

論文

SUS323L および SM570 製溶接組立て短柱の圧縮強度特性 Compressive strength behaviors of stub-column made of welded plates from SUS323L and SM570

○宮崎 靖大*
Yasuhiro MIYAZAKI

大垣 賀津雄**
Kazuo OHGAKI

ABSTRACT This paper defined compressive strength behavior of I-section and square hollow section stub-column specimens made of SUS323L and hybrid of SUS323L and SM570 by the experiment. Firstly, this paper illustrated amplitude and deflection mode of out-plane initial deflection of the plate constituting stub-column section. Secondary, this paper cleared that the ultimate strength of square hollow section stub-column is greater than it of I-section stub-column. Finally, the estimation method of the ultimate compressive strength of stainless steel proposed author et al confirmed that to compare with these resultants of stub-column experiments in this paper.

Keywords: リーン二相系ステンレス鋼, 局部座屈, 終局圧縮強度, ハイブリッド断面
Lean duplex type stainless steel, local buckling, ultimate compressive strength, hybrid section

1. はじめに

ステンレス鋼は、従来から土木鋼構造物に使用されている炭素鋼に比べて優れた耐久性を有する高性能材料である。このようなステンレス鋼の中でも二相系ステンレス鋼は、一般的なステンレス鋼に比べて高強度かつ高耐食性を示す。このため、欧州諸国では、二相系ステンレス鋼を橋梁主部材に活用した実績がある¹⁾。一方、従来の二相系ステンレス鋼は、希少元素である Ni および Mo などが SUS304 および SUS316 に比較して、多く含有するため、材料価格の変動が大きく高価となることが否めない。そこで、これらの地球希少元素の添加を抑制したリーニ二相系ステンレス鋼が開発され、我が国においても 2 鋼種が JIS 化²⁾されている。このようなリーニ二相系ステンレス鋼は、二相系ステンレス鋼の特徴である高強度を保有するとともに耐久性の観点からも一般的なオーステナイト系ステンレス鋼と同等以上の性能を有する。現状、我が国で供用されている経年した鋼構造物で課題となっている維持管理および新設鋼

構造物の高強度化の観点から、このような材料特性を示すリーニ二相系ステンレス鋼を含めたステンレス鋼は、魅力的な材料である。

ステンレス鋼を土木構造物である橋梁に活用するための研究は、著者らが実施してきた^{例えは 3)-5)}。また、構造物全体をステンレス鋼で構成することは、初期建設費の観点から、不経済と判断されることが否定できない。そのため、著者らは、腐食環境が厳しい部材のみをステンレス鋼とした適材適所の材料配置を考案し、ステンレス鋼と従来の構造用炭素鋼で構成されるハイブリッド部材の強度特性を数値計算により明らかにしてきた^{例えは 6)}。しかしながら、ステンレス鋼と炭素鋼で構成されるハイブリッド部材に関する力学的特性を詳細に調べた実験は、ほとんど実施されていない。また、リーニ二相系ステンレス鋼で構成される部材および構造全体の強度特性を調べた研究⁸⁾⁻¹¹⁾は一般的なオーステナイト系ステンレス鋼を対象とした研究に比べて極わずかである。

博士(工学)* 長岡工業高等専門学校環境都市工学科准教授

(〒940-8532 新潟県長岡市西片貝町 888) 第2種正会員

博士(工学)** ものつくり大学建設学科教授(〒361-0038 埼玉県行田市前谷 333) 第2種正会員

本論文の一部は、鋼構造年次論文報告集、第25巻、pp.397-403、2017に発表

本研究は、リーニ二相系ステンレス鋼板および炭素鋼板とのハイブリッド断面部材に着目し、溶接組立したI形断面および中空正方形断面短柱の圧縮強度特性を実験により明らかにする。本研究に用いる供試体は、既往の実験⁹⁾にて残留応力を測定したI形断面および中空正方形断面を有する短柱を用いる。

2. 実験供試体

本研究で対象とする供試体は、文献 8)にて残留応力を明らかにしたリーニ二相系ステンレス鋼 SUS323L のみおよび SUS323L と炭素鋼 SM570 で構成されるハイブリッド部材とする。また、対象材料の公称板厚は全て 6mm である。表 1 は、本研究で対象とした材料の機械的性質および化学成分を示す⁹⁾。同表中の σ_y は、SM570 における降伏応力を意味している。まず、本研究に用いた短柱供試体は、図 1 に示すような柱長さ L の部材

から残留応力測定用 70mm および圧縮試験用 L -(70+ L_t)を切出した。つぎに、このように切出した圧縮試験用短柱供試体は、柱長手方向上下端に板厚 25mm の鋼板を溶接接合し、圧縮試験時に供試体断面を構成する板に均一な圧縮力が作用するように、柱両端部断面の平行度を十分確保させる仕上げ処理を施した。図 2 は、圧縮試験用短柱供試体の外観を示す。同図に示すように短柱を構成する柱断面形状は、中空正方形および I 形の 2 形状とした。また、短柱断面を構成する板の形状は、柱の局部座屈が先行して生じるものとして、中空正方形断面 4 枚の板および I 形断面の腹板を周辺単純支持板、I 形断面の上下フランジの板を自由突出板と仮定し、式(1)の幅厚比パラメータを用いて決定した。

$$\bar{\lambda}_p = \frac{b}{t} \sqrt{\frac{\sigma_{0.2}}{E} \frac{1 - \mu^2}{k\pi^2}} \tag{1}$$

