

リーン二相系ステンレス鋼溶接箱形短柱の初期不整

切山 貴文* 三好 崇夫**

Initial Imperfections of Lean Duplex Stainless Steel Stub Column with Welded Box Cross-Sections

Takafumi KIRIYAMA, Takao MIYOSHI

ABSTRACT

Steel members of the infrastructure are generally dominated by carbon steel due to low initial cost, long experience and applicable design standards, whereas they suffer from comparatively low corrosion resistance and high maintenance cost for repainting. Although austenitic stainless steels which are most widely used as an engineering material has superior corrosion resistance due to high (8%-10%) nickel content, material cost of the steel is higher than that of carbon one. Hence, the application of stainless steel to the infrastructure has not been popular in Japan. Recently, because of an improvement over stainless steel, lean duplex stainless steel (EN 1.4162) which has far lower (around 1.5%) nickel content was developed. Despite the low nickel content, it exhibits similar corrosion resistance to austenitic stainless steel. This benefit is suitable for reduction of life cycle cost including the initial construction cost and prolonged life of infrastructures. However, the structural performance of lean duplex stainless steel has been relatively unexplored owing to its recent development and lack of experimental data. Therefore, lean duplex stainless steel has not been covered in design standards for stainless steel structures yet. In order to construct design rules for lean duplex stainless steel structural member, its ultimate strength is needed to be clear. It is well known that initial imperfections of steel structures effect on the ultimate strength. This study aims to grasp initial imperfections of lean duplex stainless steel stub column with welded box cross-sections. Initial geometric imperfections and residual stresses as initial imperfections are measured, and the applicability of existing residual stress distribution model to the lean duplex stainless steel stub column is discussed in this study.

KEY WORDS: lean duplex stainless steel, welded box cross-section, initial geometric imperfection, residual stress

1. はじめに

ステンレス鋼の材料コストはニッケル含有量に左右される。最も一般的な SUS304 等のオーステナイト系ステンレス鋼は 8~10%のニッケルを含有しており、その材料コストを吊り上げる大きな要因である。このため、ステンレス鋼は特に耐食性が要求される土木構造

物に限定的に使用されてきた。しかし、近年、ニッケル含有量を最少 1.5%まで削減しながらも、SUS304 と同等の耐食性を有する、リーン二相系ステンレス鋼(以下、リーン鋼と略称する)が開発されている。現在、同鋼は材料コスト縮減のみならず、構造物のミニマムメンテナンス化、超長寿命化の促進や LCC 縮減が期待できることから、土木構造物への活用に注目が集まっ

*大阪大学工学部, **都市システム工学科

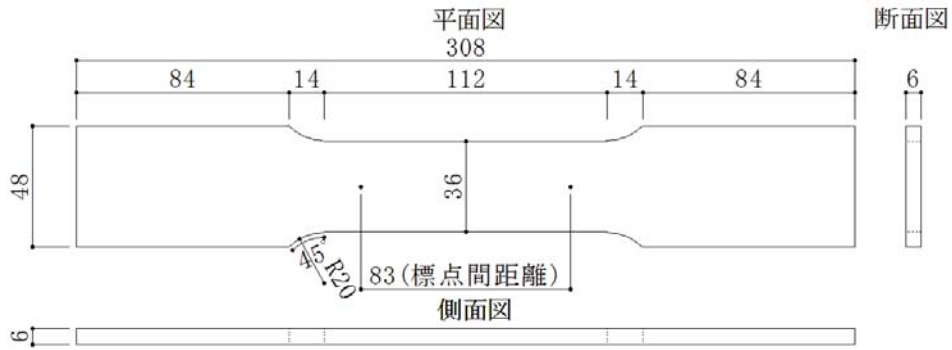


図-1 材料試験片

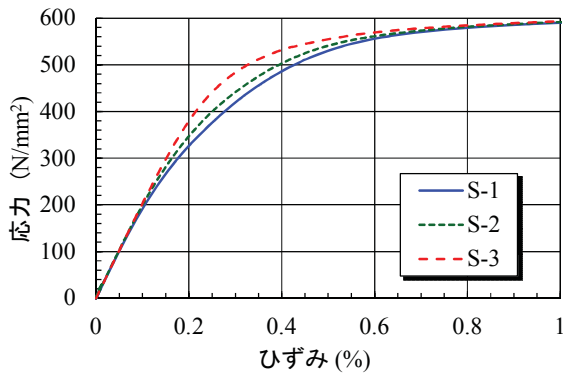


図-2 応力-ひずみ曲線

表-1 材料特性値

試験片		S-1	S-2	S-3
弾性係数 E (GPa)	試験結果	176	182	199
	平均値	185		
0.2%耐力 $\sigma_{0.2}$ (N/mm ²)	試験結果	589	584	554
	平均値	576		
	ミルシート値 (圧延方向)	564		
	材料規格値	450		
引張強度 σ_t (N/mm ²)	試験結果	738	741	739
	平均値	739		
	ミルシート値 (圧延方向)	741		
	材料規格値	650		

