The University of Osaka
Institutional Knowledge Archive

Title	原子力プラント機器の保全方策としての表面加工による残留応力改善部位の長期信頼性評価手法の構築に関する研究
Author(s)	瀬良, 健彦
Citation	大阪大学, 2013, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.18910/26176
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

https://ir.library.osaka-u.ac.jp/

The University of Osaka

博士学位論文

原子力プラント機器の
保全方策としての表面加工による
残留応力改善部位の長期信頼性評価手法
の構築に関する研究

瀬良　健彦

2013年7月

大阪大学大学院工学研究科

目　　次

第一章　序論

1.1　背景 …… 1
1.2　PWR の特徴 …… 3
1.2.1　系統概要 …… 3
1.2.2　主要系統の溶接部の特徴 …… 3
1.2.3　溶接部のニッケル基合金について …… 4
1.3　600 合金損傷に繋がった残留応力とその対応 …… 6
1.3.1　伝熱管の拡管不良への対応 …… 6
1.3.2　手直し溶接による溶接残留応力への対応 …… 7
1.3.3　機械加工、研削等の表面仕上げによる残留応力への対応 …… 9
1.4　ピーニング等による保全に関連して検討すべきこと …… 11
1.4.1　効果の経時変化 …… 11
1.4.2　微細な亀裂が潜在する可能性 …… 12
1.5　国内外での高経年化や保全高度化に関する研究動向 …… 14
1.6　研究の動機と目的 …… 15
1.7　論文の構成 …… 18
参考文献 …… 21

第二章　表面加工による応力改善技術の長期信頼性評価に向けた課題抽出

2.1　緒言 …… 23
2.2　表面加工と残留応力に関するこれまでの知見 …… 23
2.2.1　切削（機械加工） …… 24
2.2.2　研削（グラインダ加工） …… 25
2.2.3　研磨（バフ施工） …… 26
2.3　表面近傍の残留応力改善の技術開発 …… 27
2.3.1　ピーニング …… 27
2.3.2　研磨（バフ施工） …… 37
2.4　原子力発電設備に適用する応力改善技術の長期信頼性評価にあたって考慮すべき事項の抽出 …… 38
2.4.1　昇温による組織回復の影響 …… 39
2.4.2　引張荷重の影響 …… 41
2.5　本研究における長期信頼性評価手法構築のアプローチ …… 44
2.6　結言 …… 45

参考文献 46

第三章　長期信頼性評価手法の構築

3.1　緒言 49
3.2　アプローチの具体化 49
3.2.1　圧縮応力層における全歪量の分布の設定 49
3.2.2　組織回復の影響の考慮 50
3.2.3　引張荷重の影響の考慮 51
3.3　単純形状試験体による基礎試験を用いた評価手法の構築および妥当性確認 51
3.3.1　試験体 52
3.3.2　試験結果 54
3.4　解析手法 57
3.4.1　計算式、モデル等 57
3.4.2　熱弾塑性クリープ解析におけるクリープ定数 59
3.4.3　回復挙動の設定 61
3.5　評価手法の妥当性の確認 63
3.6　小規模モデルによる試評価 64
3.6.1　モデル 64
3.6.2　使用する手法、材料定数等 65
3.6.3　計算結果 67
3.7　結言 69
参考文献 71

第四章　溶接施工の変更が残留応力分布に及ぼす影響に関する基礎検討

4.1　緒言 72
4.2　これまでの知見 72
4.3　検討の進め方 75
4.4　モデル 75
4.5　溶接施工の変更の設定 77
4.5.1　入熱の変動 77
4.5.2　積層方法の変更 77
4.5.3　手直し溶接 78
4.6　計算結果と考察 79
4.6.1　基本条件の計算結果 79

4.6.2　入熱を変動させた場合の計算結果 79
4.6.3　積層方法を変更した場合の計算結果 81
4.6.4　手直し溶接を実施した場合の計算結果 82
4.7　成果の活用 83
4.7.1　応力改善部位の長期安定性評価への活用 83
4.7.2　配管の溶接施工時の提言 83
4.8　結言 84
参考文献 86

第五章　実機の応力改善部位の長期信頼性評価用モデルの整備

5.1　緒言 87
5.2　対象となる形状の選定と有限要素解析モデルの作成 87
5.3　残留応力分布計算時の条件設定 89
5.3.1　製作時等の履歴 89
5.3.2　計算作業の合理化 90
5.4　各施工に対する残留応力分布計算 93
5.4.1　肉盛溶接、溶接後熱処理（PWHT）および本溶接 93
5.4.2　手直し溶接 100
5.4.3　表面加工 103
5.4.4　Inlay 溶接 106
5.5　長期信頼性評価にあたっての条件設定 115
5.5.1　組織回復 115
5.5.2　運転中に負荷される荷重の影響 115
5.5.3　地震荷重の影響 116
5.6　結言 118
参考文献 119

第六章　実機原子炉容器溶接部の応力改善部位の長期信頼性評価結果

6.1　緒言 120
6.2　長期信頼性評価の対象とした履歴について 120
6.3　長期信頼性評価結果 122
6.3.1　WJP 122
6.3.2　バフ施工（Inlay 溶接の表面） 130
6.4　本研究で構築した手法の有効性の考察 137
6.5　結言 138

第七章　総括 …… 140

謝辞 …… 145
研究業績 …… 147

第一章　序論

1.1　背景

原子力発電は，エネルギー自給率が約 4%と少ない我が国において準国産エネルギーとして国内消費電力のベースを支えるとともに[1]，発電の過程において二酸化炭素（温室効果ガス）を排出しないことから，温暖化対策という観点でも有効であり，その利用拡大が期待されていた．

平成 23 年 3 月 11 日の東日本大震災に伴い，震源に近い多くのプラントは自動停止した．また，他の地域に立地し，運転を継続したプラントについても，法定の運転期間を経て定期検査のために順次停止した．これらのプラントは，東京電力福島第一発電所事故を踏まえた事故防止の検討・準備のため，通常の定期検査の作業終了後も停止を続けることとなり，国内の全てのプラントが停止したが，安全性向上に取り組んだ 2 基のプラントが再稼動し，夏季の最大需要期の供給安定化を支えた．

多くの原子力発電所が停止を続ければ，夏・冬の電力不足により国内の経済活動に悪影響を及ぼすのみならず, 原子力発電所の代替で稼動する火力発電所の排出する温室効果ガスにより環境面でも悪影響は大きい．また，火力発電所の燃料の輸入費用は，福島第一発電所事故以降，年間 3 兆円を超える国富の流出[2]に繋がっている．原子力という準国産エネルギーを保有しないことは，化石燃料の輸入価格を押し上げ，国富の流出を加速するとともに，エネルギーセキュリティーを脅かすものである. わが国のエネルギー自給率はこれまでの原子力開発によって漸く 2 割弱を達成しており，英国，米国，カナダのような原子力発電の割合が 1 割未満でもエネルギーを 7 割以上も自給できる状況とは違い[3]，原子力発電無くしては国内のエネルギー供給に支障を来たすことが容易に想起される．また，化石燃料価格の上昇を嫌気する関係諸国との関係が悪化するなど国際的にも及ぼす悪影響が大きいことは明らかであり，安全性の確認された原子力発電所の早期再稼働や，今後のベース電源としての活用継続を望む意見が産業界[4][5]から挙がっている．

また，平成 24 年 7 月の再生可能エネルギーの調達に関する特別措置法（いわゆる全量買取制度）導入以降，再生可能エネルギーの利用拡大も進められてはいるものの，全発電設備容量約 25000 万 kW[6]に対し，再生可能エネルギー2200 万 kW 程度と[7]，その導入量は発電設備容量の 10%にも満たない状況であり，我が国における原子力発電の重要性は再認識されているところである．

今後，原子力発電を活用していくにあたっては，福島第一発電所のような事故を二度と起こさないような安全性確保が必須であり，少なくとも規制当局より提示される規制上の基準[8]に適合する必要がある．電気事業者は「炉心の著しい損傷その他の事故が発生した場合に対処するために必要な施設及び体制の整備」など，基準への適合に向けた検討・準備を進めているが，規制当局は最新の知見に照らして，規制を常に見直していく必要があり[9]，また，事業者も規制側から与えられる基準への最低限の適合に安住することなく，国内外の安全性向上に関する最新知見を収集・分

析しながら，自ら改革を続け，世界最高水準の安全性が目指されているところである[10].

現在，国内で商業用に活用されている原子力発電所には沸騰水型原子力発電所（BWR：Boiling Water Reactor）と加圧水型原子力発電所（PWR：Pressurized Water Reactor）があるが，福島第一発電所は BWR であり，同型炉は事故を踏まえた対策により長期間を要すこと，津波の影響を受ける可能性のある立地のプラントが多いこと等から，当面 PWR の活用が優先されるものと考えられる．

また，安全性の確保という点では，事故対応の施設や体制の整備以外にプラントの高経年化への対応という検討課題がある．平成 25 年 7 月から施行される改正原子炉等規制法では，原子力発電プラントを運転できる期間は，使用前検査に合格した日から 40 年とされるが，原子力規制委員会の認可を受ければ一回に限り最大 20 年延長でき，60 年間の運転が可能となる．合計で 60 年間の運転について評価を行うことは，これまでの高経年化技術評価と同じであるが，福島第一発電所での教訓を踏まえ，その評価内容の高度化が望まれるものと考えられる．現在，国内に設置されているプラントは，平成 22 年 6 月に閣議決定された「エネルギー基本計画」において検討の基準とした 2030 年には約 6 割が運転開始から 40 年を超え，高経年化は非常に大きな課題となりつつある[1].

このような状況下で原子力発電所の活用を継続していくにあたっては，今後明らかになる「運転期間延長の許可基準」を満足することは勿論のこと，原子力発電に関係する電気事業者には，規制要求のみに囚われず，自ら安全性をさらに高めていく取り組みが求められていくものと考えられる．

今後，このような自主的な安全性向上に関する活動は，原子炉等規制法において「発電用原子炉施設の安全性の向上のための評価」として，法令上の枠組みも構築されていくものの，規制からの要求内容を遵守した上で，さらに自らより一層の安全性を向上させていく活動がなければ，このような枠組みは実効的とならないものと考えられる．福島第一発電所の事故報告書[11]においても「規制以上の安全対策を行わなかった」ことは問題とされており，このような自主的な安全性向上に関する活動が無ければ，真の安全性は達成できないと考えられる．

また，福島第一発電所事故に関する指摘事項として，「想定外」に対する備えの怠慢がある[12]. すなわち，安全性向上に関する活動においては，これまで評価で考慮していない範囲に対しても想像力を働かせ，対応方策を検討していくことにも取り組んでいかなければならない．これは，原子力発電所構造物の経年劣化について考えれば，従来の知見を踏まえた保全は粛々と実施するとともに，従来知見を超える範囲にも積極的に目を向けて事前予防を行う，所謂プロアクティブな取り組みが必要となったものと考えられる．

本研究では今後のさらなる活用が期待される PWR の保全を題材とすることから，まず，PWR の概要，懸念事項について述べる．

1.2　PWR の特徴

1.2.1　系統概要

PWR の原子炉では，高温で沸騰しないように約 15.4MPa に加圧された一次冷却材とよばれるホウ酸水で炉心を冷却し，熱を取り出す．一次冷却材の加圧制御は，加圧器と呼ばれる容器の電熱器で行う．一次冷却材は主冷却材ポンプにより，原子炉，蒸気発生器を循環するループを構成しており，これを一次系と呼ぶ．炉心で約 325℃に加熱された一次冷却材は，蒸気発生器で熱交換し，蒸気を発生させる．この蒸気は約 5.8MPa，約 273℃の飽和蒸気で，タービン発電機を駆動する．なお，この蒸気が循環する系統は二次系と呼ばれ，放射性物質を含まないことから，タービン発電機関係の系統は従来の火力発電所と同様の扱いが可能となり，設備等の管理が容易となる．

PWR の標準的な運転条件を Table 1-1 に示す．

Table 1-1　　PWR の標準的な運転条件[13]

1 次冷却材 全流量	原子炉容器 1 次冷却材温度		原子炉圧力	冷却回路数（ﾙｰﾌﾟ数）
	入口	出口		
約 60.1kg/h	約 289℃	約 325℃	約 15.4MPa（gage）	4

1.2.2　主要系統の溶接部の特徴

PWR のうち一次系の主要設備の特徴として，機器は高圧に耐える必要があることから，高強度な材料を用いた厚肉の設計となっている．また，ホウ酸に対する耐食性も考慮し，容器は低合金鋼にステンレス内張りを施したもの，配管にはステンレス鋼が使用されている．これら，低合金鋼の容器とステンレス鋼の配管の接合にあたっては，作業性や熱膨張係数の観点からニッケル基合金による溶接が多く採用されている．

例として原子炉容器の概要を Fig.1-1 に示す．原子炉容器の配管との取り合い部（管台）は外径約 880mm の大型構造物であり，継手（周溶接）は数十層の多層盛溶接となる．

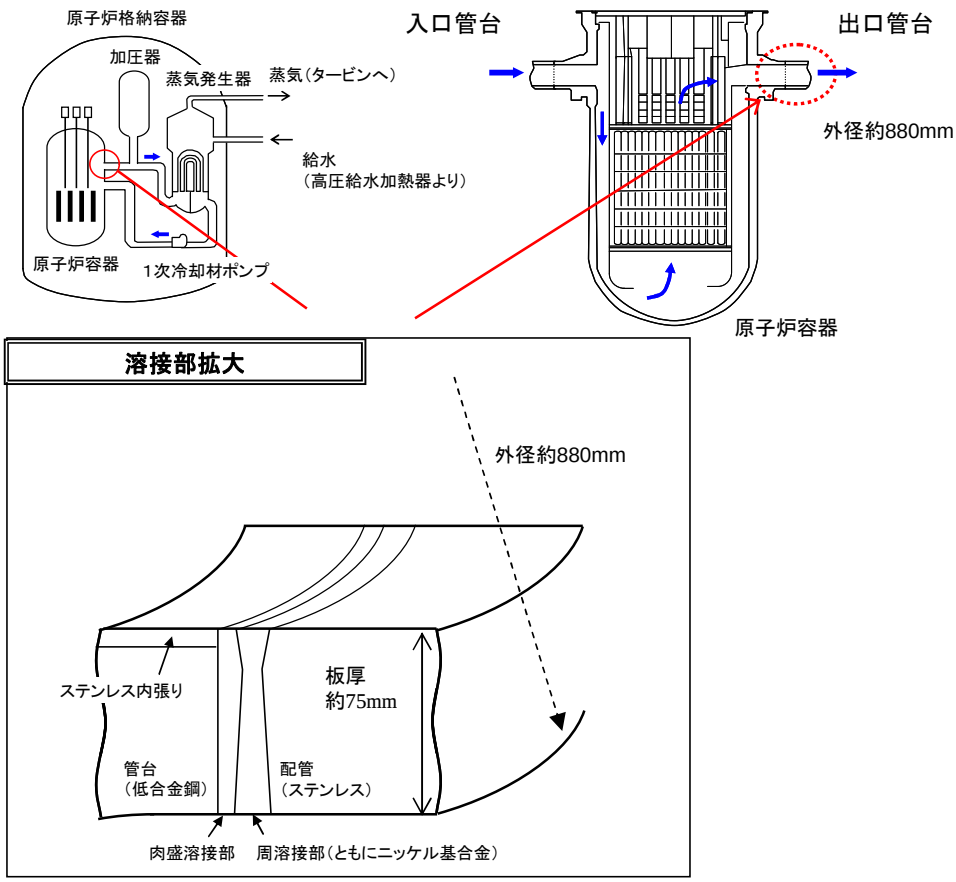


Fig.1-1　　PWR 原子炉容器の溶接部

1.2.3　溶接部のニッケル基合金について

前項に述べたとおり，PWR の主要な溶接部ではニッケル基合金が広く使用されていることから，これについて詳述する．ニッケル基合金のうち，PWR の溶接部で使用されているのは 15Cr-10Fe 系の耐熱・耐食性ニッケル基合金であり，600 系ニッケル基合金（600 合金）と呼ばれる．これは，Cl^-等ハロゲン元素を含む溶液中での耐応力腐食割れ性向上を目的に開発されたものである．

Table 1-2 に PWR で使用されている主な 600 合金の化学成分を示す．また，代表的な 600 合金溶接部を Fig.1-2 に示す．

Table 1-2　　主な 600 合金の化学成分[14]

	JIS／機械学会規格	米国規格	用途、通称等	主要化学成分(Wt%)														備考
				C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Fe	Ti	Cu	Nb+Ta	Al	Mo	Al+Ti	
母材	NCF600TP	SB-167 NO6600	上蓋管台	≦0.15	≦0.5	≦1.00	≦0.030	≦0.015	≧72.00	14.00-17.00	6.00-10.00	－	≦0.5	－	－	－	－	
母材	GNCF600B	SB-166 NO6600	炉内計装筒	≦0.15	≦0.5	≦1.00	≦0.030	≦0.015	≧72.00	14.00-17.00	6.00-10.00	－	≦0.5	－	－	－	－	
溶接金属	DNiCrFe-1J	A5.11 ERNiCr-1	132合金	≦0.08	≦0.75	≦3.5	≦0.03	≦0.015	≧62.0	13.0-17.0	≦11.0	－	≦0.5	1.5-4.0	－	－	－	SMAW溶接材料
溶接金属	YNiCr-3	ERNiCr-3	82合金	≦0.10	≦0.50	2.5-3.5	≦0.03	≦0.015	≧67.0	18.0-22.0	≦3.0	≦0.75	≦0.50	2.0-3.0	－	－	－	TIG溶接材料

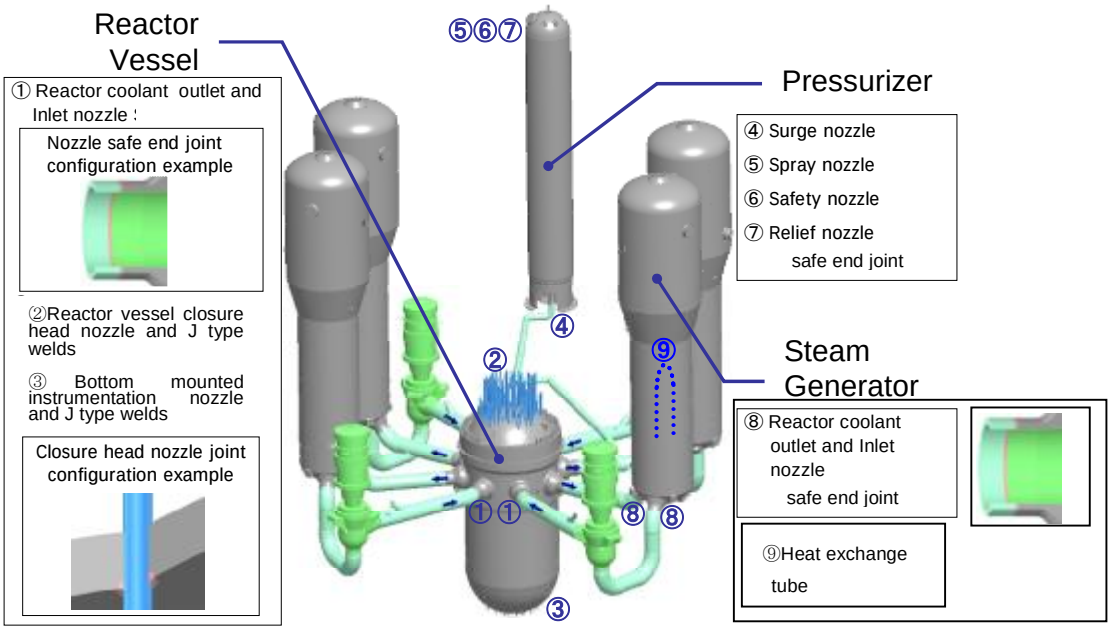


Fig.1-2　　PWR における 600 合金溶接部位

600 合金については，現在供用中の発電所の建設当時は応力腐食割れに関する知見は無かったものの，その後の研究等により PWR の一次冷却材環境中で応力腐食割れ感受性があるという知見が得られた．（Fig.1-3）

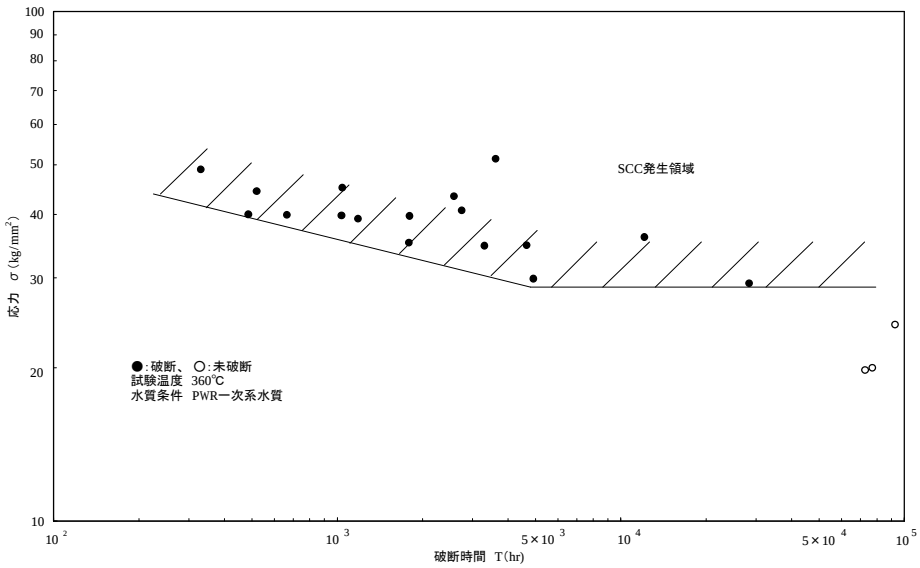


Fig.1-3　　600 合金（溶接金属）の定荷重応力腐食割れ試験結果[15]

600 合金の劣化事象である一次冷却材環境における応力腐食割れ（PWSCC：Primary Water Stress Corrosion Cracking）の原因は，材料，応力，環境の重畳であり，600 合金の損傷は，高温の一次系水（環境）の中で PWSCC 発生閾値以上の応力が負荷されることにより発生してきた．

ここで，PWSCC 対策として 3 つの要因のうち，供用中プラントの環境を変更することや大型構造物の材料を変更することは困難であることが多いが，応力については，両者に比べれば比較的容易に改善可能なものとして保全対応が取られてきたため実績が多いこと，また，今後も継続して活用が見込まれることから，本研究では「応力」要素に注目して，以降の検討を進める．

1.3　600 合金損傷に繋がった残留応力とその対応

原子力発電所の主要機器は，古くは規制当局の基準（告示 501 号），最近では日本機械学会の規格に基づき，プラントの運転期間を通じて繰り返される過渡の負荷まで考慮して，運転時に負荷される応力による機械的な損傷は生じないような設計がなされている．一方，古い基準類においては PWSCC の防止に関する規定が無かったこともあり，その後の研究によって，感受性のある材料が使用された部位については内圧，熱応力および残留応力，その中でも特に大きな値を示すことが多い残留応力により，PWSCC の可能性が生じる可能性があることが明らかとなっている．

ここでは，PWSCC に繋がった残留応力を生じさせる要因とそれらに対する対応を述べ，本研究における取り組み材料とする．

1.3.1　伝熱管の拡管不良への対応

PWSCC への対応は，蒸気発生器の伝熱管への対応から始まった．

蒸気発生器の伝熱管も高温高圧の一次冷却材を内包するため高強度の耐食性材料である必要があり，ニッケル基合金が使用されている．国内で PWSCC が発生する要因となっている引張残留応力は，伝熱管を押し拡げ管板に固定する「拡管」において，適切な施工であれば管板からの拘束により圧縮応力となるものが，管穴が計画より僅かに大きく十分な拘束が得られないなどの不整によるものであった．（Fig.1-4）これに対しては，伝熱管の内表面をピーニングで延伸させる加工を行い（塑性変形の付与），圧縮応力を付与することにより，残留応力を改善する対応が行われた．

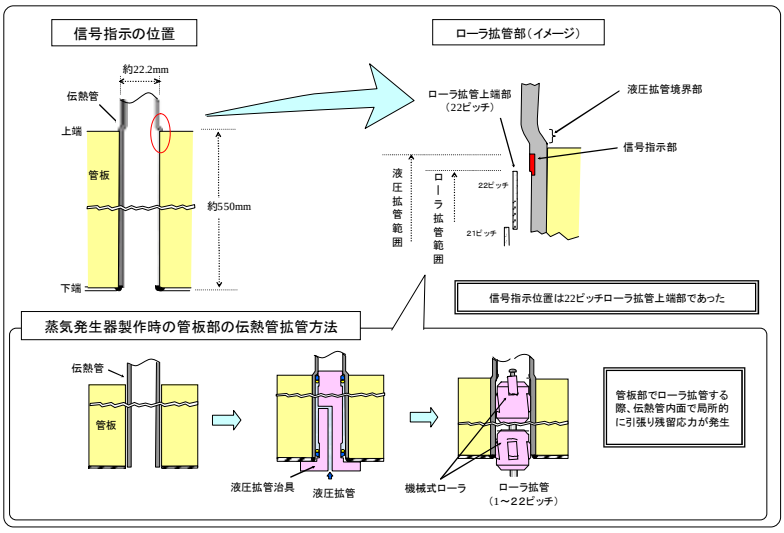


Fig.1-4　　国内における 600 合金の損傷事例（蒸気発生器伝熱管）[16]

なお，蒸気発生器の伝熱管では，損傷時の対応は施栓による供用停止となり，当該伝熱管の以降の長期信頼性を議論する必要が無くなることから，本事象は本研究では運転経験として参考にするものの，研究の題材とはしない．

1.3.2　手直し溶接による溶接残留応力への対応

溶接継手では，凝固（収縮）する溶接金属が周辺から拘束され，残留応力が生じる．

片側開先の溶接継手において適切な溶接施工がなされていれば，PWSCC の基点となる配管内表面において，その残留応力は圧縮となり，表面加工に起因する残留応力の知見の無い時代は PWSCC の発生に関し問題となる可能性は小さいと考えられていた．

一方，溶接の残留応力という観点で，応力腐食割れの発生に寄与するものとして，手直し溶接がある．すなわち，手直し溶接により残留応力場が変動し，配管内表面に高い引張残留応力が生じる場合がある．（Fig.1-5）

このような手直し溶接による損傷は，2000 年に米国の原子炉容器管台[17]で発生し，国内に警鐘を鳴らした．これに伴い，国内で予防保全策を検討していたところ，2003 年には国内の加圧器管台溶接部でも発生し（Fig.1-6）[18]，類似の材料構成となる原子炉容器や蒸気発生器の管台溶接部について，その保全が急がれることとなった．

保全対応としては，応力を改善する方策，または材料を改善する方策が採用可能であったが，応力を改善する方策，すなわちピーニングが，より速やかに実現できることから採用され，2006 年頃から予防保全工事が開始された．

施工にあたっての検討の詳細は次章に述べるが，原子炉容器管台溶接部に対しては高圧水によるウォータージェットピーニング（WJP : Water Jet Peening），蒸気発生器管台溶接部に対しては超音

波圧電素子駆動のショットによる超音波ショットピーニング（USP : Shot Peening by Ultrasonic-wave vibration）と，部位による使い分けがなされた（Fig.1-7）.

なお，施工面の表面を延伸させる加工（塑性変形）を行うことにより圧縮応力を付与することは共通である.

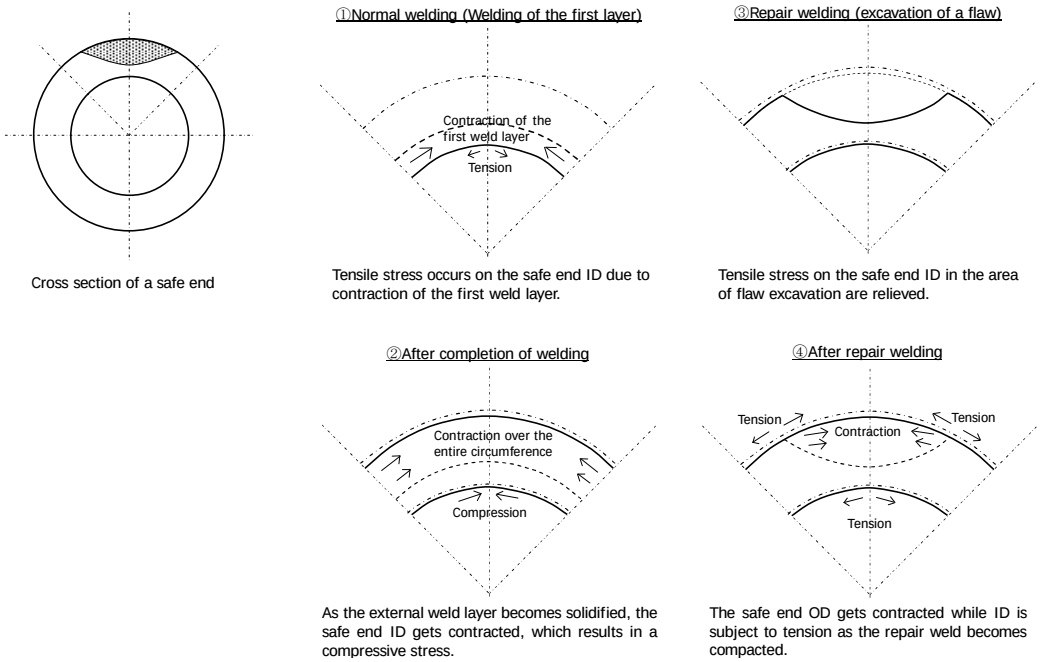


Fig.1-5　　手直し溶接により引張残留応力が生じる理由（イメージ）

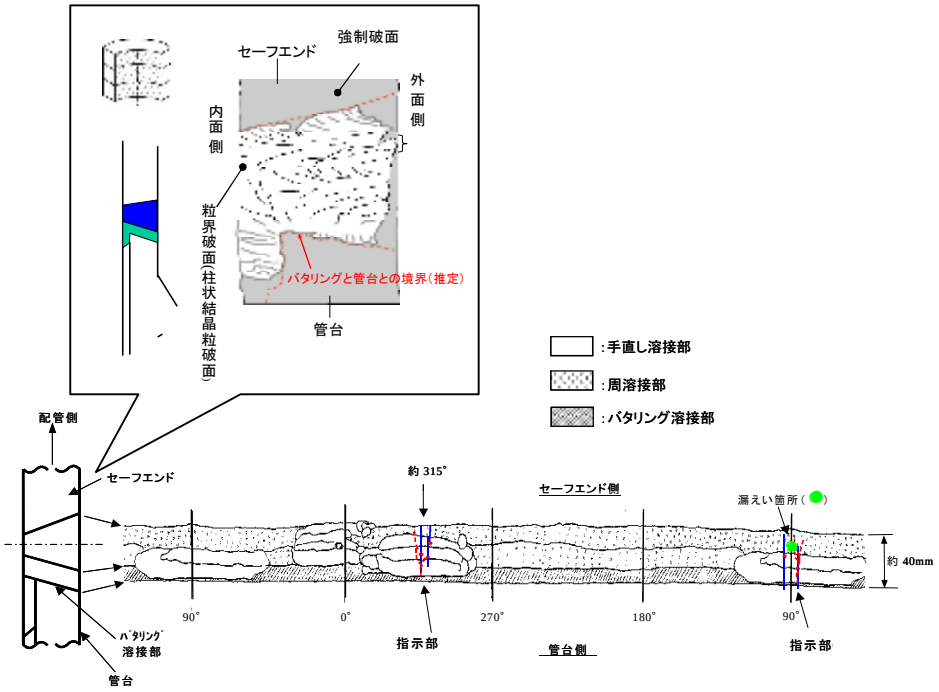


Fig.1-6　　国内での手直し溶接に起因する損傷事例（敦賀 2 号機加圧器管台）

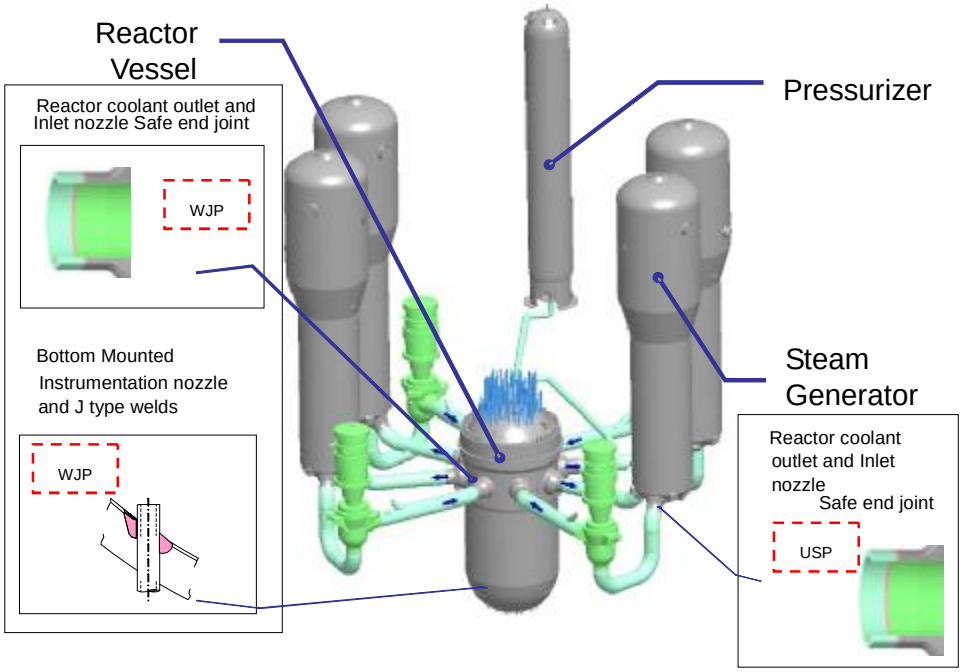


Fig.1-7　　ピーニングにより予防保全された部位（600 合金溶接部）

1.3.3　機械加工，研削等の表面仕上げによる残留応力への対応

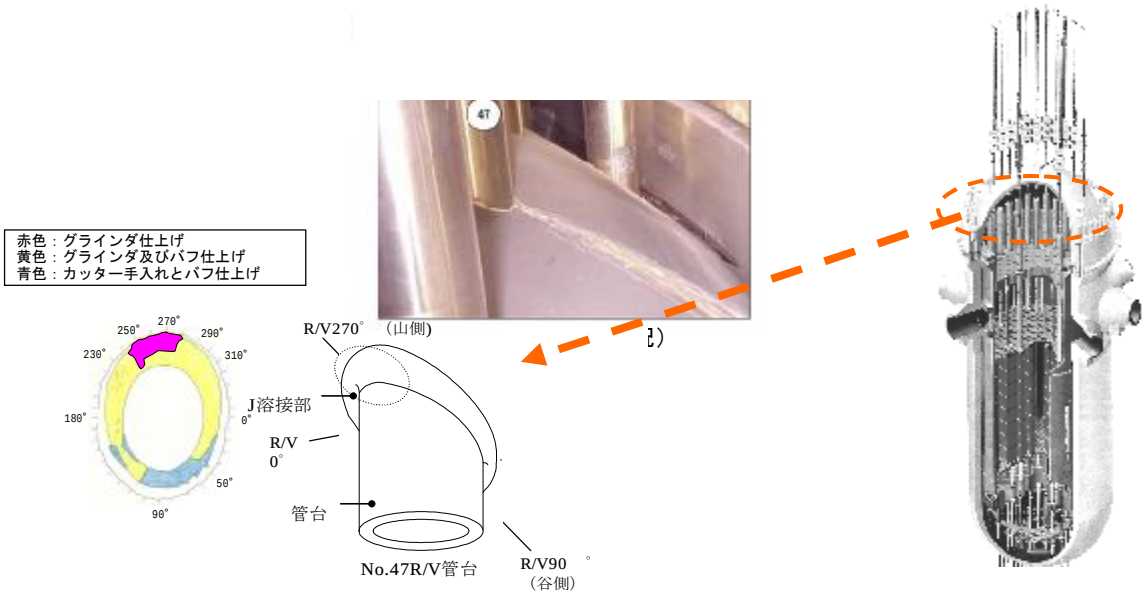
金属材料に切削，あるいは研削（グラインダ加工）などの加工を行うと，工具と接触する部分の近傍で塑性変形が生じ，引張残留応力が生じる．

2004 年の原子炉容器上蓋管台の溶接部での損傷（Fig1-8）[19]の発生要因は，グラインダ加工であった．

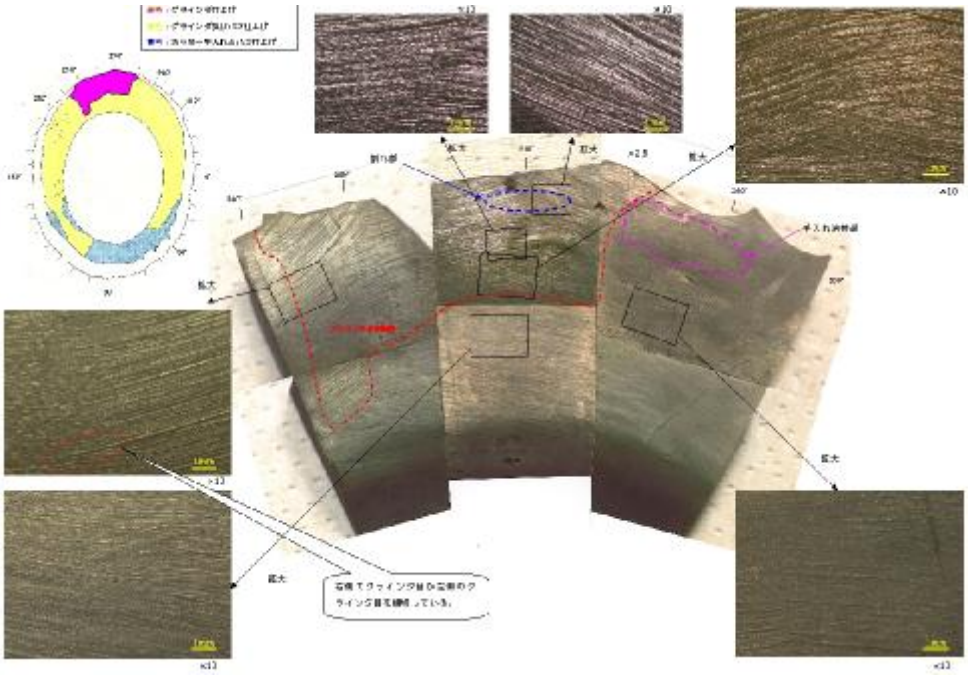
また，前項に述べたように原子炉容器や蒸気発生器の管台に対し，ピーニングを用いた応力改善による予防保全を行っていたが，ピーニング前の施工面の健全性の確認において，複数のプラントで PWSCC が検出された[20][21]．損傷部の詳細調査を行い，製作時の機械加工による残留応力の再現試験を実施した結果，この原因は機械加工やグラインダ加工による溶接部表面の引張残留応力であった．損傷部位については，耐食材を使用したものへの取替えや，欠陥を除去した上でのピーニング，あるいは耐食材を用いて腐食環境から腐食感受性のある部材を隔離する環境隔離溶接（Inlay 溶接）による対応が取られた．

なお，機械加工やグラインダ加工がなされた溶接部であっても，損傷が検出されずにピーニングが施工された部位については，その後，供用継続されている．

一方，同じ表面仕上げであっても，バフ施工のように研磨で仕上げた場合については，圧縮応力が付与可能であることが知られるようになり，近年では溶接後の表面仕上げの最終段階において，圧縮応力付与のために活用されている．



(1) 概要



(2) 損傷部位の表面

Fig.1-8　　グラインダ加工部位での損傷事例（大飯 3 号機原子炉容器上蓋管台）

1.4　ピーニング等による保全に関連して検討すべきこと

原子力発電所のような作業スペースや放射線環境の制約のある条件下では，応力除去焼鈍のような対応は困難であることから，ここまで述べた応力改善はピーニング，バフ施工といった表面加工という手段により実現されている．ここでは，このような手法により応力改善された部位の長期供用を考えた場合に懸念される事項を挙げる．

1.4.1　効果の経時変化

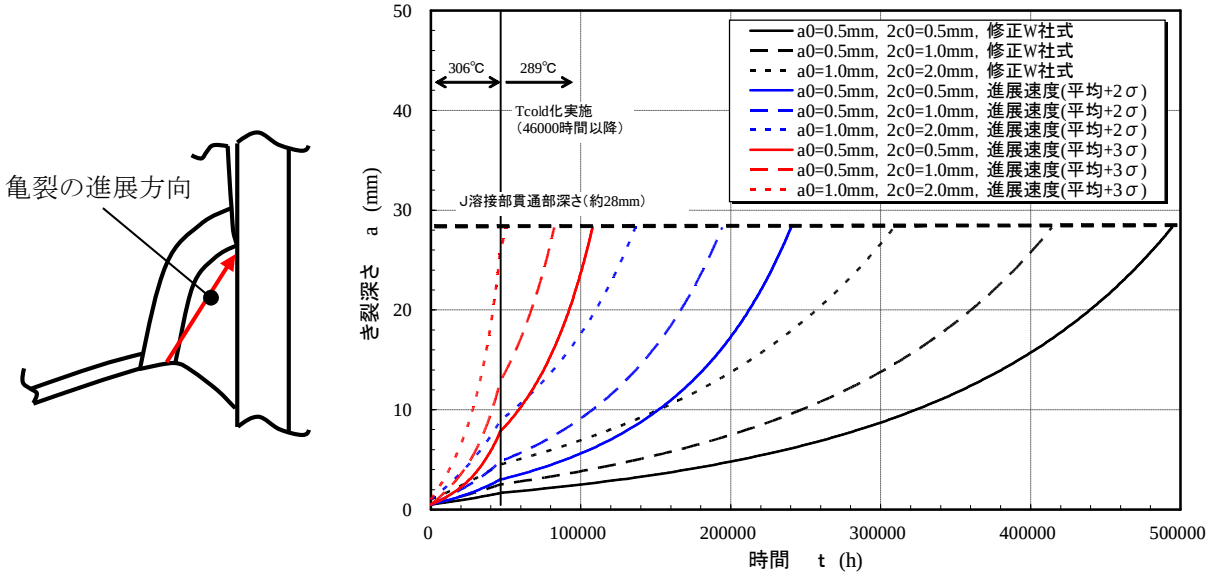
ピーニング，バフ施工等の表面加工による圧縮応力が付与される要因は塑性歪であるため，高温で供用される原子力発電所の機器について考えた場合，クリープ，回復あるいは再結晶の影響により，付与された圧縮応力の緩和が懸念される．

単純なクリープのみを考えた場合，ニッケル基合金のような高温での使用を目的に開発された材料では，PWR の運転温度（約 325℃）程度におけるクリープが問題となる可能性は小さいと考えられる．また，原子力発電所設備という観点では照射によるクリープも想起されるが，原子炉容器等と配管の溶接部での照射量では，その影響も懸念されない．

一方，表面加工で付与された圧縮応力の経時変化について，その機構論を考えた場合，表面加工により生成された数十μm～1mm 程度の薄い圧縮応力層（塑性歪の導入された表面加工層）と，その下部のそもそもの溶接施工などにより存在していた多層盛溶接金属という，いわば溶接金属とその外被となる圧縮応力層の重合構造である．また，圧縮応力層は，設置時に機械加工やグラインダ加工で与えられた塑性歪の上に，金属球（ショット）やキャビテーションの衝撃という種々の方法でさらに塑性歪が付与されたものであり，その組織の特性は様々である．二層構造のクリープ挙動に関するデータは多いとは言えない上，薄い塑性歪層の性状変化には，下部の多層盛溶接金属の影響が相対的に強く及ぶ可能性がある．また，表面加工では導入された塑性歪の直下には，圧縮応力にバランスする引張応力が生じている．加えて，建設時の手直し溶接，供用後の補修溶接などを経た場合には，さらに応力場は複雑になる．

これまで，ピーニング等の長期安定性については種々の高温加速試験[22][23]が実施されてきており，圧縮応力の有意な緩和のないことは確認されているが，これらの知見は単純な平板形状から得られた結果であり，原子力発電所の設備の部位のような複雑な溶接残留応力を付与された状態での試験はなされていない．また，これらの試験はあくまで高温加速試験であって，一部の試験では，運転中の実機に加わる荷重のうち主要なものを考慮しているものの，実際に長期間の実機運転時の荷重に伴う挙動を観察しているわけではない．

一方，運転経験において，PWSCC が比較的低温の温度環境（約 290℃）にも関わらず，加速試験によるデータから想定される期間より極めて早く発生・進展した事例があり（Fig.1-9）[19]，保全の検討には十分な保守性を含むべきという教訓を得ている．



（注）き裂貫通時の運転時間は約 10 万時間であり，運転開始直後に深さ 0.5mm の真円亀裂が発生し，当時得られていた亀裂進展データのほぼ上限で進展した推定となった

Fig.1-9　　原子炉容器低温側温度環境での漏えい事例の評価

1.4.2　微細な亀裂が潜在する可能性

表面加工による応力改善策は，傷除去を行うわけではないため，施工面に既に傷が生じている場合は注意を要する．

例えば，蒸気発生器伝熱管用ショットピーニングの場合，伝熱管は約 1mm 強の薄肉部材であることから，板厚の深い範囲まで圧縮応力を付与しようとすると外面に引張応力を生じることとなり，外面からの割れが懸念されることとなるため，圧縮応力が付与できる範囲は，比較的小さく内面から約 200μm であった．

これに対し，ボビン型コイルを用いた渦電流探傷試験（ECT：Eddy Current Testing）による施工前の非破壊試験により検出できる欠陥の深さは最小でも約 500μm であることから，非破壊試験で検出されない割れが圧縮応力範囲を超える範囲まで進展している場合にはピーニング施工後も進展が継続し，後に検出されるような場合があった（Fig.1-10）[16].

このように，ピーニング等による保全を行う場合には，施工面の健全性確認が行われるものの，あくまで検出限界の存在する非破壊試験によることから，試験手法の検出限界未満の微小な亀裂が潜在する可能性がある．

別な事例として，蒸気発生器の管台溶接部でも渦電流探傷試験で検出されなかった微小亀裂がレプリカ調査（スンプ調査）で認められている（Fig.1-11）[21].

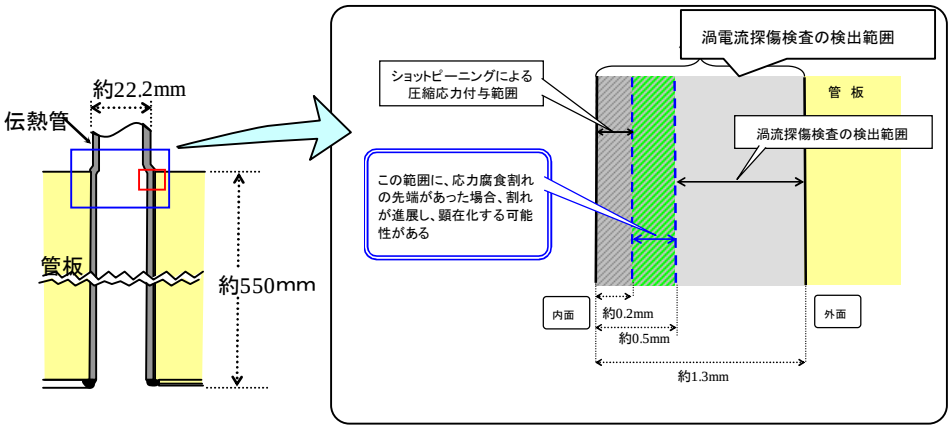


Fig.1-10　　ピーニング施工後に損傷が検出された事例の推定原因

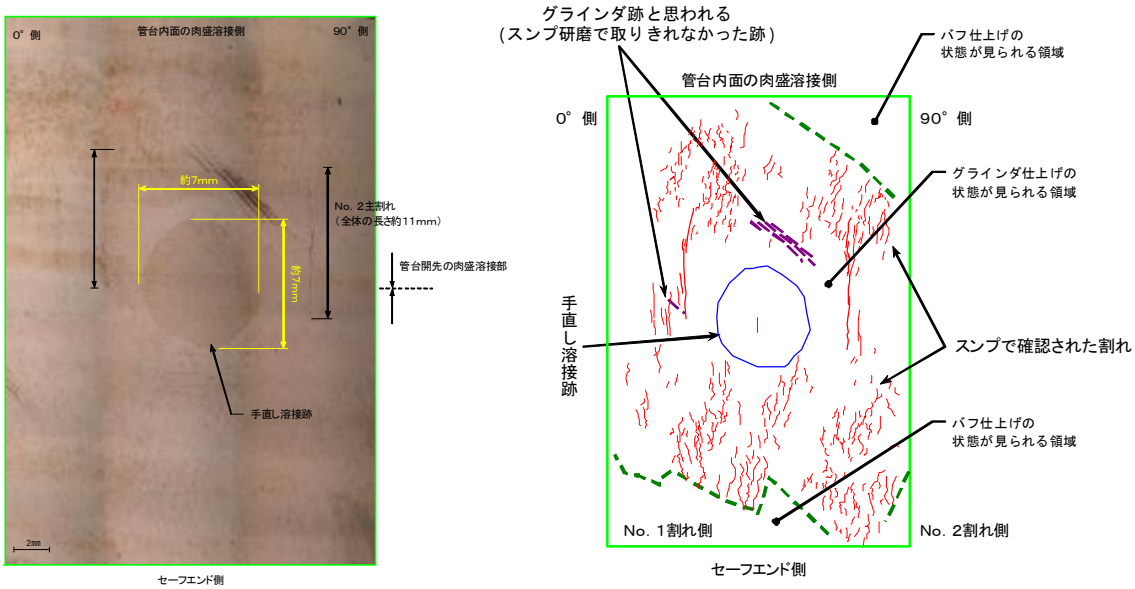


Fig.1-11　　非破壊試験の検出限界未満の微小亀裂の例

また，これまで割れの知見がなかった材料についても，近年強加工層に関連する割れ進展の知見が得られており，この微小割れの懸念は，600 合金溶接部だけでなく，継手を構成するステンレスや環境隔離を行うための耐食材である 690 系ニッケル基合金（690 合金）にも及ぶ[24][25].

また，金属表面に対し強度の加工を施した場合，表面加工によって生じた微細結晶層は腐食性に富むという報告もある[26].

ピーニング等により表層部は強加工層となっていることから，仮に圧縮応力が緩和し，引張応力場となる場合には，割れを懸念した監視を検討する必要が生じる．したがって，圧縮応力の信頼性の評価は今後の保全を検討する上で，慎重に取り組むべきものである．

1.5　国内外での高経年化や保全高度化に関する研究動向

高経年化する原子力発電所への対応は国内外で共通の課題であり，考慮すべき劣化事象を抽出するとともに最新知見を反映してこれらを更新していくなどの取り組みが産業界や規制側で行われている[27][28][29].

高経年化に関する研究は，従来，材料の劣化程度を把握する試験や構造強度評価等が中心であったが，近年，萌芽的ではあるものの高経年化評価に関連して計算機シミュレーションを活用するという方向性が国内外で生まれており，今後の活用が見込まれている.

（1）国内

原子力発電所の安全性評価への計算機シミュレーションの活用という観点では，福島第一発電所の事故以降，高経年化するプラントの安全性評価に関し，その評価条件を従来のような確定的なものではなく，設計，調達，設置，運転，保全などの要素について，全面的にリスク評価を行い，重大性の高いリスクの存在を評価しようとする取り組みがある．すなわち，プラントに要求される機能に着目し，ある評価時点において当該機能が満たすべき基準に対する裕度を確率論的な考えを用いてリスクを評価するというものである[30]．この場合，構造物の劣化と機能の劣化（喪失）の相関づけを行うにあたり，原子力発電所という多くの機器で構成される複雑なシステムの確率論的評価に関し，計算機シミュレーションが使用されることとなる.

また，このようなプラント全体の安全性評価に資するべく，個々の事象のシミュレーション評価は高度化が図られており，配管減肉[31]等の取り組みが報告され，プラント全体のリスク評価を行う上でのインプットとなっている.

なお，計算機シミュレーション技術そのものの高度化という観点では，本研究で注目する残留応力に関しては，近年の解析技術の向上により，その考慮が精緻に可能となっており，伝統的なアプローチである，モックアップ試験体製作による残留応力の再現作業の簡素化を期待できる状況である[32].

（2）米国

エネルギー省（DOE）により，既設の原子力発電所の 60 年を越える安全運転のためのプロジェクトが実施され，原子力発電所の環境における経年劣化を究明し，予測する活動が実施されており，この中で，国内と同様に安全裕度を定量化し，リスク評価に組み合わせてプラントの保全に活用する手法が提案されている.

安全裕度の定量化にあたっては，計算機シミュレーションが用いられる場合もあり，機器の経年劣化を評価するためのシミュレーションが開発されており，例えば，原子炉容器（低合金製）の代表的な経年劣化事象である照射脆化について，原子炉内面の照射量と関連温度（脆性遷移温度）の

上昇量が計算できるようなモデルが開発されている（Fig.1-12）[33].

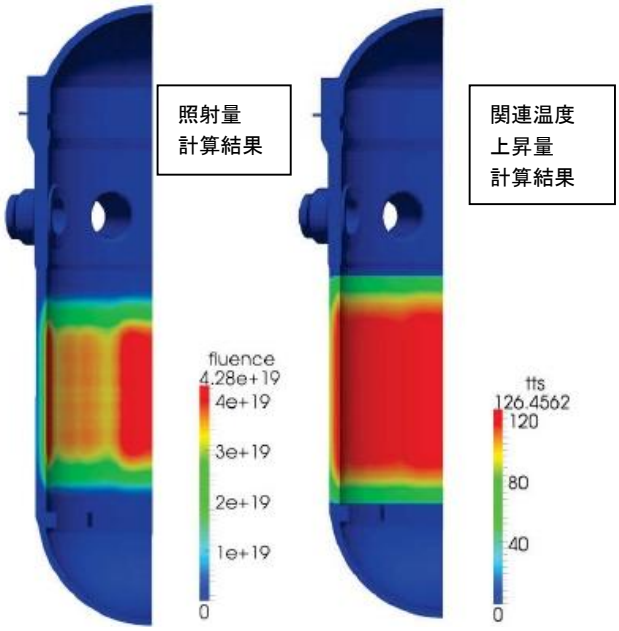


Fig.1-12　　原子炉容器内面の照射量と関連温度の移行量の計算例

1.6　研究の動機と目的

1.3 項で述べたように，600 合金溶接部の損傷懸念に対しては，一旦の保全対応がなされた状況であり，また，その対応の信頼性も現状の知見に基づく範囲では十分なものと考えられる．したがって，規制という観点では，「応力腐食割れに対する考慮がなされた状態」として，規制上の基準（実用発電用原子炉及びその附属施設に関する技術基準）に適合する状態であり，産業界が現時点で規制基準を満たすために新たに対応すべき事項は無いように考えられる．

しかしながら，ピーニング等により保全された部位の長期的な信頼性について，従来確認されていない範囲をプロアクティブに検討すれば，1.4 項のように懸念すべき事項は散見され，これらの懸念は電気事業者の自主的な安全性向上に関する活動として払拭されていく必要がある．

600 合金溶接部は原子炉等の主要機器の一部であり，その損傷は発電所の機能の劣化，さらには喪失に対するリスクを大きく上昇させる．これに対し，1.4 項の懸念は想定できない範囲ではなく，これまで確認されてこなかった範囲であり，福島第一発電所事故の教訓を踏まえれば，規制要求はなくとも発電所設備の信頼性向上のために自主的な取り組みを開始すべきものである．また，これら対策済みとされていた部位が損傷した場合には社会的影響が大きく，技術の信頼性の失墜は原子力発電の活用の機運を阻害するものと思慮する．

したがって，ピーニング等により保全され，対応済みとされる部位の長期信頼性評価の高度化に取り組み，高経年化するプラントの信頼性の確認およびその顕示に繋げていくことは，「安全性の向上のための評価」を先駆し，プラントの運転を安全に継続していくために有益と考えた．

ここで，これまでの高経年化に関する技術評価の評価手法は，単純形状の材料試験データに基づくものである．一方，1.4 項で述べた懸念事項として，溶接金属とその外被となる圧縮応力層の重合構造となる応力改善部位に関する長期信頼性データの不足，圧縮応力層下部の溶接残留応力による影響，および実機運転時の荷重による影響がある．

これまでと同じアプローチで，薄い圧縮応力層に対し，厚い側の部材の複雑な残留応力分布の影響を精緻に考慮した信頼性データを多く取得するには，実機と同構造（厚さ）の試験体を多く製作する必要があることから合理的でない．また，圧縮応力層の性状は経験する製作履歴，ピーニング等の方法の多様性により種々のものがあることから，同様に，その多様性を全て再現し影響を確認することは合理的でない．さらには，実機の溶接継手の形状も様々なものが存在し，その溶接残留応力分布は複雑かつ一律ではないことから全てを再現することは合理的でなく，また，実際には溶接残留応力分布をさらに複雑にする手直し溶接を包含する可能性があることから，これらについて，これまでと同じアプローチで実機模擬試験体を用いて再現し，影響を確認することは非常に困難である．また，実機に負荷されるような荷重の再現にあたっては非常に大規模な装置および長期の試験期間が必要となることから，これまでと同じアプローチで取り組むことは合理的でない．

そこで本研究では，国内外で活用が進められている，計算機シミュレーションによる経年劣化事象の評価というアプローチにより，長期信頼性の確認に取り組むこととした．

すなわち，応力改善された部位を模擬した試験体（モックアップ試験）により長期間の実験により経年変化を確認するこれまでのアプローチに換えて，計算機シミュレーションを活用して長期信頼性評価を行うことの検討を行う．

具体的には，実機の継手形状を模擬したモデルを構築し，これに製作履歴や保全方法を勘案して残留応力分布とこれに対応する歪を与えた後に，供用中の温度，荷重履歴を勘案して長期信頼性を評価する手法を構築する．

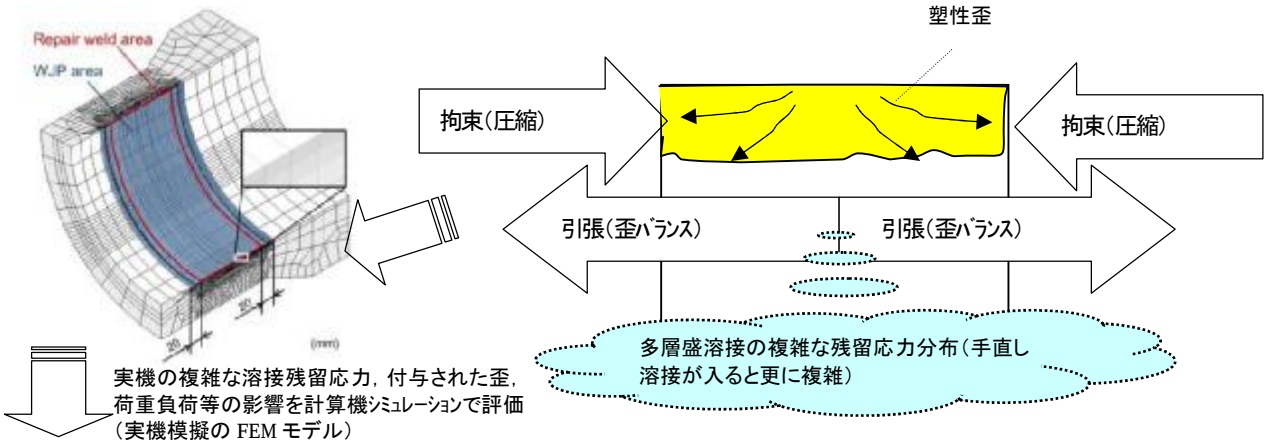
このようなアプローチは，同じくピーニングの長期信頼性の確認に取り組んでいる米国電力中央研究所（EPRI）でも取られようとはしているが[34]，未だ具体的な成果は報告されていない．

なお，評価において考慮する溶接残留応力の解析手法は高度化が図られているものの，理想的な溶接条件に対する検討が多く，溶接残留応力に影響を与えるような手直し溶接や溶接条件の変動の考慮に対する検討は少ないことから，これらについても構築する手法の中で活用すべく，検討を行う．

本研究で提案する手法のイメージを Fig.1-13 に示す.

