

平成28年度

文部科学省 国家課題対応型研究開発推進事業  
英知を結集した原子力科学技術・人材育成推進事業

原子力発電機器における応力改善工法の  
長期安全性評価のための基盤技術開発

成果報告書

平成29年3月

国立研究開発法人日本原子力研究開発機構

本報告書は、文部科学省の英知を結集した原子力科学技術・人材育成推進事業による委託業務として、国立研究開発法人日本原子力研究開発機構が実施した平成26－28年度「原子力発電機器における応力改善工法の長期安全性評価のための基盤技術開発」の成果を取りまとめたものです。

# 目次

概略	vii
1. はじめに	1
2. 業務計画	2
2.1 全体計画	2
3. 平成26～28年度の実施内容及び成果	4
3.1 実機部分模擬溶接試験体の製作及び適用性の評価（再委託先：発電技検）（H26-H28年度）	4
3.1.1 実機部分模擬溶接試験体の製作（H26-H27年度）	4
3.1.2 適用性の評価（H27-H28年度）	9
(1) 使用環境の調査（H27、28年度）	9
(2) 測定結果と解析結果の比較（同材継手：H27年度、異材継手：H28年度）	13
3.2 実機部分模擬溶接試験体の残留応力評価（H26-H28年度）	20
3.2.1 X線回折による表面残留応力評価（H26-H28年度）	20
(1) X線応力測定の基本原理（H26年度）	20
(2) 予備試験（H26年度）	20
(3) 表面残留応力（H27-H28年度）	22
① 同材溶接継手の表面残留応力（H27年度）	23
② 異材継手の表面残留応力（H28年度）	24
③ 表面直下の残留応力深さ分布（H27年度）	26
3.2.2 試料加熱システム及び応力負荷機構の設計、製作（H27-H28年度）	28
(1) 試料加熱システム（H27年度）	28
(2) 中性子回折用応力負荷機構の設計、製作（H28年度）	28
3.2.3 実機模擬環境中の残留応力評価（H27-H28年度）	29
(1) 熱サイクル付与による残留応力変化（H27年度）	29
(2) 荷重負荷による残留応力変化（H28年度）	33
3.3 理想化陽解法FEM解析手法の高度化（再委託先：大阪府大）（H26-H28年度）	38
3.3.1 ピーニングの力学モデル構築（H26-H28年度）	38
(1) 動的効果を考慮した理想化陽解法FEM（H26年度）	38
(2) ショット衝突時の等価荷重モデル（H26年度）	40
(3) 等価荷重モデルの検証（H27年度）	43
(4) アルメンストリップ片のアークハイトに関する検討（H28年度）	45
① 解析モデル及び条件	45
② 解析結果	46
3.3.2 実機部分模擬溶接試験体の残留応力解析及び解析手法の高度化（H27-H28年度）	49

(1)	同材試験体解析モデル及び条件 (H27、28 年度)	49
①	同材試験体の溶接残留応力解析 (H27 年度)	50
②	ショットピーニング時の応力分布の解析 (H27 年度)	51
③	異材円筒多層溶接試験体の解析 (H28 年度)	54
(2)	円筒多層溶接試験体におけるショットピーニングによる残留応力分布改質効果の持続性の検討 (H27-H28 年度)	59
①	温度サイクルによる応力分布の変化 (H27 年度)	59
②	荷重サイクルによる応力分布の変化 (H28 年度)	61
③	中性子回析によるひずみ分布計測結果との比較 (H28 年度)	64
4.	研究推進 (H26-H28 年度)	68
5.	結言 (H26-H28 年度)	70
5.1	研究成果	70
5.2	今後の展望	71

## 表一覧

表 1	年度別全体計画 .....	3
表 2	製作した実機部分模擬溶接試験体 .....	4
表 3	各材料の化学成分 (mass%) .....	4
表 4	SUS316L と STPT370 の応力除去焼鈍条件 .....	5
表 5	同材継手、異材継手の溶接条件 .....	5
表 6	外表面と内表面の SP 条件 .....	8
表 7	調査文献における試験条件のまとめ表 [1]～[14] .....	9
表 8	長期安全性を評価するための FEM 解析条件 .....	12
表 9	X線応力測定条件 (平成 26 年度) .....	21
表 10	X線応力測定条件 (平成 27、28 年度) .....	22
表 11	中性子回折用応力負荷機構仕様 .....	29
表 12	SUS304 と SUS316 の材料定数 .....	43
表 13	衝突痕寸法の比較 .....	45

## 図一覧

図 1	実機部分模擬溶接試験体の製作手順 .....	4
図 2	同材(a)と異材(b)の開先寸法 .....	5
図 3	同材継手の開先加工後の外観写真 .....	5
図 4	同材継手の溶接状況 .....	5
図 5	各継手の熱電対挿入部の断面マクロ写真 .....	6
図 6	同材継手の 5 パス目の温度測定結果 .....	6
図 7	異材継手 (溶接材料が Y316L) における 7 パス目の温度測定結果 .....	7
図 8	異材継手 (溶接材料が YNiCr-3) における 7 パス目の温度測定結果 .....	7
図 9	TIG 溶接後の同材継手(a)と異材継手(b)の外観写真 .....	8
図 10	外表面に SP を行った同材継手の外観写真 .....	9
図 11	内表面に SP を行った同材継手の外観写真 .....	9
図 12	同材継手外面の溶接のままの残留応力 .....	14
図 13	同材継手外面の整形加工後に SP した後の残留応力 .....	14
図 14	同材継手の外面における SP 後に 350 °C で熱緩和した後の残留応力 .....	14
図 15	同材継手の外面における SP 後に圧縮の 0.07% ひずみ負荷後の残留応力 .....	14
図 16	同材継手の内面における整形加工後に SP した後の残留応力 .....	15
図 17	同材継手の内面における SP 後に圧縮の 0.07% ひずみ負荷後の残留応力 .....	15
図 18	溶接材料が Y316L の異材継手における外面溶接のままの残留応力 .....	15
図 19	溶接材料が YNiCr-3 の異材継手における外面溶接のままの残留応力 .....	15
図 20	溶接材料が YNiCr-3 の異材継手における外面 SP 後の残留応力 .....	16
図 21	同材継手における表面残留応力測定値と解析値の関係 .....	16
図 22	異材継手における表面残留応力測定値と解析値の関係 .....	17
図 23	同材継手における内部残留応力測定値と解析値の関係 .....	17

図 24	予備試験に用いた試験体の外観	20
図 25	残留応力測定位置	21
図 26	溶接ビード近傍の表面残留応力分布(応力方向は L 方向)	21
図 27	残留応力の方向 (Hoop, Axial) の定義	22
図 28	試験片外面(左図)及び内面(右図)の残留応力測定における X 線装置レイアウト	23
図 29	同材配管継手溶接ままの表面残留応力分布	23
図 30	溶接ビード部近傍の形状 (溶接まま)	24
図 31	同材継手 SP 施工面の残留応力	24
図 32	異材継手溶接ままの残留応力分布	25
図 33	異材継手 SP 施工面の残留応力分布 (溶金 Y316L)	25
図 34	異材継手 SP 施工面の残留応力分布 (溶金 YNiCr - 3)	25
図 35	電解研磨前(右)後(左)の平板試料	26
図 36	試験体の電解研磨セットアップ	26
図 37	試験体の電解研磨深さ測定レイアウト	26
図 38	SP 施工面の残留応力深さ分布	27
図 39	同材接手整形加工部の残留応力深さ分布	27
図 40	残留応力深さ分布に及ぼすカバレッジの影響	27
図 41	異材接手各部の残留応力深さ分布	28
図 42	試料加熱システム	29
図 43	中性子回折用応力負荷機構	30
図 44	熱サイクル付与中の試験体の温度履歴	30
図 45	同材継手の熱サイクル付与前後の残留応力	31
図 46	異材継手の熱サイクル付与前後の残留応力	31
図 47	熱サイクル前後の内部残留応力分布測定位置	32
図 48	同材試験体の内部残留応力	32
図 49	圧縮試験セットアップ (オフライン試験)	33
図 50	同材接手の圧縮負荷による残留応力変化	34
図 51	J-PARC MLF BL19 における中性子回折用応力負荷機構のセットアップ	34
図 52	圧縮荷重下の内部残留応力その場測定の状況	35
図 53	圧縮試験における残留応力測定位置	35
図 54	圧縮試験における荷重履歴	35
図 55	圧縮荷重試験における残留応力変化	36
図 56	ショットピーニング時の反力の概念図	41
図 57	荷重分布関数の例	41
図 58	荷重履歴関数の例	41
図 59	解析の流れ	42
図 60	単一ショット衝突の解析モデル	43
図 61	x 方向応力の分布における等価荷重モデルと ABAQUS との比較	44

図 62	表面における x 方向応力 $\sigma_x$ 分布	44
図 63	厚さ方向の x 方向応力 $\sigma_x$ 分布	44
図 64	衝突痕の形状	45
図 65	アルメンストリップ片解析モデル	45
図 66	アークハイト計測位置	45
図 67	面外方向変位分布の解析結果	46
図 68	アークハイトの Rc 履歴	47
図 69	x 方向塑性ひずみの分布	48
図 70	アークハイトのカバレッジ履歴の計測結果	48
図 71	円筒多層溶接継手の解析モデル	49
図 72	試験体と XRD 計測の様子	49
図 73	母材の温度依存性材料定数 (SUS316L)	50
図 74	溶接金属の温度依存性材料定数 (Y316L)	50
図 75	溶接開始位置から 180°の断面における残留応力分布	50
図 76	A-A'線上の残留応力分布の比較	51
図 77	溶接開始位置から 180°の断面における Rc による軸方向応力分布の変化	52
図 78	溶接開始位置から 180°の断面における Rc による周方向応力分布の変化	53
図 79	XRD と各 Rc での A-A'線上の軸方向応力分布の比較	53
図 80	XRD と各 Rc での A-A'線上の周方向応力分布の比較	53
図 81	異材円筒多層溶接継手の解析モデル	54
図 82	温度依存性材料定数(STPT370)	54
図 83	溶接開始位置から 180° の断面における残留応力分布	55
図 84	A-A'線上での残留応力分布の比較	55
図 85	溶接開始位置から 180°の断面における Rc による軸方向応力分布の変化	56
図 86	溶接開始位置から 180°の断面における Rc による周方向応力分布の変化	57
図 87	Rc での A-A'線上の軸方向応力分布の比較	58
図 88	Rc での A-A'線上の周方向応力分布の比較	58
図 89	XRD と各 Rc での軸方向応力の板厚方向分布の比較	58
図 90	温度サイクル試験	59
図 91	温度サイクル	59
図 92	溶接開始位置から 180°の断面における温度サイクル負荷後の残留応力分布	60
図 93	A-A'線上の軸方向応力分布の比較	60
図 94	A-A'線上の周方向応力分布の比較	60
図 95	荷重サイクル	61
図 96	引張荷重サイクルにおける軸方向応力分布の比較	62
図 97	A-A'線上における各荷重サイクル後の軸方向応力分布の比較	62
図 98	A-A'線上における各荷重サイクル後の軸方向塑性ひずみ分布の比較	62
図 99	圧縮荷重サイクルにおける軸方向応力分布の比較	63
図 100	A-A'線上における各荷重サイクル後の軸方向応力分布の比較	63

図 101	A-A'線上における各荷重サイクル後の軸方向塑性ひずみ分布の比較 .....	63
図 102	荷重履歴と測定時の荷重 .....	64
図 103	測定による弾性ひずみ分布と解析による応力分布の比較 .....	65

#### 略語一覧

Cv	Coverage	(ショットピーニングにおける圧痕面積率)
FEM	Finite Element Method	(有限要素法)
GPU	Graphics Processing Unit	(画像処理ユニット)
J-PARC	Japan Proton Accelerator Research Complex	(大強度陽子加速器施設)
MLF	Materials and Life Science Experimental Facility	(物質生命科学実験施設)
Rc	Ratio of Collision Area	(ショットピーニングの解析における衝突面積率)
SCC	Stress Corrosion Cracking	(応力腐食割れ)
SP	Shot Peening	(ショットピーニング)
TIG	Tungsten Inert Gas	(タングステン不活性ガス)
XRD	X-ray Diffraction	(X線回折)



## 概略

・ **背景**：原子力発電プラント構造物の溶接部における応力腐食割れ（**Stress Corrosion Cracking**: 以下 **SCC**）を予防するため、ピーニング法等の応力改善工法により部材表面に圧縮残留応力を付与する場合がある。しかし、そうして付与した圧縮残留応力は、プラントの長期間運転による熱時効や、熱応力、外部応力の繰り返し負荷によって緩和する可能性があり、その場合、圧縮残留応力による応力腐食割れ抑制効果も低下すると考えられる。したがって、応力腐食割れ発生の潜在リスクを低減するためには、付与した圧縮残留応力の長期安全性を評価する必要がある。

・ **研究目的と目標**：本研究では、長期間稼働後の圧縮残留応力の持続性を評価可能な有限要素法（**Finite Element Method**: 以下 **FEM**）解析手法を開発することを目的とした。具体的には、解析手法は理想化陽解法を基本とし、溶接施工時の多層パスの各パスからショットピーニング（**Shot peening**： 以下 **SP**）施工及び熱サイクル付与あるいは応力負荷に至る全工程にわたる応力・変形をシミュレーションできる手法の開発を目指した。また、解析手法の妥当性を検証するため、原子炉セーフエンドを想定した実機部分模擬溶接試験体を製作し、全工程における残留応力を実測することとした。実験及び解析条件は、原子炉構造物の **SP** やレーザーピーニングなどのピーニングが適用されている部位の使用環境について文献等を調査して選定した。得られた実験結果を用いて解析結果を検証することで解析手法の高度化を図り、さらに、実機の残留応力の長期安全性評価への適用性を検討することとした。**FEM** 解析手法の解析精度の目標値は、残留応力測定値に対して実用上十分なおよそ  $\pm 150$  MPa 以内と設定した。

・ **研究成果**：本研究では、**SP** による溶接継手の残留応力分布の改質効果の定量的な予測を行うために、ショット衝突時の荷重分布をモデル化し、理想化陽解法 **FEM** に導入することで、**SP** 施工による残留応力分布を予測可能な解析システムを構築した。構築した解析システムを円筒多層溶接試験体の **SP** 施工部の残留応力分布の予測に対して適用し、解析結果と計測結果との比較を実施した結果、以下の知見が得られた。

- 1) 単一のショットが衝突する問題において、ショットと対象の衝突を接触問題として定式化した解析により得られた応力分布と、開発した解析システムによる応力分布が良好に一致することを確認した。
- 2) 開発した解析システムを同材及び異材の円筒多層溶接継手の溶接残留応力分布解析及びその後の **SP** 時の残留応力分布の予測に対して適用した結果、得られた残留応力分布と計測結果が良好に一致することを示した。
- 3) 開発した解析システムによる同材及び異材の円筒多層溶接継手の **SP** 時の残留応力の解析に要した計算時間は、およそ 10 日程度であり、開発した解析システムを用いることで、実用的な時間で **SP** 時の残留応力分布を評価可能であることを確認した。

また、開発した解析システムにおけるショットの衝突量と実現象におけるカバレッジの対応関係を調べるために、アルメンストリップ試験片のアークハイトを予測し、別途実施した計測結果と比較した。その結果、ショットの衝突量が小さい間はアークハイトの増加量が大きく、

ショットの衝突量が増加するに従いアークハイトの増加量が小さくなることを確認した。また、アークハイトの増加量は、解析と計測で近い傾向が得られたことから、本解析は良好な定性的傾向を有しており、本解析の妥当性を示すことができたと言える。

SPによる残留応力改質効果の持続性について検討するために、運用中の温度履歴を仮定した温度サイクルによる応力分布の変化及び地震動による荷重を想定した外荷重サイクルによる応力分布の変化の解析を実施し、試験体に対して荷重サイクルを与えた際の計測結果との比較を行った結果、以下の知見が得られた。

- 1) 温度サイクル負荷時のピーニング後の残留応力分布の変化を弾塑性解析により予測した。得られた残留応力分布を計測結果と比較した結果、両者の定性的傾向は良く一致することを確認した。
- 2) 地震時を想定した大荷重をピーニング後の残留応力に繰り返し負荷した解析を実施した。その結果、圧縮の軸力を繰り返し負荷した場合に、ピーニング部の残留応力が緩和、もしくは引張となる可能性があることが分かった。引張の軸力を繰り返し負荷した場合は、残留応力分布に大きな変化は見られなかった。
- 3) ピーニング後の異材円筒多層溶接試験体に対して軸力を負荷し、荷重負荷状態及び負荷後の弾性ひずみ分布を中性子回折により測定した。また、対応する解析を実施し、両者の結果を比較したところ、解析により得られた応力分布と計測による弾性ひずみ分布の定性的傾向は互いに対応することを確認した。

以上のように、SP時の力学モデルを構築し、それを理想化陽解法 FEM 解析手法に導入することで、従来、解析が困難であった SP による残留応力の解析に成功した。これにより、原子炉セーフエンドを模擬した試験体における溶接施工から SP 施工及び熱サイクル付与あるいは応力負荷までに至る全工程の応力状態をシミュレーションできる解析手法を開発することができた。また、解析手法の妥当性を検証するため、原子炉セーフエンドを想定した実機部分模擬溶接試験体を製作し、全工程における試験体表面及び内部の残留応力を X線及び中性子を用いて実測した。得られた実測値と解析結果と比較・検証し、開発した解析手法が妥当性を有することを示した。さらに、適用性の評価を行い、開発した FEM 解析手法の解析精度が残留応力測定値に対して実用上十分なおよそ±150MPaであることを確認した。これにより、ショットピーニングで付与した圧縮残留応力の持続性を計算により短時間で把握することが可能になることから、開発した手法が、原子力発電プラントの安全性評価の高度化に貢献できる解析手法であることを示した。

以上から、本研究の業務実施項目を全て実施し、所期の目標を達成した。

## 1. はじめに

2014年4月に閣議決定されたエネルギー基本計画において、原子力発電は重要なベースロード電源と位置付けられた。そのため、軽水炉のさらなる安全確保のため、従来行われてきた機器の保守管理技術の信頼性の見直しが急務である。全ての構造物は使用開始に伴い経年劣化が進行し、特に SCC は複数の原子力発電プラントの炉容器等の重要機器で検出されている。SCC 防止のために、応力改善工法の一つであるピーニング法により、溶接部などの部材表面に圧縮残留応力が付与されている。しかし、付与された圧縮残留応力は長期間の使用で緩和が生じる。その要因として、実機運転温度における熱緩和や外部応力、さらには、異材溶接部では線膨張係数差に起因する熱応力負荷があり、圧縮残留応力の緩和が大きい場合は SCC の発生が懸念される。したがって、応力改善工法により付与した圧縮残留応力について、長期間稼働後の持続性を評価する必要がある、それが確立できれば、我が国のみならず世界の原子力安全に貢献できる。そこで本研究では、長期間稼働後の圧縮残留応力の持続性を評価するための FEM 解析手法を開発する。

研究分担者の柴原らが開発した理想化陽解法 FEM は、2000 万要素クラスの移動熱源による FEM 熱弾塑性解析が市販の PC 一台で可能な、超高速・高精度かつ大規模な解析手法であり、世界的にも類を見ないものである。本研究では、この理想化陽解法 FEM を基盤として、ピーニングによる残留応力についてもシミュレーションできるようにこれを高度化し、また、画像処理ユニット (Graphics Processing Unit : 以下 GPU) クラスターの導入など、ハード、ソフト両面からさらなる高速化を加えた新しい理想化陽解法 FEM の開発を行う。これにより、溶接、ピーニング及び実機環境 (熱サイクルや応力の負荷) の全工程を詳細にシミュレーションすることが可能となり、長期間稼働後の圧縮残留応力を評価できる。また、開発した解析手法を検証するため、実機環境を模擬した熱サイクルや応力負荷中における実機部分模擬溶接試験体の表面から内部にかけての残留応力をその場測定する。測定には、このような測定が可能な唯一の手段である中性子回折法を用い、その場測定できるシステムを開発する。これにより、実機模擬環境中の残留応力測定結果で示される諸現象が、開発する FEM 解析でシミュレーションできるか検証し、必要に応じて FEM 解析条件等を改良することで解析手法の高度化を図る。

## 2. 業務計画

### 2.1 全体計画

本研究は、平成 26 年度 9 月から平成 28 年度末までの 2.5 カ年計画として実施した。表 1 に、年度別全体計画を示す。平成 26 年度後半から 28 年度前半までは、主に要素技術開発フェーズとして、残留応力測定技術開発及び理想化陽解法 FEM 解析手法の高度化を行い、平成 28 年度後半は、主に検証・評価フェーズとして、高度化した FEM 解析技術の妥当性検証ならびに応力改善工法の長期安全性評価を実施した。

研究項目は、(1)実機部分模擬溶接試験体の製作及び適用性の評価、(2)実機模擬部分溶接試験体の残留応力評価、(3)理想化陽解法 FEM 解析手法の高度化及びこれらを効率的に推進するための(4)研究推進とした。(1)については発電技研が担当し、平成 26 年度と 27 年度に、実機条件を参照して実機部分模擬溶接試験体を発電技検で製作した。また、(3)で開発した FEM 解析手法の実機への適用性を評価した。(2)については原子力機構が担当し、平成 26 年度に現場用 X 線残留応力測定装置を整備し、これを用いて、(1)で製作した試験体の製造状態における表面残留応力を測定した。また、平成 27 年度には、熱サイクル負荷用の試料加熱システムを設計、製作して、熱サイクルを付与した試験体の残留応力を測定した。平成 28 年度は、中性子回折用の応力負荷機構を設計・製作し、応力負荷時の試験体内部の残留応力を中性子回折によってその場測定した。中性子残留応力測定は、茨城県東海村の大強度陽子加速器施設 J-PARC 物質・生命科学実験施設 MLF の中性子工学回折装置「TAKUMI (匠)」を用いて実施した。(3)については大阪府大が担当し、平成 26 年度に SP の力学モデルを構築して、理想化陽解放 FEM に組み込み、平成 27 年度前半にピーニング解析手法の妥当性を検証するとともに、ハード、ソフト両面の高度化によるさらなる高速化を加えた新しい理想化陽解法 FEM を開発した。平成 27 年度後半から 28 年度前半には、溶接、SP 及び実機環境までの全工程の残留応力解析を行い、測定結果から解析手法の妥当性を検証して、解析手法の高度化を図った。平成 28 年度後半には、実機の応力改善工法適用部の長期安全性評価への、開発した FEM 解析手法の適用性を評価した。(4)については、各機関の連携を密にして研究を進めるとともに、研究の実施状況や実施計画を協議するための研究打ち合わせを適宜実施して、研究を効率的に推進した。

表 1 年度別全体計画

項目	年度	平成 26 年度	平成 27 年度	平成 28 年度
(1) 実機部分模擬溶解試験体の製作及び適用性の評価 (発電技検) ① 実機部分模擬溶解試験体の製作 ② 適用性の評価 (2) 実機部分模擬溶解試験体の残留応力評価 (原子力機構) ① X線回折による表面残留応力評価 ② 試験加熱システム及び応力負荷機構の設計、製作 ③ 実機模擬環境中の残留応力評価 (3) 理想化陽解法 FEM 解析手法の高度化 (大阪府大) ① ピーニングの力学モデル構築 ② 実機部分模擬溶解試験体の残留応力解析及び解析手法の高度化 (4) 研究推進 (原子力機構)		試験体製作-1 X線装置の導入・予備試験 ピーニングの力学モデル構築 研究打ち合わせ開催	要素技術開発フェーズ (測定技術開発、FEM解析技術開発) 試験体製作-2 表面残留応力評価 試験加熱システムの設計、製作と予備試験 ピーニングの力学モデル検証 研究打ち合わせ開催	検証・評価フェーズ (妥当性検証と長期安全性評価) 解析手法の適用性評価 表面残留応力評価 応力負荷機構の設計、製作と予備試験 ピーニングの力学モデル検証 残留応力解析と検証 研究打ち合わせ開催と最終まとめ
		試験体製作-1	試験体製作-2	
		X線装置の導入・予備試験	表面残留応力評価	表面残留応力評価
		ピーニングの力学モデル構築	ピーニングの力学モデル検証	ピーニングの力学モデル検証
	研究打ち合わせ開催	研究打ち合わせ開催	研究打ち合わせ開催	研究打ち合わせ開催と最終まとめ

### 3. 平成26～28年度の実施内容及び成果

#### 3.1 実機部分模擬溶接試験体の製作及び適用性の評価（再委託先：発電技検）（H26-H28年度）

##### 3.1.1 実機部分模擬溶接試験体の製作（H26-H27年度）

外径 165.2 mm、肉厚 14.3 mm の SUS316LTP S-H オーステナイト系ステンレス鋼管（以下 SUS316L）及び STPT370-SH 炭素鋼管（以下 STPT370）を用いて実機部分模擬溶接試験体（以下、試験体）を製作し、一部に SP を施した。表 2 に製作した試験体の一覧表を示す。母材、溶接材料ともにオーステナイト系ステンレス鋼の同材継手、母材がオーステナイト系ステンレス鋼と炭素鋼、溶接材料がオーステナイト系ステンレス鋼（Y316L）、またはニッケル基合金（YNiCr-3）から成る異材継手を製作した。図 1 に製作手順を示す。各々について、以下に実施概要を述べる。

表 2 製作した実機部分模擬溶接試験体

継手	母材	溶接材料	寸法	数量
同材	SUS316L	Y316L	外径161.5 mm、肉厚11.25 mm、長さ195 mm	7体
異材	SUS316LとSTPT370	Y316L	外径161.5 mm、肉厚11.25 mm、長さ400 mm	4体
	SUS316LとSTPT370	YNiCr-3	外径161.5 mm、肉厚11.25 mm、長さ400 mm	4体

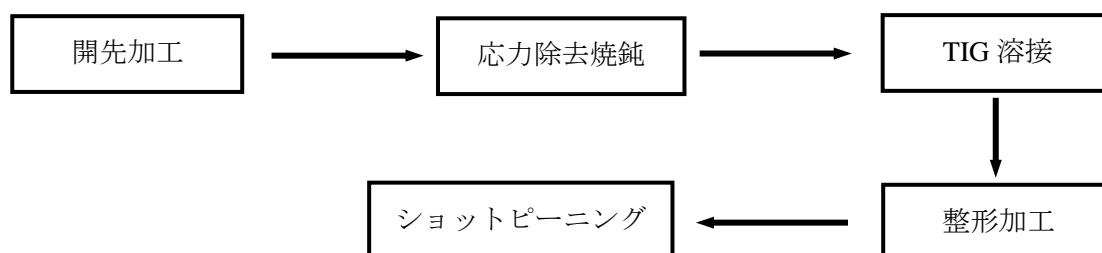


図 1 実機部分模擬溶接試験体の製作手順

表 3 に用いた材料の化学成分を示す。また、図 2 に同材と異材の開先寸法を示す。同材継手は、長さ 195 mm の SUS316L の中央部に開先加工を施し、異材継手は SUS316L、STPT370 の端部を加工した。例として、図 3 に同材継手の開先加工後の外観写真を示す。そして、開先加工後の SUS316L と STPT370 に対して、材料製造時や開先加工に伴う残留応力を除去するため、応力除去焼鈍を行った。表 4 に各材料の応力除去焼鈍条件を示す。

表 3 各材料の化学成分 (mass%)

材料	C	Si	Mn	P	S	Fe	Ni	Cr	Mo	Ti	Nb
SUS316L	0.017	0.39	1	0.03	0	Bal.	12.24	16.36	2.07	—	—
STPT370	0.2	0.2	0.49	0.018	0.001	Bal.	—	—	—	—	—
Y316L	0.007	0.46	1.6	0.023	0.001	Bal.	12.24	19.15	2.29	—	—
YNiCr-3	0.03	0.21	2.97	0.003	0.002	0.52	74.44	18.63	—	0.37	2.68

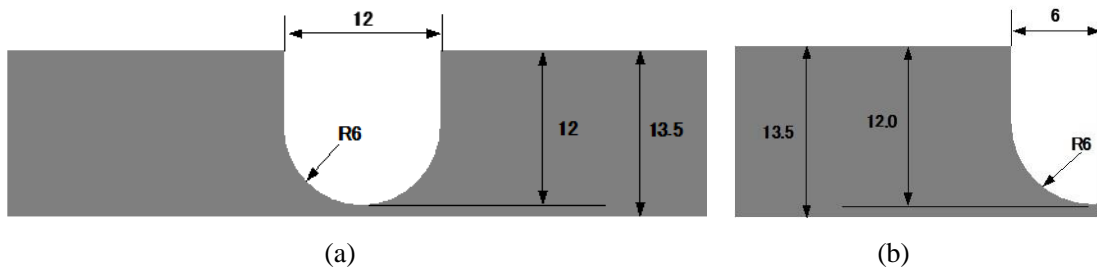


図 2 同材(a)と異材(b)の開先寸法



図 3 同材継手の開先加工後の外観写真

表 4 SUS316L と STPT370 の応力除去焼鈍条件

	SUS316L	STPT370
加熱速度	220 °C/hr 以下	220 °C/hr 以下
保持温度	900 °C	620 °C
保持時間	1 hr	1 hr
冷却速度	275 °C/hr 以下	275 °C/hr 以下

応力除去焼鈍後の SUS316L と STPT370 を用いて TIG 溶接を行った。なお、開先部近傍に熱電対挿入用の穴を開け、溶接時の温度測定を行った。図 4 に例として、同材継手の溶接状況を示す。同材継手、異材継手ともに溶接トーチを固定し、配管を回転させて溶接姿勢が全周下向きになるように溶接した。表 5 に同材継手と異材継手の溶接条件を示す。同材継手は 10 層 10 パス、異材継手は 12 層 12 パスで溶接した。

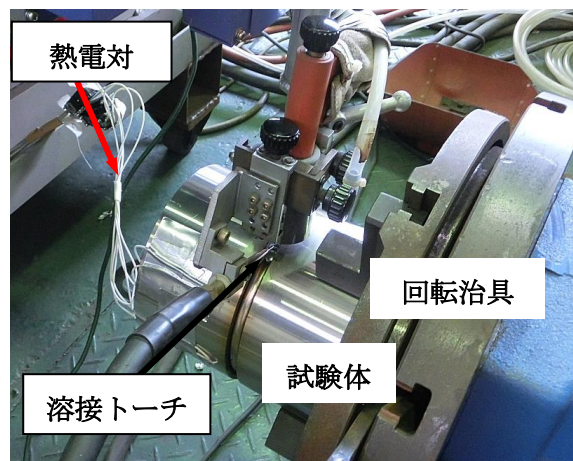


図 4 同材継手の溶接状況

表 5 同材継手、異材継手の溶接条件

継手	パス	電流(A)	電圧(V)	溶接速度 (cm/min)	ワイヤ送給速度 (g/min)	パス間温度 (°C)
同材	1~10	180	10	8	6.33	150以下
異材(Y316L)	1	180	10	9	12.05	150以下
	2	220	10	11	6.49	150以下
	3	250	10	11	6.49	150以下
	4-6	250	10	9	6.49	150以下
	7-12	250	10	8	6.49	150以下
異材 (YNiCr-3)	1	180	10	9	12.05	150以下
	2	220	10	11	6.49	150以下
	3	250	10	11	6.49	150以下
	4-6	250	10	9	6.49	150以下
	7-12	250	10	8	6.49	150以下

また、図 5 に同材継手と異材継手の熱電対挿入部の断面マクロ写真を示す。配管の外表面から肉厚方向に対して斜めに穴を開け、穴底部に熱電対をパーカッション溶接した。図 6～8 に肉厚中央部の溶接時における温度測定結果を示す。