ているり。

現状では、同鋼はステンレス鋼構造物の設計基準²⁾に含まれていないため、同鋼部材の終局強度や設計法に関する研究が精力的に進められている^{3), 4)}。しかし、同鋼部材の終局強度に影響を与える初期不整については必ずしも明確にされていない。本研究では、リーン鋼溶接箱形短柱部材の初期不整として初期たわみと残留応力について明確にすることを目的とする。

本研究では、公称板厚 6mm の EN 1.4162 熱間圧延リーン鋼板を用いて箱形短柱試験体を溶接製作し、その初期たわみと残留応力を計測するとともに、既存の残留応力分布モデルの適用性についても検討した。

2. 材料試験

箱形短柱試験体の製作に用いたリーン鋼板の材料特性値を把握するため材料試験を実施した。

2.1 試験方法

箱形短柱試験体の製作に用いた鋼板から、図-1 に示す JIS14B 号試験片⁵⁾を圧延方向に 3 体 (S-1~S-3) 採取した。試験片中央の表裏にひずみゲージを貼付し、軸方向のひずみを計測した。载荷には 2000kN 万能試験機を用いて、変位速度 0.1mm/sec の引張試験を行った。

2.2 試験結果

試験結果として、各試験片の応力-ひずみ曲線を図-2 に示す。同図より、リーン鋼は明確な降伏点を持たないラウンドハウス型の応力-ひずみ曲線を呈することが分かる。また、各試験片の応力-ひずみ曲線は、ひずみ 0.1~0.7%あたりにかけて差異がみられるが、この原因については不明である。

材料試験から得られた材料特性値として、弾性係数 E 、0.2%耐力 $\sigma_{0.2}$ と引張強度 σ_t をミルシート値、EN10008-4⁶⁾の規格値とともに表-1 に示す。同表より、図-2 に示したように、各試験片の応力-ひずみ曲線の差異により、弾性係数と 0.2%耐力にも差異がみられる。しかし、0.2%耐力と引張強度の平均値はミルシート値との有意差はなく、材料規格値も満たしていることから妥当な試験結果が得られたものと判断できる。

3. 箱形短柱試験体

箱形短柱試験体は、公称板厚 6mm の EN 1.4162 熱間圧延リーン鋼板を用いて、正方形断面 (SHS) と長方形断面 (RHS) の試験体をそれぞれ 1 体ずつ製作した。試験体の板厚は鋼板の入手可能性と、既往のステンレス鋼溶接部材の短柱圧縮試験⁷⁾に用いられた実績を考慮して決定した。

試験体断面の寸法は、本校所有のワイヤ放電加工機

による切断が可能な寸法 (100mm 未満), 既往の短柱圧縮試験体⁷⁾に用いられた腹板, フランジの幅厚比パラメータの組み合わせを参考として決定した. 試験体長さは, フランジの溶接代 b_0 を無視して求めた細長比を 20 以下として, 最低次の座屈モードの得られる長さとして断面の最大寸法の 3 倍とした⁸⁾. 試験体断面の概略図を図-3 に, 寸法を表-2 に示す.

試験体の腹板とフランジは, 道路橋示方書⁹⁾に従って等脚長 6mm サイズのすみ肉溶接によって接合した. 同溶接の溶材は SUS329J3L 用の JIS Z3323 TS2209-FC0 (線径 FCW1.2φ) を用いて, 炭酸ガスアーク溶接とした. 試験体の製作における溶接条件を表-3 に示す.

4. 初期たわみ

初期たわみの計測方法とその結果について述べる.

4.1 計測方法

初期たわみは, 試験体を定盤上に水平に設置し, マグネットベースに取り付けたダイヤルゲージ (精度: 1/100mm) を定盤上で移動させることによって, 面外変位として計測した.

計測箇所は, フランジ面については RHS 試験体では 40~45mm 間隔, SHS 試験体では 30mm 間隔で引いた格子線の交点上, 腹板面については各試験体とも部材軸方向にはフランジ面と同一間隔で, 板幅方向にはそ

の板幅方向中央から左右に 25mm の箇所とした.

初期たわみは, 図-4 に示すように, フランジ面では腹板の肉厚中心線上, 腹板面では板幅方向の格子線上の最もフランジに近い交点における面外変位の計測値を基準 (0mm) として評価した.

試験体の初期たわみ計測位置の表示に用いる腹板, フランジ板幅方向の x 座標, 部材軸方向の y 座標の定義を図-5 に示す.

4.2 計測結果

それぞれ SHS, RHS 試験体の腹板, フランジ面の外向きを正とする初期たわみのコンター図を図-6, 7 に示す.

同図より, RHS 試験体の腹板 2 を除いては正の値を示していることから, 断面を構成する腹板, フランジの初期たわみ形状は概ね外側に凸形状を呈することが分かる. また, SHS 試験体の初期たわみは最大でも 130μm, RHS 試験体では 280μm であることがわかる.