実機の 600 合金溶接部では，圧縮応力を付与するために使用された技術は複数存在し，導入される塑性歪および弾性歪には多寡がある．また，継手形状や製作履歴も部位によって異なり，圧縮応力層と溶接金属の重合構造における残留応力分布の影響も多様と考えられる.

したがって，本研究では，応力改善された部位の長期信頼性評価を行うにあたり，実機の継手形状を模擬した計算機シミュレーションにより，これらの影響を合理的に考慮できる手法を構築していくことを目的とした．なお，計算機シミュレーションを用いることで，一旦継手形状のモデルを構築しておけば，付与されている塑性歪および弾性歪の量，残留応力分布，荷重，クリープの程度等のバリエーションに対して合理的に評価可能となり，従来の想定範囲を超える条件に対しても合理的に評価が可能となるものである.



	表面仕上 (建設時)	応力改善 手法	考慮すべき影響	備考
原子炉容器管台 (開先形状) ・狭開先，両 U 開先 (温度条件) ・高温側(約 330℃) ・低温側(約 290℃)	グラインダ	WJP	組織回復 クリープ 繰返荷重	ﾚｰｻﾞﾋﾟｰﾆﾝｸﾞされた管台もあり
		バフ	同上	690 合金補修溶接の表面
	機械加工	WJP	同上	ﾚｰｻﾞﾋﾟｰﾆﾝｸﾞされた管台もあり
		バフ	同上	690 合金補修溶接の表面
SG …	グラインダ	USP	同上	
	機械加工			
	…			

実機の歪量，残留応力，荷重等の多様性に合理的に対応可能

Fig.1-13　　合理的な長期信頼性評価手法のイメージ

1.7　論文の構成

以下に本論文の構成について述べる.

本章「序論」では，現在の原子力発電所を取り巻く環境を述べ，今後改めて，原子力発電を活用していくにあたっては，所謂，福島第一発電所事故対応とともに，プラントの高経年化への対応という課題があることを紹介した.

このような状況下で原子力発電を継続していくにあたっては, 規制上の基準を満足することは勿論のこと，発電事業者自らの安全性向上活動が重要であることを述べた．すなわち，規制上要求される経年劣化対応だけでなく，従来の知見を超える範囲にも事前予防を行う，プロアクティブな取組が必要である.

その後，題材となる PWR の特徴，および本研究の題材となるニッケル基合金等について述べ，これまでの経験した主な損傷事例のうち PWSCC による損傷とその要因となる「残留応力」および対応の経緯等を纏めた.

その後，PWSCC への対応としてピーニングやバフ施工といった表面加工により残留応力改善を行った部位に対して，高経年化による長期供用を考えた際に，従来確認されてきた範囲を超えてプロアクティブに検討すれば「薄い圧縮応力層（表面の加工層）」の長期信頼性評価への取組の必要性が生じることを述べた．すなわち，薄い加工層の圧縮応力が緩和すれば，表面に微小な割れは潜在する可能性は否定できないことから，割れを懸念した監視を行う必要が生じる.

このような懸念の評価にあたり, 圧縮応力層と溶接金属の重合構造に関する長期信頼性評価データは多くないこと, 応力改善技術や実機の溶接部形状は多様であり評価対象となる全歪量や残留応力分布も多様であることから，国内外の取り組み状況も鑑み，計算機シミュレーションを活用してこれらを合理的に評価するアプローチを提案し，本研究の目的とした.

第二章「表面加工による応力改善技術の長期信頼性評価手法構築に向けた課題抽出」では，本研究における今後の検討に資するべく，表面加工と残留応力に関する基本的な知見，および表面加工による応力改善技術を原子力発電所設備に適用するにあたって検討してきた内容等を纏める.

また，これら応力改善技術の長期信頼性に関するこれまでの知見を纏め，信頼性に影響を与える可能性のある事項を抽出する．なお，残留応力の扱いについても検討し，構築する手法は，これらを評価できる手法としていく.

また，種々の手法のあるピーニングについて本研究での対象を絞り込む.

第三章「長期信頼性評価手法の構築」では，長期信頼性評価手法の構築に向け，アプローチの具体化を行っていく.

すなわち，評価の対象となる圧縮残留応力に対応する全歪の設定方法を定めるとともに，前章で考慮すべきとした事項に関して，評価方法を検討する．

なお，評価ではクリープ則を使用することになるが，クリープ定数の設定について，考え方を整理しておく．

加えて，金属組織的検討，および構築した手法の妥当性確認のため，単純形状試験体により時効試験を実施する．なお，構築した手法の妥当性確認は，上記の単純形状試験体を用いた解析結果と実験結果の比較により行う．

最後に，構築した手法を用いて小規模な実機模擬モデルを試評価することにより，手法の有効性を確認するとともに，設定したクリープ定数について考察を行う．

第四章「溶接施工の変更が残留応力分布に及ぼす影響に関する基礎検討」では，評価で考慮する溶接残留応力に関し，これまでの運転経験から実機溶接部では手直し溶接等による大きな引張応力が生じている可能性が否定できないことから，溶接施工の変更の残留応力分布に対する影響の程度を評価して，以降の評価で活用する知見を得る．

評価は PWR の配管モデルを用いて，手直し溶接等の溶接施工の変更が発生した場合の残留応力分布に対する影響を確認し，長期信頼性評価の条件に考慮するための知見を得る．

また，検討の結果から，溶接残留応力の観点で施工時に肝要となる事項を抽出する．

第五章「実機の応力改善箇所の長期信頼性評価用モデルの整備」では，実機の応力改善部位の長期信頼性を評価するためのモデル，条件等の整理を行い，第三章で構築した手法を用いて評価するための準備を整える．

準備にあたっては，実機の製作履歴や運転経験を可能な限り考慮し，本研究の目的である合理的な長期信頼性評価手法の有効性が示せるものとする．

まず，実機の原子炉容器と同様の開先形状のモデルを用いて，製作時の溶接，熱処理の条件，手直し溶接等の各履歴に対する残留応力分布を把握し，長期信頼性評価の条件として整備する．

その後，圧縮応力層の歪量の分布を計算するとともに，評価に使用する荷重条件等を整備する．

第六章「実機原子炉容器溶接部の応力改善部位の長期信頼性評価結果」では，前章で構築したモデルや評価条件を用いて実機原子炉容器管台溶接部の応力改善部位の長期信頼性について評価した結果を示し，本研究で構築した手法の有効性を纏める．

なお，長期間運転後の応力状態について，今後の保全計画検討の観点から考察を行う．

第七章「総括」では，第一章から第六章までの成果を概説するとともにさらに検討が必要となる事項をまとめ，今後の課題とする．

本研究のフローを Fig.1-14 に示す.

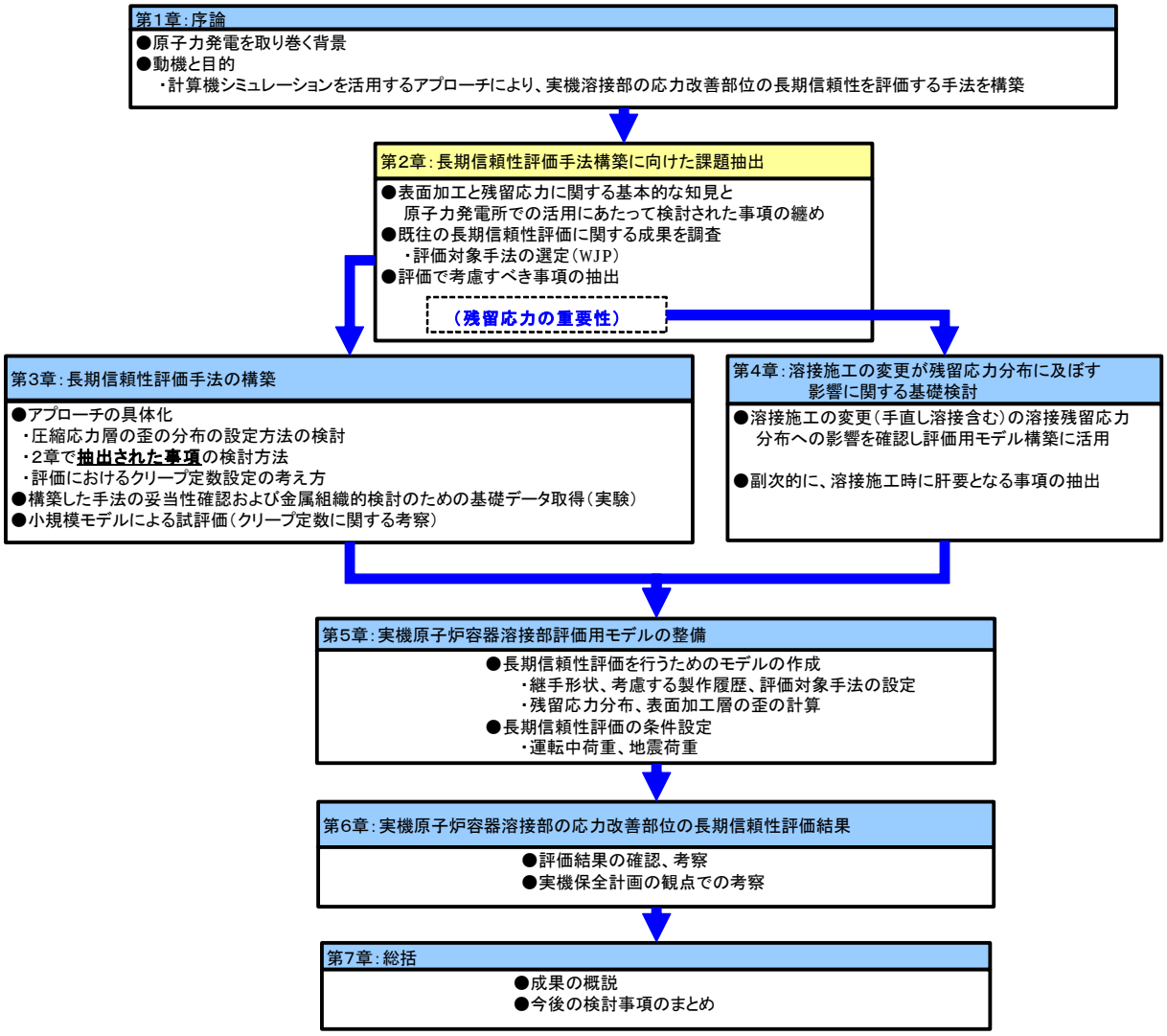


Fig.1-14　　本研究のフロー

参考文献

[1] 資源エネルギー庁, エネルギー・環境会議 原子力発電関連資料（2012）.

[2] 国家戦略室, 需給調整会議 第 9 回会議 資料 3 電力コストの抑制策について（2012）.

[3] 一般社団法人 海外電力調査会, データ集：グラフとデータ：主要国の 1 次エネルギー消費構成と自給率（2010）.

[4] 一般社団法人 日本経済団体連合会エネルギー政策の再構築を求める政策提言（2012）.

[5] 公益社団法人　関西経済連合会, 電力にかかわる経済性と安定性の確保を求める緊急要望（2012）.

[6] 資源エネルギー庁, エネルギー白書 2010（2011）.

[7] 資源エネルギー庁, 再生可能エネルギー発電設備の導入状況（2013）.

[8] 原子力規制委員会, 原子力規制委員会設置法の一部の施行に伴う関係規則の整備等に関する規則(案)（2013）.

[9] 首相官邸, 野田内閣総理大臣記者会見（2012）.

[10] 電気事業連合会,「原子力安全推進協会」の設立について（2012.11）.

[11] 国会 東京電力福島原子力発電所事故調査委員会, 国会事故調　報告書（2012）.

[12] 一般社団法人 日本再建イニシアティブ福島原発事故独立検証委員会, 民間事故調　報告書（2012）.

[13] 関西電力株式会社, 大飯発電所原子炉設置許可申請書（3, 4 号炉）.

[14] 独立行政法人原子力安全基盤機構, Ni 基合金応力腐食割れ進展評価技術実証に関する事業報告書（2008）.

[15] 電力共同研究, 690 合金の PWSCC 長期信頼性確証試験（2009）.

[16] 原子力安全委員会, 第 18 回定例会議資料　関西電力㈱高浜発電所 3 号機の定期検査中に確認された蒸気発生器伝熱管の傷の指示に関する原因と対策について（2012）.

[17] G.Rao, G.Moffatt, and A.Mcllree, “Metallurgical Investigation of Cracking in the Reactor Vessel Alpha Loop Hot Leg Nozzle to Pipe Weld at the V. C. Summer Station”, Westinghouse Non-Proprietary Class 3 Report, WCAP-15616, Rev.0 (2001).

[18] 原子力安全委員会, 第 65 回臨時会議資料, 日本原子力発電（株）敦賀発電所 2 号機における加圧器逃がしライン管台部等のひび割れの原因と対策に係る日本原子力発電（株）からの報告及び検討結果について（2003）.

[19] 原子力安全委員会, 第 72 回臨時会議資料, 関西電力(株)大飯発電所 3 号機の定期検査中に発見された制御棒駆動装置取付管台等からの漏えいの原因と対策に係る関西電力(株)からの報告及び検討結果について（2004）.

[20] 原子力安全委員会, 第 7 回臨時会議資料　関西電力㈱美浜発電所 2 号機Ａ－蒸気発生器 1 次

冷却材入口管台溶接部の損傷の原因と対策に係る関西電力㈱からの報告及び検討結果について（2008）.
[21] 原子力安全委員会, 第 7 回臨時会議資料　日本原子力発電㈱敦賀発電所２号機蒸気発生器１次冷却材入口管台溶接部の損傷の原因と対策に係る日本原子力発電㈱からの報告及び検討結果について（2008）.
[22] K.Okimura, T.Konno, M.Narita, T.Ohta, M.Toyoda, “Reliability of water jet peening as residual stress improvement method for alloy 600 PWSCC mitigation”, ICONE16-48375 (2008).
[23] 西川, 大北, 山口, “応力改善工法で付与される圧縮残留応力の持続性”, 保全学, Vol.11, No.4 (2013), pp.69-76.
[24] N.Matsubara, T.Kobayashi, Y.Nomura, K.Fujimoto, S.Hirano, N.Chigusa, “Research Program on SCC of Cold-worked Stainless Steel in Japanese PWR N.P.P.”, Fontevraud 7, A099 (2010).
[25] Peter Andresen, “Overview of SCC Programsat SERCO, Ciemat and MHI”, GE Global Research Center, NRC-EPRI Meeting, (2011).
[26] 加藤, 石橋, 堀内, 原子力用 316L 鋼における高温水中 SCC の発生・進展経路微細構造, 第 51 回環境と環境討論会講演集 A-206（2004）.
[27] United States the Nuclear Regulatory Commission, NUREG-1801, “Generic Aging Lessons Learned Report” (2010).
[28] US Nuclear Energy Institute, NEI95-10 Rev.3, “Industry Guidelines for Implementing the Requirements of 10 CFR Part 54 - The License Renewal Rule”.
[29] IAEA, Ageing Management for Nuclear Power Plants, Ver.1 (2002)（Subtitle：Guidance on Effective Management of the Physical Ageing of Systems, Structures and Components Important to Safety for Nuclear Power Plants）.
[30] H.Miyano, “Aging Management Program on Safety in Japan - Functional Degradation and System Safety Assessment of Nuclear Plants in Operation”, International Symposium on Aging Management Program Development for System Safety of Nuclear Power Plants in 2012 (2012).
[31] 越塚, “配管減肉のシミュレーション:流れ加速腐食と液滴衝撃エロージョン”, (社)溶接協会原子力研究委員会　原子力発電設備におけるシミュレーションの最前線－材料, 設計, 施工, 維持への展開－に関する国内シンポジウム（第 46 回シンポジウム）(2011).
[32] 独立行政法人 原子力安全基盤機構, 複雑形状部機器配管健全性実証事業（IAF）平成 19 年度報告書（2008）.
[33] B.Spencer, J.Busby, R.Martineau, Brian Wirth, “A proof of Concept: Grizzly, the LWRS Program Materials Aging and Degradation Pathway Main Simulation Tool”, U.S. Department of Energy.
[34] P.Crooker, W.Sims, “Peening for Mitigation of PWSCC in Alloy 600”, NRC/Industry Tech Meeting (2011).

第二章　表面加工による応力改善技術の長期信頼性評価に向けた課題抽出

2.1　緒言

原子力発電所の機器の製作にあたっては，本研究の題材となる表面加工が多く使用されており，引張あるいは圧縮の残留応力を生じさせる要因となっている．

このような表面加工と残留応力に関する基本的な知見，および表面加工による応力改善技術を原子力発電所設備に適用するにあたって検討した内容等を纏めておくことは，本研究における今後の検討に有用である．したがって，これらの技術の適用に関する知見，および，これまで確認されてきた長期信頼性に関する知見についても纏め，計算機シミュレーションを用いて長期信頼性評価手法を構築していくにあたって考慮すべき事項を抽出する．

2.2　表面加工と残留応力に関するこれまでの知見

金属表面を加工した場合に引張または圧縮の残留応力が生じることに関しては多くのほう j 国があり[1]，この残留応力は疲労強度などの機械的特性に大きな影響を与えるものとしてこれまで種々の研究がなされてきた．これらの知見を基に，次項以降に述べる，材料表面に圧縮応力を付与するための技術が開発されている．

参考として，PWR の 600 合金溶接部の表面加工で使用される，切削（機械加工），研削（グラインダ加工）および研磨（バフ施工）の工具の例を Fig.2-1 に示す．

（a）バイト（切削）　　（b）グラインダ　　（c）バフ

Fig.2-1　　600 合金溶接部で使用される加工工具の例

2.2.1　切削（機械加工）

金属材料に切削加工（機械加工）を行うと，工具（バイト）と接触する部分の近傍で塑性変形が生じ，機械的な応力が生じる．また，材料と工具が接触することにより発熱し，熱応力が生じる．

切削加工の場合に支配的となるのは機械的な応力であり，これは Fig.2-2 の加工時のイメージに示すように，バイトの先端部で前方に引張の塑性歪（圧縮応力状態）が生じた後，バイトの後方で切削されることにより拘束が無くなり，引張の残留応力となる．なお，バイトの先端が鋭利でない場合には，被加工面を押し潰して延ばす，所謂「バニシング効果」が生じ，圧縮残留応力の形成に寄与するが，適切な切削加工が行われる場合はその効果は大きくない．「バニシング効果」については後述するが，結果として，多くの場合に引張残留応力が生じることを考えれば，このような表面に沿って伸長する塑性変形が残留応力形成に大きな役割を果たすものと考えられている．

このようなメカニズムによれば，塑性変形が大きい場合に残留応力が大きくなると考えられ，本研究の題材であるニッケル基合金は延性が高いことから，過去，切削加工面（Fig.2-3）での残留流応力に起因する損傷を経験している[2].

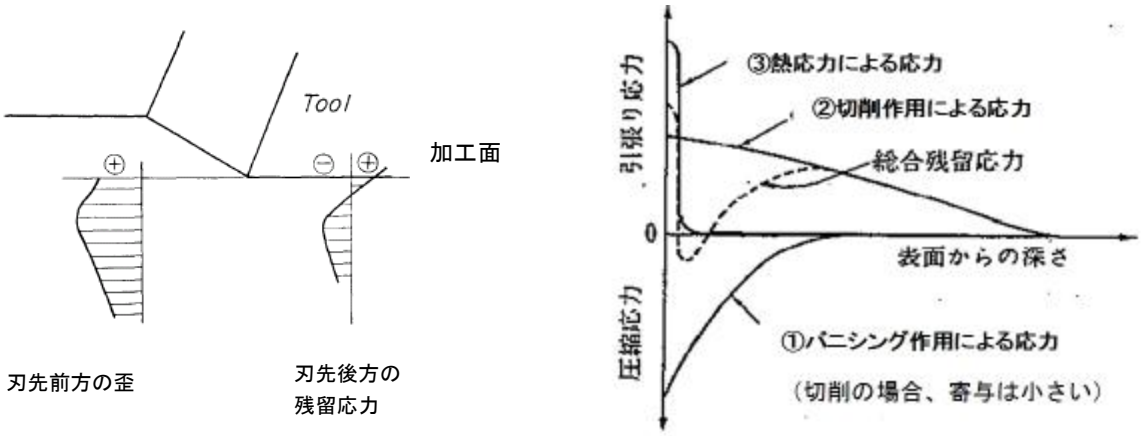


Fig.2-2　　機械加工後の残留応力の因子

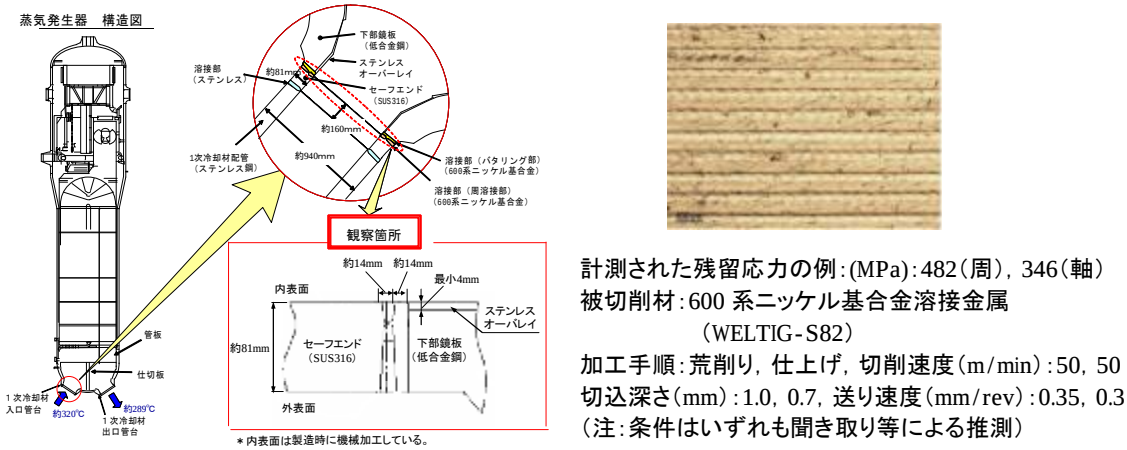


Fig.2-3　　蒸気発生器の溶接継手の損傷面における切削加工状況の例

加工時に与える塑性変形の大小を考えた場合に，切削加工の適用時におけるパラメータとしては，バイトの切込み角度（レーキ角），切込み深さ，加工速度，材料組成等があり，レーキ角は小さいほど，また切込み深さは深いほど応力の値は高くなることが知られている[3].

この他に，残留応力の発生要因として，発熱に伴う熱応力の影響も勘案する必要がある．切削直後の部分に局部的な温度上昇があると，この部分は膨張して周辺から拘束されるため圧縮状態となる．これが進めば材料に圧縮の降伏（塑性変形）が生じ，したがって，温度が低下した後には，引張の残留応力が生じることとなる．また，温度の上昇に伴い，組織変化（比容積の変化）まで生じる場合には，残留応力もこれに伴って変化することとなる．なお，切削加工が材料中の応力分布に影響を及ぼす範囲を確認するため，切削加工による代表的な残留応力分布を確認した結果，一般的に影響の及ぶ深さは，数十μm であった[4].

以上のような知見を踏まえれば，加工の条件を調整することにより，被加工材表面の残留応力をある程度制御し，保全上有利となる圧縮応力層を生成させることの可能性が出てくることから，切込み角度（レーキ角）や，工具（バイト）先端の丸みの影響についての検討がなされている[5]. この検討では，炭素鋼を対象に切込み角度（レーキ角）やバイト先端形状（丸み）と，加工後の表面の硬度，および残留応力の関係が確認され，先端形状と圧縮応力の関係が確認されている．

しかしながら，本研究の題材であるニッケル基合金については，原子力発電所での使用にあたっての適切な加工のための工具や，切込み角度（レーキ角）は決められており，これらを残留応力低減のために変更すると，加工時に表面がむしれるなど，仕上がりの程度に悪影響が及ぶ可能性がある．

したがって，機械加工の残留応力に起因する損傷[2]を経験しても加工条件（工具の形状等）の変更は実務的には困難な場合が多く，生じる残留応力の低減が要求される場合には，何らかの応力改善処理が必要となっているのが現状である．

2.2.2　研削（グラインダ加工）

研削作業は，多数の小さなバイトを回転させながらの機械加工と言えるが，バイトが小さい分，加工による塑性変形が及ぶ範囲は浅く，機械加工に比べれば一般的に加工変形層が外表面に局在する．

一方，残留応力の発生を支配する因子は切削加工と同じく，加工時の塑性変形，バニシング効果，発熱に伴う熱応力である．グラインダ加工による発熱は切削よりも大きいことから，発熱に伴う熱応力の影響度合いが大きく，組織（比容積）の変化まで伴った場合には，この熱応力はさらに増大する．これらの要因の影響度合いは，被研削材料の組成，作業条件等によって異なることから，材料によっては圧縮応力が残存する場合もあるものの，本研究の題材となるニッケル基合金のような延性の高い材料では，高い引張残留応力が生じ，損傷要因となった．（Fig.2-4）[6]

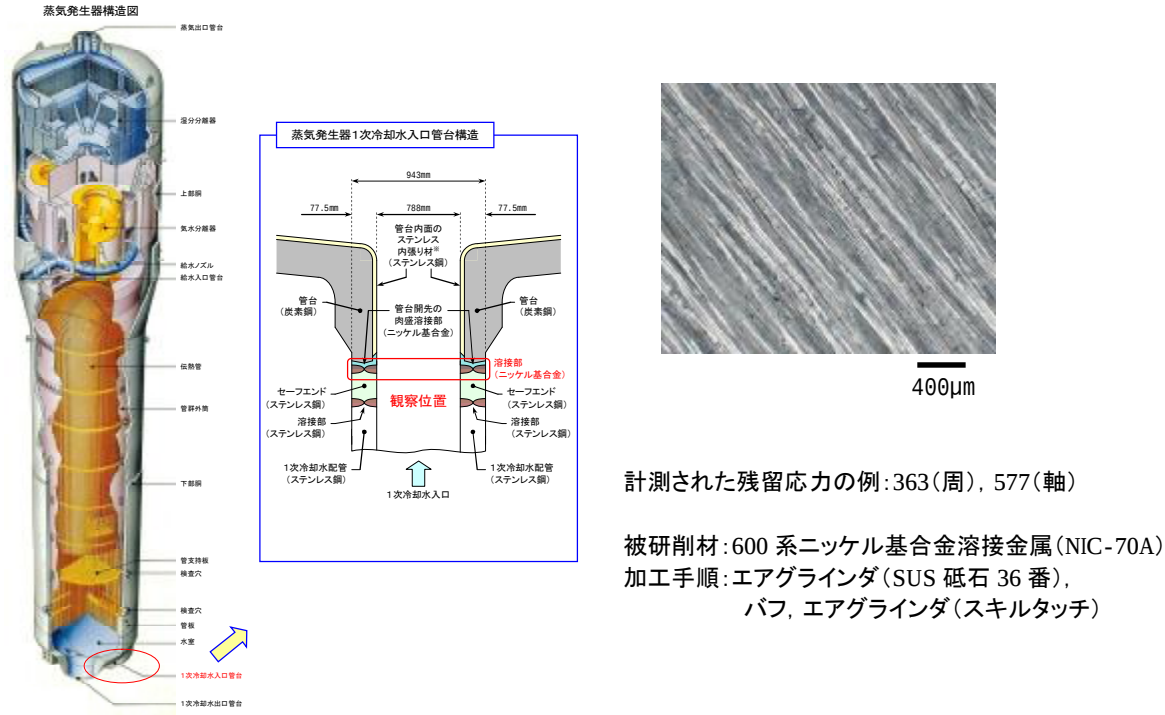


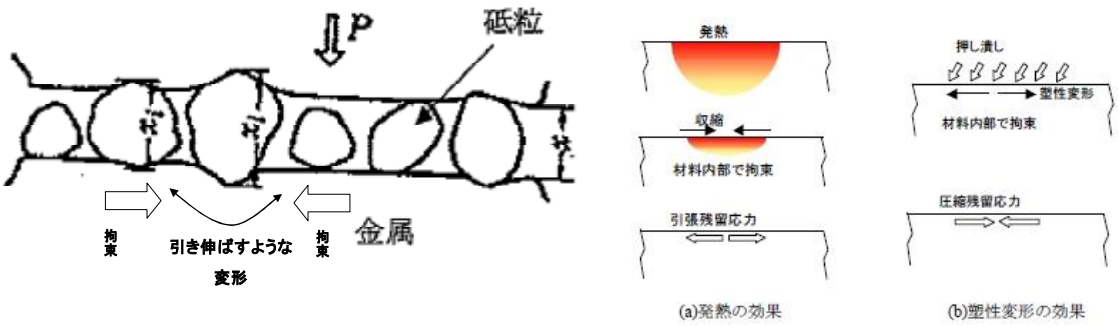
Fig.2-4　　蒸気発生器の溶接継手の損傷面における研削加工状況の例

2.2.3　研磨（バフ施工）

研磨（代表的なものとしてバフ施工）は，砥粒で加工面を微小量擦り取って仕上げるものであるが，その際に，金属表面を延ばす前述のバニシング効果による塑性変形が生じる．この塑性変形に対し，周辺部からの拘束により除荷時には圧縮応力が生じることが知られている．近年ではこのバニシング効果について，圧縮応力の付与や表面改質の効果の定量化についての取り組みもなされている[7].

一方，(1)項で述べたような切削作用による塑性変形に伴い，引張の残留応力も生じるが，研磨では変形の程度が小さいため，最終的な残留応力に及ぼす影響は小さい．また，施工時に材料が発熱した場合に引張残留応力が発生することについては，機械加工，グラインダ加工と同様であるが，バフ施工については加工時の発熱量が前述の二者に比較して小さいことから，発熱による引張残留応力の影響は小さく，塑性変形によるバニシング効果が支配的なことから，圧縮応力が付与可能となるものである．（Fig.2-5）

以上より，製作時の表面加工とこれにより付与される残留応力の関係は，加工により付与される塑性歪の性状（引張または圧縮のいずれか），およびその多寡に影響されることがわかる．
これに対し，以降に述べる表面近傍の残留応力改善技術は，引張の塑性歪を多く付与することで圧縮応力の付与を実現するものである．



（バニシング効果）

Fig.2-5　　研磨（バフ施工）による圧縮応力付与のイメージ図

2.3　表面近傍の残留応力改善の技術開発

2.3.1　ピーニング

(1)　基本的な知見

ピーニングは構造体の表面に衝撃を与えることにより，ごく表層部を延伸させ，与えた塑性変形が周囲から弾性的に拘束されることにより圧縮応力を発生させるものである．このような加工は常温で行えることから，熱応力の影響の無い応力改善の手法として，広く活用されてきた．歴史的には 19 世紀以前より，鋼板を金槌で叩くことにより強度および耐久性が向上することは知られており，ボイラー溶接部などの溶接残留応力や変形の緩和，溶接割れの防止が行われてきた[8][9].

また，衝撃を与えるための手段として金属球（ショット）を用いるショットピーニングについては，1930 年代にコイルばねにショットを投射した場合に疲労強度の向上効果が得られることが報告され[10]，以降，疲労強度向上の研究が進められている[11]．圧縮応力を残留させることは応力腐食割れ（SCC）対策に有効であるため，ショットピーニングの SCC 対策としての有効性が研究された[12].

ショットピーニングの利点としては，圧縮残留応力の付与に加え，防食塗装などとは違う脱落しない表面改質層が得られる一方で，施工により表層部が粗くなる場合があること，すなわち応力集中源を形成することにより割れの基点となる可能性があること，あるいは，不適切な施工条件では微小亀裂の発生も懸念されている．また，加工層は延性低下（硬化，脆化）を伴うこともあり，ショットピーニングの施工条件には十分な考慮が必要とされている．

(2)　原子力発電所での適用にあたっての検討

前項で述べたような知見を踏まえ，ショットピーニングの PWR での適用に向けた検討がなされた．

一次系の主要機器への適用は，蒸気発生器伝熱管へのショットピーニングで開始されたが，蒸気発生器伝熱管は原子炉を冷却する系統の圧力バウンダリであり，損傷（漏えい）時には，非放射性の系統への放射性物質の漏れ込みに繋がる可能性があることから，その施工条件は伝熱管の健全性に悪影響の無いように慎重な検討がなされた．

検討事項の一つとしては，蒸気発生器伝熱管は板厚約 1.3mm の薄肉部材であることから SCC の対策を実施する内表面に大きな圧縮応力を付与した場合には，その外表面に引張応力が生じることがあった．これに対し，伝熱管は内外面両方が腐食環境となる可能性があることから，内表面に圧縮応力を付与しつつ，外表面に過大な引張応力を生じさせないような施工条件の検討が必要となり，ショットの粒径や噴射圧力，噴射ノズルの移動速度等を調整することにより，適切な施工条件が検討された．

また，既に微小な損傷を有す伝熱管に施工した場合にも損傷の拡大等の悪影響の無いこと，ショットピーニングを施工した伝熱管に対する渦流探傷試験の検出性に影響の無いこと，ショットピーニングを施工した伝熱管の強度が下がらないこと等が確認された上で，施工が判断された．蒸気発生器伝熱管にショットピーニングを施工する装置概要を Fig.2-6 に，また，実機適用までに検討された種々の内容を Fig.2-7 に示す．

その後，衝撃力を与える手段として高圧水やレーザーを活用することにより，より応力改善効果が高められ，水中での施工や放射線環境下といった原子力発電所特有の事情を考慮して，ピーニング装置にも種々の検討が加えられ，応力改善技術の高度化が進んだ[13][14][15].

以降では，このような高度化検討の後に PWR で適用されているピーニング技術を紹介する．

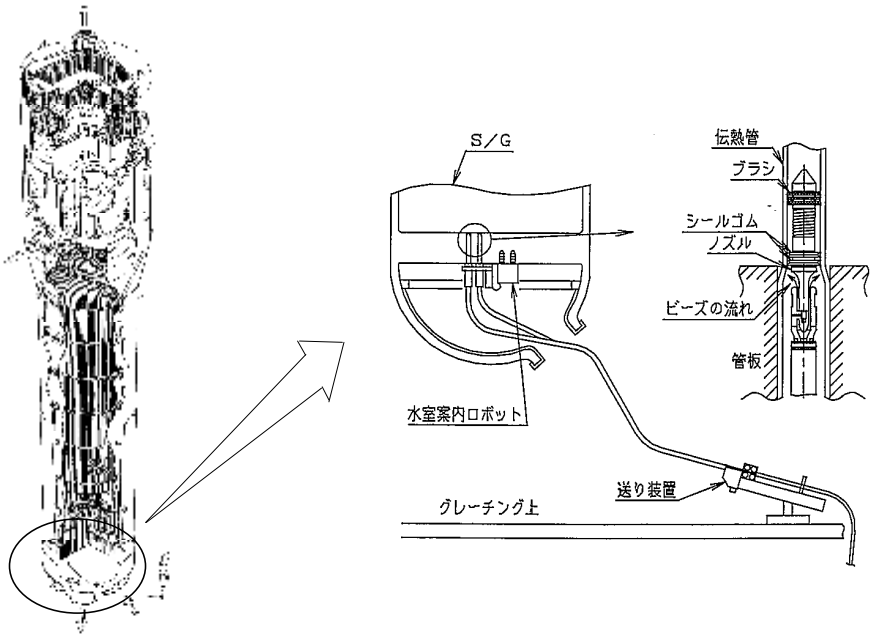


Fig.2-6　　蒸気発生器伝熱管へのショットピーニングの施工装置

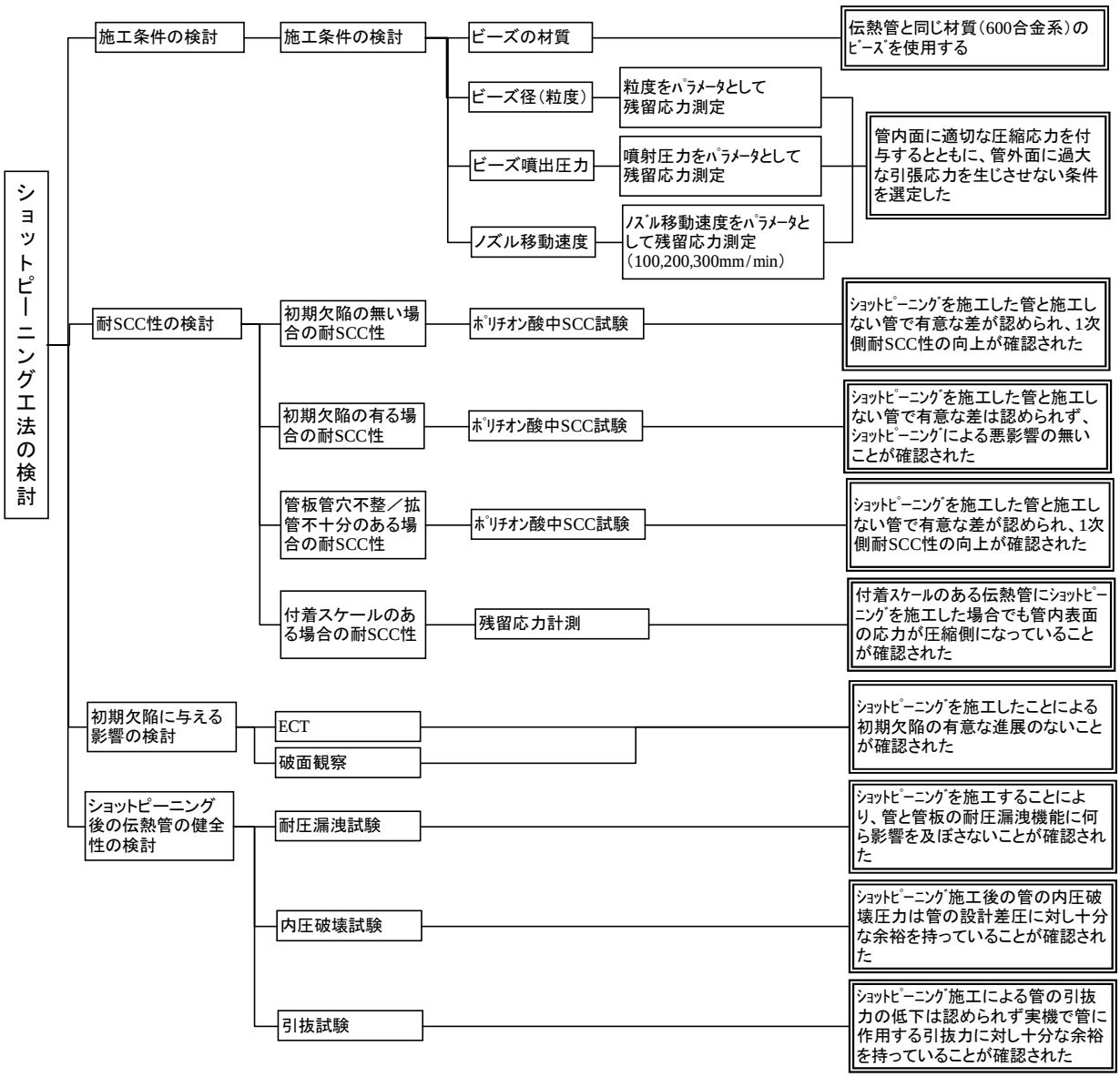


Fig.2-7　　蒸気発生器伝熱管にショットピーニングを適用するにあたっての検討内容の概要

(3)　高度化されたピーニング技術

①　ウォータージェットピーニング（WJP：Water Jet Peening）

a)　施工技術の確立

WJP は施工部位に高圧水を噴射し，噴流の渦の低圧部で生じるキャビテーションが崩壊する際の衝撃圧力で，材料表面を押し延ばすような塑性変形を与え，周囲から拘束を得ることで圧縮応力を付与するものである（Fig.2-8）.

衝撃力を付与する媒体を水（高圧ジェット水）とすることで，噴射するノズル形状や駆動装置を施工部の形状に合わせて用意すれば，構造物の大きさや狭隘さに関わらず，原子力発電所の様々な部位の施工に容易に対応可能となる．また，キャビテーションの広がる範囲であれば回り込んだキャビテーションが有効に作用するため，複雑な形状に対しても応力改善効果が得られる．さらに，一度の施工で効果が及ぶ範囲も広く，作業時間の短縮が図れる上，ノズル先端と施工部分までの距離や角度など施工条件の適正範囲が広いことから，精密な制御を必要とせず，装置の設定や操作が比較的容易となる等，原子力発電所の設備への施工にあたって有利な点の多い技術である．なお，停止中（定期検査中）の原子炉容器内は，常時水が満たされており，WJP を施工するための環境が容易に構築できるとともに，施工部位の高い放射線量は水で遮蔽された状態となることから，作業環境を比較的良好なものとできる.

このようなメリットを踏まえ，WJP は原子炉容器への施工に広く活用されており，容器管台の溶接部や，容器底部の小口径管台およびその溶接部に対して適用されている．容器管台溶接部に WJP を施工する場合の装置概要を Fig.2-9 に示す.

実機での施工にあたっては，生じるキャビテーションの強さによっては，施工面の壊食が生じる可能性があることから，下記のキャビテーション係数σ[17]を最適化する等の施工条件の検討が行われた．キャビテーション係数が小さくなるほどキャビテーションの発生は激しくなるため，これをパラメータとして施工面に悪影響を及ぼさない条件が確認された.

$$\sigma = (P_0 - P_V)/(0.5 \times \rho \times v^2) \qquad (2\text{-}1)$$

P_0：ノズル下流側の圧力

P_v：流体の蒸気圧

ρ：流体の密度

v：流速

また，施工部位に対して安定してキャビテーションが広がり，応力改善効果が得られるよう，高圧水を噴射するノズルの形状や噴射流量，噴射距離などが最適化された.

WJP の効果を支配するとして検討された因子を Fig.2-10 に示す．これらは，施工にあたっての確認項目（Essential Variable）とされている[18].

施工にあたって，施工条件や工法が適切であること，施工対象に悪影響を及ぼさないことなどに

ついては，（一財）発電設備技術検査協会（発電技検）の確性試験で有識者を含む第三者により確認された．また，装置による遠隔施工となることから，ノズルをはじめとする装置の耐久性や周辺設備との干渉が無いこと，部品の脱落等による異物残留の可能性が生じないことなども確認しつつ施工計画が策定された．また，オペレータにはモックアップによる訓練が課された．

このような検討の中，BWR での施工経験で，炉内構造物への施工時に高速ジェット流とキャビテーションの衝撃圧で発生した加振力により，炉内構造物の部品の脱落等の不具合を経験したため[19]，以降の施工においては周辺部に影響を及ぼさないことを確認するとともに，施工後には周辺部の健全性を確認することとし，施工が進められた．

また，蒸気発生器伝熱管の経験より，施工前の健全性確認の重要性を認識していたことから，WJP 施工面に対する施工前の健全性確認手法も高度化された．

当時，規格上の要求事項は目視試験（VT : Visual Testing）による健全性確認であったが[20]，ECT 技術が要素技術として確立しつつあったため，これがより微小なき裂の検出を目的として適用されることとなり，人工 SCC を用いて健全性確認の精度が確認された上で，実機へ適用された[21]．

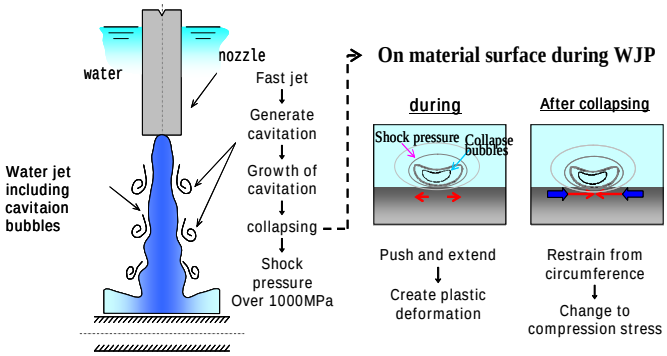


Fig.2-8　　WJP の原理[16]

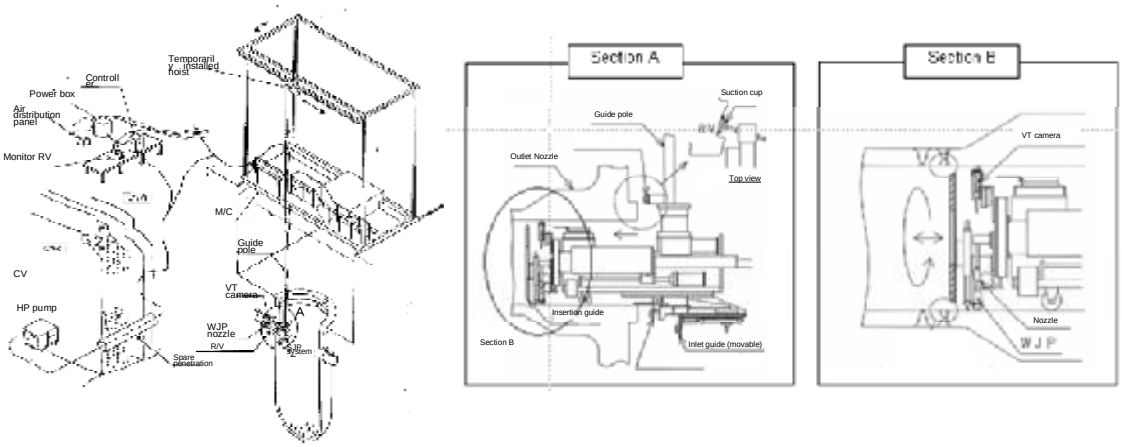


Fig.2-9　　WJP 装置

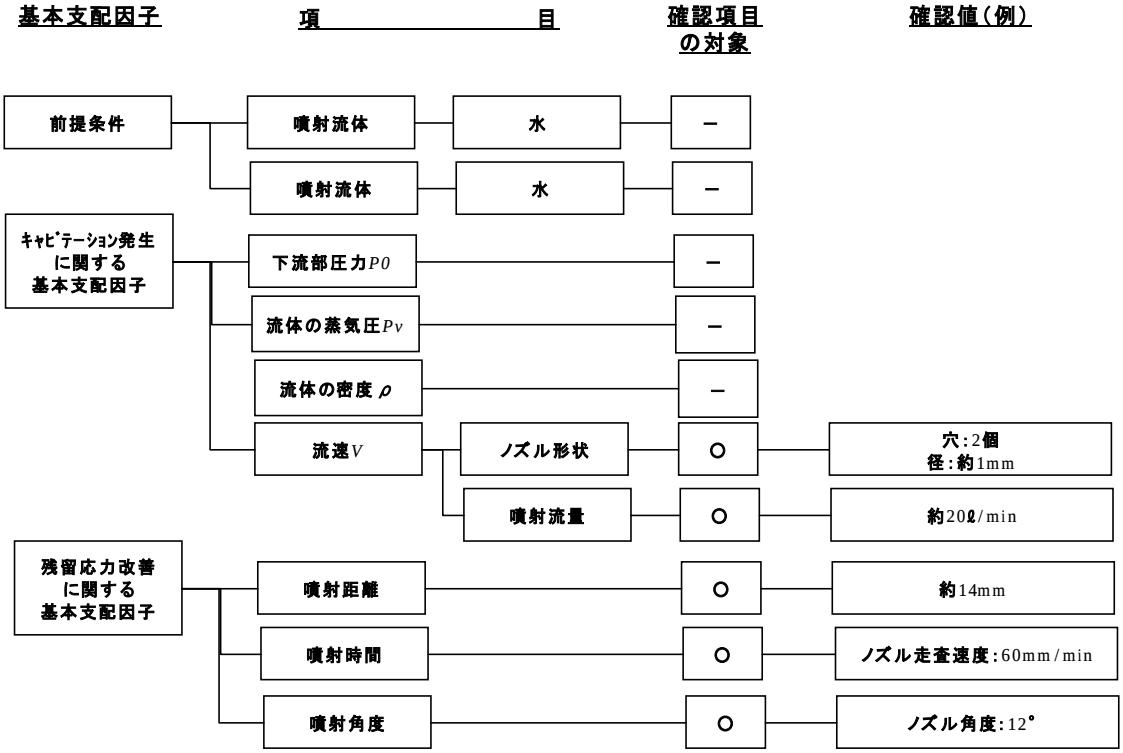
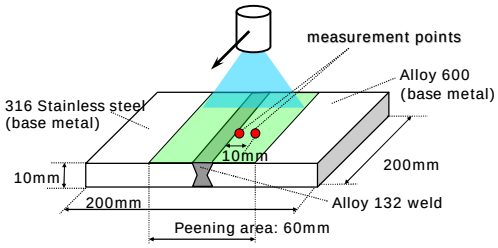


Fig.2-9　　WJP の確認項目（PWR の原子炉容器管台溶接部に施工する場合の例）

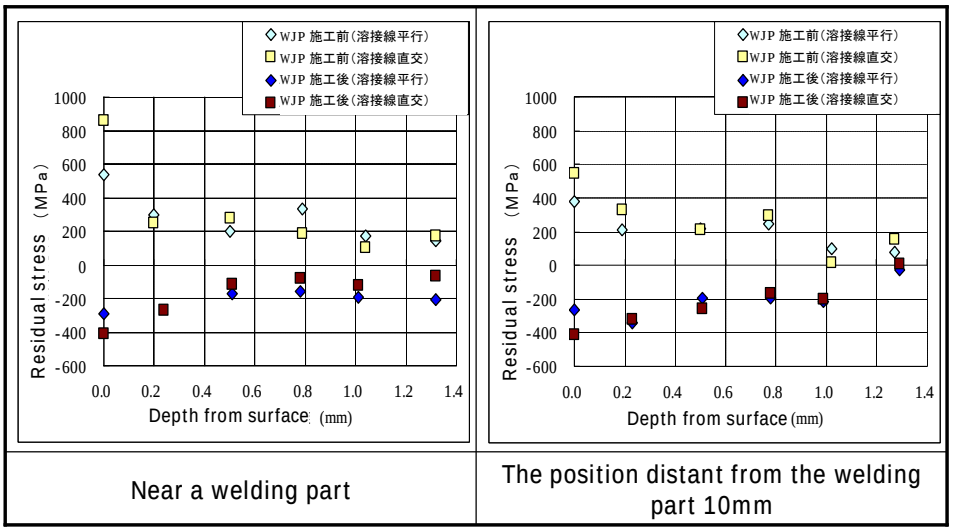
b)　期待される応力改善効果

WJP 施工により期待される圧縮応力付与効果を確認した結果を, 試験体形状ともに Fig.2-11 に示す．平板形状の試験体には溶接継手が設けられ，溶接の残留応力により引張応力が付与された状態が模擬されたものである．これに対し，実機施工と同様の条件で WJP を施工した結果，溶接継手に平行な方向，垂直な方向ともに，1mm 強の深さまで圧縮応力を付与可能なことが確認されている[16].



(a)　試験片形状

Fig.2-11　　WJP により期待される圧縮応力付与効果[16]



(b) 残留応力分布

Fig.2-11　　WJP により期待される圧縮応力付与効果(Contd.)[16]

② 超音波ショットピーニング（USP：Shot Peening by Ultrasonic-wave vibration）

a) 施工技術の確立

USP は，圧電（ピエゾ）素子による空気を介した超音波振動を駆動源としたショット材を対象部位に衝突させ，その衝撃圧を利用して，材料表面を押し延ばすような塑性変形を与え，周囲から拘束を得ることで圧縮応力を付与するものである. 圧縮応力を付与する原理は従来のショットピーニングと同じであるが，ショットを大径化することにより衝突力の増大が図られた．また，超音波振動を駆動源とすることで閉空間にショットが充填されることから, 蒸気発生器伝熱管の施工時のようにショットを離れたところから送り込み，回収するという機構（Fig.2-6）が不要となり，装置構成が単純になる．これにより，装置の小型化が可能になるとともに，ショットの離散が無いことから異物管理が容易となった.

駆動部の概要, 従来のショットピーニングで使用されていたショットとの比較を Fig.2-12 に示す.

本技術は施工環境が気中となり，WJP が施工できる水中環境が実現できない場合に適用されており，PWR の適用事例としてはプラント停止中に水が抜かれる蒸気発生器の管台溶接部がある. 装置概要を Fig.2-13 に示す.

施工に際しては，ショットによる塑性変形（冷間加工）により材料表面に過度の硬化を生じないような検討が必要とされ，材料の表面の硬化，応力改善効果はともにショット材の運動エネルギーに依存することから，ショットの速度により管理されることとなった．一方，ショットの速度 V は下記のように表されることから，ピーニングヘッド（振動子）の周波数 f および振幅 λ で管理することができ，過度な硬化を生じさせずに圧縮応力を付与できる施工条件が確認された.

$$V = 2pf \times (0.5 \times l) \times \cos(2pf \times t) \qquad (2\text{-}2)$$

f：ピーニングヘッドの周波数

λ：ピーニングヘッドの両振幅

t：時間

また，これらのパラメータ以外にも USP の効果を支配する因子についても適切な施工が可能となるよう検討が行われ, Fig.2-14 に示すような項目が, 施工にあたっての確認項目とされている[18].