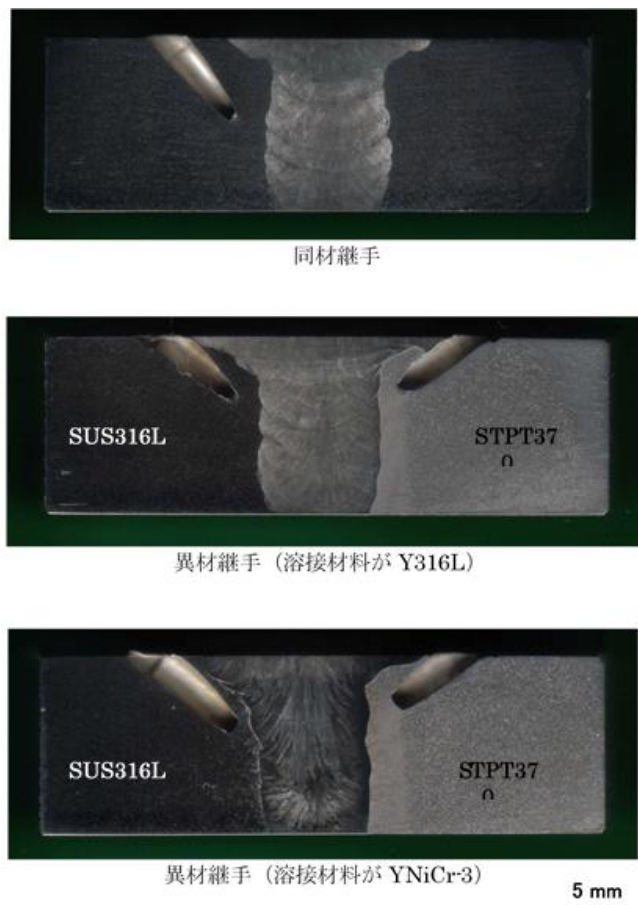


図 5 各継手の熱電対挿入部の断面マクロ写真

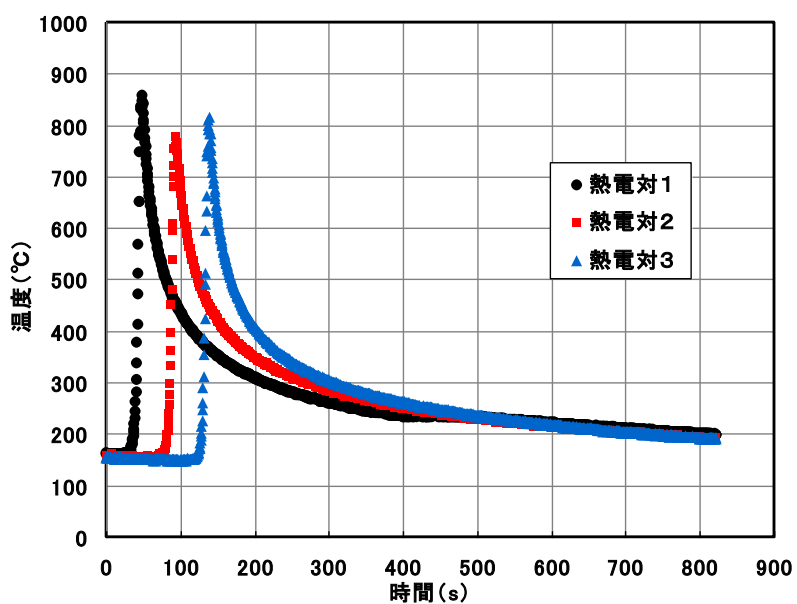


図 6 同材継手の 5 パス目の温度測定結果



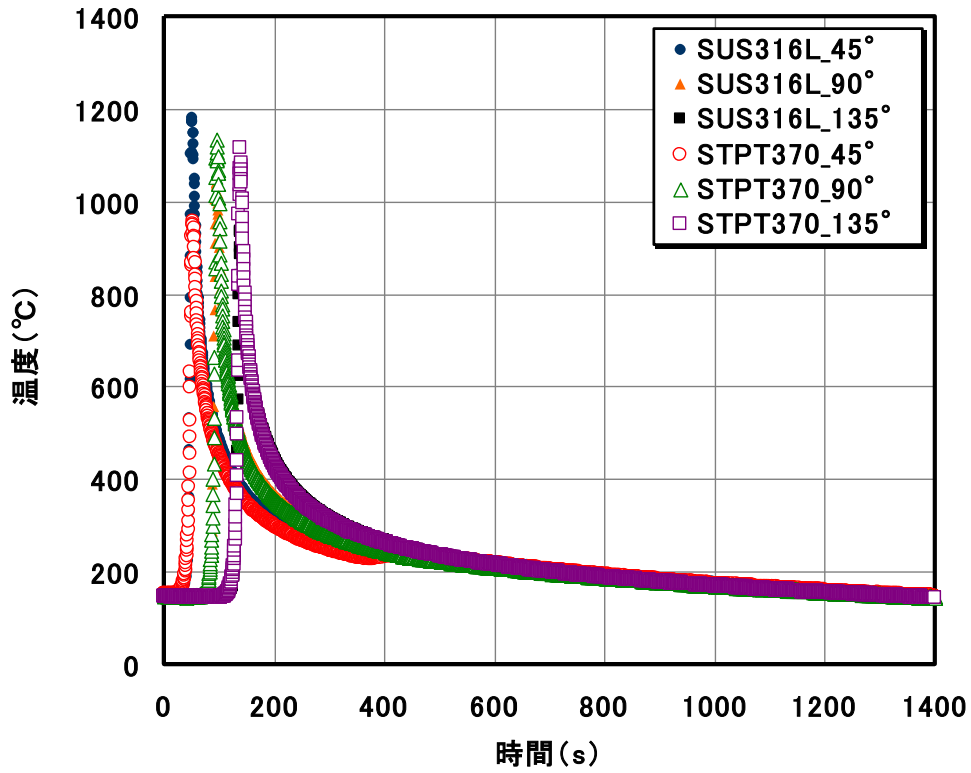


図 7 異材継手（溶接材料が Y316L）における 7 パス目の温度測定結果

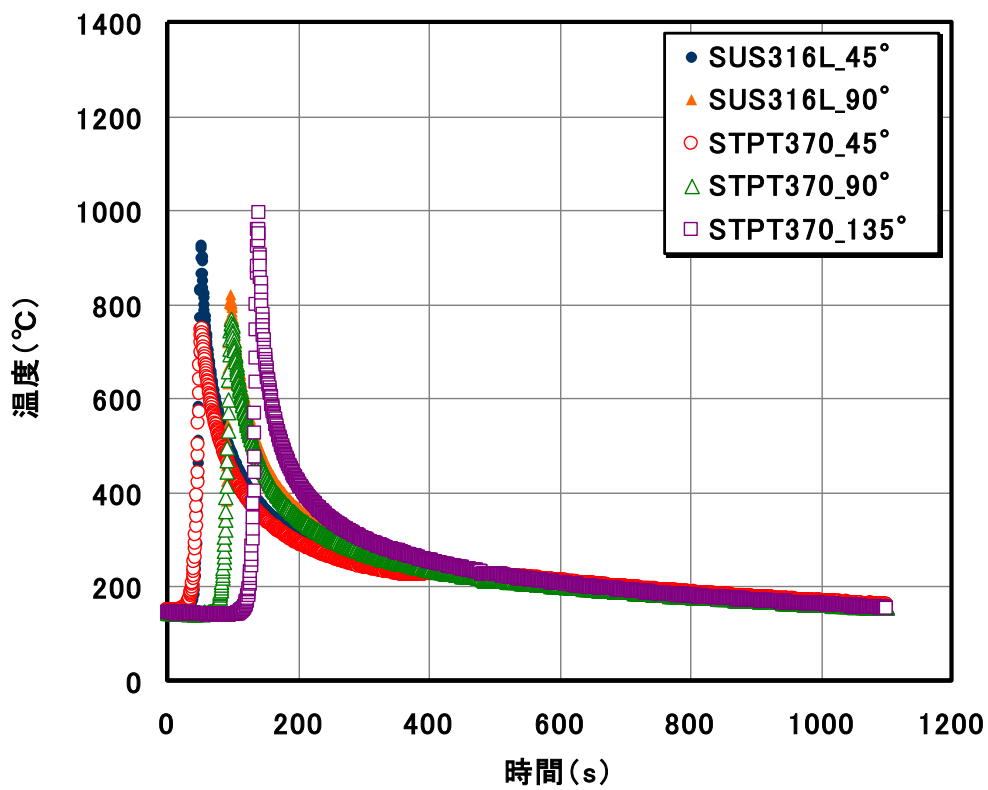
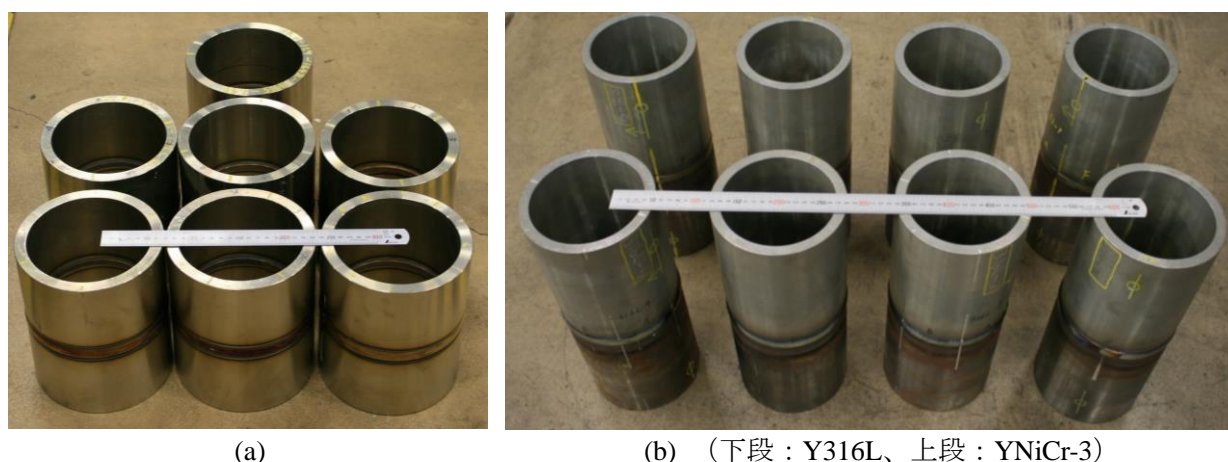


図 8 異材継手（溶接材料が YNiCr-3）における 7 パス目の温度測定結果

図 9 に TIG 溶接後の同材継手と異材継手の外観写真を示す。そして、TIG 溶接後の継手に対して、初層の裏波と最終層の余盛を研削して肉厚を 11.25 mm に整形加工した。



(a) (b) (下段 : Y316L、上段 : YNiCr-3)

図 9 TIG 溶接後の同材継手(a)と異材継手(b)の外観写真

整形加工後の継手に対して、溶接部を中心に幅 50 mm の領域に SP (以下 SP) を施した。SP は外表面と内表面のいずれかに施し、外表面の SP はインペラ式の装置を、内表面の SP はエア式の装置を用いた。表 6 に SP 条件を示す。また、例として、図 10 に外表面に SP した同材継手の外観写真を、図 11 に内表面に SP した同材継手の外観写真を示す。

表 6 外表面と内表面の SP 条件

外表面	処理設備	インペラ式
	投射材	SUS304 ラウンドカットワイヤー(φ 0.8 mm、Hv468)
	投射速度	30 m/s
	テーブル回転数	12 r.p.m.
	投射時間	280 s
	カバレッジ	200%
	アークハイト値	0.265 mm
内表面	処理設備	エア式
	投射材	SUS304 ラウンドカットワイヤー(φ 0.8 mm、Hv468)
	投射圧力	0.4 MPa
	ノズル径	φ 9 mm
	投射量	9.4 kg/min
	テーブル回転速度	30 r.p.m.
	投射時間	120 s×3 段打ち (15 mm 間隔)
	アークハイト値	0.265 mm

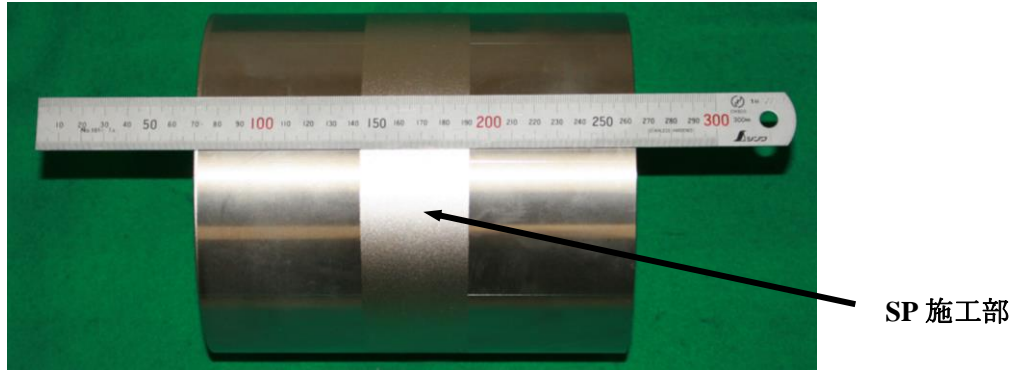


図 10 外表面に SP を行った同材継手の外観写真

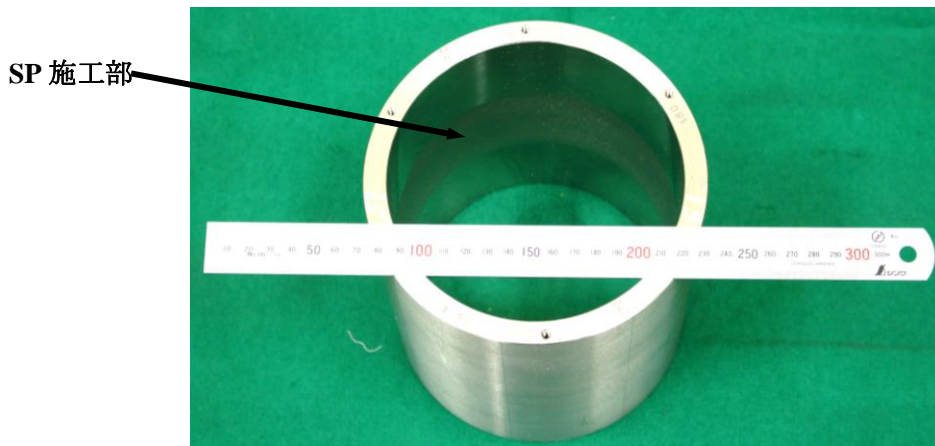


図 11 内表面に SP を行った同材継手の外観写真

### 3.1.2 適用性の評価 (H27-H28 年度)

#### (1) 使用環境の調査 (H27、28 年度)

実機において SP やレーザーピーニングなどのピーニングが適用されている部位について文献等を用いて調査し、使用環境等についてまとめ、試験や FEM 解析で実施する応力負荷条件を検討して選定した。また、実機の長期安全性の評価に必要な熱サイクル条件や応力負荷条件等を決定し、FEM 解析条件として提示した。測定結果と解析結果を比較・検証する。開発した FEM 解析手法の解析精度の目標値は、残留応力測定値に対して実用上十分なおよそ±150MPa 以内とした。

表 7 に調査した文献における熱緩和試験とひずみ負荷試験の条件のまとめ表を示す。

表 7 調査文献における試験条件のまとめ表 [1]~[14]

ピーニング 工法*	材料		熱緩和		繰返し応力負荷			温度 繰返し数
	母材	溶接金属	試験温度 (°C)	熱時間時間 (hr)	試験温度 (°C)	負荷応力 ・ひずみ	繰返し数	
LP	NCF600	-	350	968				1
LP	NCF600	-	/	/	R.T.	0.07% (150MPa)	40	-
LP	NCF600	-			R.T.	0.07% (150MPa)	80	-
LP	NCF600	-			R.T.	0.07% (150MPa)	200	-

LP	NCF600	-			R.T.	368MPa (1.5Sy)	600	-									
LP	SUS316L	-			R.T.	263MPa (1.5Sy)	600	-									
LP	SUS316L	-			288	159MPa (1.5Sy)	600	7									
LP	SUS316L	-			R.T.	150MPa	10 <sup>8</sup>	-									
LP	SUS316L	-			R.T.	170MPa	10 <sup>8</sup>	-									
LP	SUS316L	-			R.T.	180MPa	10 <sup>8</sup>	-									
LP	SUS316L	Y308L			R.T.	263MPa (1.5Sy)	600	-									
LP	NCF600	Alloy182			R.T.	368MPa (1.5Sy)	600	-									
WJP	NCF690	Alloy132	320~ 380	1400				4									
WJP	SUS316L	-	450	1000				5									
WJP	-	Alloy182	450	1000				5									
WJP	-	Alloy132	360	1000				-									
WJP	NCF690	Alloy132	360	1000	360	200MPa 継続負荷	-	-									
WJP	NCF600	-			R.T.	25MPa	2000	-									
WJP	NCF600	-			R.T.	25MPa	1000	-									
WJP	NCF600	-			R.T.	140MPa	100	-									
WJP	NCF600	-			R.T.	160MPa	2000	-									
WJP	NCF600	-			R.T.	170MPa	1000	-									
WJP	NCF600	-			R.T.	190MPa	100	-									
WJP	NCF600	-			R.T.	240MPa	2000	-									
WJP	NCF600	-			R.T.	245MPa	1000	-									
WJP	SUS304	-			289	80MPa	100	2									
WJP	SUS304	-			289	100MPa	100	4									
WJP	SUS304	-			289	160MPa	100	3									
WJP	SUS304	-			289	200MPa	100	5									
WJP	SUS316L	-			R.T.	0.15% (183MPa*)	100	-									
WJP	NCF600	-			R.T.	0.15% (203MPa*)	100	-									
WJP	-	Alloy182	R.T.	0.15% (223MPa*)	100	-											
WJP	SUS304	-	R.T.	0.1%(160MPa*)	30	-											
WJP	SUS304	-	R.T.	0.15%(199MPa*)	100	-											
WJP	SUS304	-	288	0.1% (113MPa*)	3	2											
WJP	SUS316 NCF600	Alloy132	420	100	420	130MPa	300	4									
WJP	SUS316 NCF600	Alloy132	420	100				4									
USP	SUS316 NCF600	Alloy132	420	100				420	130MPa	300	4						
USP	SUS316 NCF600	Alloy132	420	100							4						
SP	SUS304	-	350	4380										2			
SP	SUS304 (HAZ)	-	350	4380										2			
SP	-	NCF600 メルトラ ン	350	4380							1						
WJP	NCF600	-	500	800							1						
WJP	NCF600	-	350	24							1						
WJP	NCF600	-	280	1-60min										1			
WJP	NCF600	-	310	1-60min													1
WJP	NCF600	-	350	1-30min													

WJP FEM	SUSF316	YB308 Alloy132	350	460800	?	地震時の応力: 105MPa	?	48
研磨 FEM	SUSF316	YB308 Alloy132	350	460800	?	地震時の応力: 105MPa	?	48
LP	SUS316L NCF600	Alloy182	400	461	320	0.07%	200	6
WJP	SUS316L NCF600	Alloy182	400	461	320	0.07%	200	6
超音波 SP	SUS316L NCF600	Alloy182	400	461	320	0.07%	200	6
SP	SUS316L NCF600	Alloy182	400	461	320	0.07%	200	6
研磨	SUS316L NCF600	Alloy182	400	461	320	0.07%	200	6

\* : LP:レーザーピーニング,WJP : ウォータージェットピーニング, USP : 超音波ショットピーニング

表7をまとめ、熱緩和試験とひずみ負荷試験の条件を①、②のようにした。

① 熱緩和試験における試験温度は、加圧水型原子炉の設計上の最高使用温度である350℃とした。なお、沸騰水型原子炉の運転時における最高温度は約290℃であるため、350℃の熱サイクルを付与すれば安全側の評価が可能と考えられる。

② ひずみ負荷試験において、加圧水型原子炉の蒸気発生器入口管台のニッケル基合金溶接金属に最大で130MPaが起動時に負荷されることから、130MPaに相当する0.07%のひずみを負荷することとした。なお、沸騰水型原子炉は運転温度・圧力が加圧水型原子炉より低いため、130MPa以下と考えられる。

また、実機の長期安全性の評価に必要な解析条件は、③～⑤のようにした。

③ 熱緩和試験では、試験の最高温度は450℃である。これは、実機の300℃程度の温度下で長期間の運転を想定した加速温度条件であるものの、より高い温度で熱緩和試験を行うことは、降伏応力の低下に伴う応力再配分及びクリープ速度の増加の観点から、残留応力の緩和に対して厳しく、安全側の評価になる。そのため、長期安全性の評価に必要な保持最高温度を450℃とした。

④ 応力・ひずみ負荷試験では、負荷応力は最大でNCF600が368MPa (1.5 $\sigma_y$ )、SUS316Lが263MPa (1.5 $\sigma_y$ )、ひずみは最大で0.15%である。なお、材料物性値データ表を用いて負荷応力をひずみに換算すると、NCF600の368MPaは0.27% [15]に、SUS316Lの263MPaは0.46% [16]に相当するため、最大0.46%のひずみが試験で負荷されていたと考えられる。一方、東日本大震災以降、原子力発電所の安全性を高めるため、以前より厳しい技術基準が適用されている。そのため、運転時に負荷される荷重以外に、地震等による荷重負荷を考慮する必要性が高まっている。そのため、本研究では暫定的に長期安全性の評価に必要な荷重負荷条件として、試験で行っている最大ひずみ量である0.46%の2倍以上のひずみに相当する1%とした。

⑤ 運転時の高温下に応力・ひずみが負荷されたとき（高温でひずみ負荷）が残留応力の緩和に対して最も厳しい条件だと考えられる。そのため、加圧水型原子炉の最高使用温度である350℃において、1%のひずみを負荷した条件を長期安全性の評価に必要な最も厳しい条件として設定した。

③～⑤より、実機の長期安全性を評価する FEM 解析条件として、表 8 を提示した（平成 28 年度）。なお、③～⑤に伴う残留応力の緩和メカニズムを系統的に把握するため、それより低温度、低ひずみの条件も提示した。また、ひずみ負荷の一部の条件については、繰返し数の影響を評価するようにした。

表 8 長期安全性を評価するための FEM 解析条件

ケース	溶接試験体*	整形加工	SP	SP の領域**	熱サイクル負荷		応力負荷		
					温度 (°C)	保持時間 (hr)	温度 (°C)	ひずみ (%)	繰返し数
1	同材	有	有	内 and 外	250	1	-	-	-
2	同材	有	有	内 and 外	300	1	-	-	-
3	同材	有	有	内 and 外	400	1	-	-	-
4	同材	有	有	内 and 外	450	1	-	-	-
5	同材	有	有	内 and 外	-	-	室温	-0.15	1
6	同材	有	有	内 and 外	-	-	室温	-0.3	1
7	同材	有	有	内 and 外	-	-	室温	-1	1
8	同材	有	有	内 and 外	-	-	室温	-1	10
9	同材	有	有	内 and 外	-	-	室温	0.07	1
10	同材	有	有	内 and 外	-	-	室温	0.15	1
11	同材	有	有	内 and 外	-	-	室温	0.3	1
12	同材	有	有	内 and 外	-	-	室温	1	1
13	同材	有	有	内 and 外	-	-	350	-0.15	1
14	同材	有	有	内 and 外	-	-	350	-0.3	1
15	同材	有	有	内 and 外	-	-	350	-1	1
16	同材	有	有	内 and 外	-	-	350	-1	10
17	同材	有	有	内 and 外	-	-	350	0.07	1
18	同材	有	有	内 and 外	-	-	350	0.15	1
19	同材	有	有	内 and 外	-	-	350	0.3	1
20	同材	有	有	内 and 外	-	-	350	1	1
21	異材 1	有	有	内 and 外	250	1	-	-	-
22	異材 1	有	有	内 and 外	300	1	-	-	-
23	異材 1	有	有	内 and 外	400	1	-	-	-
24	異材 1	有	有	内 and 外	450	1	-	-	-
25	異材 1	有	有	内 and 外	-	-	室温	-0.15	1
26	異材 1	有	有	内 and 外	-	-	室温	-0.3	1
27	異材 1	有	有	内 and 外	-	-	室温	-1	1
28	異材 1	有	有	内 and 外	-	-	室温	-1	10
29	異材 1	有	有	内 and 外	-	-	室温	0.07	1
30	異材 1	有	有	内 and 外	-	-	室温	0.15	1
31	異材 1	有	有	内 and 外	-	-	室温	0.3	1
32	異材 1	有	有	内 and 外	-	-	室温	1	1
33	異材 1	有	有	内 and 外	-	-	350	-0.15	1
34	異材 1	有	有	内 and 外	-	-	350	-0.3	1

35	異材 1	有	有	内 and 外	-	-	350	-1	1
36	異材 1	有	有	内 and 外	-	-	350	-1	10
37	異材 1	有	有	内 and 外	-	-	350	0.07	1
38	異材 1	有	有	内 and 外	-	-	350	0.15	1
39	異材 1	有	有	内 and 外	-	-	350	0.3	1
40	異材 1	有	有	内 and 外	-	-	350	1	1
41	異材 2	有	有	内 and 外	250	1	-	-	-
42	異材 2	有	有	内 and 外	300	1	-	-	-
43	異材 2	有	有	内 and 外	400	1	-	-	-
44	異材 2	有	有	内 and 外	450	1	-	-	-
45	異材 2	有	有	内 and 外	-	-	室温	-0.15	1
46	異材 2	有	有	内 and 外	-	-	室温	-0.3	1
47	異材 2	有	有	内 and 外	-	-	室温	-1	1
48	異材 2	有	有	内 and 外	-	-	室温	-1	10
49	異材 2	有	有	内 and 外	-	-	室温	0.07	1
50	異材 2	有	有	内 and 外	-	-	室温	0.15	1
51	異材 2	有	有	内 and 外	-	-	室温	0.3	1
52	異材 2	有	有	内 and 外	-	-	室温	1	1
53	異材 2	有	有	内 and 外	-	-	350	-0.15	1
54	異材 2	有	有	内 and 外	-	-	350	-0.3	1
55	異材 2	有	有	内 and 外	-	-	350	-1	1
56	異材 2	有	有	内 and 外	-	-	350	-1	10
57	異材 2	有	有	内 and 外	-	-	350	0.07	1
58	異材 2	有	有	内 and 外	-	-	350	0.15	1
59	異材 2	有	有	内 and 外	-	-	350	0.3	1
60	異材 2	有	有	内 and 外	-	-	350	1	1

\*：異材 1 は溶接材料が Y316L、異材 2 は溶接材料が YNiCr-3

## (2) 測定結果と解析結果の比較（同材継手：H27 年度、異材継手：H28 年度）

初めに同材継手の測定結果と解析結果の比較を行った。外面の溶接⇒SP⇒350℃の熱緩和 or 0.07%の圧縮ひずみを負荷した場合の比較結果について、図 12 に溶接のままを、図 13 に SP 後を、図 14 に 350℃の熱緩和後を、図 15 に 0.07%の圧縮ひずみ負荷後の残留応力を示す。溶接のまま及び図 13～15 の±25 mm の SP 領域は、測定値と解析値の差が 150 MPa 以内である。ただし、SP 領域外は整形加工時の研削加工による残留応力が生じており、一方、解析では研削加工を考慮していないため、150 MPa 以上の差になっている。なお、本研究では、整形加工部分の残留応力は検討対象外であり、また、3.2.1(3)節の①及び②における検討から、整形加工がその後工程である SP による残留応力に及ぼす影響は小さいと考えられるため、SP 施工部の残留応力及びその変化を検討する際に、整形加工の影響は考慮する必要はないものとした。

また、同材継手の内面について、図 16 に内面の SP 後を、図 17 に 0.07%の圧縮ひずみ負荷後の残留応力を示す。±25 mm の SP 領域では、測定値と解析値の差は 150 MPa 前後で

ある。なお、SP 領域外の測定値は、整形加工による研削加工時の残留応力があるため、150 MPa よりはるかに大きい差が解析値との間で生じている。以上より、同材継手は溶接⇒SP ⇒350 °Cの熱緩和 or 0.07%の圧縮ひずみを負荷した場合の残留応力を FEM 解析ではほぼ再現できていると考えられ、開発した FEM 解析手法は妥当だと言える。

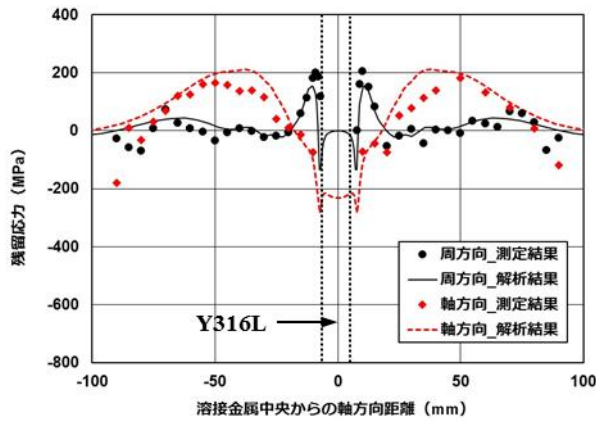


図 12 同材継手外面の溶接のままの残留応力

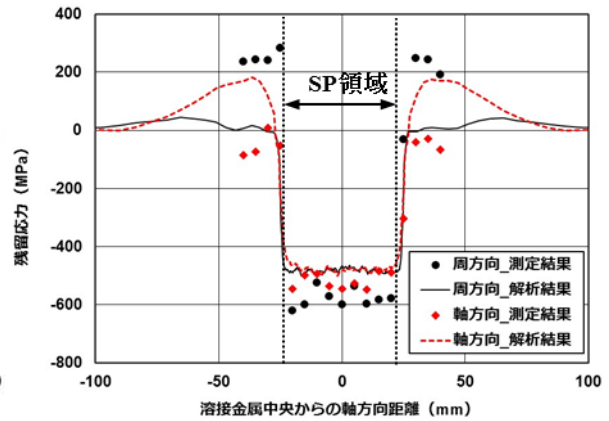


図 13 同材継手外面の整形加工後に SP した後の残留応力

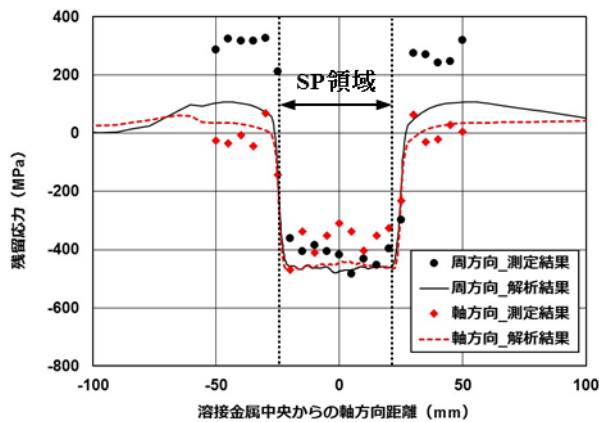


図 14 同材継手の外面における SP 後に 350 °Cで熱緩和した後の残留応力

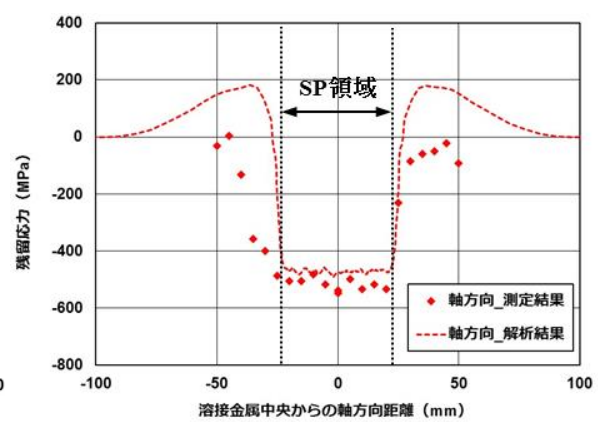


図 15 同材継手の外面における SP 後に圧縮の 0.07%ひずみ負荷後の残留応力



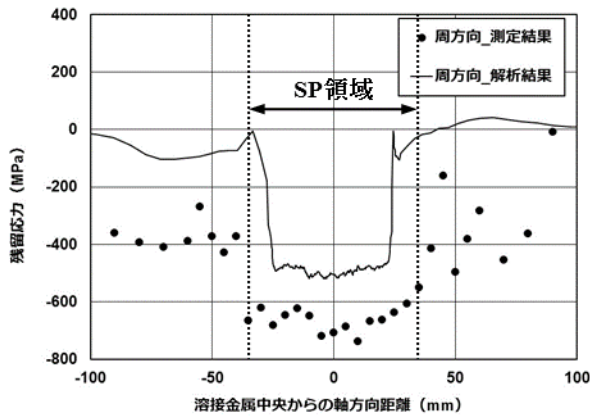


図 16 同材継手の内面における整形加工後に SP した後の残留応力

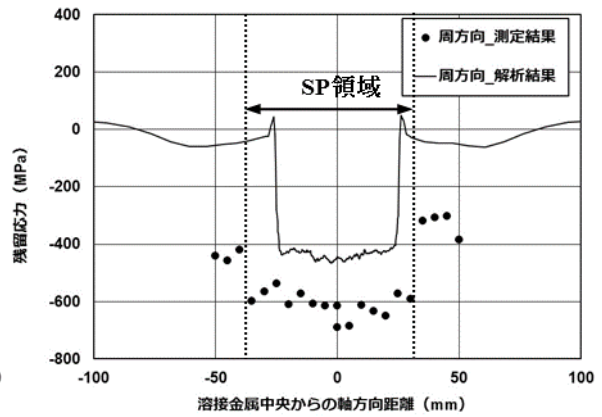


図 17 同材継手の内面における SP 後に圧縮の 0.07% ひずみ負荷後の残留応力

次に、異材継手の測定結果と解析結果の比較を行った。図 18 に溶接材料が Y316L の外面における溶接のままの比較結果を示す。また、図 19 と図 20 に溶接材料が YNiCr-3 の外面における溶接のままと SP 後の比較結果を示す。溶接材料が Y316L のときの溶接のままでは測定結果と解析結果はほぼ同じで、その差は 150 MPa 以下である。また、図 19 では、部分的に差が 150 MPa 以上になる箇所はあるが、ほぼ同じである。そして、図 20 では、高い圧縮残留応力が存在する SP 領域では、測定結果と解析結果の差は 150 MPa 前後であった。しかし、測定結果は SUS316L と STPT370 で約 300~400 MPa の差があるが、解析結果ではこのような顕著な差は見られなかった。これは、STPT370 に対するショット衝突時の力学モデルを再構築する必要があり、今後の課題だと考えられる。