道路橋示方書⁹⁾における炭素鋼溶接箱形断面部材の製作精度 (板幅の 1/250 倍以下) に従えば, SHS 試験体のフランジ面, 両試験体の腹板面の初期たわみの許容値は 352μm, RHS 試験体のフランジ面の同許容値は 672μm であり, 本研究で用いた試験体はいずれも製作精度を満足していることがわかる.

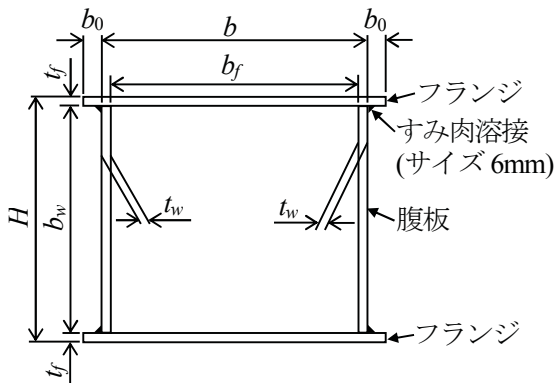


図-3 試験体断面の概略図

表-2 試験体断面の寸法

試験体名	SHS	RHS
腹板の板厚 t_w (mm)	6	6
フランジの板厚 t_f (mm)	6	6
腹板の板幅 b_w (mm)	88	88
フランジの板幅 b_f (mm)	88	168
フランジ突出幅 b_0 (mm)	10	10
b (mm)	100	180
h (mm)	100	100
長さ L (mm)	300	540

表-3 溶接条件

試験体名	SHS	RHS
溶接電流 (A)	178.0	177.5
溶接電圧 (V)	26.85	27.00
溶接時間 (s)	42.66	84.37
溶接全長 (mm)	300	540
溶接入熱 (J)	204215	404297