蒸気発生器への施工にあたっては，高放射線環境下の器内へ装置を設置する必要があるが，その装置類の搬入は直径数百 mm のマンホールを経由して行う必要があり, 作業性は良いものではない. このような状況を踏まえ，装置類は分割搬入を可能とするとともに，速やかな設置のために種々の工夫がなされた．また，作業員は設置を短時間で行えるよう入念にトレーニングされた上で施工がなされるとともに，蒸気発生器の器内は原子炉へ繋がる主冷却材系統の一部であり，異物の残留などは許されないことから, 系統への異物の混入防止措置を丁寧に行った上で施工が行われることとなった.

なお，適用にあたっては，WJP 同様，発電技検の確性試験により，有識者を含む第三者による性能確認が行われた上で，施工前確認にも同様に ECT が用いられた.

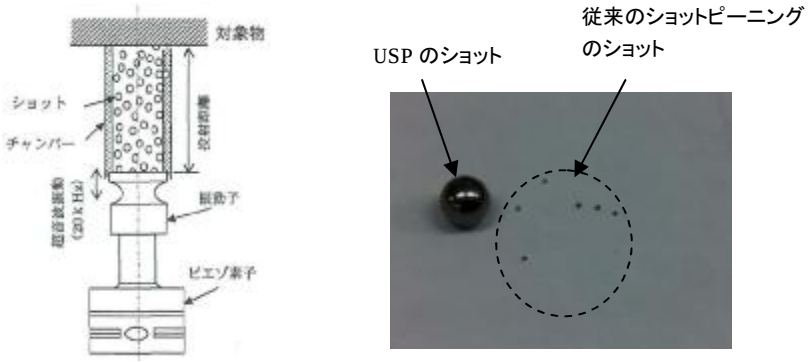


Fig.2-12　　USP の原理[22]およびショットの比較

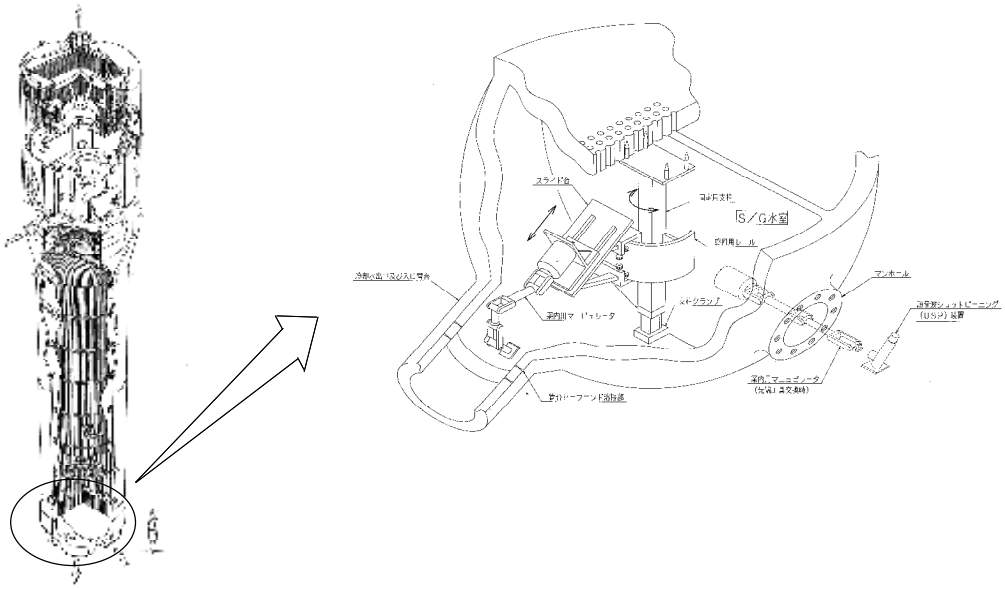


Fig.2-13　　USP 装置

基本支配因子	項　　目		確認項目の対象	確認値（例）
前提条件	ショット材	固体	－	
	周囲流体	気体（空気）	－	
ショット加速に関する基本支配因子	ﾋﾟｰﾆﾝｸﾞﾍｯﾄﾞ振幅		○	50μm
	ﾋﾟｰﾆﾝｸﾞﾍｯﾄﾞ周波数		○	20kHz
	ショット速度		－	
	ショット材質		○	718合金
	ショット形状		○	球形Φ4mm
	ショット投入量（充填率）		○	約25%
残留応力改善に関する基本支配因子	投射距離		○	約20mm
	投射時間		○	150～600s
	投射角度		○	垂直（90°）
	投射姿勢		（○）	（上向/横向/下向）

Fig.2-14　　USP の確認項目

b)　期待される応力改善効果

USP 施工により期待される圧縮応力付与効果を確認した結果を, 試験体形状ともに Fig.2-15 に示す.

WJP の確認時同様，試験体は平板形状で溶接継手部が設けられ，溶接の残留応力により引張応力が付与された状態が模擬されたものである．これに対し，実機施工と同様の条件で USP を施工した結果，溶接継手に平行な方向，垂直な方向ともに，約 1mm の深さまで圧縮応力を付与可能なことが確認されている[22].

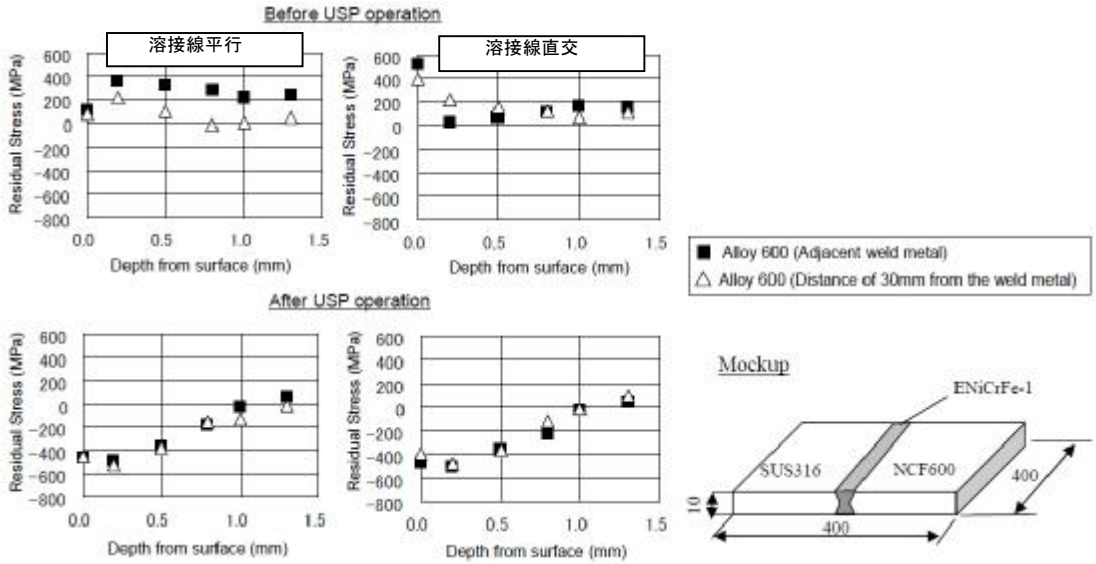
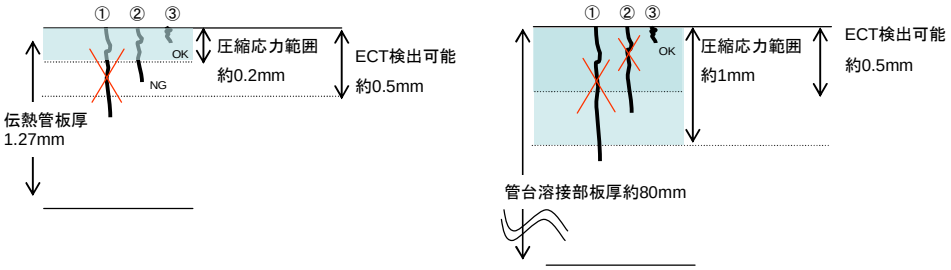


Fig.2-15　　USP により期待される圧縮応力付与効果

(4)　高度化されたピーニング技術の効果に対する考察

前項で述べたように WJP, USP では, 圧縮応力を付与できる深さが 1mm 程度期待できる. 一方, 施工前の健全性確認手法として用いられている ECT では，検出性試験の結果，深さ約 0.5mm 以上の SCC の検出が期待できることから，施工前に検出できない傷が存在する範囲は圧縮応力範囲内に限られる.

したがって，伝熱管用ショットピーニングで経験したような，ピーニングを施工したにも関わらず, 後に SCC が検出されるような事象については生じないものと評価されている（Fig.2-16）[23].



（蒸気発生器伝熱管ピーニングの場合）　　（WJP/USP の場合）

Fig.2-16　　ピーニングによる圧縮応力付与範囲と施工前検査で検出される範囲の対比

2.3.2　研磨（バフ施工）

(1)　基本的な知見

研磨により表面を仕上げると，条件により圧縮応力が付与され，この場合には疲労寿命の向上が期待できることから，これまでに種々の検討が実施されている.

例として，ステンレスにワイヤブラシによる表面加工を実施すると，疲労寿命が約 3 割向上することが報告されている[24]．この 3 割という値は，研削加工を行った場合には，亀裂発生部位は研削溝底部であったが，ワイヤブラシ加工を実施した場合，亀裂はワイヤブラシで加工していない部位から発生したという試験結果によることから, 疲労寿命の改善効果はさらに大きかったものと推察される．このような傾向は，材料が異なっても同様であり，高速度工具鋼[25]，アルミ合金[26]，ニッケル基合金[27]などで，疲労寿命の向上が確認されている.

また，圧縮応力が付与できることから，疲労強度だけでなく，耐 SCC 効果も期待できるため，腐食環境での使用を念頭に置いた種々の試験が実施され，効果が確認されている．例として，ステンレス鋼（SUS316TP）製の配管にブラシ研磨加工を行った結果，管内表面の残留応力を圧縮応力とでき，SCC を防止できることが確認されている．また，孔食や粒間腐食の耐性も向上することが報告されている[28].

(2)　原子力発電所での適用にあたっての検討

原子力発電所における研磨技術の活用は，BWR の主要配管（ステンレス鋼）における粒界型応力腐食割れ（IGSCC：Intergranular Stress Corrosion Cracking）への対策に関連して，1970 年代から始められている．すなわち，ステンレス配管の表面加工は，組織，表面粗さおよび残留応力という複数の観点での影響があり，IGSCC の発生に影響を及ぼすことから，主に BWR 関係者により種々の研究がなされ，グラインダ仕上げや機械加工の面に対し研磨を行った場合には，IGSCC 感受性が低下することが報告されている[29] [30].

このような知見を踏まえ，BWR では，ブラシで金属表面を研磨することにより，表面の引張残留応力を低減する工法を確立し，応力腐食割れの発生防止策として活用している[31].

また，PWR では，溶接を行った後の浸透探傷試験（PT :Penetrant Testing）を実施するための表面仕上げ（バフ施工）に圧縮応力付与効果を副次的に期待していた[32]ものの，適切にその効果が発現するような管理がなされたものではなかった.

しかしながら，近年は，溶接後のバフ施工を応力低減策として位置づけ，このような研磨による保全について学協会で規格化[33]が進められているように，SCC 対策として確立されたと考えられている.

2.4　原子力発電設備に適用する応力改善技術の長期信頼性評価にあたって考慮すべき事項の抽出

ここまでは，表面加工と生じる応力の基本的な知見，応力改善技術の基本的な知見および原子力発電所での活用状況について調査し纏めた. 各技術とも塑性歪を付与することにより圧縮応力を付与するものであり，長期信頼性の評価にあたっては，付与されている塑性歪の安定性を評価することとなる.

応力改善技術の長期信頼性については，これまでに種々の報告がされていることから，既往の知見を纏めることにより，本研究で考慮する事項を抽出する.

前述のとおり，部材にクリープが生じれば，付与された圧縮応力は緩和するが，PWR の運転温度でこの懸念が小さいのは，融点とクリープの開始温度との関係による．一般的に金属材料のクリープ現象は 0.4Tm（Tm：融点）以上で発生するとされており，本研究の題材であるニッケル基合金（600 合金）であれば, 約 570～590℃（＝約 840K～約 860K）から始まることが知られている[34].

したがって，PWR の運転温度である約 325℃（＝約 600K）の環境ではクリープ定数は計測限界以下のごく微小な値となる可能性, さらに言えば機構論的にクリープ現象は発生しないという結論が今後明らかになる可能性もあることから, プラントの定常運転状態におけるクリープを懸念する必要性は小さいと考えられる.

代表的な実験データとして，WJP を対象に熱時効試験を行い，圧縮応力の緩和の有無を確認した結果を Fig.2-17[16]に示す．600 合金の溶接継手を模した平板試験体に WJP を施工した後，PWR の運転温度よりも高温で保持し，付与された圧縮応力の変動を確認している．試験開始直後 1 時間で若干の応力緩和が認められるものの，その後の定常状態においては圧縮応力のレベルは安定している．なお，同試験は，試験期間の短縮（加速）のためプラント運転温度より高温（約 380℃）で試験されており，ラーソンミラーパラメータ（T･（Logt+20）=Const.）により換算すれば，WJP 施工部位で 30 年以上の長期信頼性が確認されたとの報告となっている．

したがって，評価に定常運転状態でのクリープによる応力緩和を考慮することは保全計画検討を安全側に行う上では有益であるが，評価の論点として優先度は高くないと考えられる．

一方，既往の知見の調査結果より，考慮すべき事項として，以下の 2 つの項目が抽出された．計算機シミュレーションを用いることにより，実験的なアプローチでは極めて困難であったこれらを評価手法に考慮していくことが可能と考えられる．以降に詳細を述べる．

- 昇温による組織回復の影響
- 引張荷重による残留応力分布の変化の影響（繰り返し荷重の影響，内部の応力分布の変化）

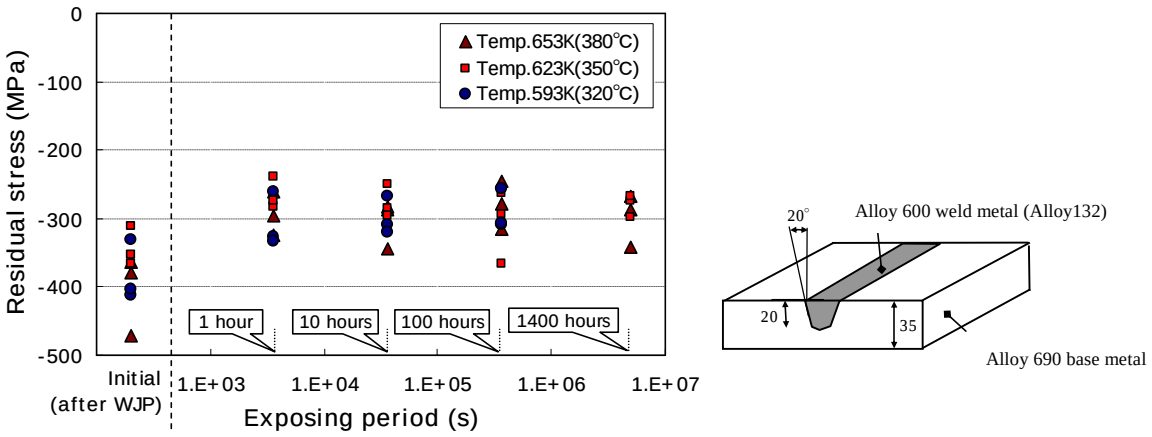


Fig.2-17　　加速試験で確認された WJP 処理の長期信頼性（平板試験体）

2.4.1　昇温による組織回復の影響

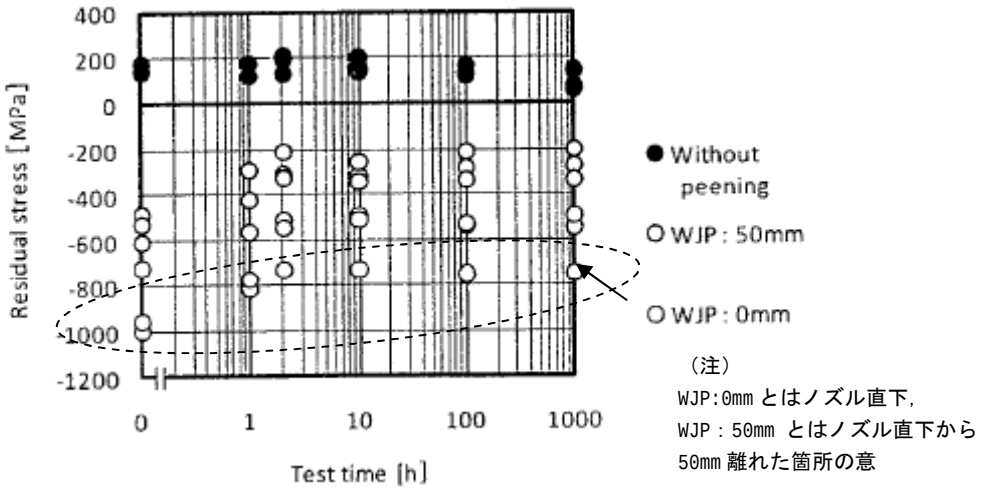
クリープは温度域により生じる程度が異なるが，高温環境に曝露された場合のごく初期に圧縮応力の緩和が生じることが知られている．

本研究の題材のニッケル基合金でも飛行機のガスタービンブレードなどで 1000℃を超えるような高温で使用される 718 合金などを対象に評価の取り組みが進められており[35]，高温環境におけるごく初期の圧縮応力の緩和を評価する取り組みの方向性として，応力緩和現象に対し，活性化エネルギーを用いた速度論による整理が試みられ，評価モデルが提案されているところである[36]．

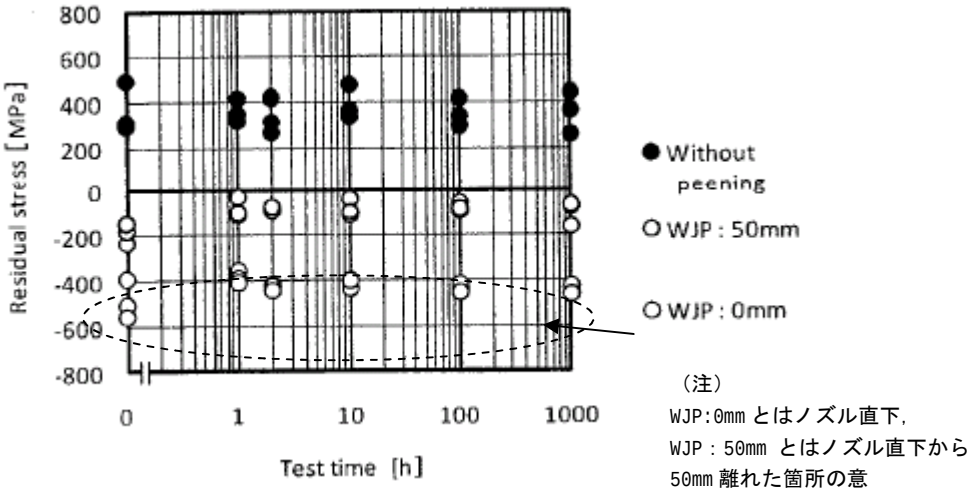
これらの知見を踏まえ，報告の多い WJP について熱時効試験における昇温直後のデータを確認

した．原子力発電所の機器の使用温度はガスタービンブレードに比べれば低いことから，その程度は小さいものの，温度環境に曝露された後の短い期間で応力緩和の傾向が認められている．同様の傾向は，前述の Fig.2-17 でも確認でき，また，施工会社の異なる Fig.2-18(a)でも認められている．また，600 合金のみでなく，Fig.2-18(b)に示すステンレス鋼でも同様の傾向である[37].

このような傾向はすなわち, 圧縮応力付与後のプラントの起動直後に一定の応力緩和として影響が発現することに繋がると考えられ，本研究で構築する手法では，この昇温初期における応力緩和を考慮できるものとする必要があると考えられる．さらに，より詳細な検討にあたっては，実際に生じている現象を確認することが重要であり, 金属組織的な観点の検討を加える必要があると考えられる．



(a) 600 系溶接金属（182 合金）



(b) SUS316L

Fig.2-20　　加速試験で確認された WJP 施工の長期信頼性（Fig.2-19 とは施工会社が異なる）

2.4.2　引張荷重の影響

前項での懸念に加え，表面加工によって導入される圧縮残留応力は，常温でも外的な引張荷重の繰返し（疲労過程）により緩和する可能性が報告されている．

元々圧縮応力の付与は疲労強度の向上を目的とする場合が多いことから，このような応力緩和はその効果を低下させるものとして問題視され，種々の取り組みがなされてきた．報告の中では荷重負荷の初回に緩和が大きく，またその緩和程度は与えた応力振幅の大きさに比例することが報告されている[38]．このような応力緩和は，バウシンガー効果に起因するものとされ，計算により圧縮応力の緩和程度を評価した事例が報告されている[39][40].

また，原子力発電所に適用されている技術についても，大きく 2 つの観点で，引張荷重を負荷して圧縮応力の緩和を確認した試験が実施されている．

(1)　繰り返し荷重の影響

プラントの定常運転時の引張荷重，およびプラントの起動停止時程度の荷重の影響を確認すべく，定荷重を負荷した試験，および繰り返し荷重を負荷した試験が行われている[41]．なお，これらの荷重はプラント設計時に考慮される荷重であり，試験体の挙動は弾性範囲である．

一定の荷重を負荷した試験結果（Fig.2-19）では，先に示した Fig.2-17 のデータと同様に，試験開始直後の若干の応力緩和以降，付与された圧縮応力は安定している．この昇温直後の傾向は前項で扱ったことから，一定荷重に対する長期間の安定性は確認されたと考えられる．

一方，プラントの 60 年運転相当の繰り返し荷重（起動・停止）を負荷した試験結果（Fig.2-20）では，WJP と USP で繰り返し荷重の有無で，その応力緩和挙動に差があり，WJP で若干の緩和傾向と見えるデータが得られている．これには，残留応力計測の精度を勘案する必要はあるものの，本研究で構築する手法では，このような繰り返し荷重の影響を考慮できるものとする必要があると考えられる．

なお，検討にあたっては，これまでの試験結果において，繰り返し荷重により応力緩和の傾向が認められている WJP を対象に行うこととする．

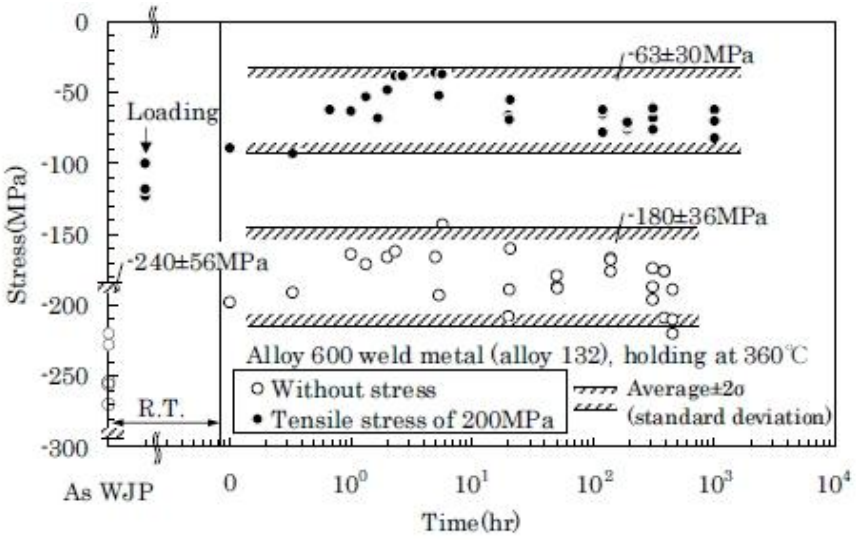
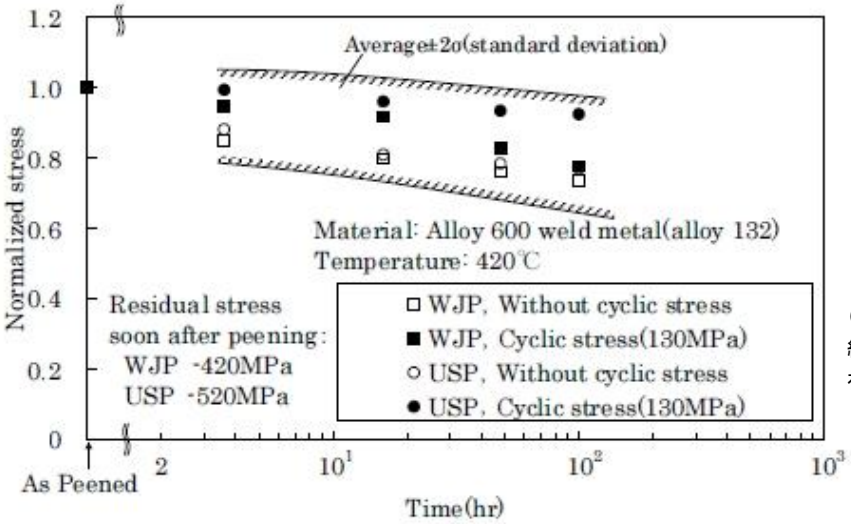


Fig.2-19　　一定荷重試験により確認された応力改善処理（WJP）の長期安定性



（注）
縦軸（Normalized Stress）は
初期の応力値との比

Fig.2-20　　繰り返し荷重試験により確認された応力改善処理（WJP，USP）の長期安定性

(2)　内部の引張応力の影響

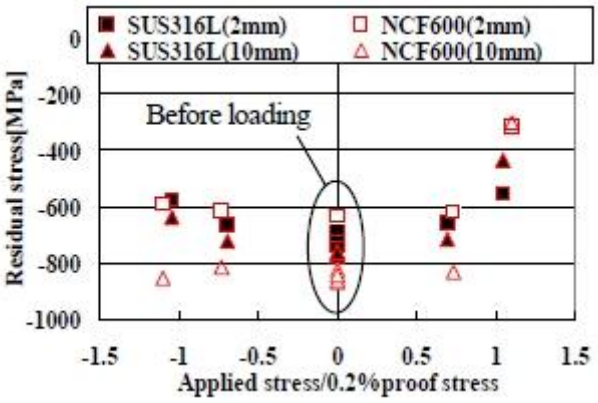
前項の試験（荷重は弾性範囲）に対し，負荷する応力を大きくし，降伏応力を超える荷重を負荷した試験も実施されている（Fig.2-21）[42]．この検討の中では，圧縮状態は維持されるものの，表面残留応力は緩和することが確認されており，引張負荷の影響に関しては内部の残留応力の挙動が重要であることが報告されている．

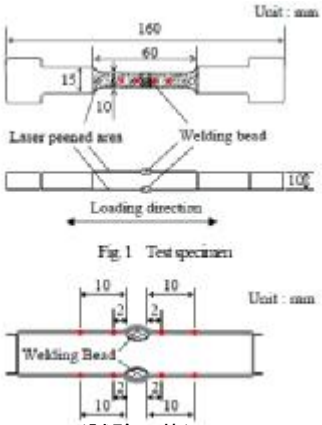
すなわち，引張負荷が増加すると，表面層の圧縮残留応力に釣り合って発生している内部の引張残留応力領域（圧縮の塑性歪）が先に塑性変形し，これに伴い表面の残留応力の緩和が開始するというものである．

このような現象は，原子力発電所について考えれば，異常な過渡変化や大きな地震による大きな荷重を経験した場合に一定の応力緩和として影響が発現することとなると考えられる．試験体より板厚とピーニング深さの比の大きい実機では，このような効果は小さい可能性もあるが，その効果を定量的に確認しておくことは有益と考えられる．

したがって，本研究で構築する手法では，これらの引張荷重における応力緩和を考慮できるものとする．

また，このような内部の引張残留応力領域には溶接残留応力の影響が大きいことから，本研究では，応力緩和に関する継手内部の溶接残留応力分布の影響評価を重要な取組事項とする．





（試験形状）
材質は SUS316l または NCF600

Fig.2-21　　降伏応力より大きな応力が付与された場合の応力緩和挙動
（注）圧縮応力はレーザーによるピーニングで付与されたもの

2.5　本研究における長期信頼性評価手法構築のアプローチ

本研究の目的は，応力改善された部位の長期信頼性を計算機シミュレーションを用いて，合理的に評価する手法を構築していくことであるが，ここまでの調査結果では既往の長期信頼性評価のアプローチは材料試験（加速試験）によるもののみであり，直接参考できる報告はなかった．

また，長期信頼性を確認している試験内容は，平板のような単純形状の試験片であり，その残留応力分布は，実機の溶接継手に比べれば単純なものであった．

一方，前項で纏めたとおり，長期信頼性に関する懸念材料として，昇温に伴う初期の応力緩和や，繰り返し荷重が付与されたものが報告されている例もあるが，結果として確認されているのは，表面の残留応力の経時変化のみであり，内部の残留応力分布の影響が考察されたものは少なかった．

このような傾向は，結果として重要視されるのが表面の応力の変動であることに加え，実機のような多層盛溶接継手の試験体による試験が困難であること，内部の応力分布の計測が困難であることに起因するものである．

これまでの調査結果から，応力改善された部位の長期安定性を支配する塑性歪の変動を評価していくにあたり，影響する要因は下記の 3 つである．ただし，③の影響は前述のように大きくはないと考えている．

① 組織回復の影響：プラント昇温直後が相当
② 引張荷重の影響：運転中の起動停止，地震などが相当
③ 定常状態のクリープ：プラント定常運転中が相当

すなわち，構築すべき手法は，組織回復の影響（①），引張荷重の影響（②）を考慮しながら，塑性歪の変化を評価していくものとなり，本研究でのアプローチである，計算機シミュレーションを活用する評価手法においては，実機の表面の塑性歪の変化（応力緩和）に昇温に伴う組織回復による塑性歪の変化，および，溶接残留応力を含む荷重による塑性歪の変化を評価できるものを確立していくこととする．なお，溶接部残留応力を精緻に考慮するため有限要素法によりモデルを構築して計算する．

2 つの課題への対応の考え方として，① 組織の回復については，他の取り組みでも提案されているものではあるが，速度論で扱うことにより，実験を行うことなく種々の温度域における応力緩和挙動を全歪の変化として考慮していく．

また，② 引張荷重の影響の考慮にあたっては，原子炉容器管台のような巨大で複雑な構造物に対し，多層盛溶接，あるいはさらにここに手直し溶接が加わった場合の複雑な残留応力分布を再現し，荷重を付与した際の挙動確認を行っていく．

2.6　結言

ここでは，今後の検討に資するため，切削加工や研磨といった表面加工とこれらによる塑性歪，残留応力の関係について，基本的な知見を纏めた．

また，表面加工を活用したピーニング，研磨（バフ施工）といった応力改善技術について，産業界での活用状況，および原子力発電所の主要機器に展開するにあたっての検討などを纏めた．

その後，これらの応力改善技術に関し，長期信頼性の立証という観点で実施された試験の成果等を纏め，本研究で考慮すべき事項を抽出し，アプローチを検討した．

得られた主な結論を以下に示す．

(1) 産業界では，機械加工等の表面加工と残留応力の関係に関する知見が蓄積されており，この知見を基に原子力発電所では，ピーニングおよびバフ施工による応力改善が実施されている．応力改善の技術開発に関しては，適用する機器の環境が考慮されている．

(2) ピーニング等の長期安定性に関する既往の知見を調査した範囲では，PWR の運転温度（約325℃）におけるクリープは問題とならないと考えられる．

(3) 昇温時の影響に関し，WJP の長期安定性に関する試験で，ごく初期に緩和が認められる傾向があり，長期信頼性評価にあたって考慮が必要である．このような現象は，組織の回復によるものとして速度論による整理が可能と考えられる．

(4) 引張荷重の影響に関し，WJP の長期安定性に関する試験で，弾性範囲であっても表面の圧縮応力の緩和とも見える傾向が認められており，長期信頼性評価にあたって考慮が必要である．また，降伏応力を超えた荷重を負荷した場合には，表面の圧縮応力の緩和が認められる．これは，内部の引張残留応力領域の塑性変形に起因すると考えられており，内部の引張残留応力（溶接残留応力）の考慮は重要である．

(5) 本研究で構築していく長期信頼性評価手法は，組織回復の影響および引張荷重の影響を考慮できるものとするべきである．引張荷重の影響の考慮に関しては，実機の溶接継手のような複雑な内部の残留応力分布の影響を考慮できるものとすべきである．

参考文献

[1] 米谷, “残留応力の発生と対策”, 養賢堂（1975）.

[2] 第７回　原子力安全委員会臨時会議　関西電力㈱美浜発電所２号機Ａ－蒸気発生器１次冷却材入口管台溶接部の損傷の原因と対策に係る関西電力㈱からの報告及び検討結果について（2008）.

[3] E.K.Henriksen, Trans. ASME, 73 (1951), pp.69-76.

[4] 独立行政法人 原子力安全基盤機構, 高経年化対策関連技術調査〔高経年化関連安全対策技術高度化調査〕（2005）.

[5] 水谷, 福岡, 綾瀬, 田中, 林, “切削面の硬さおよび残留応力に及ぼす切れ刃形状の影響（すくい角および切れ刃丸みの影響）”, (社)日本機械学会　山梨講演会講演論文集（2009）, pp.214-215.

[6] 第７回　原子力安全委員会臨時会議　日本原子力発電㈱敦賀発電所２号機蒸気発生器１次冷却材入口管台溶接部の損傷の原因と対策に係る日本原子力発電㈱からの報告及び検討結果について（2008）.

[7] ステンレス鋼及びアルミニウム合金のバニシング加工による表面改質における最適加工条件と表面層の機械的性質, 塑性と加工（日本塑性加工学会誌）, 第 52 巻, 第 605 号（2011.6）, pp.726-730.

[8] 渡辺, “熔接残留應力に対するピーニングの効果”, 熔接學會誌, 18(6-8)（1949）, p.141.

[9] 渡辺, 足立, 橋本, “ピーニング法による應力緩和に関する実験（第一報）”熔接學會誌, 22(4)（1953）, pp.109-115.

[10] E.E.Weibel, “Increased fatigue resistance due to shot blasting”, Trans. ASST, 57-8 (1935), p.501.

[11] 矢畑, 犬養, 奥田, 穴沢, “ばね鋼（SUP10）の疲労強度に及ぼす表面仕上げの影響”, 材料, 28(305), pp.106-111.

[12] 栂野, 大里, “オーステナイト・ステンレス鋼の応力腐食亀裂に対するショット・ピーニングの効果について”, 金属学会誌, 第 24 巻, p.786.

[13] 榎本, 平野, 望月, 黒沢, 斉藤, 林, “ウォータージェットピーニングによる材料表面の残留応力改善効果の検討”, 材料, Vol.45, No.7（1996）, pp.734-739.

[14] 大屋, 沖村浩司, 太田, 市岡, “ウォータージェットピーニングによる超小口径管内面の残留応力改善方法の開発”, 三菱重工技報, Vol.36, No.6（1999）.

[15] Y.Sano, et al., “Development and Application of Laser Peening System to Prevent Stress Corrosion Cracking of Reactor Core Shroud”, Proceeding of the 8th International Conference on Nuclear Engineering, Baltimore, ICONE8-8441 (2000).

[16] K.Okimura, et al, “Reliability of water jet peening as residual stress improvement method for alloy 600 PWSCC mitigation”, ICONE16-48375 (2008).

[17] 祖山, “キャビテーション噴流における材料試験・表面改質における支配因子”, 噴流工学, Vol.15, No.2（1998）, pp.31-37.

[18] 日本原子力技術協会　予防保全工法ガイドライン［ピーニング工法］,JANTI-VIP-03-第 2 版（2008）.
[19] 原子力安全･保安院プレスリリース, “中国電力㈱島根原子力発電所第２号機の高圧炉心スプレイ系の一部部品脱落事象等に関する対応について”（2006）.
[20] （社）日本機械学会　発電用原子力設備規格　維持規格（2004 年版）, RB-2450.
[21] 浅田, 徳久, 高次, 黒川, 川田, 平野, 瀬良, “PWR 容器の異種金属溶接部 ECT 検査手法の開発”, 保全学, Vol.6, No.4（2008）, pp.45-50.
[22] Norimasa MORI, et al, “APPLICATION OF USP TO STEAM GENERATOR NOZZLES”, Proceedings of the ASME 2011 Pressure Vessels & Piping Division Conference, PVP2011-57495 (2011).
[23] 関西電力株式会社, 法令適合事前確認手続書（平成 21 年 10 月 20 日）, http://www.meti.go.jp/policy/no_action_letter/downloadfiles/091020_kansaidenryoku_shoukaisho.pdf（参照日 2013.5.28）.
[24] Nabil Ben Fredj, Mohamed Ben Nasr, Amir Ben Rhouma, Chedly Braham, Habib Sidhom, “Fatigue Life Improvements of the AISI 304 Stainless Steel Ground Surfaces by Wire Brushing”, J Mater Eng Perform, Vol.13, No.5 (2004), pp.564-574.
[25] 魯, 塩沢, “高速度工具鋼の超長寿命疲労強度特性に及ぼす表面処理の影響”, 日本材料学会学術講演会講演論文集, Vol.5, 1st（2002）, pp.273-274.
[26] 天野, 中村, 神保, 永井, “A7175-T73 合金の疲労強度に及ぼす鏡面加工の影響”, 日本機械学会通常総会講演会講演論文集, Vol.7, 1st, No.Pt 2（1994）, pp.741-743.
[27] KORTH.G.E, “Surface-finish effects on the high-cycle fatigue of Alloy 718”, US DOE Rep JST (1981), pp.21.
[28] 古堅, 滝川, 田岡, 時政, “ステンレス鋼管の表面ブラシ研磨加工による残留応力低減”, 鐵と鋼, 67(13), S1230（1981）.
[29] 国谷, 正岡, 佐々木, 中川, 成瀬, “オーステナイトステンレス鋼の高温水中における応力腐食割れに及ぼす表面加工の影響”, 防食技術, 27(8)（1978）, pp.393-401.
[30] 高久, “鋭敏化 304 ステンレス鋼の高温純水中における粒界応力腐食割れに及ぼす表面加工の影響”, 日本金属学会誌, 45(10)（1981）, pp.1077-1086.
[31] 日本原子力技術協会　予防保全工法ガイドライン［研磨による応力改善工法］,JANTI-VIP-10-第1版（2009）.
[32] 関西電力㈱美浜 2 号機　高経年化技術評価書　原子炉容器（30 年）（2001）.
[33] 一般社団法人　日本原子力技術協会　予防保全工法ガイドライン［研磨による応力改善工法］（2009）.
[34] H.Suss, “Shot peening of Metals for Protection Against Stress Corrosion Cracking”, Corrosion, Vol.18, No.1 (1962), pp.17-20.

[35] P.S.Prevey, et al., “Thermal Residual Stress Relaxation and Distortion in Surface Enhanced Gas Turbine Engine Components”, Heat treating, including the 1997 International Induction Heat Treating Symposium: proceedings of the 17th Heat Treating Society Conference and Exposition and the 1st International Induction Heat Treating Symposium, 15-18 Sept. 1997, Indianapolis, Indiana (1997).

[36] Z.Zhou, et al., “A Finite Element Study of Thermal Relaxation of Residual Stress in Laser Shock Peened IN718 Superalloy”, International Journal of Impact Engineering, Vol.38, No.7 (2011), pp.590-596.

[37] 齋藤, 波東, 吉久保, 守中, “WJP による残留応力改善効果の持続性評価”, 社団法人日本材料学会 学術講演会講演論文集, 59（2010）, pp.307-308.

[38] K.Dalaei, B.Karlsson, L.-E.Svensson, “Stability of residual stresses created by shot peening of pearlitic steel and their influence on fatigue behaviour”, Procedia Engineering, Volume 2, Issue 1, April 2010 (2010), pp.613-622.

[39] Wyman Z.Zhuang, Gary R.Halford, “Investigation of residual stress relaxation under cyclic load”, International Journal of Fatigue, Vol.23 (2001), pp.31-37.

[40] A.Laamouri, H.Sidhom, C.Braham, “Evaluation of residual stress relaxation and its effect on fatigue strength of AISI 316L stainless steel ground surfaces: Experimental and numerical approaches”, International Journal of Fatigue (2012).

[41] T.Maeguchi, M.Toyoda, T.Ohta, K.Tsutsumi, T.Okabe, T.Sato, “Study on Mitigation of Stress Corrosion Cracking in PWR Plant by Residual stress improvement”, Proceedings of ICONE19, the 16th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE19) (2011).

[42] 堺, 秋田, 大谷, 佐野, 齋藤, “レーザーピーニングによる残留応力に及ぼす静的負荷および疲労負荷の影響”, 材料, 57(7)（2008）, pp.648-653.

第三章　長期信頼性評価手法の構築

3.1　緒言

本研究の目的は，表面加工による応力改善技術の長期信頼性評価手法の構築であるが，評価の対象は薄い圧縮応力層とその下部の多層溶接からなる複雑構造であることから，構築に向けては，段階を追って具体化していく必要がある．

本研究のアプローチである計算機シミュレーションの活用のため，ここではまず，実用性を念頭に置きつつ計算（解析）の手法を定めた上で，前章で考慮すべきとした，① 組織回復の影響，および② 引張荷重の影響の評価に関して，計算方法の具体化を行う．また，組織回復の影響に関する金属組織的検討や構築した手法の妥当性確認のため，単純形状試験体による熱時効試験を実施する．構築した手法の妥当性については，上記の単純形状試験体を用いた計算結果と実験結果の比較により確認する．

さらに，構築した手法を用いて小規模な実機模擬モデルを試評価することにより，手法の有効性を確認する．

3.2　アプローチの具体化

ここでは，まず，評価するにあたって全歪の分布の設定方法について検討する．続いて，① 組織回復の影響について，評価の方向性，評価対象とする加工，パラメータ設定の考え方を検討する．さらに，② 引張荷重の影響についても評価の方向性，パラメータ設定の考え方を検討する．

3.2.1　圧縮応力層における全歪量の分布の設定

長期信頼性評価の条件を設定にするにあたり，実機では，製作時の加工やピーニングといった多様な履歴により歪を付与されることから，これらの履歴を勘案して設定する必要がある．

全歪の分布の設定にあたって加工履歴を勘案できる手法を考えた場合，与えられる力などから計算で算出する方法と，既知の応力分布から推定する方法が報告されている．

前者については，例えば，ショットによるものは簡易式による推定[1]や，有限要素法による推定[2][3]が提案されており，ショットの運動方程式と弾塑性理論を組み合わせてショットの速度や与えられる塑性歪から応力分布を計算する手法や，ショットピーニングにおける素材の変形挙動を解析する手法がある．ピーニングにより付与される塑性歪および，これにより発現する応力分布）について，このような現象をできる限り忠実に模擬しようとする詳細な解析手法により算出できる可能性もあるが，そのような計算は，昨今の計算機シミュレーションの発達を鑑みても計算作業の

負荷が大きい．

したがって，ここでは，得られる評価精度と計算作業の負荷を勘案し，評価の精度が確保されることを前提に，実用的かつ合理的に進めるべく，後者の既知の応力分布から全歪の分布を推定する手法を採用することとした．なお，評価の精度については，実験により確認を行うこととする．

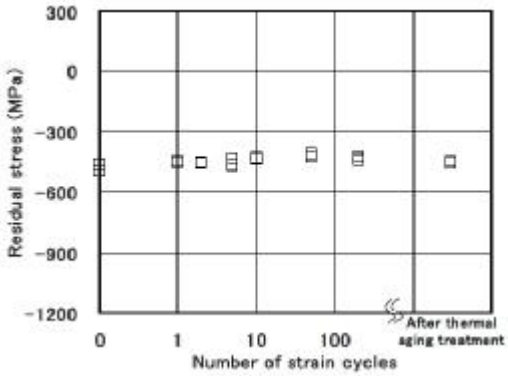
3.2.2　組織回復の影響の考慮

前章での調査では機械加工した表面に WJP で圧縮応力を付与した試験体を熱時効させると，プラント運転環境程度の温度（350℃=623K）の 24 時間程度の熱時効であっても若干の圧縮応力緩和が生じたことが報告されている．すなわち，実機の挙動に照らせば，プラント起動初期に若干の応力緩和が生じることとなる．

圧縮応力は WJP で導入された塑性歪により生じているが，この塑性の層は機械加工されて硬度が大きく上昇した層である．上記の応力緩和については，350℃程度でも一種の回復が生じることにより塑性歪の硬度が低下し，発生する圧縮応力が低下したものとされ，速度論的に整理された報告がある[4].　本研究でも同報告を参考に，WJP 施工部の応力緩和をアレニウス則を用いて熱弾塑性クリープ解析におけるプラント起動時点で考慮する．活性化エネルギーの値については，別途実験により取得したものの活用を試みる．

一方，その加工法の違いから，付与する塑性歪の硬度や量が異なると考えられるバフ施工試験体については，このような傾向は認められていない（Fig.3-1）[5].

すなわち，高温環境における短期間の応力緩和について，バフ施工については考慮する必要がないと考えられるが，金属組織的な検討を伴って判断する必要があると考えられ，次項の取得データも勘案して検討することとした．



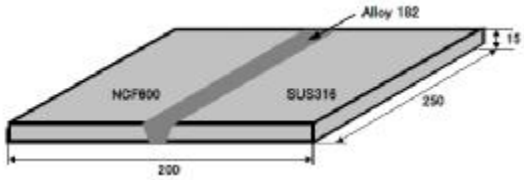


Fig.3-1　　バフ施工の長期信頼性データ（平板試験片）

3.2.3　引張荷重の影響の考慮

塑性歪の引張荷重下の影響を考慮するにあたっては，クリープ変形を評価することで対応可能と考え，熱弾塑性クリープ解析を用いて評価することとした．ここで，計算機シミュレーションを活用することより，多層盛溶接継手の複雑な残留応力分布であってもクリープの駆動力として考慮できることとなる．

熱弾塑性クリープ解析の実施にあたっては，一般的なクリープ則が適用可能と考えるが，原子力発電所の温度環境におけるクリープ定数の設定について検討する必要がある．すなわち解決すべき課題としては，PWR の代表的な運転温度（約 325℃）でのクリープは微小ないしは発生しないとされていることから，クリープ解析のための物性値を現実的な時間の実験で取得することはそもそも困難であり，数値解析に用いるクリープ定数の設定が困難となることがある．一般的な知見に基づけば，ここでのクリープ定数は計測限界以下のごく微小な値となる可能性もあるが，本研究ではあくまで原子力発電設備の安全性向上（安全側の保全計画検討）に資するものとして，既存のデータを保守的な評価となるよう外挿した値により解析を行うこととし，評価の精度については，実験により確認を行うこととする．

なお，実機形状モデルでの試評価にあたっては，微小な値とした場合でも計算を行い，外挿した値で評価することの保守性の程度は確認しておく．

3.3　単純形状試験体による基礎試験を用いた評価手法の構築および妥当性確認

3.3.1　試験体

試験体の形状について，Fig.3-2 に示す．単純形状としてリング状を選定した．材料は 600 合金であり，その化学組成を Table 3-1 に示す．

なお，試験体の材料は作業性の観点から近年のピーニング等の対象である溶接金属ではなく，母材を用いたが，スリット部を加締めた上で溶接することにより，リングの周方向に引張の残留応力を与えて溶接残留応力を模擬することとした．試験体の切り出しは，放電加工により実施し，表面を Table 3-2 の条件で機械加工した．その後，試験体のスリットを治具により加締め，降伏応力レベルの応力付与が期待される 0.5%の歪が付与されていることを確認した上で，Table 3-3 に示す条件で溶接を行った．応力改善処理は，試験体の溶接部の背面 1/4 にバフ施工および WJP を実施し，施工条件はともに実機で施工されている標準的なものとした．バフ施工のイメージ図を Fig.3-3 に，バフ施工の条件を Table 3-4 に示す．

これらの試験体を熱時効試験に供し，長期信頼性のデータ取得を行うとともに金属組織の観察を行い，構築した評価手法の妥当性確認，検討に資する．

熱時効試験の条件を Table 3-5 に示す．Ar 雰囲気としたのは，実機の環境が高温純水環境であり

酸素に触れないためである．なお，350℃は，実機で最も高い温度環境となる加圧器の近傍相当であり，500℃-800 時間はアレニウス則で，同部位の約 35 年間の運転に相当する．（活性化エネルギーは別途実施した試験結果より約 38kcal/mol）

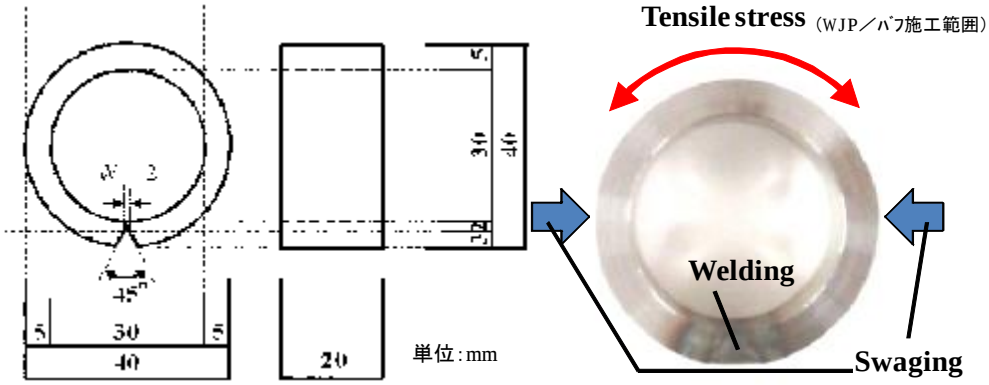


Fig.3-2　　試験体形状

Table 3-1　　供試材の化学成分 (mass%)

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Fe	Cu	Nb	Co
0.009	0.16	0.14	0.009	0.001	73.98	16.50	6.45	0.02	2.34	0.05

Table 3-2　　機械加工の条件

条件	値
切削速度(m/min)	125.6
送り速度 (mm/rev)	0.1
切込深さ (mm)	0.2*～1.0*
加工雰囲気	湿式

＊　：実機の表面仕上げの再現を目途(計測値ではない)

Table 3-3　　溶接条件

条件	値
溶接速度(mm/min)	200
アーク長(mm)	7
溶接電流(A)	60
ガス流量(l/min)	10

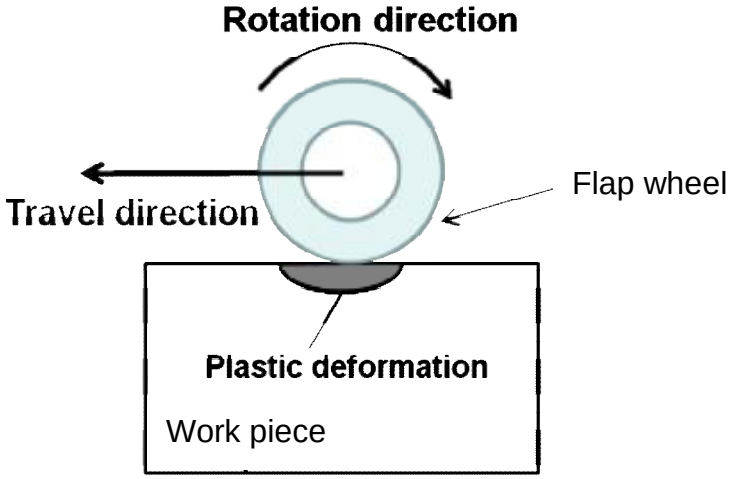


Fig.3-3　　バフ加工のイメージ

Table 3-4　　バフ施工の条件

条件	値
研磨材	Flap wheel #120
研磨速度(rpm)	5500
研磨深さ(mm)	0.5

Table 3-5　　熱時効試験の条件

条件	値	
	ケース 1	ケース 2
温度（℃）	350	500
時効時間（時間）	24	800
350℃での時効への換算（年）	－	35
雰囲気	Ar	

また，熱時効させた試験体に対する残留応力測定は X 線（Cr-Kα線）で行い，応力状態の評価には周方向応力を用いた．なお，測定点の上下を軸方向にマスキングすることにより，リング試験体の曲率の応力計測値への影響を排除した．なお，深さ方向の残留応力分布を測定するにあたり，逐次研磨法を用いたため，以降の検討にあたっての研磨による表面応力の再配分の補正式（3-1）[6]の必要性について検討した．

$$s_q(z_1)=s_{q_m}(z_1)+\left(\frac{(R-z_1)^2+R_1^2}{(R-z_1)^2-R_1^2}\right)\left\{-\left(1-\frac{R_1^2}{(R-z_1)^2}\right)\int_0^{z_1}\left(\frac{(R-z_1)^2}{(R-z_1)^2-R_1^2}\right)\frac{s_{q_m}(z)}{(R-z_1)}dz\right\} \qquad (3\text{-}1)$$

ここで，$\sigma_\theta(z_1)$は真の応力分布，$\sigma_{\theta m}(z_1)$は逐次研磨により測定された応力分布，R_1は内径，R は外径，z_1は逐次研磨の深さである．模式図を Fig.3-4 に示す．すなわち，測定された値から多項式近似により $\sigma_{\theta m}(z_1)$を求め，数値積分により $\sigma_\theta(z_1)$を求めることとなる．

例として，機械加工後にバフ施工を行った試験体について，逐次研磨に伴い計測された応力分布と，（3-1）式による補正結果を比較した結果を Fig.3-5 に示す．計測結果と補正結果で大きな差がないことを確認できたことから，以降では計測結果そのもので検討を進めている．

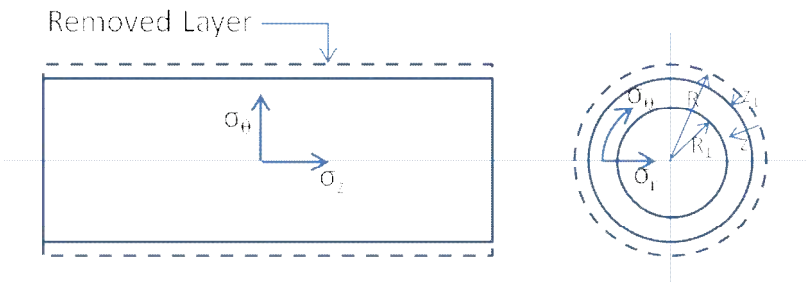
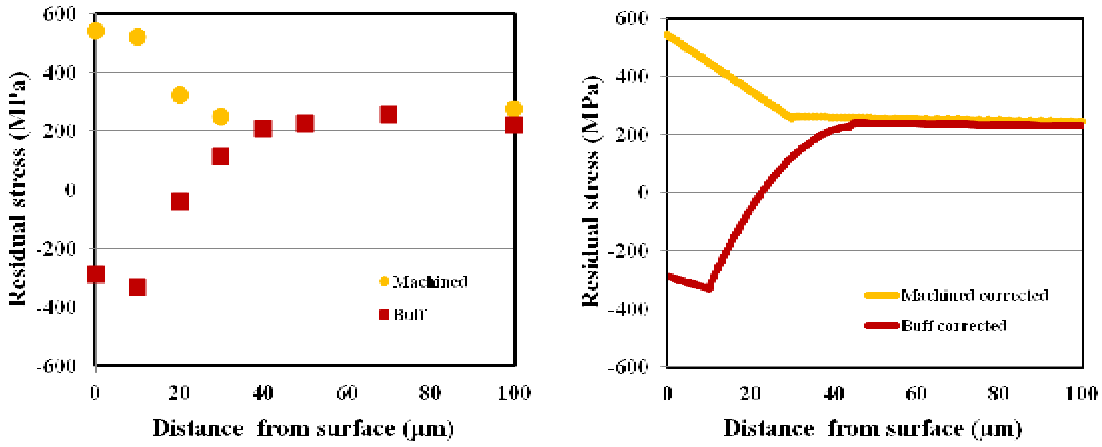