一方、SP 領域以外では、整形加工による研削加工時の残留応力が測定結果で存在するが、解析では研削加工の影響を考慮していないため、150 MPa 以上の差が生じたと考えられる。

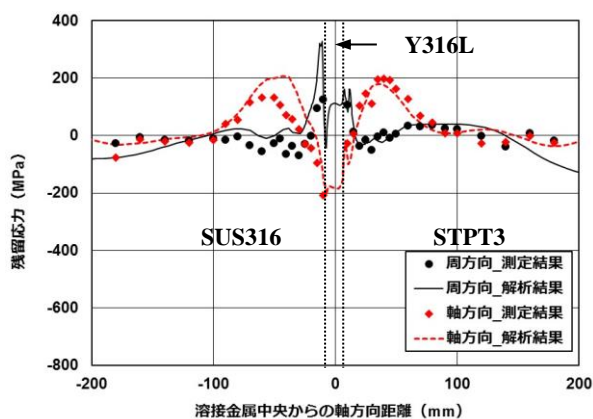


図 18 溶接材料が Y316L の異材継手における外面溶接のままの残留応力

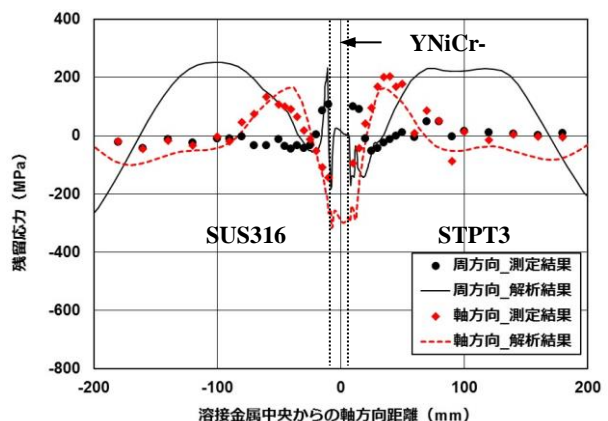


図 19 溶接材料が YNiCr-3 の異材継手における外面溶接のままの残留応力

また、図 21 に同材継手の表面残留応力測定値 (X 線回折法) と解析値の関係を、図 22 に異材継手の表面残留応力測定値 (X 線回折法) と解析値の関係を示す。なお、溶接後に研削加工した部位の残留応力は、解析では考慮されていないため、比較の対象外とした。解析値は、測定値のおよそ  $\pm 150$  MPa 以内に収まっていた。

一方、図 23 に同材継手の外面に SP を施して熱サイクルを付与したときの内部残留応力測定値 (中性子線回折法) と解析値の関係を示す。内部残留応力も表面残留応力と同様に  $\pm 150$  MPa 以内に収まっていた。したがって、開発した FEM 解析手法の解析精度は、残留応力測定値に対して実用上十分なおよそ  $\pm 150$  MPa 以内であった。

以上より、溶接⇒SP⇒ $350$  °Cの熱緩和 or 0.07%の圧縮ひずみを負荷した場合の残留応力について、測定結果と解析結果の差は、実用上十分な約 150 MPa 以内であり、開発した FEM 解析手法の妥当性を検証することができた。

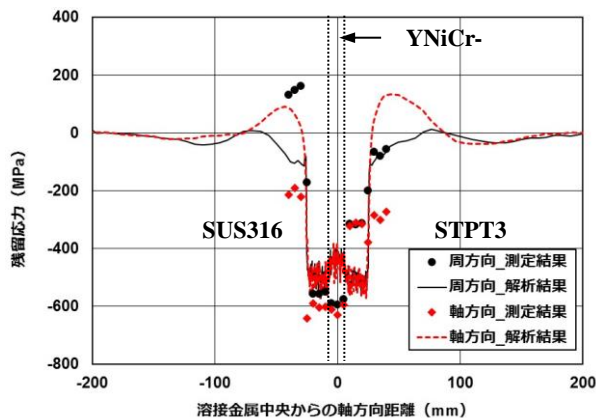


図 20 溶接材料が YNiCr-3 の異材継手における外面 SP 後の残留応力

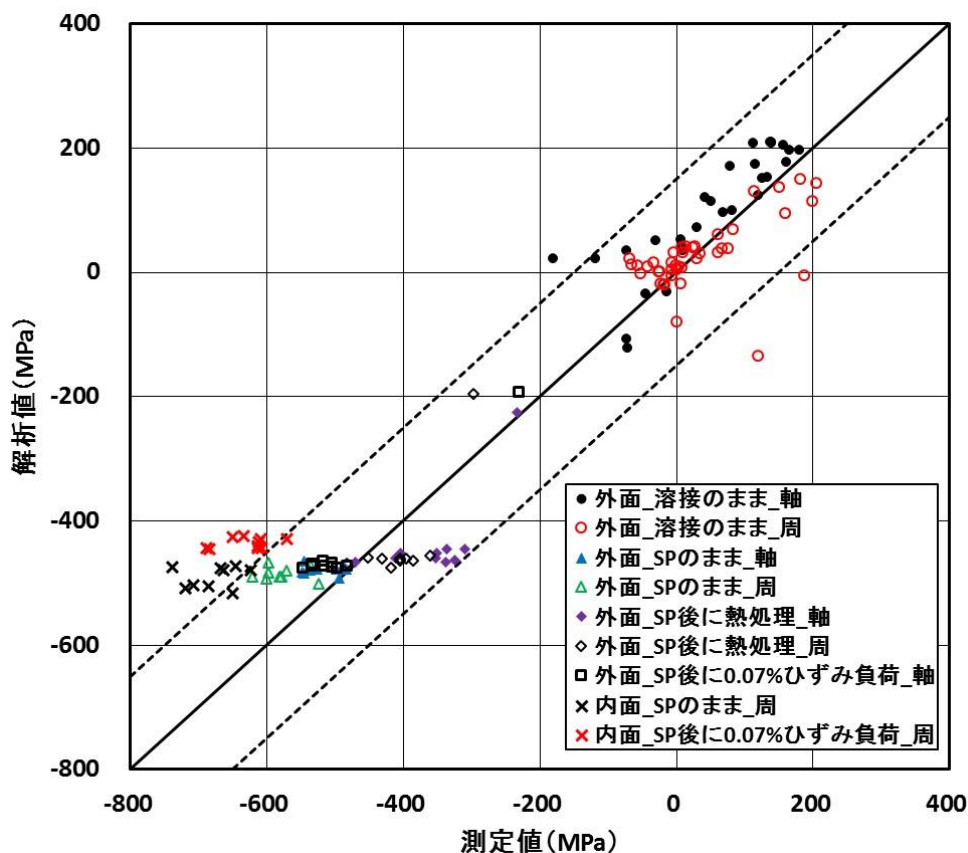


図 21 同材継手における表面残留応力測定値と解析値の関係

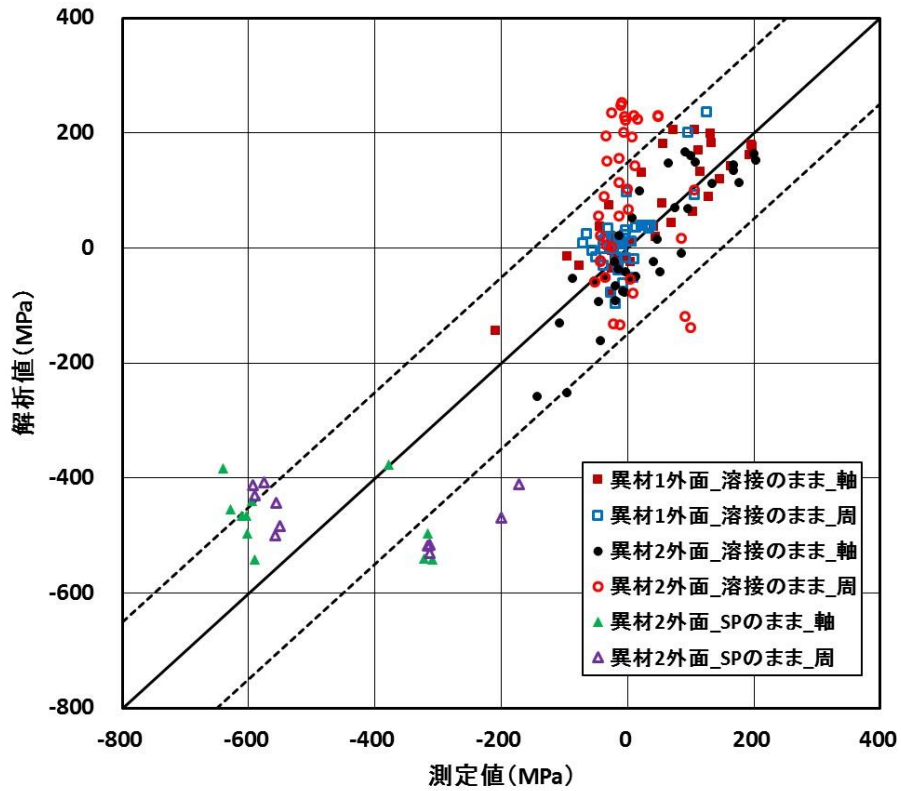


図 22 異材継手における表面残留応力測定値と解析値の関係  
(異材 1 : 溶接材料が Y316L、異材 2 : 溶接材料が YNiCr-3)

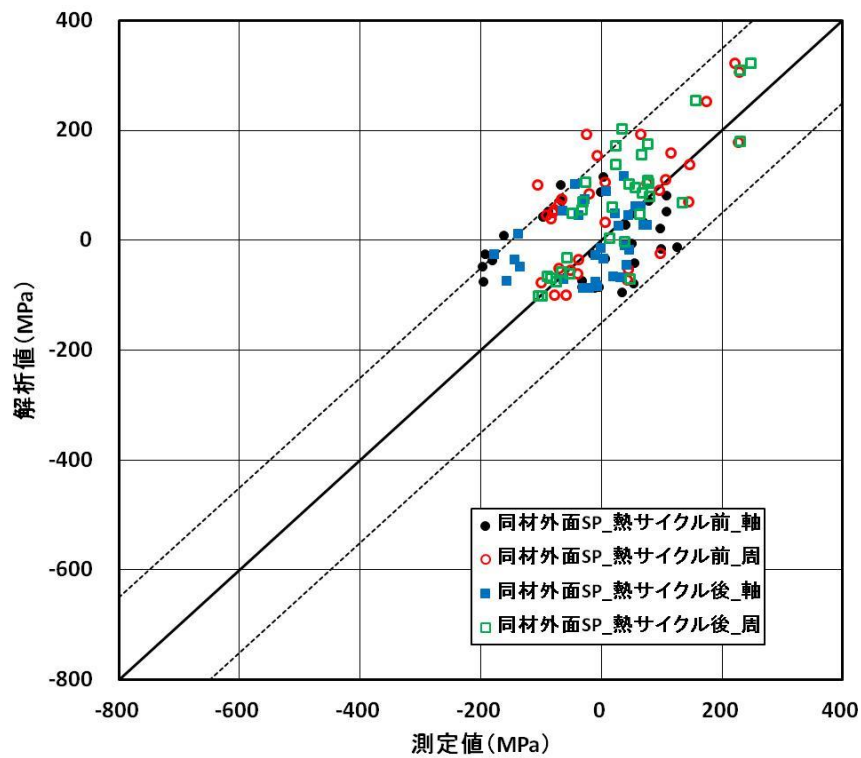


図 23 同材継手における内部残留応力測定値と解析値の関係

### 参考文献 (3.1 節)

- 1) 小畑稔, 久保達也, 依田正樹, 佐伯綾一, 石川達也: “レーザーピーニングにより形成した圧縮残留応力の緩和特性評価”, M&M2009 材料力学カンファレンス CD-ROM 論文集, pp.343-344 (2009)
- 2) 齋藤昇, 波東久光, 吉久保富士夫, 守中廉: “WJP による残留応力改善効果の持続性評価”, 日本材料学会第 59 期学術講演会講演論文集, pp.307-308 (2010)
- 3) 前口貴治, 堤一也, 豊田真彦, 太田高裕, 岡部武利, 佐藤知伸: “ピーニングによる応力腐食割れ防止効果に関する研究”, 日本保全学会第 7 回学術講演会要旨集, pp.568-571 (2010)
- 4) 西川聡, 中田志津雄, 堀井行彦, 古村一朗, 山口篤憲: “圧縮残留応力付与部の熱時効による応力緩和挙動”, 日本保全学会第 4 回学術講演会要旨集, pp.276-279 (2007)
- 5) 角谷利恵, 田澤俊幸, 檜崎千尋, 齋藤利之: “レーザーピーニング施工面の圧縮残留応力に及ぼす外部応力負荷の影響”, M&M2009 材料力学カンファレンス CD-ROM 論文集, pp.340-342 (2009)
- 6) 政木清孝, 若林豊, 越智保雄, 松村隆, 佐野雄二, 久保達也: “レーザーピーニング処理した SUS316L 鋼の高サイクル疲労挙動”, M&M2004 材料力学カンファレンス講演論文集 (2004)
- 7) K. Okimura, T. Ohta, T. Konno, M. Narita and M. Toyoda “Reliability of Water Jet Peening as Residual Stress Improvement Method for Alloy 600 PWSCC Mitigation”, Proceeding of the 16th International Conference on Nuclear Engineering, ICONE16, May11-15, 2008, Orlando, Florida, USA.
- 8) 佐川渉, 吉久保富士夫, 守中康, 菅野明弘, 波東久光, 齋藤昇: “ウォータジェットピーニング (WJP) 技術の BWR 炉内構造物への適用”, 保全学, Vol.7, No.4, pp.69-76 (2009)
- 9) 吉村敏彦, 大城戸忍, 榎本邦夫, 守中廉, 平野克彦, 黒澤孝一, 林英策: “ウォータジェットピーニングによる原子炉内機器溶接部の残留応力低減”, 日本材料学会第 38 回 X 線材料強度に関する検討会, 2001 年 11 月 30 日, pp.38-44 (2001)
- 10) 橋本匡史, 大沢悠介, 伊藤真介, 才田一幸, 望月正人, 西本和俊, 亀山雅司, 平野伸朗, 千種直樹: “ウォータジェットピーニングによる残留応力低減効果の全施工プロセスを考慮した長期安定性評価”, 第 204 回溶接冶金研究委員会資料 (2011)
- 11) 田澤俊幸, 角谷利恵, 檜崎千尋, 齋藤利之: “レーザーピーニング施工をした溶接部の圧縮残留応力に及ぼす外部応力負荷の影響”, M&M2010 材料力学カンファレンス CD-ROM 論文集, pp.1263-1265 (2010)
- 12) 齋藤昇, 榎本邦夫, 黒澤孝一, 守中康, 林英策, 石川哲也, 吉村敏彦: “原子力プラントの炉内機器に対するウォータジェットピーニング技術の開発”, 噴流工学, Vol.20, No.1, pp.4-12 (2003)
- 13) 瀬良健彦, 中野守人, 平野伸朗, 千種直樹, 岡野成威, 望月正人: “大規模計算機シミュレーションを用いた表面加工による残留応力改善保全策の長期信頼性評価手法の構築”, 保全学, Vol.13-4, pp.79-86 (2015)
- 14) 西川聡, 大北茂, 山口篤憲: “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.11-4, pp.69-76 (2013)

- 15) 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（IAF）事業原子炉圧力容器の異材溶接部に関する高温材料特性データ集，2013，付 2-26.
- 16) 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（IAF）事業原子炉圧力容器の異材溶接部に関する高温材料特性データ集，2013，付 2-15.

### 3.2 実機部分模擬溶接試験体の残留応力評価（H26-H28 年度）

#### 3.2.1 X線回折による表面残留応力評価（H26-H28 年度）

##### (1) X線応力測定の基本原理（H26 年度）

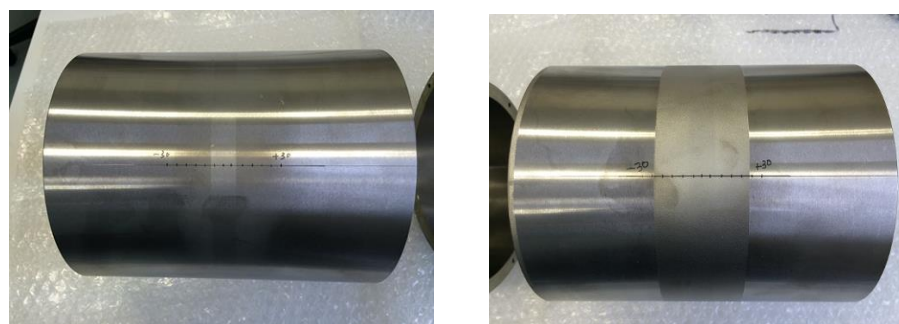
表面残留応力は、結晶格子面における X 線回折(XRD)現象を利用して応力を測定する「X 線応力測定法」[1]を用いて測定した。X 線応力測定法では、非破壊・非接触で残留応力の測定が可能である。したがって、試験体に荷重負荷や熱サイクル負荷を与え、その前後の残留応力変化を同一の試験体において追跡することが可能であり、また、荷重負荷などの環境下におけるその場残留応力測定も可能であるため、本研究に最適である。

##### (2) 予備試験（H26 年度）

本研究費によって購入した現場型 X 線応力測定装置（以下 X 線装置）により、本研究の試験体の残留応力が十分な精度で測定可能であること及び試験体に施した SP の残留応力改善効果を確認するために予備試験を行った。試験体は、3.1 節で製作した同材継手 7 体のうち、図 24 に示す 2 体を用いた。

予備試験における X 線応力測定条件を表 9 に示す。特性 X 線は  $\text{CrK}\alpha$  を使い、 $\gamma\text{-Fe}$  の 220 回折を測定した。材料への X 線侵入深さは  $10\ \mu\text{m}$  弱程度であるため、測定された応力は X 線照射領域における極表面層内の平均値となる。応力の方向は L 方向（溶接ビードに平行な円周方向）とした。測定位置は、図 25 に示すように溶接始点から  $180^\circ$  の外表面であり、溶接ビード中心から  $\pm 30\ \text{mm}$  の範囲で応力分布を測定した。X 線の弾性定数は文献値を用いた ( $E/(1+\nu) = 149\ \text{GPa}$ ) [1]。

残留応力測定結果を図 26 に示す。図中のエラーバーは、 $\sin^2\psi$  線図の勾配の標準偏差に弾性定数を乗じて求めた応力のばらつきであり、その値はおおよそ  $\pm 30\sim 50\ \text{MPa}$  と十分な測定精度を有している。残留応力は、研削による整形加工面である 26-3 では加工による引張残留応力が生じている。一方、整形加工面に SP 施工した 26-5 の残留応力は約  $700\ \text{MPa}$  の圧縮に転じており、SP によって残留応力が改善されたことが明確に示された。以上のように、予備試験を実施し、導入した X 線装置により、本研究の試験体の残留応力が十分な精度で測定できること、また、SP 加工により残留応力が圧縮側に改善されたことが確認された。



(a) 整形加工試験体

(b) 外面 SP 施工試験体

図 24 予備試験に用いた試験体の外観

表 9 X線応力測定条件 (平成 26 年度)

Characteristic X-ray	CrK $\alpha$
Tube voltage, kV	20
Tube current, mA	4
Diffraction	$\gamma$ -Fe 220
Diffraction angle $2\theta$ , deg	128.8
Aperture size, L x T mm <sup>2</sup>	2 x 5
Number of X-ray incident angle	16
X-ray elastic constant $E/(1+\nu)$ , GPa	149
Direction of measured stress	Longi.

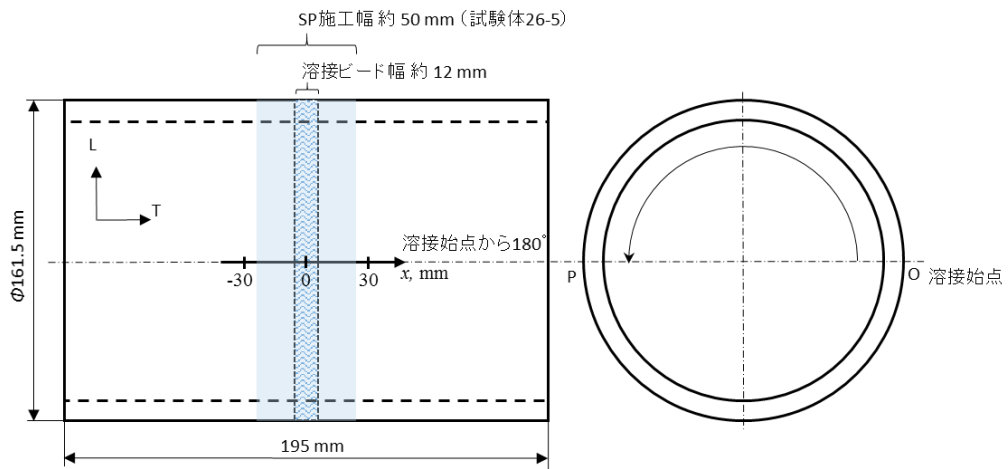


図 25 残留応力測定位置

(溶接開始点から 180° の P 点における試験体外面 x 軸上の応力分布測定)

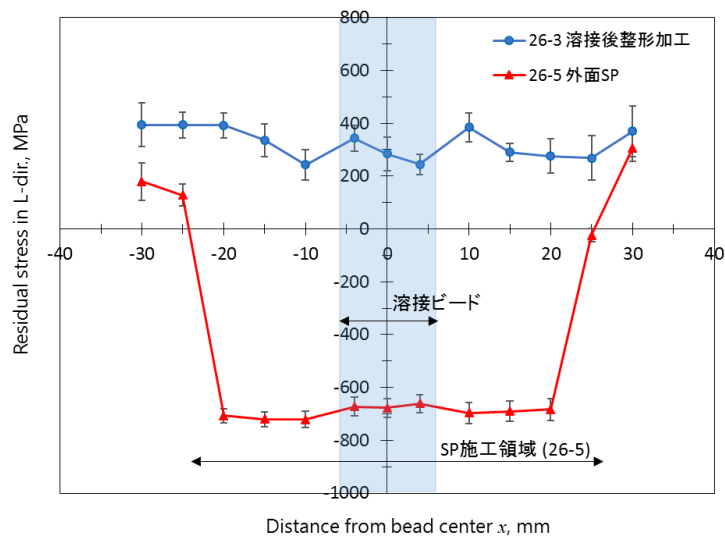


図 26 溶接ビード近傍の表面残留応力分布(応力方向は L 方向)

### (3) 表面残留応力 (H27-H28 年度)

本項以降のX線応力測定条件を表 10 に示す。配管の鉄鋼材料側 (STPT370) では、特性X線:  $\text{CrK}\alpha$ 、回折面:  $\alpha\text{-Fe}211$  とし、配管のステンレス鋼側 (SUS316L) 及び溶接金属 (Y316L 及び YNiCr-3) では、 $\text{MnK}\alpha$ 、 $\gamma\text{-Fe}311$  または  $\text{Ni}311$  とした。X線照射領域は  $\phi 1\text{ mm}$  を基本とし、相対的に結晶粒径が大きく、回折線形状が乱れる場合は  $\phi 2\text{ mm}$  とした。残留応力の測定方向は、図 27 に示すように、配管の円周方向を **Hoop** 方向、また、管軸方向を **Axial** 方向と定義した。なお、装置の都合上、内面では **Hoop** 方向のみの測定となる。配管における残留応力測定位置は、図 27 に示すように溶接起点から  $180^\circ$  位置における外面あるいは内面の  $x$  軸上である。X線の弾性定数  $E/(1+\nu)$  は文献値を用いた[1]。試験片外面及び内面の残留応力を測定する際の装置レイアウトをそれぞれ図 28 に示す。

表 10 X線応力測定条件 (平成 27、28 年度)

X-ray apparatus	PROTO Manufacturing iXRD		
	Steel (Pipe: STPT370)	Stainless steel (Pipe: SUS316L Weld metal: Y316L)	Nickel alloy (Weld metal: YNiCr-3)
Measured material			
Characteristic X-ray	$\text{CrK}\alpha$	$\text{MnK}\alpha$	$\text{MnK}\alpha$
Tube voltage, kV	20	20	20
Tube current, mA	4	4	4
Diffraction	$\alpha\text{-Fe}211$	$\gamma\text{-Fe}311$	$\text{Ni}311$
Diffraction angle $2\theta$ , deg	156.4	152.2	152.2
Number of X-ray incident angle $\psi$	9	9	9
X-ray elastic constant $E/(1+\nu)$ , GPa	175	149	149

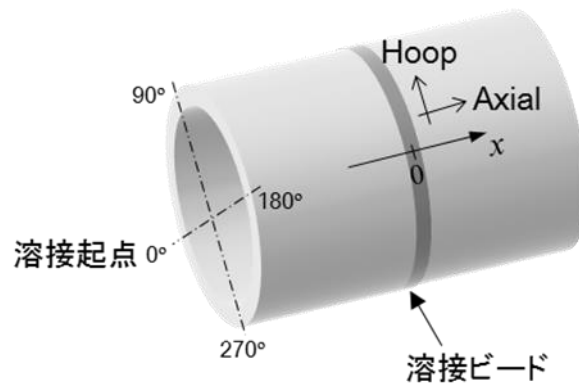


図 27 残留応力の方向 (Hoop, Axial) の定義



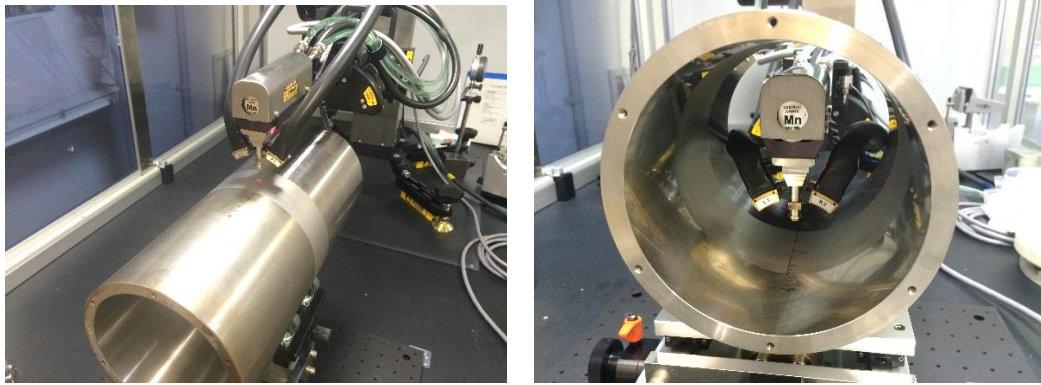
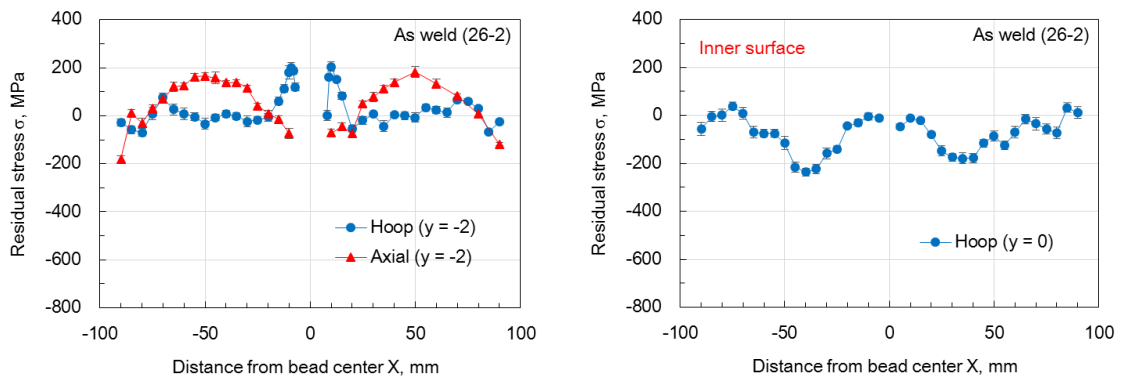


図 28 試験片外面(左図)及び内面(右図)の残留応力測定における X 線装置レイアウト

① 同材溶接継手の表面残留応力 (H27 年度)

図 29 に溶接ままの同材継手の外表面(a)、内表面(b)の残留応力分布を示す。(a)に示すように、Hoop 方向の残留応力は、溶接ビード (幅約 15 mm) の近傍で引張を示し、溶接ビードから離れるに従い急減して、 $X = 20$  mmあるいは  $-20$  mm でほぼゼロとなった。Axial 方向の残留応力は、溶接ビード近傍で 100MPa 程度の圧縮、 $X = 50$  mm、 $-50$  mm 近傍で引張となり、管の両端に向けそれが漸減していく山型の分布となった。また、内表面では、溶接ビード近傍でほぼゼロ、そこから離れると一旦圧縮となり、それが管の端に向けて漸減していく。溶接した配管継手では、溶接残留応力と試料の三次元形状との相互影響で発生する構造応力とが重畳していると考えられる。実際、配管はビード部で直径が絞り込まれた形状となっており (図 30)、すなわち、軸方向の曲げが発生していることが分かる。



(a)外表面

(b)内表面

図 29 同材配管継手溶接ままの表面残留応力分布

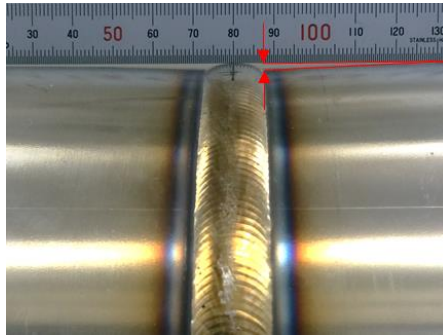
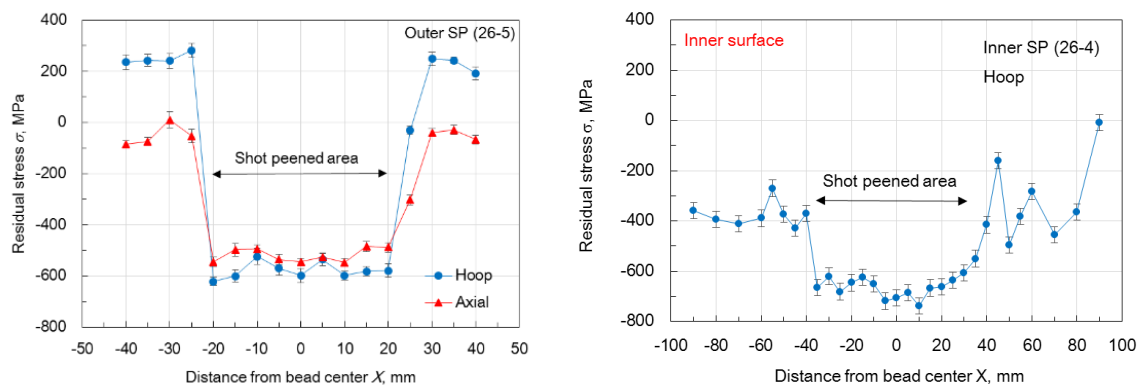


図 30 溶接ビード部近傍の形状（溶接まま）



(a)外表面に SP 施工

(b)内表面に SP 施工

図 31 同材継手 SP 施工面の残留応力

次に、整形加工面の溶接ビードを中心とした $\pm 20$  mmの範囲にSPを施工した試験体における残留応力を図31に示す。同図(a)及び(b)は、それぞれ外表面及び内表面にSP施工した試験体の残留応力である。いずれも高い圧縮残留応力が発生している。なお、SP施工前の整形加工部分の残留応力は、外表面は $-100 \sim -200$ MPa、内表面は $-400$ MPaと、外表面と内表面とでかなり差があったにもかかわらず、SP施工による残留応力は外表面と内表面とでそれぞれ $-600$  MPa及び $-650$  MPaと同程度となったことから、整形加工による残留応力が、後工程であるSP施工によって発生する残留応力の大きさに及ぼす影響は小さいと考えられる。

