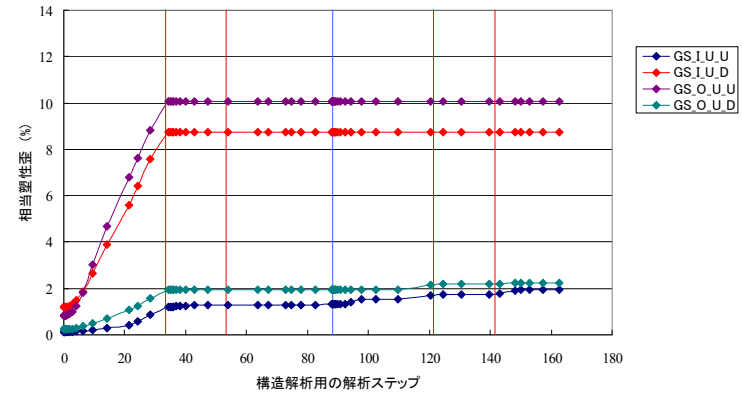
締付力最大・ガスケット

相当塑性歪分布図 18B Case1 締付力最大 (ガスケット)

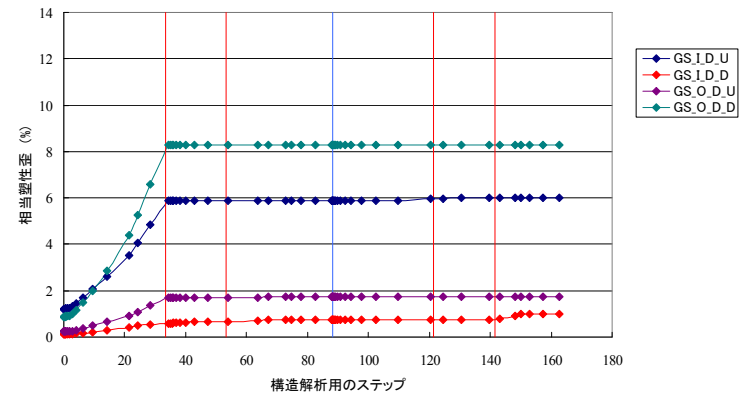


皿ばねの効果 (Case1) ボルトの縦弾性係数を 1/2(100,000 N/mm<sup>2</sup>)

相当塑性歪分布図 18B Case1 締付力最大 皿ばね適用効果 (ガスケット上側)



相当塑性歪分布図 18B Case1 締付力最大 皿ばね適用効果 (ガスケット下側)

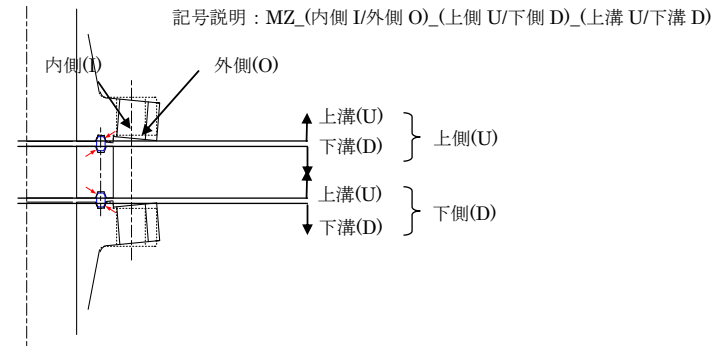
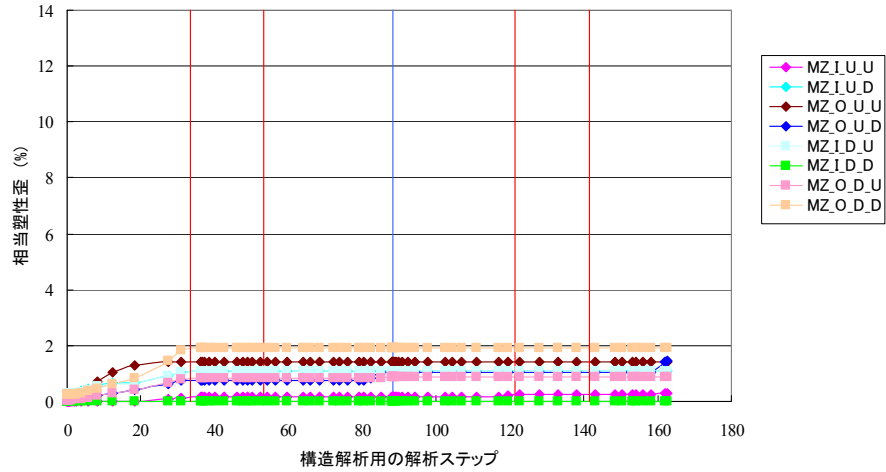


付図 13-3a 皿ばね採用時のガスケットの塑性ひずみへの影響-1 [スペーサー付き]



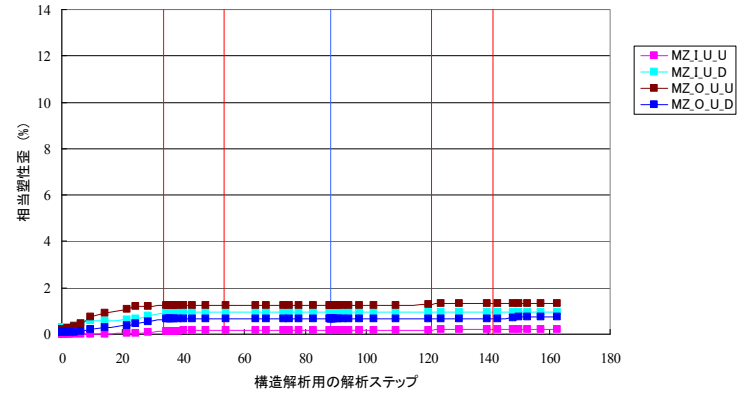
縮付力最大・溝

相当塑性歪分布図 18B Case1 縮付力最大 (溝)

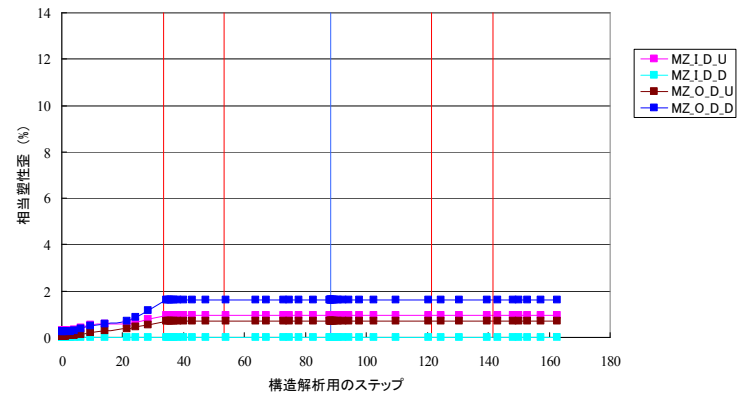


皿ばねの効果 (Case1) ボルトの縦弾性係数を 1/2(100,000 N/mm<sup>2</sup>)

相当塑性歪分布図 18B Case1 縮付力最大 皿ばね適用効果 (溝上側)



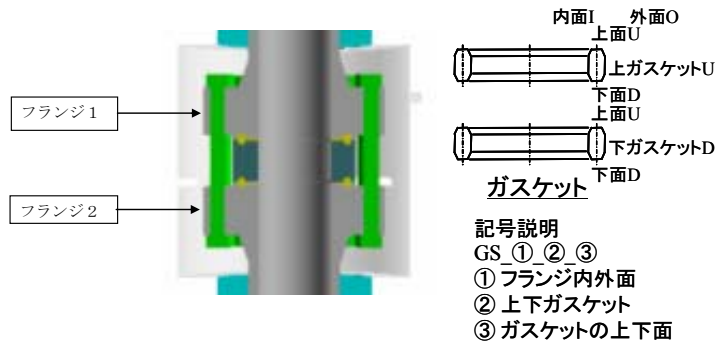
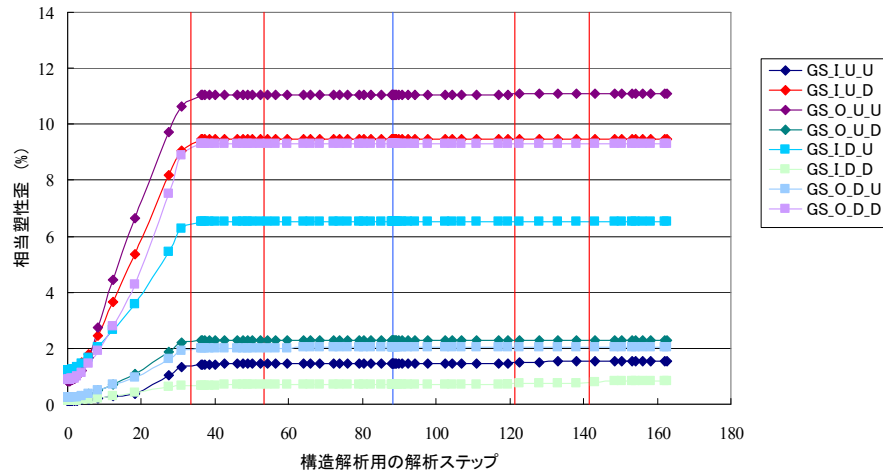
相当塑性歪分布図 18B Case1 縮付力最大 皿ばね適用効果 (溝下側)