Fig.3-4　　応力の方向に関する模式図



(a) 逐次研磨に伴う計測結果　　(b) 補正結果

Fig.3-5　　逐次研磨による計測結果と補正計算による結果の比較（バフ施工した試験体の例）

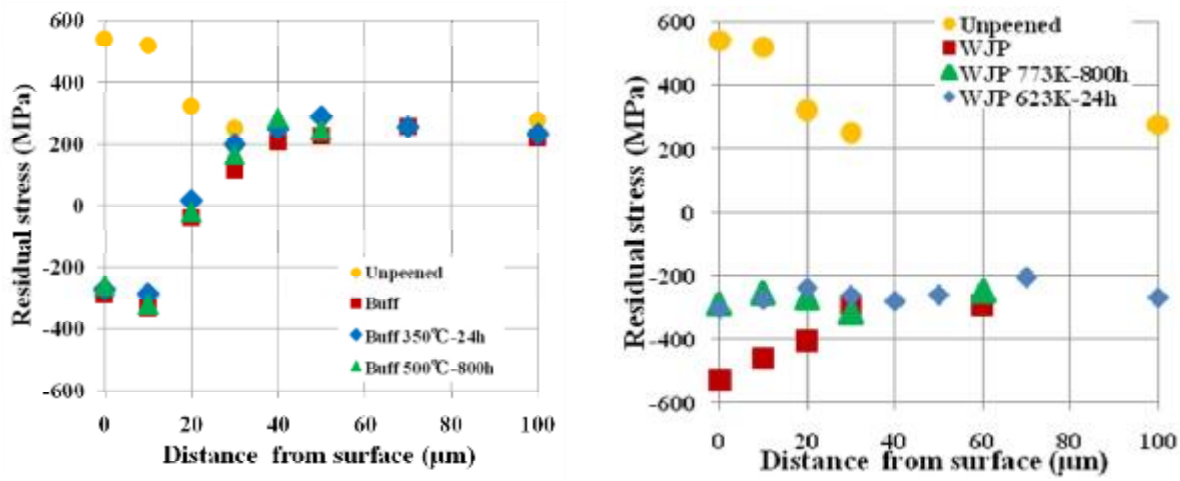
3.3.2　試験結果

(1)　圧縮応力の挙動

熱時効試験の結果のうち，バフ施工した試験体のものを Fig.3-6(a)に，WJP 施工した試験体のものを Fig.3-6(b)に示す．

圧縮応力の付与程度として，約 550MPa の引張であった表面の残留応力は，バフ施工のものは 300MPa 程度の圧縮応力となっている．また，WJP 施工のものは 550MPa 程度の圧縮応力となって

いる．ただし，WJP 施工では計測範囲（約 100μm 深さ）まで全て圧縮応力となったが，バフ施工では圧縮応力となった範囲は約 20μm 深さまでであった．熱時効試験の結果としては，WJP を施工した試験体では，前述したように 350℃-24 時間の時効後に一定の緩和が認められる．ただし，500℃-800 時間でもその緩和程度は変わっておらず，長期的には安定なものと言える．これに対しバフ施工の試験体については 350℃-24 時間，500℃-800 時間の熱時効後の両方で圧縮応力は緩和していない．



(a) バフ施工試験体　　(b) WJP 施工試験体

Fig.3-6　　熱時効による残留応力の変化

(2)　金属組織的検討

ここでは，応力緩和の挙動に関する今後の検討に資するため，熱時効試験に供した試験体について，組織観察を行った．

観察にあたっては，後方散乱電子回折（EBSD：electron backscatter diffraction）によって得られる結晶方位の局所的な方位差（KAM：Kernel Average Misorientation）[7]により表される KAM マップにより塑性歪量の観察を行った．

なお，EBSD の照射条件は Table 3-6 のとおりである．

Table 3-6　　EBSD 照射条件

パラメータ	値
照射電流(nA)	15
加速電圧(kV)	25
計測ステップ（μm）	0.3

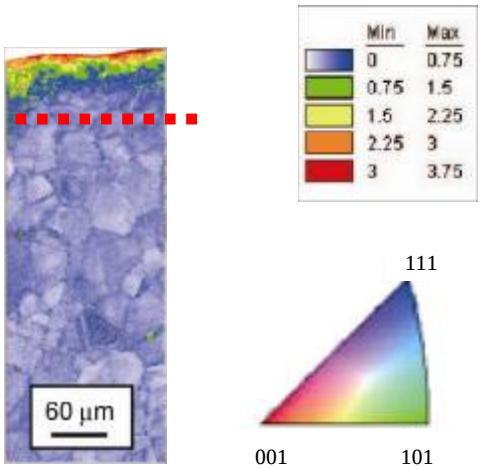
Fig.3-7 に機械加工の後（a），バフ施工後（b-1）およびその熱時効後（b-2），また，WJP 施工後（c-1）およびその熱時効後（c-2）の KAM マップを示す．なお，観察箇所は同一箇所ではない．時効条件は 500℃-800 時間である．

先ず，赤い点線より表層側に注目すると（a）と（b-1）の比較により，表面近傍の強度の塑性歪が消滅していることがわかる．これは，バフ施工時には表層に塑性歪が導入されるとともに発熱を伴うことから，機械加工により表面に導入された強度の塑性歪が解消したものと考えられる．

一方, WJP を施工した試験体は (a) の表層に示される機械加工で導入された強度の塑性歪が (c-1) のとおり WJP 施工後も残留するが，（c-2）に示されるように時効後にはほぼ解消しており，バフ施工を実施した試験体の熱時効前後である（b-1）と（b-2）で様相の変化が無く，応力緩和していないことと比較考察すれば，塑性歪の解消は残留応力の緩和挙動と関連するものと考えられる．

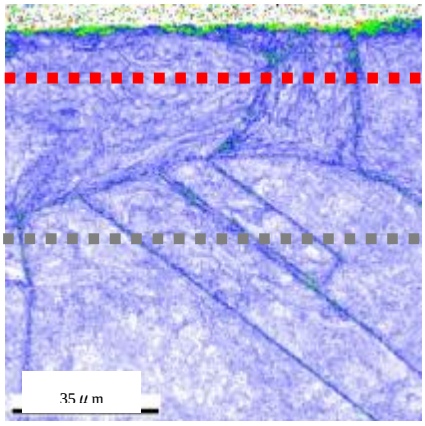
すなわち，WJP を施工した試験体の応力緩和については，その機構論までは材料科学的に確認できていないものの, 500℃-800 時間の熱時効で 350℃-24 時間のものと緩和が同程度であることからも，WJP 施工前の機械加工による加工硬化が比較的短時間で回復したことに起因して生じたと推察でき，付与した圧縮応力そのものの緩和ではないと考えられる．逆に，バフ施工，WJP 施工の試験体に共通する傾向として, 灰色の点線より表層側の塑性歪に，ごく表層（赤点線より表層側）のような明確な変化無かったことが，表層部から深さ 30μm 程度までの圧縮応力が安定であったこと関連があると考えられ，更なる検討の余地があると考えられる．

なお，以上の結果から，長期信頼性の評価において，バフ施工により付与された圧縮応力については，回復挙動を考慮する必要はないものと評価した．

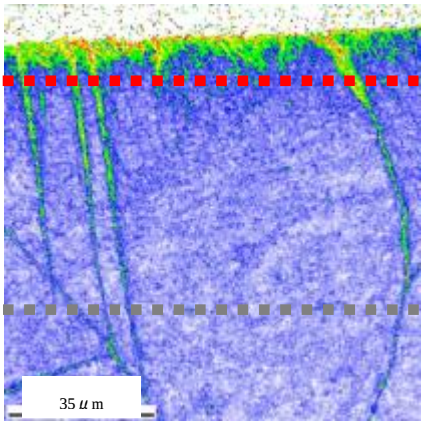


(a) 機械加工のみ

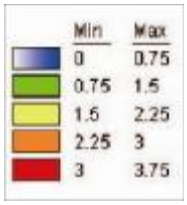
Fig.3-7　　KAM 観察による塑性歪の様相

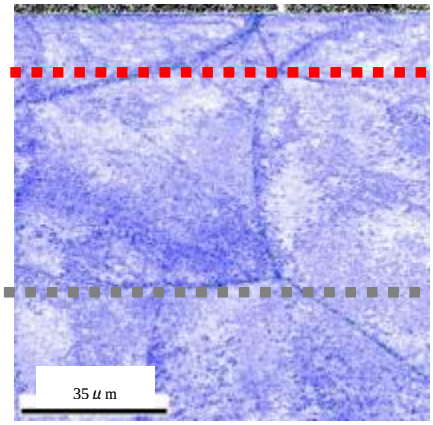


(b-1) バフ施工直後
（バフ施工試験体）

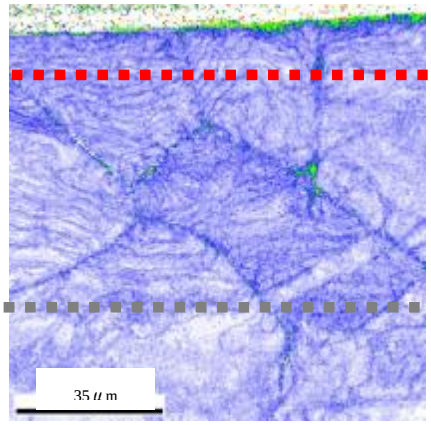


(c-1) WJP 施工直後
（WJP 施工試験体）





(b-2) 時効試験後
（バフ施工試験体）



(c-2) 時効試験後
（WJP 施工試験体）

Fig.3-7　　KAM 観察による塑性歪の様相（Contd.）

3.4　解析手法

3.4.1　計算式，モデル等

本研究で使用する熱弾塑性クリープ解析手法について以下で整理する．

クリープ解析における応力と歪速度の関係は Norton 則[8]を用い，(3-3) 式で与えることとする．また，クリープは実機運転最高温度を鑑み 350℃に達した時点で開始させることとした．なお，350℃までは微小と判断できるクリープは考慮せず，組織回復の影響のみを考慮する．

$$\varepsilon'^{c}_{ij} = A\sigma^{-B} \qquad (3\text{-}2)$$

$$\triangle \varepsilon_{ij}^{c} = \frac{3}{2\bar{\sigma}}\{A\bar{\sigma}^{-B}(\frac{\partial J'_2}{\partial \sigma_{ij}})\} \triangle t \qquad (3\text{-}3)$$

ただし，ε'^{c}_{ij}：クリープ歪速度 (s^{-1})，　A,B：クリープ定数，σ_{ij}：要素応力(MPa)，　t：時間(s)，ε^{c}_{ij}：クリープ歪，$\bar{\sigma}$：ミーゼス相当応力(MPa)，J'_2：偏差応力第二不変量である．

また，モデルは 3.3 項のリング状試験体を評価すべく，有限要素法により Fig.3-8 のようなものを構築した．このモデルを用いて，試験体作製における機械加工，かしめ，溶接，WJP 施工という一連の工程により付与される残留応力および全歪量を計算する．なお，表面の塑性歪は，本来，機械加工による歪の上に，WJP 施工により導入されるものが加算されるが，WJP 施工によるものが支配的となるため，ここでは WJP 施工により付与されるもので設定した．

ここで，本章における検討事項の一つであった表面の塑性歪の算出にあたっては，3.2.1 項の検討のとおり，WJP を施工した際の応力分布で既知のもの[10]からプラントル・ロイスの弾塑性体構成式（3-4）式より弾性歪と塑性歪を算出し，算出された全歪を数値解析モデルに展開した．

$$d\varepsilon_{xx} = \frac{1}{E}\{d\sigma_{xx} - \nu(d\sigma_{yy} + d\sigma_{zz})\} + \frac{2}{3}\{\sigma_{xx} - \frac{1}{2}(\sigma_{yy} + \sigma_{zz})\}d\lambda$$

$$d\varepsilon_{yy} = \frac{1}{E}\{d\sigma_{yy} - \nu(d\sigma_{zz} + d\sigma_{xx})\} + \frac{2}{3}\{\sigma_{yy} - \frac{1}{2}(\sigma_{zz} + \sigma_{xx})\}d\lambda \qquad (3\text{-}4)$$

$$d\varepsilon_{zz} = \frac{1}{E}\{d\sigma_{zz} - \nu(d\sigma_{xx} + d\sigma_{yy})\} + \frac{2}{3}\{\sigma_{zz} - \frac{1}{2}(\sigma_{xx} + \sigma_{yy})\}d\lambda$$

$$\frac{d\gamma_{xy}}{2} = \frac{d\tau_{xy}}{2G} + \tau_{xy}d\lambda$$

$$\frac{d\gamma_{yz}}{2} = \frac{d\tau_{yz}}{2G} + \tau_{yz}d\lambda$$

$$\frac{d\gamma_{zx}}{2} = \frac{d\tau_{zx}}{2G} + \tau_{zx}d\lambda$$

ただし，$d\lambda$ は以下の式で表される．

$$d\lambda = \frac{3d\bar{\sigma}}{2H'\bar{\sigma}}$$

ここで，ε：垂直歪，γ：せん断歪，σ：垂直応力(MPa)，τ：せん断応力(MPa)，ν：ポアソン

比，E：ヤング率(MPa)，G：せん断弾性係数(MPa)，H'：加工硬化係数(MPa)，$\bar{\sigma}$：相当応力(MPa)である．

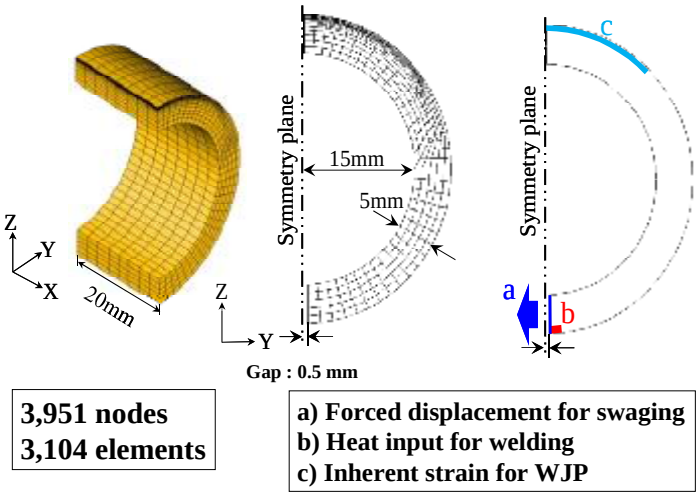


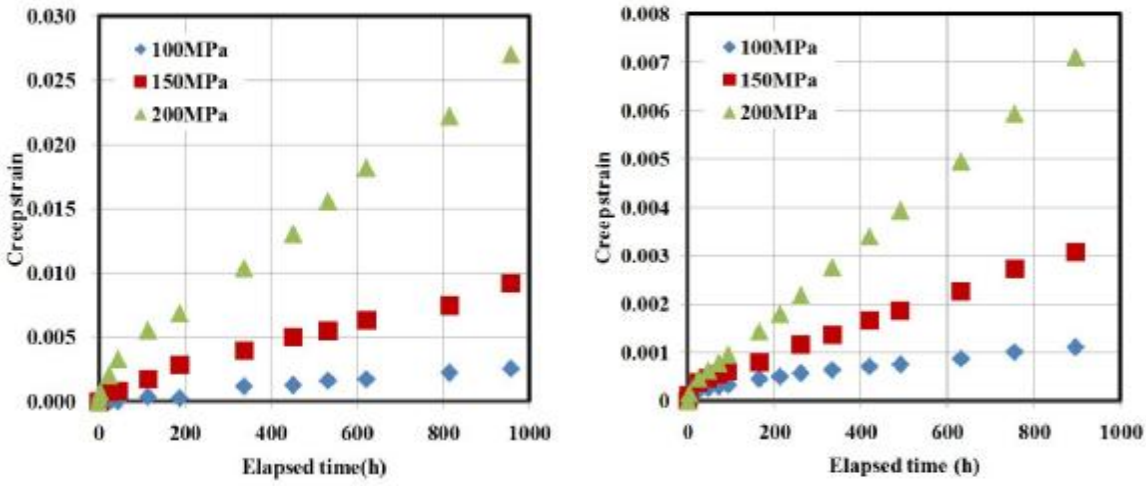
Fig.3-8　　リング状試験体モデル

3.4.2　熱弾塑性クリープ解析におけるクリープ定数

熱弾塑性クリープ解析の実施にあたっては，クリープ定数が必要であるが，600 合金の PWR プラントの運転温度域（約 325℃）での値が取得されていないことは本章におけるもう一つの検討課題であったが，前述のとおり取得済みデータを外挿して計算することとした．

実施された試験は，機械試験片（平行部長さ：30mm，直径：3mmφ）を用いて，550℃および500℃の温度 2 条件に対して，100，150，200MPa の応力 3 条件で引張試験を行ったものであり，結果を Fig.3-9 に示す．これらのデータに対し外挿を行った Fig.3-10 の値により熱弾塑性クリープ解析を行うこととした．

なお，600 合金のその他の物理定数の温度依存性については，Fig.3-11 に示す．



(a) 550℃　　(b) 500℃

Fig.3-9　　600 合金のクリープ試験結果

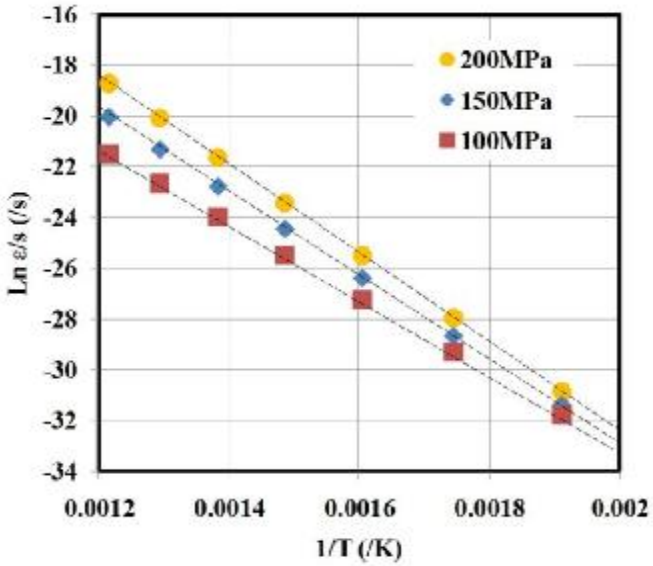


Fig.3-10　　600 合金のクリープ定数の予測

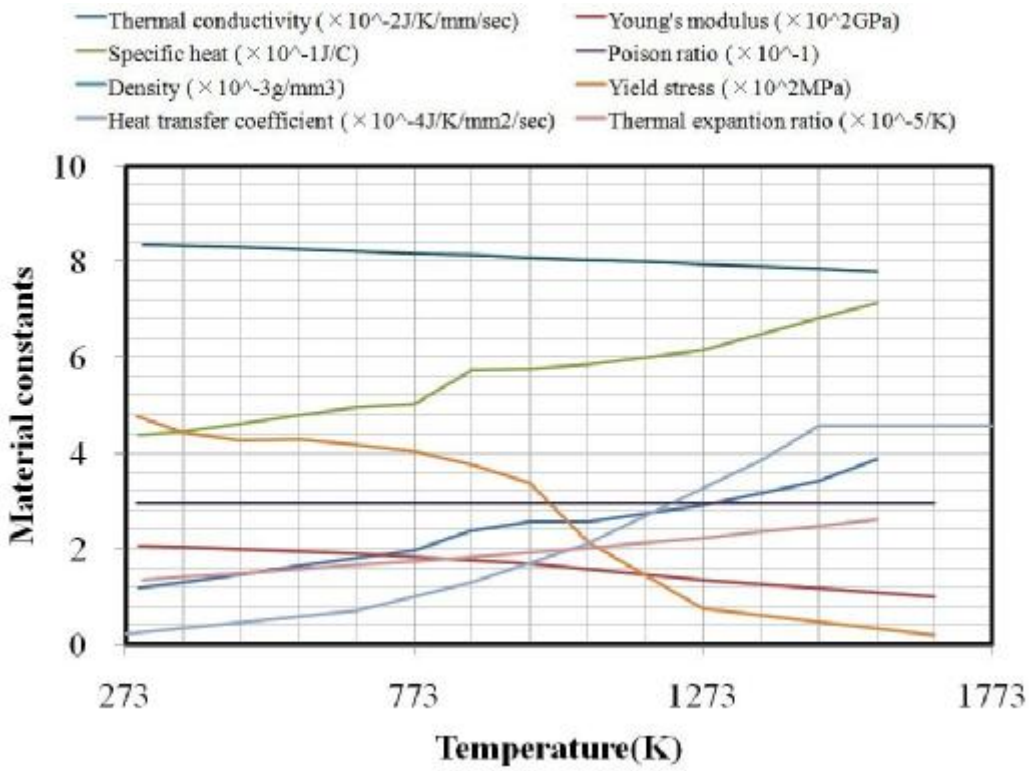


Fig.3-11　　解析に使用した 600 合金の物理定数

3.4.3　回復挙動の設定

3.2 項において，速度論で考慮することした，プラント起動初期の回復挙動による応力緩和を以下のとおり設定した.

機械加工で仕上げた表面に WJP を施工した試験体の熱時効試験の結果に対し，Johnson-Mehl プロットを行った結果は Fig.3-12 のとおり整理されている[4].

ここで，X は応力緩和率であり，（3-5）式で与えられる.

$$X = \frac{S_0 - S_V}{S_0 - Sa} \qquad (3\text{-}5)$$

S_0：初期の応力，S_V：時効後の応力，Sa：応力緩和完了後の応力

試験は，280℃（553K），310℃（583K），350℃（623K）で実施されているが，いずれの温度でも応力緩和率は直線関係を示しており，それらの傾きはほぼ等しい.

また，速度定数 D をアレニウス型の（3-6）式とすることにより，応力緩和率 X は（3-7）式で表現でき，速度定数の初期値 D_0，活性化エネルギーQ は同じ試験結果を整理した Fig.3-13 より求められていることから，計算可能となる.（D_0＝7.07×10^{11}/s，Q=38.055kcal/mol）

なお，Fig.3-12 の傾きより，アブラミ指数 n は 0.586 となる.

$$D = D_0 \exp(-Q/RT) \qquad (3\text{-}6)$$

$$X = 1 - \exp\left[-(Dt)^n\right] \qquad (3\text{-}7)$$

（3-6）式，（3-7）式により，回復挙動による圧縮応力緩和率は速度論で整理されたことから，これを Norton 則に置き換え，クリープひずみとして与えることとした．

プラント起動時の昇温レートを 0.1K/min とした場合に与える圧縮応力緩和の挙動を Fig.3-14 に示す．

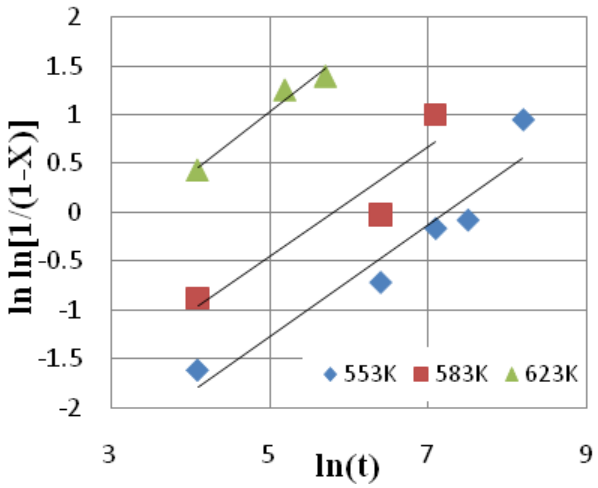


Fig.3-12　　WJP 施工された試験体の熱時効試験結果の Johnson-Mehl プロット

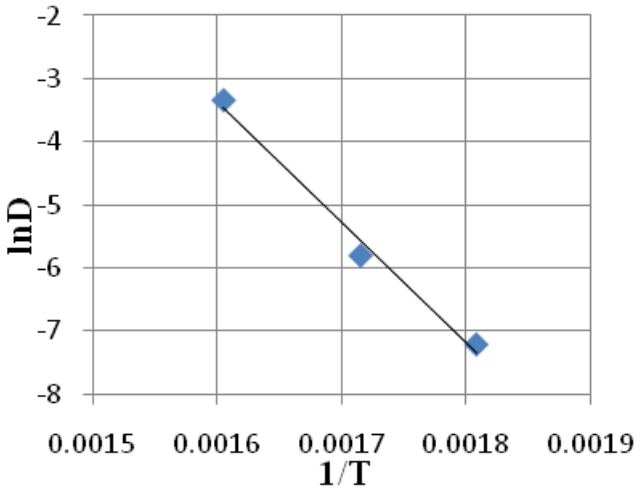


Fig.3-13　　活性化エネルギー算出結果[4]

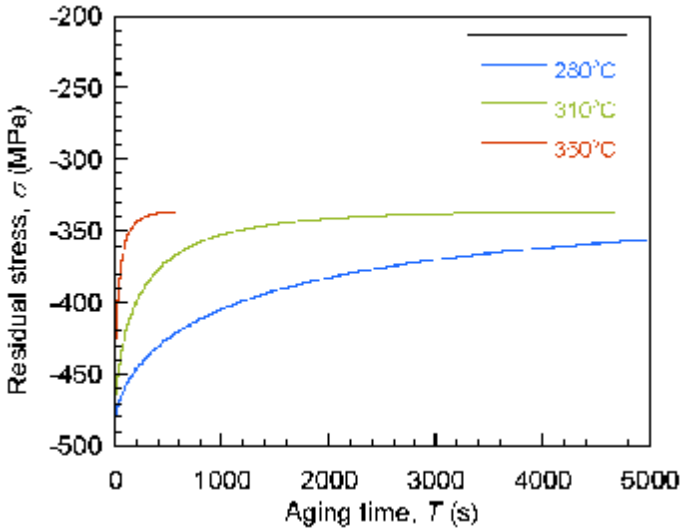


Fig.3-14　　プラント起動時に考慮する応力緩和挙動

3.5　評価手法の妥当性の確認

3.3 項の試験体のうち WJP が施工されたものについて，3.4 項での設定に基づき，長期信頼性評価（熱弾塑性クリープ解析）を行い，計算結果と実験結果との比較により構築した手法の妥当性を確認した．

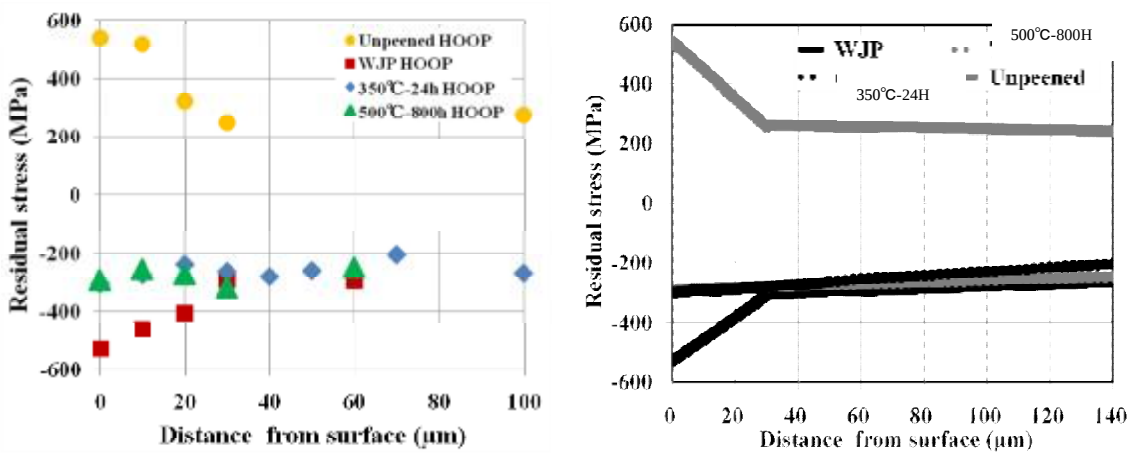
熱時効試験における試験体の残留応力の計測結果と計算結果の比較を Fig.3-15 に示す．計測結果（Fig.3-15(a)）において熱時効前に試験体表面で-550MPa 程度であった圧縮応力が，350℃-24 時間および 500℃-800 時間の熱時効後には緩和し，-280MPa 程度となっている．また，板厚の内部で 350℃-24 時間後に-200MPa 程度であった圧縮応力が，500℃-800 時間の時効後には逆に-300MPa 程度に増加となっているが，これは表面近傍の圧縮応力値の減少とバランスを取ったものと考えられる．

このようなピーニング施工前後，350℃-24 時間および 500℃-800 時間の熱時効後の計算結果について，(a)計測結果と(b)計算結果は良い一致を見せている．

WJP 施工前後の応力値や初期（24 時間）の回復主体とされる応力緩和挙動といった，別途試験の結果を基に評価した値は当然ながらよく整合している．

また，クリープ定数を保守的に設定したため乖離が懸念された 500℃-800 時間の熱時効後における計測結果と計算結果についてもよい一致を見せており，クリープ定数に与えた保守性は評価手法の実用性を失うものでは無かったと評価できる．

これにより，本章のアプローチの妥当性が確認できたと評価する．



(a) 計測結果　　(b) 計算結果

Fig.3-15　　構築した手法の妥当性確認（リング状試験体）

3.6　小規模モデルによる試評価

ここでは，構築した評価手法を大型かつ多層盛の溶接継手へ適用することに先駆け，小規模なモデルにより試評価を実施し，その有効性を確認する．

3.6.1　モデル

使用する解析モデルを Fig.3-16 に示す．実機の加圧器管台と同様の形状，材料構成の 3 次元モデルとし（外径約 400mm，板厚約 50mm），低合金鋼（SFVQ2A）とステンレス鋼（SUS316F）を 600 合金により溶接した異材継手部を機械加工仕上げした後に 690 合金による Inlay 溶接を施し，さらに WJP を施工した状態を模擬した．歪については，3.2.1 項の検討どおり，これまでの実験で得られている応力分布を仮定した上で，プラントル・ロイスの弾塑性体構成式より弾性歪と塑性歪を算出し，算出した全歪を数値解析モデルに展開した．なお，これらの全歪は 3.4 項同様に支配的となる WJP により付与されるものを設定した．

なお，当該モデルで模擬されているような構造で補修された部位は実機の加圧器には存在しないが，ここでは試評価であるため，モックアップにより残留応力解析の精度が確認されているモデル[10]を流用して解析を行った．

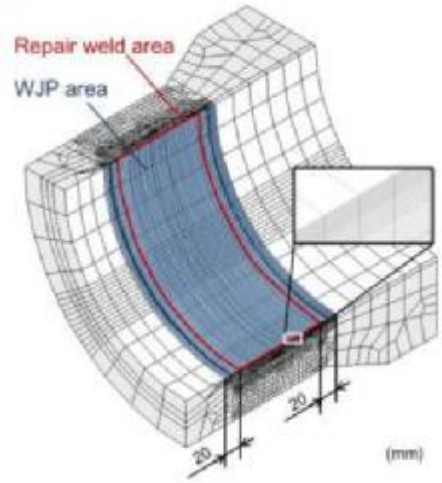


Fig.3-16　　試評価に用いた小規模な 3 次元モデル（加圧器管台模擬）

3.6.2　使用する手法，材料定数等

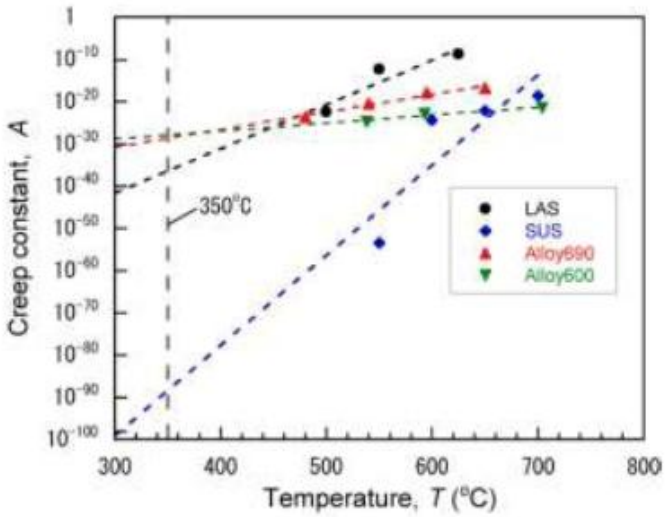
本項でも，クリープ則として（3-3）式を用い，クリープ定数 *A* は，3.2.3 項の検討に基づき，既存データを外挿したものを用いることとした．600 合金については，3.4.2 項で検討したものとし，その他の材料については材料メーカの提供データ[11]を外挿した（Fig.3-17(a)）.

なお，0.4Tm 以下ではクリープは有意でないという一般的な知見に基づき *A* を微小とした場合（Fig.3-17(b)）についても評価し，本章のアプローチの保守性を評価する．一方，クリープ定数 *B* については, 計算結果への影響が小さいと見込まれることから線形に外挿したもののみの評価とした．（Fig.3-18）Table 3-7 には評価に用いるクリープ定数について，690 合金の例を示す.

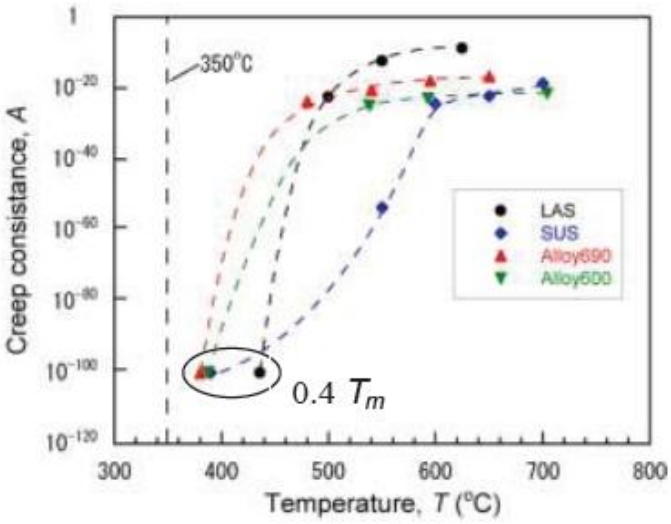
なお，クリープ解析の期間は，0.1K／min で 350℃まで昇温後，60 年相当の時間保持するものとした．ただし，内圧は負荷していない.

Table 3-7　　クリープ定数の値（Alloy690 at 350℃）

条件		値
A	(a)外挿による場合 （本章のアプローチ）	2.1127×10^{-29}
	(b)ごく微小とする場合 （一般的な知見）	1×10^{-100}
B（外挿による場合）		6.8940



(a) 外挿したケース（本章のアプローチ）



(b) ごく微小とした場合（一般的な知見に基づく）

Fig.3-17　　クリープ定数 *A*

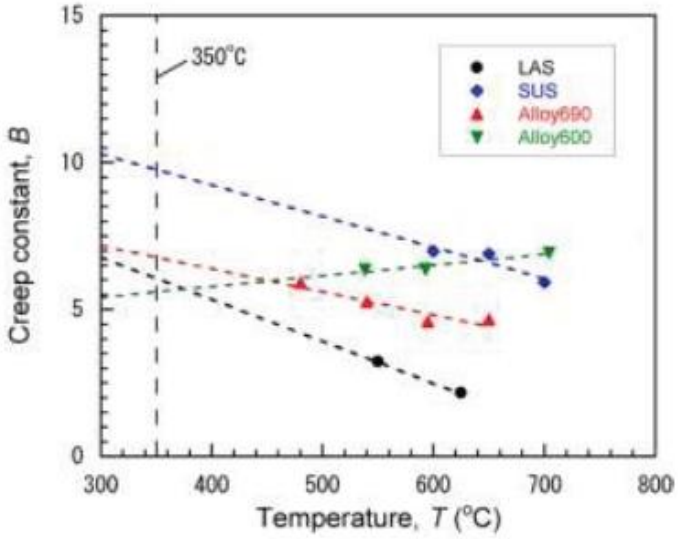
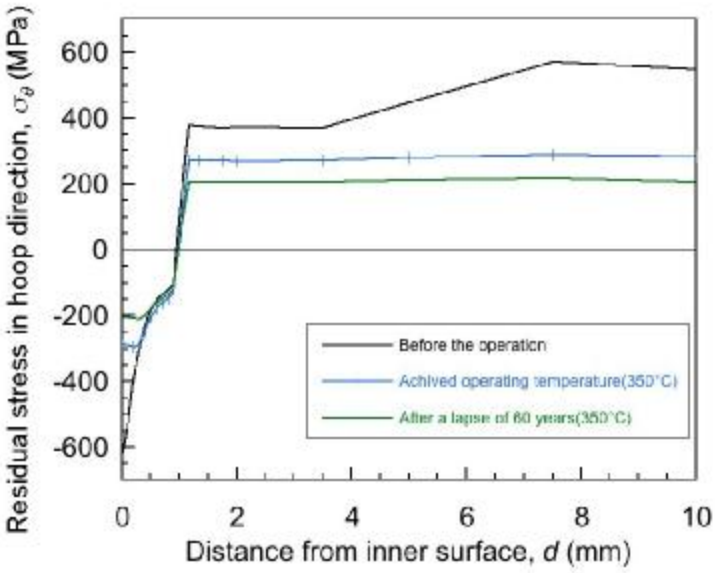


Fig.3-18　　クリープ定数 *B*（外挿による算出）

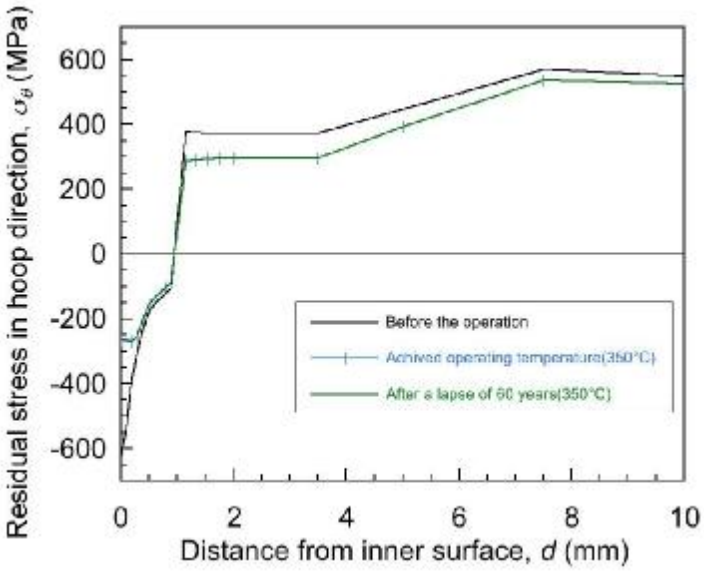
3.6.3　計算結果

クリープ解析の結果について, クリープ定数 *A* を取得済みの値からの外挿により設定した場合のものを Fig.3-19(a)に，また，一般的な知見に基づき微小とした場合のものを Fig.3-19(b)に示す.



(a) クリープ定数 *A* を外挿によるものとした場合

Fig.3-19　　WJP 施工部位に対する長期信頼性の計算結果
（製作時の 600 合金溶接部の中央部）



(b) クリープ定数 A を微小な値とした場合

Fig.3-19　　WJP 施工部位に対する長期信頼性の計算結果
（製作時の 600 合金溶接部の中央部）（Contd.）

Fig.3-20(a)の場合，350℃到達時に初期の圧縮応力の緩和が生じた後，時間の経過によって圧縮応力の緩和は生じており，例えば表面では約 100MPa の緩和が生じているものの，表面が引張応力に反転するような挙動にはなっていない．また，圧縮応力が付与された深さの変動は認められていない．

本結果はクリープ定数の設定に大きな保守性を有すため，実機に生じる事象を代表するものではないが，非常に安全側の仮定を置いても圧縮応力による耐 PWSCC 性は維持されることが示されたことから，保全検討を行う観点で有用なものである．一方，(b)の場合，350℃到達時の初期の応力緩和が生じた以降は殆ど緩和は無く，また，圧縮応力が付与された深さも変動しておらず，付与された圧縮応力は長期的に安定であった．すなわち，クリープ定数を保守的にしたケースと比較すれば，長期間の運転による応力緩和のうち残留応力に起因するものは最大でも 100MPa も見込めば十分と言える．

これらの計算が大きな問題なく実施可能であったことから，溶接部の複雑な残留応力分布の影響等を考慮した場合でも，長期的な信頼性が評価可能であることが確認できた．

実機の多層盛溶接部は大型で，種々の要因によりさらに複雑な応力分布を有すことから，次章以降では，これらを評価するため，手法を高度化していく．

3.7 結言

ここでは，前章で検討したアプローチの具体化を行い，応力改善された実機多層盛溶接継手の長期信頼性評価手法を構築した．

まず，解析を行うにあたっての論点について，これまでの報告等を参考にしつつ，圧縮応力層における全歪の分布の設定方法，熱弾塑性クリープ解析におけるクリープ定数，およびプラント起動初期の回復挙動の考慮の設定方針を決定し，評価手法を構築した．

続いて，単純な形状（リング状）試験体による熱時効試験を実施し，WJP 施工およびバフ施工について応力緩和挙動，金属組織の変化を確認した．

また，同試験体を対象として，構築した手法による評価を行い，その妥当性確認を行った．

さらに小規模な実機継手モデルの試解析を行い，長期信頼性評価の手法として適用可能であることを確認した．なお，解析にあたっては，一般的な知見に基づきクリープ定数を微小な値をしたケースの解析も行い，構築した手法の保守性も確認した．

得られた主な結論を以下に示す．

(1) 圧縮応力層における全歪の分布の設定は，評価手法の実用性および合理性を勘案し，評価の精度が確保されることを前提に既知の応力分布から歪量を計算し設定する方法とした．また，組織回復の影響による昇温初期の応力緩和はアレニウス則を用いてプラント起動時点で考慮することとした．さらに，クリープ定数は，既存のデータを外挿することにより，保守的な評価となるようにした．

(2) リング状の単純形状試験体を用いて熱時効試験を行い，バフ施工，WJP について圧縮応力の緩和程度を確認するとともに金属組織観察を行った．

350℃-24 時間，500℃-800 時間の熱時効を行った結果，WJP は 350℃-24 時間の時効後に 200MPa 程度の緩和が認められたが，長期的にはともに圧縮応力は安定であった．なお，バフ施工については初期の応力緩和も認められていない．

また，EBSD を用いて KAM 値を算出することにより金属組織観察を行った結果，WJP を施工した試験体は機械加工により表面に導入された強度の塑性歪が時効後にほぼ解消しており，残留応力の初期の緩和挙動と関連するものと考えることができる．

一方，バフ施工を実施した試験体の表面は機械加工で導入された強度の塑性歪がバフ施工により消滅しており，また，時効後もその様相は変わっておらず，熱時効を経ても応力緩和が生じない理由と関連するものと考えることができる．したがって，本研究で構築する評価手法ではバフ施工については回復挙動を考慮しないこととした．

また，この試験体について上項で提案した手法で解析を実施し，計測結果と計算結果がよい

一致を見せることを確認した.

(3) 小規模な実機継手モデルとして，加圧器の管台を選定し，クリープ定数 A を保守的に外挿値としたケースおよび微小な値としたケースについて，試評価を行った結果，計算は問題なく実施可能であり，また，クリープ定数 A を保守的に外挿値としたことによる圧縮応力の緩和程度は約 100MPa 程度であった．これは，今後の評価の参考とできる.

参考文献

[1] 高橋, 岩井, 廣瀬, 佐々木, “ショットピーニング加工によりステンレス鋼に付与される残留応力の理論的予測と実験検証”, 大会講演概要集, 2000(2)（2000）, pp.69-70.

[2] 森, 小坂田, 塩見, 岡田, “ショットピーニング加工における塑性変形および残留応力の三次元有限要素シミュレーション：単一ショットによる変形”, 日本機械学會論文集, A 編, 59(566)（1993）, pp.2420-2426.

[3] T.Hong, J.Y.Ooi, B.A.Shaw, “A numerical study of the residual stress pattern from single shot impacting on a metallic component”, Advances in Engineering Software, 39 (2008), pp.743-756.

[4] T.Hashimoto, Y.Osawa, M.Kameyama, S.Hirano, N.Chigusa, K.Saida, M.Mochizuki and K.Nishimoto, “Long Term Stability of Compressive Residual Stress Introduced in Alloy 600 by Water Jet Peening under Elevated Temperature Environment”, Proceedings of the 2011 ASME Pressure Vessels and Piping Conference, Baltimore, USA, PVP2011-57091 (2011).

[5] 西川，大北，山口，“応力改善工法で付与される圧縮残留応力の持続性”, 保全学，Vol.11, No.4（2013）, pp.69-76.

[6] SAE, Residual Stress Measurement by X-ray Diffraction, SAE (2003), pp.76-77.

[7] 佐々木, 釜谷, 三浦, 福谷, “微視的な塑性ひずみ分布と結晶方位差の関係”, 日本金属学会誌, 第 74 巻, 第 7 号（2010）, pp.467-474.

[8] F.H.Norton, The creep of Steel at High Temperature (1929), McGraw-Hill.

[9]吉久保, 守中, 斎藤, “ウォータージェットピーニングによる原子炉炉内構造物の残留応力低減”, 日本機械学会　第 9 回動力エネルギー技術シンポジウム講演論文集（2004）, pp.225-230.

[10] 川口, 伊藤, 岡野, 橋本, 望月, “厚板配管補修溶接部の残留応力実験計測と数値解析”, 溶接構造シンポジウム 2011 講演論文集, pp.131-134.

[11] 大同特殊鋼ホームページ,
http://www.dsml.co.jp/pages/products_corossion.htm（参照日：2013.5.28）

第四章　溶接施工の変更が残留応力分布に及ぼす影響に関する基礎検討

4.1　緒言

本研究では，応力改善部位の長期信頼性評価に際し，継手内部の残留応力分布を重要な要素として扱うが，溶接残留応力場は，入熱の変動，積層方法の変更，手直し溶接といった計画どおりでない溶接施工（溶接施工の変更）に影響を受け，応力改善された層に対し，より大きな引張応力を負荷する要因となる可能性がある．

溶接残留応力場に大規模な影響を与えるような溶接施工の変更は国内の厳しい施工管理の下では実施される可能性は大きくないと考えられるが，これまでの運転経験を踏まえれば否定し得ないものであることから，応力改善部位の長期信頼性評価における荷重場（残留応力場）に考慮できることが望まれる．

ここでは，溶接施工の変更の残留応力分布への影響を評価において考慮すべく，基礎的な検討を行う．すなわち，溶接施工の変更の残留応力分布に対する影響の程度を評価し，得られた成果は，応力改善方策の長期信頼性を確認する際の精緻かつ保守的な条件設定に活用する．また，検討の結果から，溶接残留応力の観点で施工時に肝要となる事項を抽出することもできる．

4.2　これまでの知見

これまでに国の安全研究プロジェクト[1]などで行われた多層盛溶接継手の残留応力の評価では，理想的な溶接条件で製作されたモックアップ試験体を対象とした計測や，その比較としての数値解析が中心である．このようなデータには溶接施工の変更や手直し溶接による影響などは，一部の結果を除いては殆ど考慮されていないという現状がある．以下には，報告数としては少ないものの，溶接施工の変更のうち，手直し溶接の残留応力場への影響を解析で評価した取り組みの代表的なものを纏める．

手直し溶接の残留応力への影響を評価する取り組みは，実機の損傷に関連して実施された．

例えば，米国で発生した原子炉容器管台溶接部の損傷は，亀裂が当該溶接部を貫通するまで進展したものであったが，製作時の記録から Fig.4-1 のような手順で実施された大規模な手直し溶接が大きく影響するものとされた[2]．当時の取り組みとして，二次元有限要素解析モデル（軸対称モデル）により，溶接の順序の残留応力への影響を把握するための試みとしてのケーススタディが実施され，設計どおりの溶接手順（Fig.4-2(a)），内面側を最初に溶接した場合（Fig.4-2(b)），内面側を最後に溶接した場合（Fig.4-2(c)）の計算結果により，最終溶接した層において引張残留応力が支配的となることが確認されている．

また，損傷部が切り出されて詳細な調査がなされた結果，Fig.4-1 に示すものに加えて，Fig4-3 のように内外面に複数の局部的な手直し溶接が実施されたことも判明し，手直し溶接の位置と亀裂の位置は，ほぼ一致することが確認された．

なお，本事例については数値解析用モデリングの能力あるいは計算時間の問題と推察するが，局部的な手直し溶接に対する 3 次元的な残留応力解析は実施されていない．

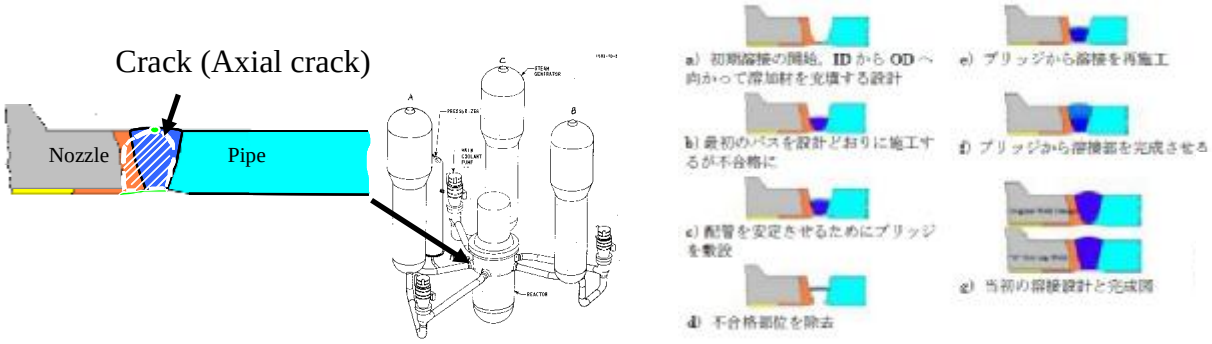
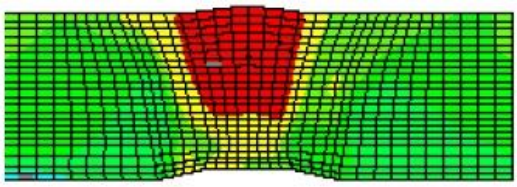
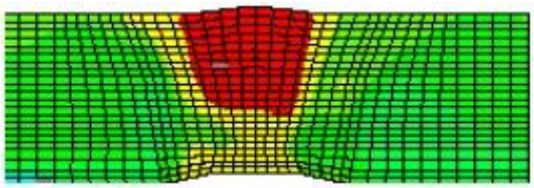


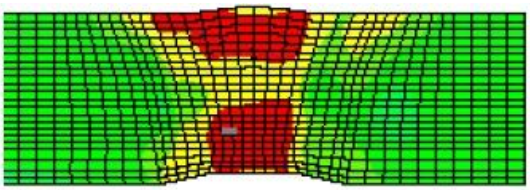
Fig.4-1　　原子炉容器管台溶接部損傷の要因となった大規模な手直し溶接（米国事例）



(a) 設計どおりの溶接手順



(b) ブリッジより内面側を先に溶接した場合



(c) ブリッジより内面側を最後に溶接した場合

Fig.4-2　　溶接の順序の残留応力に対する影響

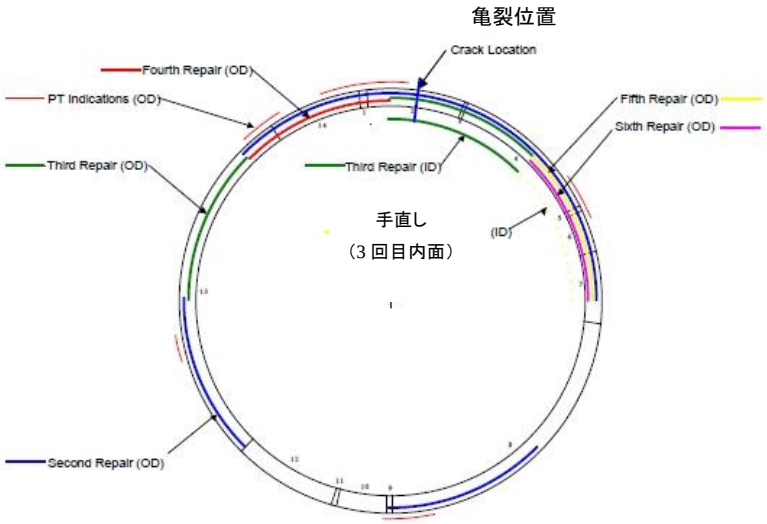


Fig.4-3　　原子炉容器管台溶接部で認められた手直し溶接（局部のもの）

一方，国内でも手直し溶接の残留応力に対する影響評価の取り組みがあり，手直し溶接の長さや速度，入熱といったパラメータが残留応力に与える影響が整理されている[3][4]．計算機の能力が進歩した近年では，3 次元モデルを適用した評価が実施されており，SCC による損傷事例が先行していた BWR の配管を対象として，配管の溶接部の部分的な手直し溶接（補修溶接）の残留応力に及ぼす影響が確認されている[5]．さらに，3 次元モデルでは，実際の溶接現象の熱履歴・温度分布をより厳密に模擬できることから，これを活用し，残留応力に関する分析の高度化が進められている．また，最近では応力腐食割れの発生防止のために配管内表面に圧縮残留応力を生成するための施工条件が検討され，入熱と配管板厚の比をパラメータとして，配管の軸方向残留応力を制御することが可能との報告がある[6].

以降では，これらの知見を踏まえ，手直し溶接を含む溶接施工の変更が残留応力分布に及ぼす影響の評価を行い，以降，長期健全性を評価するモデルにおいて実機で発生しうる残留応力分布を与えられるようにする．

4.3　検討の進め方

まず，溶接施工の変更のうち，その発生を想起しやすい，入熱が変動した場合について残留応力解析を行い，結果として得られる分布への影響を把握する．続いて，現場での溶接士の判断による積層方法変更，およびこれに伴う入熱変動も想起されるため，考慮した残留応力解析を行い，影響を把握する．最後に，それらの検討も踏まえて，手直し溶接を考慮した残留応力解析を行い，残留応力分布への影響を把握することで, 応力改善方策の長期信頼性評価にこれらを考慮するための基礎的な知見とする．

また，これらの検討により，想定したそれぞれの施工の変更について，残留応力に対する影響の程度が明らかになり，溶接施工時に肝要となる事項が抽出される．

なお，検討の対象は，これまでデータ整備がされていない PWR の中口径配管相当の溶接継手とした．

4.4　モデル

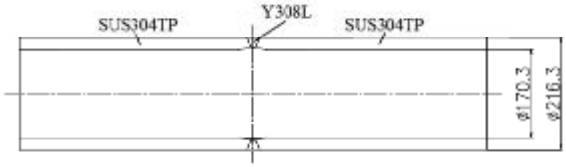
評価対象とした配管とその有限要素解析用のモデルを Fig.4-4 に，また，溶接条件を Table 4-1 に示す．

対象とした配管は PWR の一次系の中口径配管で汎用される，SUS304TP の 8 インチ（スケジュール 160）のものとした．モデルの長さは 800mm で端部は拘束していない．なお，溶接は GTAW 溶接（下向き）とし，解析時の実効入熱は Table 4-1 の溶接条件から計算される入熱に対し，従来知見[7]などから得られている熱効率 88%を乗じた．

また，解析方法の妥当性確認にあたっては，同様のモデルに対し，モックアップにより残留応力の計算精度の検証がされた報告[7]を基にした．

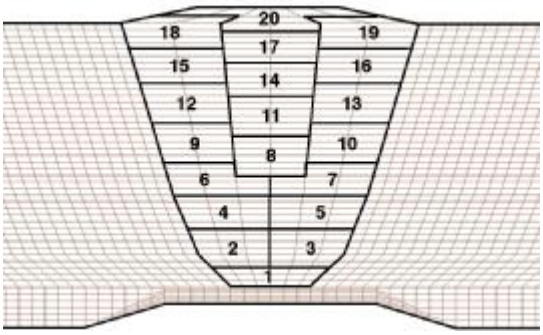
Table 4-1　　溶接条件

Pass No.	Welding Condition		
	Current (A)	Voltage (V)	Speed (mm/min)
1	140	9.5	80
2	150	9.5	80
3	150	9.5	80
4～20	180	10.0	80



(1) モデルとした配管の形状

(2) モデル概観



(3) モデルにおける溶接順序（8 layer 20 pass）

Fig.4-4　　有限要素解析用のモデル

4.5　溶接施工の変更の設定

以降では，前項の解析モデルに対し 4.3 項で述べたとおり，下記の 3 つの溶接施工の変更を考慮していく．

- 入熱の変動
- 積層方法の変更
- 手直し溶接

4.5.1　入熱の変動

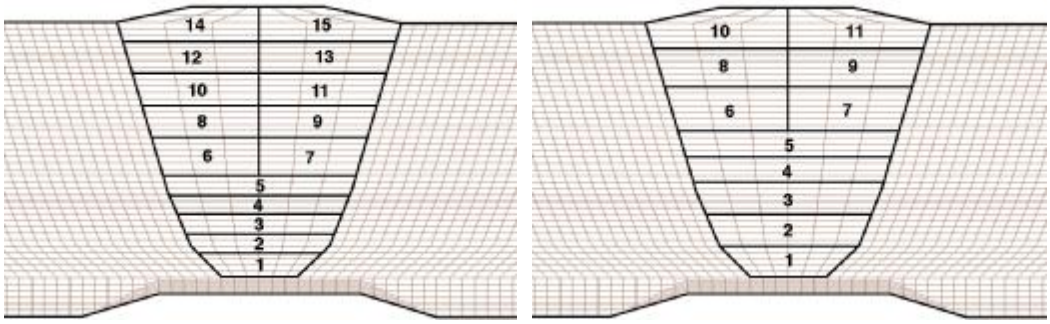
現地での施工の場合，手溶接では溶接速度の変化等に伴い，溶接の入熱が変化することが想定されることから，ここでは，基礎的な検討として，入熱を施工時の管理範囲の代表値[8]である±10%で変動させ，残留応力分布への影響の感度を確認することとした．

解析は 5%ごとの増減で実施し，モデル上の全てのパスの入熱を均一に増加または減少させた．

4.5.2　積層方法の変更

前項に対し，さらに大きく入熱が変動する事象として，現地施工時に溶接士の判断により積層方法を変更する場合の影響を検討するため，Fig.4-4 に対し，Fig.4-5 のように積層方法を変更した場合を評価することとした．

Fig.4-5 のような積層方法変更にあたって，トータルの入熱量は同じとしたが，1 パスあたりの溶かす金属量を多くする必要があるため，1 パスあたりの入熱量は Fig.4-4 のものより大きくなる．溶接条件を Table 4-2 に纏める．



(1) 10 layer 15 pass　　(2) 8 layer 11 pass

Fig.4-5　　積層方法の変更を評価するための解析モデル

Table 4-2　　積層方法の変更に伴う溶接条件

	積層数	最終層の入熱 (Q=1170J/mm)
(1)	10 layer 15 pass	1.35Q(1580J/mm)
(2)	8 layer 11 pass	1.9Q(2200J/mm)
Original	8 layer 20 pass	1Q(1170J/mm)

4.5.3　手直し溶接

Fig.4-4 の解析モデルに対し，初層溶接後，最終層溶接後の手直し溶接を想定した．これは，実機の配管施工においては，それぞれの時期での検査（PT）による欠陥検出後の対応に相当する．なお，解析中での手直し溶接は，前項で構築した Fig.4-4 のモデルに対し，一旦溶接したパスの全体除去の後の再溶接として計算している．

また，比較的薄肉の BWR 配管における，最終層の施工が溶接残留応力を支配するという知見[6]に対する比較考察のため，最終層の手直しに，他の 2 倍という大きな入熱を与えて解析した．入熱条件は工場試験等で適切なものを定めており，過大な入熱は不整ビード等，不適切な施工の原因となる場合があることから，例えば電流を 2 倍に増加するような条件は一般的には適用しないものの，ここでは残留応力への影響評価のための条件として想定した．手直し溶接の条件を Table 4-3 に纏める．

Table 4-3　　手直し溶接時の溶接条件

	手直し溶接を考慮する パス番号	手直し溶接時の入熱 (Q=1170J/mm)
(1)	1	Q(1170J/mm)
(2)	20	Q(1170J/mm)
(3)	20	2Q(2340J/mm)

4.6　計算結果と考察

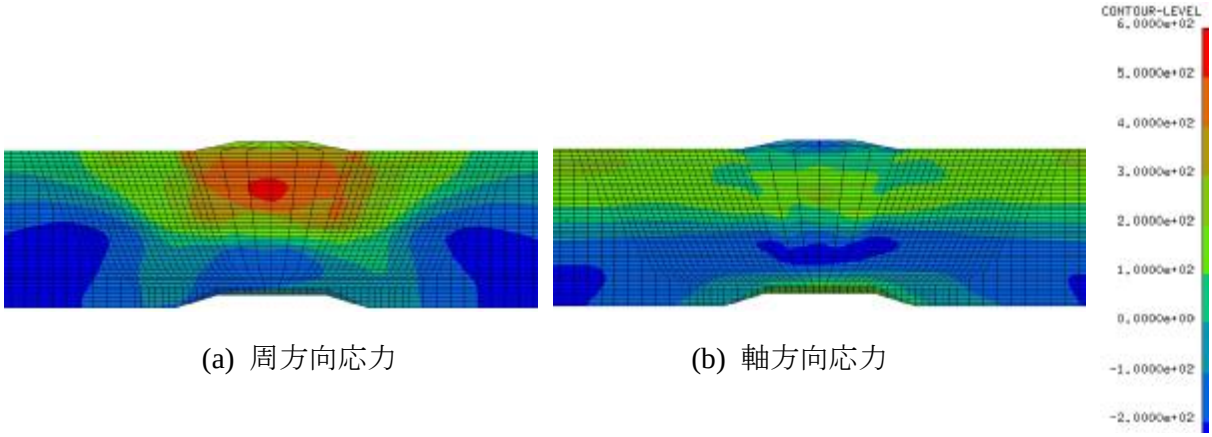
4.6.1　基本条件の計算結果

基本条件のモデル（Fig.4-4）に対する計算結果を Fig.4-6 に示す.