## ② 異材継手の表面残留応力（H28年度）

図 32 は、異材継手（溶接まま）の表面残留応力であり、(a)と(b)では溶金が異なり、それぞれ SUS316L 及び YNiCr-3 である。(a) (b)ともに $\pm 50$  mm近傍に Axial 方向の引張ピーク応力が発生しており、また、その値は SUS316L よりも STPT370 の方が高くなっている。図 33 及び 34 は異材配管継手の SP 施工面の残留応力であり、それぞれ溶金が SUS316L 及び YNiCr-3 である。両者とも同様に、溶金部及び SUS316L 側に約 600MPa の高い圧縮残留応力、STPT370 側ではそれよりも低い約 300MPa の圧縮残留応力が発生した。

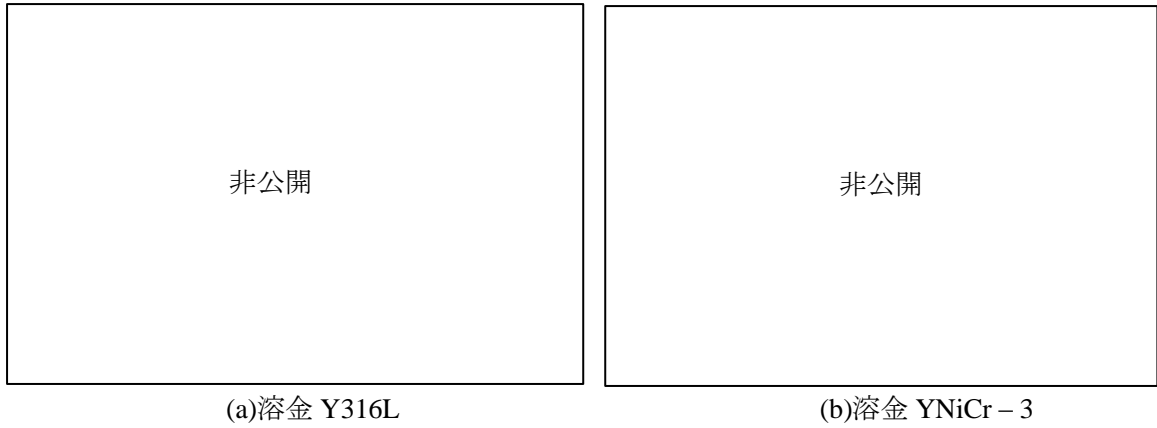


図 32 異材継手溶接ままの残留応力分布



図 33 異材継手 SP 施工面の残留応力分布 (溶金 Y316L)



図 34 異材継手 SP 施工面の残留応力分布 (溶金 YNiCr-3)

### ③ 表面直下の残留応力深さ分布 (H27 年度)

FEM解析結果の検証のため、試験体表層内残留応力の深さ分布を測定した。測定には、直径約10mmのスポット状に電解研磨できるため試験体の局所的電解研磨(図35)に適する電解研磨機(プロトマニュファクチュアリング製8813-V3(図36))を用い、電解研磨による表面層除去とX線応力測定とを逐次繰り返して残留応力深さ分布を測定した。電解液は、「過塩素酸1：酢酸4」あるいは「塩化アンモニウム1：エチレングリコール1：精製水4」を用いた。電解研磨による層除去深さはダイヤルゲージ及びレーザー変位計で測定した。図36に試験体の局所的電解研磨のセットアップ、図37に配管継手の研磨深さ測定レイアウトを示す。

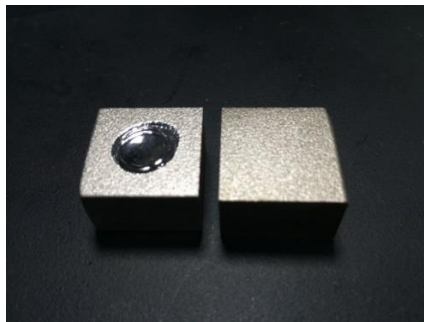


図 35 電解研磨前(右)後(左)の平板試料



図 36 試験体の電解研磨セットアップ

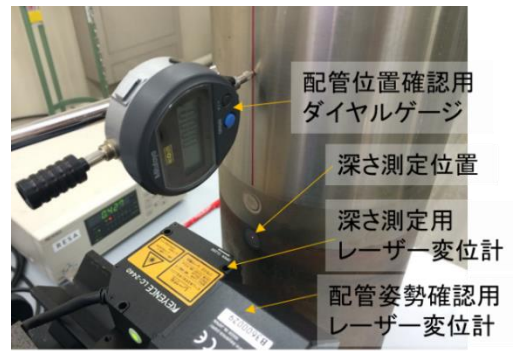
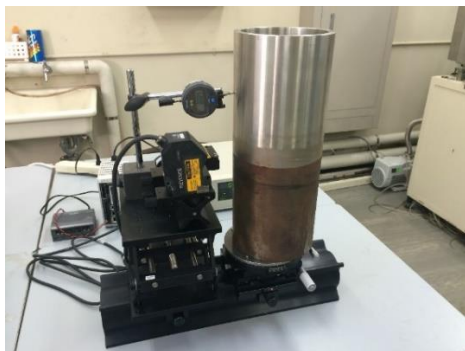


図 37 試験体の電解研磨深さ測定レイアウト

SUS316L 平板の SP 施工部の残留応力深さ分布を図 38 示す。同図には、配管試験体における外表面と内表面のそれぞれの SP 施工条件と同等の条件で施工した結果を示す。残留応力深さ分布は両条件でほぼ同じであり、配管試験体においても SP 施工により外表面、内表面で同等の残留応力が導入されたと推定される。また、圧縮残留応力は深さ約 600  $\mu\text{m}$  でほぼゼロ応力に収束した。配管試験体における整形加工部の加工影響深さは約 290  $\mu\text{m}$  であり、これよりもかなり浅い (図 39)。また、SP 施工による表面層内の加工硬化は、深さ約 400  $\mu\text{m}$  まで達している。したがって、表面残留応力に関する考察でも述べたように、整形加工による残留応力は SP 施工による残留応力に影響をあまり及ぼさないと考えられる。このことから、FEM 解析においては、整形加工による残留応力導入は無視できるものとした。

次に、FEM 解析におけるカバレッジ (SP 施工時のショットの照射密度、 $C_v$ ) を検討する際に用いるため、カバレッジと残留応力との関係を実測した。図 40 は、 $C_v=100$ 、300、800%の平板試験片における残留応力深さ分布である。残留応力分布は  $C_v=300\%$  と 800%とでほぼ同じであり、300%で既に飽和していることが分かった。

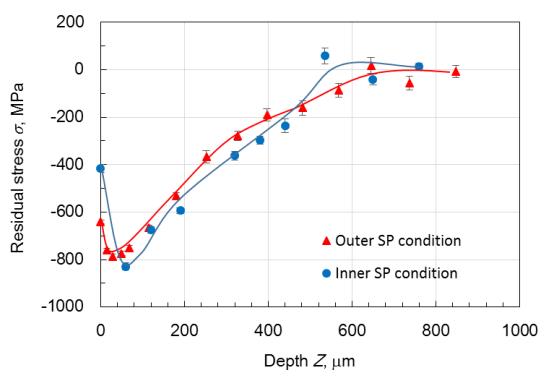


図 38 SP 施工面の残留応力深さ分布

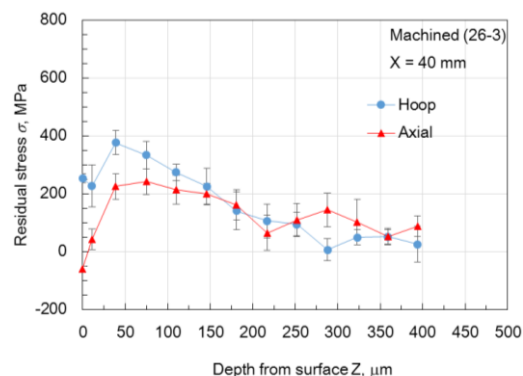


図 39 同材接手整形加工部の残留応力深さ分布

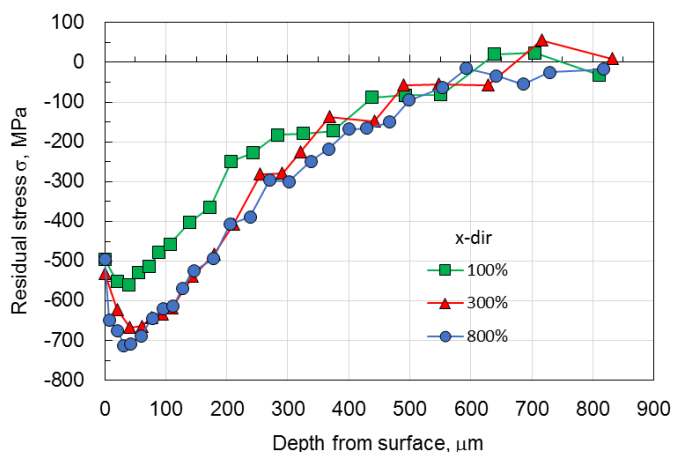


図 40 残留応力深さ分布に及ぼすカバレッジの影響

前節では、FEM 解析における SP 残留応力の妥当性検討のための実測データとして、純粹に SP 施工のみによって導入される残留応力深さ分布を平板試験片で調査した。一方、実機では、溶接部に SP が施工されるため、この場合の残留応力深さ分布についても FEM 解析の妥当性検証を行うことが望ましい。そこで、異材接手の残留応力深さ分布を測定した。結果を図 41 に示す。STPT370 と SUS316L そして溶金 Y316L の 3 か所それぞれで異なる残留応力分布が得られた。



図 41 異材接手各部の残留応力深さ分布

### 3.2.2 試料加熱システム及び応力負荷機構の設計、製作 (H27-H28 年度)

#### (1) 試料加熱システム (H27 年度)

試験体の熱サイクル付与による残留応力変化測定に用いるため、試料加熱システムを製作した (図 42 (a)-(e))。本システムを用いて、本研究の同材接手と同一材料・同一形状のダミー試験体を用いて予備試験を行った。試験体の中央及び上端・下端近傍の計 3 か所に熱電対をセラミック接着剤で固定し、続いてリボンヒーター及び保温材を巻き付けた。設定温度を 350°C として通電を開始し、約 60 分後に試験体温度が安定すること、また、試験体各部の温度差が 10°C 以内であることを確認した。この温度差によるひずみ差は応力に換算して 30MPa 程度であり、応力測定のばらつきの範囲内であることから、無視できるものとして本システムを実験に用いた。

#### (2) 中性子回折用応力負荷機構の設計、製作 (H28 年度)

残留応力は物体内で弾性力学的つり合い状態にある。したがって、たとえば表面で観測された残留応力変化の原因が内部にある場合もある。そのため、FEM との比較やそれによる残留応力の変化機構解明のためには、表面から内部にかけての応力状態をその場測定することが望ましい。ただし、前節で用いた電解研磨法では数 100 $\mu\text{m}$  深さまでの詳細な応力分布の測定には適しているが、それ以上の深さは難しい。そこで本研究では、数十 mm 厚さの鉄鋼材料内部の残留応力分布を数  $\text{mm}^3$  の空間分解能で非破壊・非接触測定可能な中性子回折法による応力測定(中性子応力測定法)[2]を用いて、配管試験体内部の残留応力を測定した。具体的には、3.2.3 節で述べるように、熱サイクル負荷の前後における内部残留応



(a)ダミー試験体

(b)リボンヒーター巻き付け

(c)保温材巻き付け



(d)試料保持具に設置状態



(e)ヒーター電源

図 42 試料加熱システム

表 11 中性子回折用応力負荷機構仕様

加圧方式	手動油圧ポンプ
最大圧縮荷重、kN	1000
圧縮ストローク、mm	50
試験機寸法、mm	1600×650×200
試験機重量、kg	730
構成部品の最大重量、kg	480

力変化、そして、圧縮荷重下その場残留応力測定を行った。ここでは、本研究で設計、製作した、中性子回折用の応力負荷機構について述べる。

中性子回折実験は、J-PARC MLF に設置されている工学中性子回折装置 BL19 TAKUMI(匠)を用いて行う。そのため、TAKUMI の試料ステージの耐荷重及び試料空間、また、入射中性子ビーム及び回折線の経路、実験ハッチ内のクレーン容量 (50 kN)、そして、必要な圧縮荷重及びストローク等を考慮して試験機を設計、製作した。表 11 に試験機の仕様、図 43 に試験機の外観を示す。

### 3.2.3 実機模擬環境中の残留応力評価 (H27-H28 年度)

#### (1) 熱サイクル付与による残留応力変化 (H27 年度)

前節で製作した試料加熱システムを用いて、試験体に熱サイクルを1回付与し、その前後における残留応力をX線によって測定した。試験体は、外面SPを施工した同材継手1体及び内面SPを施工した異材接手2体である。熱サイクルにおける最高温度は、3.1.2節における検討結果から350℃とし、この温度で60分間保持した。熱サイクル付与中の試験体の温度履歴を図44に示す。

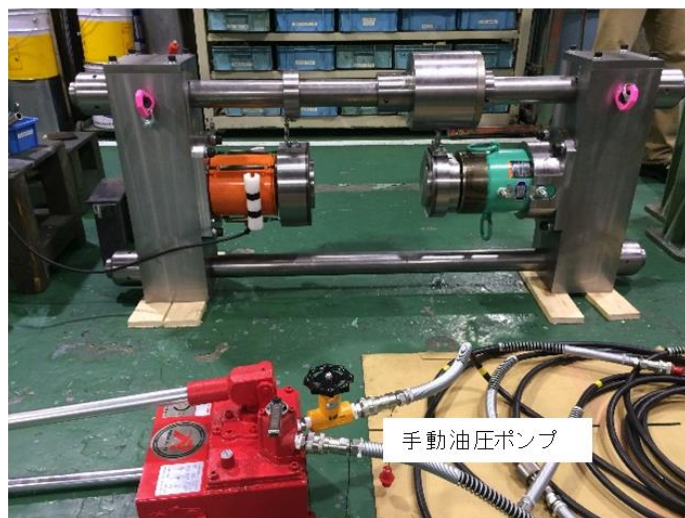
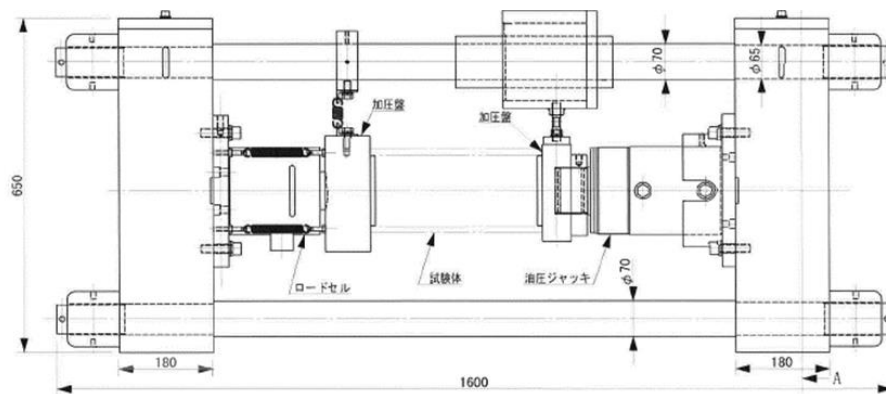


図 43 中性子回折用応力負荷機構

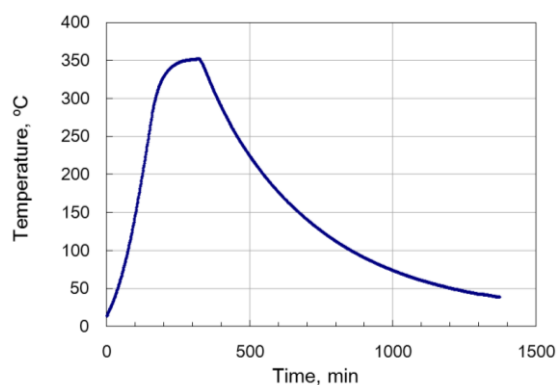


図 44 熱サイクル付与中の試験体の温度履歴

熱サイクル付与前後における表面残留応力の測定結果を図45に示す。熱サイクル付与により、SP施工領域の圧縮残留応力は、Axial、Hoop両方向とも100~200 MPaほど緩和した。

次に、異材配管試験体の結果を図46に示す。図の(a)、(b)はそれぞれ溶金がY316L及びYNiCr-3である。いずれも熱サイクル付与によりおおよそ200~300MPaの緩和が見られ、特に(b)の溶金内 (x=0) では、約400MPa緩和した。

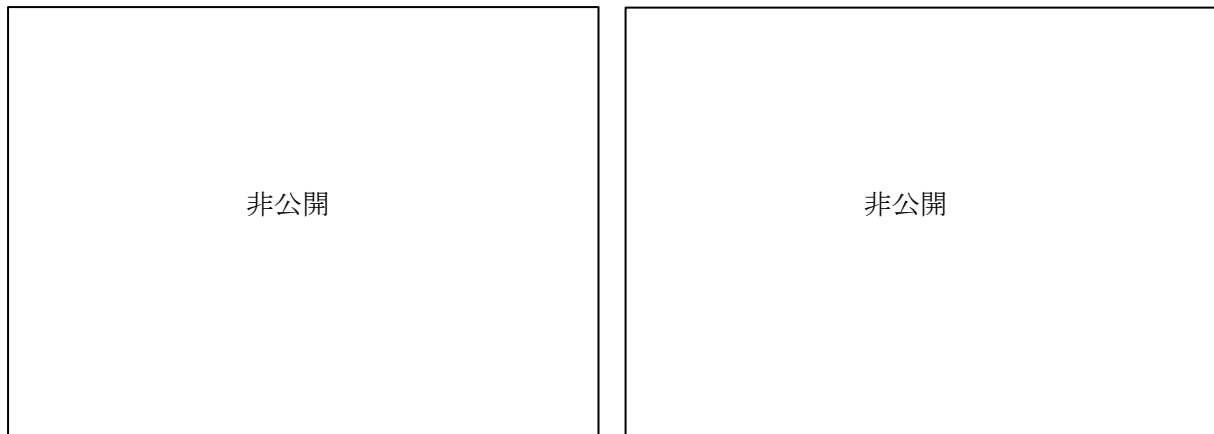
このような350°C1時間の熱時効ではクリープは無視できると考えられる。したがって、



残留応力緩和の原因としては、溶接残留応力とSP残留応力が発生している状態に、熱サイクル付与中の熱応力が重畳し、試験体の局所的応力が降伏点に達し、塑性変形したことが考えられる。



図 45 同材継手の熱サイクル付与前後の残留応力



(a)溶金 Y316L

(b)溶金 YNiCr-3

図 46 異材継手の熱サイクル付与前後の残留応力

中性子応力測定法による、熱サイクル付与前後の同材接手内部の残留応力変化測定結果について述べる。試験体は、溶接まま、外面 SP 及び外面 SP に熱サイクルを付与したものの計 3 体である。まず、残留応力測定位置を図 47 に示す。図中の◇マークが中性応力測定領域を示し、溶接ビード部近傍の外面から内面にかけての二次元マッピングを行った。図 48 は測定結果であり、左列から溶接まま、外面 SP 試験体、そして、外面 SP に熱サイクル付与後の内部残留応力分布を示し、応力の方向は、上段から管軸方向、溶接線方向及び表面法線方向である。管軸方向に着目すると、溶接まま試験体に外面 SP 施工することで外面側の圧縮残留応力が上昇し、これにバランスするように内面の引張残留応力が上昇している。熱サイクルを付与すると、外面の圧縮、内面の引張がともに低下しており、熱サイクル付与によって残留応力が若干緩和したことが分かる。

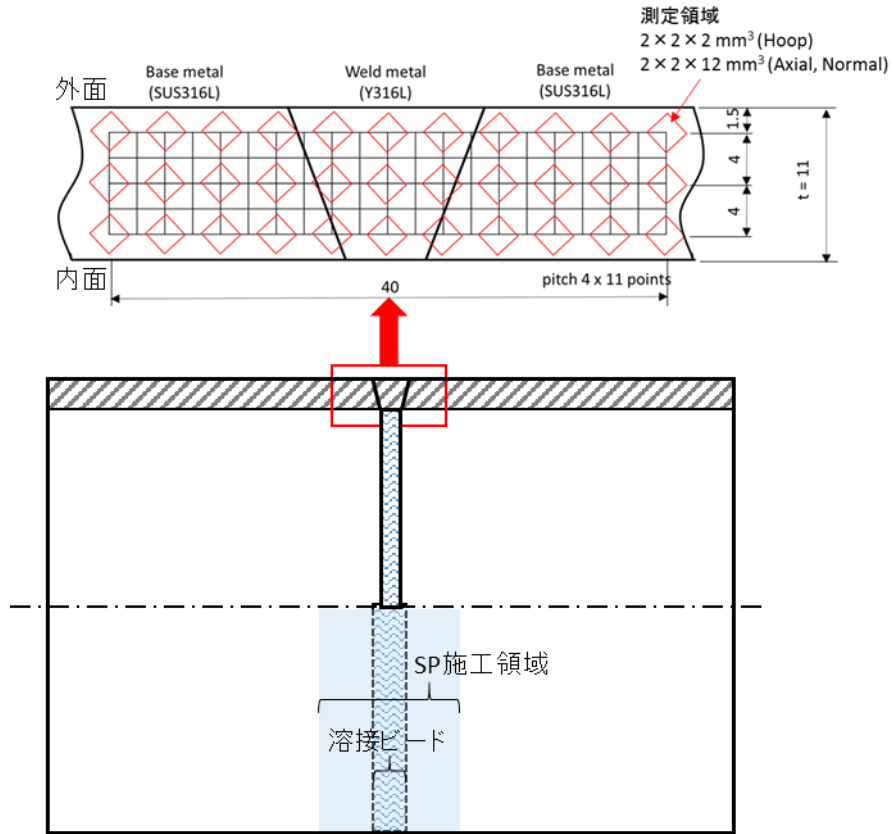


図 47 熱サイクル前後の内部残留応力分布測定位置



図 48 同材試験体の内部残留応力

## (2) 荷重負荷による残留応力変化 (H28 年度)

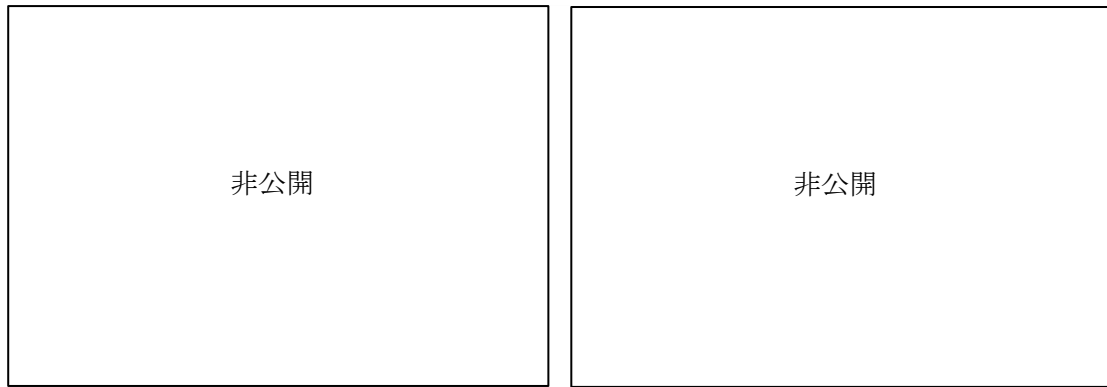
荷重負荷による残留応力変化については、荷重負荷の前後で測定する場合（オフライン測定）と、前述の中性子回折用応力負荷機構を用いて、負荷中に内部残留応力分布をその場測定する場合（オンライン測定）の両ケースについて実験した。

オフライン測定では、(株)東京衡機製の 200 トン圧縮試験機（図 49）を用いて、同材接手の管軸方向に圧縮荷重を負荷した。3.1.2 節における検討結果から圧縮荷重ひずみは 0.07% 及び 0.30% とし、外面に SP 施工した同材試験体 1 体に 0.07%、また、内面に SP 施工した同材接手 2 本にそれぞれ 0.07% 及び 0.30% を負荷した。図 50 (a)~(c) に圧縮前後の残留応力測定結果を示す。0.07% 負荷では外面 SP、内面 SP ともに Hoop 方向残留応力が 50 ~ 100MPa 緩和した ((a), (b))。一方、Axial 方向の残留応力の緩和量はそれよりもかなり小さかった ((a))。内面 SP に 0.30% 負荷した場合 ((c)) の緩和量は、0.07% の場合 ((b)) とあまり変わらず、100MPa 以内であった。



図 49 圧縮試験セットアップ (オフライン試験)

オンライン測定は、前述の中性子回折用応力負荷機構を J-PARC MLF の BL19 TAKUMI に設置して行った。試験体は異材接手とした。試験機を BL19 にセットした状態を図 51 に、その上面写真と試験体周りのセットアップを図 52 に示す。図 53 に、圧縮試験での残留応力測定位置を示す。圧縮荷重は 3.1.2 節における検討結果から 900 kN (管軸方向応力 170 MPa) とし、図 54 に示すように 2 サイクルの荷重負荷を行った。同図中に示すように、各ステップで荷重を保持し①~⑤において残留応力測定を行った。なお、本測定において中性子回折から得られるデータは、装置のアライメント上、管軸方向のみのひずみ値である。したがって、応力値を求めることはできないため、ひずみで議論する。



(a)外面 SP 施工試験体(0.07%)

(b)内面 SP 施工試験体(0.07%)



(c)内面 SP 施工試験体(0.30%)

図 50 同材接手の圧縮負荷による残留応力変化

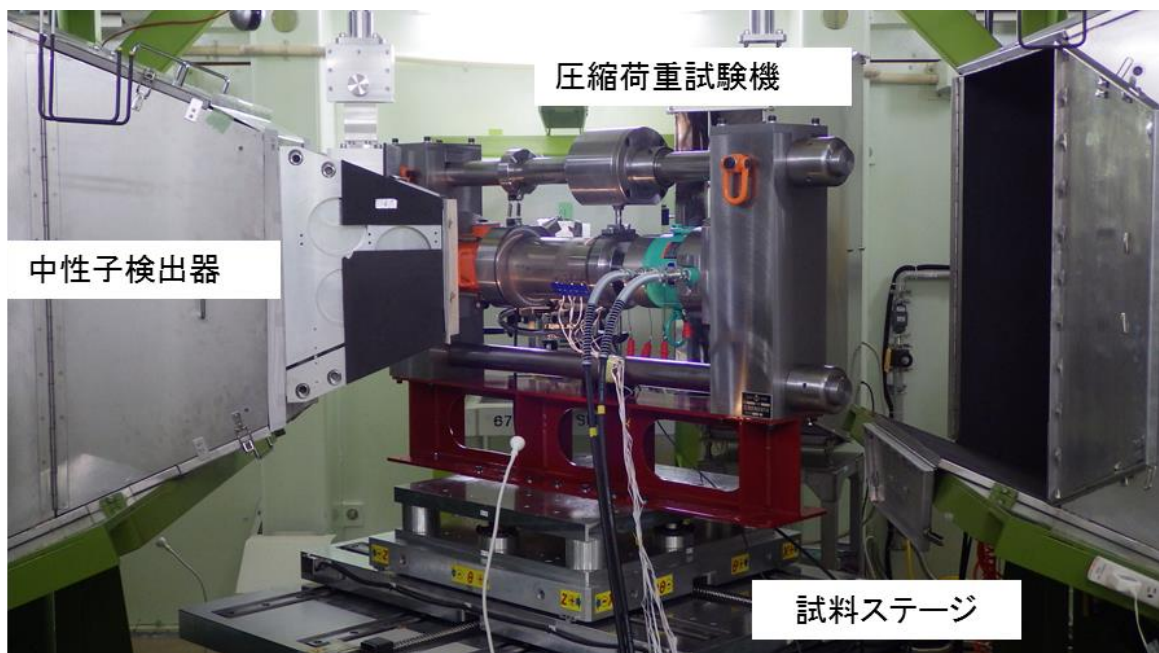
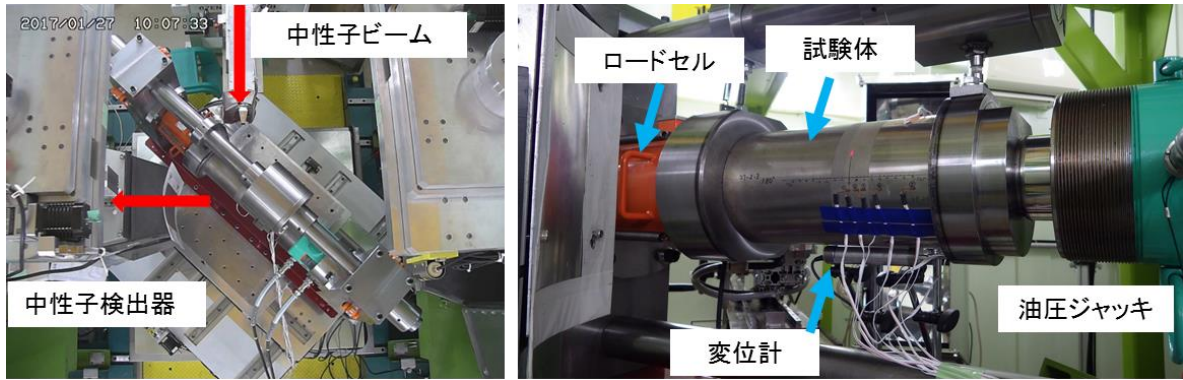


図 51 J-PARC MLF BL19 における中性子回折用応力負荷機構のセットアップ



(a)実験レイアウト（上方から撮影） (b)試験体設置状況

図 52 圧縮荷重下の内部残留応力その場測定の状態

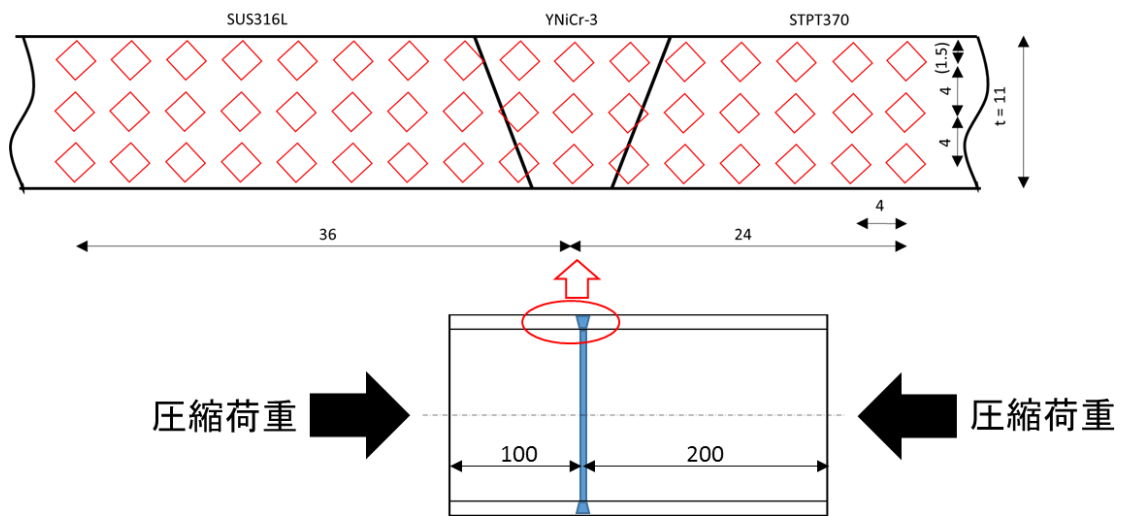


図 53 圧縮試験における残留応力測定位置

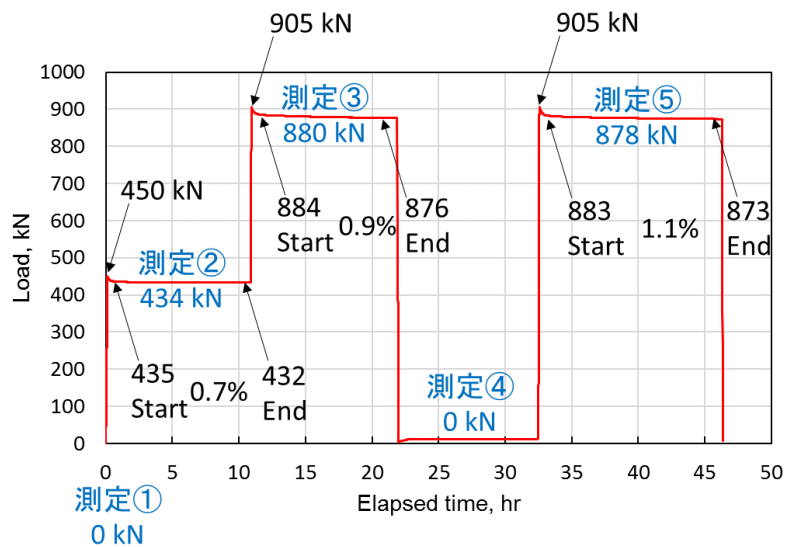


図 54 圧縮試験における荷重履歴

図 55 に測定結果を示す。荷重前(①)は、外面に溶接残留応力と SP 施工による残留応力とが重畳した圧縮ひずみ、内面に引張ひずみが発生している。軸圧縮荷重(図では水平方向の圧縮)の増大とともに (②、③)、全体に圧縮側に推移する。900kN では、外面に高い圧縮ひずみが発生している。除荷すると (④)、荷重前 (①) よりも外面の圧縮ひずみが低下、すなわち圧縮残留応力が若干緩和している。最初の荷重サイクルにおいて、外面で圧縮の塑性変形が生じ、残留応力が再配分したものと推測できる。



図 55 圧縮荷重試験における残留応力変化

以上、実機部分模擬溶接試験体の残留応力評価について、X 線回折による表面及び表面直下の残留応力測定、試料加熱システム及び応力負荷機構の設計・製作、そして、中性子・X 線回折による実機模擬環境中の表面及び内部の残留応力測定を実施し、当初目標を達成した。実験結果から、実機部分模擬溶接試験体の溶接→SP 施工→熱サイクル・圧縮荷重の一連の工程における表面及び内部の残留応力変化を実験的に明らかにした。また、SP 施工面直下の残留応力深さ分布と SP 施工条件との関係や、溶接部に SP 施工した場合の残留応力深さ分布についても明らかにした。

実機に近い条件の試験体において、製造段階から稼働状態までの一連の工程の表面及び内部の残留応力変化を実験的に明らかにした例は従来になく、これらのデータは、FEM 解析結果の検証及び解析手法の高度化に資するものと考えられる。

参考文献 (3.2 節)

- 1) 日本材料学会、「X 線応力測定法標準(2002 年度版)－鉄鋼編－」、JSMS-SD-5-02、2002.
- 2) ISO/TS 21432 2005, Non-destructive testing – Standard test method for determining residual stresses by neutron diffraction, 2005.