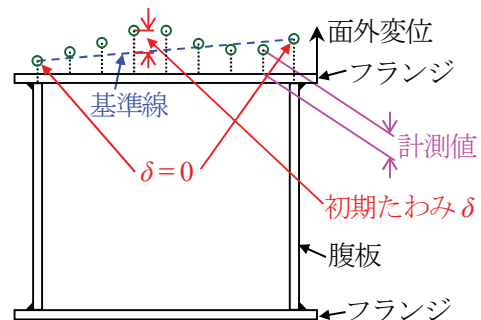


図-4 面外変位から初期たわみの評価

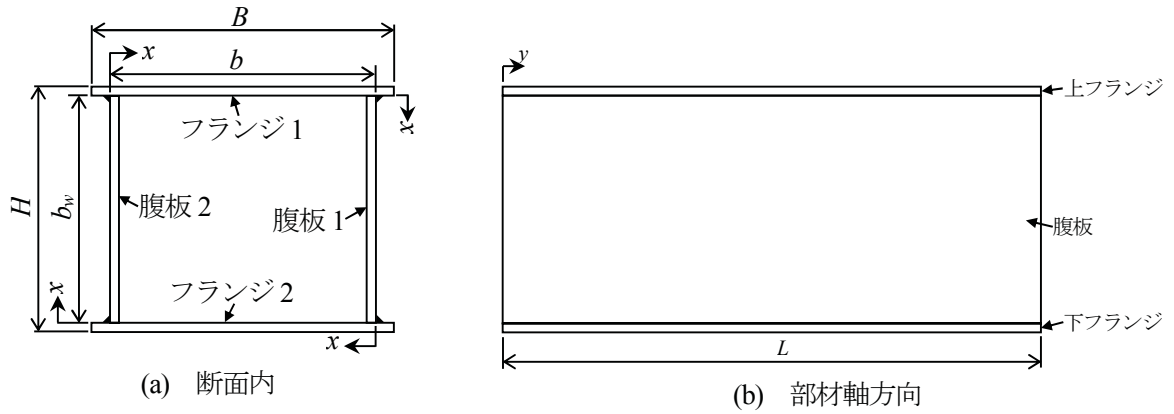


図-5 試験体の腹板、フランジ面の名称と座標の定義

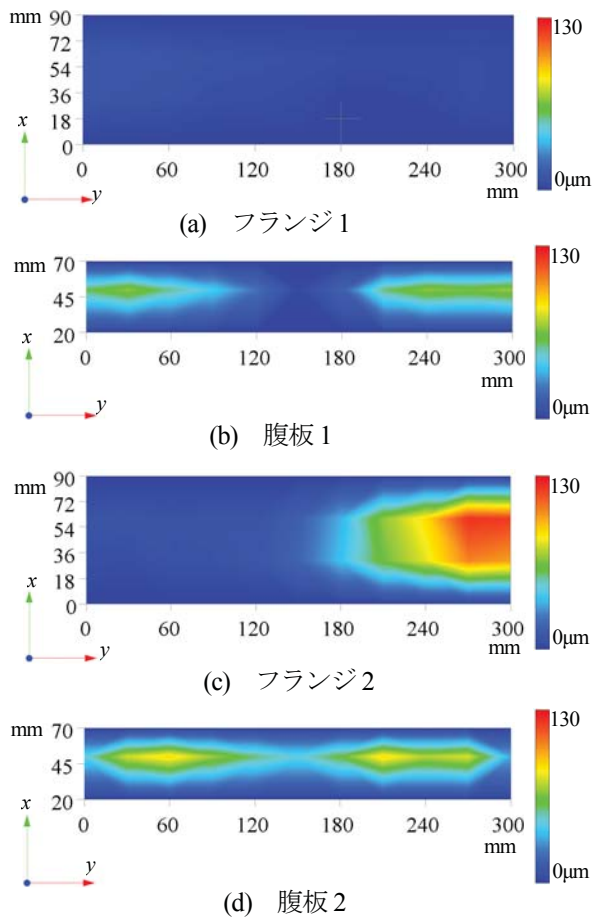


図-6 SHS 試験体の初期たわみのコンター図

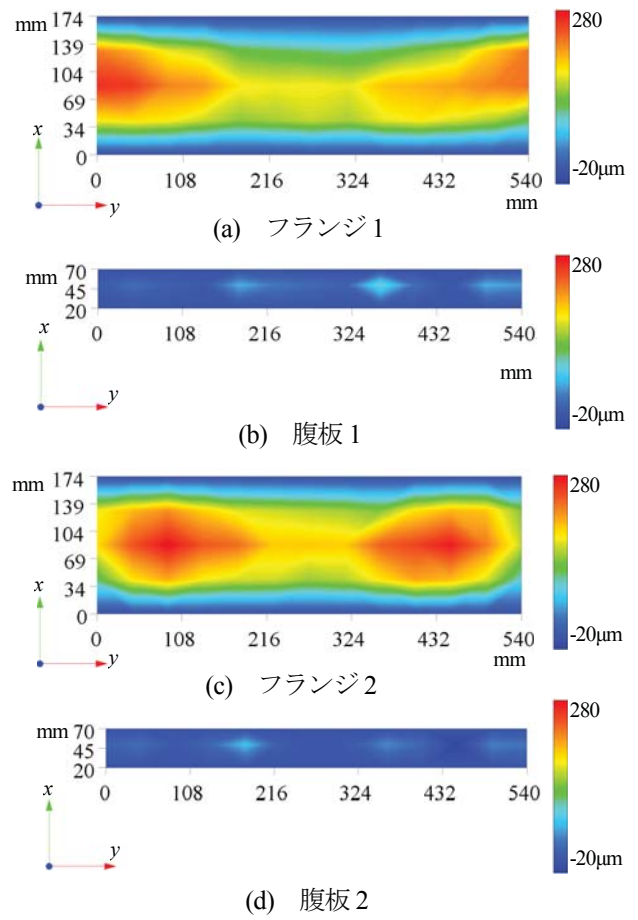


図-7 RHS 試験体の初期たわみのコンター図

5. 残留応力

箱形短柱試験体の残留応力の計測方法とその結果について述べる。

5.1 計測方法

残留応力は試験体の解放ひずみに弾性係数を乗じて評価した。一般的に解放ひずみは、初期状態のひずみとひずみゲージの周辺を切断してひずみを解放させた

後のひずみを計測し、両者間の差で表される。

ひずみゲージは、放電ワイヤ加工時のコーティング材による養生、ゲージ端子の設置に必要なスペースを考慮して、13~14mm 間隔で腹板、フランジの外面のみに部材軸方向に貼付した。ひずみ計測時の熱ひずみの影響を排除するため、ひずみの計測は18度に暖気させた部屋に数時間試験体を放置した後に実施した。

試験体の切断は、それに伴う試験体への熱影響が懸

念されるため、既往の研究¹⁰⁾を参考に、主としてワイヤ放電加工機を用いて実施し、板幅方向に13~14mm間隔、部材軸方向にはひずみゲージ貼付位置からそれぞれ50mmの間隔で切断した。即ち、試験体から部材軸方向の長さが100mm、板幅が13~14mmで、ひずみゲージが貼付された短冊状の鋼片を切り出す。

試験体へのひずみゲージ貼付から残留応力の評価までは以下の手順で実施した。

- (1) 単軸ひずみゲージ(株式会社 東京測器研究所製, FLA-1-11-002LE)を試験体に貼付し、リード線の一端をひずみゲージ, 他端をデータロガーに接続する。
- (2) ひずみの初期値を計測する。
- (3) ひずみゲージとリード線の接続を解除し、コーティング材(株式会社 東京測器研究所製, W-1)を用いて防水保護を行う。
- (4) 部材長の長いRHS試験体は, 放電ワイヤ加工機による切断が困難であるため, 部材軸方向片側の放電ワイヤによる切断箇所のさらに外側10cmの位置を鋸切断する。
- (5) 各腹板, フランジのひずみゲージ貼付位置から部材軸方向に10cmの位置に, 放電ワイヤを通すための孔($\phi 3.7\text{mm}$)をドリルで削孔する。
- (6) 孔に放電ワイヤを通して, 試験体を放電ワイヤ加工機にセットして, ひずみゲージ周辺を短冊状に切断する。
- (7) 短冊状の鋼片に貼付されたひずみゲージに, ひずみの初期値の計測時と同じリード線を接続する。
- (8) 短冊状鋼片の切断後のひずみを計測する。
- (9) ひずみの初期値と切断後のひずみの差に, 材料試験から得られた弾性係数を乗じて残留応力を評価する。