付図 13-4a 皿ばね採用時のリング溝の塑性ひずみへの影響-1 【スペーサー付き】

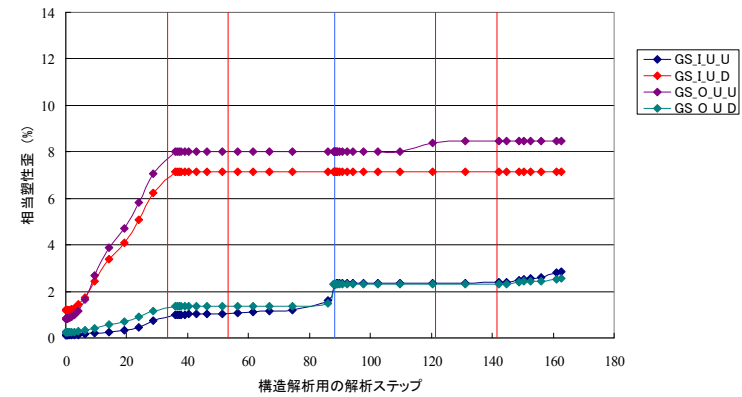
締付力最大・ガスケット

相当塑性歪分布図 18B Case1 締付力最大 (ガスケット)

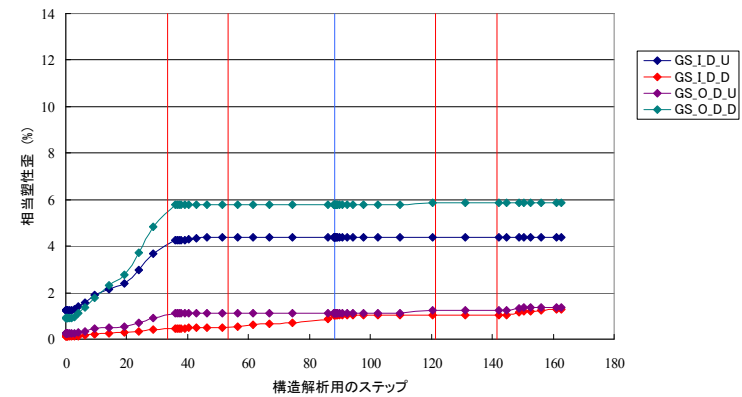


皿ばねの効果 (Case1) ボルト縦弾性係数を 1/5(40,000 N/mm<sup>2</sup>)

相当塑性歪分布図 18B Case1 締付力最大 皿ばね適用効果 (ガスケット上側)



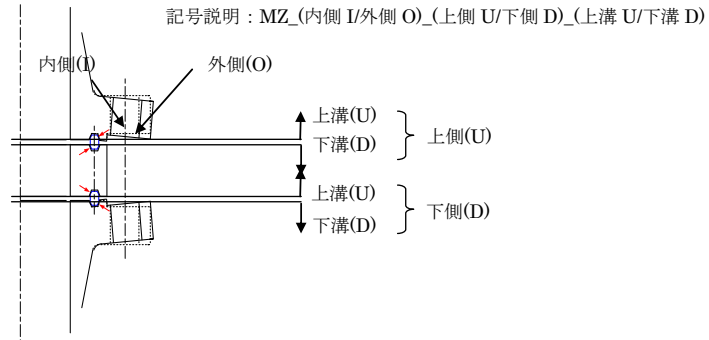
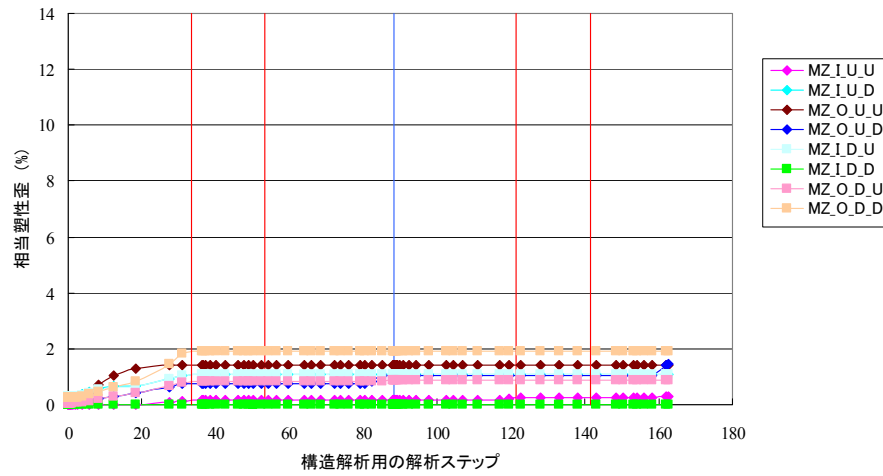
相当塑性歪分布図 18B Case1 締付力最大 皿ばね適用効果 (ガスケット下側)



付図 13-5a 皿ばね採用時のガスケットの塑性ひずみへの影響-2 [スペーサー付き]

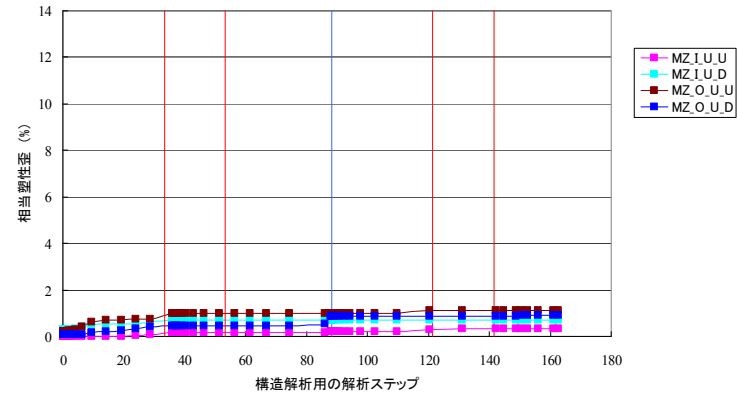
締付力最大・溝

相当塑性歪分布図 18B Case1 締付力最大 (溝)

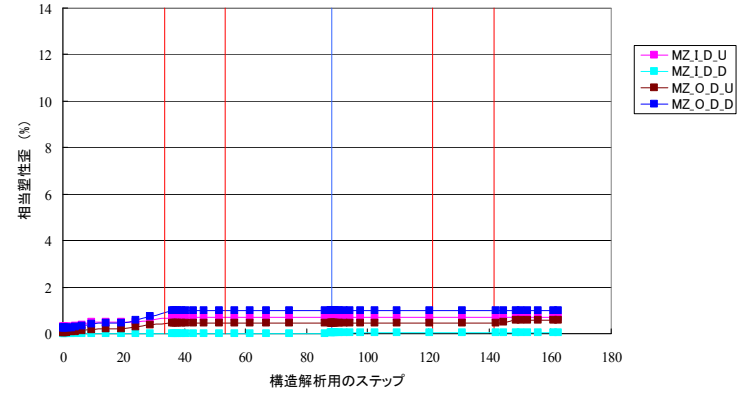


皿ばねの効果 (Case1) ボルト縦弾性係数を 1/5(40,000 N/mm<sup>2</sup>)

相当塑性歪分布図 18B Case1 締付力最大 皿ばね適用効果 (溝上側)



相当塑性歪分布図 18B Case1 締付力最大 皿ばね適用効果 (溝下側)



付図 13-6a 皿ばね採用時のリング溝の塑性ひずみへの影響-2 【スペーサー付き】

## 2. ボルト材質と皿バネの影響（追加解析）

解析の対象は、18 インチ JPI 2500 相当フランジの材質構成ケース-2(フランジ材質：TP321/TP321)で最大締付力にて締付けた場合とし、スペーサー無しフランジ配管継手を想定し選定した。

解析において皿バネ形状そのものをメッシュ作成するのは困難であることから、簡易モデルとしてボルト材の縦弾性係数を 1/5 とすることで皿バネのバネ効果を与えた。

さらに、下記の通りボルト材質の影響と皿バネの有無を組合せ解析した。

	<u>ボルト材質</u>	<u>皿バネ</u>
ケース-A	SNB16 (1Cr-Mo-V 鋼)	有
ケース-B	SA453-660A (25Ni-15Cr-2Ti 鋼)	無
ケース-C	SA453-660A (25Ni-15Cr-2Ti 鋼)	有

まず、[付図 13-7b](#)にボルト材質SA453-660Aの場合のフランジとボルトの温度差を示す。

次に、[付図 13-8b](#)および[付図 13-9b](#)にボルト軸応力への影響、[付図 13-10b](#)にガスケット平均面圧への影響、[付図 13-11b](#)にガスケットの塑性ひずみへの影響、[付図 13-12b](#)にリング溝の塑性ひずみへの影響を示す。

解析の結果、[付図 13-7b](#)に示すようにボルト材質SA453-660Aの場合のフランジとボルトの温度差は、ボルト材質がSNB16の場合と比較するとSA453-660Aの熱伝導が悪いことから温度差は小さくなっていない。ちなみに、ウェザー・シール取付け直前の時点において、ボルト材質がSNB16の場合の最大温度差が 158℃であるのに対し、ボルト材質がSA453-660Aの場合も 158℃と同じ温度差となっている。