### 3.3 理想化陽解法 FEM 解析手法の高度化（再委託先：大阪府大）（H26-H28 年度）

大阪府立大学の研究グループでは、SP による溶接継手の残留応力分布の改質効果の定量的予測を行うために、ショット衝突時の荷重分布をモデル化し、大規模高速非線形力学解析手法である理想化陽解法 FEM に対して導入することで、SP 時の応力分布を予測可能な解析システムを構築した。構築した解析システムを円筒多層溶接試験体のピーニング時の残留応力分布の予測に対して適用し、解析結果と計測結果との比較を実施した。また、開発した解析システムにおけるショットの衝突量と実現象におけるカバレッジの対応関係を調べるために、アルメンストリップ試験片のアーカハイトの予測し、別途実施した計測結果と比較した。また、SP による残留応力改質効果の持続性について検討するために、運用中の温度履歴を仮定した温度サイクルによる応力分布の変化及び地震動による荷重を想定した外荷重サイクルによる応力分布の変化の解析を実施した。また、原子力研究機構グループ、発電技検グループと共同で試験体の運用中のひずみの計測を実施し、解析結果との比較を行った。以上の一連の研究開発を通して、開発した SP 時の応力分布予測手法の有用性について検討し、改質後の残留応力分布の持続性に関して評価した。

#### 3.3.1 ピーニングの力学モデル構築（H26-H28 年度）

##### (1) 動的効果を考慮した理想化陽解法 FEM（H26 年度）

理想化陽解法 FEM は動的陽解法 FEM を基に、溶接時の準静的な弾塑性挙動を高速に解析するために開発された手法であり、慣性力の影響は考慮されていない。一方、ピーニング時においては、対象に対して衝撃的な荷重が作用することから、動的効果は少なからずあるものと考えられる。そこで、本研究では、理想化陽解法 FEM に対して動的効果を考慮するための拡張を行う。

動的効果を有する問題の非線形有限要素解析においては、式(1)で表される運動方程式が基礎式として用いられる。

$$[M]\{\ddot{U}\}_{t+\Delta t} + [C]\{\dot{U}\}_{t+\Delta t} + \{Q\}_{t+\Delta t} = \{F\}_{t+\Delta t} \quad (1)$$

ここで、 $[M]$ 、 $[C]$ はそれぞれ、質量マトリックス、減衰マトリックスであり、 $\{\ddot{U}\}_{t+\Delta t}$ 、 $\{\dot{U}\}_{t+\Delta t}$ 、 $\{Q\}_{t+\Delta t}$ 、 $\{F\}_{t+\Delta t}$ はそれぞれ、時刻  $t+\Delta t$  における加速度ベクトル、速度ベクトル、内力ベクトル、荷重ベクトルを表す。

通常の陰解法の場合、式(1)に対して Newmark の  $\beta$  法を適用し、内力ベクトルの線形化を行うことで得られる次式を用いて Newton-Raphson 法の反復計算を行う。

$$[K_{eff}]^{(k)}\{\Delta U\} = {}^{(k)}\{F_{eff}\} \quad (2)$$

$$[K_{eff}] = \left( \frac{1}{\beta \Delta t^2} [M] + \frac{\gamma}{\beta \Delta t} [C] + [K] \right) \quad (3)$$

$${}^{(k)}\{F_{eff}\} = \{F\}_{t+\Delta t} - [M] {}^{(k-1)}\{\ddot{U}\}_{t+\Delta t} - [C] {}^{(k-1)}\{\dot{U}\}_{t+\Delta t} - {}^{(k-1)}\{Q\}_{t+\Delta t} \quad (4)$$

$$\{U\}_{t+\Delta t} = \{U\}_t + \{\Delta U\} \quad (5)$$



$$\{\dot{U}\}_{t+\Delta t} = \frac{\gamma}{\beta \Delta t} \{\Delta U\} + \left(1 - \frac{\gamma}{2\beta}\right) \{\dot{U}\}_t + \Delta t \left(1 - \frac{\gamma}{2\beta}\right) \{\ddot{U}\}_{t+\Delta t} \quad (6)$$

$$\{\ddot{U}\}_{t+\Delta t} = \frac{1}{\beta \Delta t^2} \{\Delta U\} - \frac{1}{\beta \Delta t} \{\dot{U}\}_t - \left(\frac{1}{2\beta} - 1\right) \{\ddot{U}\}_t \quad (7)$$

ここで、 $[K_{eff}]$ 、 $\{F_{eff}\}$  はそれぞれ有効剛性マトリックス、有効荷重ベクトルを表す。また、各変数の左肩の  $(k)$  は反復回数を表す。

理想化陽解法の手順を適用するため、式(2)に対して新たに仮想的な時刻  $\tau$  における慣性項、減衰項を加えた次式を考える。

$$[M_{dum}]\{\ddot{U}_{dum}\}_\tau + [C_{dum}]\{\dot{U}_{dum}\}_\tau + [K_{eff}]\{U_{dum}\}_\tau = \{F_{eff}\} \quad (8)$$

ここで、 $[M_{dum}]$ 、 $[C_{dum}]$  はそれぞれ、仮想的な質量マトリックス及び減衰マトリックスであり、 $\{\ddot{U}_{dum}\}_\tau$ 、 $\{\dot{U}_{dum}\}_\tau$ 、 $\{U_{dum}\}_\tau$  はそれぞれ、仮想的な時刻  $\tau$  における加速度ベクトル、速度ベクトル及び変位ベクトルである。

式(8)に対して、動的陽解法と同様に中心差分を適用し次式を得る。

$$\begin{aligned} & \left( \frac{1}{\Delta \tau^2} [M_{dum}] + \frac{1}{2\Delta \tau} [C_{dum}] \right) \{U_{dum}\}_{\tau+\Delta \tau} = \{F_{eff}\}_\tau \\ & + [M_{dum}] \left( \frac{2}{\Delta \tau^2} \{U_{dum}\}_\tau - \frac{1}{\Delta \tau^2} \{U_{dum}\}_{\tau-\Delta \tau} \right) + \frac{1}{2\Delta \tau} [C_{dum}] \{U_{dum}\}_{\tau-\Delta \tau} - [K_{eff}] \{U_{dum}\}_\tau \end{aligned} \quad (9)$$

式(9)を用いて、仮想的な慣性項及び減衰項の影響が無視できる程度に小さくなるまで仮想的な時間ステップを進め、その時点の  $\{U_{dum}\}$  を  $\{\Delta U\}$  に代入することで、式(2)を用いて収束計算を行ったものと同等の解が得られる。

また、式(9)を用いて収束が得られるまで仮想的な時間ステップを進める計算を行う際に、仮想的な質量マトリックス  $[M_{dum}]$  及び仮想的な減衰マトリックス  $[C_{dum}]$  に通常の物理的に導出されるものを用いた場合、仮想的な時間増分にきわめて小さい値を用いる必要があり、収束に要する計算回数が増大することが予想される。ここで、式(9)を用いた収束計算は収束解である  $\{U_{dum}\}$  を得るための仮想的なものであることから、収束性を高めるために、文献[13]と同様に、1次元の振動問題における臨界減衰の考え方を基に、 $[M_{dum}]$  と  $[C_{dum}]$  を以下の式により決定する。

$$[M_{dum}] = \begin{bmatrix} K_{eff11} & 0 & \cdots & 0 & \cdots \\ 0 & K_{eff22} & & 0 & \\ \vdots & & \ddots & \vdots & \\ 0 & 0 & \cdots & K_{effii} & \\ \vdots & & & & \ddots \end{bmatrix} \quad (10)$$

$$[C_{dum}] = \begin{bmatrix} 2K_{eff11} & 0 & \cdots & 0 & \cdots \\ 0 & 2K_{eff22} & & 0 & \\ \vdots & & \ddots & \vdots & \\ 0 & 0 & \cdots & 2K_{effii} & \\ \vdots & & & & \ddots \end{bmatrix} \quad (11)$$

上記のマトリックスを用いる場合、仮想的な時間増分  $\Delta\tau$  は発散しない範囲で大きくとることができる。

以上の定式化を用いることで、理想化陽解法の手順に基づき、動的解析を行うことができる。

## (2) ショット衝突時の等価荷重モデル (H26 年度)

SP 時の荷重はごく短時間にごく小さい領域に集中して作用する。本研究では、この荷重分布の履歴をモデル化し、式(1)における荷重ベクトルとして与えることで、SP による残留応力分布の変化を解析する。

本研究では図 56 のようなショット衝突時の現象を仮定する。同図(a)で、最初にショットが初速  $v_1$  で衝突し、反力が生じ始める。その後、弾性変形が進行し反力が大きくなる(図 56(b))。衝突が進行し、衝突の中心が降伏応力に達した時点で、衝突の中心から塑性変形が始まる(c)。塑性変形が始まると、その開始点である衝突の中心から荷重の増加が緩やかとなり、塑性変形が進行すると、衝突の中心より周囲の反力が大きくなる(d)。そして、ある段階で塑性変形が終了し(e)、その後、ショットが速度  $v_2$  で跳ね返ることで衝突が終了する(f)。この衝突時の荷重分布の履歴を次式で示す衝突時の荷重の分布形状を決定する関数  $f$  と荷重の総量の履歴を決定する関数  $g$  の積でモデル化する。

$$P(\rho, \tau) = f(\rho, t) \cdot g(\tau) \quad (12)$$

ここで、 $P(\rho, \tau)$ 、 $f(\rho, \tau)$ 、 $g(\tau)$  をそれぞれ、荷重分布履歴関数、荷重分布関数、荷重履歴関数と定義する。また、 $\rho$ 、 $\tau$  はそれぞれ、次式で定義する衝突点からの正規化距離、正規化衝突時間である。

$$\rho = \frac{r}{r_0}, \quad \tau = \frac{t}{t_0} \quad (13)$$

ここで、 $r$ 、 $r_0$  はそれぞれ、衝突点からの距離、ショットの半径であり、 $t$ 、 $t_0$  はそれぞれショットの衝突開始からの時刻、ショットの衝突期間である。

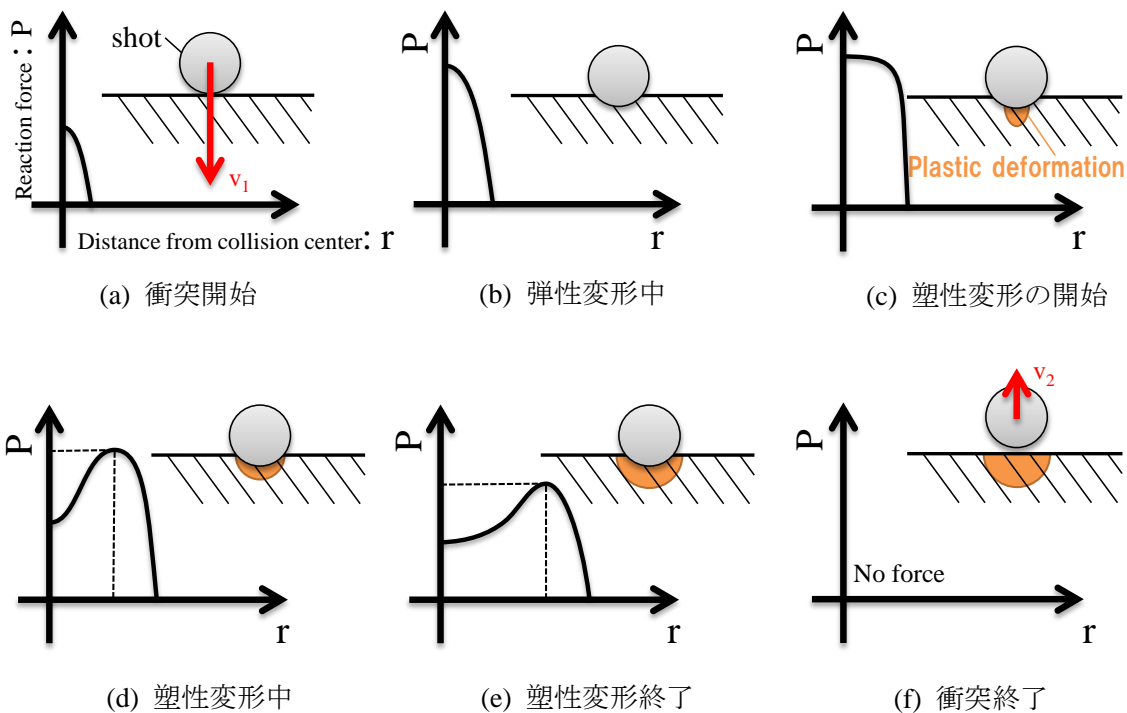


図 56 ショットピーニング時の反力の概念図

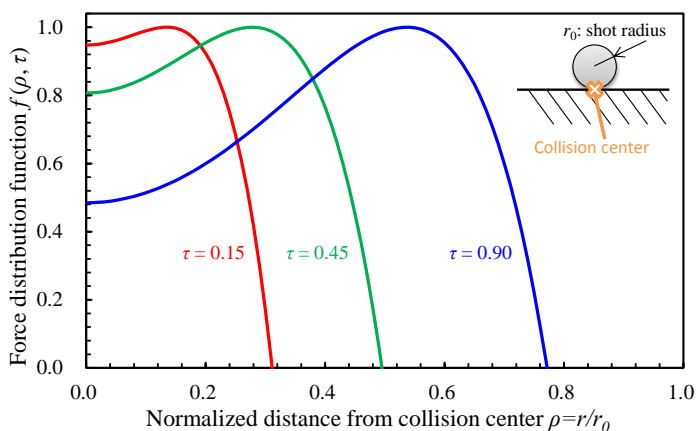


図 57 荷重分布関数の例

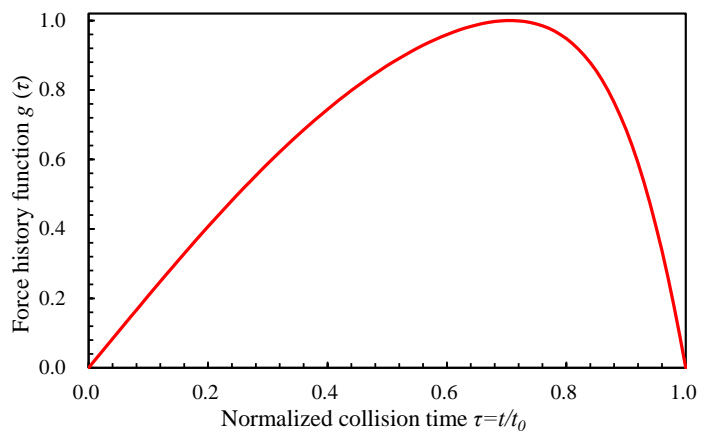


図 58 荷重履歴関数の例

荷重分布関数の一例として、図 56 で模式的に示した荷重分布の傾向を再現するため、式(14)及び式(15)の 6 次の多項式で定義する。式(14)の荷重分布関数に式(15)で表される係数を採用した場合、荷重分布関数は図 57 のように定義され、図 52 で仮定したショット衝突時の荷重分布の傾向を再現できる。

$$f(\rho, \tau) = \frac{a(\rho, \tau)}{\int_0^1 a(\rho, \tau) 2\pi\rho d\rho} \quad (14)$$

$$a(\rho, \tau) = a_6(\rho, \tau)\rho^6 + a_4(\rho, \tau)\rho^4 + a_2(\rho, \tau)\rho^2 + a_0 \quad (15)$$

$$a_0 = 0.655, \quad a_2 = 4, \quad a_4 = 10000 \left( \frac{1}{1 + \exp(-5(\tau + 0.75))} - 1 \right), \quad a_6 = -10 \quad (16)$$

また、荷重履歴関数として、式(17)、(18)のような関数形を仮定すると、その履歴は図 58 に示すようになる。式(17)の荷重履歴関数の係数  $b$  は、衝突前後のショットの運動量の差  $m(v_2 - v_1)$ 、すなわち、ショットの衝突が対象に与える力積を用いて定義する。

$$g(\tau) = b \sin\left(\frac{\tau^7 + 2\tau}{3} \pi\right) \quad (17)$$

$$b = \frac{m(v_2 - v_1)}{t_0 \int_0^1 \sin\left(\frac{\tau^7 + 2\tau}{3} \pi\right) d\tau} \quad (18)$$

以降、上述の荷重分布履歴の関数を等価荷重モデルと定義する。

SP においては、無数のショットが対象に対して吹き付けられることから、時間的、空間的にランダムな無数の回数作用する荷重分布を想定する必要がある。そこで、本研究では、時間的、空間的にランダムに荷重分布を作用させる解析システムを作成した。作成した解析システムの流れを図 59 に示す。本システムでは、弾塑性解析を実施する前に、ショットの衝突による荷重を算出する。荷重の算出に当たっては、現在の時間ステップの時間増分において、新たな衝突の発生回数  $N_c$  を決定し、その分だけ新たな衝突点となる節点を選択する。ここで、選択された節点がすでに衝突点として選択されている場合は、同一点への多重衝突を避けるために再度節点の選択を行う。衝突の中心となる節点を選択した後は、選択された節点をリスト(Colliding nodes list)へ追加する。続いて、Colliding nodes list を基に、式(11)の等価荷重モデルを使用し弾塑性解析のための荷重ベクトルを算出し、動的弾塑性解析を実施する。弾塑性解析においては、GPU 並列化を考慮した理想化陽解法を使用する[10]。弾塑性解析が終了した後、衝突期間を過ぎた衝突点を Colliding nodes list から除外する。以上の手順を指定された時刻に達するまで繰り返すことで SP による応力の変化を解析する。

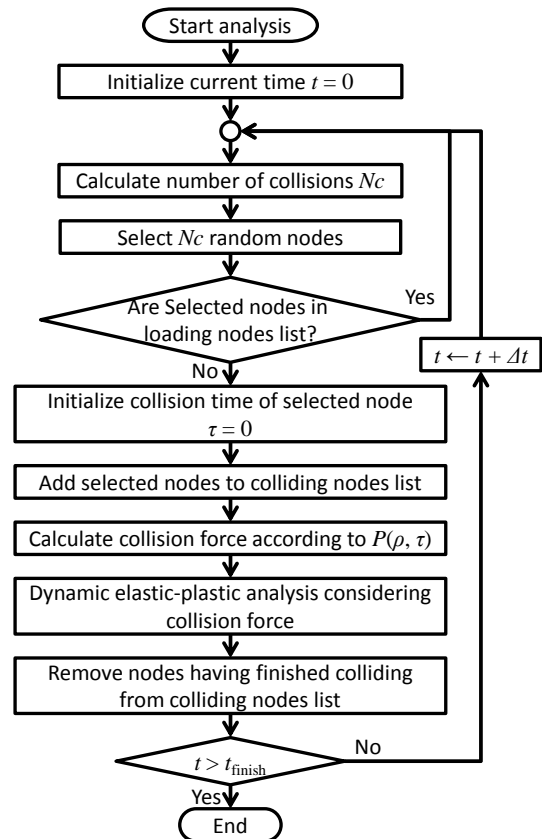


図 59 解析の流れ

### (3) 等価荷重モデルの検証 (H27 年度)

等価荷重モデルの妥当性を示すために、図 60 に示す単一のショットが衝突する問題の解析を汎用非線形有限要素解析ソフトウェアである ABAQUS を用いて実施し、その結果を等価荷重モデルを用いた解析の結果と比較する。本解析モデルの総節点数は 204、015、総要素数は 196、824 で六面体要素を使用した。衝突点を中心とした 20 mm の正方形の領域に関しては、一辺が 0.04 mm の立方体で要素分割を行った。ABAQUS を用いた解析において、Penalty 法に基づく接触モデルを使用し、解析手法として動的陽解法を用いた。等価荷重モデルを用いた解析において、式(12)から(15)に示す関数を用い、衝突後のショットの速度及び衝突期間は、それぞれ ABAQUS の解析結果より、-10.5m/s、2.0 $\mu$ s とした。図 60 の解析モデルにおいて、ショットの材料に SUS304 を仮定し、衝突対象の材料として SUS316 を仮定した。SUS304 と SUS316 の材料定数は、表 12 に示す通りとした。また、ショットの初速は 60 m/s と仮定した[14]。

図 61 に x 方向すなわち水平方向の応力  $\sigma_x$  の分布を示す。図 61 (a)、(b)はそれぞれ、衝突開始から 1.0 $\mu$ s 及び衝突完了後における接触モデルを用いた ABAQUS による応力分布を示す。同様に、図 61 (c)、(d)は等価荷重モデルを用いた理想化陽解法 FEM による応力分布を示す。図 61 (a)、(c)より、衝突に伴い、衝突点の周囲に大きい圧縮の応力を生じていることが分かる。また、圧縮の図 61 (b)及び(d)より、衝突後においては、衝突点から鉛直方向(z 方向)に 0.5 mm 付近までは圧縮応力が生じているが、衝突点付近の表層は引張応力が生じている。これは以下の発生機構によるものと考えられる。まず、衝突に伴い局所的に z 方向に強い圧縮力が作用し、体積を一定に保つために衝突点とその近傍は水平方向(x 方向)に伸ばされるような塑性変形が生じる。このとき、周囲からの弾性拘束により、圧縮の応力が生じる(図 61 (a)及び(c))。衝突後は完全に除荷されることで、衝突点を x 方向に伸ばすような弾性ひずみが解放され収縮するが、周囲からの弾性拘束を受け、衝突点には引張の応力が生じる。一方、その周囲は、衝突点の周辺の領域は、衝突点が収縮するため、圧縮応力が生じると考えられる(図 61 (b)及び(d))。

図 62 に同図中に示す表面の A-A'線に沿った応力の x 方向成分  $\sigma_x$  の分布を示す。図 62 において、三角は等価力学モデルを用いた理想化陽解法の応力分布を示し、四角は接触モデ

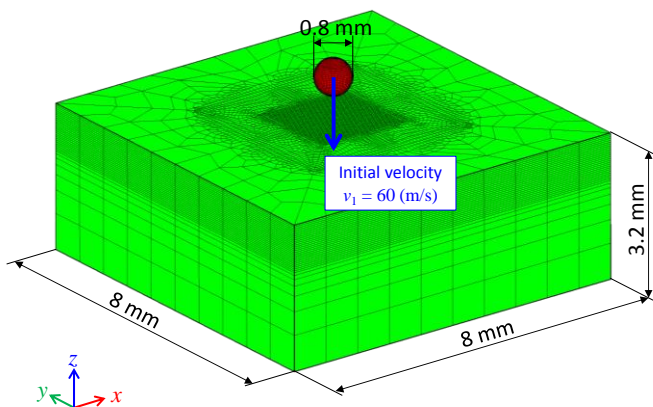


図 60 単一ショット衝突の解析モデル

表 12 SUS304 と SUS316 の材料定数

Material property	Shot (SUS304)	Plate (SUS316)
Density (kg/m <sup>3</sup> )	7.90 × 10 <sup>3</sup>	7.92 × 10 <sup>3</sup>
Young's modulus (GPa)	198.5	194.7
Poisson's ratio	0.294	0.285
Initial yield stress (MPa)	288.0	231.0
Work hardening (MPa)	1474.0	2427.0

を用いた ABAQUS の応力分布を示す。同様に、図 63 に板厚方向に向かう B-B'線に沿った応力の分布を示す。図 62 及び 63 より、提案した等価荷重モデルは、接触を考慮した解析により得られた応力分布を定性的、定量的に再現できていることが確認できる。

提案手法によるショット一球の衝突解析結果と実験結果の比較を行う。解析条件に 3.1 に示すものと同様のものを用いた。図 64 に解析結果を示す。打痕の直径は 320  $\mu\text{m}$  であった。表 13 にショット四個の衝突痕の大きさを示す。縦方向の平均が 293  $\mu\text{m}$ 、横方向の平均が 316  $\mu\text{m}$  であった。

以上のことからショット一発衝突時の打痕に関して、実験と解析の打痕の大きさが解析と近いことを確認した。

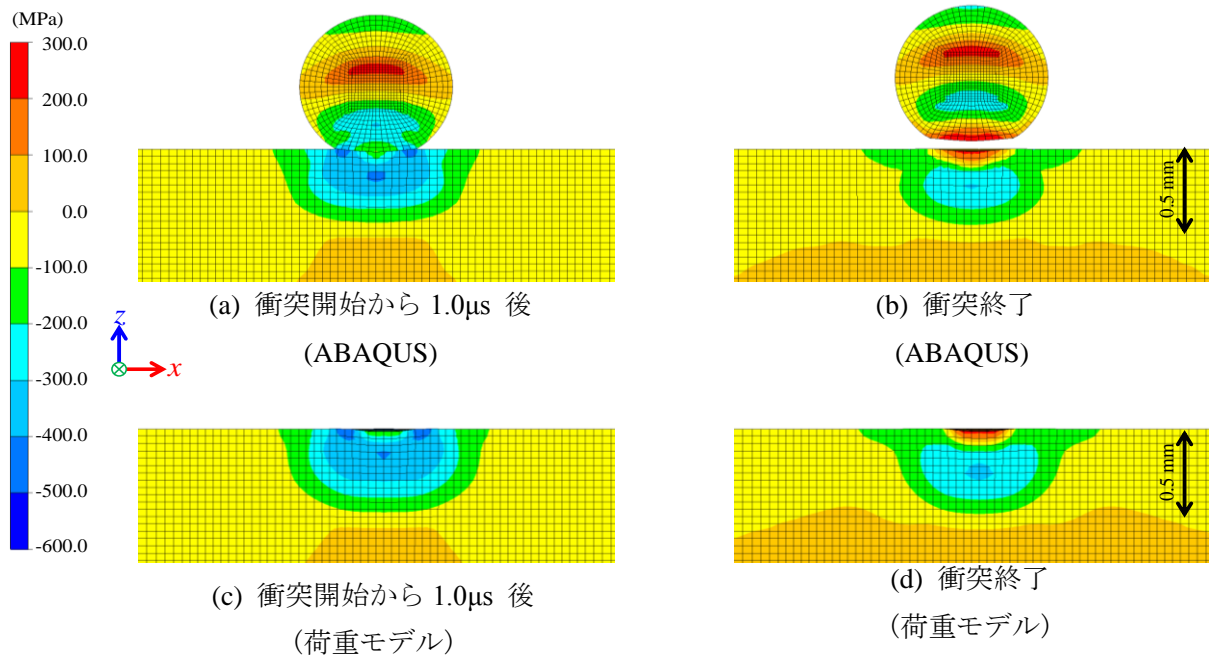


図 61  $x$  方向応力の分布における等価荷重モデルと ABAQUS との比較

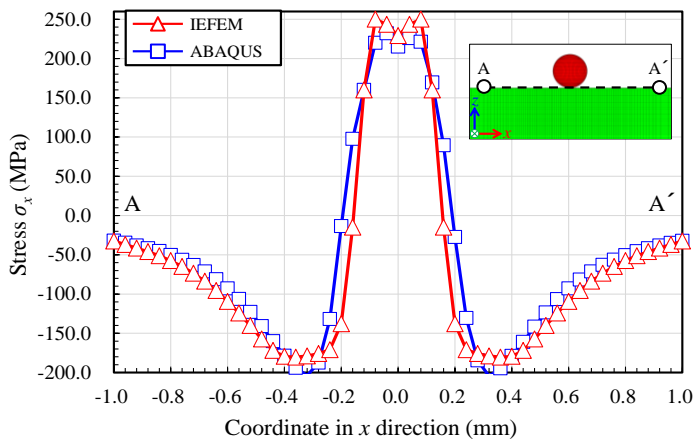


図 62 表面における  $x$  方向応力  $\sigma_x$  分布

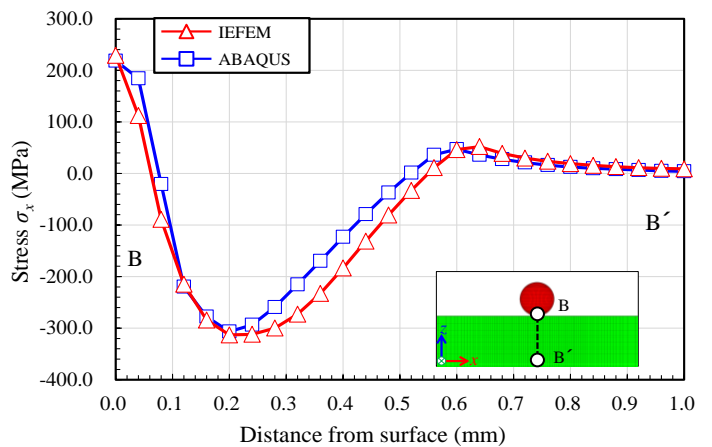


図 63 厚さ方向の  $x$  方向応力  $\sigma_x$  分布

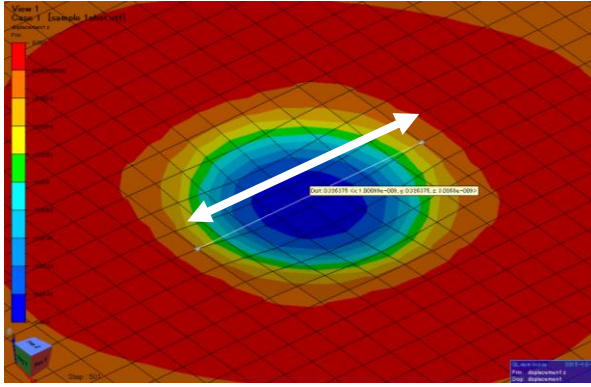


図 64 衝突痕の形状

表 13 衝突痕寸法の比較

	Vertical dimension ( $\mu\text{m}$ )	Lateral dimension ( $\mu\text{m}$ )
打痕1	273	293
打痕2	271	345
打痕3	324	330
打痕4	305	297
平均	<b>293</b>	<b>316</b>

なお、本検討において、ABAQUS と理想化陽解法 FEM を用いた解析で用いた計算機は CPU に Intel Core i7 3.5 GHz processor、GPU に NVIDIA GeForce GTX TITAN X を搭載しており、ABAQUS において 4CPU コアを用いた並列化を実施した結果、解析に要した計算時間はおよそ 600 分であった。一方、提案システムによる解析は、およそ 10 分であった。