5. 2 箱形断面内部の解放ひずみ

5. 1節(9)に従って評価されるのは, 試験体外面の残留応力であり, 厳密にはそれには板曲げ応力成分が含まれている。一般的に溶接に伴う残留応力には板曲げ成分はあまり含まれていないとされている¹¹⁾が, 厳密に残留応力を評価するためには, 板の表裏面で計測したひずみの平均値を用いるのが望ましい。しかし, 本試験体は断面形状が小さく, 試験体の内面にひずみゲージを貼付していない。そこで, 本研究では, 既往の研究¹⁰⁾と同様に, 図-8に示すように, 短冊状の鋼片(切断後の試験片)に残留応力の板曲げ成分による円弧状の曲げ変形を仮定し, 変形前の試験片の長さ L_0 , 試験片の最大たわみ δ から次式を用いて内面側の解放ひずみ ε_c を推定することとした。

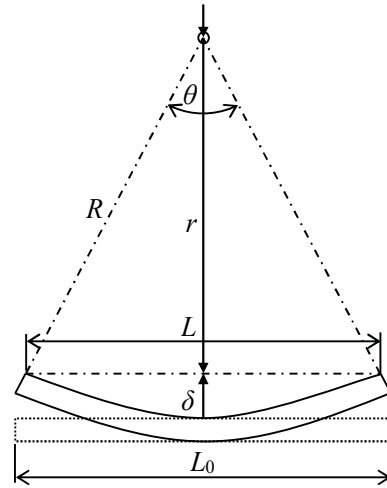


図-8 鋼片の残留板曲げ応力による曲げ変形

$$\varepsilon_c = \varepsilon + \frac{(\delta/L)^2}{6(\delta/L)^2 + 1} \quad (1)$$

ここに, ε : ひずみの計測値である。

本研究では, 鋼片の中立軸における弧の長さが L_0 と等しいものとし, 図-8に示す弦の長さ L を計測して δ を求めた。 L は鋼片の上下面についてノギス(精度1/20mm)で計測し, その小さいほうの値とした。

L の計測値から δ を求める式は以下のように導ける。図-8を参照して, 弧度法および余弦定理より,

$$R = L_0/\theta \quad (2)$$

$$L^2 = 2R^2(1 - \cos \theta) \quad (3)$$

式(2)を式(3)に代入すると,

$$L^2 = 2(L_0/\theta)^2(1 - \cos \theta) \quad (4)$$

式(4)の θ は未知数であり, これを求めるために式(4)を変形して次のような非線形式が導ける。

$$\theta = \cos^{-1} \left\{ 1 - \frac{1}{2} \left(\frac{L\theta}{L_0} \right)^2 \right\} \quad (5)$$

式(5)に対して θ の初期値を仮定して逐次計算によって θ が求められる。本研究では, θ の代入値と計算値の差の絶対値が 10^{-5} 以下になるまで計算を繰り返した。なお, 以上の計算における L_0 には, 短冊状の鋼片の設計長10cmから放電ワイヤ切断による溶け代を差し引いた9.75cmを用いた。