[付図 13-8b](#)および[付図 13-9b](#)にボルト軸応力への影響が示されているが、ボルト材質がSA453-660Aの場合、線膨張係数はフランジと同じであるが[付図 13-7b](#)に示すように温度差が大きくなった影響で、標準の場合のウェザー・シール取付け直前の最大ボルト軸応力より大きく下げる効果は得られていない。

ウェザー・シール取付け後の定常運転時のボルト軸応力の低下の度合いは SA453-660Aの方が大きい特徴がある。

ボルト材質 SNB16 でも、あるいは、SA453-660A のどちらでもボルト材の縦弾性係数の 1/5 程度のバネ定数を持つ皿バネを採用すると、シャット・ダウン時の残留ボルト軸応力は著しく改善され初期締付けボルト応力とほとんど変わらない結果となった。

[付図 13-10b](#)に示されているガスケット平均面圧において、ウェザー・シール取付け直前の最大面圧はボルト材質をSA453-660Aに交換したとしてもボルト材質がSNB16の標準の場合とほとんど同じである。

ウェザー・シール取付け後の定常運転時のガスケット平均面圧は大きく低下し、初期締付け時の平均面圧をも下回る。従って、このボルト材質 SA453-660A がフランジ材質のオーステナイト系ステンレス鋼と同等な線膨張係数を持つことからガスケット平均面

圧の挙動も安定した変化となることを期待するものの、少なくともウェザー・シール取付け時期を定常運転温度に達した時点とする場合、今回の解析結果からボルト材質をSA453-660A に交換することで初期締付け時の平均面圧を下回るため使用するメリットはほとんど見出せない。

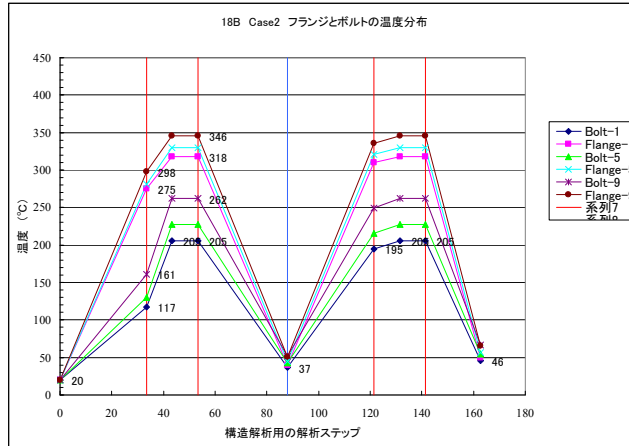
ボルト材質が SNB16 でも、あるいは、SA453-660A でも、ボルト材の縦弾性係数の 1/5 程度のバネ定数を持つ皿バネを使用した場合、ガスケット平均面圧の変動は小さくなり漏洩防止効果があることが確認できる。

付図 13-11b および付図 13-12b におけるガスケットとリング溝の塑性ひずみ量についても、ボルト材質をSA453-660Aに交換したとしてもボルト材質がSNB16 の標準の場合より若干小さくなっている程度となっている。

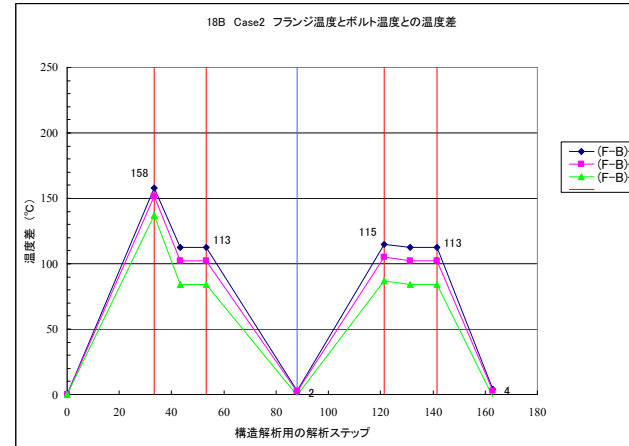
ボルト材質が SNB16 でも、あるいは、SA453-660A のどちらでも、ボルト材の縦弾性係数の 1/5 程度のバネ定数を持つ皿バネを使用した場合、ガスケットの塑性ひずみは小さくなり、特にリング溝の塑性ひずみはほとんど発生せず皿バネの効果があることが確認できる。

基本：18B Case2

フランジとボルトとの温度分布

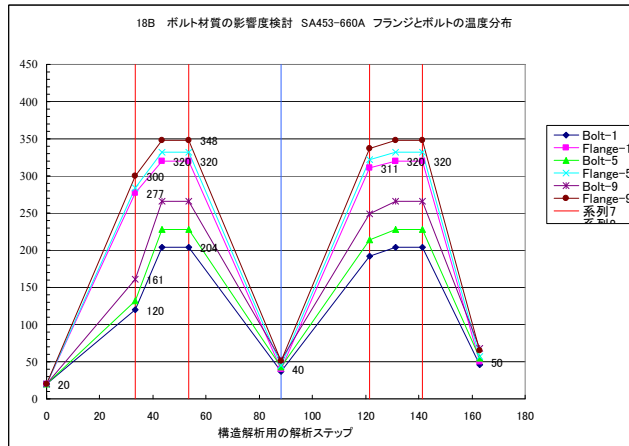


フランジ温度とボルト温度との温度差

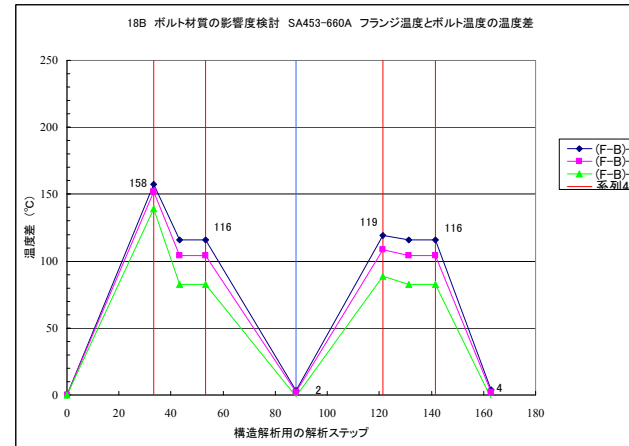


ボルト材質 SA453-660A

フランジとボルトとの温度分布



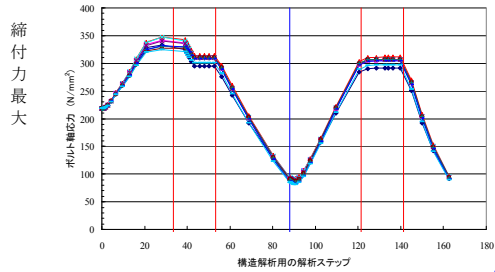
フランジ温度とボルト温度との温度差



付図 13-7b ボルト材質が SA453-660A の場合のフランジとボルトの温度分布と温度差 [スペーサー無し]

基本：18B Case 2

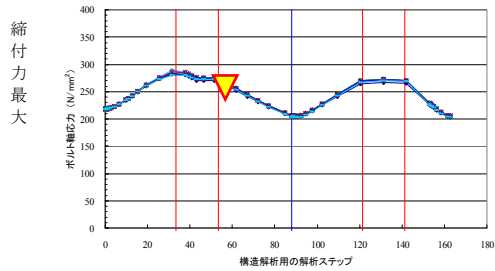
18B ボルト軸応力履歴図 (Case2締付力最大)



ボルト材をフランジ材と同様な材質にしてもシャット・ダウン時におけるボルト軸応力の低下を押さえることは難しい。これはオーステナイト系では熱伝導率が小さいためにフランジとボルトに温度差がついてしまうためである。また、運転時には熱伸びが大きいのでボルト軸応力は低めでおちつく。皿パネを用いることによって、ボルト初期締め付け応力に対してシャット・ダウン時のボルト軸応力の低下がほとんど見られない。

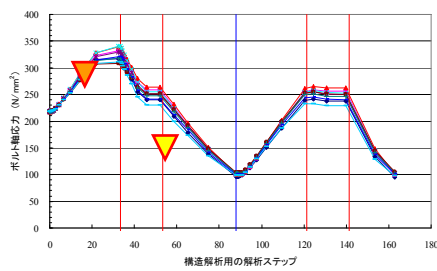
皿パネ：等価縦弾性係数 1/5 モデル

18B ボルト軸応力履歴図 ボルト材質の影響度検討 (Case1締付力最大)



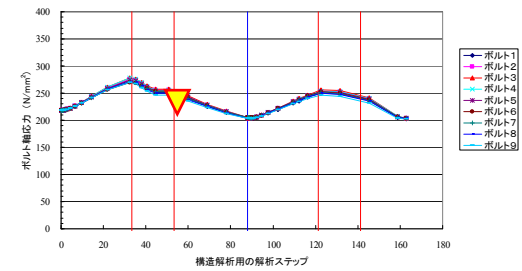
ボルト材質：SA453-660A

18B ボルト軸応力履歴図 ボルト材質の影響度検討 (Case2締付力最大)