#### (4) アルメンストリップ片のアークハイトに関する検討 (H28 年度)

ここでは、ピーニングの力学モデルを検証するうえで重要な、衝突面積率の妥当性を検討した。実際の SP の施工管理は、専用のアルメンストリップ片を用いて行われている。これは、短冊形状の鋼板試験片であり、この表面に SP を施工した際の反り変形量をアークハイトとして計測し、SP 施工の強さの目安とするものである。このアルメンストリップ片をモデル化し、FEM 解析して反り変形が再現できるかどうかについて検討する。

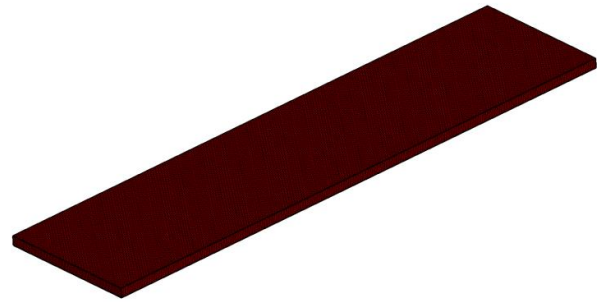


図 65 アルメンストリップ片解析モデル

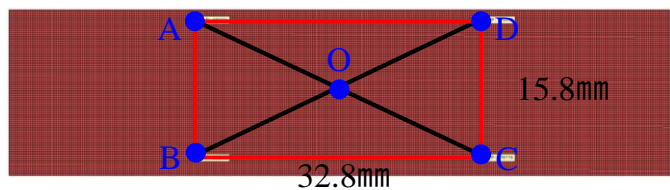


図 66 アークハイト計測位置

##### ① 解析モデル及び条件

開発した SP 時の残留応力分布予測システムにおける衝突面積率とカバレッジの関係性について整理するために、アルメンストリップ片のアークハイトを解析と実験で比較する。図 65 に解析モデルを示す。本モデルは長さ 76.0mm、幅 19.0mm、厚さ 2.6mm で、0.2mm で要素分割を行った。材質は SUS316L を仮定し、ヤング率を 190.4GPa、ポアソン比を 0.256、初期降伏応力を 297.0MPa、加工硬化係数を 1807.0MPa、密度を 7940.0kg/m<sup>3</sup> とした。また、ショットの投

射条件は3章で用いたものと同じとし、解析では衝突面積率  $R_c$  が 900 に達するまでショットを投射するものとした。アークハイトは図 66 に示す A、B、C、D 点がなす平面と O 点の距離より算出するものとした。

## ② 解析結果

図 67 に衝突面積率  $R_c=10、25、50、90、150、300、600、900$  における面外方向の変位分布を示す。同図より、衝突面積率が大きくなるとともに面外方向の変位が大きくなっていくことが確認できる。これは、ショットの衝撃力が表面に付与されると、表面に法線方向の強い圧縮力が作用し、法線方向、すなわち板厚方向に圧縮の塑性変形が発生するとともに、塑性変形の非圧縮性により、面内方向にも引張の塑性変形が発生することから、中立軸より上側に引張の塑性変形が発生するため、全体としては面外上方向に凸形状の変形が発生するためであると考えられる。

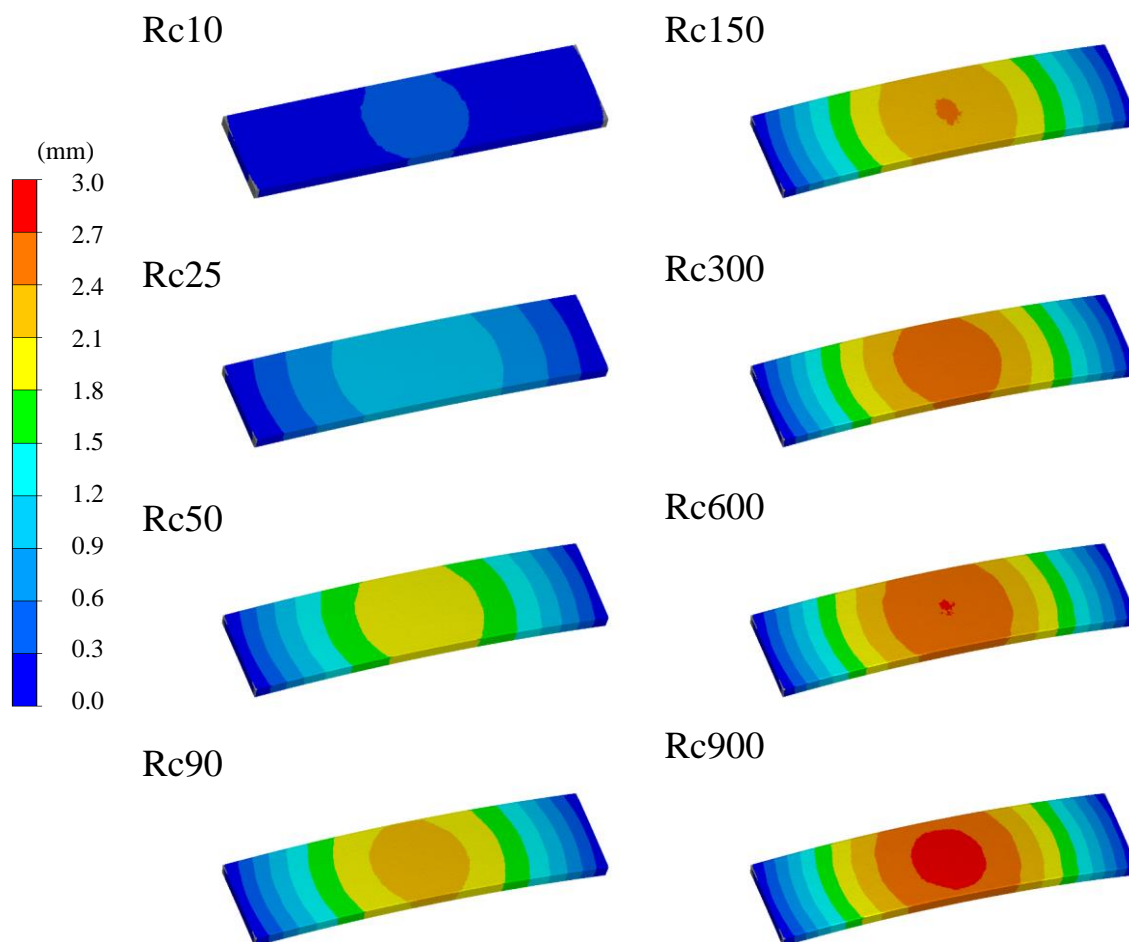


図 67 面外方向変位分布の解析結果



図 68 にアーク高の解析結果を示す。同図より、衝突面積率が小さい段階では、アーク高の増加量が大きいですが、衝突面積率が大きくなるに従いアーク高の増加量が小さくなっていることが分かる。これは、本解析では加工硬化を考慮しているため、衝突面積率が小さいとき、すなわち、ショットの投射量が少ない状態では、塑性変形量が小さいため加工硬化の影響が小さく、降伏応力も小さいため塑性変形が起きやすいが、衝突面

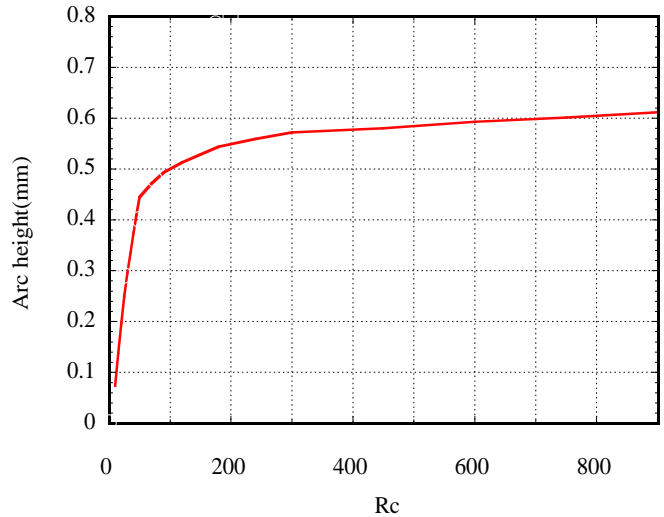


図 68 アーク高の Rc 履歴

積率が大きくなるに従い、表面の塑性変形が大きくなるため加工硬化の影響が大きくなり降伏応力が大きくなるため、塑性変形の発生量が小さくなるためであると考えられる。

図 69 に塑性ひずみの長手方向成分の分布を示す。同図からも衝突面積率が大きくなるに従い、塑性ひずみが大きくなっていることが確認できる。図 70 にアルメンストリップ片のアーク高の計測結果を示す。同図の横軸はカバレッジであり、本解析における衝突面積率に対応するものであると考えることができる。同図より、計測に関しても、カバレッジが小さい段階ではアーク高の増加率が大きいですが、カバレッジが大きくなるに従いアーク高の増加率が小さくなっていることが確認できる。また、図 68 と 70 を比較すると、ショットの衝突量が小さい間はアーク高の増加量が大きく、衝突量が増えるに従いアーク高の増加量が減少するという傾向が実験と解析において確認できることから、本解析は良好な定性的傾向を有していると言える。

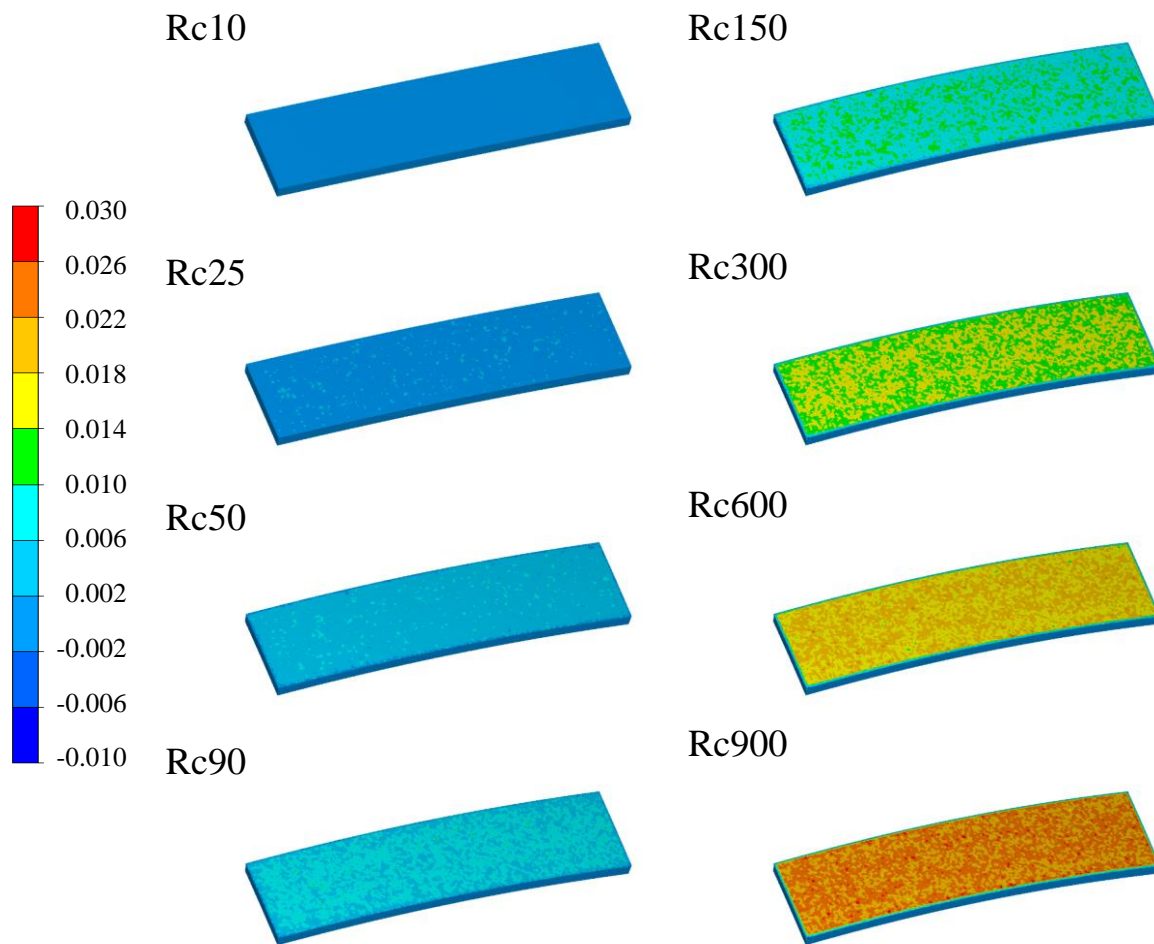


図 69  $x$  方向塑性ひずみの分布

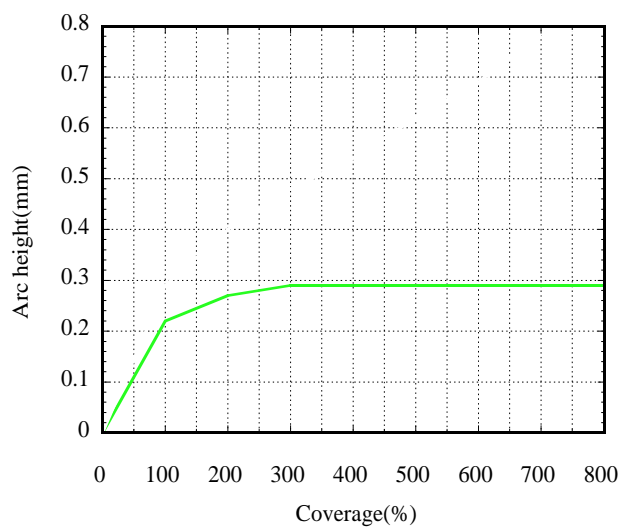


図 70 アークハイトのカバレッジ履歴の計測結果

### 3.3.2 実機部分模擬溶接試験体の残留応力解析及び解析手法の高度化（H27-H28 年度）

#### (1) 同材試験体解析モデル及び条件（H27、28 年度）

等価荷重モデルを用いて実機模擬試験体に生じる残留応力分布の改質について検討する。解析モデルを図 71 (a)に示す。また、解析と同等の試験体を製作し、残留応力分布を比較する。製作した試験体の外観を図 72 に示す。本解析モデルは全て六面体要素を用いてモデル化した。節点数、要素数はそれぞれ、3,494,600、3,004,664 である。解析の手順として、溶接により生じる残留応力を理想化陽解法による熱弾塑性解析手法を用いて求める。続いて、内面と外面の機械加工により除去される部分に相当する領域の要素を無効化し、これに伴う応力の再配分を再現する。そして、提案システムを用いてピーニングの解析を実施し、ピーニングによる残留応力分布の改質の効果の検討を行う。

溶接残留応力の解析において使用した材料定数の温度依存性データを図 73 及び 74 に示す。また、溶接の層数は 10 であり、1 層 1 パスで溶接した。溶接方法は TIG 溶接である。溶接条件は、電流が 180 A、電圧が 10 V、溶接速度が 10 cm/min、熱効率が 0.8 で、全パス

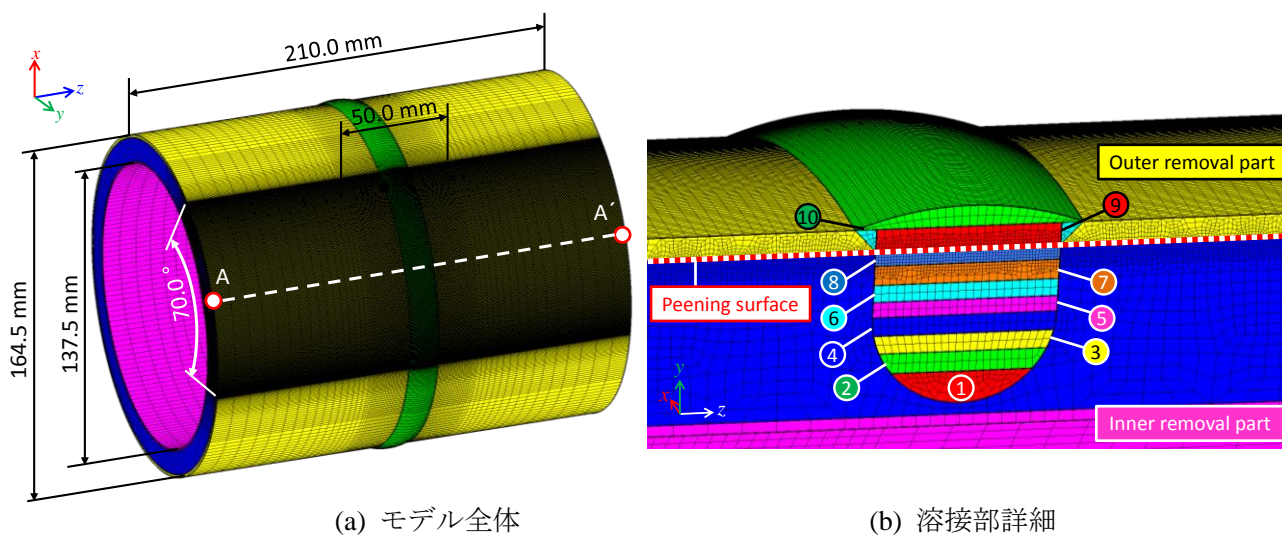


図 71 円筒多層溶接継手の解析モデル

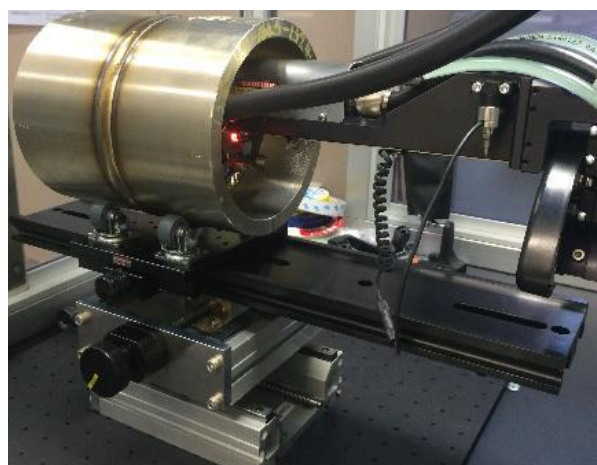


図 72 試験体と XRD 計測の様子

同一の条件とした。加工硬化則としては von Mises の降伏条件に基づく等方硬化則を用いた。また、温度が 850°C を超えた要素に関しては相当塑性ひずみを 0 とすることで、アニールの効果を考慮した[15]。

SP は円管の外面に施すものとした。SP の施工条件は前章と同一の条件を使用し、等価荷重モデルとして式(12)-(16)で定義されるものを用いた。ピーニングを施す領域は溶接線から幅方向に 50 mm、周方向に溶接開始位置から 145°から 215°までの 70°の区間と設定した。ピーニング領域は図 71 (b)に示すように一辺が 0.2 mm の立方体で要素分割を行った。解析においては、ピーニングによる衝突荷重が与えられた面積の総和のピーニング対象領域の面積に対する比(以降、衝突面積率  $R_c$  と定義)が十分に大きくなると考えられる  $R_c=50.0$  まで解析を行うものとした。

① 同材試験体の溶接残留応力解析 (H27 年度)

図 75 に溶接開始位置から 180°の断面における残留応力分布を示す。同図(a)は残留応力の管軸方向成分  $\sigma_z$  の分布を示し、(b)は残留応力の周方向成分  $\sigma_\theta$  の分布を示す。同図より、溶接部の残留応力の管軸方向成分  $\sigma_z$  分布はパイプの外表面から内表面に向かって圧縮と引張の変化を繰り返す複雑な分布となっていることが分かる。一方、周方向成分  $\sigma_\theta$

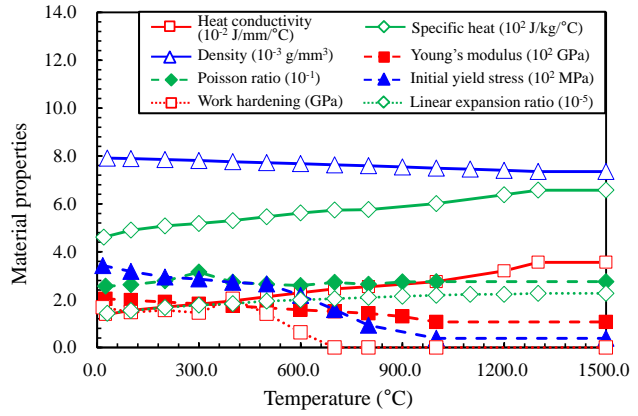


図 73 母材の温度依存性材料定数 (SUS316L)

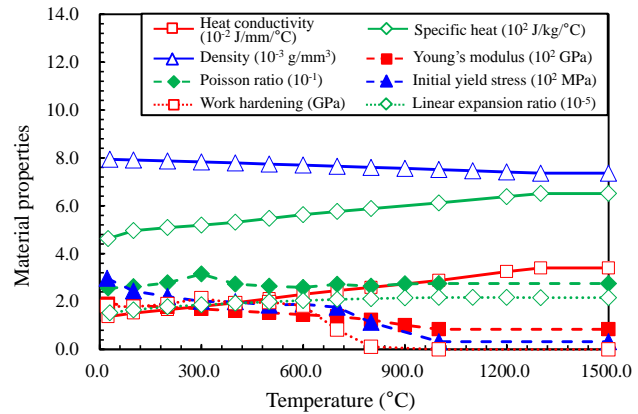


図 74 溶接金属の温度依存性材料定数 (Y316L)

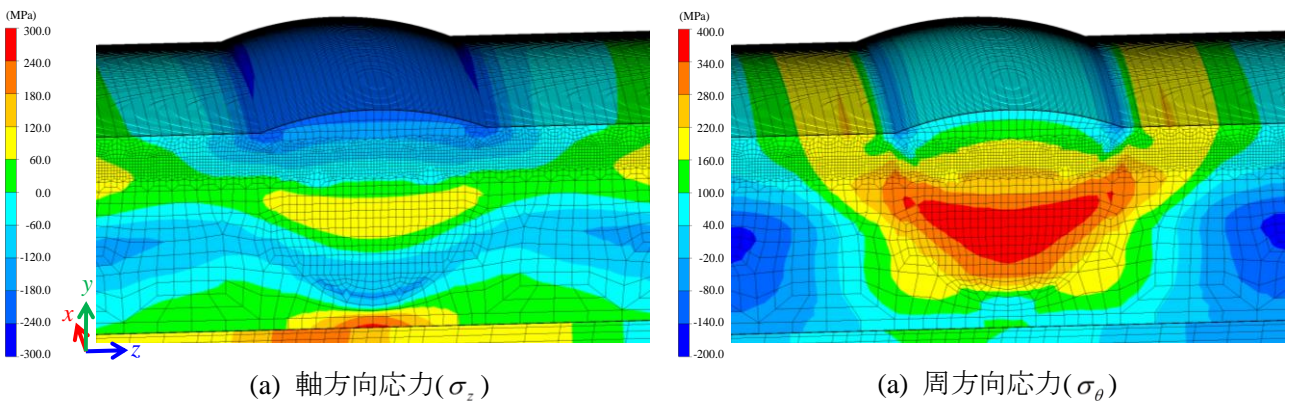


図 75 溶接開始位置から 180°の断面における残留応力分布

分布は全体に強い引張応力が分布しているが、パイプの外表面と内表面において引張応力が小さくなっている。

図 76 に図 61 の A-A'線に沿った残留応力分布を示す。A-A'線は溶接開始位置から 180°の断面における円筒外面上に位置している。また、図 76 において、四角形及び三角形はそれぞれ XRD で計測された残留応力分布の管軸方向成分  $\sigma_z$  と周方向成分  $\sigma_\theta$  であり、赤線及び青線はそれぞれ理想化陽解法 FEM による残留応力分布の管軸方向成分  $\sigma_z$  と周方向成分  $\sigma_\theta$  である。図 76 より、管軸方向成分に関しては、溶接線から 40mm の付近で差が見られるものの、その他の領域に関しては、解析結果は実験計測結果の傾向を良く再現できていると言える。また、周方向成分に関しては、解析により得られた残留応力分布は XRD による計測結果を非常に良く再現できている。以上より、本解析は計測結果を良好に再現できており、本解析の妥当性を示すことができたと言える。

## ② ショットピーニング時の応力分布の解析 (H27 年度)

図 77 に機械加工直後(Rc=0.0)、Rc=10.0、25.0、50.0 の時の溶接開始位置から 180°の断面における軸方向応力  $\sigma_z$  分布を示す。なお、本解析では動的効果を考慮していることから、提案システムで得られた応力分布は慣性項等の影響を含んでいる。そこで、ここでは、それぞれの Rc でピーニングが終了したことを模擬するため、それぞれの Rc に達するまで動的弾塑性解析を行った後、静的弾塑性解析を行うことで動的効果を除去し静的平衡状態を再度考慮した。図 77 より、機械加工の直後の残留応力(図 77(a))は小さいが、ピーニングにより、圧縮の残留応力が大きくなり、Rc=10.0(b)、Rc=25.0(c)、Rc=50.0(d)の順に圧縮の残留応力が大きくなっていることが確認できる。

図 77 と同様に周方向応力  $\sigma_\theta$  の分布の変化を図 78 に示す。同図から、周方向応力の分布に関しても、軸方向応力と同様に、Rc が大きくなるにつれて圧縮応力が大きくなっており、その大きさも軸方向応力とほぼ同じであることが分かる。

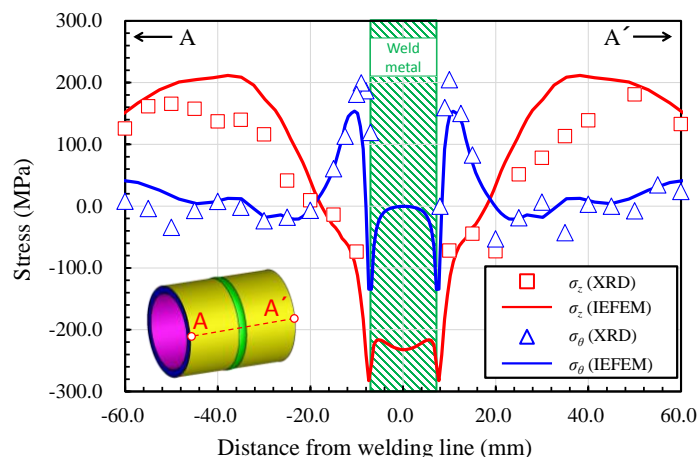


図 76 A-A'線上の残留応力分布の比較

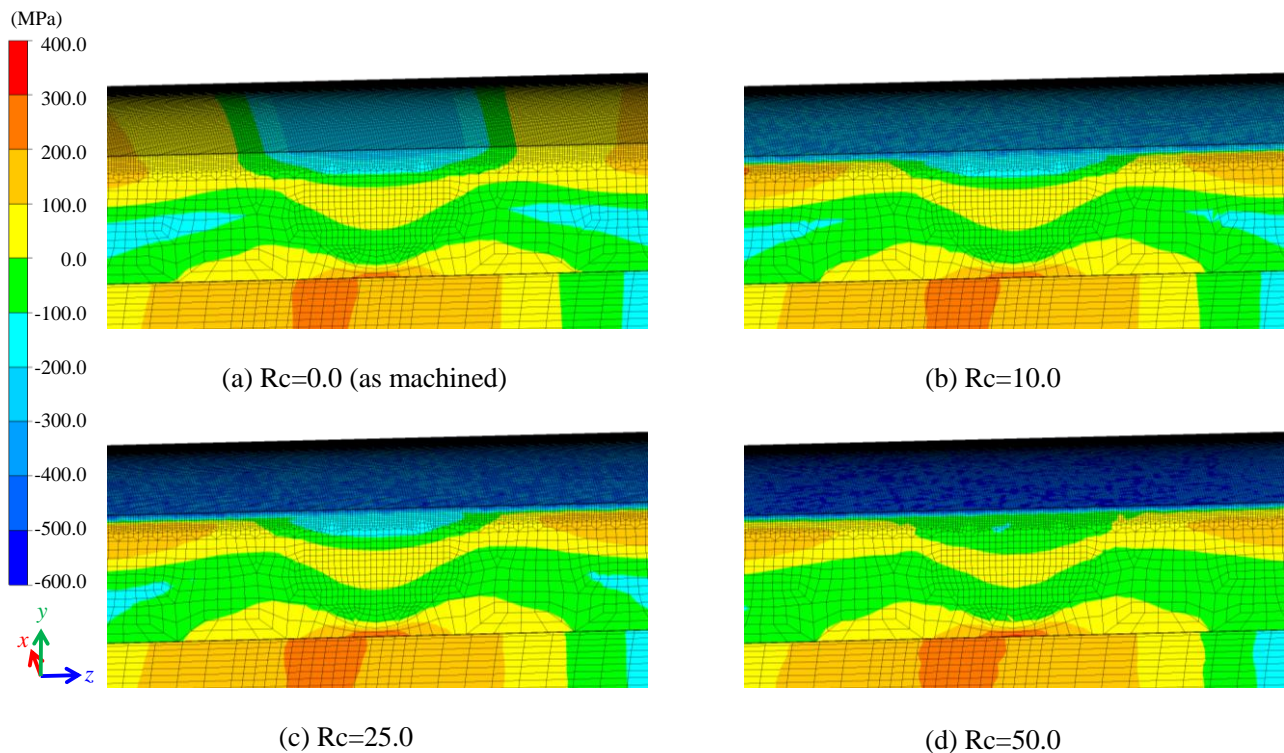


図 77 溶接開始位置から 180°の断面における Rz による軸方向応力分布の変化

また、図 79 に Rz ごとの A-A 線上の軸方向応力  $\sigma_z$  の分布を示す。赤色の実線は機械加工直後の応力分布であり、緑色の点線、破線、実線はそれぞれ、Rz=10.0、25.0、50.0 における応力分布である。また、黒色の実線は溶接残留応力を考慮せずに Rz=50.0 まで解析した場合における応力分布であり、青色の丸印は XRD による計測結果である。同図より、Rz=10.0 の時点の応力分布と機械加工後の応力分布の差が大きくなっており、その後、Rz が増加するにつれて、ピーニング施工領域の圧縮応力が大きくなっていることが確認でき、ピーニングによる応力分布の変化は比較的 Rz が小さい段階で応力分布の傾向が決まり、その後、Rz の増加に伴い圧縮残留応力の大きさが決まるものと考えられる。また、ピーニング領域に関しては Rz=50.0 の時点での応力分布が XRD 計測結果の応力分布を比較的良く再現できていることが確認できる。また、ピーニングによる応力分布の変化はピーニングが施された表面に近い層に集中しており、板厚方向の応力分布の変化は比較的小さいことも分かる。Rz=50.0 の時点において、溶接残留応力の有無がピーニングによる応力分布改質効果に与える影響について比較すると、溶接残留応力の有無による圧縮応力の差はほとんどないことが分かる。

図 79 と同様に図 80 に A-A 線上の周方向応力  $\sigma_\theta$  の分布を示す。同図より、周方向応力の分布に関しても、軸方向応力とほぼ同等の傾向となっており、Rz=50.0 において、若干の差はあるものの比較的良く計測結果を再現できていると言える。

以上のように、本研究で提案した解析システムを用いて、衝突面積率  $R_c=50.0$  に達するまでの SP 時の応力変化の解析により得られた応力分布は、XRD により計測された SP 時の応力分布を良く再現できていると言える。また、本解析に要した計算時間は、溶接残留応力解析が約 2 日、SP 解析が約 10 日であり、実用の範囲内で解析を終えることができたと言える。