周方向応力の計算結果（Fig.4-6(a)）については，内面近傍が圧縮，外表面の少し下部が相対的に強い引張応力場となっている．また，軸方向応力の計算結果（Fig.4-6(b)）については，総じて圧縮応力場となっている.

これらのデータは，配管板厚内の一部では，亀裂を促進することになっても全体としてみた場合には，亀裂が停留する可能性があることを示しており，適切な施工がされた配管継手の信頼性に関する基礎的な知見と一致している.

次項以降では，溶接施工の変更を想定した計算結果と本データとの比較を行い，考察を加えていく.



(a) 周方向応力　　(b) 軸方向応力

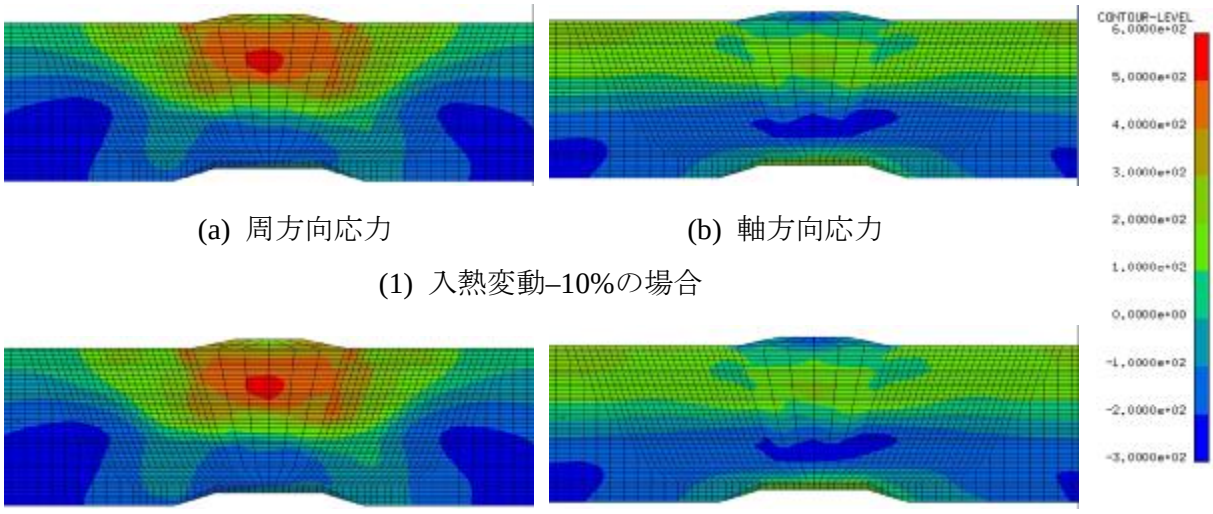
Fig.4-6　　残留応力分布（基本条件）

4.6.2　入熱を変動させた場合の計算結果

入熱を変動させた場合の計算結果を Fig.4-7 に示す.

入熱を±10%の範囲で変動させた計算結果では，基本条件の結果（Fig.4-6）と比較して大きな変化はなく，この程度の入熱変動であれば，対象とした中口径配管の残留応力には，殆ど影響がないことが確認された.

すなわち，施工時の入熱の変動は，軽微なものであれば，配管内面または外面における応力腐食割れや疲労割れの発生，あるいは発生した割れの進展に対して影響を及ぼすものではなく，問題ないものと評価される.

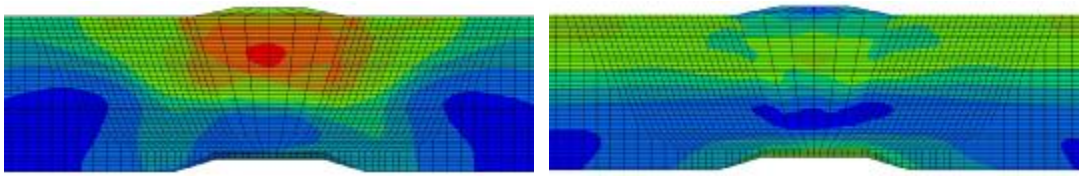


(a) 周方向応力　　(b) 軸方向応力

(1) 入熱変動–10%の場合

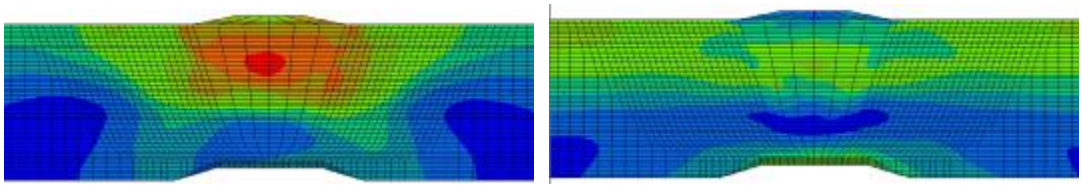
(a) 周方向応力　　(b) 軸方向応力

(2) 入熱変動–5%の場合



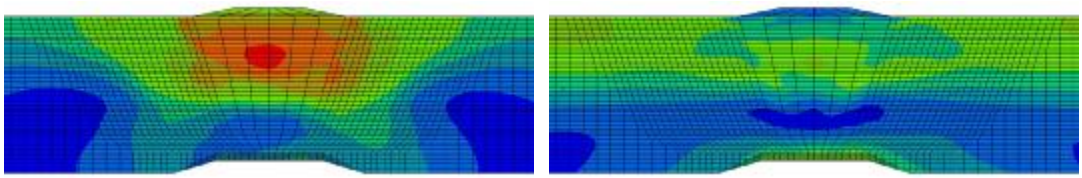
(a) 周方向応力　　(b) 軸方向応力

(3) 入熱変動 0%の場合（基本条件と同じ）



(a) 周方向応力　　(b) 軸方向応力

(4) 入熱変動+5%の場合



(a) 周方向応力　　(b) 軸方向応力

(5) 入熱変動+10%の場合

Fig.4-7　　残留応力分布（入熱の変動の考慮）

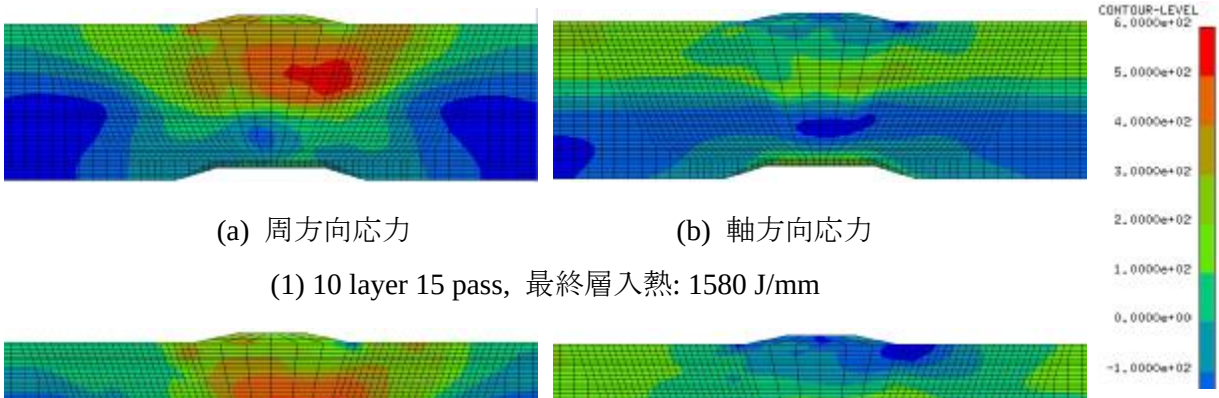
4.6.3　積層方法を変更した場合の計算結果

Fig.4-5(1)(2)のモデルに基づく計算結果を Fig.4-8 に示す.

1 パスあたりの入熱増加が基本条件に対し 35%の Fig.4-8(1)では残留応力分布の大きな変化は見られないものの，入熱を 2 倍程度に増加させた Fig.4-8(2)では，大きく様相が変化している．すなわち，周方向応力について引張応力が支配する状況となり，また，軸方向応力については，板厚を通じて引張残留応力が支配する状況にはなっていないものの，圧縮応力の領域は減少した.

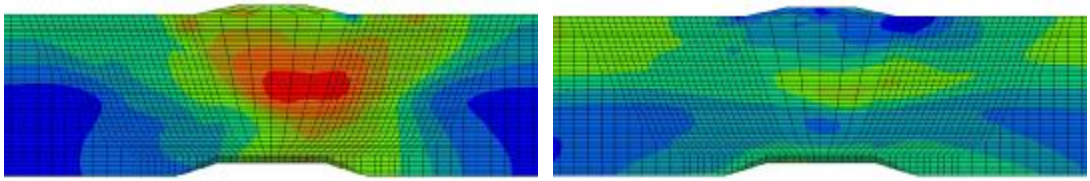
Fig.4-8(2)のケースは一般的には適用されないような入熱の条件の想定ではあるが, 偶発的な積層方法の変更に関する影響評価として, 実機保全に関する貴重な知見と捉え, 今後とも適切な点検（体積的な監視）に努め，これまでの約 40 年の運転実績同様に一次冷却材の喪失につながるような大きな周方向亀裂の無いことを確認していくべきと言える.

なお，軸方向の亀裂については，残留応力分布の変動により進展が加速される状況となる．このような場合でも，ステンレス配管は靭性が高く，また亀裂は軸方向であることから，漏えいを検知した場合の速やかなプラント停止を期待すれば安全上の問題（配管の不安定破壊による大規模な漏えい）となる可能性は低いものの，これまで同様に適切な点検（体積的な監視），漏えい監視等を組み合わせた適切な保全により，信頼性を確保していく必要がある.



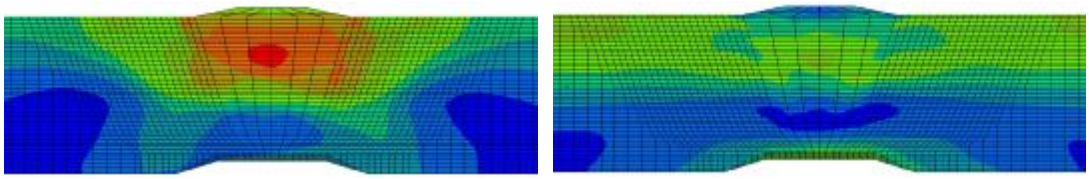
(a) 周方向応力　　(b) 軸方向応力

(1) 10 layer 15 pass，最終層入熱: 1580 J/mm



(a) 周方向応力　　(b) 軸方向応力

(2) 8 layer 11 pass，最終層入熱: 2200 J/mm



(a) 周方向応力　　(b) 軸方向応力

(3) 8 layer 20 pass，最終層入熱: 1170 J/mm（基本条件）

Fig.4-8　　残留応力分布（積層方法の変更の考慮）

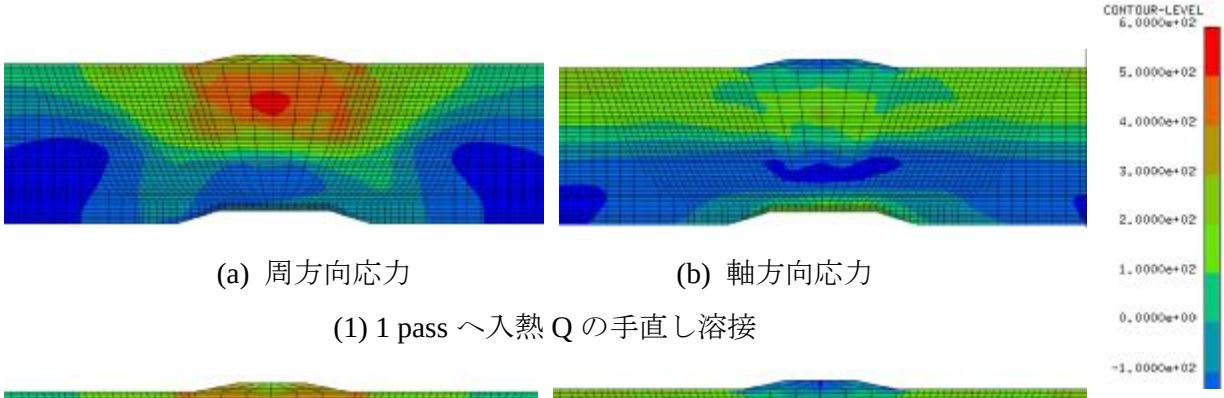
4.6.4　手直し溶接を実施した場合の計算結果

計算結果を，Fig.4-9 に示す.

初層の手直し溶接，最終層の手直し溶接ともに，入熱を当初の施工と同じとしたものについては応力分布に大きな変化はない.

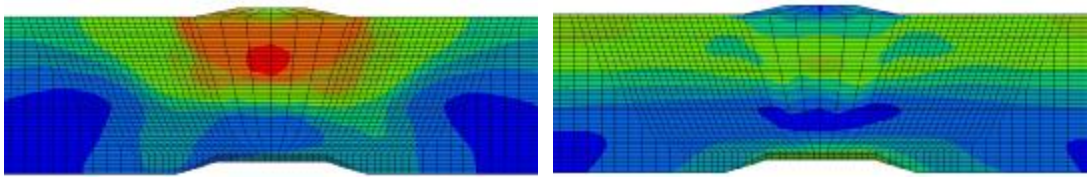
一方，最終層の手直し溶接における入熱を 2 倍に増加したケースにおいては，応力分布が大きく変化した．すなわち，前項の Fig.4-8(2)同様に，周方向応力は引張が支配し，また，軸方向応力については板厚中程の圧縮応力の領域が減少する結果となった．なお，軸方向応力の圧縮応力領域の変動は，Fig.4-8(2)のように積層方法を変更させて，各パスの入熱を約 2 倍に増加したものよりは小さかった.

なお，本結果は，解析モデル上，全周に渡って手直し溶接を行った想定のものであり，実際の施工において局部的に手直しを実施した場合には，若干傾向が異なると考えられることから，今後，本成果を踏まえ，3 次元モデルによる局部手直し溶接の考慮に取り組む.



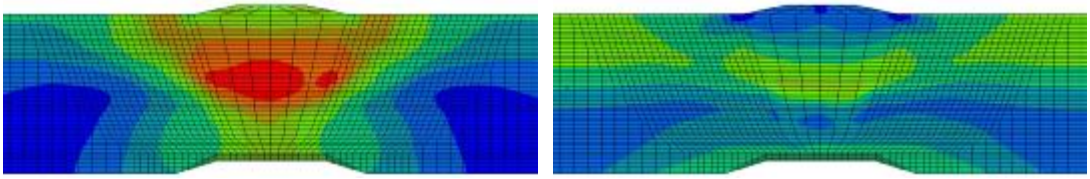
(a) 周方向応力　　(b) 軸方向応力

(1) 1 pass へ入熱 Q の手直し溶接



(a) 周方向応力　　(b) 軸方向応力

(2) 20 pass へ入熱 Q の手直し溶接



(a) 周方向応力　　(b) 軸方向応力

(3) 20 pass へ入熱 2Q の手直し溶接

Fig.4-9　　残留応力分布（手直し溶接の考慮）

4.7　成果の活用

4.7.1　応力改善部位の長期安定性評価への活用

本研究では，応力改善部位の長期信頼性を評価するにあたり，溶接部の複雑な残留応力分布を考慮して熱弾塑性クリープ解析を実施するが，実機の溶接部が受ける履歴の中には本章で検討したような溶接施工の変更が含まれる可能性があり，特に最終層の溶接施工の変更は，圧縮応力層の緩和の駆動力（引張応力場）を強めることから，この影響を考慮することが望ましい．

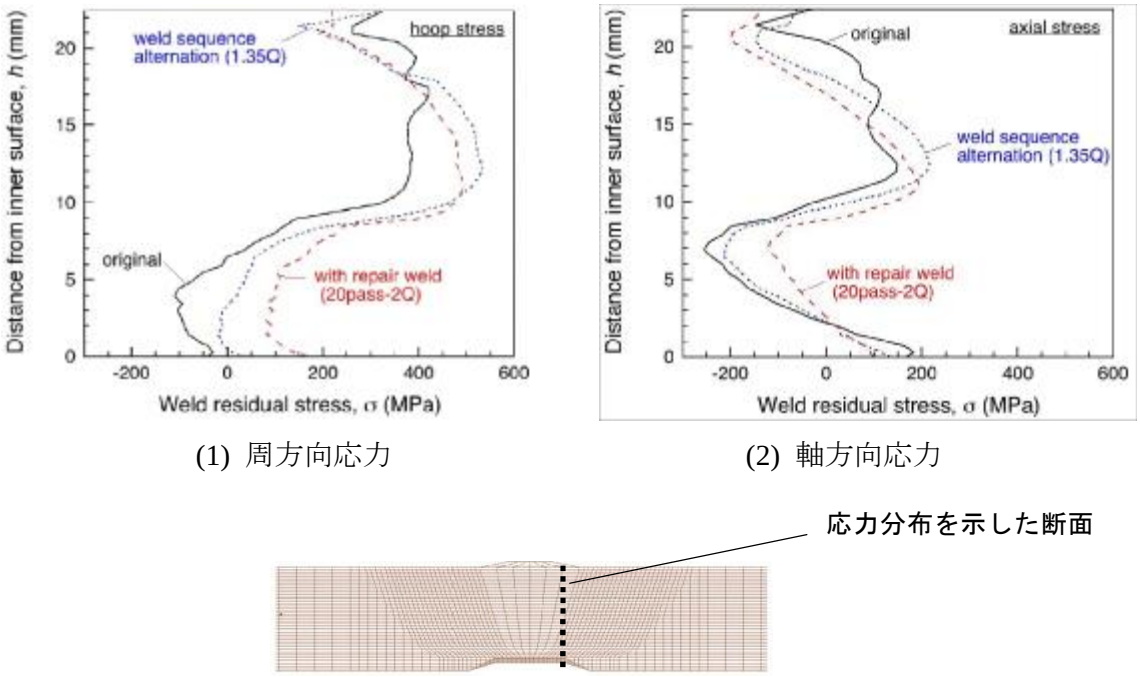
本章で得られた知見を活用することにより，残留応力場にこれらの影響を考慮することが可能となり，熱弾塑性クリープ解析の条件が非安全側とならないように条件を設定することが可能となる．特に，手直し溶接については，実機で損傷要因として経験していることもあり，考慮した検討を行うことは有益と考えられる．

4.7.2　配管の溶接施工時の提言

4.6 項の結果より，溶接時の重要なパラメータとして，配管の最終層（外面近傍）の入熱が抽出された．そこで，Fig.4-10 に，積層方法を変更したもの（例として 35%増の入熱となったもの），積層方法は変更せずに最終層に 2 倍の入熱での手直し溶接を与えたもの，および基本条件の代表的な断面の残留応力分布を比較する．この結果より，最終層の入熱の影響は，これまでの知見（BWR の配管に対する検討）と同様，PWR の配管仕様でも比較的大きいことがわかる．すなわち，積層方法を変更したものの入熱増加は 35%の Fig.4-8(1)に対し，積層は計画どおり実施したにも関わらず最終層で大規模な入熱を与えた Fig.4-9(3)の残留応力場の変動は著しい．

したがって，積層方法について現地判断で多少の変更を加えることは残留応力の観点から問題ないものと評価できるが，最終層溶接時の入熱管理については過度な変動は避けるべきと言える．

溶接施工においては，基本的に溶接電流は一定であり，溶接速度を著しく低下させない限りは，大きな入熱の増加は生じないが，作業時の手元の狂いなど，入熱の変動要因は否定できない．したがって，最終層溶接時の入熱が残留応力に寄与する可能性は留意すべきであり，これは副次的ではあるが，本研究からの提言事項としたい．



(1) 周方向応力　　(2) 軸方向応力

Fig.4-10　　溶接施工の変更の残留応力分布への影響度合いの比較

4.8　結言

本章では，複雑な残留応力場の要因となる，溶接残留応力に関する基礎的な取り組みとして，手直し溶接を含む溶接施工の変更に伴う残留応力の変動程度を評価した．なお，評価にあたっては，これまでデータ整備されていない PWR 発電所の中口径配管を対象に行った．

本章の評価結果は次章における応力改善部位の長期信頼性評価における残留応力場の設定に活用できる．また，副次的であるが，溶接残留応力の観点から施工時に肝要となる事項として，最終層（配管外面近傍）の入熱管理が抽出された．

得られた主な結論を以下に示す．

(1) 評価の対象として，PWR の一次系の中口径配管の溶接部を選定し，有限要素解析モデルを構築した．また，溶接施工の変更として，入熱の変動（±10%），積層方法の変更（8layer20pass を 10layer15pass または 8layer11pass へ），および手直し溶接（初層および最終層）を考慮することとし，残留応力解析を実施するにあたっての各変更の施工条件を整理した．

(2) 解析の結果，±10%程度の入熱変動では残留応力分布に及ぼす影響は殆どないことが確認さ

れた．また，積層方法の変更に関しては，1pass あたりの入熱がより大きい，8layer11pass のもの（1pass あたりの入熱は約 2 倍）では，板厚を通じて引張の周方向応力が支配する状況となった．一方，1pass あたりの入熱増が約 35%の 10layer15pass では大きな変化は見られなかった．

なお，軸方向応力については，ともに引張が支配する状況とはならなかった．

(3) 手直し溶接を実施した場合の計算結果では，初層，最終層とも入熱を当初の施工と同じとしたものは，応力分布に大きな影響はなかった．一方，最終層に対し，入熱を 2 倍としたものは，板厚を通じて引張の周方向応力が支配すし，軸方向応力については板厚の中程の圧縮応力領域が減少する状況となった．

(4) 本章で実施した計算結果より，最終層の入熱の影響はこれまでの BWR の配管に対する検討で得られていた知見同様，PWR の配管仕様でも大きいことがわかった．特に積層を計画通り実施したにも関わらず，最終層で大規模な入熱を与えた場合の残留応力変動は著しい．したがって最終層溶接時の入熱が残留応力に寄与する可能性に留意すべきという提言が得られた．

参考文献

[1] 独立行政法人 原子力安全基盤機構, 複雑形状部機器配管健全性実証事業（IAF）平成 19 年度報告書（2008）.

[2] G.Rao, G.Moffatt, and A.Mcllree, “Metallurgical Investigation of Cracking in the Reactor Vessel Alpha Loop Hot Leg Nozzle to Pipe Weld at the V. C. Summer Station”, Westinghouse Non-Proprietary Class 3 Report, WCAP-15616, Rev.0 (2001).

[3] 望月, 松島, 安, 豊田, “補修溶接時の残留応力分布に及ぼす溶接諸条件の影響”, 溶接学会全国大会講演概要, (71)（2002）, pp.380-381.

[4] 勝山, 飛田, 鬼沢, “圧力バウンダリ配管突合せ溶接部の残留応力に及ぼす溶接条件の影響”, 溶接学会全国大会講演概要, (81)（2007）, pp.6-7.

[5] 勝山, 望月, 樋口, 豊田, “配管突合せ溶接および補修溶接の溶接非定常部における残留応力の解析的検討”, 溶接学会全国大会講演概要, (77)（2005）, pp.446-447.

[6] 岡野, 望月, “円周多層溶接配管継手内表面における軸方向圧縮残留応力生成のための適正溶接施工法の検討”, 圧力技術, 48(2)（2010）, pp.86-96.

[7] 独立行政法人 原子力安全基盤機構, 複雑形状部機器配管健全性実証事業（IAF）平成 15 年度報告書（2004）.

[8] (社)日本機械学会 発電用原子力設備規格 維持規格（2008 年版）, RB-2300（2008）.

第五章　実機の応力改善部位の長期信頼性評価用モデルの整備

5.1　緒言

第三章では長期信頼性評価手法の構築を行い，また，続く第四章では長期信頼性評価の条件として重要な残留応力分布に関し，溶接施工の変動の影響を考慮すべく基礎検討を行ったが，ここではこれらの成果を用い，実機の応力改善部位を評価するためのモデルを整備する．

モデルの形状は実機と同様の開先形状とし，実機の製作履歴における溶接条件，および熱処理条件に加え，手直し溶接の可能性を考慮した残留応力分布解析を行う．なお，手直し溶接の考慮に関しては，これまでの運転経験を勘案しつつ，第四章の成果を活用する．また，表面加工により付与されている圧縮応力分布から歪の分布を計算するとともに, 長期信頼性評価のための条件を整備する．

以降では, 実機の応力改善部位を評価するためのモデルおよび条件を下記のような順序で整備していく．

(1)　対象となる形状の選定と有限要素解析モデルの作成
(2)　残留応力分布計算時の条件設定
(3)　各施工に対する残留応力分布計算
(4)　長期信頼性評価にあたっての条件設定

5.2　対象となる形状の選定と有限要素解析用のモデルの作成

第三章で構築した手法は，原子力発電所設備の種々の部位へ適用可能であるが，本研究では原子力発電所の主要設備でピーニング等の表面加工により応力改善がなされた部位のうち, 大口径で損傷（漏洩）時の影響の大きい原子炉容器の一次冷却材出入口管台の溶接部を対象とし，当該部分を模擬した 3 次元の有限要素解析モデルを作成する．なお，形状としては，原子炉容器および蒸気発生器の管台はほぼ同様であることから，本モデルは，蒸気発生器管台の評価にも同様に使用可能なものである．

対象部位の形状を Fig.5-1 に示す. 開先の形状は, 実機で採用数の多い両側 U 開先のものとした．各部の寸法は文献[1]による．実機には対象の溶接部の残留応力に影響を及ぼす可能性のある隣接溶接があるが（図中 A），本研究では隣接溶接は省略した．ここで，セーフエンドの長さを 200mm 取れば, 隣接溶接の有無による溶接内表面近傍の残留応力の値に大きな差が無いことは確認している[1][2]．また，Fig.5-2 に対象の拡大図と有限要素モデルを示す．解析モデルは配管の 1/4 モデルとし，境界条件は，剛体変位と回転を止めるように拘束した．

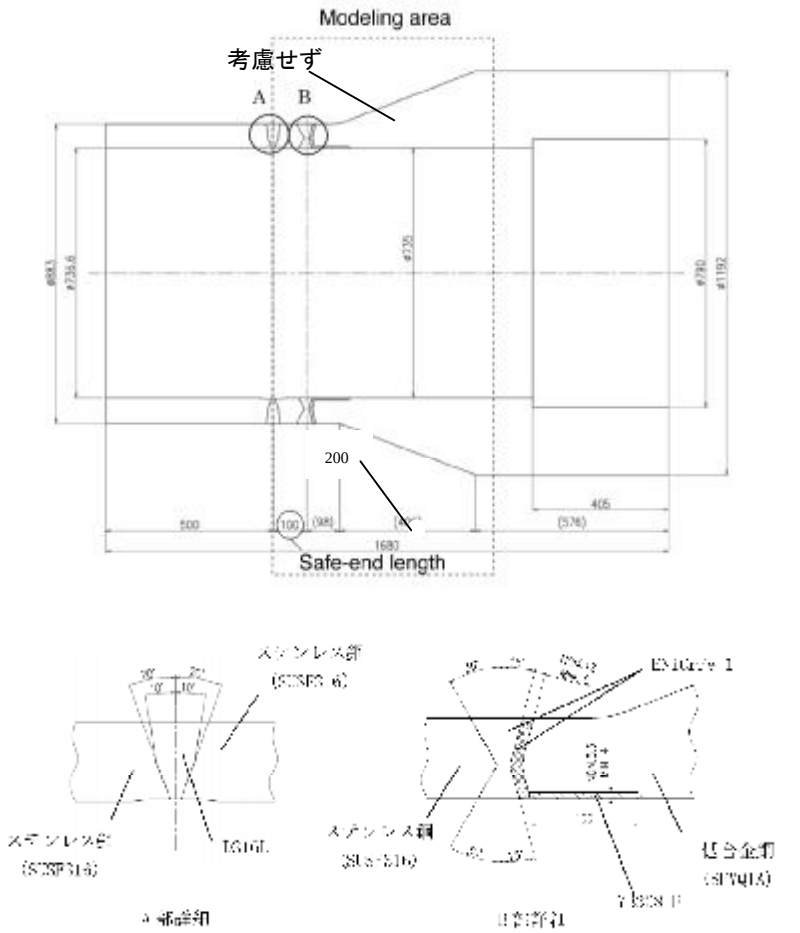
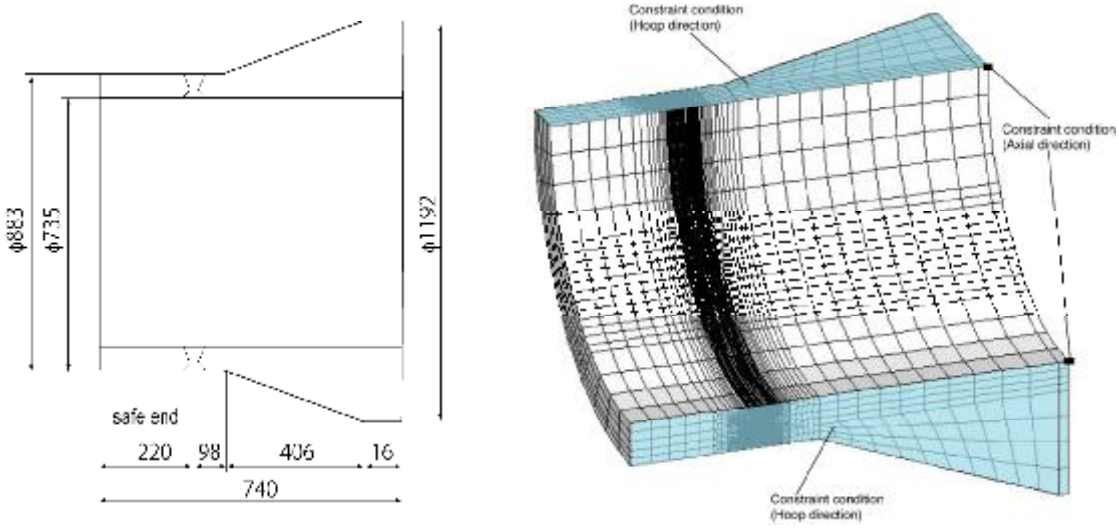


Fig.5-1　　対象部位の形状



(a) モデル各部の寸法　　(b) 有限要素モデルの概要

Fig.5-2　　モデルの概要

5.3　残留応力分布計算時の条件設定

5.3.1　製作時等の履歴

評価の対象箇所とした原子炉容器管台および蒸気発生器管台の異材継手が経験する製作時等の履歴を Fig.5-3 に示す．本来，管台（低合金鋼）を原子力発電所の配管（ステンレス鋼）に溶接した場合には，溶接後熱処理（PWHT：Post Weld Heat Treatment）が必要であるが，発電所構内，しかも格納容器内で大型構造物の継手全体を熱処理することは困難なため，工場と発電所の二段階で溶接することにより，発電所構内では PWHT を実施する必要が無い手順を採用している．

すなわち，工場で，低合金鋼の管台に対し，ニッケル基合金により肉盛溶接（Buttering weld）が施工された後，PWHT が実施される．その後，肉盛溶接部は，開先加工がされ，ステンレス鋼の配管（セーフエンド）と溶接される（Multi-pass weld）．その後は発電所でセーフエンド（ステンレス鋼）と系統の配管（ステンレス鋼）が溶接されるが，ステンレス鋼同士の溶接のため PWHT を実施する必要の無い手順となる．なお，溶接時に欠陥が発見された場合には，グラインダなどにより欠陥を除去した後に手直し溶接が施工される．

溶接作業の終了後，溶接金属表面はグラインダあるいは機械加工により仕上げられるが，これにより引張応力が残留することとなるため，プラントの供用開始後に PWSCC 対策として，応力改善あるいは材質改善が行われる．

原子炉容器管台については，応力改善の場合は WJP，材質改善の場合は対策材（690 合金）の溶接金属により製作時の溶接部を覆う対策（Inlay 溶接）が施工される．なお，Inlay 溶接後には通常，管台（低合金鋼）の PWHT が必要であるが，溶接施工時(定期検査時)には水中環境であり，その実施が困難であることから，溶接時の入熱により低合金鋼の材質改善を行い，PWHT を不要とするテンパービード溶接が適用される．一方，蒸気発生器管台に対しては気中での作業となることから，応力改善策として USP が施工され，また，Inlay 溶接時には比較的容易にヒーターが設置可能であることから，PWHT が実施される．

ここで，Inlay 溶接後の表面は原子炉容器，蒸気発生器ともにグラインダでの成型後，バフにより仕上げられ，圧縮応力が付与される．

応力改善策の実施後，応力改善された部位は，プラントの運転時の温度（約 325℃）で保持されるとともに，プラントの起動・停止に伴う荷重，および，地震による荷重を受けることを想定する．

本研究においては，第二章で検討したとおり，WJP を優先して検討を行うこととしたため，結果として主に原子炉容器を念頭においた評価となる．ただし，Inlay 溶接に伴う熱処理の有無の残留応力への影響を確認しておくことは有益と考えられることから，これらの差異を考慮した評価を行う．すなわち，Inlay 溶接に対し，PWHT を実施するケースについては，蒸気発生器の履歴を考慮していることとなる．

各施工ステップの詳細については，5.4 項以降に詳述する．

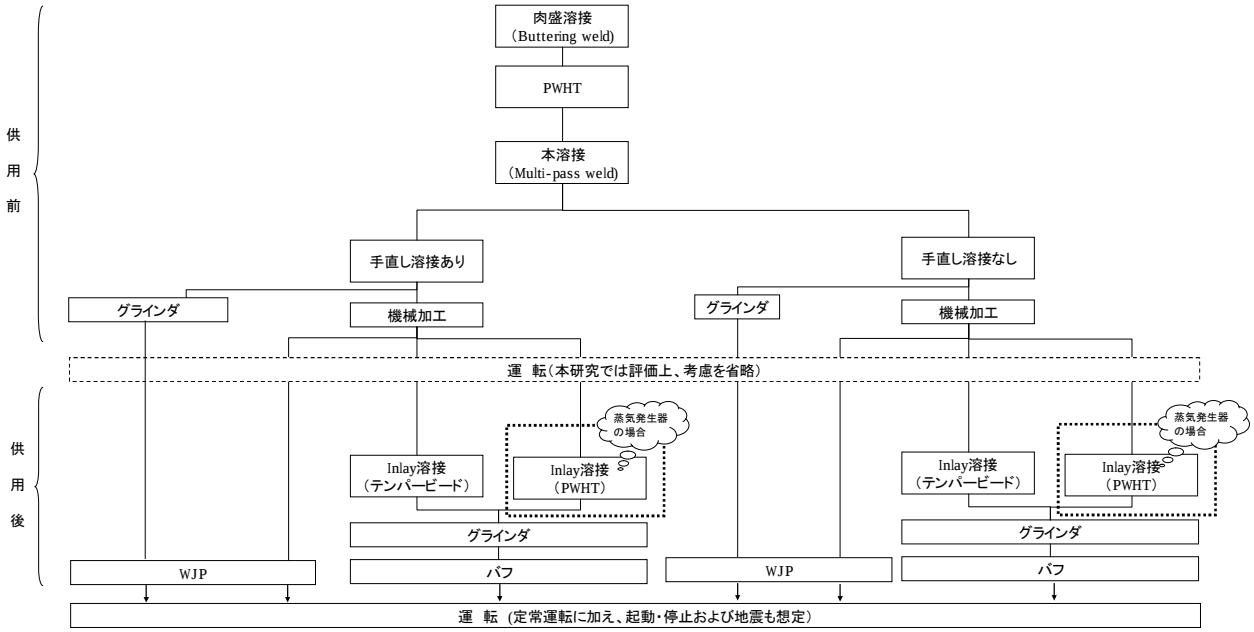


Fig.5-3　　異材継手が経験する製作時等の履歴

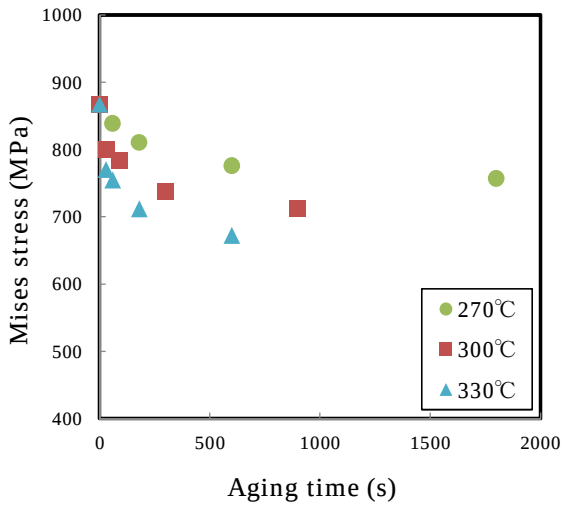
5.3.2　計算作業の合理化

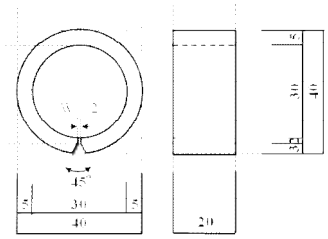
(1)　SCC 対策前の運転による影響の省略

本来，SCC 対策（ピーニング等の応力改善策等）が実施されるのは，Fig.5-3 の点線枠囲いに示すとおり一旦運転を経験した後であり，これまで施工された実績を鑑みれば，10 年以上の運転を経ていることから，機械加工，グラインダによる引張残留応力は，熱時効により若干緩和していると考えられる．Fig.5-4 に本研究内で取得した，機械加工によって生じる引張残留応力の緩和傾向の例を示す．時効の条件を原子力発電所の運転温度程度とした場合に，短時間（1000 秒程度）で緩和の傾向は飽和し，その緩和量は 200MPa 程度である．

しかしながら，このような緩和については，考慮しないことでピーニング等により付与された圧縮応力の長期安定性評価の保守性を失うものでないことから，計算作業の合理化のために考慮を省略し，解析の作業上は機械加工やグラインダの直後にピーニング（WJP）を施工する想定とした．

また，Inlay 溶接についても，施工されるのは上記同様，一旦運転を経験した後であるが，その表面の残留応力は Inlay 溶接そのものの残留応力に支配されることから，運転の影響を省略することで長期安定性評価の保守性を失うものでなく，同様に機械加工やグラインダの直後に Inlay 溶接を施工するフローとした．





（注）試験体は第三章と同様のものを使用

Fig.5-4　　機械加工による引張残留応力の運転による緩和

(2)　残留応力分布の想定の代表性

実機の表面は，Fig.5-3 に示すような流れで表面加工を受けるが，第二章で示したとおり，圧縮応力の付与効果は WJP が最も深く及ぶ. したがって, 機械加工やグラインダによる加工の後に WJP を施工するケースにおいては，表面の残留応力分布を WJP のもので代表させ，解析作業を合理化する.

また，グラインダ施工後にバフを施工するケースについても，第二章で示したとおり，グラインダによる表面加工層がバフによって除去され，圧縮応力が付与されることから，表面の残留応力分布をバフ施工のもので代表させ，解析作業を合理化する.

(3)　メッシュが異なるモデルへの応力場の引き継ぎ

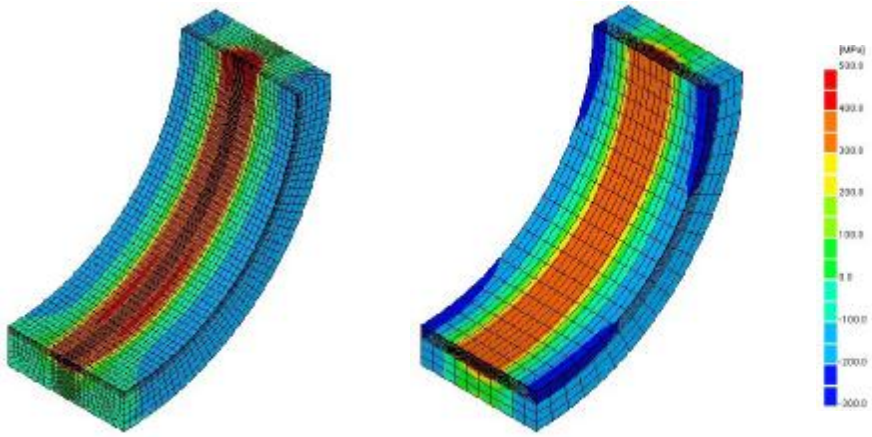
各表面加工によって付与される残留応力の板厚方向の深さ（最大 1mm）は，溶接部全体の厚さ（約 80mm）に比べると小さいことから，表層の残留応力分布の変化を評価するためには，解析モデルのうち表面付近の板厚方向のメッシュは詳細なものとする必要がある．一方，本溶接（Multi-pass weld）や Inlay 溶接部では残留応力分布を計算するため，溶接部近傍のメッシュは詳細なものとする必要がある.

したがって，注目する残留応力により別のモデルで計算することとし，例えば本溶接の残留応力を計算したモデルの応力場を表面加工の残留応力を計算するためのモデルに引き継ぐことにより解析作業を合理化する．具体的には，モデル間における各要素の重心座標を対応させ，歪を引き継ぎ，弾塑性解析により応力場を算出することとする.

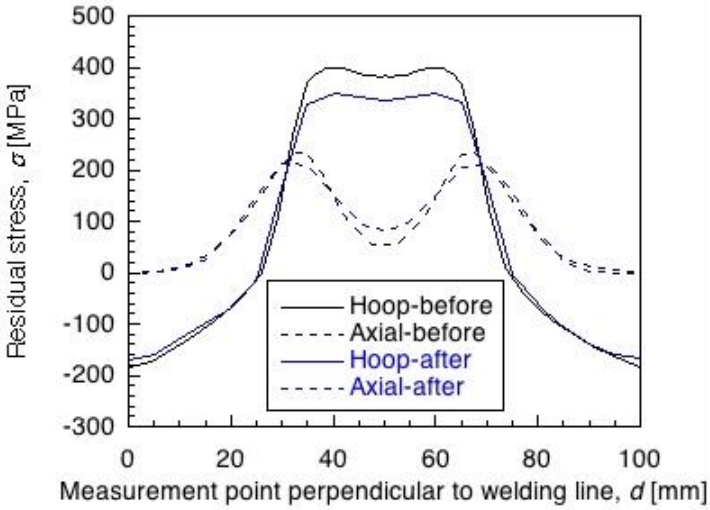
本研究では，Fig.5-3 のフローに対応させ，本溶接の残留応力を計算するためのモデル（本溶接モデル），表面加工の残留応力を計算するためのモデル（表面加工モデル），および Inlay 溶接の残

留応力を計算するためのモデル（Inlay 溶接モデル）の 3 つを使い分け，モデル間で残留応力分布を引き継ぐ．

本方策の妥当性確認のために，単純な円筒形状で本溶接モデルと表面加工モデルを作成し，応力場の引き継ぎ計算を行った結果を Fig.5-5 に示す．Fig.5-5(c)より，周方向，軸方向応力ともに値に若干のずれはあるものの，分布の傾向はおおよそ一致しており，表面加工で付与した圧縮応力の緩和に影響する可能性のある溶接残留応力分布の傾向（複雑さ）を失うことは無いことが確認できた．



(a) 残留応力計算結果（本溶接モデル）　　(b) 残留応力計算結果
（表面加工モデル：(a)からの歪引き継ぎ後）



(c) 残留応力分布の比較

Fig.5-5　　メッシュが異なるモデルへの応力場の引き継ぎに関する妥当性確認結果

5.4　各施工に対する残留応力分布計算

5.4.1　肉盛溶接，溶接後熱処理（PWHT）および本溶接

(1)　条件設定

溶接条件, 溶接順序（ビードシーケンス）については, 作業実績を示した文献[1][3]を参考に Fig.5-6, Table 5-1 のとおり決定した．なお，それぞれの条件において熱効率は 80%として実効入熱を算出し，数値解析上の入熱とした．

また，残留応力の計算にあたっては，その分布において引張・圧縮の傾向がより明瞭に表れるよう等方硬化則を使用した．

解析時に使用した各材料の物性値を Fig.5-7 に示す[4].

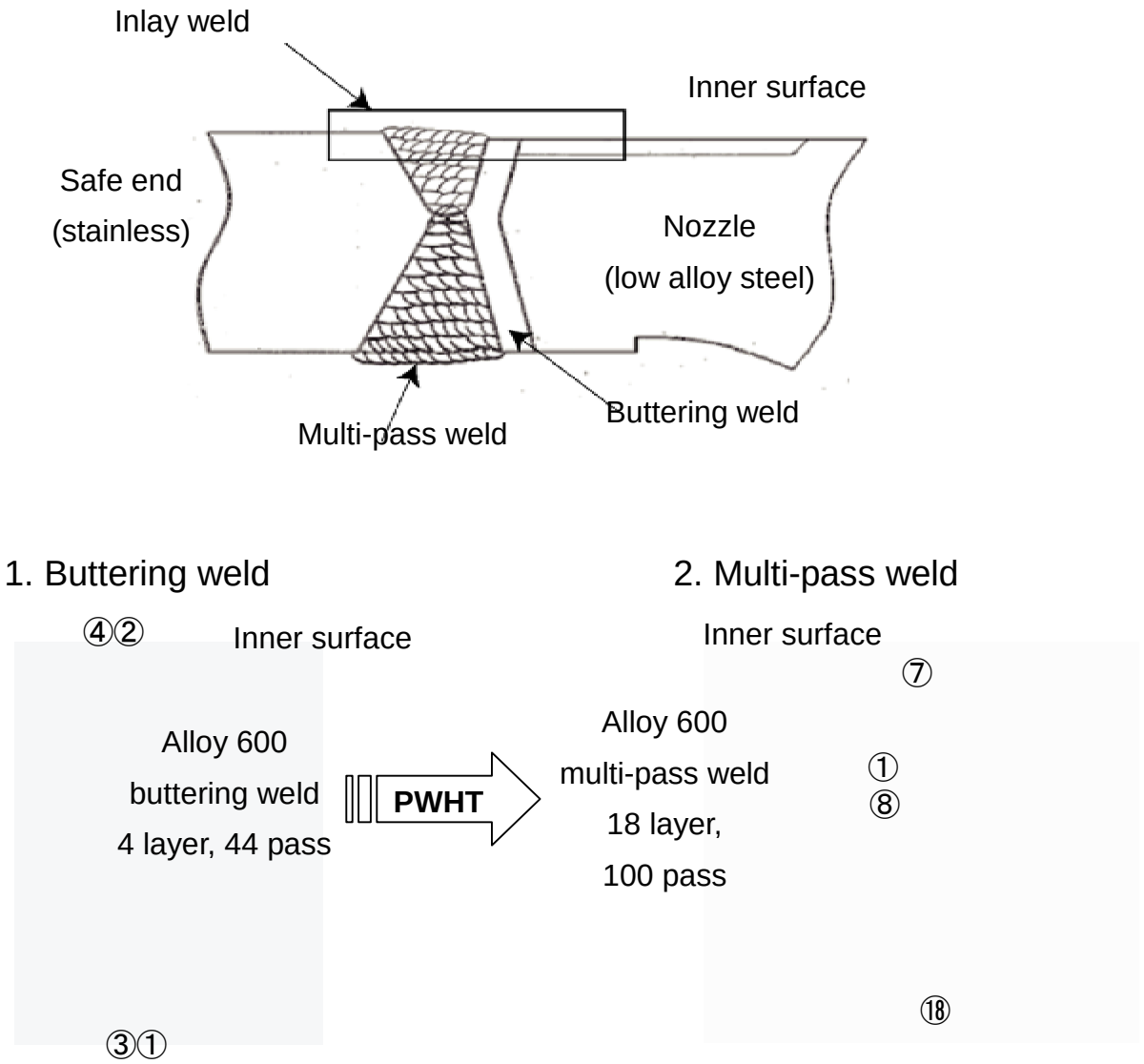


Fig.5-6　　溶接順序（肉盛溶接および本溶接）

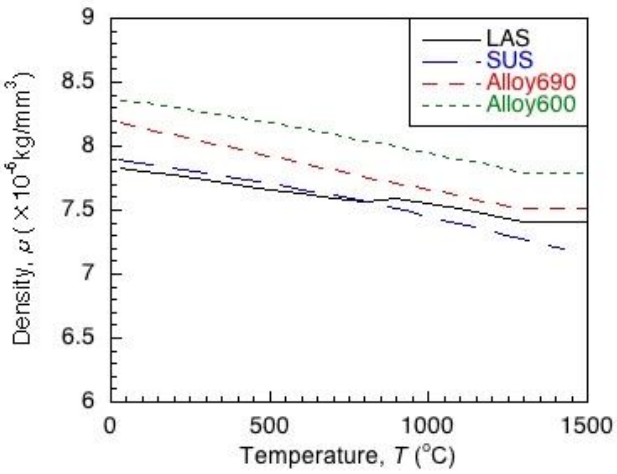
Table 5-1　　溶接条件

(a) 肉盛溶接（Buttering weld）

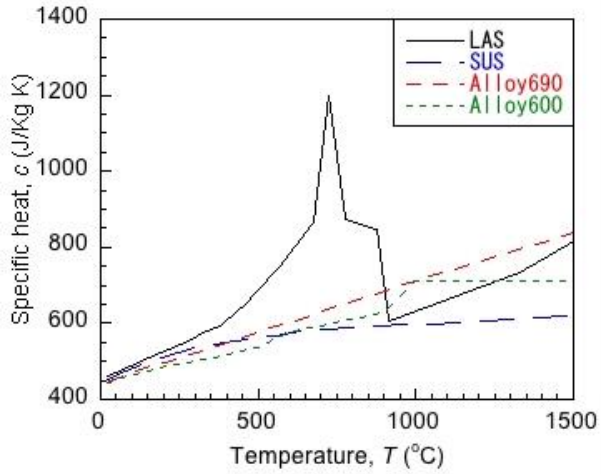
Section	Number of layer	Welding pass	Welding speed [mm/min]	Heat input [kJ/cm]
Inner	4	16	120	9.5
Outer	7	28	120	9.5

(b) 本溶接(Multi-pass weld)

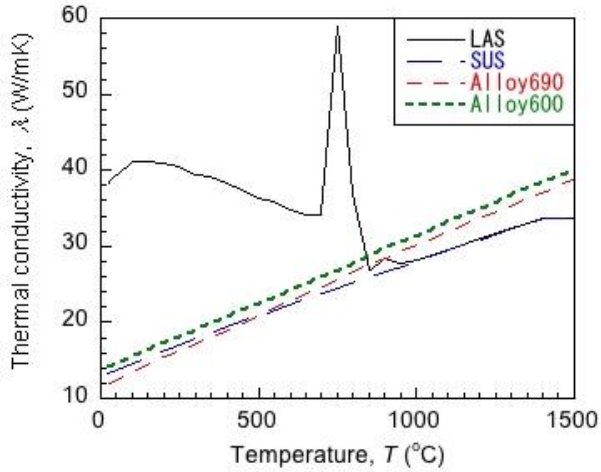
Section	Layer	Welding pass	Welding speed [mm/min]	Heat input [kJ/cm]
Inner	1	2	180	9.6
	2	3		10.8
	3	4		10.8
	4	5		10.8
	5	6		10.8
	6	7		10.4
	7	8		9.6
Outer	1	2	180	10.8
	2	2		11.7
	3	2		11.7
	4	3		11.3
	5	4		11.7
	6	5		11.3
	7	7		11.3
	8	8		11.3
	9	10		10.8
	10	11		10.8
	11	11		10.0