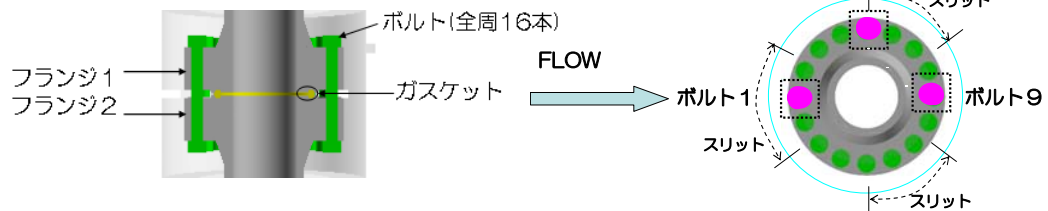
ボルト材質：SA453-660A、皿パネ：等価縦弾性係数 1/5 モデル

18B ボルト軸応力履歴図 ボルト材質の影響度検討 (Case3締付力最大)



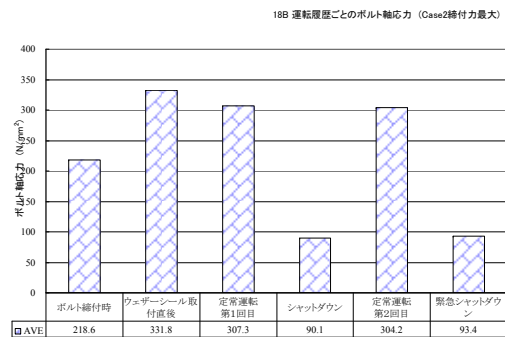
	Case1	Case2	Case3
フランジ1	2. 25Cr-1Mo	TP321	2. 25Cr-1Mo
フランジ2	TP321	TP321	2. 25Cr-1Mo
ガスケット	TP304-RJ	TP304-RJ	5Cr-RJ
ボルト/ナット	SNB16	SNB16	SNB16

18B ボルト軸応力履歴図

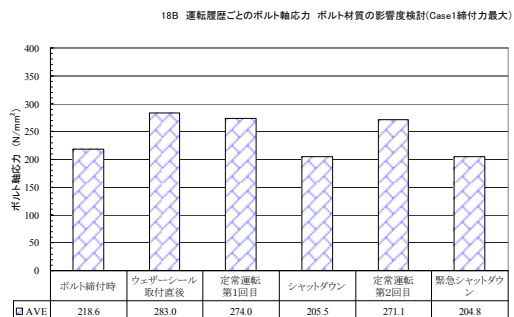


付図 13-8b ボルト材質と皿パネのボルト軸応力への影響度-1 [スペーサー無し]

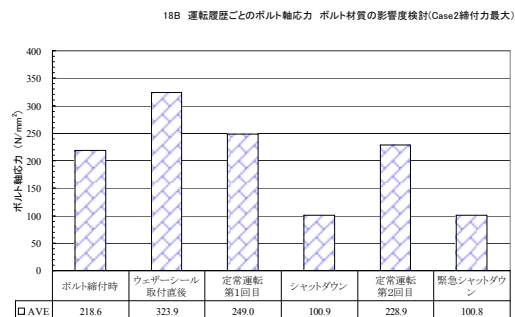
基本：18B Case2



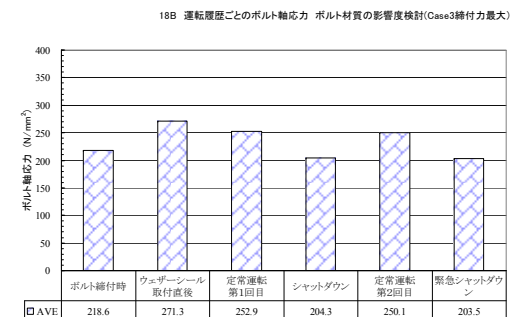
皿バネ：等価縦弾性係数 1/5 モデル



ボルト材質：SA453-660A



ボルト材質：SA453-660A、皿バネ：等価縦弾性係数 1/5 モデル

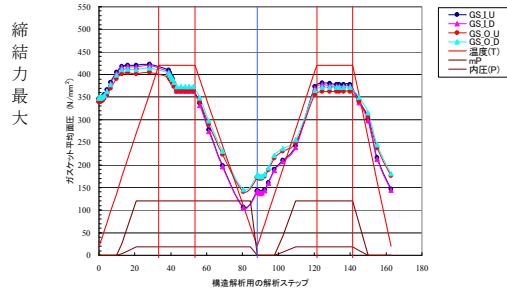


付図 13-9b ボルト材質と皿バネのボルト軸応力への影響度-2 [スペーサー無し]



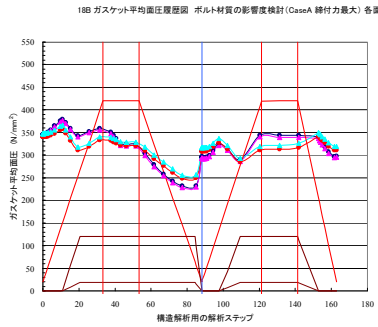
基本：18B Case 2

18B ガasket平均面圧履歴図 (Case2締付力最大) 各面



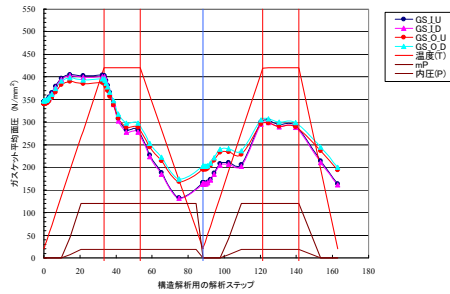
皿バネ：等価縦弾性係数 1/5 モデル

締結力最大



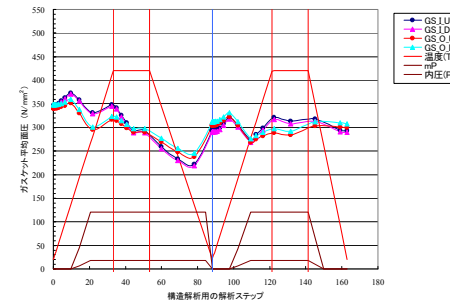
ボルト材質：SA453-660A

18B ガasket平均面圧履歴図 ボルト材質の影響度検討 (CaseB 締付力最大) 各面



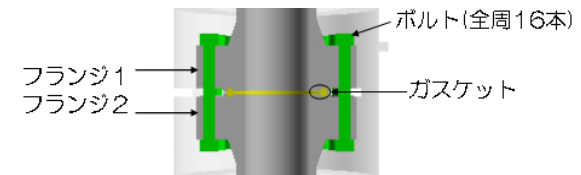
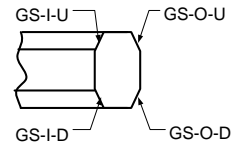
ボルト材質：SA453-660A、皿バネ：等価縦弾性係数 1/5 モデル

18B ガasket平均面圧履歴図 ボルト材質の影響度検討 (CaseC 締付力最大) 各面



	Case1	Case2	Case3
フランジ1	2. 25Cr-1Mo	TP321	2. 25Cr-1Mo
フランジ2	TP321	TP321	2. 25Cr-1Mo
ガスケット	TP304-RJ	TP304-RJ	5Cr-RJ
ボルト/ナット	SNB16	SNB16	SNB16

18B ガasket平均面圧履歴図

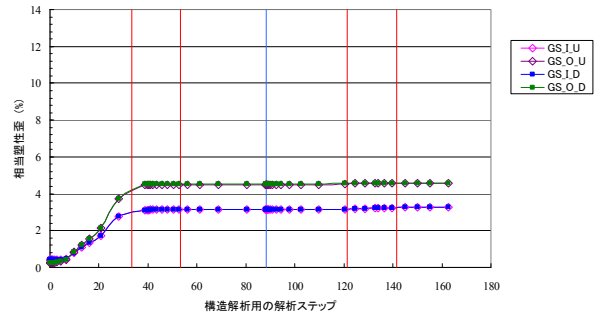


付図 13-10b ボルト材質と皿バネのガスケット平均面圧への影響度 [スペーサー無し]

基本：18B Case2

相当塑性歪分布図 18B Case2 締付力最大（ガスケット）

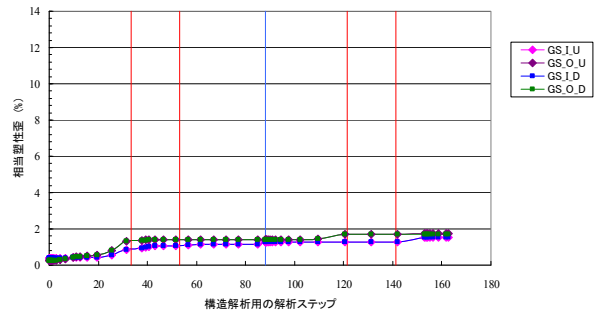
ガスケット側



皿バネ：等価縦弾性係数 1/5 モデル

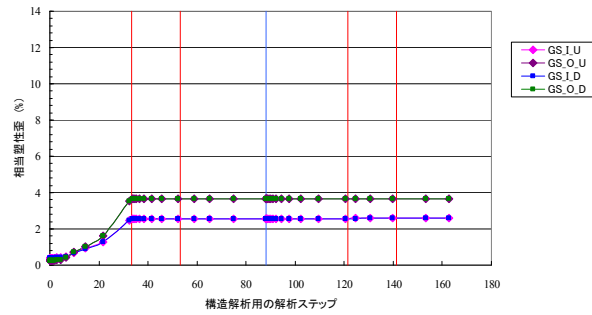
相当塑性歪分布図 18B ボルト材質の検討 Case1 締付力最大（ガスケット）