式(5)によって, θ が求めれば式(2)より R が, さらに図-8を参照して, 次式から r が求められる。

$$r = \sqrt{R^2 - \frac{L^2}{4}} \quad (6)$$

最終的に, R から r を差し引くことによって, δ が求められる。そして, L , δ を式(1)に代入して ε_c が求めら

れ、それに材料試験から得られた弾性係数を乗ずること
 で箱形断面内側の残留応力が推定できる。

5. 3 計測結果

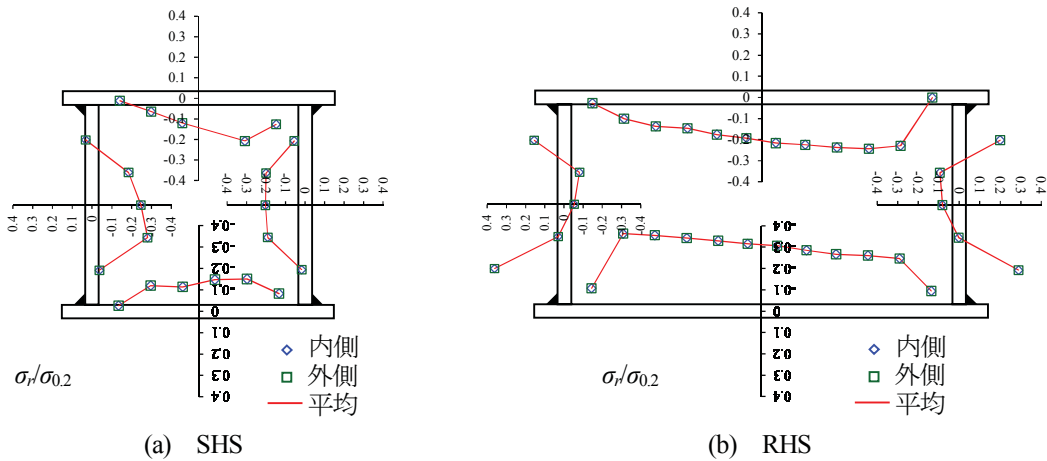
以上の手続きによって最終的に得られた、箱形断面
 内外面における残留応力分布とそれらの平均値を図一
 9に示す。

同図より、残留応力の板曲げ成分は小さく、内外面
 の残留応力は一致していることがわかる。また、本実
 験では、RHS 試験体の腹板を除いては、溶接部近傍に
 明確な引張残留応力が認められない。ただし、残留応
 力分布形状は板幅方向中央から溶接部に向けて圧縮か
 ら引張へと変化する傾向を示しており、これ以外の腹
 板、フランジにおいても、通常の炭素鋼溶接部材と同
 様に、溶接部では引張残留応力を生じているものと推
 察される。

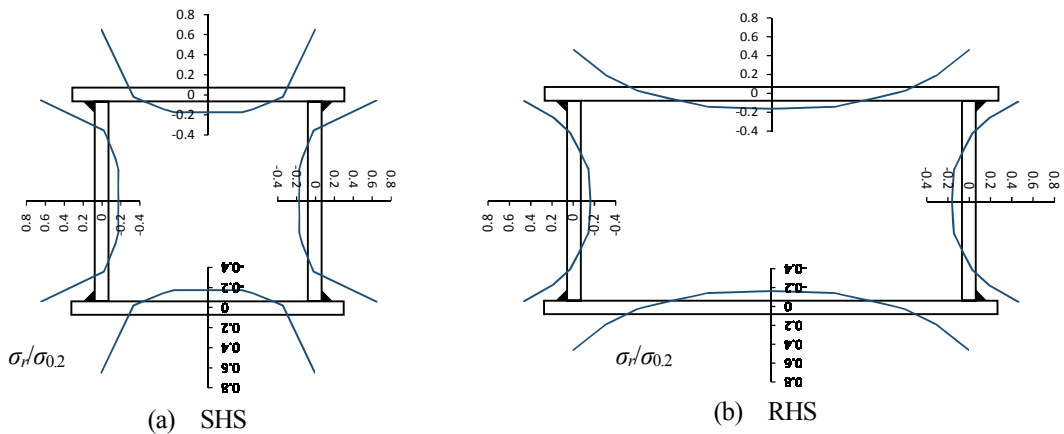
一般的に残留応力の計測結果は、自己平衡条件を満
 たさないため、溶接鋼構造物の耐荷力解析では、計測
 値に対して二軸対称断面部材では二軸対称補正と自己
 平衡条件を満たすための補正を施した残留応力分布が

用いられる^{8), 12)}。本研究においても耐荷力解析への適
 用を意識して、計測結果に対してこれらの補正を以下
 の手順で実施した。なお、計測箇所と計測面の定義は
 図一5(a)に示す通りである。

- (1) フランジ 1, 2 において、板幅方向に同一箇所にお
 ける計測値の平均値を求める。同値を計測点 x にお
 ける一軸対称補正值 σ_{rf_ave1i} と表す。
- (2) フランジ 1, 2 の板幅中央を対称軸として、板幅方
 向に対称な計測点における σ_{rf_ave1i} の平均値を求め
 る。同値を計測点 x における二軸対称補正值 σ_{rf_ave2i} 、
 σ_{rf_ave2i} を直線で結んだ線を σ_{rf_curve} と表す。
- (3) 腹板 1, 2 に関しても(1), (2)と同じ処理を行い、
 計測箇所 x における一軸対称補正值を σ_{rw_ave1i} 、二軸
 対称補正值を σ_{rw_ave2i} 、 σ_{rw_ave2i} を直線で結んだ線を
 σ_{rw_curve} と表す。
- (4) 計測点座標 x をフランジ、腹板の板幅で無次元化
 したパラメータ x/b , x/b_w を横軸に、残留応力を 0.2%
 耐力で無次元化したパラメータ $\sigma_r/\sigma_{0.2}$ を縦軸にとつ
 たグラフ上 σ_{rf_curve} と σ_{rw_curve} をプロットする。各点
 における σ_{rf_curve} と σ_{rw_curve} の平均値を結んだ曲線が