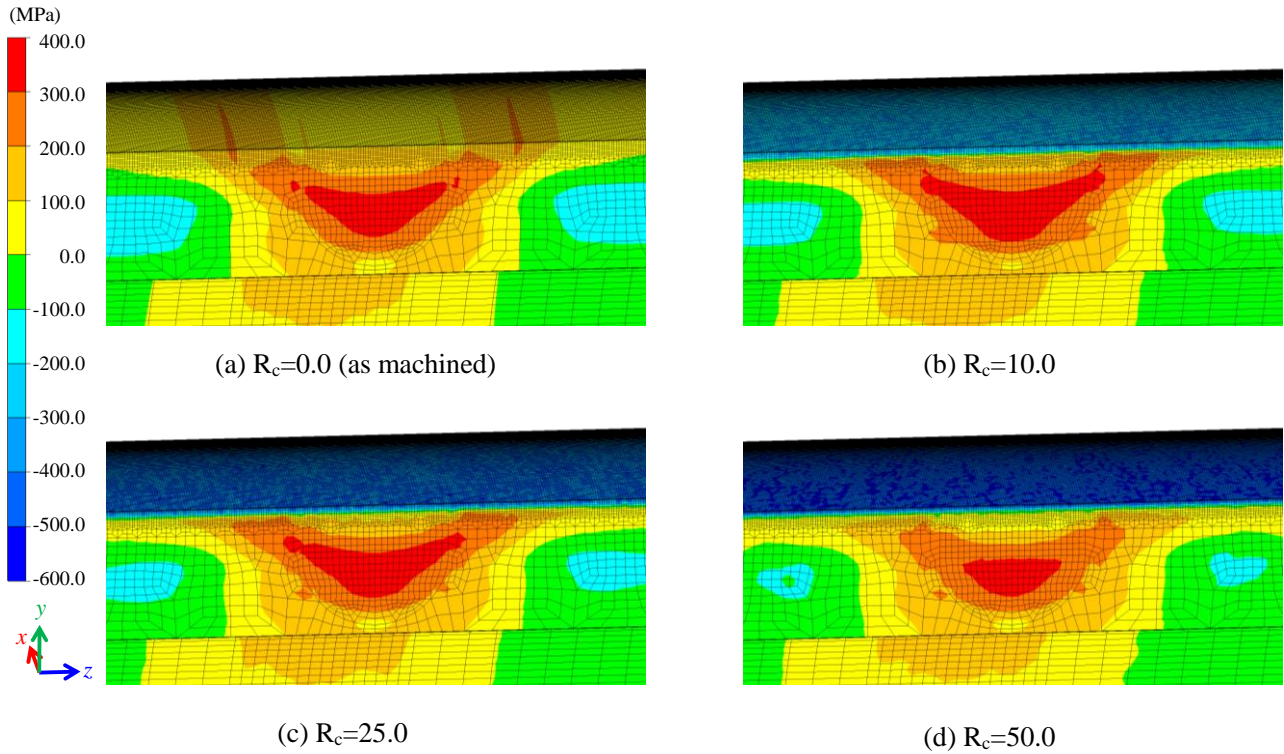


図 78 溶接開始位置から 180°の断面における  $R_c$  による周方向応力分布の変化

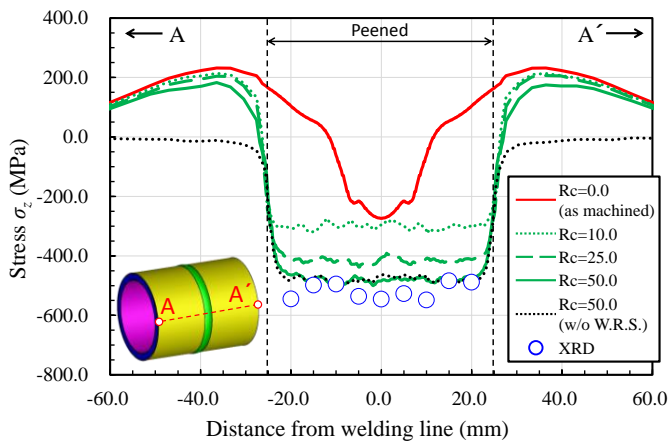


図 79 XRD と各  $R_c$  での A-A'線上の軸方向応力分布の比較

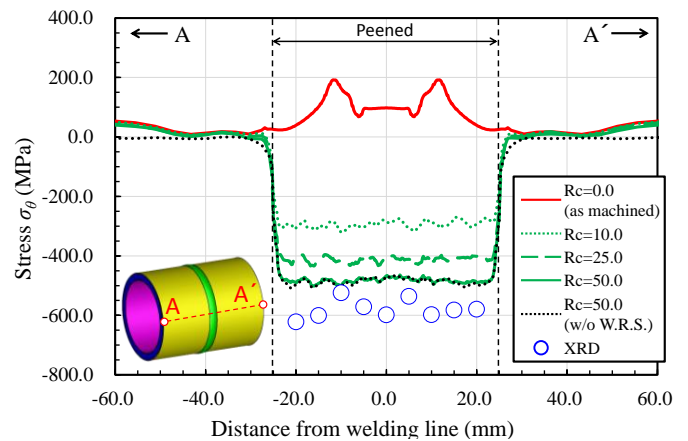


図 80 XRD と各  $R_c$  での A-A'線上の周方向応力分布の比較

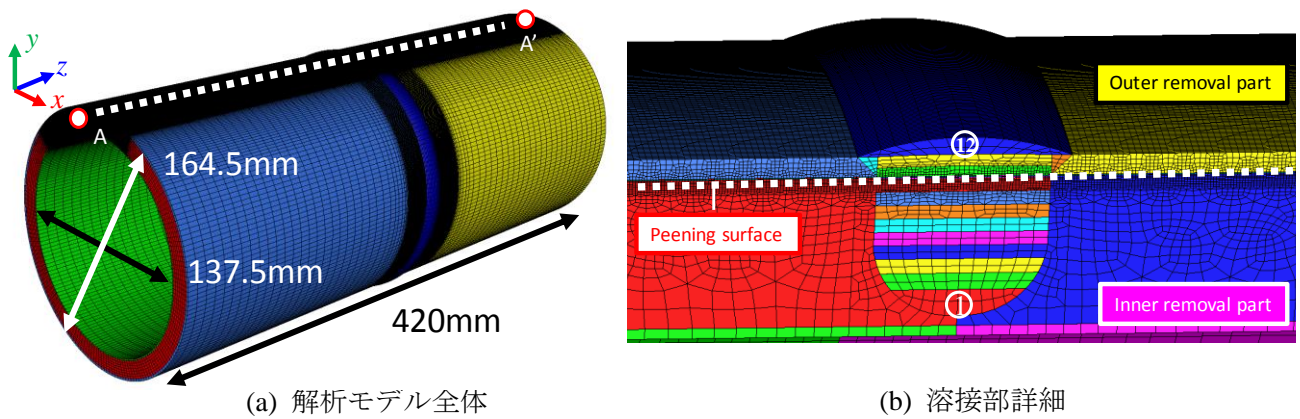


図 81 異材円筒多層溶接継手の解析モデル

### ③ 異材円筒多層溶接試験体の解析 (H28 年度)

等価荷重モデルを用いて実機模擬試験体に生じる残留応力分布の改質について検討する。解析モデルを図 81 (a)に示す。また、解析と同等の試験体を製作し、本解析モデルは全て六面体要素を用いてモデル化した。節点数、要素数はそれぞれ、4、213、160、4、003、840 である。解析の手順として、溶接により生じる残留応力を理想化陽解法による熱弾塑性解析手法を用いて求める。続いて、内面と外面の機械加工により除去される部分に相当する領域の要素を無効化し、これに伴う応力の再配分を再現する。そして、提案システムを用いてピーニングの解析を実施し、ピーニングによる残留応力分布の改質の効果の検討を行う。

溶接残留応力の解析において使用した材料定数の温度依存性データを図 73、74、82 に示す。また、溶接の層数は 12 であり、1 層 1 パスで溶接した。溶接方法は TIG 溶接である。溶接条件は、電流が 180 A、電圧が 10 V、溶接速度が 10 cm/min、熱効率が 0.8 で、全パス同一の条件とした。加工硬化則としては von Mises の降伏条件に基づく等方硬化則を用いた。また、SUS316L においては温度が 800°C、STPT370 においては温度が 700°C、Y316L 温度が 600°C を超えた要素に関しては相当塑性ひずみを 0 とすることで、アニールの効果を考慮した。

なお、本解析には、前節で使用したのと同じ計算機を用いた。

図 83 に溶接開始位置から 180° の断面における残留応力分布を示す。同図(a)は残留応力の管軸方向成分  $\sigma_z$  の分布を示し、(b)は残留応力の周方向成分  $\sigma_\theta$  の分布を示す。同図より、溶接部の残留応力の管軸方向成分  $\sigma_z$  分布はパイプの外表面から内表面に向かって圧縮と

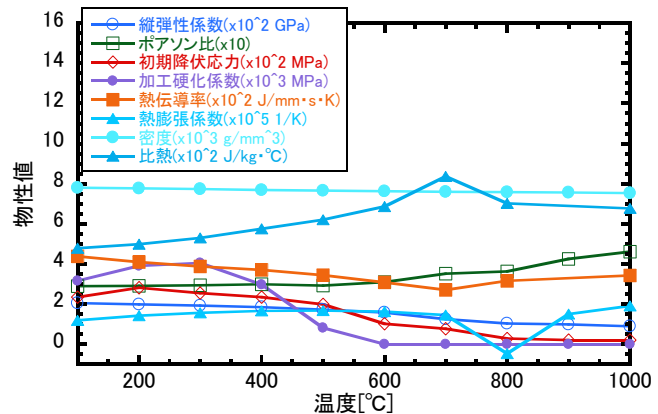


図 82 温度依存性材料定数(STPT370)



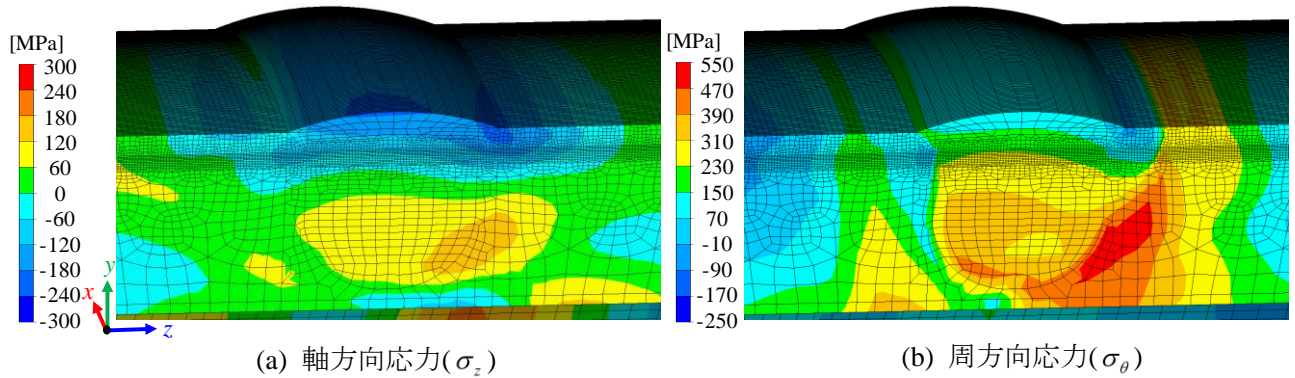


図 83 溶接開始位置から 180° の断面における残留応力分布

引張の変化を繰り返す複雑な分布となっていることが分かる。一方、周方向成分  $\sigma_\theta$  分布は全体に強い引張応力が分布しているが、パイプの外表面と内表面において引張応力が小さくなっている。

図 84 に図 70 の A-A 線に沿った残留応力分布を示す。A-A 線は溶接開始位置から 180° の断面における円筒外面上に位置している。また、図 84 において、四角形及び三角形はそれぞれ XRD で計測された残留応力分布の管軸方向成分  $\sigma_z$  と周方向成分  $\sigma_\theta$  であり、赤線及び青線はそれぞれ理想化陽解法 FEM による残留応力分布の管軸方向成分  $\sigma_z$  と周方向成分  $\sigma_\theta$  である。図 84 より、管軸方向成分に関しては、溶接線から 40mm の付近で差が見られるものの、その他の領域に関しては、解析結果は実験計測結果の傾向を良く再現できていると言える。また、周方向成分に関しては、溶接線から 60mm の付近で差が見られるものの、その他の領域に関しては、解析結果は実験計測結果の傾向を良く再現できている。以上より、本解析は計測結果を良好に再現できており、本解析の妥当性を示すことができたとと言える。

また、図 85 に機械加工直後(Rc=0.0)、Rc=10.0、25.0、50.0 の時の溶接開始位置から 180° の断面における軸方向応力  $\sigma_z$  分布を示す。なお、本解析では動的効果を考慮していることから、提案システムで得られた応力分布は慣性項等の影響を含んでいる。そこで、ここでは、それぞれの Rc でピーニングが終了したことを模擬するため、それぞれの Rc に達するまで動的弾塑性解析を行った後、静的弾塑性解析を行うことで動的効果を除去し静的平衡状態を再度考慮した。図 85 より、

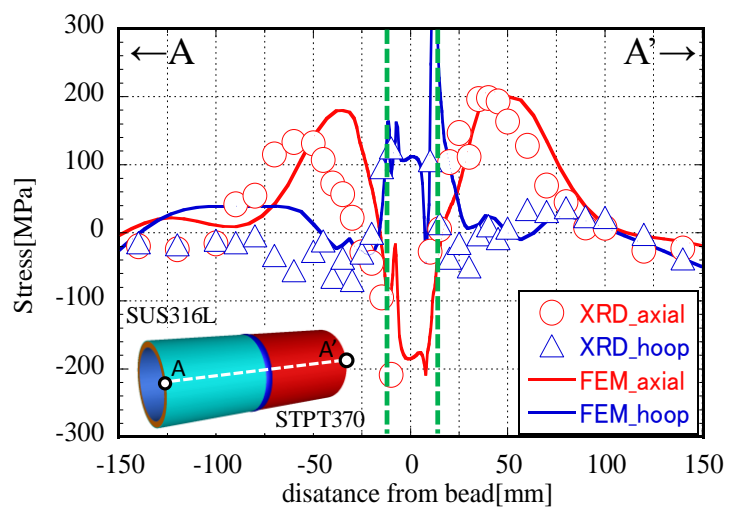


図 84 A-A 線上での残留応力分布の比較

機械加工の直後の残留応力(図 85(a))は小さいが、ピーニングにより、圧縮の残留応力が大きくなり、Rc=10.0(b)、Rc=25.0(c)、Rc=50.0(d)の順に圧縮の残留応力が大きくなっていることが確認できる。

図 85 と同様に周方向応力 $\sigma_\theta$ の分布の変化を図 86 に示す。同図から、周方向応力の分布に関しても、軸方向応力と同様に、Rc が大きくなるにつれて圧縮応力が大きくなっており、その大きさも軸方向応力とほぼ同じであることが分かる。

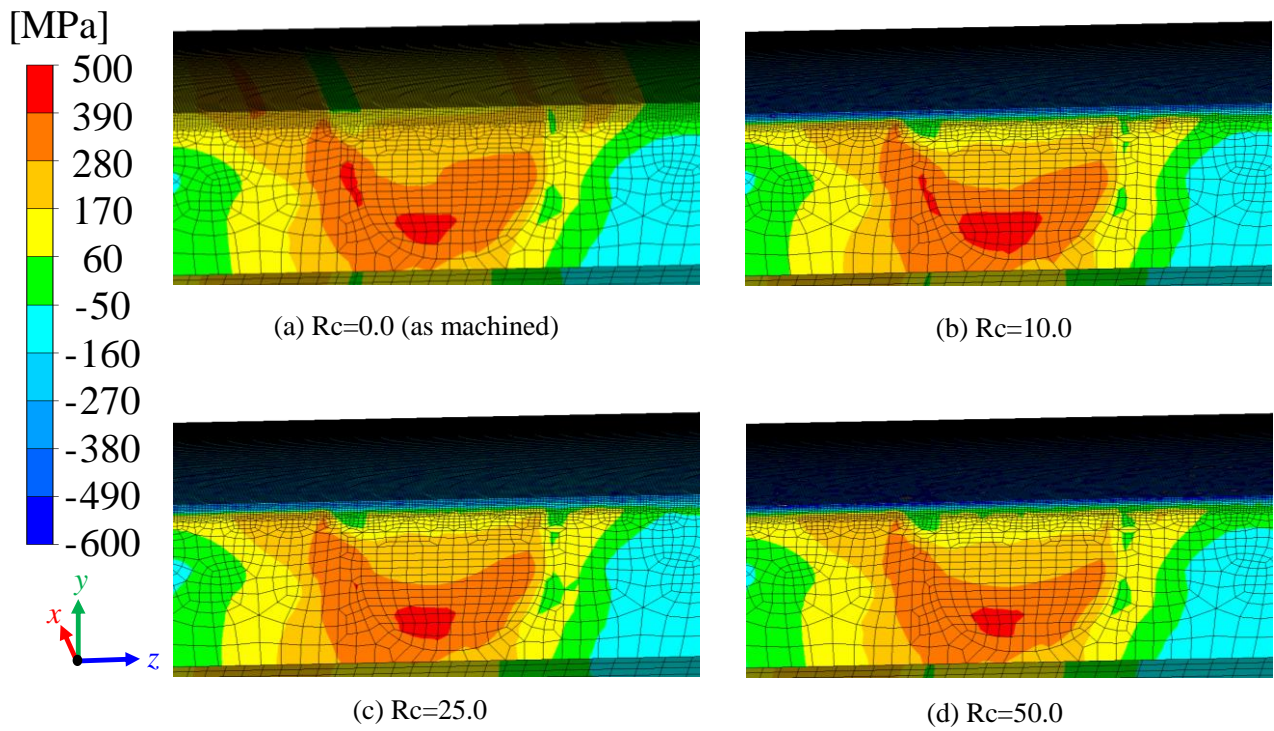


図 85 溶接開始位置から 180°の断面における Rc による軸方向応力分布の変化

また、図 87 に Rc ごとの A-A 線上の軸方向応力  $\sigma_z$  の分布を示す。赤色の実線は機械加工直後の応力分布であり、緑色の点線、破線、実線はそれぞれ、Rc=10.0、25.0、50.0 における応力分布である。また、黒色の実線は溶接残留応力を考慮せずに Rc=50.0 まで解析した場合における応力分布であり、青色の丸印は XRD による計測結果である。同図より、Rc=10.0 の時点の応力分布と機械加工後の応力分布の差が大きくなっており、その後、Rc が増加するにつれて、ピーニング施工領域の圧縮応力が大きくなっていることが確認でき、ピーニングによる応力分布の変化は比較的 Rc が小さい段階で応力分布の傾向が決まり、その後、Rc の増加に伴い圧縮残留応力の大きさが決まるものと考えられる。また、ピーニング領域に関しては Rc=50.0 の時点での応力分布が XRD 計測結果の応力分布を比較的良く再現できていることが確認できる。また、ピーニングによる応力分布の変化はピーニングが施された表面に近い層に集中しており、板厚方向の応力分布の変化は比較的小さいことも分かる。Rc=50.0 の時点において、溶接残留応力の有無がピーニングによる応力分布改質効果に与える影響について比較すると、溶接残留応力の有無による圧縮応力の差はほとんどないことが分かる。なお、ピーニング領域以外において、XRD の計測結果と提案システムによる解析結果との差が大きくなっている。これは、提案システムにおいては、機械加工により除去された部分の要素を無効化することで機械加工を模擬している。実際には切削加工に伴い表面のごく薄い層に残留応力が生じると考えられるが、提案システムでは切削加工はモデル化していないためであると考えられる。

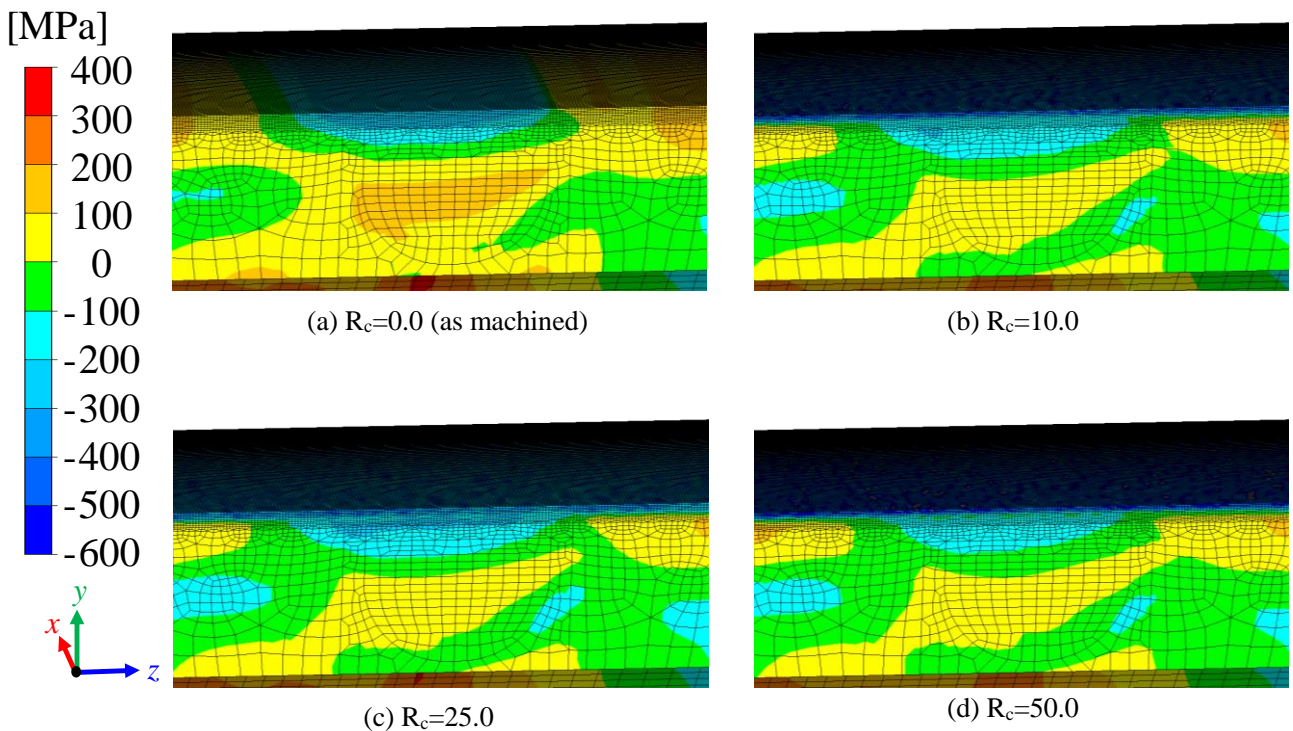


図 86 溶接開始位置から 180°の断面における Rc による周方向応力分布の変化

図 87 と同様に図 88 に A-A'線  
上の周方向応力  $\sigma_\theta$  の分布を示  
す。同図より、周方向応力の分布  
に関しても、軸方向応力とほぼ同  
等の傾向となっており、Rc=50.0  
において、若干の差はあるものの  
比較的良く計測結果を再現でき  
ていると言える。

以上のように、本研究で提案し  
た解析システムを用いて、衝突面  
積率 Rc=50.0 に達するまでの SP  
時の応力変化の解析により得ら  
れた応力分布は、XRD により計  
測された SP 時の応力分布を良く  
再現できていると言える。また、  
本解析に要した計算時間は、溶接  
残留応力解析が約 2 日、SP 解析  
が約 10 日であり、実用の範囲内  
で解析を終えることができたと言  
える。

また、深さ方向の応力分布につ  
いて実験結果との比較を行った。  
図 89 に O-O'線上の応力分布を示  
す。ドットで書かれているものが  
X 線による計測結果、実線で書か  
れているものが FEM による解析  
結果である。赤が管軸方向応力、  
青が溶接線方向残留応力分布で  
ある。SP が施工されている表面  
には圧縮の応力が付与されてお  
り、施工面から離れるにつれて圧  
縮の応力が小さくなっているこ  
とが分かる。X 線による計測結  
果と FEM による解析結果で全体的  
な傾向が一致しており、特に表面  
付近では良好に一致しているこ  
とが分かる。

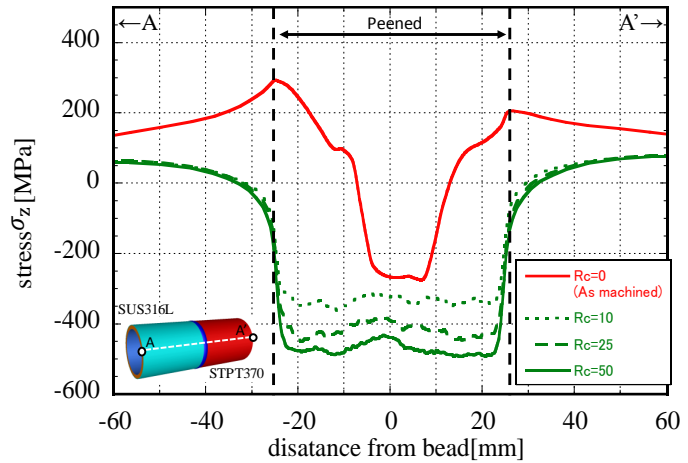


図 87 Rc での A-A'線上の軸方向応力分布の比較

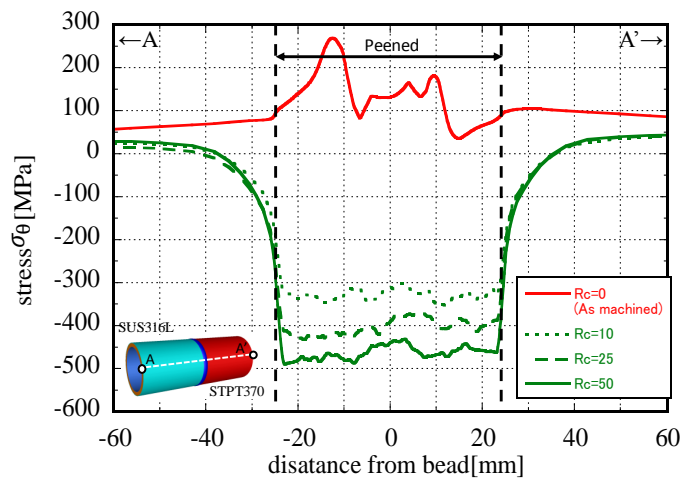


図 88 Rc での A-A'線上の周方向応力分布の比較

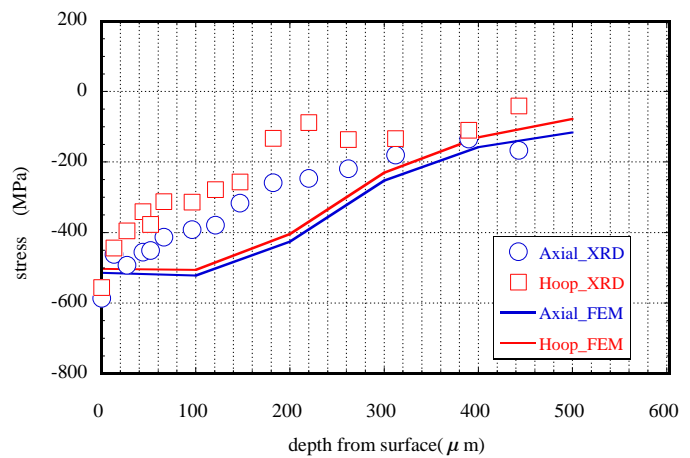


図 89 XRD と各 Rc での軸方向応力の板厚方向分  
布の比較

(2) 円筒多層溶接試験体におけるショット  
ピーニングによる残留応力分布改質効  
果の持続性の検討 (H27-H28 年度)

3.3.2 節の(1)及び(2)において、円筒多層溶接試験体のピーニング時の応力分布を予測し、計測結果との比較を通して、解析システムの妥当性を示した。本章では、これまでに得られたピーニング後の残留応力分布に対して、実運用時に想定される温度サイクルと荷重サイクルを付与した弾塑性解析を行い、ピーニング後の残留応力分布の持続性について力学的に検討する。



図 90 温度サイクル試験

① 温度サイクルによる応力分布の変化  
(H27 年度)

図 90 に実機模擬溶接試験体に熱サイクル負荷を与えるための試料加熱システムを示す。このシステムを用いて実機部分模擬溶接試験体に熱サイクルを 1 回付与し、その前後における残留応力を X 線によって測定した。試験体は、外面 SP を施した同材継手である。熱サイクルにおける最高温度は、350°Cとし、この温度で 60 分間保持した。解析における温度履歴を図 91 に示す。

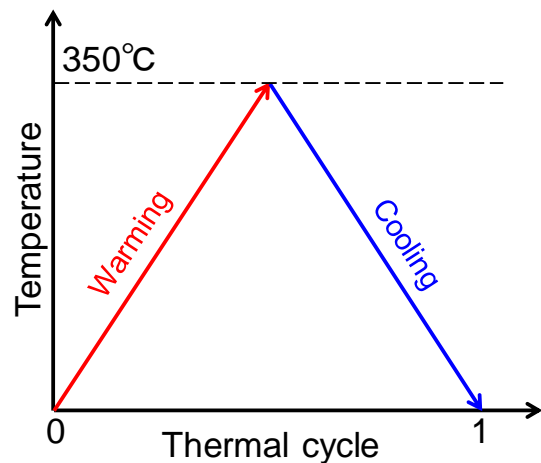


図 91 温度サイクル

180°の断面における熱サイクル後の円筒外面上の管軸及び周方向の残留応力分布を図 92 に示す。また、図 93 に A-A'線上の軸方向応力の分布を、図 94 に A-A'線上の周方向応力の分布を示す。まず熱サイクル終了後の残留応力の解析値と実験値とは傾向は良く一致していることが確認できる。このことから熱サイクルによる残留応力変化の再現を確認した。またピーニング後と熱サイクル終了後とでは残留応力に大きな差は生じていない。これは全体が均一に加熱されたことによって均一に膨張し若干の引張の応力が生じたが、350°Cの温度による膨張では圧縮残留応力が消失するほどの影響が起きなかったためだと考えられる。

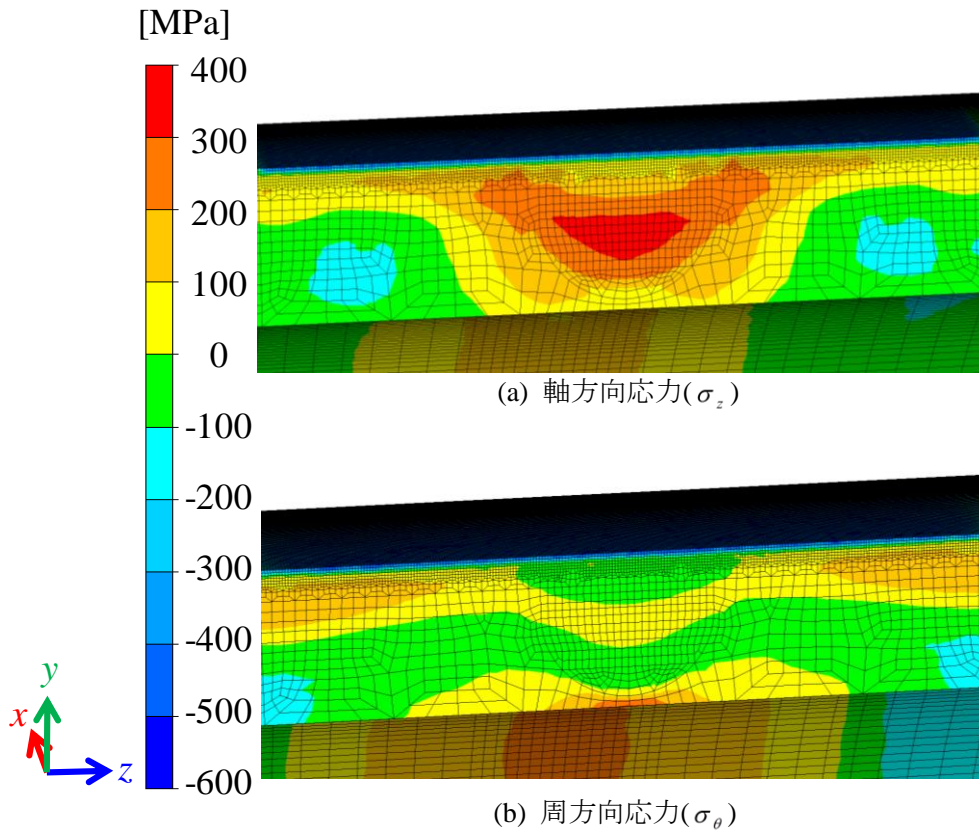


図 92 溶接開始位置から 180°の断面における温度サイクル負荷後の残留応力分布

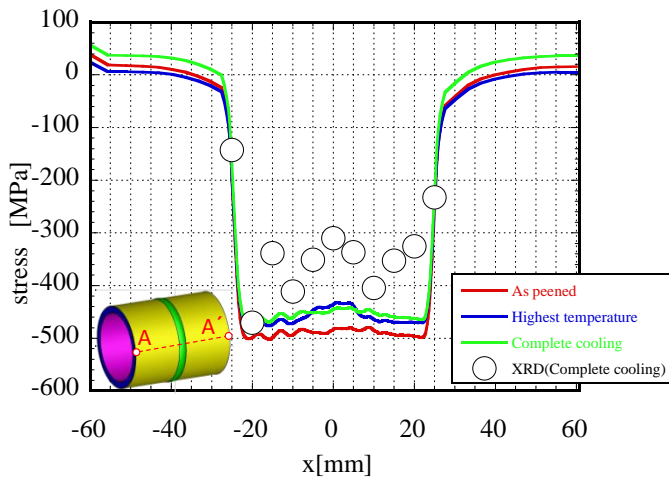


図 93 A-A'線上の軸方向応力分布の比較

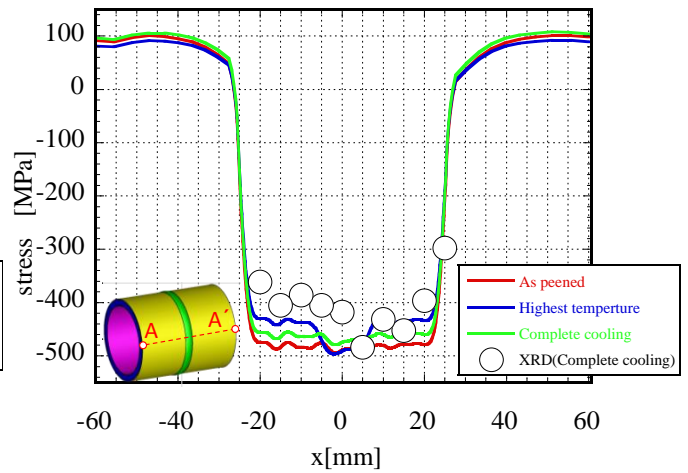


図 94 A-A'線上の周方向応力分布の比較

## ② 荷重サイクルによる応力分布の変化 (H28 年度)

SP 後の残留応力分布に及ぼす引張及び圧縮荷重の影響を検討するために、図 81 に示す多層溶接継手に管軸方向の周期ひずみを付与した。これは前節で得られた残留応力分布を考慮したものである。与えられる周期的な張力は、図 95 に示す通りである。同図に示すように、最初に軸方向の張力は、付与される歪みが 1% または -1% に達するまで両軸方向の端面に強制変位として加えられる。その後、1% の圧縮または引張の強制変位が適用される。またこのプロセスは 3 回反復される。