ガスケット側



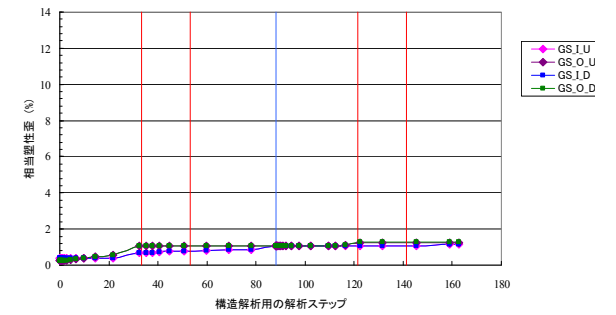
ボルト材質：SA453-660A

相当塑性歪分布図 18B ボルト材質の検討 Case2 締付力最大（ガスケット）

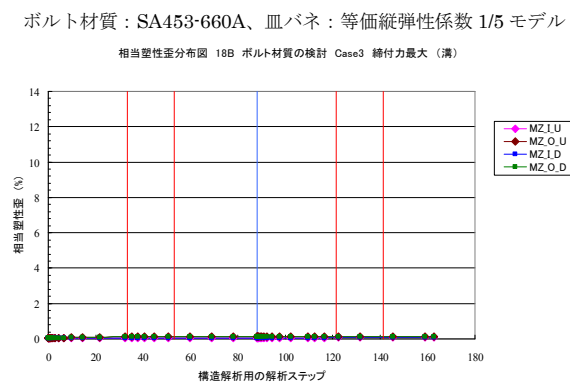
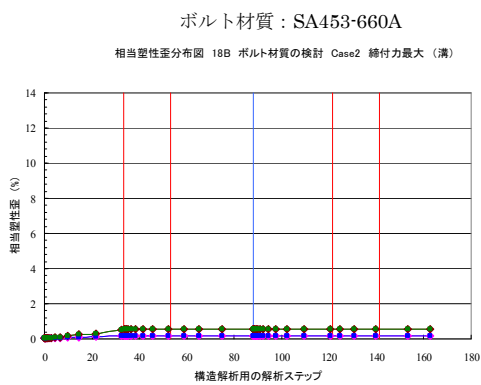
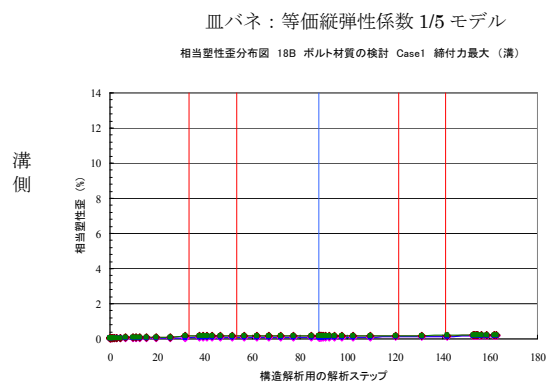
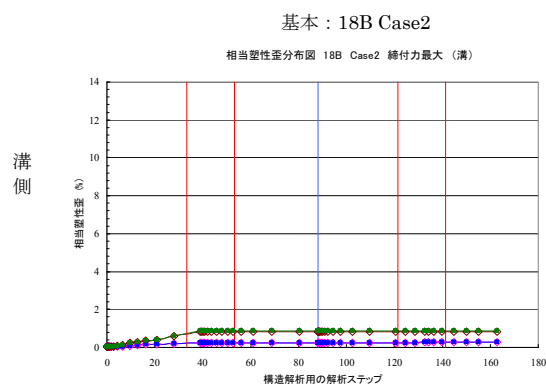


ボルト材質：SA453-660A、皿バネ：等価縦弾性係数 1/5 モデル

相当塑性歪分布図 18B ボルト材質の検討 Case3 締付力最大（ガスケット）



付図 13-11b ボルト材質と皿バネのガスケット塑性ひずみへの影響度 [スペーサー無し]



付図 13-12b ボルト材質と皿バネのリング溝塑性ひずみへの影響度 [スペーサー無し]

### 3. 簡易弾性計算による皿バネの採用可否検討

最近皿バネにおいてボルト材（SNB7 あるいは SNB16）降伏点の 90%に相当する締付応力が生じても機械的性質を満足する形状のものが発売されている。（ちなみにこの皿バネの材質は SKD61（工具合金鋼）で耐熱温度は 400℃で、皿バネが接触するフランジ背面の表面温度は 400℃以下である。）

今回の解析で最大ボルト軸応力は降伏点の 65%に制限される結果を得たことから、強度的な観点からは皿バネの採用が可能と言える。

この付属書に添付している計算書にて、付属書 5 の付図 5-6a、あるいは付図 5-6b 示す定常運転時のウェザー・シール取付け時の運転流体温度とフランジ部およびボルト平均温度の比率からフランジとボルトの熱伸び差を求め、さらにフランジ継手系の構成要素の弾性変形によるバネ効果分を差し引いた値を求めた。この値を皿バネに吸収させるべき変形量とし、さらに、付属書 2 の付表 2-5 に示す最小締付け応力から最大締付け応力の範囲内でボルト軸応力を変動させることができる皿バネの必要枚数をメーカーに試算してもらった。

結果、

#### スペーサー付きフランジ継手の場合

但し、18 インチ JPI 2500 相当フランジの材質構成ケース-1（フランジ材質：2.25Cr-1Mo/TP321）

皿バネ 1 枚の吸収量がかなり小さく非現実的な枚数で 34 枚となるとの報告を得た。

#### スペーサー無しフランジ継手の場合

但し、18 インチ JPI 2500 相当フランジの材質構成ケース-2（フランジ材質：TP321/TP321）ボルト材質が SA453-660A で、且つ、皿バネを併用した場合は 17 枚となるとの報告を得た。

従って、対象とするフランジ継手に皿バネを採用することは現実的でないと思われる。

## フランジ・ボルト締結管理

12 熱伸び差を考慮したボルト軸力の変化量

12-1. 設計条件 (内部流体温度と温度降下比)

フランジ(1)

フランジ(2)

内部流体温度(又は運転温度)	OT	°C	420
温度降下比 (ガスケット中心径部)	KG		0.8
温度降下比 (ボルト部)	KB		0.48

12-2. 設計条件 (各部位の金属温度と物性値)

1) フランジ

使用材質			SFVAF22B	SUSF321
金属温度	MTf1, 2	°C	336	336
縦弾性係数	E f1, 2	N/mm <sup>2</sup>	191268	173560
線膨張係数	α f1, 2	mm <sup>-6</sup>	13.14	17.75

2) スペーサー (フランジ面間寸法)

スペーサーの有無 (1:有り、0:無)			1
使用材質			SUSF321
金属温度	MTf3	°C	336
線膨張係数	α f3	mm <sup>-6</sup>	17.75

3) ボルト

使用材質			SNB16
ボルトの総有効断面積	Ab	mm <sup>2</sup>	54576.67
金属温度 / フランジ(1)部	MTb1	°C	201.6
金属温度 / スペーサー (フランジ面間寸法)	MTb2	°C	201.6
金属温度 / フランジ(2)部	MTb3	°C	201.6
縦弾性係数 at 上記金属温度の最大	Ebo	N/mm <sup>2</sup>	192904
縦弾性係数 at 常温	Eba	N/mm <sup>2</sup>	205000
線膨張係数 / フランジ(1)部	α b1	mm <sup>-6</sup>	12.251
線膨張係数 / スペーサー (フランジ面間寸法)	α b2	mm <sup>-6</sup>	12.251
線膨張係数 / フランジ(2)部	α b3	mm <sup>-6</sup>	12.251

4) ガスケット

フランジ(1)部

フランジ(2)部

使用材質			TP304	TP304
金属温度	MTg	°C	336	336
縦弾性係数	EG	N/mm <sup>2</sup>	173560	173560
外径	GOD	mm	561.98	561.98
幅 (表3)	N	mm	0.0	0.0
幅 (表3)	w	mm	28.58	28.58
厚さ	Vo	mm	34.93	34.93
ガスケットの断面積	AG	mm <sup>2</sup>	47892.24	47892.24

4) 皿バネ

皿バネのバネ定数	Ksw	N/mm	
----------	-----	------	--

皿バネ仕様:

12-3. 各部件の長さ及び自由熱伸び量の算出

1) 各部件の長さ

フランジ(1)	L1	mm	240.0
スペーサー (フランジ面間寸法)	L2	mm	257.8
フランジ(2)	L3	mm	240.0
フランジ部全長		mm	737.8
ボルト / フランジ(1)部	L4	mm	240
ボルト / スペーサー (フランジ面間寸法) の部分	L5	mm	257.8
ボルト / フランジ(2)部	L6	mm	240
ボルト部全長		mm	737.8
ボルト有効長	LB	mm	807.65