図一9 各試験体の残留応力計測結果



図一10 補正後の残留応力分布

二軸対称補正後の残留応力分布形状を表す。同曲線を σ_{r_curve} と表す。

- (5) 腹板, フランジにおいても圧縮, 引張残留応力は自己平衡状態になければならないことから, σ_{r_curve} に基づいて, x/b or x/b_w が 0, 1 における残留応力 σ_{re} を求める。
- (6) σ_{r_curve} と σ_{re} を直線で結んだものが, 二軸対称補正ならびに自己平衡条件による補正後の残留応力分布となる。

計測値に対して以上の補正を施した後の残留応力分布を図-10 に示す。

6. 残留応力分布モデルの適用性

既往の研究¹⁰⁾では, リーン鋼と同等の熱力学的物性を有する二相系ステンレス鋼溶接箱形断面部材の残留応力分布モデルが提案されている。同モデルでは, 計測結果に基づいて引張残留応力の最大値は $0.6\sigma_{0.2}$ とされており, フランジ, 腹板の圧縮残留応力の最大値 $\sigma_{sfc}, \sigma_{swc}$ は自己平衡条件を考慮して次式で与えられる。

$$\sigma_{sfc} = \frac{2e+f}{b-(2e+f)} \sigma_{sft} \quad (7)$$

$$\sigma_{swc} = \frac{2g+h}{b_w-(2g+h)} \sigma_{swt} \quad (8)$$

同モデルの概略図と同式に含まれる分布幅 $e \sim h$ の定義を図-11 に示す。 $e \sim h$ の大きさは腹板とフランジの幅厚比の積に応じて表-4 のように与えられている。

既往の二相系ステンレス鋼溶接箱形断面部材の残留応力分布モデルのリーク鋼溶接箱形断面部材への適用性を検討するため, 同モデルと補正後の本研究の計測結果を比較して図-12 に示す。ただし, 分布モデルは板幅によって形状が変化するため, 同図中には, 腹板, フランジそれぞれに対する分布モデルを示した。同図より, 本実験の計測値は残留応力分布モデルと概ね適合している。両者間の適合性を客観的に表す指標として, 次式で定義されるパラメータ p を用いる。

$$p = \frac{1}{n} \sum \left(\frac{\sigma_{mi}}{\sigma_{0.2}} - \frac{\sigma_{ei}}{\sigma_{0.2}} \right)^2 \quad (9)$$

ここに, n : 測定点数, σ_{mi} : 残留応力の計測値またはその補正值, および σ_{ei} : 各計測点における残留応力分布モデルによる推定値である。

式(8)の p は, 計測値またはその補正值と残留応力分布モデルを用いた推定値との差異が小さいほど小さくなる。本研究の SHS, RHS 試験体の腹板, フランジについて, 残留応力計測結果の補正值と残留応力分布モデルによる推定値に対して式(9)を用いて求めた p 値を

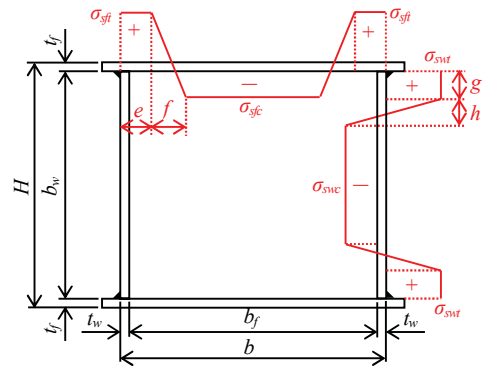
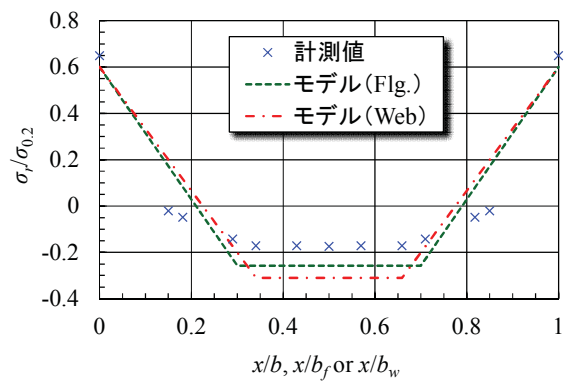


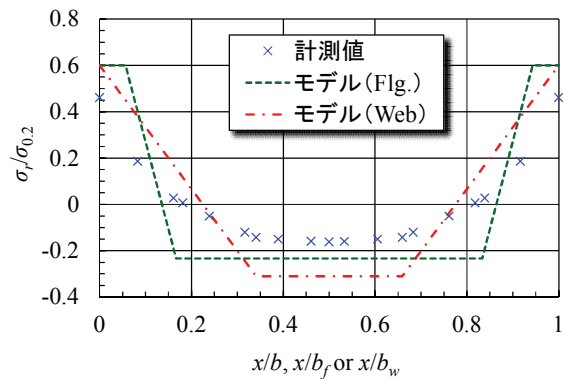
図-11 既往の残留応力分布モデル¹⁰⁾

表-4 分布幅 $e \sim h$ の大きさ

幅厚比の積	$\sigma_{sft} = \sigma_{swc}$	e	f	g	h
$H/t(b/t) < 10$	$0.6\sigma_{0.2}$	0	$5t_f$	0	$5t_w$
$H/t(b/t) \geq 10$	$0.6\sigma_{0.2}$	$t_w + 0.025b_f$	$5t_f$	$0.025b_w$	$5t_w$