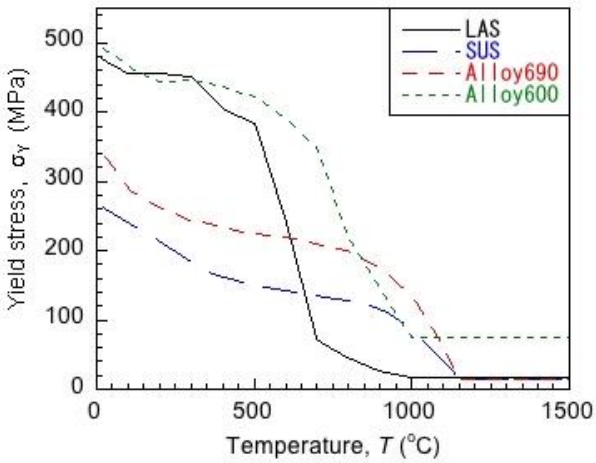
(a) Density



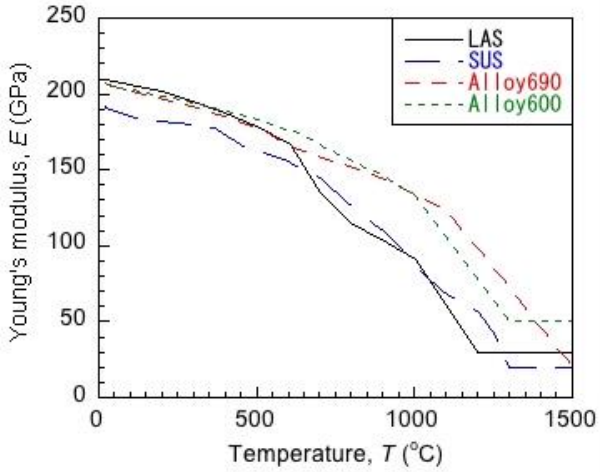
(b) Specific heat



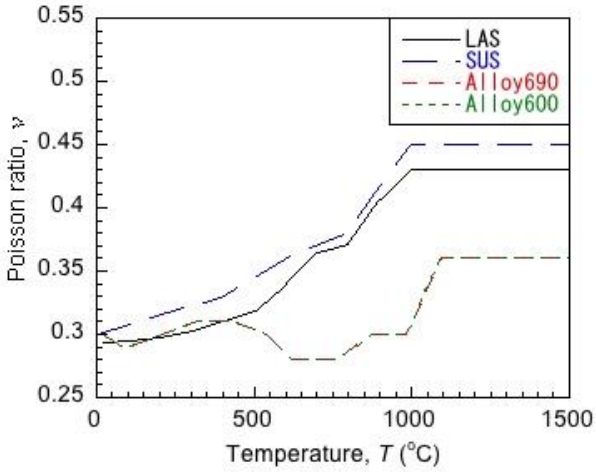
(c) Thermal conductivity



(d) Yield stress



(e) Young’s modulus



(f) Poisson’s ratio

Fig.5-7　　数値解析に用いた材料特性

また，溶接後熱処理（PWHT）については，以下に示すクリープ則に基づく熱弾塑性クリープ解析により評価する．すなわち，PWHT により残留応力が低減される要因として，温度の上昇に伴う材料の降伏応力の低下と高温保持過程におけるクリープ歪の発生を考慮するものである．

$$\dot{\varepsilon}^{c}_{ij} = A\bar{\sigma}^{-B} \qquad (5\text{-}1)$$

$$\Delta\varepsilon^{c}_{ij} = \frac{3}{2\bar{\sigma}}\left\{A\bar{\sigma}^{-B}\left(\frac{\partial J'_2}{\partial\sigma_{ij}}\right)\right\}\Delta t \qquad (5\text{-}2)$$

ただし，$\dot{\varepsilon}^{c}_{ij}$：クリープ歪速度（$s^{-1}$），$A$，$B$：クリープ定数，$\sigma_{ij}$：要素応力（MPa），$t$：時間（s），$\varepsilon^{c}_{ij}$：クリープ歪，$\bar{\sigma}$：ミーゼス相当応力（MPa），$J'_2$：偏差応力第二不変量である．

PWHT の条件は（社）日本機械学会発電用原子力設備規格溶接規格により Table 5-2 に示す条件とし，昇温はモデル全体に対して実施した．なお，クリープ定数 *A*, *B* は温度依存性があるものの，今回は Table 5-3 に示すように 615°C での値で一定とした．また，PWHT によって発生するクリープ歪は，そのほとんどが保持過程で発生することから[5]，クリープ歪は保持過程でのみ発生させることとした．

Table 5-2　PWHT の条件

Holding temperature	615 (°C)
Holding time	1 (hour)
Heating rate	100 (°C/h)
Cooling rate	120 (°C/h)

Table 5-3　PWHT の解析におけるクリープ定数

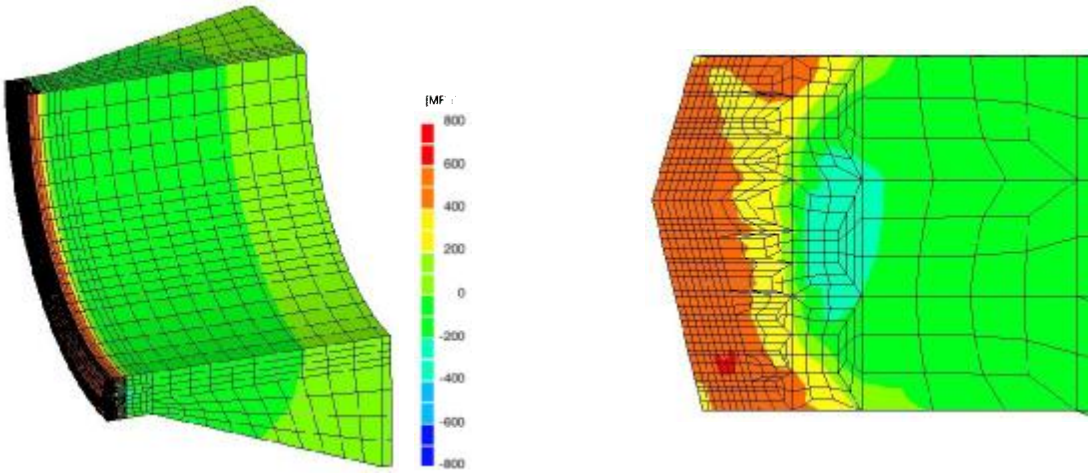
Materials	*A*	*B*
Alloy 690 / Alloy 600	1.4415×10^{-15}	3.342
Stainless	1.486×10^{-28}	9.884
Low alloy steel	2.816×10^{-17}	5.244

(2)　残留応力分布の計算結果

残留応力分布の計算結果について，肉盛溶接（Buttering weld）後のものを Fig.5-8 に，溶接後熱処理（PWHT）後のものを Fig.5-9 に示す．なお，運転中は周方向応力が卓越し，PWSCC の発生および進展に対し支配的となることから，以降は周方向応力を注目すべきものとして残留応力分布を示す．

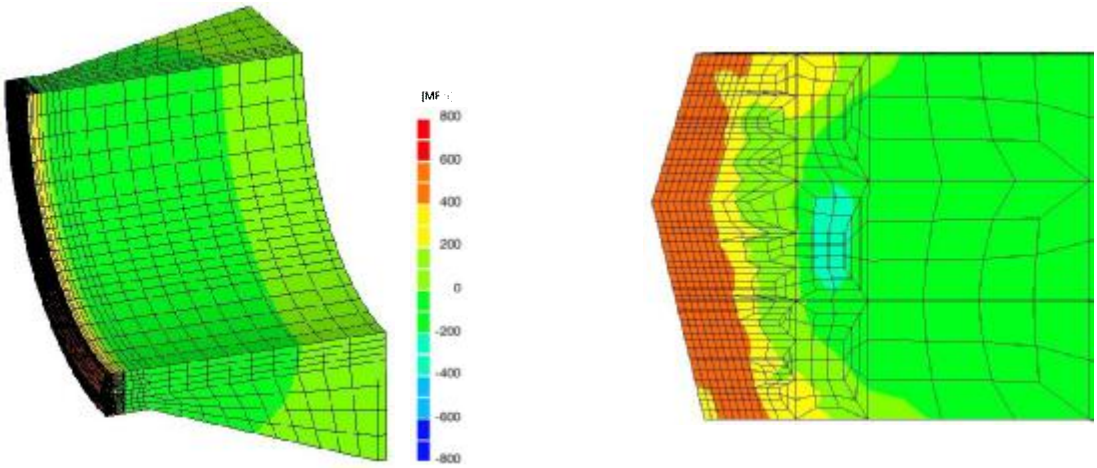
肉盛溶接後（Fig.5-8）では，600 合金溶接部，および低合金鋼部ともに 400MPa 以上の引張応力が残留しているが，PWHT 後（Fig.5-9）では低合金鋼部の応力低減が実現されていることがわかる．

また，内面側の本溶接終了時（外面側の溶接前）の残留応力分布を Fig.5-10 に，これ以降の外面側の本溶接終了までの積層パスに伴う残留応力分布の変化を Fig.5-11 から Fig.5-15 に示す．内面側溶接終了時では配管内表面の応力は引張応力となっているが（Fig.5-10），外面側の開先部の溶接を 1 パス行った時点（80pass）で配管内表面の引張応力は軽減され，その後の外面側の積層に伴って内表面の残留応力は引張応力から圧縮応力へと変化していくことがわかる．



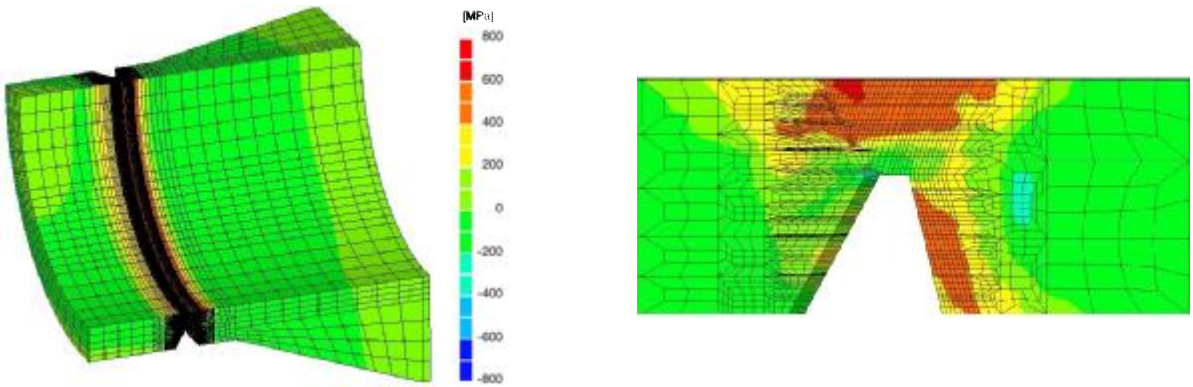
(a) 全体図　　(b) 中央断面の拡大図

Fig.5-8　　肉盛溶接後（44Pass）の周方向残留応力



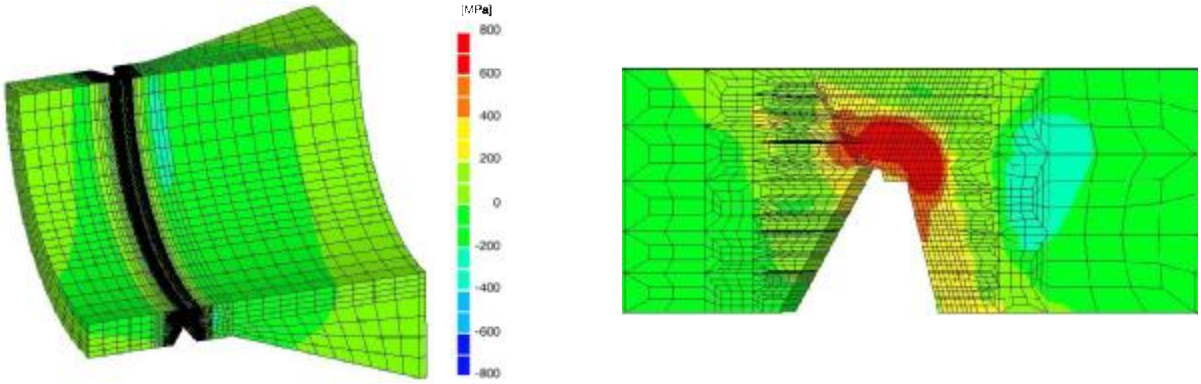
(a) 全体図　　(b) 中央断面の拡大図

Fig.5-9　　PWHT 後の周方向残留応力



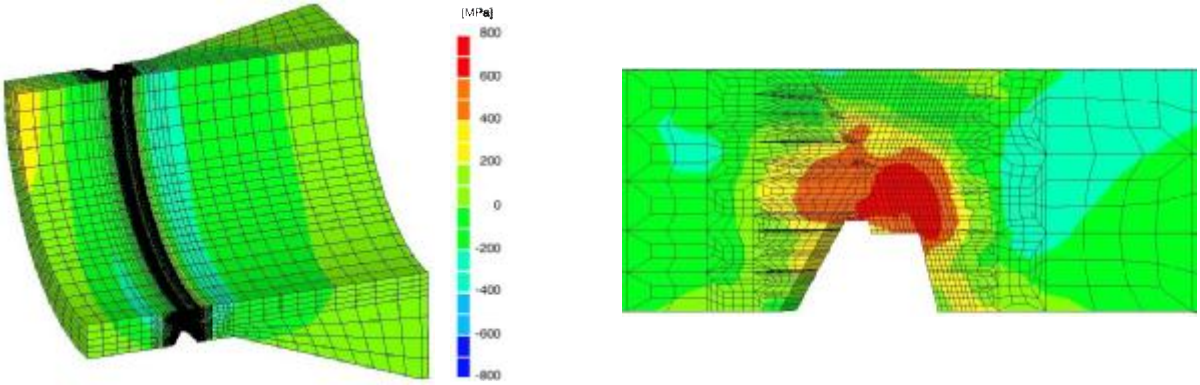
(a) 全体図　　(b) 中央断面の拡大図

Fig.5-10　　内面側溶接終了時（79pass 後）の周方向残留応力



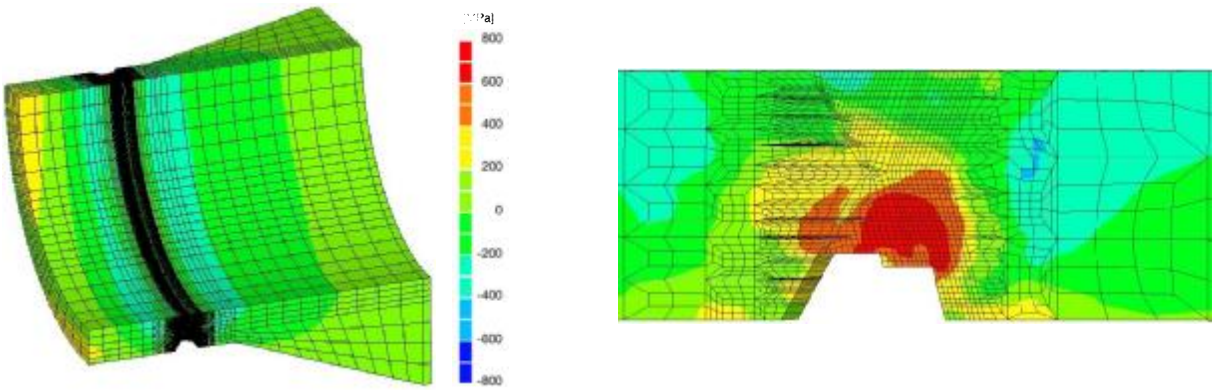
(a) 全体図　　(b) 中央断面の拡大図

Fig.5-11　　外面側溶接時（80pass 後）の周方向残留応力



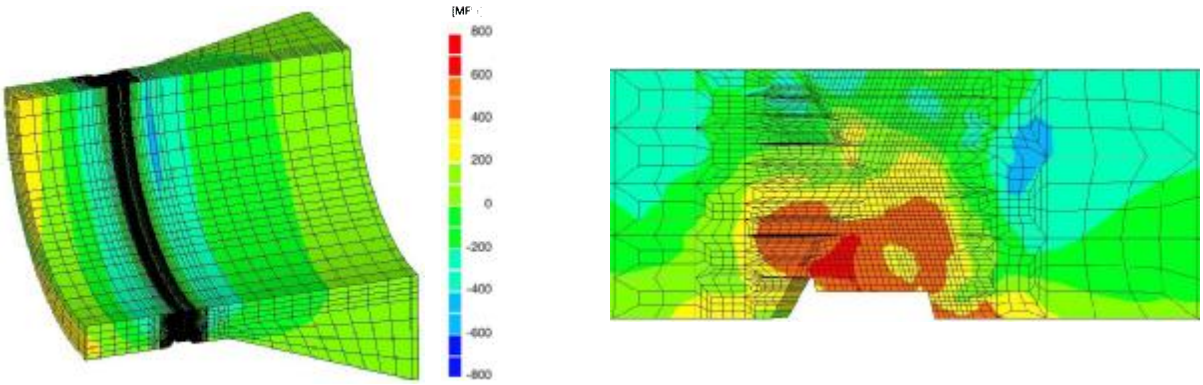
(a) 全体図　　(b) 中央断面の拡大図

Fig.5-12　　外面側溶接時（90pass 後）の周方向残留応力



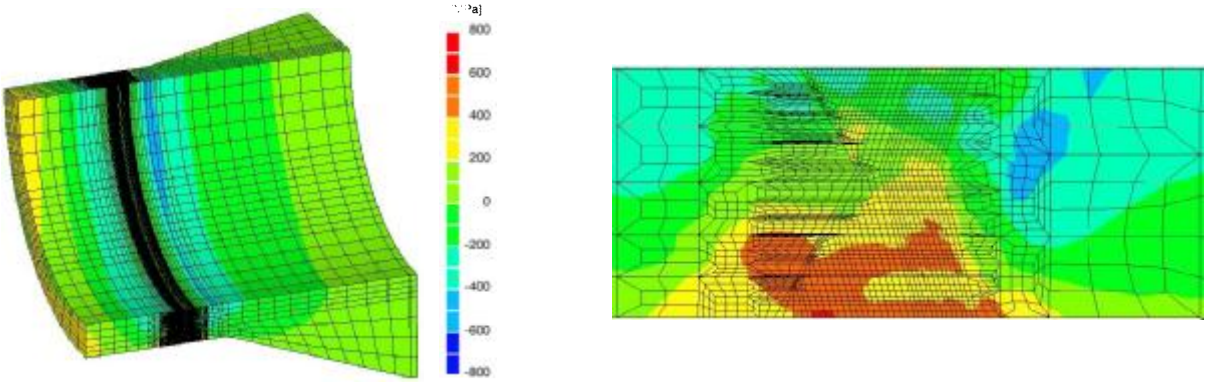
(a) 全体図　　(b) 中央断面の拡大図

Fig.5-13　外面側溶接時（100pass 後）の周方向残留応力



(a) 全体図　　(b) 中央断面の拡大図

Fig.5-14　外面側溶接時（120pass 後）の周方向残留応力



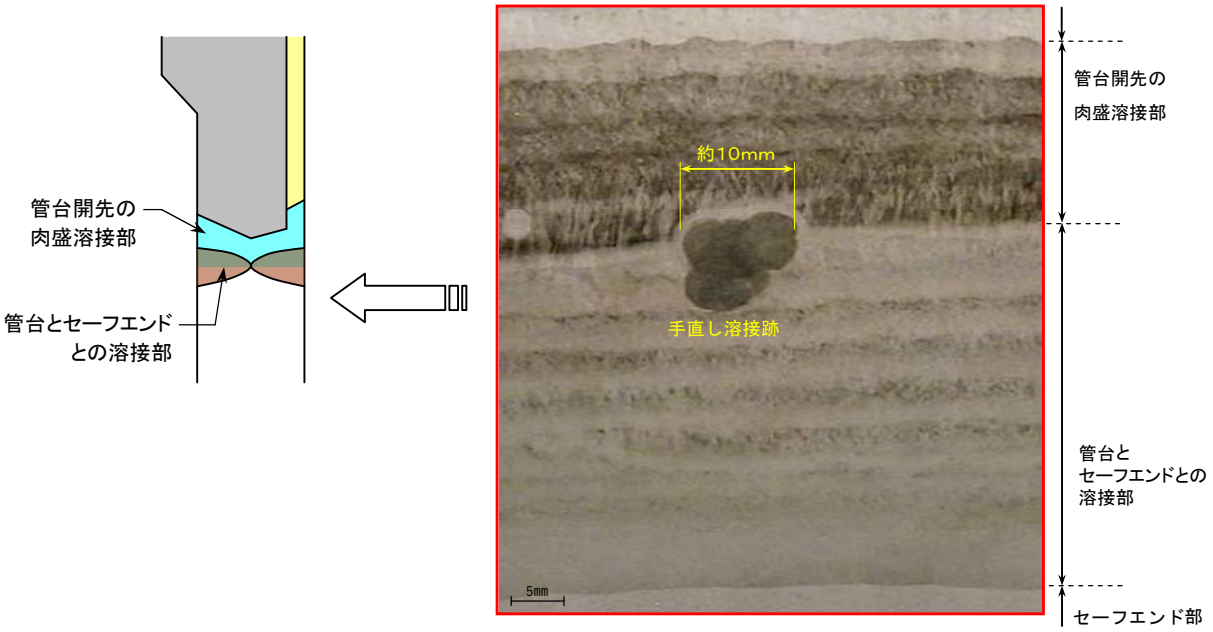
(a) 全体図　　(b) 中央断面の拡大図

Fig.5-15　外面側溶接時（144pass 後）の周方向残留応力

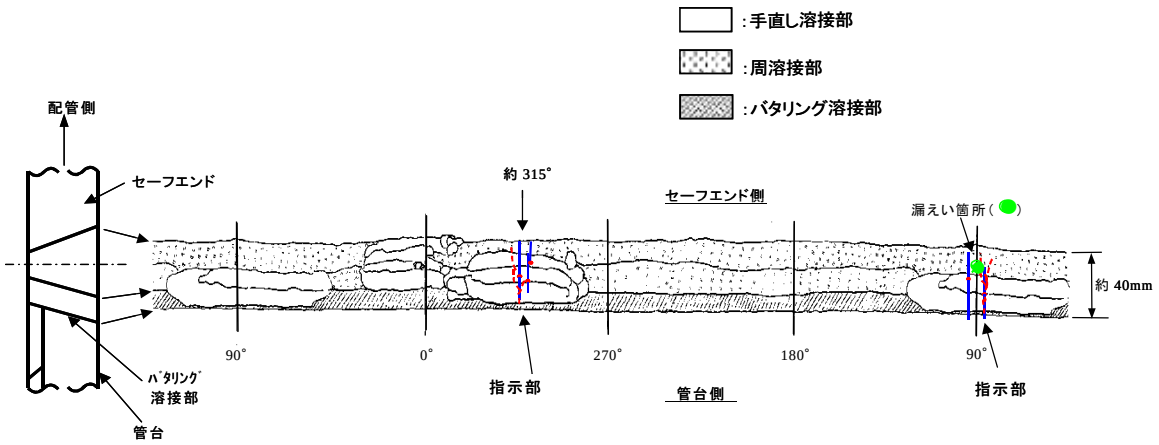
5.4.2　手直し溶接

(1)　条件設定

Fig.5-16 に国内の管台溶接部表面で認められた手直し溶接の例を示す[6][7]．溶接作業中，あるいは溶接後の検査によって，溶接欠陥等が検出された場合の対応と推察されるが，その大きさは様々である．



(a) 蒸気発生器管台溶接部の例



(b) 加圧器管台溶接部の例

Fig.5-16　　国内の管台溶接部表面で認められた手直し溶接の例

ここでは，第四章の検討を基に，応力改善処理が施工される内表面の残留応力に影響が大きくなるよう，内表面の最終層に手直し溶接を想定する．なお，手直し溶接の大きさにより残留応力分布への影響度合いは異なるが，Fig.5-16 からわかるように，何らかの合理的な根拠を持ってその大きさを特定することは困難である．

本研究では，手直し溶接による残留応力の変動を考慮できる手法の構築が目的であり，残留応力の変動の大きさそのものの評価は目的で無いことから，一つの想定として，溶接後の表面検査による欠陥検出を想定し，欠陥除去作業の経験から手直し溶接の範囲を周方向 15°と仮定した（Fig.5-17）．すなわち，内側の開先幅を周方向 15°にわたって 1 層分削った後（要素を削除），再度溶接を行う計算とする．

また，第四章の検討を参考に，入熱を計画どおりのもの，1.5 倍のもの，および 2 倍のものの 3 ケースについて解析することとした．溶接条件を Table 5-4 に示す．

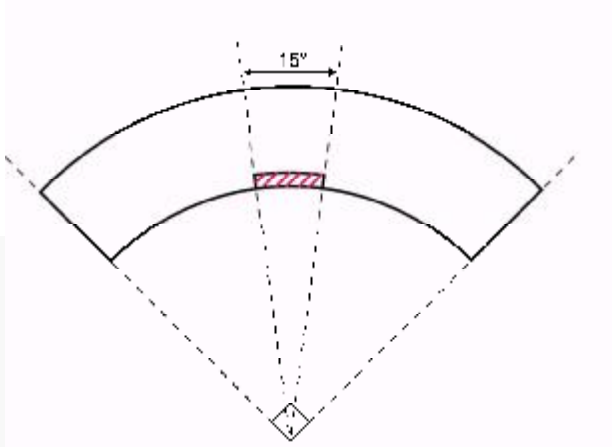


Fig.5-17　　想定する手直し溶接

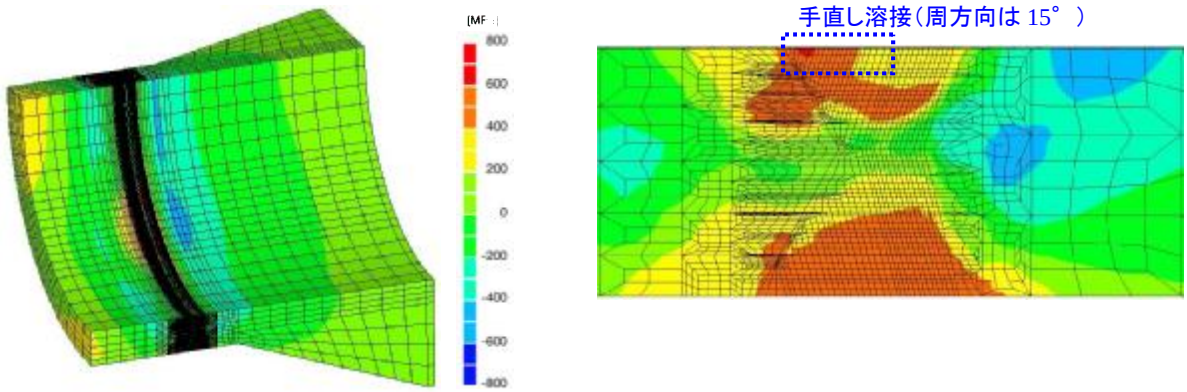
Table 5-4　　溶接条件（手直し溶接）

Case No.	Section	Number of layer	Welding pass	Welding speed [mm/min]	Heat input [kJ/cm]
1	Inner	1	8	180	9.6(Q)
2					14.4(1.5Q)
3					19.2(2Q)

(2)　残留応力分布の計算結果

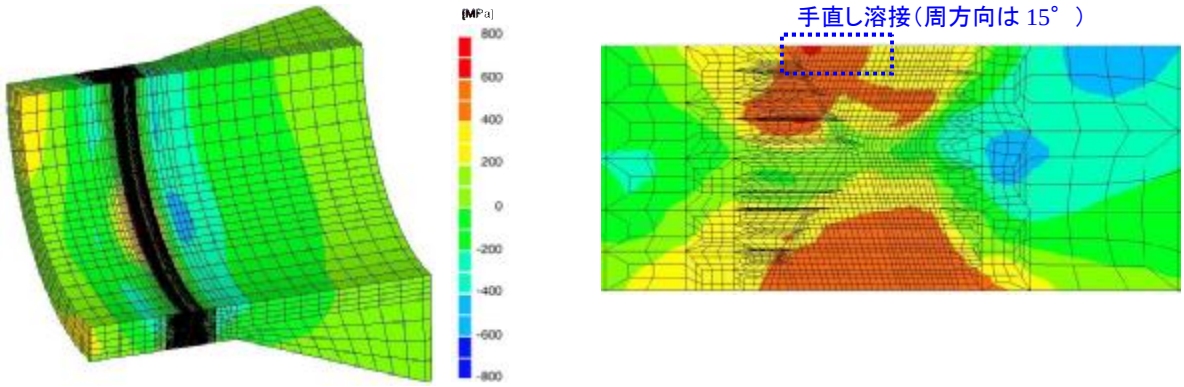
残留応力分布の計算結果について，手直し溶接を行った場合のものを Fig.5-18 から Fig.5-20 に示す．

手直し溶接を実施しない場合は，Fig.5-15 のように配管内表面の残留応力は圧縮応力か低い引張応力であったのに対し，いずれの入熱の場合であっても，手直し溶接を実施することで内表面に約 500MPa 以上の高い引張応力を生じることがわかる．また，入熱が大きくなるに従って，上記の引張応力が生じる範囲は大きくなる傾向が認められ，第四章の成果と同様に，最終層の入熱が残留応力分布に与える影響は大きく，最終層の入熱管理は重要であることがわかる．



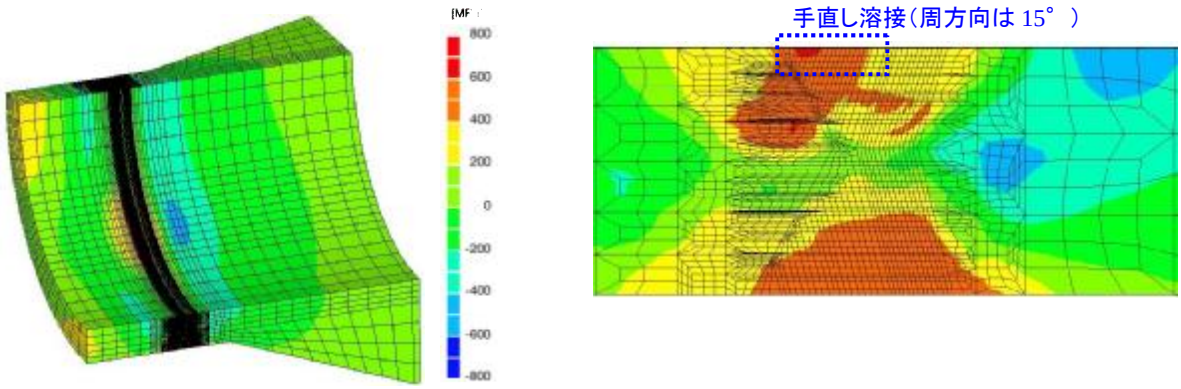
(a) 全体図　　(b) 中央断面の拡大図

Fig.5-18　　内表面の手直し溶接後の周方向残留応力（入熱 1 倍）



(a) 全体図　　(b) 中央断面の拡大図

Fig.5-19　　内表面の手直し溶接後の周方向残留応力（入熱 1.5 倍）



(a) 全体図　　(b) 中央断面の拡大図

Fig.5-20　内表面の手直し溶接後の周方向残留応力（入熱 2 倍）

5.4.3　表面加工

(1)　条件設定

グラインダまたは機械加工により付与される引張残留応力，およびピーニング（WJP）またはバフ施工により付与される圧縮残留応力については，第三章で述べたとおり，既知の応力分布から歪分布を推定する．すなわち，文献等に基づいて決定した応力分布について，（3-4）式のとおり，プラントル・ロイスの弾塑性体構成式に代入して圧縮または引張応力層の歪分布を求める．その後，求めた歪分布を解析モデルに展開した後に弾塑性解析を行い，残留応力を計算する．

なお，解析にあたっては，5.3.2(3)項で述べた，表面近傍のメッシュを細かくした「表面加工モデル」を使用し，せん断応力は考慮していない．解析に必要な物性値を Table 5-5 に示す．なお，実際は，5.3.2 項で検討した作業の合理化のため，WJP およびバフ施工による圧縮残留応力分布の計算結果のみ使用する．

Table 5-5　表面加工の解析に必要な物性値（600 合金）

Young's modulus, E (MPa)	206900
Poisson's ratio, ν	0.3
Work-hardening rate, H' (MPa)	2220

以降に，各施工により与える応力分布に関する検討結果を示す．

①機械加工

実機の機械加工の条件に近い状態で加工した場合の残留分布として，第二章で調査した文献[8]を基に，Table 5-6 のような残留応力分布を与えることとなる．

Table 5-6　　機械加工の場合に与える残留応力値

Depth from the surface [mm]	Hoop residual stress [MPa]	Axial residual stress [MPa]
0	300	300
0.1	0	-100
0.2	-100	-200

②グラインダ

グラインダにより生じる残留応力は，実機損傷事例での計測データ[9]に基づき Table 5-7 のとおりとできる．なお，グラインダによる残留応力は表面近傍に局在するという知見に基づき表面のみ応力を与えることとなる．

Table 5-7　　グラインダ施工の場合に与える残留応力値

Depth from the surface[mm]	Hoop residual stress[MPa]	Axial residual stress[MPa]
0*	363	577

*：解析の要素の最表層

③バフ施工

バフ施工により生じる残留応力は，第三章のデータ（Fig.3-5(a)）に基づき，Table 5-8 のように決定した．

Table 5-8　　バフ施工の場合に与える残留応力値

Depth from the surface [mm]	Hoop residual stress [MPa]	Axial residual stress [MPa]
0	-300	-300
0.1	200	200

④ウォータージェットピーニング（WJP）

WJP により生じる残留応力は，実験データ[10]に基づき，Fig.5-21 のとおりとした．

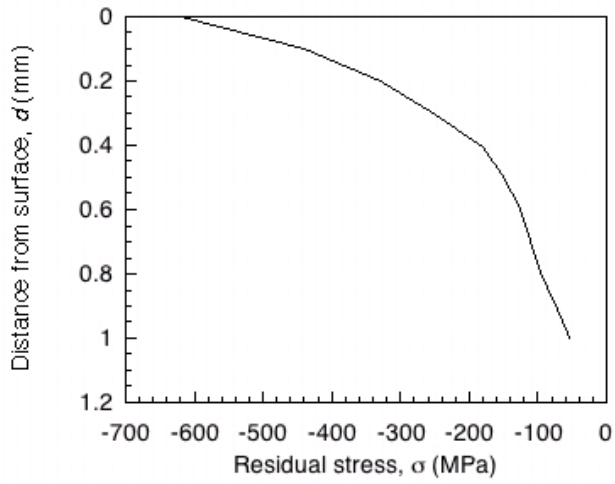
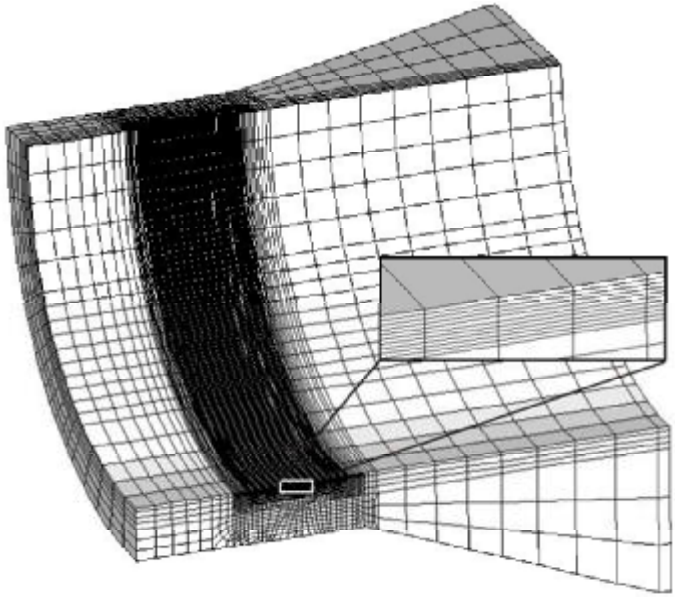


Fig.5-21　　WJP 時の残留応力分布

(2)　WJP による残留応力分布の計算結果

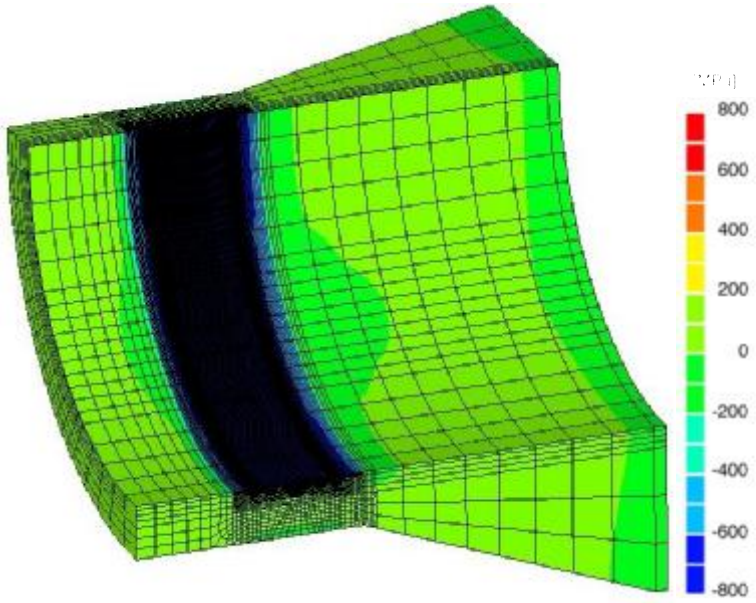
Fig.5-22 に WJP について，残留応力分布計算時に使用したモデル（表面加工モデル）および計算結果を示す.

なお, 計算結果と前項で仮定するとした応力分布が一致していることについては Fig.5-23 のとおり確認している.



(a) 表面加工の残留応力解析に用いたモデル

Fig.5-22　　表面加工による残留応力分布の計算結果（WJP）



(b) 計算結果

Fig.5-22　　表面加工による残留応力分布の計算結果（WJP）（Contd.）

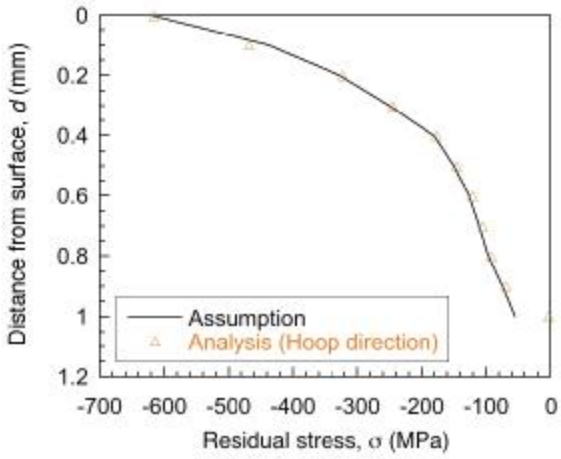


Fig.5-23　　計算結果と仮定した応力分布が一致することの確認結果（WJP）

5.4.4 Inlay 溶接

(1) 条件設定

原子炉容器管台を念頭において計算する場合のテンパービード溶接の条件，溶接順序については，別途実施した試験[5]等を参考に Fig.5-24，Table 5-9 のとおりとした．また，Inlay 溶接の溶加材には耐食材である 690 合金の溶接金属が使用されているが，その材料特性は，Fig.5-7 に示すとおりである．なお，材料物性は既報告[4]で用いられた値であるが，600 合金と 690 合金の降伏応力に関し，原子力機器の設計に用いられる規格等（例：（社）日本機械学会発電用原子力設備規格材料規格）のデータとは傾向が相違することは特記しておく．また，硬化則は，肉盛溶接，本溶接と同じ等方硬化則である．

なお，Inlay 溶接による残留応力分布を計算する場合には，Inlay 溶接近傍のメッシュを細かくする必要があることから，本溶接の残留応力分布を計算したモデル（本溶接モデル）から，Inlay 溶接の残留応力分布を計算するモデル（Inlay 溶接モデル）への応力場の引き継ぎを行い解析する．ここで，5.3.1 項で述べたとおり，実機の蒸気発生器管台では，Inlay 溶接後に PWHT を実施するため，PWHT を実施した場合（Table 5-10）についても計算を行い，Inlay 溶接に伴う熱処理の有無に関する考察を行う．

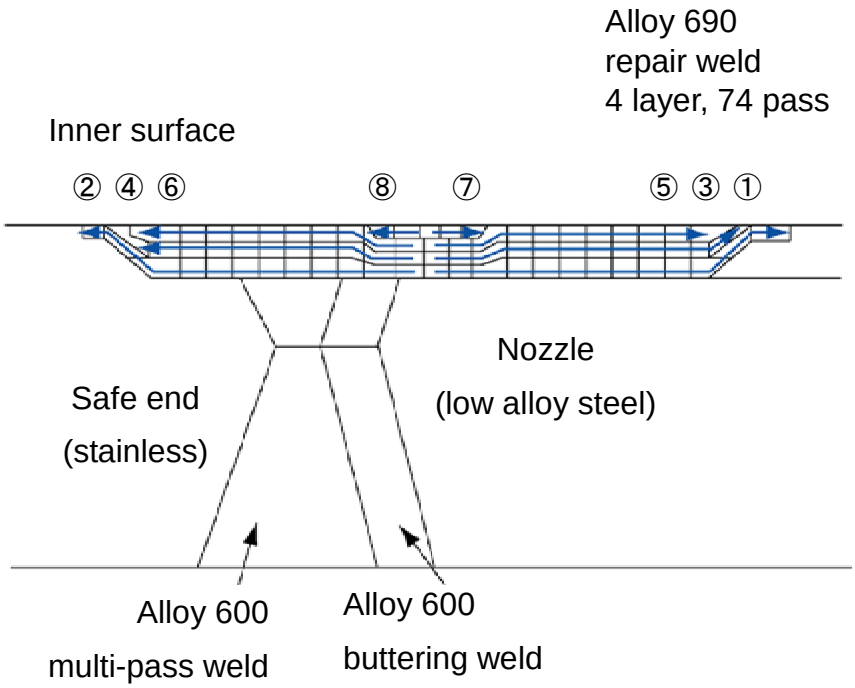


Fig.5-24　溶接順序（Inlay 溶接）

Table 5-9　Inlay 溶接の溶接条件（テンパービード溶接）

Section	Number of layer	Welding pass	Welding speed [mm/min]	Heat input [kJ/cm]
Inner	4	74	120	6.4

Table 5-10　　Inlay 溶接後に実施する PWHT 条件

Holding temperature	615 (°C)
Holding time	1 (hour)
Heating rate	100 (°C/h)
Cooling rate	120 (°C/h)

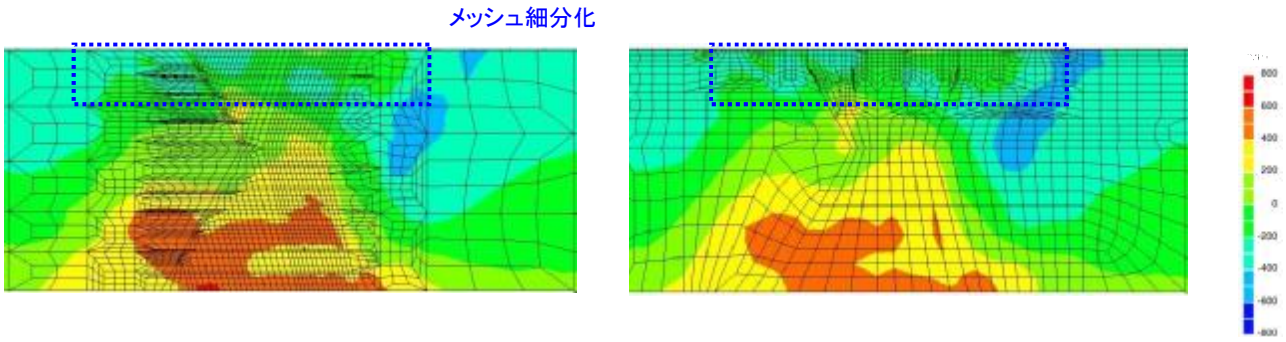
(2)　残留応力分布の計算結果

①モデル間の残留応力分布の引き継ぎ

本溶接モデルから Inlay 溶接モデルへ残留応力分布の引き継ぎを行った結果について，Fig.5-25 に手直し溶接無しのものを，Fig.5-26 に手直し溶接有りのものを示す．

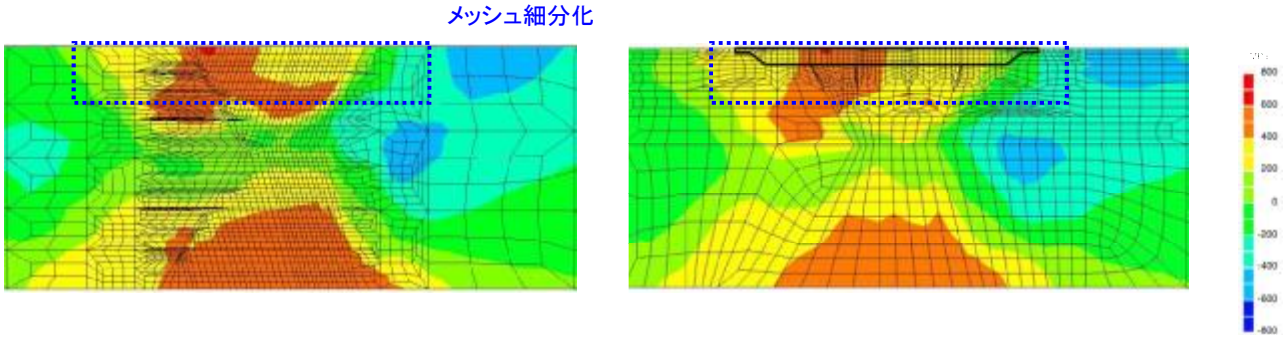
Inlay 溶接が施工される，管台溶接部内表面のメッシュを細かくし，逆に外面側のメッシュは粗くしている．

なお，Fig.5-27 に Inlay 溶接を施工する範囲を示す．（モデル中の黒線で囲まれた部分）



(a) 本溶接モデル（引き継ぎ前）　　(b) Inlay 溶接モデル（引き継ぎ後）

Fig.5-25　　応力場引き継ぎ前後での残留応力分布の比較（手直し溶接なし）



(a) 本溶接モデル（引き継ぎ前）　　(b) Inlay 溶接モデル（引き継ぎ後）

Fig.5-26　　応力場引き継ぎ前後での残留応力分布の比較
（手直し溶接あり：1Q）

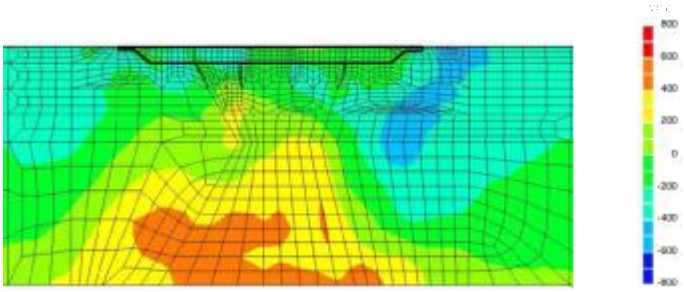


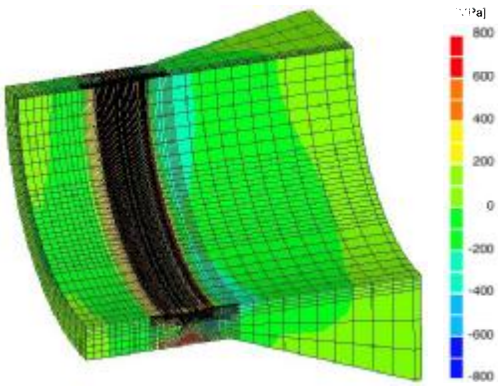
Fig.5-27　　Inlay 溶接を施工する範囲の明示
（手直し溶接なしのモデル）

②製作時に手直し溶接がない場合

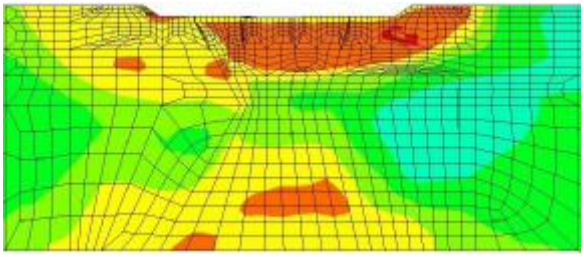
a)　テンパービード溶接の場合

残留応力場を引き継いだ Inlay 溶接モデルを用いて計算した残留応力分布の結果を Fig.5-28 から Fig.5-32 に示す．それぞれ 1 層，2 層，3 層，4 層溶接終了後の結果を示している．

5.4.2 項の手直し溶接実施と同様に, Inlay 溶接を施工した部位は高い引張残留応力が生じており，溶接施工後に表面をバフ施工して，圧縮応力を付与しておくことは有効と考えられる．また，ここで実施した原子炉容器管台（低合金鋼部位）の Inlay 溶接は PWHT を行わず，残留応力場の改善は期待できないテンパービード溶接であるが, 低合金鋼内には脆性破壊の防止に重要な役割を果たす圧縮応力場は確保されている．（Fig.5-31：周方向応力，Fig.5-32：軸方向応力）



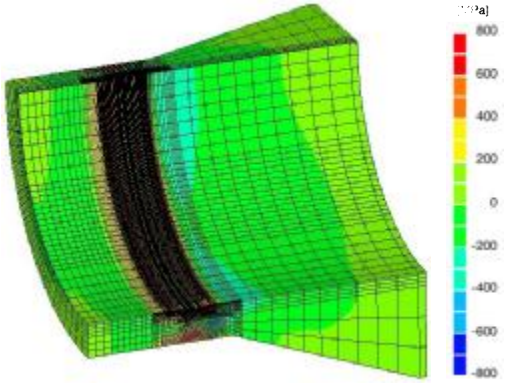
(a)　全体図

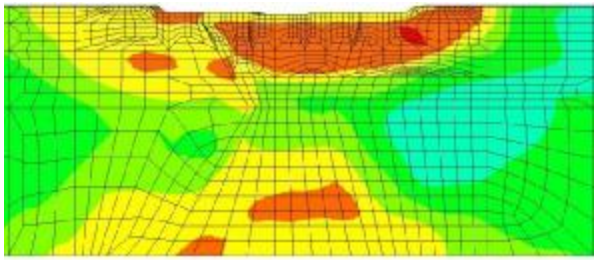


(注）採用した 600，690 合金の物性値（降伏応力）に
差異があることの影響を含む

(b)　中央断面の拡大図

Fig.5-28　　Inlay 溶接時の周方向残留応力（1 層：25pass 後）



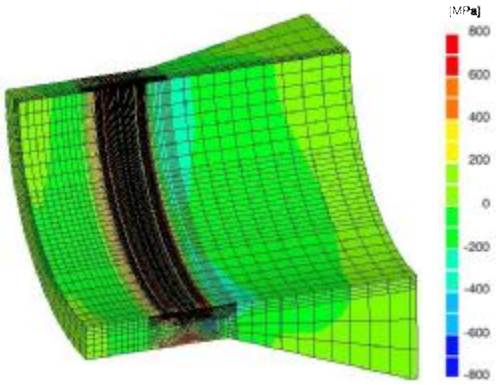


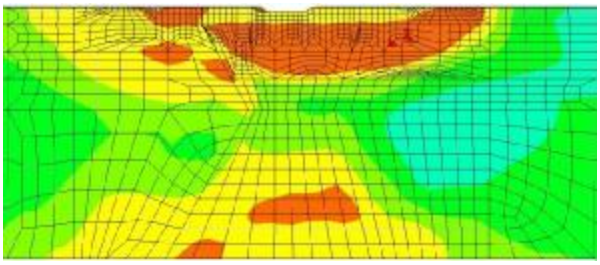
(注)採用した 600, 690 合金の物性値(降伏応力)に

差異があることの影響を含む

(a) 全体図　　(b) 中央断面の拡大図

Fig.5-29　Inlay 溶接時の周方向残留応力（2 層：48pass 後）



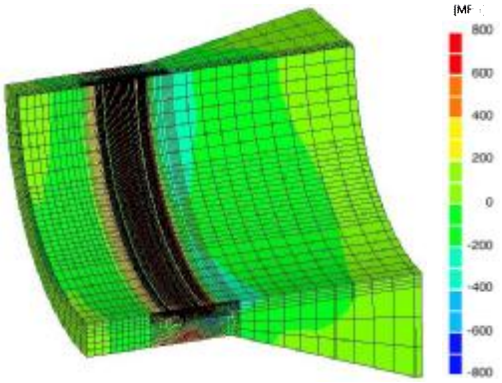


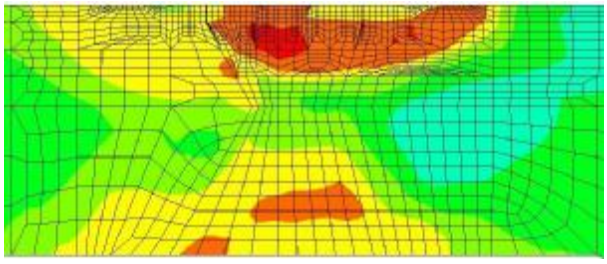
(注)採用した 600, 690 合金の物性値(降伏応力)に

差異があることの影響を含む

(a) 全体図　　(b) 中央断面の拡大図

Fig.5-30　Inlay 溶接時の周方向残留応力（3 層：69pass 後）



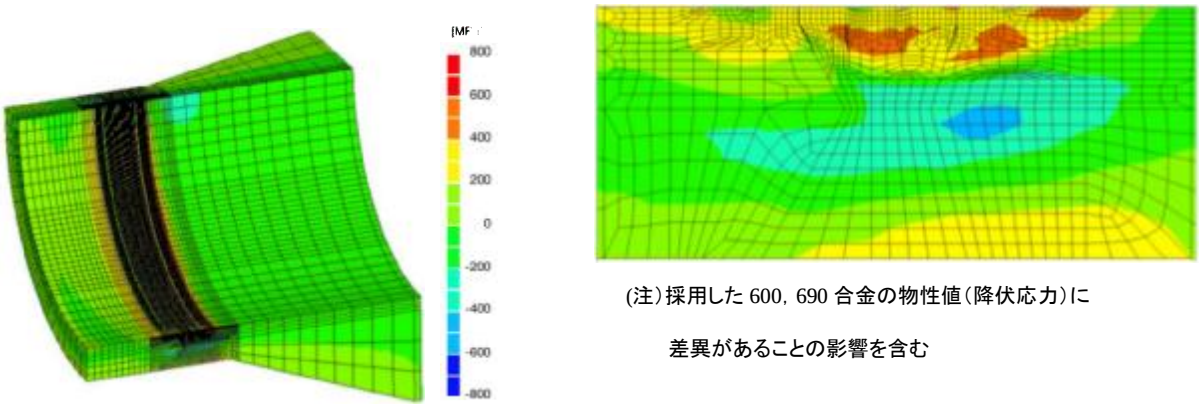


(注)採用した 600, 690 合金の物性値(降伏応力)に

差異があることの影響を含む

(a) 全体図　　(b) 中央断面の拡大図

Fig.5-31　Inlay 溶接時の周方向残留応力（4 層：74pass 後）



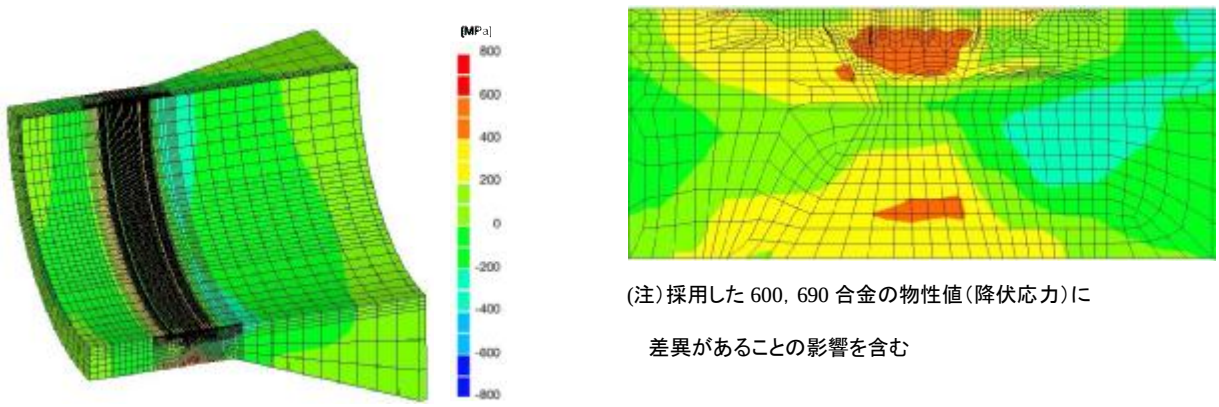
(a) 全体図　　(b) 中央断面の拡大図

Fig.5-32　　Inlay 溶接時の軸方向残留応力（4 層：74pass 後）

b)　PWHT を実施した場合

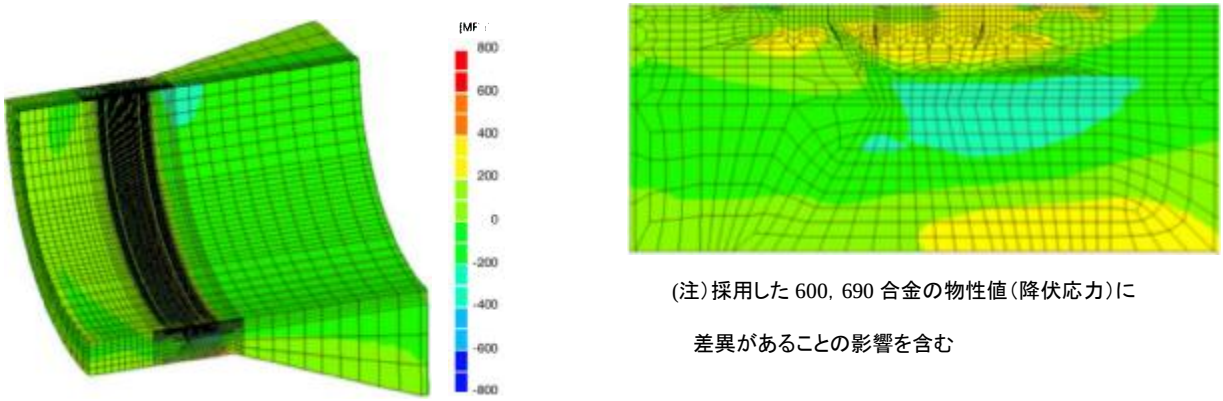
Inlay 溶接後に PWHT を実施した場合の計算結果について，Fig.5-33 に周方向応力を，Fig.5-34 に軸方向応力を示す.