2) 自由熱伸び量の算出

フランジ(1)	δ 1	mm	1.00
スペーサー (フランジ面間寸法)	δ 2	mm	1.45
フランジ(2)	δ 3	mm	1.35
ボルト / フランジ(1)部	δ 4	mm	0.54
ボルト / スペーサー (フランジ面間寸法) 部	δ 5	mm	0.58
ボルト / フランジ(2)部	δ 6	mm	0.54

## フランジ・ボルト締結管理

12-4. 各部品品の弾性特性値及びQ (バネ定数の逆数)の算出

		フランジ(1)	フランジ(2)
弾性特性値(フランジ/WN) $qF1, 2 = 0.91 \cdot V / (L \cdot h_0 \cdot g_0^2 \cdot Ef1, 2)$	mm/N	5.38732E-13	5.71318E-13
弾性特性値(フランジ/SO) $qF1, 2 = 0.829 / (t^3 \cdot Ef1, 2 \cdot \text{Log}10 K)$	mm/N	-----	-----
qB=弾性特性値(ボルト) $Lb / (Ab \cdot EBo)$	mm/N	7.67141E-08	
弾性特性値(ガスケット) $qG1, 2 = Vo / (AG \cdot EG)$	mm/N	4.20227E-09	4.20227E-09
弾性特性値(皿バネ) $qSW = 1 / K_{sw}$	mm/N	0	
バネ定数の逆数 $Q = qB + qG1 + qG2 + qF1 \cdot hG(1)^2 + qF2 \cdot hG(2)^2 + qSW$	mm/N	1.01317E-07	

12-5. ボルトと本体との熱伸び差及び熱伸び差による荷重増加量の算出(簡易弾性計算)

ボルトと本体との自由熱伸び差 $\Delta l = (\delta 1 + \delta 2 + \delta 3) - (\delta 4 + \delta 5 + \delta 6)$	mm	2.14 (=3.8- 1.66)
自由熱伸び差によるボルト荷重の増加量 $\Delta W = \Delta l / Q$	N	21121796
ボルトと本体との熱伸び差(フランジ剛性を考慮) $\Delta L = (\Delta W \cdot Lb) / (Ab \cdot Ebo)$	mm	1.63

12-6. ボルトと本体との熱伸び差によるボルト軸力の変化

簡易弾性計算より算出した通常運転時のボルト発生荷重		初期締付時	通常運転時
荷重	N	7258697	28380493
ボルトの伸び	mm	0.557	2.187
ボルトの応力	N/mm <sup>2</sup>	133	521

(Eboにて伸び算出)

## (付属書-14) 雨水流入の影響

雨水流入の影響により、フランジ継手から漏洩を生じ、最悪火災事故が発生していることは事実である。

風より雨水の方がフランジ継手に与える影響が明らかに大きいと予想できる。雨水流入の影響を解析で捉えるのは非常に困難であるものの、改めて解析にて定量的な挙動を把握する試みを下記の要領にて実施した。

### 1. 解析条件および要領

解析の対象は、18 インチ JPI 2500 相当フランジの材質構成ケース-1(フランジ材質：2.25Cr-1Mo/TP321)の場合で、最大締付力にて締付けた場合とし、スペーサー無し配管フランジ継手を想定し選定した。

定常運転中に上部保温カバーやウェザー・シールそのものが損傷し、100mm/h と台風に匹敵する多量の雨水がフランジ継手へ浸入して、上部フランジの外表面に沿って流れ、下部フランジに滴り落ちることはない状態を想定した。

浸入した雨水はウェザー・シール内に溜まることは無く外部に放出される状態としている。

### 2. 雨水の影響評価モデルの検討

ウェザー・シールが取り付けられたノズルフランジの熱流動シミュレーションで、2つの熱サイクルにおける風の流れと雨水の3次元二相流解析を同時に解析することは、予想される計算時間が現実的ではないと判断されるので、簡易モデルによって雨水の影響評価モデルの構築を次に示すステップで検討した。

#### (ステップ 1)

雨水のウェザー・シール内の流れ込みに関して、ウェザー・シール内部のみを対象としてフランジの対称性から 1/32 分割の簡易モデル(対象としたフランジは 16 本のボルトを持つことからボルト半個分のカットモデル)で、3次元二相流解析によるウェザー・シール内部の雨水の流れ評価する。流入する雨水の流速、および体積割合について、雨粒径 1mm と仮定した場合に、終端速度、雨水の体積割合を仮定する。

#### (ステップ 2)

雨水の影響評価に関して、雨水のせん断力および体積割合分布から、上部フランジ上のナットとボルトの間に雨水が溜まる。本モデルから、熱伝達係数をレイノルズ数、プラントル数とヌセント数から求める。この解析では、輻射の影響を考慮していないので、

雨水の当たらない領域では熱伝達係数が低く見積もられる。

(ステップ 3)

輻射による影響を調整するために、ステップ 2 で得られた熱伝達係数に対して補正係数を算出して各領域の熱伝達係数を決定する。補正は、ウェザー・シールが取り付けられたケースでの定常解析結果と比較して調整する。

以上のことから、高さ方向で上下に雨水接触面および空気接触面の領域に分割し、それぞれの熱伝達係数を熱流動解析に反映した。



# 雨水のモデル化の具体的な検討手順

1 降雨時(輻射を含む)における、空気が接触している外表面の伝熱係数分布図

Heat Transfer Coefficient [W/m<sup>2</sup>·K]

降雨時の計算を行う際には、空気が接触しているフランジ外表面の伝熱係数は、上図とほぼ同等の値を与えることとする。

ただし、本報告では、風の結影響はないものと考え、上図のスリット近傍の高伝熱係数領域は無視する。

メタル外表面の伝熱係数の評価 降雨前定常運転時の外表面熱伝達率の分布

2 降雨前(輻射を含む)における、空気が接触している外表面の温度分布図

Temperature [K]

「平均温度」  
下フランジ側面 : 490K

3 メタル外表面の伝熱係数の評価 降雨前定常運転時の外表面温度分布

雨水接触領域の設定

※ 雨水が接触している領域とする

- 「雨水接触領域」
  - 上部ナット側面
  - 上部フランジ管側面
  - 上部フランジ斜め部
  - 上部フランジ頂部
- 「空気接触領域」
  - ⇒ 上記以外のメタル外表面

4 メタル外表面の伝熱係数の評価 伝熱係数分割領域

降雨時のメタル外表面の伝熱係数

速度の関数であるレイノルズ数Re

$$Re = \frac{L \times v}{\nu}$$

流体の物性値のみで決まるプラントル数Pr

$$Pr = \frac{c_p \times \rho}{\lambda}$$

熱伝達率の大小を示すヌセルト数Nu<sub>s</sub> (Re>3~5×10<sup>6</sup>のため強制対流、層流)

$$Nu_s = 0.332 \times (Re)^{0.5} \times (Pr)^{0.33}$$

平均ヌセルト数Nu<sub>m</sub>

$$Nu_m = 2 \times Nu_s$$

以上を用いて、メタル外表面の熱伝達率hは、以下の式から求められる

$$h = \frac{\lambda \times Nu}{L}$$

※ λ : 雨水の熱伝導率

メタル外表面における伝熱係数の評価1

5 降雨時(輻射を含まない)における、外表面の温度分布図

伝熱係数条件

下表は、メタル外表面(A~N)に接触する空気(外部温度293.15K)の速度および物性から得られた熱伝達率(W/m<sup>2</sup>·K)を示す。

PART NAME	接触面	熱伝達率[W/m <sup>2</sup> ·K]
A	上部管端部のフランジ外表面	1432
B	上部フランジ側面	1872
C	上部フランジ頂部	2543
D	上部ナット側面	3059
E	上部ナット頂部	30
F	上部フランジ側面	20
G	上部フランジ側面	20
H	下部フランジ側面	12
I	下部ナット側面	8
J	下部ナット側面	8
K	下部フランジ側面	12
L	下部フランジ側面	12
M	下部フランジ側面	20
N	下部フランジ側面	4

降雨時の温度分布

下部フランジ側面温度 : 488 K

文献資料から求めた値の補正のため、全体平均値を2倍、また、Air接触面では輻射の影響を考慮、さらに4倍して補正した。 ⇒ 降雨前とほぼ一致

6 メタル外表面の伝熱係数の評価 降雨時定常運転時の外表面温度分布

top-nut-top, bottom-nut-top, top-flange-side, bottom-flange-side, top-nut-side, bottom-nut-side, bottom-flange-side-sita, top-flange-top, bottom-flange-top, bottom-flange-top-sita, middle

7 降雨時(輻射を含まない)における、外表面の温度分布図

伝熱係数条件

下表は、メタル外表面(A~N)に接触する空気(外部温度293.15K)の速度および物性から得られた熱伝達率(W/m<sup>2</sup>·K)を示す。

PART NAME	接触面	熱伝達率[W/m <sup>2</sup> ·K]
A	上部管端部のフランジ外表面	1432
B	上部フランジ側面	1872
C	上部フランジ頂部	2543
D	上部ナット側面	3059
E	上部ナット頂部	30
F	上部フランジ側面	20
G	上部フランジ側面	20
H	下部フランジ側面	12
I	下部ナット側面	8
J	下部ナット側面	8
K	下部フランジ側面	12
L	下部フランジ側面	12
M	下部フランジ側面	20
N	下部フランジ側面	4