図 96 に溶接開始位置から 180° の断面における管軸方向の残留応力分布を示す。(a) は 1 回目のサイクルにおけるピークの状態、(b)、(c)、(d) はそれぞれ 1、2、3 サイクル後の残留応力分布である。なお変形倍率は 20 倍である。図 97 より、引張のピークにおいて全体的に高い引張の応力を生じていることが分かる。特に、ピーニングされた母材において最も高くなっている。これは、ピーニングされた母材においては、図 98 よりピーニングに伴いきわめて大きな相当塑性ひずみが導入されていることから、加工硬化により応力が高くなったものと考えられる。1 サイクル負荷後においては、パイプ外表面に圧縮の応力が生じ、ピーニング後の残留応力分布と近い分布となっている。また、2 サイクル、3 サイクル負荷後については 1 サイクル負荷後とほぼ同様の分布となっているが、サイクル数が増えるに従いわずかにピーニング部の圧縮応力が高くなる傾向にあることが確認できる。これは、荷重サイクルの負荷に伴い新たに塑性ひずみが導入され、加工硬化が生じたためであると考えられる。

以上のように、円管多層溶接継手においてピーニング後の残留応力分布を考慮した、引張の荷重サイクルを負荷した弾塑性解析を実施した結果、今回対象とした継手においては影響が小さいことを確認した。

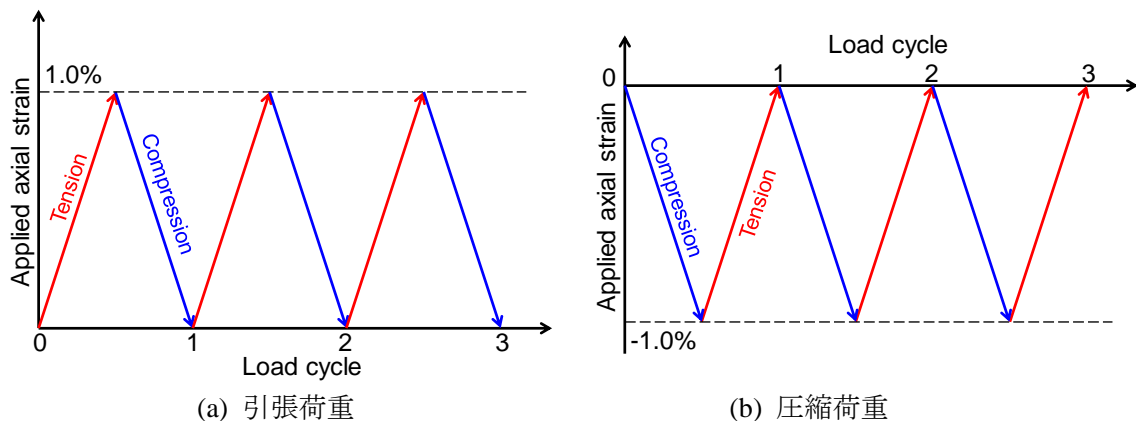


図 95 荷重サイクル

続いて、図 99 に、図 96 と同様に、圧縮荷重サイクル負荷時の応力分布を示す。同図 (a) より、圧縮のピークにおいて、引張荷重サイクル負荷時とは逆の曲げ変形が見られる。これは引張荷重サイクル負荷時と同様、溶金部の降伏応力の影響であると考えられる。図 99 (b) より、1 サイクル負荷後においては、ピーニングを行ったパイプ外表面において

も引張の応力が生じていることが確認できる。また、図 99 (b)、(c)より、圧縮の荷重サイクルを加える続けることで、表面の引張応力が大きくなっていることが分かる。図 100 に図 97 と同様に線 A-A'上の軸方向応力の分布を示す。同図からも、圧縮の荷重サイクルの負荷に伴い、ピーニング部の圧縮残留応力が小さくなり、3 サイクル目においては、溶金部以外で引張の残留応力となる傾向を確認することができる。

図 101 に各荷重サイクルにおいて生じた軸方向の塑性ひずみの増分の線 A-A'上の分布を示す。同図より、1 サイクル目の圧縮のピークにおいては、母材の非ピーニング部に大きな圧縮の塑性ひずみが生じていることが分かる。しかしながら、圧縮ひずみの負荷量である 1%よりは小さくなっており、また、ピーニング部の近傍(溶接線から 30mm)において、圧縮塑性ひずみの増分が小さくなっていることが分かる。これは、圧縮時の溶金と母材の降伏応力の差により生じた曲げにより、パイプの外表面において引張力が作用し、圧縮の塑性ひずみが小さくなったためであると考えられる。荷重サイクル負荷後においては、圧縮のピークからの引張の負荷に伴い、そのままの傾向を保ったまま、引張の塑性ひずみが発生し、最終的に、母材の非ピーニング部のピーニング部近傍において、圧縮の荷重サイクルを加えたにもかかわらず、引張の塑性ひずみを生じている。

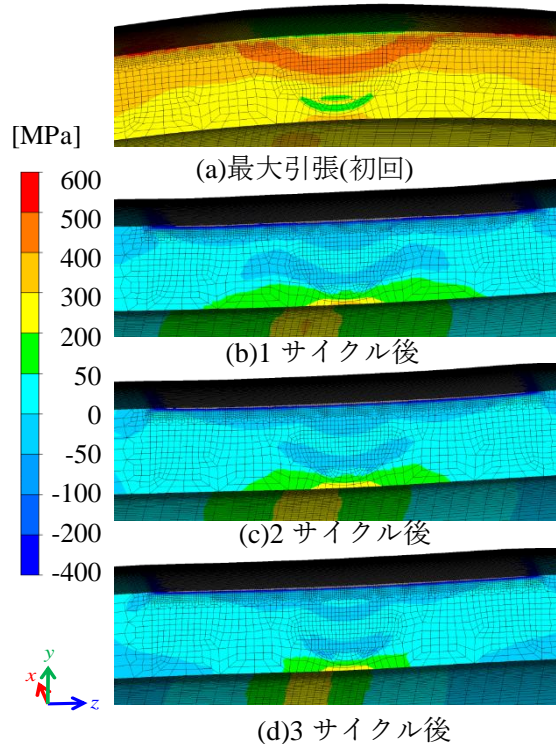


図 96 引張荷重サイクルにおける軸方向応力分布の比較

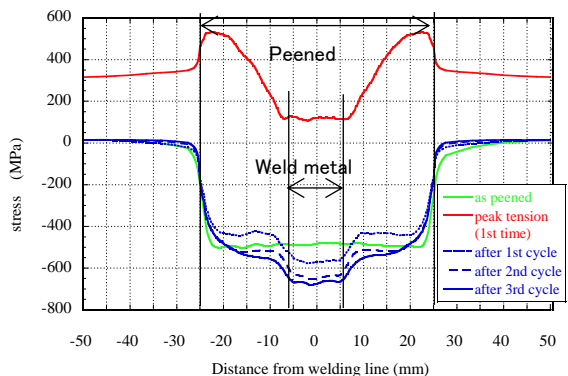


図 97 A-A'線上における各荷重サイクル後の軸方向応力分布の比較

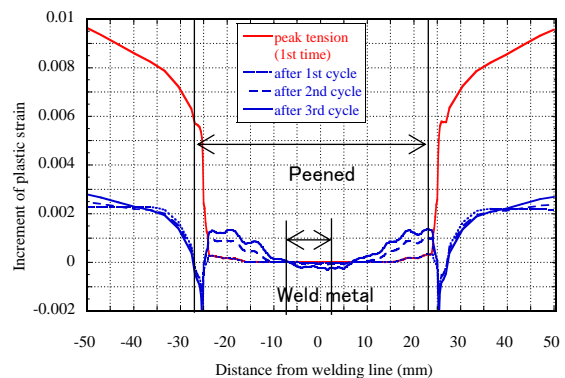


図 98 A-A'線上における各荷重サイクル後の軸方向塑性ひずみ分布の比較



ピーニング部においては、ピーニングによる方線方向の衝撃力により、法線方向の大きな塑性ひずみを生じるが、それに伴い、表面が水平方向に押しつぶされ、水平方向には引張の塑性ひずみが発生する。これがピーニング部に発生する圧縮応力を生じる原因となるが、上述したように、本ケースにおいては、圧縮の荷重サイクルの負荷に伴い、ピーニング部の近傍において引張の塑性ひずみを生じたことから、ピーニングによる引張の塑性ひずみの効果が打ち消され、荷重サイクルの負荷後にピーニング部の圧縮応力が小さくなったものと推察される。なお、図 101 より、2 サイクル目以降においても、ピーニング部の周囲に引張の塑性ひずみを生じていることが確認できる。これにより、2 サイクル目以降も同様のメカニズムにより、ピーニングによる圧縮の応力が減少したものと考えられる。

以上より、本検討においては、引張の荷重サイクル負荷時とは異なり、圧縮の荷重サイクルを加えた場合は、ピーニング部の残留応力の改質効果が小さくなる結果が得られた。このように、荷重の負荷方法によっては、ピーニングによる圧縮残留応力の効果が小さくなり、場合によっては消失する場合があることを数値的に確認した。

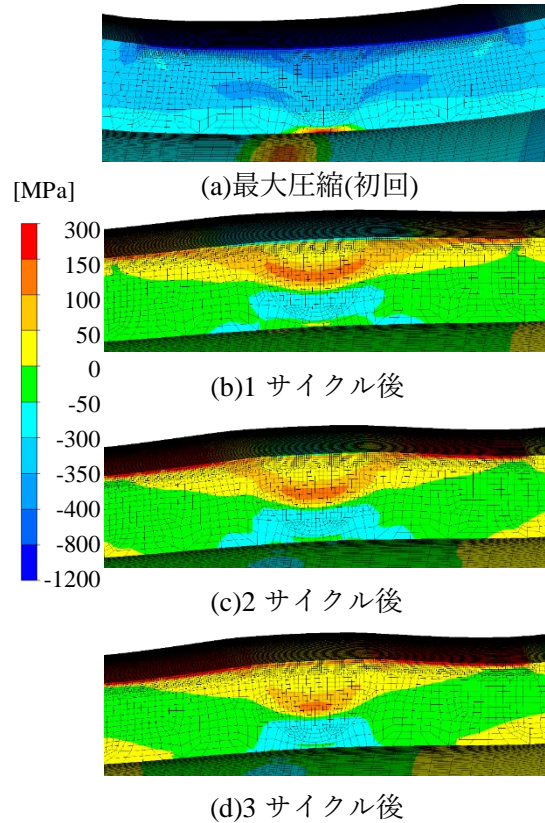


図 99 圧縮荷重サイクルにおける軸方向応力分布の比較

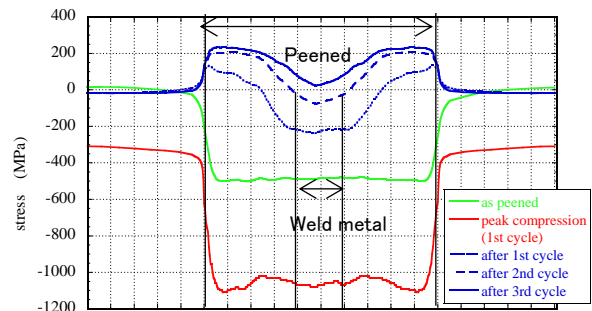


図 100 A-A線上における各荷重サイクル後の軸方向応力分布の比較

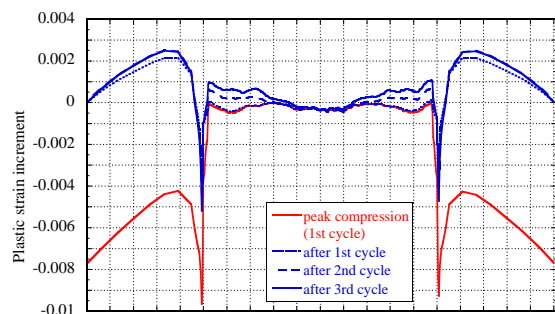


図 101 A-A線上における各荷重サイクル後の軸方向塑性ひずみ分布の比較

### ③ 中性子回析によるひずみ分布計測結果との比較 (H28 年度)

荷重サイクル負荷時の応力分布の妥当性について検討するために、3.2.3 節の中性子によるひずみ分布測定結果と比較を行った。測定対象は 3.3.2 節の異材円筒多層溶接試験体であり、解析では、3.3.2 節で求めたピーニング後の残留応力分布を有する異材円筒試験体に測定に対応する荷重を負荷した。測定時の荷重履歴を図 102 に示す。測定は 2 回の繰り返し荷重を負荷した状態で計 5 回実施し、測定時の荷重はそれぞれ、0kN、434kN、880kN、0kN、878kN である。図 103 に計測結果と解析結果の比較を示す。同図において、計測結果は弾性ひずみの管軸方向成分の分布であり、解析結果は対応する応力の管軸方向成分分布である。同図より、測定開始時の無負荷状態において、円筒内面に引張のひずみと応力、外面のピーニング部とその周辺に圧縮のひずみと応力が生じていることが分かる。続いて、450kN 負荷時において、圧縮力の負荷に伴い、分布が全体として圧縮側に移っていることが確認できる。そして、900kN 負荷時には、ほぼ全断面が圧縮となっている。その後の除荷状態においては、測定結果、解析結果ともに、荷重負荷前の分布に近くなっているものの、測定結果において、表面の圧縮残留応力が小さくなっている。900kN の再負荷時においては、初回の荷重負荷時と同様に、測定結果、解析結果ともに圧縮力の負荷に伴い、圧縮のひずみ、応力が再び生じていることが確認できる。

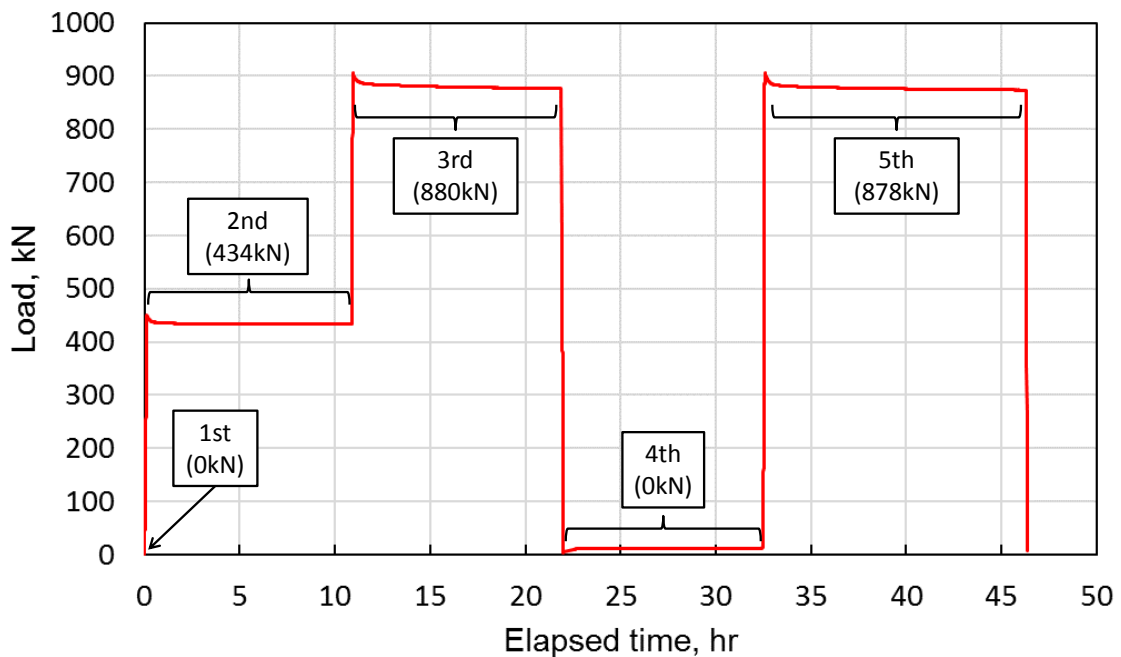


図 102 荷重履歴と測定時の荷重

以上のように、本節では SP 後の異材円筒多層溶接試験体に対して、圧縮力を負荷し、負荷状態で弾性ひずみの管軸方向成分分布を計測した結果と、SP 後の残留応力分布を有する試験体の解析モデルに対して、測定と対応する荷重履歴を負荷した際の応力の管軸方向成分の分布を比較した。その結果、両者の定性的傾向が良好に一致することを確認した。



(a) 弾性ひずみ測定結果

(b) 応力分布解析結果

図 103 測定による弾性ひずみ分布と解析による応力分布の比較

### 参考文献 (3.3 節)

- 1) S. Bagherifard, R. Ghelichi and M. Guagliano: On the shot peening surface coverage and its assessment by means of finite element simulation: A critical review and some original developments, *Applied Surface Science*, Vol.259 (2012), pp.186-194.
- 2) Y. Sano, N. Mukai, K. Okazaki and M. Obata: Residual stress improvement in metal surface by underwater laser irradiation, *Nuclear Instruments and Methods in Physics Research B*, Vol.121 (1997), pp.432-436.
- 3) H. Soyama and O. Takakuwa: Enhancing the aggressive strength of a cavitating jet and its practical application, *Journal of Fluid Science and Technology*, Vol.6, No.4 (2011), pp.510-521.
- 4) X. Sheng, Q. Xia, X. Cheng and L. Lin: Residual stress field induced by shot peening based on random-shots for 7075 aluminum alloy, *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, Vol.22 (2012), pp.s261-s267.
- 5) M. Jebahi, A. Gakwaya, J. Levesque, O. Mechri and K. Ba: Robust methodology to simulate real shot peening process using discrete-continuum coupling method, *International Journal of Mechanical Science*, Vol.107 (2016), pp.21-33.
- 6) M. Benedetti, V. Fontanari, M. Bandini and D. Taylor: Multiaxial fatigue resistance of shot peened high-strength aluminium alloys, *International Journal of Fatigue*, Vol.61 (2014), pp.271-282.
- 7) M. Klemenz, V. Schulze, I. Rohr and D. Lohe: Application of the FEM for the prediction of the surface layer characteristics after shot peening, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.209 (2009), pp.4093-4102.
- 8) S. Bagherifard, R. Ghelichi and M. Guagliano: Mesh sensitivity assessment of shot peening finite element simulation aimed at surface grain refinement, *Surface & Coating Technology*, Vol.243 (2014). Pp.58-64.
- 9) B. Bhuvarghan, S. M. Srinivasan, B. Maffeo, R. D. McCLain, Y. Potdar and O. Prakash: Shot peening simulation using discrete and finite element method, *Advances in Engineering Software*, Vol.41 (2010), pp.1266-1276.
- 10) K. Ikushima and M. Shibahara: Prediction of residual stresses in multi-pass welded joint using Idealized Explicit FEM accelerated by a GPU, *Computational Materials Science*, Vol.93 (2014), pp.62-67.
- 11) P. Wriggers: *Nonlinear Finite Element Methods*, Springer (2008).
- 12) K. Ikushima and M. Shibahara: Large-scale non-linear analysis of residual stresses in multi-pass welded pipe welds by idealized explicit FEM, *Welding in the World*, Vol.59 (2015), pp.839-850.
- 13) M. Shibahara, H. Serizawa and H. Murakawa: Finite element method for hot cracking using interface element (3rd report) - development of static-dynamic hybrid method, *Journal of Kansai Society of naval Architects Japan*, No.235 (2001), pp.161-169.
- 14) M. Seki, A. Yoshida, Y. Ohue, T. Hongo, T. Kawamura and I. Shimoyama: Influence of shot peening on surface durability of case-hardened steel gears (influence of shot velocity and diameter), *Journal of the Japan Society of Mechanical Engineers*, Vol.71, No.706 (2005), pp.2064-2071.

- 15) A. Maekawa, A. Kawahara, H. Serizawa and H. Murakawa: Fast three-dimensional multipass welding simulation using an iterative substructure method, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.215 (2015), pp.30-41.

#### 4. 研究推進 (H26-H28 年度)

三機関合同の研究打ち合わせを、平成 26、27、28 年度にそれぞれ 3 回、3 回、6 回開催し、またそれとは別途、FEM 解析に絞った打ち合わせを平成 28 年度に 2 回開催し、効率的に研究を推進した。また、国際会議、国内学会及び原子力関連研究者の会合などにおいて本研究成果の一部を発表し、関連分野の研究者や電力会社・重電メーカーの専門家らから肯定的評価を得た。研究打ち合わせ及び研究発表の具体的な開催日等を以下にまとめる。

##### ○研究打ち合わせ

平成 26 年度

- |                         |                         |
|-------------------------|-------------------------|
| 第 1 回：平成 26 年 10 月 9 日  | 於：原子力機構原子力科学研究所（茨城県東海村） |
| 第 2 回：平成 26 年 11 月 18 日 | 於：発電技研本部（東京都港区）         |
| 第 3 回：平成 27 年 2 月 25 日  | 於：大阪府大工学部（大阪府堺市）        |

平成 27 年度

- |                         |                  |
|-------------------------|------------------|
| 第 1 回：平成 27 年 8 月 5 日   | 於：発電技研本部（東京都港区）  |
| 第 2 回：平成 27 年 10 月 22 日 | 於：大阪府大工学部（大阪府堺市） |
| 第 3 回：平成 28 年 1 月 26 日  | 於：大阪府大工学部（大阪府堺市） |

平成 28 年度

- |                         |                  |
|-------------------------|------------------|
| 第 1 回：平成 28 年 5 月 20 日  | 於：発電技研本部（東京都港区）  |
| 第 2 回：平成 28 年 8 月 4 日   | 於：大阪府大工学部（大阪府堺市） |
| 第 3 回：平成 28 年 10 月 3 日  | 於：発電技研本部（東京都港区）  |
| 第 4 回：平成 28 年 11 月 22 日 | 於：大阪府大工学部（大阪府堺市） |
| 第 5 回：平成 29 年 1 月 19 日  | 於：発電技研本部（東京都港区）  |
| 第 6 回：平成 29 年 2 月 20 日  | 於：発電技研本部（東京都港区）  |

##### ○FEM 解析打ち合わせ

平成 28 年度

- |                        |                  |
|------------------------|------------------|
| 第 1 回：平成 28 年 9 月 6 日  | 於：大阪府大工学部（大阪府堺市） |
| 第 2 回：平成 28 年 11 月 8 日 | 於：大阪府大工学部（大阪府堺市） |

##### ○学会等における口頭・ポスター発表

- 1) ショットピーニングによる残留応力緩和挙動の FEM 解析、北村徳識、岡田崇志、生島一樹、柴原正和、西川聡、秋田貢一、一般社団法人溶接学会 平成 27 年度春季全国大会、東京、2015 年 4 月 23 日（口頭、国内）
- 2) Numerical analysis of residual stress distribution on peening process, Kazuki Ikushima, Masakazu Shibahara, Koichi Akita, Satoru Nishikawa, Takashi Furukawa, 平成 28 年度第 1 回 JIW 第 X 委員会、東京、2016 年 6 月 13 日（口頭、国内）
- 3) Numerical analysis of residual stress distribution on peening process, Kazuki Ikushima, Masakazu Shibahara, Koichi Akita, Satoru Nishikawa, Takashi Furukawa, International Institute of Welding 69th Annual Assembly, Sydney Australia, 2016 年 7 月 13 日（口頭、国外）
- 4) ショットピーニング時に発生する溶接残留応力の FEM 解析、生島一樹、木谷悠二、北村徳識、柴原正和、秋田貢一、西川聡、第 50 回 X 線材料強度に関するシンポジウム、

2016年7月21日（口頭、国内）

- 5) ショットピーニング時の残留応力緩和挙動に関する検討、木谷悠二、北村徳識、生島一樹、柴原正和、西川聡、秋田貢一、一般社団法人溶接学会 平成28年度秋季全国大会、群馬、2016年9月14日（口頭、国内）
- 6) Study on residual stress distribution on shot peening process using large scale numerical analysis, Kazuki Ikushima, Yuji Kitani, Masakazu Shibahara, Satoru Nishikawa, Koichi Akita, Hiroshi Suzuki, Satoshi Morooka, The International Symposium on Visualization in Joining & Welding Science through Advanced Measurements and Simulation (Visual JW 2016), 大阪、2016年10月17日（ポスター、国内）
- 7) Residual Stress Behavior of Dissimilar Weld Joint under Thermal Cycle Examined by Neutron Diffraction and Idealized Explicit FEM, Koichi AKITA, Hiroshi Suzuki, Satoshi Morooka, Stefanus Harjo, Takuro Kawasaki, Vladimir Luzin, Masakazu Shibahara, Kazuki Ikushima, Satoru Nishikawa and Takashi Furukawa, The International Symposium on Visualization in Joining & Welding Science through Advanced Measurements and Simulation (Visual JW 2016)、大阪、2016年10月17日（ポスター、国内）

#### ○学会誌・雑誌等における論文掲載

- 1) Numerical analysis of residual stress distribution on peening process, Kazuki Ikushima, Masakazu Shibahara, Koichi Akita, Satoru Nishikawa, Takashi Furukawa, Welding in the World, Vol.61, No.3 (2017), pp.517-527 (国外、査読有り)
- 2) Study on shot peened residual stress distribution under cyclic loading by numerical analysis, Kazuki Ikushima, Yuji Kitani, Masakazu Shibahara, Satoru Nishikawa, Takashi Furukawa, Koichi Akita, Hiroshi Suzuki, Satoshi Morooka, 溶接学会論文集(掲載決定) (国内、査読有り)
- 3) In-situ Residual Stress Analysis during Thermal Cycle of a Dissimilar Weld Joint Using Neutron Diffraction and IEFEM, Koichi Akita, Masakazu Shibahara, Kazuki Ikushima, Satoru Nishikawa, Takashi Furukawa, Hiroshi Suzuki, Stefanus Harjo, Takuro Kawasaki and Vladimir Luzin, 溶接学会論文集(掲載決定) (国内、査読有り)

#### ○その他の発表

- 1) 異材溶接継手の力学特性について、西川聡、関西原子力懇談会主催「原子力構造物の高経年化に関わる維持技術の高度化に関する調査委員会」、大阪、2017年2月8日（国内、口頭）

## 5. 結言 (H26-H28 年度)

### 5.1 研究成果

本研究では、SP による溶接継手の残留応力分布の改質効果の定量的予測を行うために、ショット衝突時の荷重分布をモデル化し、理想化陽解法 FEM に対して導入することで、SP 時の応力分布を予測可能な解析システムを構築した。構築した解析システムを円筒多層溶接試験体のピーニング時の残留応力分布の予測に対して適用し、解析結果と計測結果との比較を実施した結果、以下の知見が得られた。

- 1) 単一のショットが衝突する問題において、ショットと対象の衝突を接触問題として定式化した解析により得られた応力分布と、開発した解析システムによる応力分布が良好に一致することを確認した。
- 2) 開発した解析システムを同材及び異材の円筒多層溶接継手の溶接残留応力分布解析及びその後の SP 時の残留応力分布の予測に対して適用した結果、得られた残留応力分布と計測結果が良好に一致することを示した。
- 3) 開発した解析システムによる同材及び異材の円筒多層溶接継手の SP 時の残留応力の解析に要した計算時間は、およそ 10 日程度であり、開発した解析システムを用いることで、実用的な時間で SP 時の残留応力分布を評価可能であることを確認した。

また、開発した解析システムにおけるショットの衝突量と実現象におけるカバレッジの対応関係を調べるために、アルメンストリップ試験片のアークハイトの予測し、別途実施した計測結果と比較した。その結果、ショットの衝突量が小さい間はアークハイトの増加量が大きく、ショットの衝突量が増加するに従いアークハイトの増加量が小さくなることを確認した。また、アークハイトの増加量は、解析と計測で近い傾向が得られたことから、本解析は良好な定性的傾向を有しており、本解析の妥当性を示すことができたと言える。

SP による残留応力改質効果の持続性について検討するために、運用中の温度履歴を仮定した温度サイクルによる応力分布の変化及び地震動による荷重を想定した外荷重サイクルによる応力分布の変化の解析を実施し、試験体に対して荷重サイクルを与えた際の計測結果との比較を行った結果、以下の知見が得られた。

- 1) 温度サイクル負荷時のピーニング後の残留応力分布の変化を弾塑性解析により予測した。得られた残留応力分布を計測結果と比較した結果、両者の定性的傾向は良く一致することを確認した。
- 2) 地震時を想定した大荷重をピーニング後の残留応力に繰り返し負荷した解析を実施した。その結果、圧縮の軸力を繰り返し負荷した場合に、ピーニング部の残留応力が緩和、もしくは引張となる可能性があることが分かった。引張の軸力を繰り返し負荷した場合は、残留応力分布に大きな変化は見られなかった。
- 3) ピーニング後の異材円筒多層溶接試験体に対して軸力を負荷し、荷重負荷状態及び負荷後の弾性ひずみ分布を中性子回折により測定した。また、対応する解析を実施し、両者の結果を比較したところ、解析により得られた応力分布と計測による弾性ひずみ分布の定性的傾向は互いに対応することを確認した。



以上のように、SP 時の力学モデルを構築し、それを理想化陽解法 FEM 解析手法に導入することで、従来、解析が困難であった SP による残留応力の解析に成功した。これにより、原子炉セーフエンドを模擬した試験体における溶接施工から SP 施工及び熱サイクル付与あるいは応力負荷までに至る全工程の応力状態をシミュレーションできる解析手法を開発することができた。また、解析手法の妥当性を検証するため、原子炉セーフエンドを想定した実機部分模擬溶接試験体を製作し、全工程における試験体表面及び内部の残留応力を X線及び中性子を用いて実測した。得られた実測値と解析結果と比較・検証し、開発した解析手法が妥当性を有することを示した。さらに、適用性の評価を行い、開発した FEM 解析手法の解析精度が残留応力測定値に対して実用上十分なおよそ±150MPaであることを確認した。これにより、ショットピーニングで付与した圧縮残留応力の持続性を計算により短時間で把握することが可能になることから、開発した手法が、原子力発電プラントの安全性評価の高度化に貢献できる解析手法であることを示した。

以上から、本研究の業務実施項目を全て実施し、所期の目標を達成した。

## 5.2 今後の展望

本研究では、試験体表面のみならず内部の残留応力状態についても中性子回折を用いることで、荷重負荷中のその場測定に成功した。実機に近い条件の試験体に約 900 kN の圧縮荷重を負荷した状態における試験体内部の残留応力を実測した例はこれまでになく、従来は解析で検討する以外になかった。今後、開発した解析手法と実験技術を用いて、様々な環境条件における実測と解析結果との比較を行うことで、FEM 解析精度のさらなる向上や、詳細な残留応力変化メカニズムの解明が可能と考えられる。また、本研究で開発した FEM 解析手法は汎用性が高い手法であり、SP のみならずレーザーピーニングやウォータージェットピーニングなどの原子炉構造物に適用されている種々のピーニング手法における残留応力改質効果の評価に対して応用できる可能性がある。したがって、本研究をさらに発展させることで、原子炉構造溶接部の応力腐食割れ発生リスク低減に有効な、実用的解析手法の確立が可能と考えられる。