Fig.5-31 および Fig.5-33 を比較すると，PWHT により管台内表面近傍の引張残留応力が低減されており，a)のケースに比べて圧縮応力層の緩和に対する影響度合は低いことが予想される．一方，脆性破壊の防止に重要な役割を果たす圧縮応力場は変わらず，確保されていることがわかる（Fig.5-34）.



(a) 全体図　　(b) 中央断面の拡大図

Fig.5-33　　Inlay 溶接時の周方向残留応力（4 層 74pass 後／PWHT）



(a) 全体図　　(b) 中央断面の拡大図

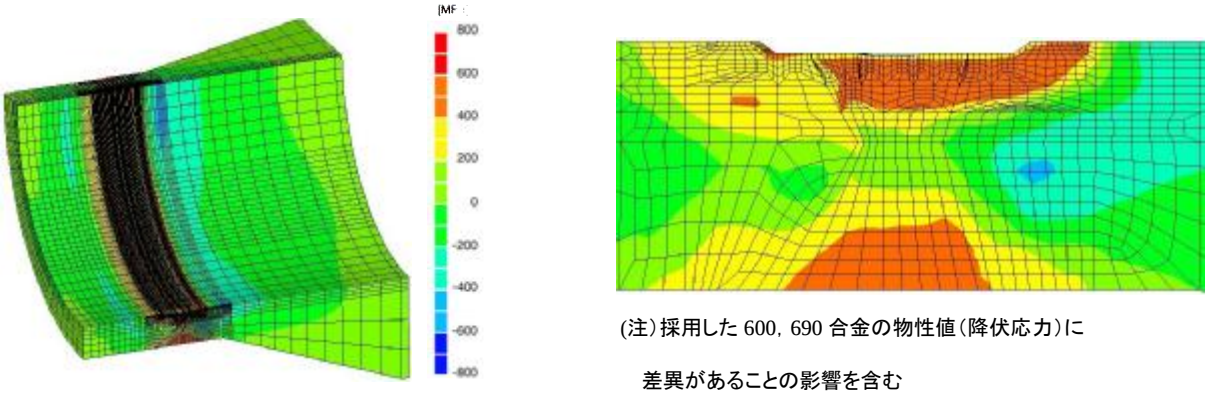
Fig.5-34　Inlay 溶接時の軸方向残留応力（4 層 74pass 後／PWHT）

③製作時の溶接に手直し溶接がある場合

a)　テンパービード溶接の場合

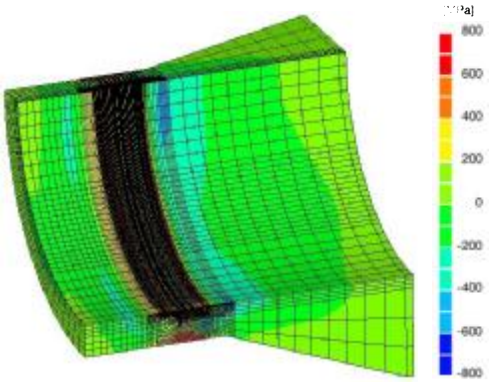
②同様に残留応力場を引き継いだ Inlay 溶接モデルを用いて計算した残留応力分布の結果を Fig.5-35 から Fig.5-38 に示す．それぞれ引き継ぎ後，1 層，2 層，3 層，4 層溶接終了後の結果を示している．Inlay 溶接の進捗に伴って，内表面側に生じる引張残留応力の様相は②a)の手直し溶接がない場合と同様である．

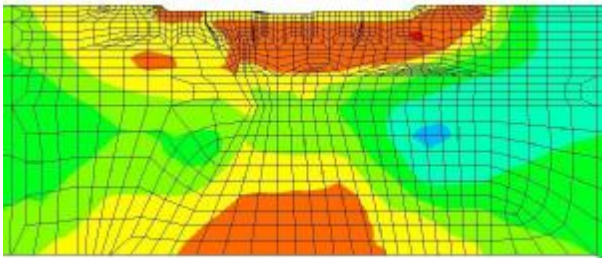
また，Fig.5-39 に Inlay 溶接後の残留応力分布に対する手直し溶接履歴有無の比較を示す．バフ施工で付与される圧縮応力の長期信頼性評価の際に注目すべき，内面側の残留応力分布については，ほぼ同じである．これは，製作時の手直し溶接による影響よりも，最終層となる Inlay 溶接の影響が大きかったものと考えられ，第四章の結果と整合している．したがって，今後は Inlay 溶接施工部位の長期信頼性評価に関しては，製作時の手直し溶接の有無は影響無いものとして扱う．



(a) 全体図　　(b) 中央断面の拡大図

Fig.5-35　Inlay 溶接時の周方向残留応力（製作時手直し溶接有り／1 層：25pass 後）

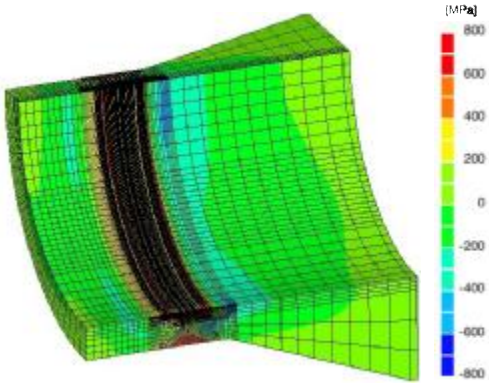


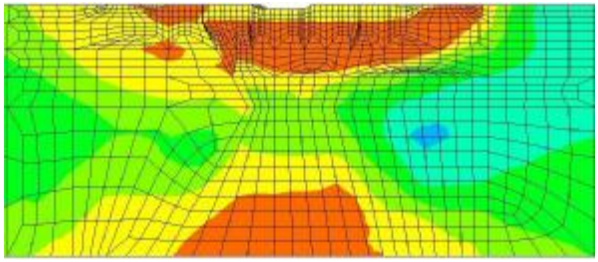


(注）採用した 600, 690 合金の物性値（降伏応力）に
差異があることの影響を含む

(a) 全体図　　(b) 中央断面の拡大図

Fig.5-36　Inlay 溶接時の周方向残留応力（製作時手直し溶接有り／2 層：48pass 後）

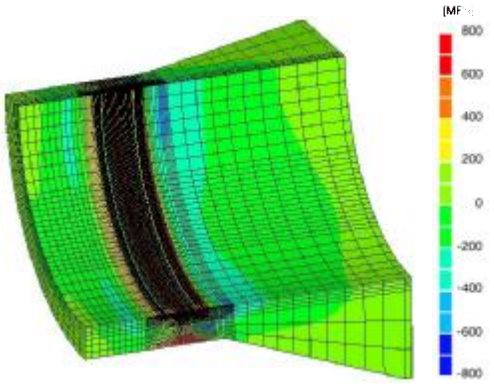


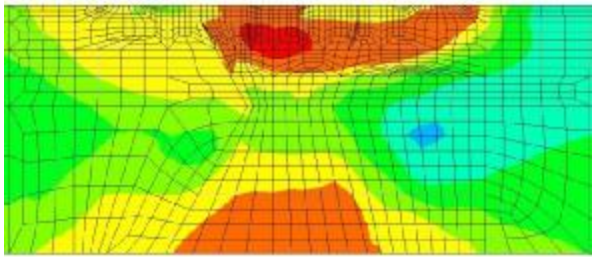


(注）採用した 600, 690 合金の物性値（降伏応力）に
差異があることの影響を含む

(a) 全体図　　(b) 中央断面の拡大図

Fig.5-37　Inlay 溶接時の周方向残留応力（製作時手直し溶接有り／3 層：69pass 後）

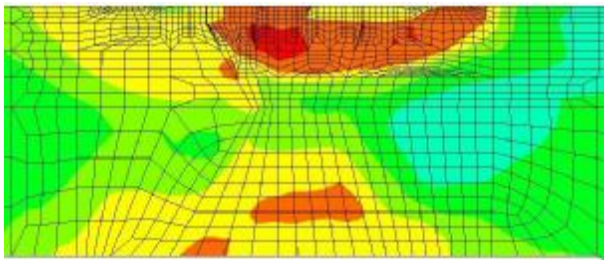




(注）採用した 600, 690 合金の物性値（降伏応力）に
差異があることの影響を含む

(a) 全体図　　(b) 中央断面の拡大図

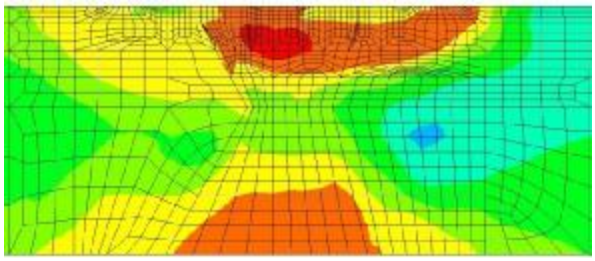
Fig.5-38　Inlay 溶接時の周方向残留応力（製作時手直し溶接有り／4 層：74pass 後）



(注）採用した 600，690 合金の物性値（降伏応力）に

差異があることの影響を含む

(a) 手直し溶接なし



(注）採用した 600，690 合金の物性値（降伏応力）に

差異があることの影響を含む

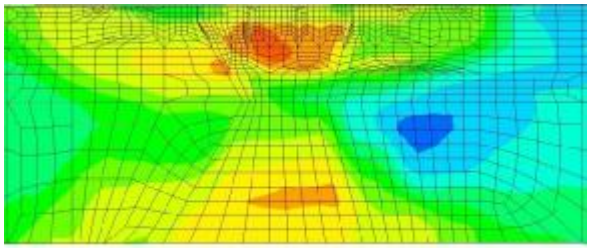
(b) 手直し溶接あり

Fig.5-39　　Inlay 溶接後の残留応力分布に対する製作時手直し溶接履歴有無の比較（テンパービード溶接）

b)　PWHT を実施した場合

Inlay 溶接後の溶接残留応力分布が，内表面近傍では製作時の手直し溶接有無にかかわらず同様であったため，PWHT を実施した場合も同様なものとなると考えられるが，念のため確認した結果を Fig.5-40 に示す（周方向応力のものを示す）.

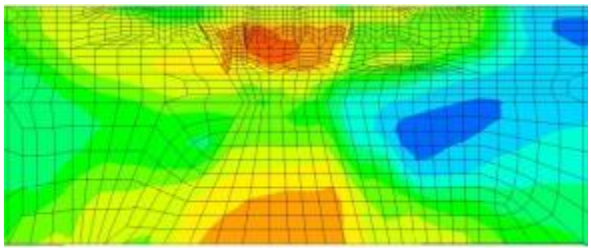
若干外面側に引張の残留応力場が残存しているが，管台内表面近傍の引張残留応力は PWHT により同様に低減され，また，脆性破壊の防止に重要な役割を果たす圧縮応力場は，ほぼ変化なく確保されていることがわかる.



(注）採用した 600，690 合金の物性値（降伏応力）に

差異があることの影響を含む

(a)手直し溶接なし



(注）採用した 600，690 合金の物性値（降伏応力）に

差異があることの影響を含む

(b)手直し溶接あり

Fig.5-40　　Inlay 溶接後の残留応力分布に対する製作時手直し溶接履歴有無の比較（PWHT）

5.5　長期信頼性評価にあたっての条件設定

5.5.1　組織回復

組織回復の影響については，3.4.3 項で検討したとおり考慮する．

すなわち，応力緩和率を X，速度定数を D，活性化エネルギーを Q とすれば，

$$X = \frac{S_0 - S_V}{S_0 - Sa}$$ について，

（S_0：初期の応力，S_V：時効後の応力，Sa：応力緩和完了後の応力）

$$X = 1 - \exp[-(Dt)^n]$$

$$D = D_0 \exp(-Q/RT)$$ （D_0＝7.07×10^{11}/s，Q=38.055kcal/mol）

として計算する．

なお，3.4.3 項の検討より，アブラミ指数 n は 0.586 となっている．

解析対象部位の運転温度は約 325℃であるが，実機の最高使用温度（343℃）を考慮して 350℃とする．なお，プラント起動時の昇温レートは 0.1K/min とする．

これにより，生じる圧縮応力の緩和挙動を Fig.5-41 に示す．（Fig.3-14 の再掲）

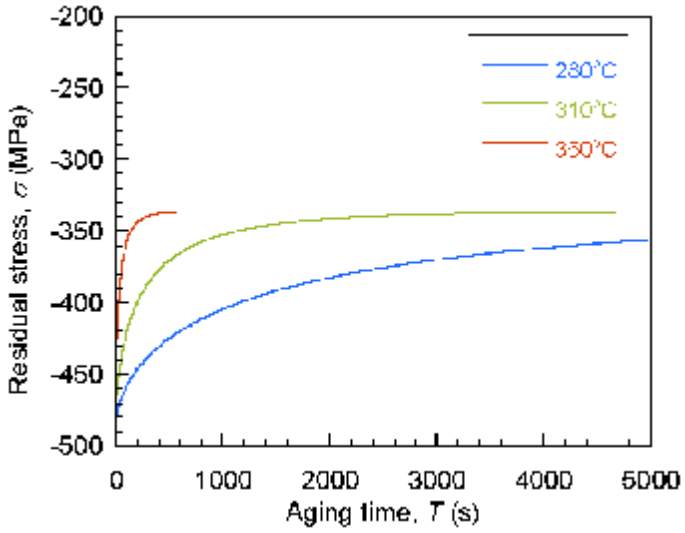


Fig.5-41　　WJP 施工された原子炉容器管台溶接部に対して考慮する応力緩和挙動
（施工直後のプラント起動）

5.5.2　運転中に負荷される荷重の影響

運転時に当該部に負荷される荷重については，プラントの定常運転状態および起動・停止を考慮する．

定常運転状態としては，15.7MPa の内圧が負荷された状態とする．なお，温度条件はプラントの最高使用温度（341℃）を考慮して 350℃とし，（5-1）式，（5-2）式により，応力と歪速度の関係を与える．

ここで，クリープ定数 *A*，*B* については，3.6.2 項（Fig.3-17(a)）のとおり既存の高温で取得したデータを 350℃の条件に外挿したものとする．Table 5-11 に採用した値を示す．

Table 5-11　　クリープ解析で使用した定数

	A	*B*
600 合金	1.1451×10^{-28}	5.5902
690 合金（Inlay 溶接部）	2.1127×10^{-29}	6.7840
ステンレス	3.8460×10^{-89}	9.7550
低合金鋼	4.0910×10^{-37}	6.0660

また，繰り返し荷重については，代表的な負荷となるプラントの起動・停止を約 13 ヶ月毎に与える．なお，停止期間は 60 日間とする．評価期間は，これまでの高経年化技術評価における評価期間（60 年）を参考に 60 年としたため，結果として 48 回のサイクルとなる．（60 年（＝21900 日）÷ （運転 400 日+停止 60 日）≒48）

なお，実際は，ピーニング等の施工はプラントの供用開始から一定の期間を経ていることから，保守的な設定である．

5.5.3　地震荷重の影響

プラント運転中の地震荷重による影響については，現状想定しうる最大規模の地震荷重を考慮する．

原子力発電所の主要機器は地震に関する耐性を，プラント建設時に評価していることから，本研究においては，この評価における地震荷重を基に，近年の知見を反映して長期信頼性評価における地震荷重として設定することとした．設定にあたっては，地震動により発生する応力に FEM で計算した内圧，熱等による応力を加算する．

プラント建設時の耐震評価の際には，旧原子力安全委員会の指針[11]に基づき，地震動が想定されているが，1995 年の阪神・淡路大震災を踏まえて上記指針は改訂されており，建設時より大きな地震動への耐性が求められている．さらに，東日本大震災を踏まえて「発電用原子炉施設の安全性に関する総合的評価（いわゆるストレステスト）」が実施されており，プラントとして耐性を有する地震の範囲が確認されて，上記の地震動の倍数として報告されている．

したがって，本研究では，建設時の評価において考慮した応力について，その後の知見分を線形に増幅することとした．計算した結果を Table 5-12 に示す．なお，地震動による応力は Fig.5-42 に

示すとおり，主に配管の軸方向に生じさせる．

なお，硬化則は，5.4 項の残留応力の計算からの継続性の観点で等方硬化則を使用する．地震により降伏応力を超える応力が負荷される可能性があるため，移動硬化則の適用についても検討したが，Table 5-12 に示す程度の荷重による歪の大きくない範囲では，結果に有意な影響はないものと判断した．

Table 5-12　　長期信頼性評価で考慮する地震動による応力

項目	値
建設時の地震動による応力（注１）（MPa）[12]	4
指針改訂による増幅（注２）（倍）[13]	1.73
ストレステストで確認された耐性範囲（注３）（倍）[14]	1.8
長期信頼性評価で考慮する応力（MPa）	12.5

注１：運転中内圧が負荷された状態での地震時の発生応力（105MPa）と内圧による発生応力（101MPa）の差

注２：関西電力大飯発電所における 405gal（S2）と 700gal（SS）の倍数

注３：ストレステストで公表されている耐性範囲

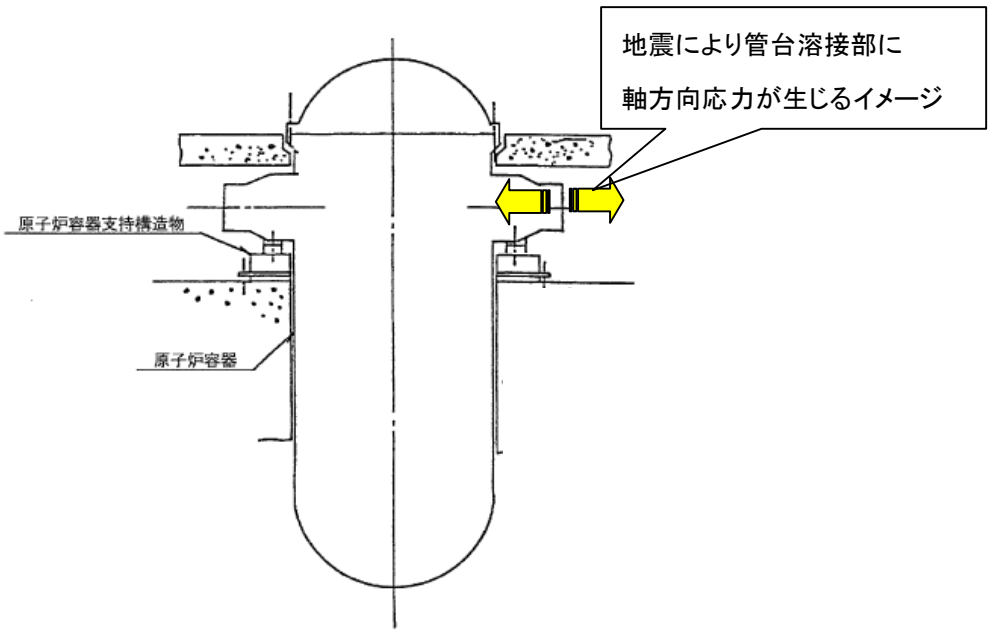


Fig.5-42　　原子炉容器の地震時の挙動のイメージ

5.6 結言

本章では, 第三章で構築した手法を用いて実機の応力改善部位の長期信頼性を評価するためのモデル，条件等の整備を行った.

まず, 実機と同様の開先形状のモデルを用いて, 製作時の溶接, 熱処理, 手直し溶接, および Inlay 溶接等の各履歴に対する残留応力分布を把握し，長期信頼性評価の条件として整備した.

また，表面加工により付与される圧縮応力に関し，歪分布を計算し，長期信頼性評価の対象を設定した．さらに，長期信頼性評価に関連し，組織回復，運転中荷重の影響を考慮するにあたっての条件を整備した.

得られた主な結論を以下に示す.

(1) 評価の対象となる形状として選定した原子炉容器の一次冷却材出入口管台の溶接部に関し，実機の継手が経験する種々の履歴をまとめるとともに，有限要素解析モデルを作成した．また，代表となる残留応力分布を確認した.

(2) 実機と同様の溶接条件，および PWHT 条件により残留応力解析を行い，肉盛溶接，PWHT および本溶接に伴う残留応力分布の変化を確認した．また，手直し溶接について，想定する大きさを決定し，残留応力分布解析を行った結果，手直し溶接を行った管台溶接部内表面で圧縮であった溶接残留応力場に 800MPa を超える引張残留応力が生じることが確認された．また，機械加工，グラインダ，WJP およびバフによる残留応力場の設定について検討した．さらに Inlay 溶接に伴う残留応力解析を実施し，製作時の手直し溶接有無が，Inlay 溶接後の残留応力分布に影響のないことを確認した.

(3) 長期信頼性評価にあたっての条件設定

組織回復および地震荷重を含む運転中荷重の影響について，具体的な考慮の方法を決定した．組織回復は第三章の検討結果のとおりとし，運転中荷重については定常状態および 60 年間の起動停止を考慮することとした．また，地震荷重については，旧原子力安全委員会指針に基づく地震荷重を, いわゆるストレステストでプラントが耐性を有すとされた範囲にまで増大させ, 12.5MPa という荷重を考慮することとした.

参考文献

[1] 独立行政法人 原子力安全基盤機構, 複雑形状部機器配管健全性実証事業（IAF）平成 18 年度報告書（2007）.

[2] 独立行政法人 原子力安全基盤機構, 複雑形状部機器配管健全性実証事業（IAF）平成 15 年度報告書（2004）.

[3] 第 17 回　原子力安全委員会臨時会議資料, 関西電力㈱高浜発電所 3 号機蒸気発生器 1 次冷却材入口管台溶接部の損傷の原因と対策について（2008）.

[4] 川口明敬, “溶接後熱処理フリー溶接に向けた溶接残留応力低減手法の検討”, 大阪大学修士論文 (2012).

[5] 川口明敬, “異材継手の溶接後熱処理時における熱弾塑性クリープ解析による残留応力の検討”, 大阪大学卒業論文（2010）.

[6] 第 7 回　原子力安全委員会臨時会議　日本原子力発電㈱敦賀発電所 2 号機蒸気発生器 1 次冷却材入口管台溶接部の損傷の原因と対策に係る日本原子力発電㈱からの報告及び検討結果について（2008）.

[7] 第 65 回原子力安全委員会臨時会議資料, 日本原子力発電（株）敦賀発電所 2 号機における加圧器逃がしライン管台部等のひび割れの原因と対策に係る日本原子力発電（株）からの報告及び検討結果について（平成 15 年 10 月 16 日）（2003）.

[8] 独立行政法人 原子力安全基盤機構, 高経年化対策関連技術調査〔高経年化関連安全対策技術高度化調査〕（2005）.

[9] 第 7 回　原子力安全委員会臨時会議, “日本原子力発電㈱敦賀発電所 2 号機蒸気発生器 1 次冷却材入口管台溶接部の損傷の原因と対策に係る日本原子力発電㈱からの報告及び検討結果について”（2008.2）.

[10] 齋藤, 守中, “ウォータージェットピーニングによる炉内機器の残留応力低減”, 溶接学会誌, 第 74 巻, 第 7 号（2005）, pp.469-472.

[11] 旧原子力安全委員会, 発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針（2006）.

[12] 第 49 回福井県原子力安全専門委員会　資料 No.1, “大飯 3 号機原子炉容器出口管台溶接部の傷について”（2008）.

[13] 関西電力プレスリリース, http://www1.kepco.co.jp/pressre/2010/1125-2j.html（参照日:2013.5.28）

[14] 旧原子力安全・保安院　第 1 回発電用原子炉施設の安全性に関する総合的評価に係る意見聴取会資料 4-1, “大飯発電所 3 号機ストレステスト評価（関西電力）”（2011）.

第六章　実機原子炉容器溶接部の応力改善部位の長期信頼性評価結果

6.1　緒言

前章で，実機原子炉容器管台溶接部を対象に，WJP 施工部位の長期信頼性を評価するためのモデルおよび評価条件を整備した．ここでは，計算機シミュレーションにより長期信頼性を評価した結果を示す．本章の検討により，本研究の目的である合理的な長期信頼性評価手法の有効性が示される．

なお，これまでの検討に基づき，組織の回復，クリープ，引張荷重の影響（繰り返し荷重）を考慮するとともに，東日本大震災の経験を踏まえた非常に大きな地震動まで考慮して評価した結果は，今後の保全の検討に大いに参考となるものである．

6.2　長期信頼性評価の対象とした履歴について

当該部が経験する製作履歴（Fig.5-3）について，解析作業の合理化（5.3.2 項）により同等の結果となるとみなされるもの，第五章の成果で残留応力分布が同等とみなされるものを除き，全ての履歴について評価を実施した．なお，同等とみなしたものは WJP 施工前の表面加工のグラインダと機械加工，および Inlay 溶接前の手直し溶接の有無である．

次項以降，各履歴に対応する応力分布の経時変化を示し，考察を行う．なお，着目する段階は Table 6-1 のとおりであり，評価した履歴について Fig.5-3 と対応させたものを Fig.6-1 に，深さ方向の応力分布を表示した箇所を Fig.6-2 に示す．

Table 6-1　　長期信頼性評価結果のうち着目する段階の纏め表

想定する施工	WJP 施工 （手直し経験無の継手）	WJP 施工 （手直し経験有の継手）	バフ施工 （手直し経験有(注1)の継手にテンパービード溶接で Inlay 施工）	バフ施工 （手直し経験有(注1)の継手に PWHT を伴う Inlay 施工）
着目する段階	WJP 施工直後	WJP 施工直後	バフ施工直後	バフ施工直後
	昇温後 …運転中状態	昇温後 …運転中状態	―(注2)	―(注2)
	長期間運転後 （起動停止含） …運転中状態	長期間運転後 （起動停止含） …運転中状態	長期間運転後 （起動停止含） …運転中状態	長期間運転後 （起動停止含） …運転中状態
	地震経験後 …運転中状態	地震経験後 …運転中状態	地震経験後 …運転中状態	―(注3)
記載	6.3.1(1)	6.3.1(2)	6.3.2(1)	6.3.2(2)

（注１）　第五章の結果より，手直し有無により残留応力分布は同等であったため，説明性の観点で，手直し経験有りを選択

（注２）　これまでの調査で（第三章），バフ施工は昇温直後の緩和傾向が認められていないため，省略

（注３）　テンパービード溶接のケースの方が残留応力が高いことから，表層の圧縮応力層の緩和がより進み，本ケースを包絡すると予想したため省略

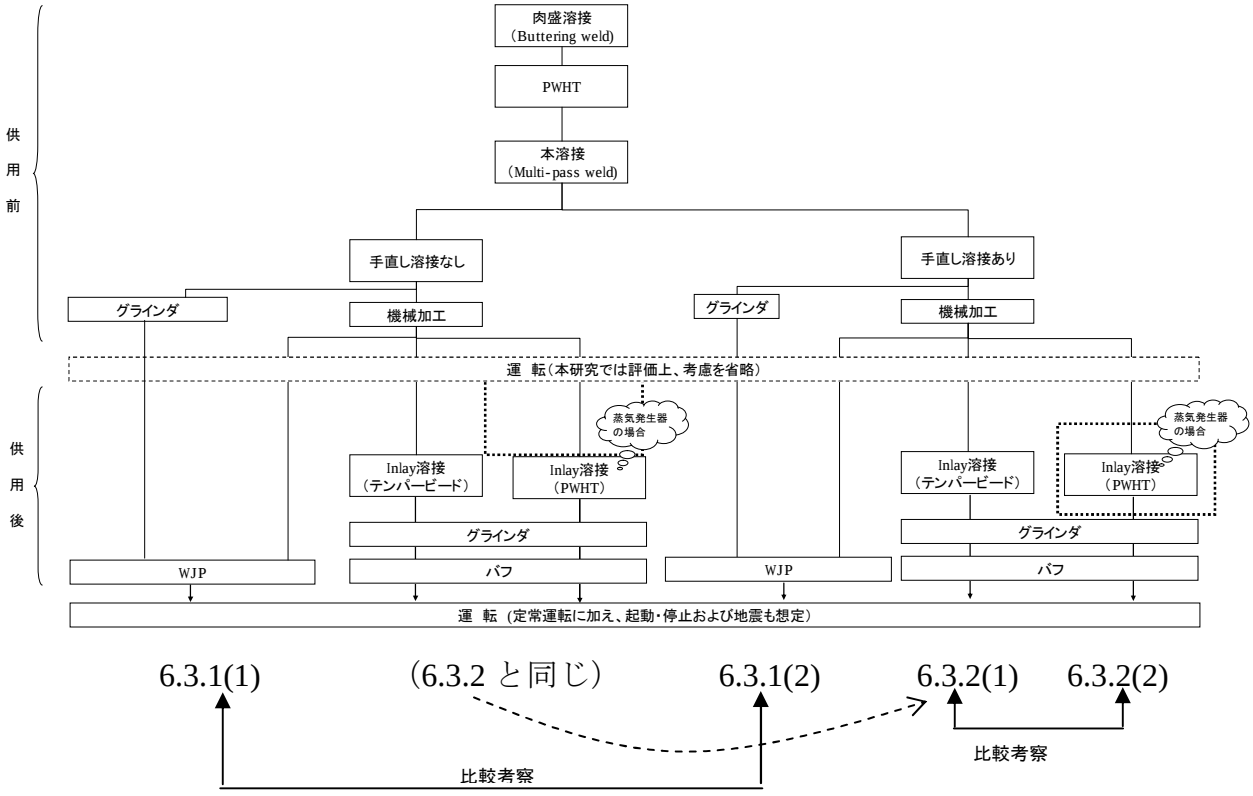
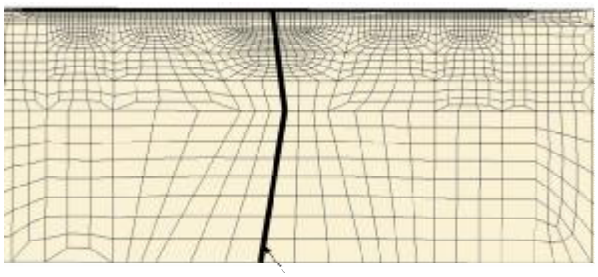


Fig.6-1　　長期信頼性を評価した履歴（Fig.5-3 の一部改訂）



残留応力を示すライン(600 合金中央部)

Fig.6-2　　応力分布を示す箇所

6.3　長期信頼性評価結果

以下に，WJP およびバフ施工に対する長期信頼性評価結果を示す.

研究の目的は，あくまで評価手法の構築であり，評価にあたってクリープ定数を非常に保守的に設定したこと（本来, ごく微小ないしはゼロとなる可能性のあるものを既知の値から線形的に外挿），また，起動停止の回数，運転期間および地震動の大きさにも保守性を含んでいるため，計算結果は実機の状態を直接再現しているものではないが, 今後の保全計画検討にあたっては参考できるものと考えられる.

6.3.1　WJP

(1)　製作時に手直し溶接がない場合の考察

WJP 施工直後，昇温直後，長期運転後，長期運転後の地震経験後の各段階における WJP 施工部位の応力分布を Fig.6-3 から Fig.6-6 に示す.

全体的な応力分布の変化としては，WJP 施工直後（昇温前）は外面側に溶接施工の最終層に起因する引張残留応力が生じていたが，昇温に伴い若干の緩和の様相を呈している．これは，昇温に伴う降伏応力の低下によるものと考えられる．また，長期運転の経過後には，保守的なクリープ定数に起因すると考えられるクリープ作用により，応力分布がフラットに近づき，その後は地震を経ても特段変動していない.

さらに詳細に残留応力分布の変動を確認し考察するため，Fig.6-7 に Fig.6-2 に示したラインにおける応力分布の経時変化を示す.

何れの時点でも 600 合金溶接部（WJP 施工部）表面では圧縮応力が保持されていることが確認され，また，表層の下部は圧縮応力場となっていることから，万一微小な亀裂が生じたとしても進展を加速するものではないと評価できる．これは，今回の計算がクリープ定数 *A,B* が非常に保守的な条件であったことを勘案すれば，今後の合理的な保全計画検討の参考になるものと考えられる．また，WJP 施工直後からプラント起動時の昇温直後にかけて第三章で試評価したもの（Fig.3-19(a)）より，100MPa 程度大きな緩和が見られる．これは，昇温による緩和は同等であったが，内圧負荷による引張応力が作用したことによるものと考えられる．（Table 5-12 より内圧による応力は 101MPa）

なお，全体的な応力分布の変化は，表層部の残留応力緩和に対し，板厚の内部でバランスが取られたこと，内圧負荷および温度上昇が主要因と考えられる.

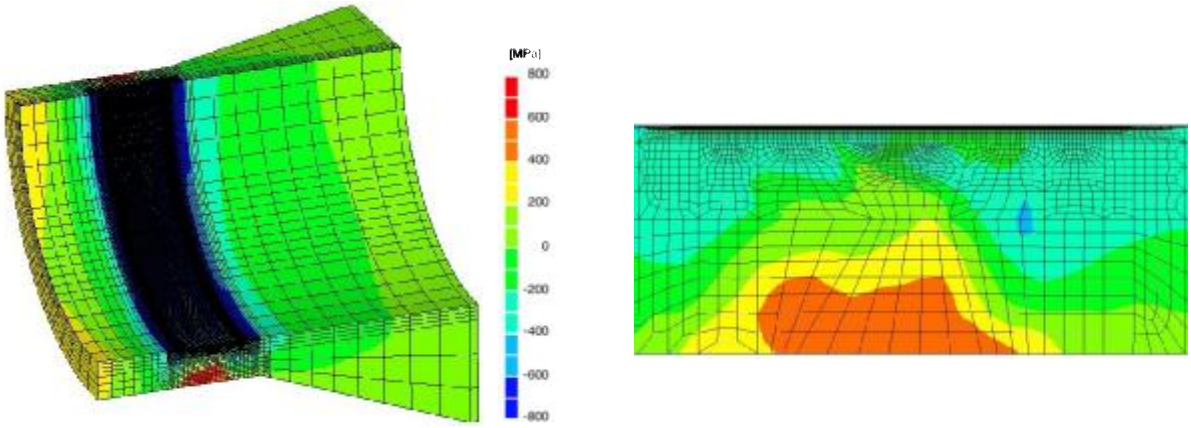
さらに，その後の長期間の運転および起動停止の経験により，全体的に応力分布内で圧縮と引張の差が小さくなり，全体的な応力緩和が認められるが，これは，クリープ定数 *A,B* を非常に保守的に設定したことによる影響が大きいと考えられることから，実機での緩和程度は遥かに小さく，昇温直後に近い残留応力分布が維持されるものと考えられる.

一方，同じクリープ定数 *A,B* を用いて定常的な温度のみを負荷した計算結果である Fig.3-19(a)と Fig.6-7 の昇温直後から長期運転経過後の緩和量を比較すると，Fig.6-7 の方が見かけ上 150MPa 程度緩和量が大きいが，これは，Fig.6-7 の緩和量は内圧負荷による引張応力の作用，および内圧による応力（100MPa 程度）によるものと考えられる．

また，長期間の運転後に地震模擬の荷重を経験した後に，全体的な残留応力分布の引張側への移行は僅かであった．当初，温度上昇により低下した降伏応力に対し，内圧による負荷と地震負荷の重畳により，降伏応力を越えるような応力が負荷されると新たな塑性歪が生じて応力が再配分し，表面の圧縮応力が大きく減少することを懸念したが，その程度は小さかったと評価できる．

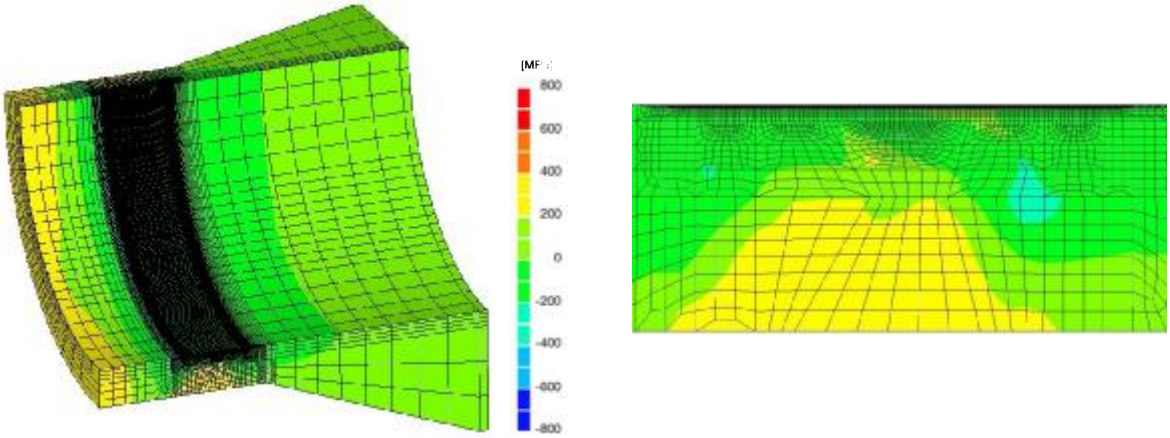
なお，参考として，常温で地震動を与えた結果を Fig.6-8 に示す．60 年運転後に常温まで温度を下げた場合の緑線に対し，20℃一定の状態で地震解析を行った場合（青線)では，殆ど緩和は起こっていない．これに対し，350℃での地震解析後，停止状態とした場合（常温，内圧無し。赤線)に緩和が認められる．すなわち，第二章で考慮すべきとして抽出したとおり，地震荷重が負荷された際に高温であった場合には降伏応力が低下していることから塑性変形が生じ，その後，停止時に応力が再分布して応力緩和は生じたものと評価できる．

本評価結果では，長期間運転後，および長期間運転後に地震を経験しても表面の圧縮応力は確保されており，クリープ定数を保守的に設定したことによる緩和量の保守性を勘案すれば，このような保守的な想定を置いてもピーニング施工部位の長期信頼性に関して懸念は無いものと言え，今後の保全に関する有益な知見が得られたものと考えられる．



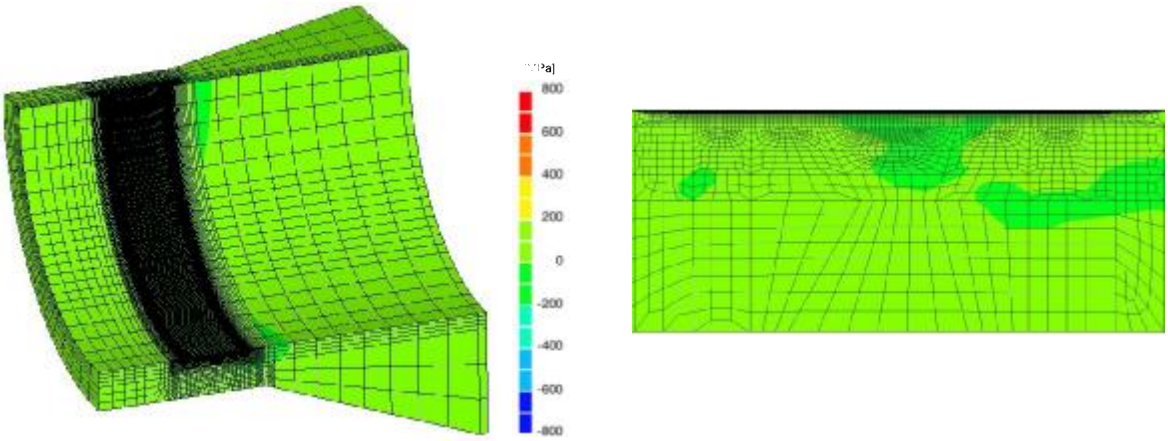
(a) 概観　　(b) 断面

Fig.6-3　　WJP 施工直後の周方向応力分布（残留応力）



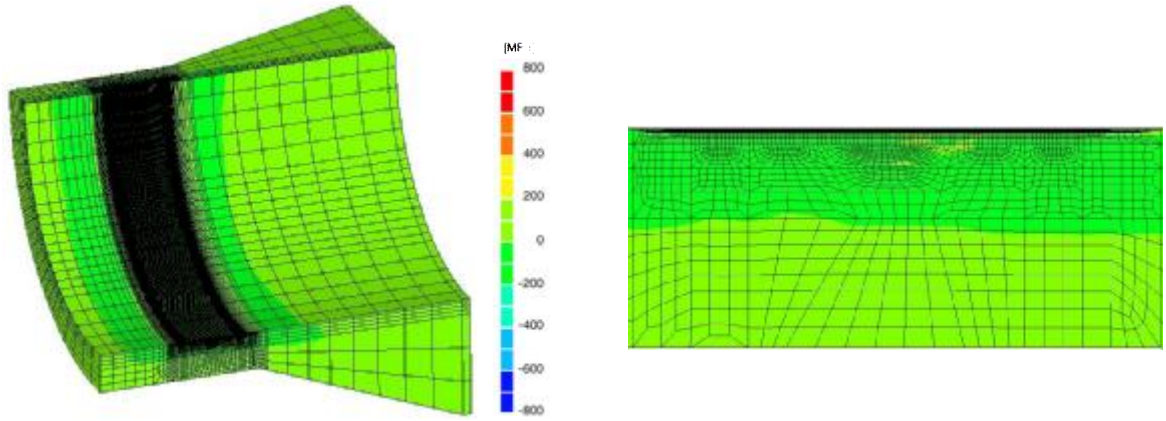
(a) 概観　　(b) 断面

Fig.6-4　　昇温直後の周方向応力分布（WJP 施工部位／運転中）



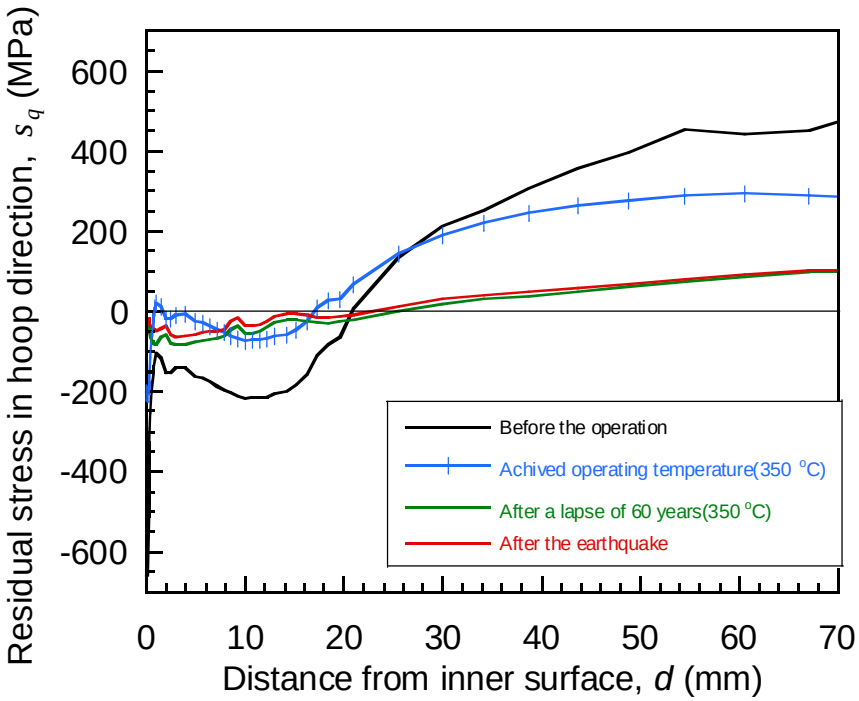
(a) 概観　　(b) 断面

Fig.6-5　　長期運転後の周方向応力分布（WJP 施工部位／運転中）

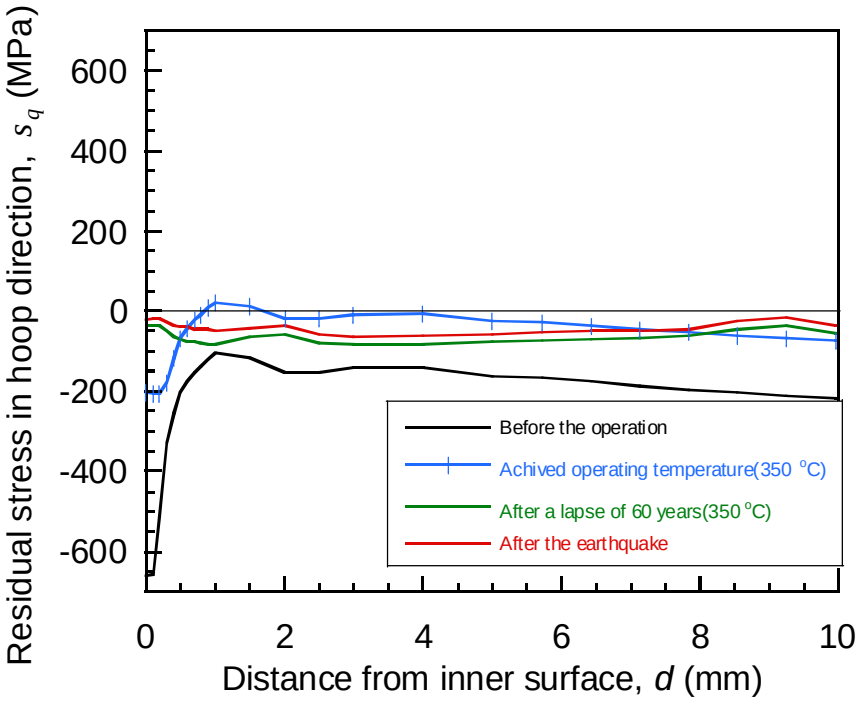


(a) 概観　　(b) 断面

Fig.6-6　　長期運転後に地震を経験した場合の周方向応力分布（WJP 施工部位／運転中）



(a) 板厚全体（内表面から外表面まで）



(b) 内表面付近

Fig.6-7　　WJP を施工した 600 合金部の深さ方向応力分布の経時変化（手直し溶接なし）

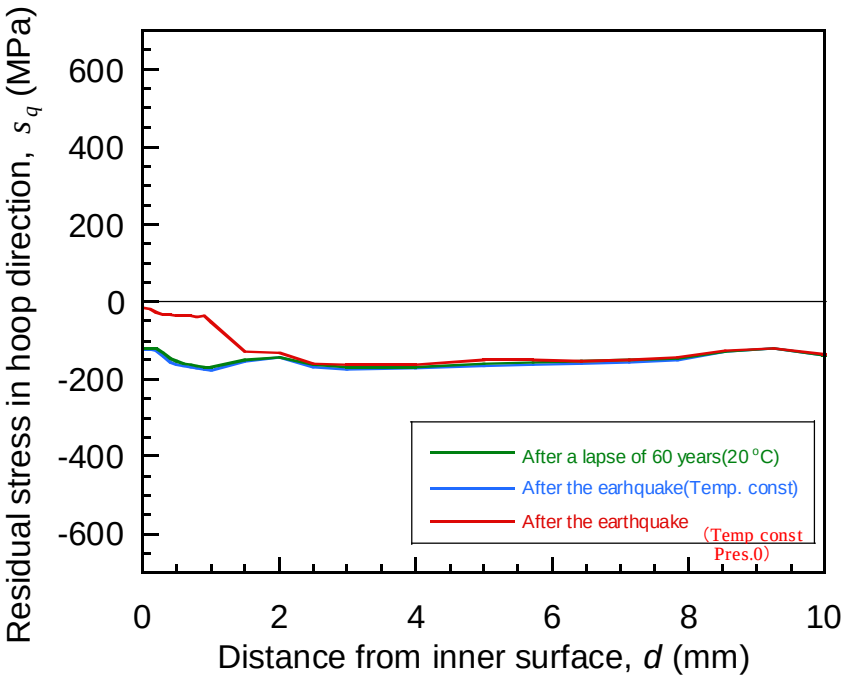


Fig.6-8　　地震時の温度の差による緩和量の差異

(2)　製作時に手直し溶接を経験していた場合の考察

WJP 施工直後，昇温直後，長期運転後，長期運転後の地震経験後の各段階における WJP 施工部位の応力分布を，Fig.6-9 から Fig.6-12 に示す.

全体的な応力分布が(1)項の手直し溶接なしの場合と異なるのは，手直し溶接を付与したことに伴い，WJP 施工直後（昇温前）に引張残留応力の領域が外面側だけでなく内面側にも生じていることであるが，これらは(1)項の手直し溶接なしの場合と同様に昇温に伴い若干緩和されるとともに，長期運転を経てフラットになっていくことがわかる.

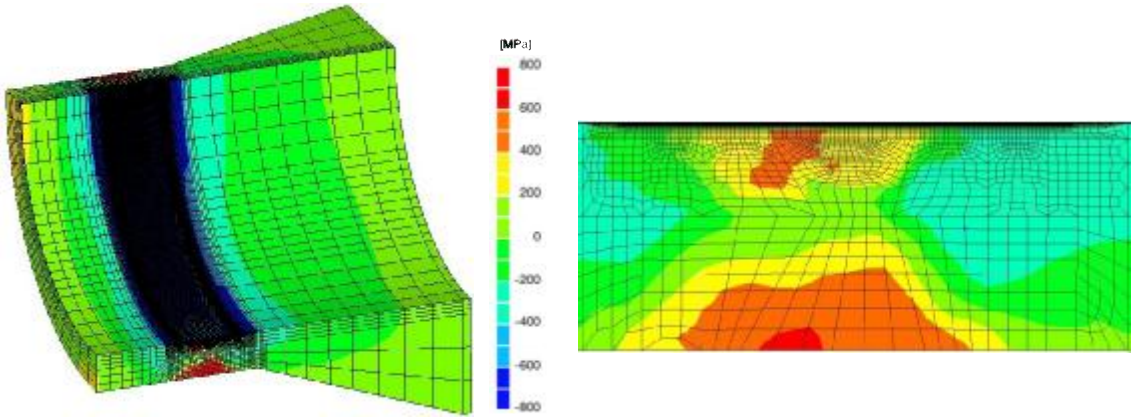
また，Fig.6-2 に示したラインにおける応力分布の経時変化を Fig.6-13 に示す．これについても，(1)項の手直し溶接なしの場合と異なり，長期運転後，および地震を経験した後の 600 合金溶接部（WJP 施工部）表面は，表層部近傍では応力がほぼ 0 となっている．ただし，これは内圧による応力が 100MPa 程度生じることを考慮すれば，地震を経験する前の何れの時点でも圧縮応力は保持されていると考えられる.

これらは，第一章の調査結果より PWSCC の発生閾値が約 300MPa であることを勘案すれば（Fig.1-6），新たに PWSCC が発生することは無く，また表層下部では応力がほぼ 0 であることにより，微小な亀裂が潜在した場合も有意な進展は無いものと評価できる.

本結果は，手直し溶接により圧縮応力層下部に生じた引張残留応力が応力緩和の駆動力として(1)項の手直し溶接なしの場合より大きく作用することから，より大きな応力緩和が生じたものと考えられるが，WJP で付与された圧縮応力が完全に緩和せず，圧縮応力が確保されたことは今後の保全の参考になる大きな成果と考えられる.