降雨時の温度分布

下部フランジ側面温度 : 488 K

文献資料から求めた値の補正のため、全体平均値を2倍、また、Air接触面では輻射の影響を考慮、さらに4倍して補正した。 ⇒ 降雨前とほぼ一致

8 降雨時(輻射を含まない)における、外表面の温度分布図

伝熱係数条件

下表は、メタル外表面(A~N)に接触する空気(外部温度293.15K)の速度および物性から得られた熱伝達率(W/m<sup>2</sup>·K)を示す。

PART NAME	接触面	熱伝達率[W/m <sup>2</sup> ·K]
A	上部管端部のフランジ外表面	1432
B	上部フランジ側面	1872
C	上部フランジ頂部	2543
D	上部ナット側面	3059
E	上部ナット頂部	30
F	上部フランジ側面	20
G	上部フランジ側面	20
H	下部フランジ側面	12
I	下部ナット側面	8
J	下部ナット側面	8
K	下部フランジ側面	12
L	下部フランジ側面	12
M	下部フランジ側面	20
N	下部フランジ側面	4

降雨時の温度分布

538 K, 576 K, 491 K, 429 K, 488 K

上記温度は下フランジ側面の平均温度を示す。

試験の結果、CASE5の下フランジ外表面平均温度が最も近いことから、CASE5の補正方法を採用することとする

メタル外表面の伝熱係数の評価 降雨時定常運転時の外表面温度分布

## 3. 解析結果

標準の場合と比較しながら、付図 14-1bにフランジとボルトの温度分布と温度差、付図 14-2bおよび付図 14-3bにボルト軸応力への影響、付図 14-4bにガスケット平均面圧へ

の影響、付図 14-5b にガスケットの塑性ひずみへの影響、付図 14-6b にリング溝の塑性ひずみへの影響を示す。

解析において定常運転中にある時間降雨した状況を与えたが、その降雨が開始した時点と終了した時点はそれぞれ付図の中で青の破線で囲むか、あるいは水色のハッチングで表示した。

解析の結果、付図 14-1b にフランジとボルトの温度差が示されているが、ウェザー・シールを取付ける直前の最大温度差 146℃からウェザー・シールを取付け後の定常運転時には 101℃と雨水の流入前は同じ挙動となっている。雨水が流入すると温度差は 101℃から 136℃まで温度差が大きくなっている。

付図 14-2b および付図 14-3b にボルト軸応力への影響が示されているが、ウェザー・シールを取付ける直前の最大ボルト軸応力 318N/mm<sup>2</sup> が発生し、ウェザー・シール取付け後の定常運転時は 260N/mm<sup>2</sup> になったものが、雨水流入時には最大ボルト軸応力が 322N/mm<sup>2</sup> まで上昇している。

雨水の流入が終わり定常運転に戻った時、降雨前は 260N/mm<sup>2</sup> であったものが、201N/mm<sup>2</sup> とボルト軸応力の低下がみられる。次の熱サイクルにおけるボルト軸応力も 199N/mm<sup>2</sup> となり、260N/mm<sup>2</sup> には回復しない。

さらに、シャット・ダウン時の残留ボルト軸応力は雨水の流入がない場合は約 98N/mm<sup>2</sup> であったのに対し、その約半分の 47N/mm<sup>2</sup> に低下している。

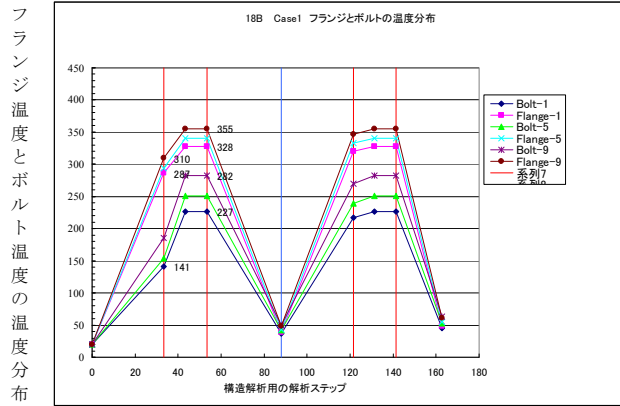
付図 14-4b にガスケット平均面圧への影響が示されているが、上部フランジ (2.25Cr-1Mo 鋼製) と下部フランジ (TP321 製) の半径方向の熱伸び差が雨水の流入でさらに大きくなることから、面圧の高い方においては条件の厳しいウェザー・シールを取付ける直前のガスケット平均面圧より大きく上回る結果となっている。

雨水の流入が終わって定常運転に戻る時、明かに初期締付け時のガスケット平均面圧より下がり、さらに、シャット・ダウン完了前には残留ガスケット平均面圧が皆無となる結果となっている。これは明らかに雨水流入の影響によりスペーサー付きのフランジ継手同様に漏洩の可能性が大きくなったことを示すものである。

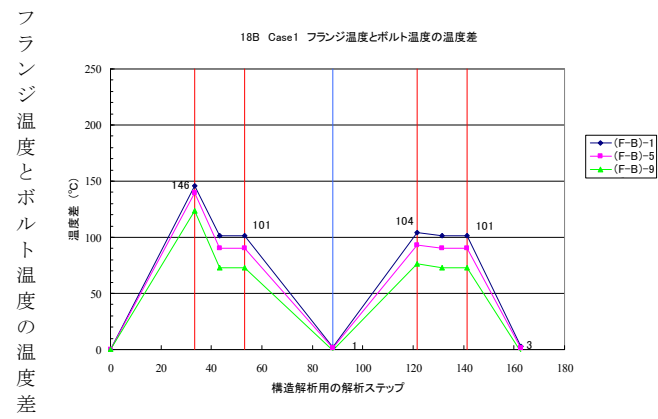
ガスケット平均面圧の挙動はボルト軸応力の変動より明確に雨水流入の影響を確認できる。ウェザー・シール内への雨水の流入の影響は顕著であり、ウェザー・シール取付けによる雨水対策の必要性が重要不可欠であることがわかる。

付図 14-5b および付図 14-6b において、特にガスケットの塑性ひずみが雨水の流入に伴い増加、累積することが示されている。

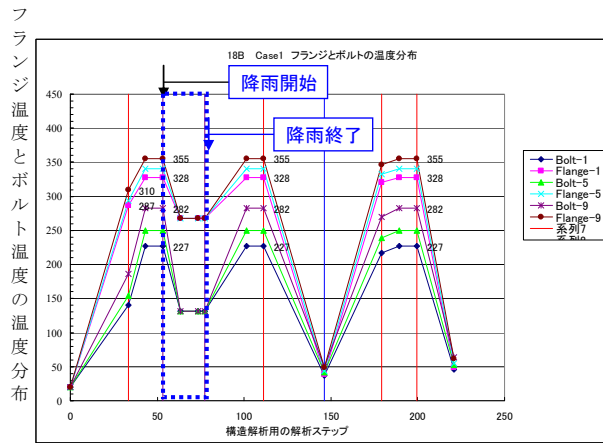
基本：18B Case1



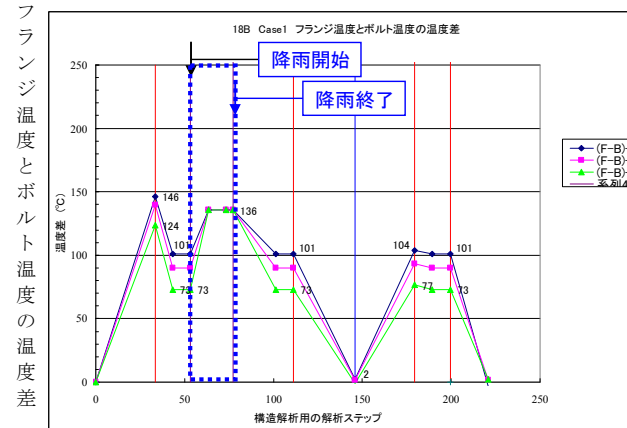
基本：18B Case1



雨水

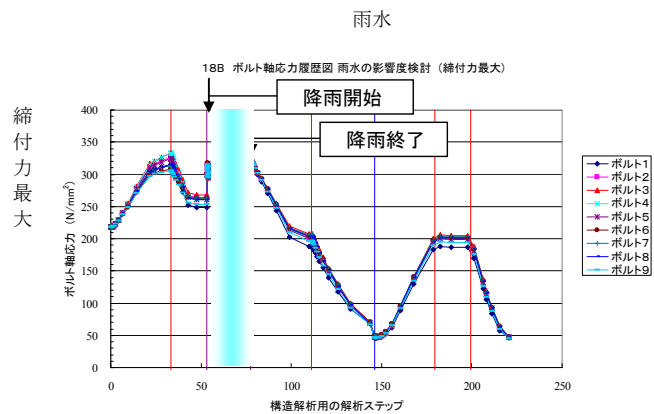
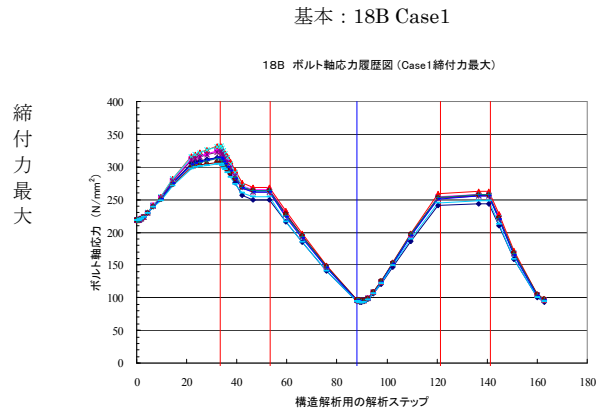