(a) SHS 試験体



(b) RHS 試験体

図-12 残留応力計測結果と同分布モデルの比較

表-5 計測値またはその補正值と推定値との差異

試験体名	p
リーク鋼SHS試験体フランジ	0.012
リーク鋼SHS試験体腹板	0.019
リーク鋼RHS試験体フランジ	0.025
リーク鋼RHS試験体腹板	0.020
SM570溶接箱形断面	0.035

表-5 に示す。また、炭素鋼溶接箱形短柱の残留応力に対する p 値を把握するため、SM570 溶接箱形短柱の残留応力計測結果と、同部材の耐荷力解析に用いられた残留応力分布モデルによる推定値⁸⁾に対しても同様に p 値を求めて同表に比較した。ただし、SM570 溶接箱形短柱は正方形断面を対象としており、腹板、フランジを区別せずに示している。

同表より、SHS, RHS 試験体の腹板、フランジにおける p 値は、SM570 溶接箱形短柱の p 値と同等であることがわかる。よって、耐荷力解析に用いるリール鋼溶接箱形短柱の残留応力分布モデルとして、二相系ステンレス鋼のモデルを適用できると考えられる。

7. まとめ

本研究では、リール鋼溶接箱形短柱の初期不整を把握するため、同試験体を製作し、それに用いたリール鋼板の材料試験を実施するとともに、同試験体の初期たわみと残留応力を計測した。また、残留応力計測結果に基づいて、既往の二相系ステンレス鋼溶接箱形断面部材に対する残留応力分布モデルのリール鋼溶接箱形断面部材への適用性についても検討した。

以下に本研究で得られた成果をまとめる。

- (1) リール鋼溶接箱形短柱の腹板、フランジの初期たわみは、概ね外側に凸形状を呈する。
- (2) リール鋼溶接箱形短柱の腹板、フランジの初期たわみの大きさは、道路橋示方書の許容値よりも小さく、製作精度を満足する。
- (3) リール鋼溶接箱形短柱の残留応力分布は、溶接部で引張、それ以外の腹板、フランジ部では圧縮を呈する傾向にある。
- (4) 既往の二相系ステンレス鋼溶接箱形断面部材に関する残留応力分布モデルとリール鋼溶接箱形短柱の残留応力分布と概ね適合することから、同モデルはリール鋼溶接箱形短柱の残留応力分布モデルとして適用できる。

参考文献

- 1) Graham Gedge : Structural uses of stainless steel — buildings and civil engineering, J. of Const. Steel Res., Vol.64, pp.1194-1198, 2008.
- 2) European Committee for Standardization : Eurocode 3: - Design of steel structures - Part 1-4: General rules - Supplementary rules for stainless steels, CEN, 2006.
- 3) N. Saliba and L. Gardner : Cross-section stability of lean duplex stainless steel welded I-section, J. of Const. Steel Res., Vol.80, pp.1-14, 2013.
- 4) 細見玄武, 三好崇夫 : リール二相系ステンレス鋼板の機械的特性値と構成式, 明石工業高等専門学校研究紀要, No.57, pp.15-22, 2015.
- 5) 一般財団法人 日本規格協会 : JIS Z 2241 金属材料引張試験方法, 2014.
- 6) European Committee for Standardization : EN 10088-4. Stainless steels-Part 4: Technical delivery conditions for sheet/plate and strip of corrosion resisting steels for general purposes, CEN, 2009.
- 7) H. X. Yuan, Y. Q. Wang, Y. J. Shi and L. Gardner : Stub Column Tests on Stainless Steel Built-up Sections, J. of Thin-Walled Struct., Vol.83, pp. 103-114, 2014.
- 8) 岩坪 要 : 低降伏比高張力鋼を用いた薄肉部材の強度と変形能特性に関する研究, 熊本大学博士学位論文, 1999.
- 9) 社団法人 日本道路協会 : 道路橋示方書・同解説 II 鋼橋編, 2012.
- 10) H. X. Yuan, Y. Q. Wang, Y. J. Shi and L. Gardner : Residual stress distributions in welded stainless steel sections, Thin-Walled Struct., No.79, pp.38-51, 2014.
- 11) L. Gardner and R. B. Cruise : Modeling of Residual Stresses in Structural Stainless Steel Sections, J. of Struct. Eng., Proc. of ASCE, Vol.135, No.1, pp.42-53, 2009.
- 12) 山尾敏孝, 崎元達郎 : 溶接箱形断面柱の連成座屈強度実験, 土木学会論文報告集, No.335, pp.195-198, 1983.