なお，各段階の様相の変化に関しては，WJP 施工直後からプラント起動時の昇温直後への全体的なものは，(1)項の手直し溶接なしの場合同様，表層部の応力緩和に対し，板厚の内部でバランスが取られたこと，内圧負荷および温度上昇が主要因と考えられる．その後，長期間の運転および起動停止を経験した後では，(1)の手直し無しの場合（Fig.6-7）よりも全体的に残留応力が緩和し，引張と圧縮の差が殆ど無いフラットに近いものとなっているが，これは，定常状態において手直し溶接に起因する残留応力を駆動力として，応力緩和が進んだものと考えられ，本研究におけるクリープ定数の設定が非常に保守的であることを勘案すれば，実機での緩和程度は遥かに小さく，昇温直後に近い残留応力分布が維持されるものと考えられる．

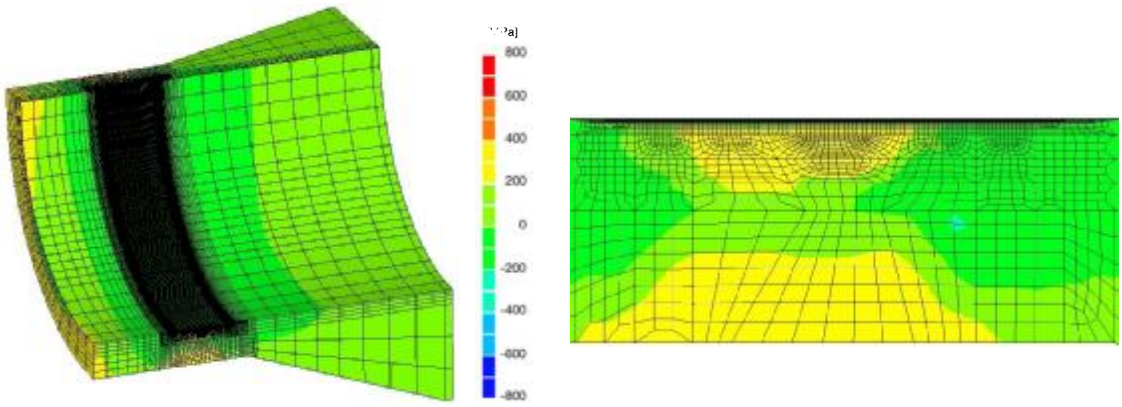
なお，地震の経験による考察は(1)項の手直し溶接なしの場合と同じとなる．



(a) 概観　　(b) 断面

Fig.6-9　　WJP 施工直後の周方向応力分布

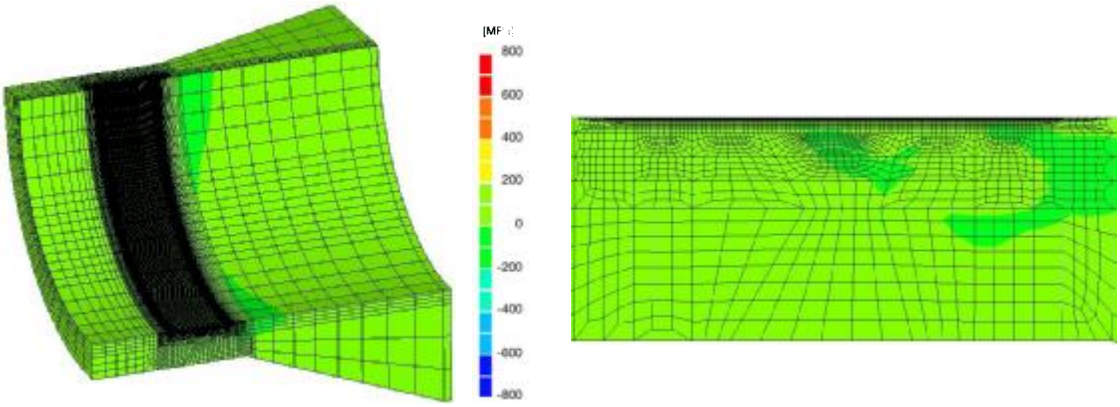
（手直し溶接を経験した溶接部＋WJP／残留応力）



(a) 概観　　(b) 断面

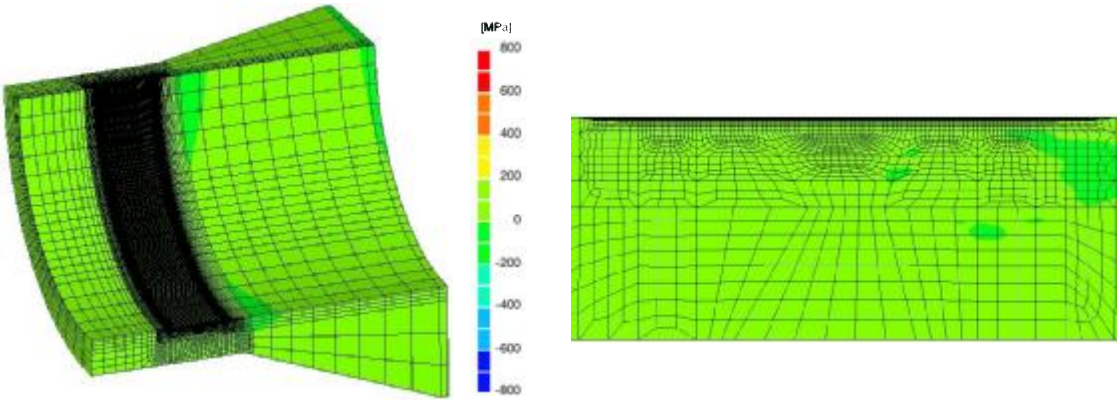
Fig.6-10　　昇温直後の周方向応力分布

（手直し溶接を経験した溶接部＋WJP／運転中）



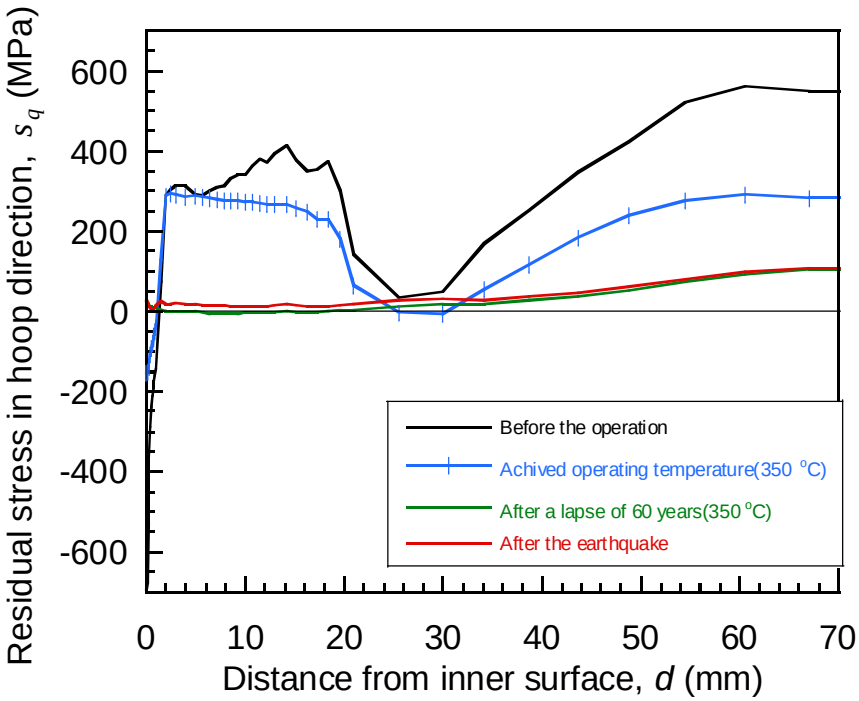
(a) 概観　　(b) 断面

Fig.6-11　　長期運転後の周方向応力分布
（手直し溶接を経験した溶接部＋WJP／運転中）

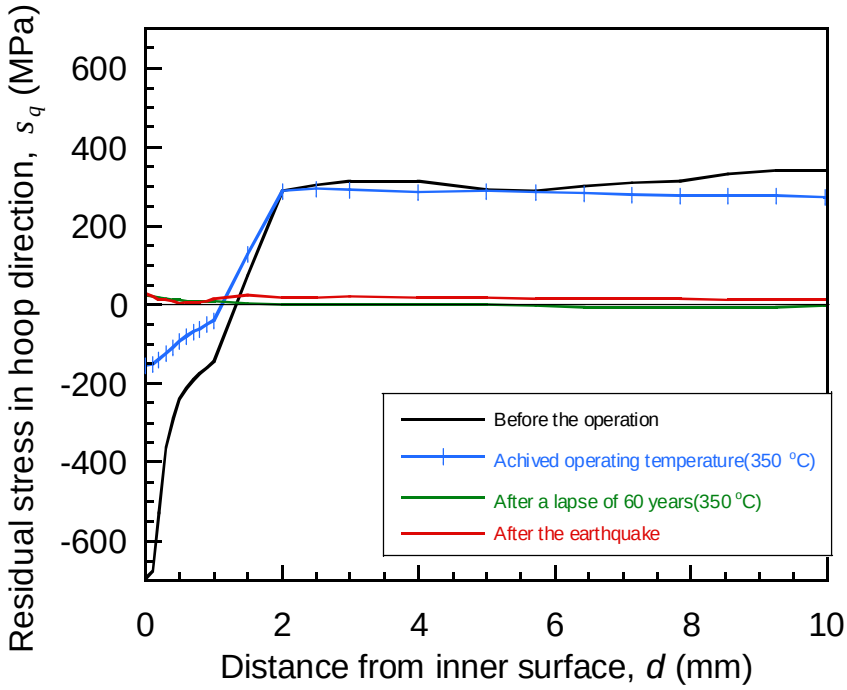


(a) 概観　　(b) 断面

Fig.6-12　　長期運転後に地震を経験した周方向応力分布
（手直し溶接を経験した溶接部＋WJP／運転中）



(a) 板厚全体（内表面から外表面まで）



(b) 内表面付近

Fig.6-13　　WJP を施工した 600 合金部の深さ方向残留応力分布の経時変化（手直し溶接あり）

6.3.2　バフ施工（Inlay 溶接の表面）

(1)　テンパービード溶接で施工した場合の考察

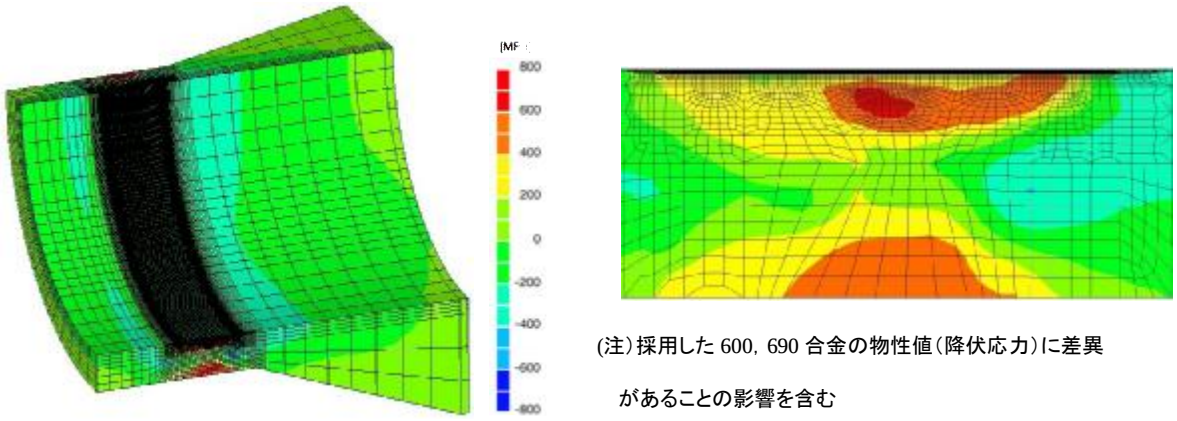
前項同様に，バフ施工直後，長期運転後，長期運転後の地震経験後の各段階におけるバフ施工部位の応力分布を，Fig.6-14 から Fig.6-16 に示す．

Inlay 溶接は手直し溶接と同様に要素の除去，再溶接という施工であることから，応力分布に与える影響は手直し溶接と同傾向であり，Inlay 溶接の方が 6.3.1(2)項の手直し溶接よりも，溶接を施工する範囲が大きいことから，大きな引張応力場が内表面側で生じている．なお，長期運転を経過した後のフラットな応力場は 6.3.1(2)項の場合と同様である．

前項同様，Fig.6-2 に示したラインにおける応力分布の経時変化を Fig.6-17 に示す．690 合金溶接部（バフ施工部）表面が 10MPa 程度の若干の引張応力場，また板厚の内部では 50MPa 程度の引張応力場となっている．ただし，これは内圧による応力が 100MPa 程度生じることを考慮すれば，地震を経験する前の何れの時点でも圧縮応力は保持されているものと考えられる．600 合金の PWSCC の発生閾値は約 300MPa であるが，Inlay 溶接部は PWSCC 対策材の 690 合金であり耐性はより高いことから，新たに PWSCC が発生することは無いと言え，また，微小な亀裂が潜在した場合も，現状の亀裂進展速度の知見に照らせば，有意な進展は無いものと評価できる．

なお，応力分布の変化の挙動は 6.3.1(2)項の手直し溶接有りの場合と同様の傾向である．すなわち，長期運転後には，表層部以外の応力分布はほぼフラットになり，板厚に渡って応力がバランスした状態となっている．これは，Inlay 溶接により生じた引張残留応力により，板厚の内部で引張と圧縮の領域が生じたため, 保守的なクリープ定数設定によりクリープが顕著に生じたものと評価されることから，実機での緩和程度は遥かに小さく，Inlay 施工直後に近い残留応力分布が維持されるものと考えられる．

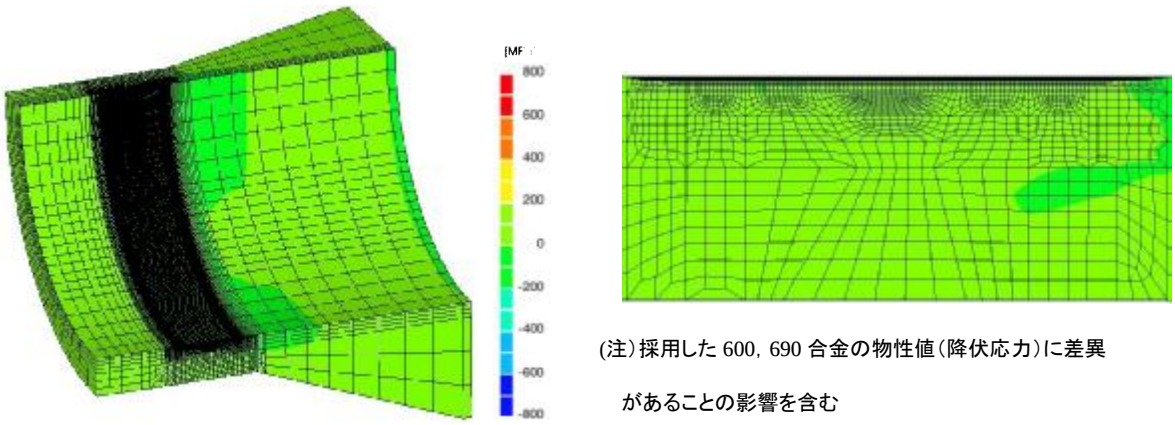
なお，地震の経験による影響も，これまで同様に大きくない．



(a) 概観　　(b) 断面

Fig.6-14　　バフ施工直後の周方向応力分布

（手直し溶接を経験した溶接部にテンパービード溶接で Inlay 施工＋バフ施工／残留応力）

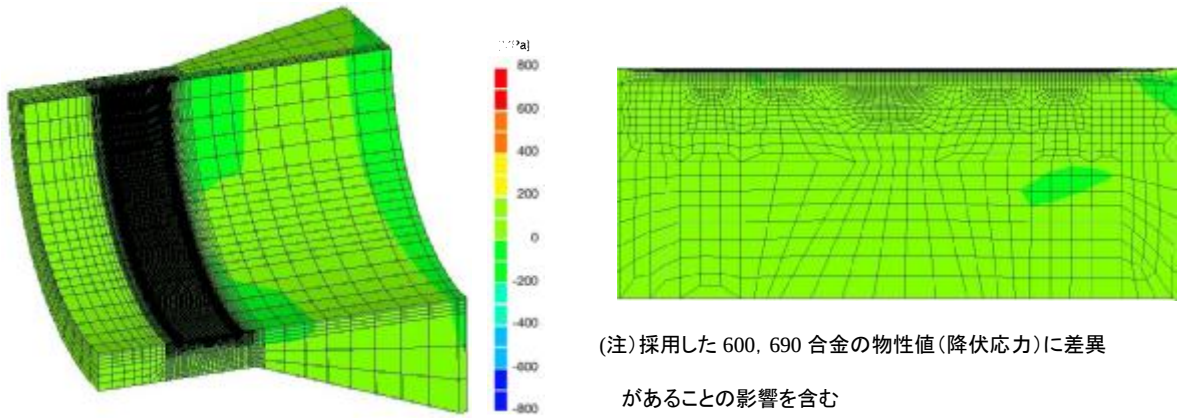


(注）採用した 600，690 合金の物性値（降伏応力）に差異があることの影響を含む

(a) 概観　　(b) 断面

Fig.6-15　　長期運転後の周方向応力分布

（手直し溶接を経験した溶接部にテンパービード溶接で Inlay 溶接施工＋バフ施工／運転中）

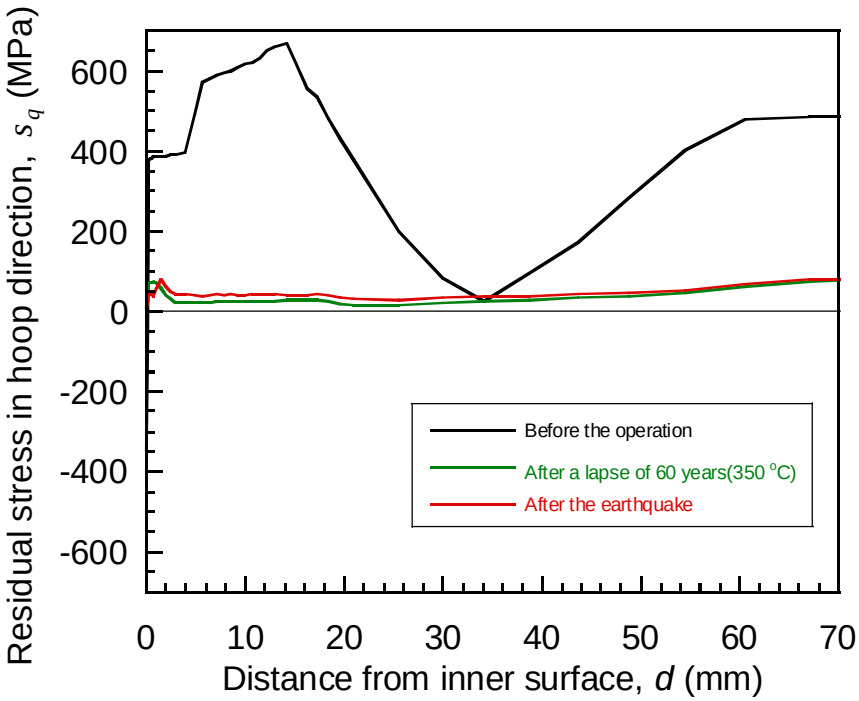


(注）採用した 600，690 合金の物性値（降伏応力）に差異があることの影響を含む

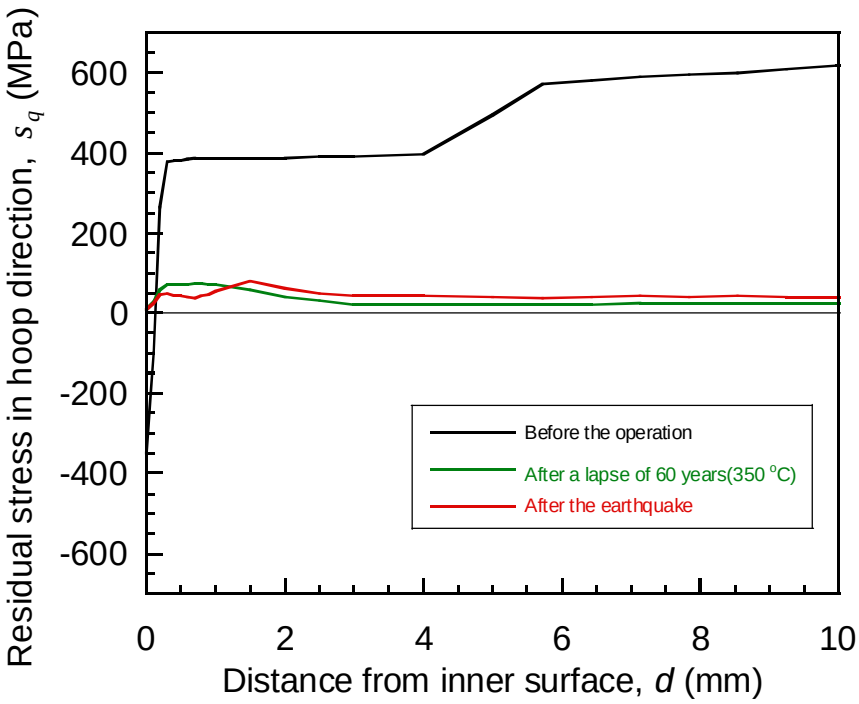
(a) 概観　　(b) 断面

Fig.6-16　　長期運転後に地震を経験した際の周方向応力分布

（手直し溶接を経験した溶接部にテンパービード溶接で Inlay 施工＋バフ施工／運転中）



(a) 板厚全体（内表面から外表面まで）



(b) 内表面付近

Fig.6-17　　バフ施工した 600 合金部の深さ方向応力分布の経時変化
（手直し溶接を経験した溶接部にテンパービード溶接で Inlay 施工＋バフ施工）

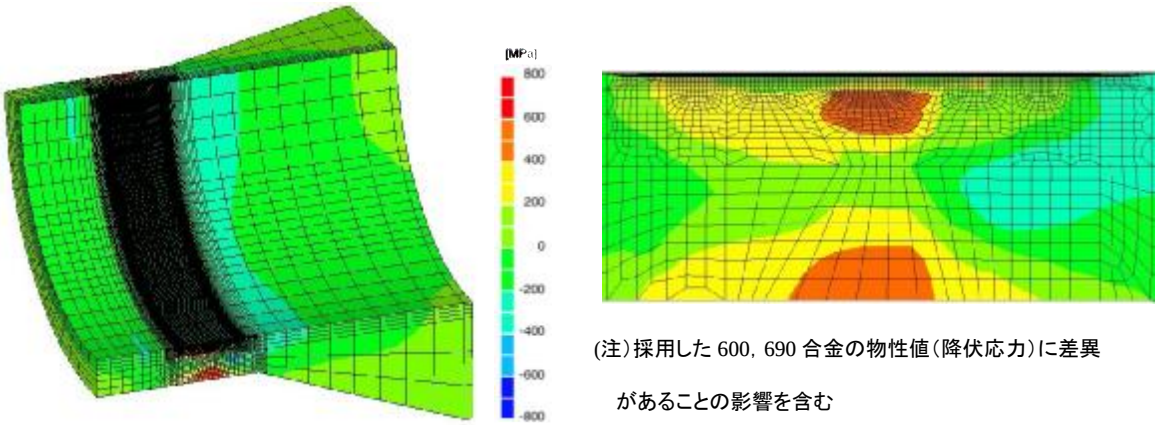
(2)　PWHT を伴って Inlay 施工した場合の考察

バフ施工直後，長期運転後の各段階におけるバフ施工部位の応力分布を，Fig.6-18 および Fig.6-19 に示す．

(1)項の PWHT を実施しない場合に比較すると，バフ施工直後（昇温前）の状態で内外面側ともに引張残留応力場が低減されていることがわかる．一方，長期運転後の様相は(1)項の PWHT を実施しない場合と同様である．

また，Fig.6-2 に示したラインにおける応力分布の経時変化を Fig.6-20 に示す．

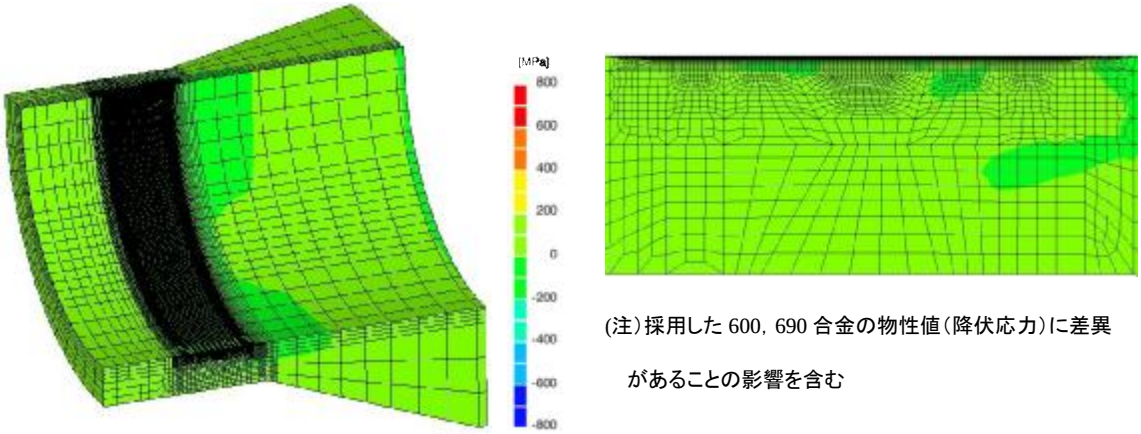
長期運転後の表面の応力は(1)項の PWHT を実施しない場合と同様であり，Inlay 施工後の PWHT 有無によって，バフ施工の信頼性は影響しないことが確認された．一方，PWHT を実施したことにより，Inlay 施工直後の板厚内部の引張残留応力の値は(1)項の PWHT を実施しない場合よりも低くなり，長期運転後の板厚内部の引張，圧縮のバランスについて，内表面近傍の応力分布は，よりフラットとなった．これは，保全の観点からはより望ましい状態であるといえるが，Inlay 施工後の PWHT により引張と圧縮の差が緩和された応力分布が，クリープでよりフラットに近づいたために生じた分布と考えられる．



(a) 概観　　(b) 断面

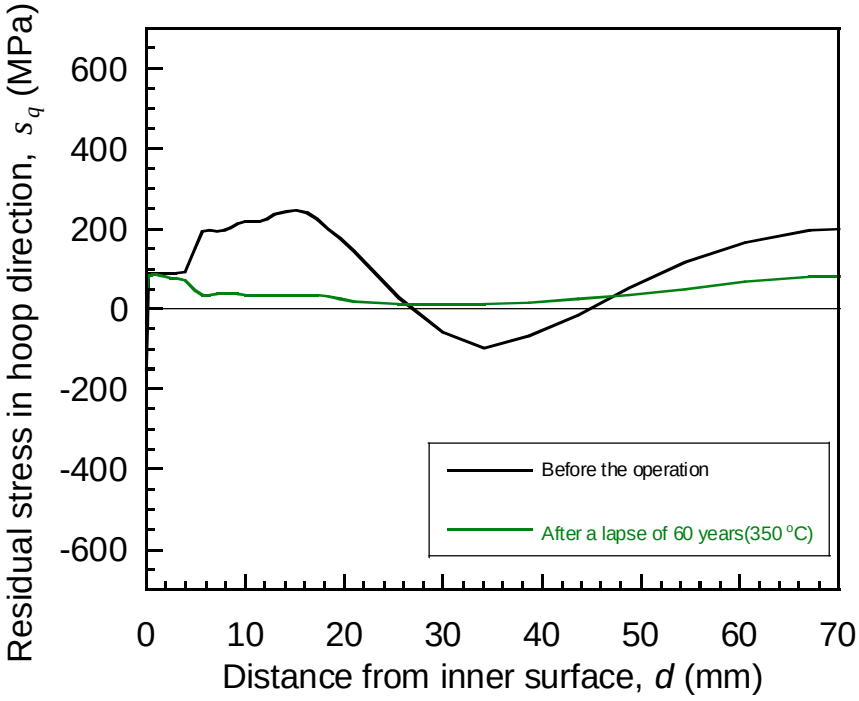
Fig.6-18　　バフ施工直後の周方向応力分布

（手直し溶接を経験した溶接部に PWHT を伴う Inlay 施工＋バフ施工／残留応力）



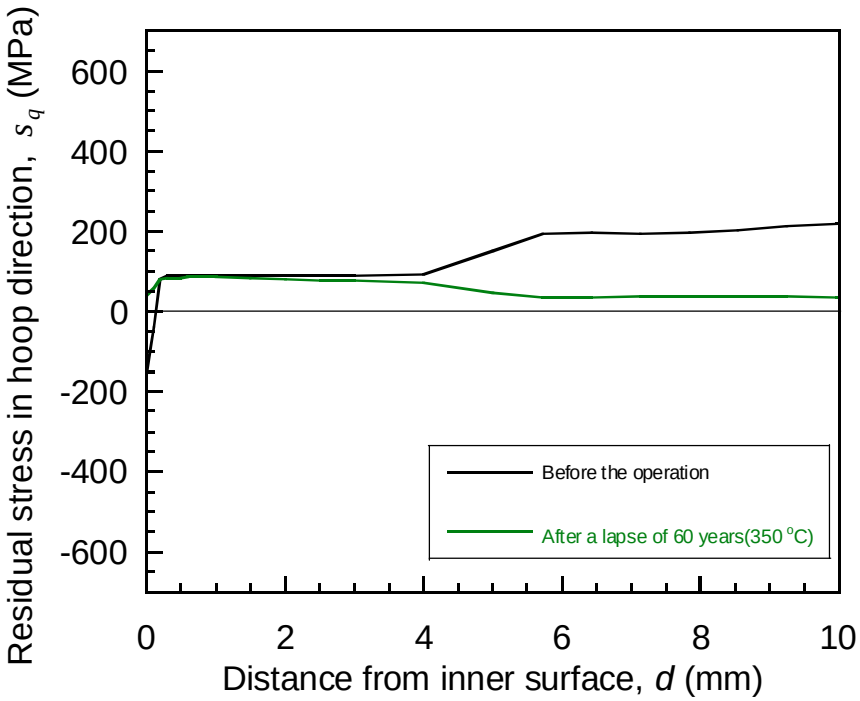
(a) 概観　　(b) 断面

Fig.6-19　長期運転後の応力分布
（手直し溶接を経験した溶接部に PWHT を伴う Inlay 施工＋バフ施工／運転中）



(a) 板厚全体（内表面から外表面まで）

Fig.6-20　バフ施工した 600 合金溶接部の深さ方向応力分布の経時変化
（手直し溶接を経験した溶接部に PWHT を伴う Inlay 溶接施工＋バフ施工）



(b) 内表面付近

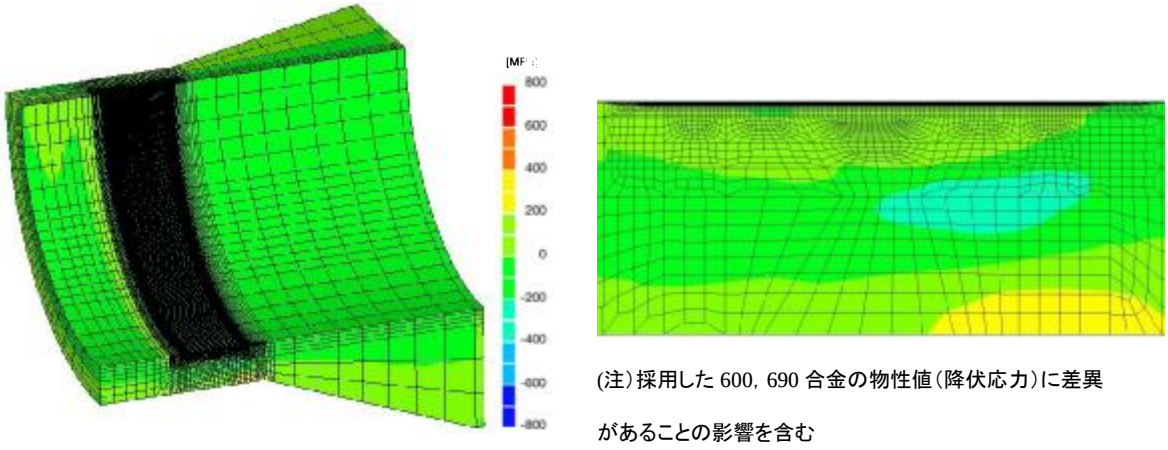
Fig.6-20　　バフ施工した 600 合金溶接部の深さ方向応力分布の経時変化
（手直し溶接を経験した溶接部に PWHT を伴う Inlay 溶接施工＋バフ施工）（Contd.）

(3)　クリープ定数を微小にした場合の考察

上項の結果（PWHT を伴った Inlay 溶接施工）において，圧縮応力の緩和が最大となったが，PWHT を実施しないテンパービード溶接の場合に比べ，圧縮応力層に対する応力緩和の駆動力は小さいことから，クリープ定数 A を微小とした評価についても実施し，既往知見から想定していた結果に対する考察を行った．

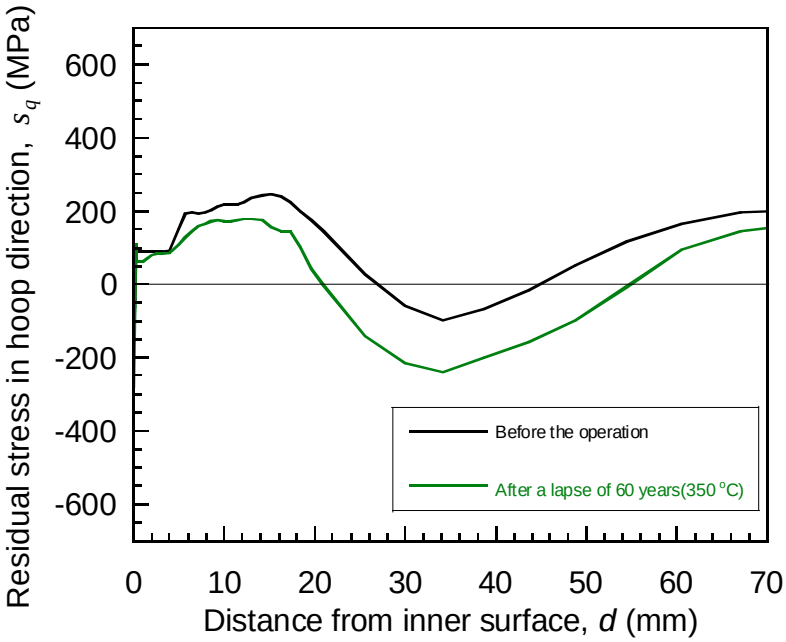
計算結果を，Fig.6-21 に示す．(2)項の結果に比較すると，断面（Fig.6-21(b)）において，応力場に引張と圧縮の差が残存しているのがわかる．

また，Fig.6-2 に示したラインにおける応力分布の経時変化を Fig.6-22 に示す．板厚内部は，ある程度フラットになるものの，表面近傍の圧縮応力は確保されており，既往知見から想定されるとおりの結果である．しかしながら，第一章で述べたように，溶接金属と圧縮応力層の重合構造に関する知見は多くなく，またこれまでの損傷経験から，評価には十分な保守性を含むべきであることから，本結果に安住することなく，このような構造の長期信頼性に関する知見拡充に努めることが必要と考えられる．



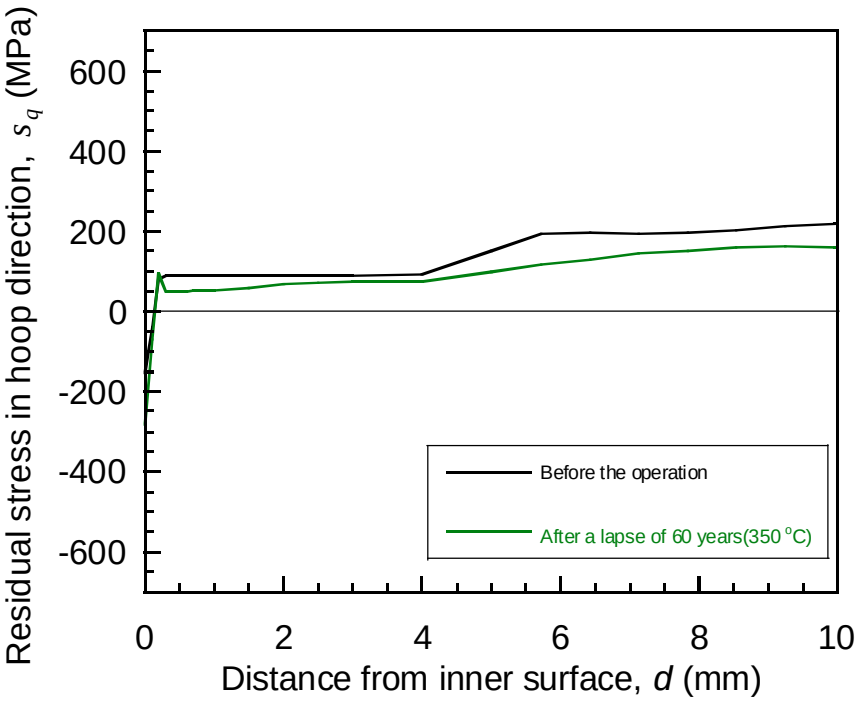
(a) 概観　　(b) 断面

Fig.6-21　長期運転後の応力分布
（手直し溶接を経験した溶接部に PWHT を伴う Inlay 施工＋バフ施工／運転中
ただし，クリープ定数 *A* を微小にしたもの）



(a) 板厚全体（内表面から外表面まで）

Fig.6-22　バフ施工した 600 合金溶接部の深さ方向応力分布の経時変化
（手直し溶接を経験した溶接部に PWHT を伴う Inlay 溶接施工＋バフ施工
ただし，クリープ定数 *A* を微小にしたもの）



(b) 内表面付近

Fig.6-22　バフ施工した 600 合金溶接部の深さ方向応力分布の経時変化
（手直し溶接を経験した溶接部に PWHT を伴う Inlay 溶接施工＋バフ施工
ただし，クリープ定数 *A* を微小にしたもの）（Contd.）

6.4　本研究で構築した手法の有効性の考察

Fig.6-1 で示した複雑かつ多様な製作履歴に対し，低合金鋼，ニッケル基合金，ステンレス鋼の各材料を用いて外径約 900mm，板厚約 80mm の大規模な異材継手試験体を実際に製作し評価を行うことは，このような厚板材料の材料手配だけを考えても一般的には 1 年近い期間を要し，また，開先加工，および溶接等の作業にも同程度の期間を要する．

一方，本研究では計算機シミュレーションを活用することにより，多様な製作履歴を短期間で評価可能とするとともに，これまで確認されてこなかった，薄い圧縮応力層に対する複雑な溶接残留応力分布の影響について考慮することを可能とした．

また，溶接残留応力分布の影響の考慮が可能となったことから，これまでの運転経験による溶接施工の変更の可能性に関する懸念，例えば，手直し溶接を経験した継手では圧縮応力緩和の駆動力となる引張応力場が存在するという懸念を定量的に評価することが可能となった．

なお，本研究では原子炉容器を対象とし，組織回復の挙動やクリープ定数は既存の実験データに

基づいて保守的な評価を行ったが，これらについて，今後の知見拡充に伴い精緻化が実現された場合にも対応が可能なものである．

今後，異なる部位（形状）や異なる応力分布を与える応力改善方策を評価する場合や，組織回復の挙動やクリープ定数をより精緻に設定できる根拠が得られた場合など，本研究で評価した条件以外であっても，モデルを構築すれば速やかに評価可能である．

原子力発電所では応力改善方策により応力腐食割れに対する保全がなされた部位は多いことから，構築した手法の活用の範囲は広がるものと考えられ，プラントの高経年化にあたって，保全対応済みとされる部位の信頼性について，これまで確認されてこなかった範囲を自主的に確認し，安全性を向上していく手法として活用が見込まれるものと考えられる．

6.5 結言

ここでは，前章で整備したモデルや評価条件を用いて原子炉容器管台溶接部の WJP 施工部位の長期信頼性について，実機の製作履歴や運転経験を可能な限り考慮して評価した結果を示すとともに，本研究の目的である合理的な長期信頼性評価手法の有効性を示すことができた．

評価結果としては，クリープ定数の設定，地震動など，保守的な仮定を置いても，長期運転後に表層部の圧縮応力が確保されることが確認されるとともに，地震を経験した場合の応力の緩和挙動に関し，今後の保全計画検討に有益な結果が得られた．

得られた主な結論を以下に示す．

(1) 製作時に手直し溶接を経験していない溶接継手に対し，WJP で付与した圧縮応力についての長期信頼性評価の結果，昇温後，長期運転後，地震経験後の何れの時点でも圧縮が保持されることが確認され，また表層の下部は圧縮応力となっていることから，微小亀裂が生じても進展の加速が想定されないという，今後の合理的な保全計画の参考とできる結果が得られた．なお，運転時における起動停止の影響は殆ど認められない一方で，地震荷重の影響は認められた．比較考察のため，常温で地震動を与える解析を行った結果，地震による応力緩和は，高温時に降伏応力が低下した状態で塑性変形が生じ，停止時に応力が再配分したものと考えられた．

(2) 製作時に手直し溶接を経験していた溶接継手に対し，WJP で付与した圧縮応力についての長期信頼性評価の結果，長期運転後および地震経験後には，表層部近傍で応力がほぼ 0 となることが確認された．これは，運転中内圧が加算されたものであり，圧縮応力は残存している．これは，下部に生じた引張残留応力が応力緩和の駆動力としてより強く作用した結果と考え

られるが，圧縮応力が完全に緩和していないことは，今後の合理的な保全計画の参考とできる．

(3) バフ施工により Inlay 溶接の表面に導入された圧縮応力についての長期信頼性評価の結果，長期運転後，地震経験後には，圧縮応力は残存するものの，運転中内圧を加算すれば表層部で若干の引張応力, 表層下部から板厚の内部で 50MPa 程度の応力となることが確認された．これは，Inlay 溶接は手直し溶接と同様の再溶接であり，施工範囲が(2)のケースで想定したものよりも大きいことから，圧縮応力下部に生じた引張残留応力が応力緩和の駆動力としてより大きく作用した結果と考えられる．本結果に関しては，Inlay 溶接で使用される 690 合金が 600 合金より耐食性が高く PWSCC 発生閾値もより高いことを考えれば問題ないものと評価される．また，Inlay 溶接に際し，PWHT を施工したものでも，表層部の応力の経時変化の傾向は同様であり，Inlay 溶接の PWHT 有無はバフ施工により導入される圧縮応力に影響しないことが確認された．

(4) ここまでの 3 項の評価は，安全側の保全検討に資するためにクリープ定数を保守的に設定したことにより，大きな保守性を含んだ結果となっていることから，クリープ定数を既往の知見に基づき微小な値（1×10^{-100}）とした評価を行った．内表面の圧縮応力の緩和が最も大きかった，PWHT を伴った Inlay 溶接の表面にバフ施工により導入された圧縮応力に対して評価を行った結果，板厚内部の応力分布は引張と圧縮の差が小さくなるものの，表面の圧縮応力が確保されることが確認できた．

第七章　総括

本研究では，応力改善された部位の長期信頼性評価に際し，実機相当の継手形状を模擬した計算機シミュレーションにより，薄い圧縮応力層に対する下部の溶接残留応力の影響，および供用状態の影響を考慮できる手法を構築した．また，計算機シミュレーションを用いることで，一旦継手形状のモデルを構築しておけば，付与された歪量，残留応力分布，荷重，クリープの程度等のバリエーションに対して効率的に評価可能となり，従来確認されてこなかった範囲を超える条件に対しても合理的に評価を行うことを可能とした．

以下に研究の成果を概説するとともに，今後の課題を示す．

第一章では，本研究の動機と目的を纏めた．

原子力発電所の主要機器の保全の中で PWSCC への対応としてピーニングやバフ施工といった表面加工により残留応力改善を行った部位に対し，高経年化による長期供用を念頭に置き，従来確認されてきた範囲を超える範囲までプロアクティブに検討した際には「薄い圧縮応力層（表面の加工層）」の長期信頼性評価への取り組みが必要であることを挙げた．すなわち，薄い加工層の圧縮応力が緩和すれば，表面に微小な割れは潜在する可能性は否定できないことから，割れを懸念した監視を行う必要が生じる．このような懸念の評価にあたり，国内外の取り組み状況も鑑み，計算機シミュレーションを活用して合理的に評価するアプローチを提案し，本研究の目的とした．

第二章では，今後の検討に資するため，切削加工や研磨といった表面加工と，これによる塑性歪，残留応力の関係や原子力発電所への適用に関連する既往の知見を纏めるとともに，応力改善技術の長期信頼性立証という観点で実施された試験の成果等を纏め，本研究で考慮すべき事項を抽出した．その結果，以下のような結論が得られた．

(1) WJP で付与した圧縮応力については，昇温時のごく初期に緩和が認められる傾向があり，長期信頼性評価にあたって考慮が必要である．このような現象は，組織の回復によるものとして速度論による整理が可能である．

(2) 同じく WJP について，弾性範囲であっても繰り返し荷重を与えた場合に表面の圧縮応力が緩和する可能性がある．また，降伏応力を超えた荷重を負荷した場合には，表面の圧縮応力が緩和する．これは，内部の引張残留応力領域の塑性変形に起因すると考えられており，この観点からも，内部の引張残留応力（溶接残留応力）の考慮は重要である．

第三章では，アプローチの具体化に関し，評価の対象となる薄い表面加工層の全歪量の分布の設定，組織回復の影響の考慮，引張荷重の影響の考慮に関する方法を検討するとともに，クリープ則を用いるにあたってのクリープ定数の設定について考え方を整理した．また，単純形状試験体による試験を行い，組織回復に関する金属組織的検討，および構築した手法の妥当性確認を行った．さらに，小規模な実機模擬モデルを試評価することにより，手法の有効性を確認した．その結果，以下のような結論が得られた．

(1) 圧縮応力層における全歪量の分布の設定は，実用性および合理性を勘案し，評価の精度が確保されることを前提に既知の応力分布から歪量を計算し設定する方法とした．また，組織回復の影響による昇温初期の応力緩和はアレニウス則を用いてプラント起動時点で考慮することとした．さらに，クリープ定数は，既存のデータを外挿することにより，保守的な保全計画検討に資するものとした．

(2) リング状の単純形状試験体を用いて熱時効試験を行い，バフ施工，WJP について圧縮応力の緩和程度を確認するとともに金属組織観察を行った．WJP を施工した試験体では 350℃-24 時間の時効後に若干の緩和が認められたが，ともに長期的には圧縮応力は安定であった．なお，バフ施工については初期の応力緩和も認められていない．また，EBSD を用いて KAM 値を算出することにより金属組織観察を行った結果，機械加工により表面に導入された強度の塑性歪の時効による挙動が応力緩和の挙動と関連するものと考えられる結果が得られた．本結果に鑑み，本研究で構築する評価手法ではバフ施工については回復挙動を考慮しないこととした．
また，この試験体について，提案した手法で解析を実施し，計測結果と解析結果がよい一致を見せることを確認した．

第四章では，長期信頼性評価の条件の中で重要なものである溶接残留応力について，溶接施工の乱れが残留応力分布に与える影響の程度を評価し，実機溶接部で経験した，手直し溶接等による大きな引張残留応力の考慮を可能とした．また，本章の検討から，溶接残留応力の観点から溶接施工時に肝要となる事項を抽出した．その結果，以下のような結論が得られた．

(1) 評価の対象となる形状として，PWR の一次系の中口径配管の溶接部を選定し，有限要素法による残留応力解析を実施した．溶接施工の変更として，入熱の変動（±10%），積層方法の変更（8layer20pass を 10layer15pass または 8layer11pass へ），および手直し溶接（初層および最終層）を考慮した解析の結果，±10%程度の入熱変動では残留応力分布に及ぼす影響は殆ど無いことが確認された．また，積層方法の変更に関しては，1pass あたりの入熱がより

大きい，8layer11pass のもの（1pass あたりの入熱は約 2 倍）では，板厚を通じて引張の周方向応力が支配する状況となった．一方，1pass あたりの入熱増が約 35%の 10layer15pass では大きな変化は見られなかった．なお，軸方向応力については，ともに引張が支配する状況とはならなかった．

また，手直し溶接を実施した場合の解析結果では，初層，最終層とも入熱を当初の施工と同じとしたものは，応力分布に大きな影響はなかった．一方，最終層に対し，入熱を 2 倍としたものは，板厚を通じて引張の周方向応力が支配し，軸方向応力については板厚の中程の圧縮応力領域が減少する状況となった．

(2) 本章で実施した解析結果より，積層を計画通り実施したにも関わらず，最終層で大規模な入熱を与えた場合の残留応力変動は著しいという知見が得られ，最終層溶接時の入熱が残留応力に寄与する可能性に留意すべきという提言が得られた．

第五章では，実機の応力改善部位の長期信頼性を評価するためのモデル，条件等の整備を行った．

モデルの整備にあたっては，実機の製作履歴，および運転中の経験を考慮することとし，実機の原子炉容器と同様の開先形状のモデルを用いて，製作時の溶接，熱処理の条件，手直し溶接，WJP，バフ施工，Inlay 溶接等の各履歴に対する残留応力分布解析を行った．

また，WJP，バフ施工により付与される圧縮応力に関し，実験データを基に導入される歪を計算し，長期信頼性評価対象として設定するとともに，評価条件として考慮する地震荷重を含む運転中荷重（引張荷重）を設定した．その結果，以下のような結論が得られた．

(1) 実機と同様の溶接条件，PWHT 条件，および想定した手直し溶接に対し，残留応力分布解析を行った結果，手直し溶接を行った管台溶接部内表面で圧縮であった溶接残留応力場に 800MPa を超える引張残留応力が生じることが確認された．さらに Inlay 溶接に伴う残留応力解析を実施し，製作時の手直し溶接有無が，Inlay 溶接後の管台内表面近傍の残留応力分布に影響のないことを確認した．また，第三章で検討した，組織回復および地震荷重を含む運転中荷重の影響について，考慮の方法を決定した．

第六章では，整備したモデルや評価条件を用いて，原子炉容器管台溶接部の WJP およびバフ施工による応力改善部位の長期信頼性評価を行った．

評価はクリープ定数を保守的な設定として行ったが，手直し溶接や Inlay 溶接により圧縮応力層の下部に引張応力場が構成された場合であっても，溶接部表面近傍は引張応力が卓越するに至らず，応力改善部位の長期信頼性が確認された．その結果，以下のような結論が得られた．

(1) WJP で付与された圧縮応力についての長期信頼性評価の結果, 製作時に手直し溶接を経験していない溶接継手では，昇温後，長期運転後，地震経験後の何れの時点でも圧縮が保持されることが確認され，また表層の下部は圧縮応力となっていることから，微小亀裂が生じても進展の加速はなく，今後の合理的な保全計画の参考とできる結果が得られた．また，製作時に手直し溶接を経験していた溶接継手では，圧縮応力についての長期信頼性の評価の結果，長期運転後，地震経験後には，表層部近傍の応力が 0 となることが確認された．

(2) バフ施工により Inlay 溶接の表面に付与された圧縮応力についての長期信頼性評価の結果，長期運転後，地震経験後には，圧縮応力は残存するものの，運転中内圧を加算すれば表層部で若干の引張応力，表層下部から板厚の内部で数十 MPa 程度の引張応力場となることが確認された．これは，Inlay 溶接は手直し溶接と同様の再溶接であり，施工範囲が手直し溶接で想定したものよりも大きいことから, 圧縮応力下部に生じた引張残留応力が応力緩和の駆動力としてより大きく作用した結果と考えられる．本結果に関しては，Inlay 溶接で使用される 690 合金が 600 合金より耐食性が高く PWSCC 発生閾値もより高いことを考えれば問題ないものと評価される．また，Inlay 溶接に際し，PWHT を施工したものでも，表層部の応力の経時変化の傾向は同様であり，Inlay 溶接の PWHT 有無はバフ施工により導入される圧縮応力に影響しないことが確認された．なお，本章の評価は，安全側の保全検討に資するためにクリープ定数を保守的に設定したことにより, 大きな保守性を含んだ結果となっていることから，クリープ定数を微小な値とした場合についても評価を行い，表面の圧縮応力が確保されることが確認した．

以上のように，本研究では，ピーニング等の表面加工により応力改善された部位の長期信頼性評価を行うにあたり，計算機シミュレーションにより，製作時の履歴や供用状態の影響を合理的に考慮できる手法を構築した．評価においては，パラメータに非常に保守的な仮定を置き，また，手直し溶接による引張応力場を仮定しても, ピーニング等で保全された部位の長期信頼性を確認することができた．

本研究の評価は種々の仮定を置いていることから, 長期間運転後の評価結果として得られた応力場に対し絶対値で議論することは適切でないかもしれないが，応力場の緩和の傾向については，今後の保全の参考になり，「安全性を向上させるための評価」において，最新知見を反映した評価として活用できるものと考えられる．

一方，本研究を通じて明らかになった，今後検討すべき事項についても纏める．

まず，本研究では，金属組織的な検討は基礎的なデータ取得に留めたが，運転時における表層部組織の挙動についてはデータを拡充する必要があると考える．

すなわち，本研究の動機の一つでもある，表面加工で保全された薄い表面加工層と下部の多層盛溶接金属層の二層構造が加熱された際の組織変動について検討を深める必要があると考えられる．これにより，今後の表面加工時における留意事項が得られるものと考えられる．

また，クリープ定数に関しては，高温（550℃以上）において取得されていた値を外挿して設定したため，評価結果における溶接残留応力の大きな緩和に繋がった．これに対し，PWR の運転温度（約 330℃）そのもののクリープ定数を計測することは困難であるが，より低温でのデータを拡充することは，溶接部の経年変化を論じるにも有効と考えられる．有効なデータが得られれば，例えば，長期間供用された原子炉容器の脆性破壊の耐性に関する評価に活用できる可能性も生じる．

さらに，最大の課題は，本研究のようなアプローチの公知化である．

これまで，原子力発電所機器の高経年化技術評価をはじめ，構造物の長期信頼性評価は，単純形状の試験片による材料試験，あるいは形状を縮約した実機模擬試験体による再現試験の結果を基に実施されてきたが，これらにより基礎データが蓄積され，また，国内外で類似の取り組みが活発化しつつある現状であれば，計算機シミュレーションによる評価結果にも一定の評価精度が期待できる．

しかしながら，万一の損傷時に甚大な影響のある原子力発電所の主要機器に関し，完全に計算機シミュレーションによる評価のみで信頼性を確認し，かつ公衆を含めた関係者の理解を得られる段階ではないことから，これらの実現に向けて，先に述べた基礎データの拡充とともに評価実績を積み重ねていくことが必要である．

したがって，今後は，実験と計算機シミュレーションを組み合わせて評価していたケースについて，計算機シミュレーションの割合を拡大する，あるいは機器の重要度に応じてシミュレーションのみによる評価を導入していくことで評価実績を蓄積し，より合理的な保全活動を実現していくべきと考えられる．

このような活動を充実することにより，原子力発電の関係者の限りある人的，時間的および経済的資源の活用がより合理的なものとなり，安全性の向上に向けて，より効果的な資源投入が実現できるものと考え，本研究以降の取り組みの方向性としたい．

謝辞

本論文にまとめた研究は, 大阪大学　大学院工学研究科　マテリアル生産科学専攻　溶接保全共同研究講座において，望月正人　教授の下で行ったものです．望月正人　教授には，同講座の招へい研究員として本研究を遂行するにあたり，懇切丁寧なご指導，ご鞭撻を賜りました．

大阪大学　接合科学研究所　村川英一　教授, 大阪大学　大学院工学研究科　マテリアル生産科学専攻　藤本愼司　教授, 大阪大学　大学院工学研究科　マテリアル生産科学専攻　才田一幸　教授には副査をお引き受け頂き, 本論文を完成させるにあたって貴重なご意見ならびに有益なご討論を頂きました．

本研究は, 大阪大学　大学院工学研究科と関西電力株式会社との共同研究講座である溶接保全共同研究講座の成果を取り纏めたものであり，研究の遂行にあたり，大阪大学　大学院工学研究科　マテリアル生産科学専攻　西本和俊　招へい教授（福井工業大学　工学部　原子力技術応用工学科　教授，大阪大学　名誉教授），大阪大学　大学院工学研究科　マテリアル生産科学専攻　岡野成威　特任助教，大阪大学　大学院工学研究科　マテリアル生産科学専攻　Yu Lina　特任講師，大阪大学　大学院工学研究科　マテリアル生産科学専攻　伊原涼平　特任助教, 大阪大学　大学院工学研究科　マテリアル生産科学専攻　亀山雅司　招へい准教授には研究の計画から実施, 結果の考察等, 研究に関する様々な事項に関して丁寧なご指導，ご助言を頂きました．また，大阪大学　大学院工学研究科　マテリアル生産科学専攻　三上欣希　助教, 大阪大学　大学院工学研究科　マテリアル生産科学専攻　村上寛企　氏をはじめとするマテリアル生産科学専攻　生産科学コース　プロセスメカニックス領域の関係各位にも多大なご支援とご協力を頂きました．

さらに，本論文はPWRの保全に深く関わっており，その製造者である三菱重工業株式会社の各位には，関係の知識をご教示頂く等，多大なご支援とご協力を頂きました．原子力事業本部　原子力製造総括部　原子力機器設計部　小山幸司　主幹, 原子力事業本部　原子力製造統括部　原子力保全技術部　保全技術開発課　沖村浩司　課長，技術統括本部　高砂研究所　原子力技術統括室　豊田真彦　主席研究員には溶接保全共同研究講座にもご出席頂き, 貴重なご意見ならびに有益なご討論を頂くとともに, 原子力事業本部　原子力技術部　技術基盤課　佐藤知伸　主席技師（前　原子力製造総括部　原子力機器設計部　機器設計課　主席技師），技術統括本部 高砂研究所　構造研究室　小川直輝　主任研究員からは，本研究の計画や結果の考察等に対し，貴重なご助言とご協力を賜りました．

また, 本研究に取り組む機会を与えて下さった関西電力株式会社　東京支社　副支社長　千種直樹　博士, 美浜発電所　副所長　平野伸朗　博士（前　原子力事業本部　原子力発電部門　原子力保全担当部長），ならびに本研究に取り組むにあたり，大阪大学　大学院工学研究科　マテリアル生産科学専攻　溶接保全共同研究講座の招へい研究員就任をご了承いただいた, 大阪北支店　高杉政博　支店長（前　原子燃料サイクル室　室長），原子燃料サイクル室　大塚茂樹　室長，原子力

事業本部　原子燃料部門　大濱稔浩　原子燃料部長（前　原子燃料サイクル室　原子燃料サイクル部長），原子燃料サイクル室　仙藤敏和　原子燃料サイクル部長，原子燃料サイクル室　業務グループ　白崎秀和　チーフマネジャー，原子燃料サイクル室　業務グループ　野村友典　マネジャー，また，本研究への取り組みへのご理解を頂いた原子燃料サイクル室　業務グループの各位には心から感謝の意を表します．

また，溶接保全共同研究講座を所管する原子力事業本部　機械設備グループの関係各位にも，貴重なご協力を賜りました．

本論文は，以上の方々のみならず，お名前を挙げることができなかった方々を含む，多くの方々のご支援，ご協力によって完成させることができたものであり，ここに心から感謝の意を表します．

最後に，日々の業務と並行して本論文を取り纏めることができたのは，ひとえに家族の理解と支援によるものであることを記しておきます．

平成 25 年 7 月

瀬良　健彦

研究業績

［査読付き原著論文］

(１) H. Murakami, S. Okano, M. Kameyama, T. Sera and M. Mochizuki, “Numerical Model of Multi-pass Repair Process by Temper Bead Welding,” Quarterly Journal of Japan Welding Society, Vol. 31, No. 2 (2013) 掲載可・印刷中

(２) 瀬良健彦，平野伸朗，千種直樹，岡野成威，望月正人，西本和俊，“溶接施工の乱れや手直し溶接が残留応力分布に及ぼす変動程度の評価”，保全学，Vol.11, No.4 (2013) 98-104.

(３) T. Sera, S. Hirano, N. Chigusa, S. Okano, K. Saida, M. Mochizuki and K. Nishimoto, “Long-term Reliability of Improvement of Residual Stresses by Preventive Maintenance using Surface Finishing”, Quarterly Journal of Japan Welding Society, Vol. 31, No. 2 (2013) PT-60.

(４) L. Yu, M. Sasa, K. Ohnishi, M. Kameyama, S. Hirano, N. Chigusa, T. Sera, K. Saida, M. Mochizuki, and K. Nishimoto, “Neural network based toughness prediction in HAZ of low alloy steel produced by temper bead welding repair technology”, Science and Technology of Welding and Joining, Vol.18, No.2 (2013) 120-134.

(５) 瀬良健彦，平野伸朗，千種直樹，岡野成威，才田一幸，望月正人，西本和俊，“表面加工による残留応力改善の長期信頼性評価について”，保全学，Vol.11, No.3 (2012) 79-85.

(６) 平野伸朗，瀬良健彦，千種直樹，于麗娜，望月正人，西本和俊，“原子力発電所における新溶接補修技術の迅速な適用プロセスの検討”，保全学，Vol.10, No.1 (2011) 35-43.

(７) 平野伸朗，瀬良健彦，千種直樹，沖村浩司，西本和俊，“原子力発電所における新保全技術としてのテンパービード工法の開発・適用”，保全学，Vol. 9, No.4　(2011) 68-75.

(８) 浅田義浩，徳久貴一，高次正弥，黒川政秋，川田かよ子，平野伸朗，瀬良健彦，“PWR容器の異種金属溶接部ECT検査手法の開発”，保全学，Vol.6, No.4 (2008) 38-43.