雨水



付図 14-1b 雨水によるフランジとボルトの温度分布と温度差への影響 [スペーサー無し]

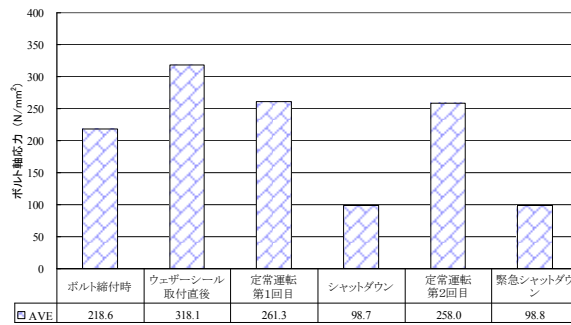
降雨時には、ガスケット当たり面の塑性化が進行してボルト応力がこれ以上増加することのない状態になっていることを示している。一方、ガスケット面圧の変化としては、降雨時に最も大きな面圧を示しており、降雨後の定常に戻ったときに面圧の低下が生じる。さらに、シャット・ダウンで温度降下が始まると、面圧はさらに低下し始めてガスケットの下部外側を除いた 3 面が面圧不足になっている。以上のことから、ウェザー・シール内への雨水の流入の影響は顕著であり、ウェザー・シール取り付けによる雨水対策の必要性が重要不可欠であることがわかる。



付図 14-2b 雨水によるボルト軸応力への影響-1 [スペーサー無し]

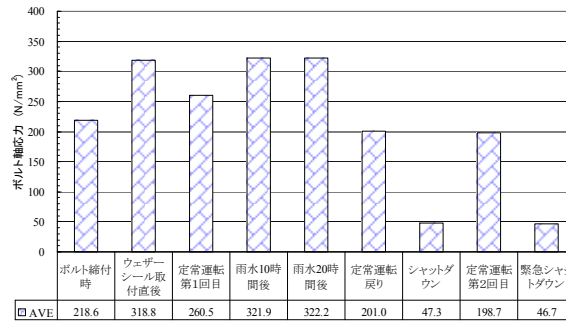
基本：18B Case1

18B 運転履歴ごとのボルト軸応力 (Case1締付力最大)



雨水

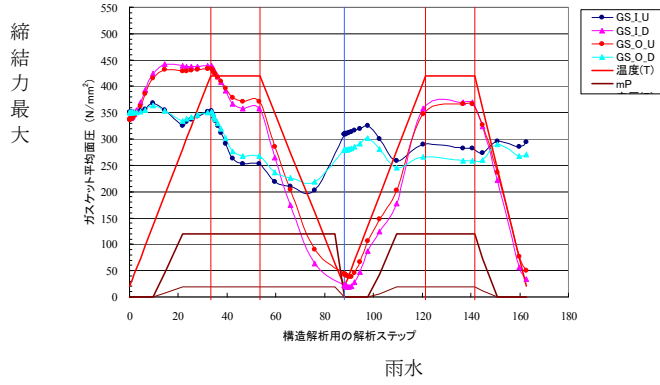
18B 運転履歴ごとのボルト軸応力 雨水の影響度検討(締付力最大)



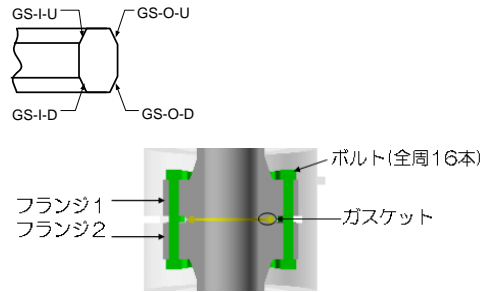
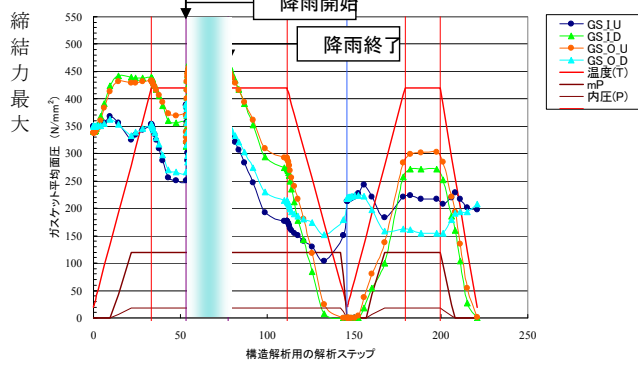
付図 14-3b 雨水によるボルト軸応力への影響-2 [スペーサー無し]

基本：18B Case1

18B ガスケット平均面圧履歴図 (Case1締付力最大) 各面

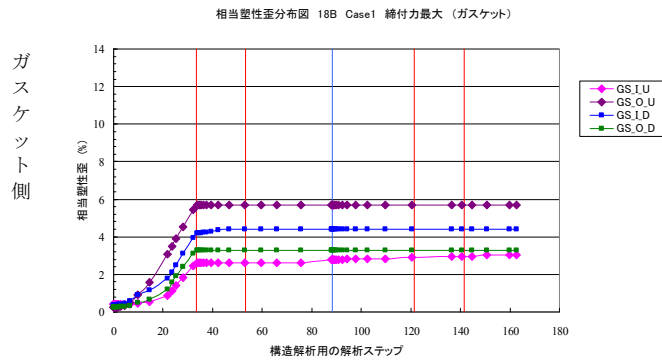


18B ガスケット平均面圧履歴図 雨水の影響度検討(Case A締付力最大) 各面

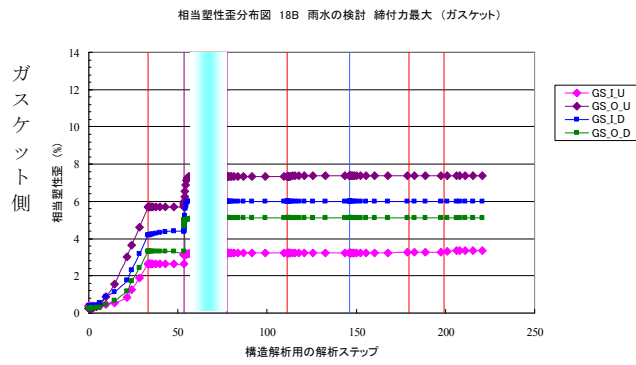


付図 14-4b 雨水によるガスケット平均面圧への影響 【スペーサー無し】

基本：18B Case1

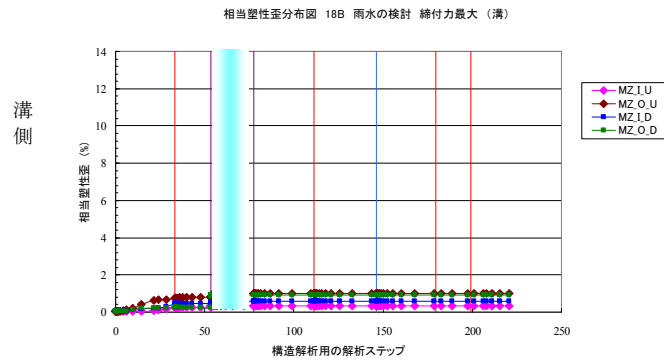
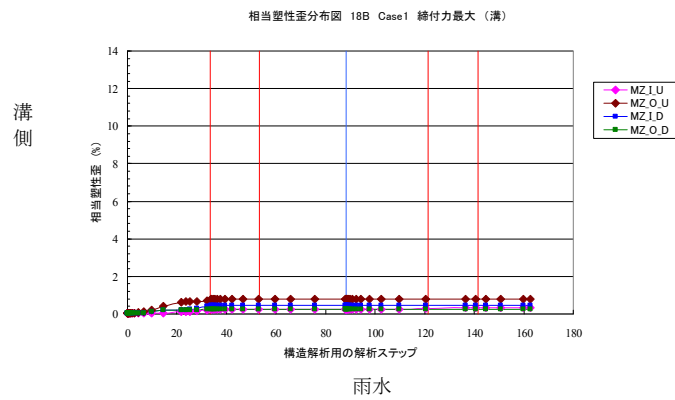


雨水



付図 14-5b 雨水によるガスケットの塑性ひずみへの影響 【スペーサー無し】

基本：18B Case1



付図 14-6b 雨水によるリング溝の塑性ひずみへの影響 【スペーサー無し】



無断転載・複製を禁ず

財団法人石油産業活性化センター 技術企画部

〒105-0001 東京都港区虎ノ門4-3-9

電話 03-5402-8503