表 1 対象材料の機械的性質および化学成分⁹⁾

鋼種	板厚	0.2%耐力	引張強さ	伸び	化学成分									
	(mm)	$\sigma_{0.2}$ or σ_y (MPa)	σ_u (MPa)	δ (%)	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Cu	N
SUS323L	6	593	743	34	0.014	0.51	1.55	0.028	0.000	4.00	23.5	0.33	0.18	0.15
SM570	6	579	630	26	0.150	0.27	1.55	0.009	0.002	0.02	0.02	0.00	0.01	-

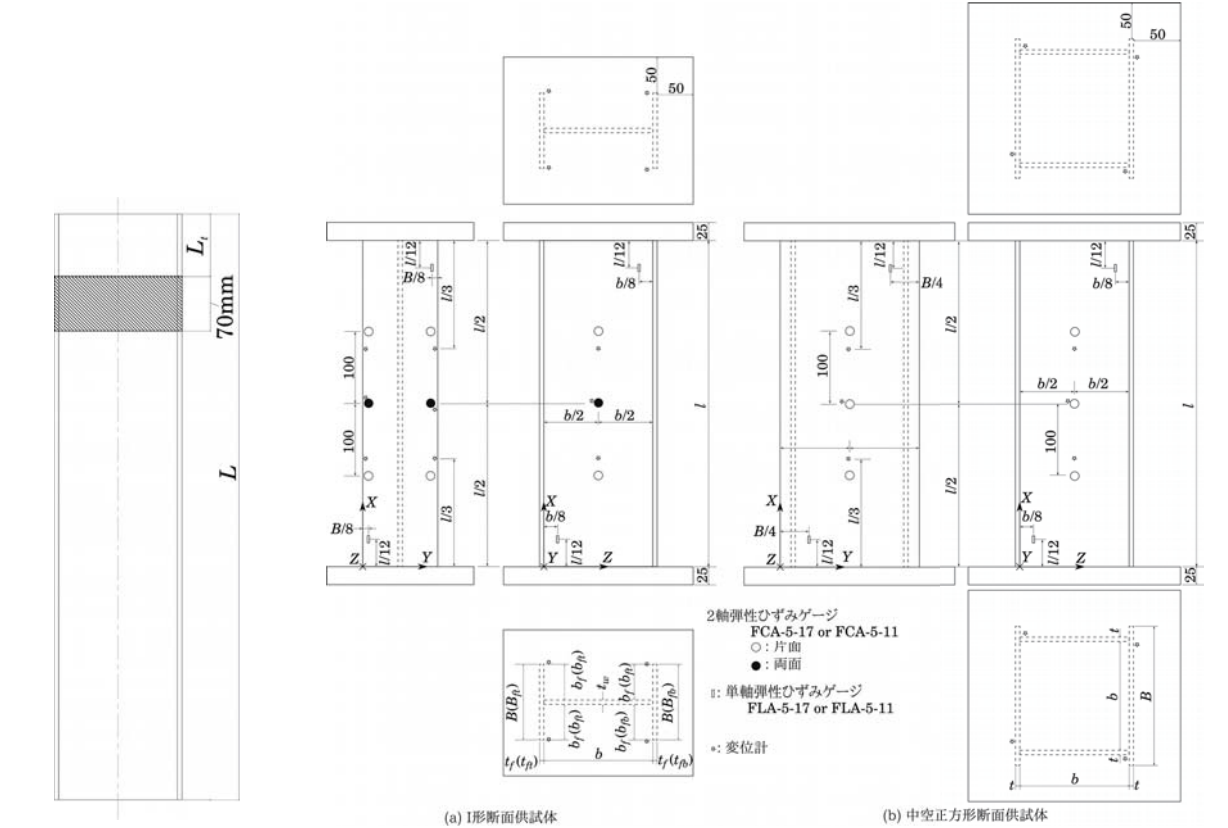


図 1 供試体切断位置

図 2 供試体形状

ここで、 b は板幅を、 t は板厚を、 E はヤング係数（SUS323Lでは200GPa、SM570では206GPa）を、 μ はポアソン比（=0.3）を、 k は座屈係数（I形断面供試体の上下フランジでは0.425、その他の板では4.0）を意味する。さらに、幅厚比パラメータは、中空正方形断面およびI形断面ともに0.7および1.0の2水準を選定して形状を決定している。表2は、このようにして決定した対象供試体の実測寸法値をまとめている。ここで、同表中の括弧は、図2に対応する記号であり、I形断面におけるハイブリッド断面および中空正方形断面の場合を意味している。なお、SUS323LとSM570で構成されるハイブリッド短柱供試体については、I形断面かつ幅厚比パラ

メータが0.7の1体のみを対象とした。このハイブリッドI形断面短柱の断面構成は、上フランジのみをSM570、腹板および下フランジをSUS323Lとしている⁹⁾。また、供試体モデル名は、断面形状および断面を構成する板の幅厚比パラメータの順に意味付けしている。そして、これら短柱の柱長さ l は、中空正方形およびI形断面の腹板の縦横比が3となるようにして決定した。

3. 実験方法

3.1 初期たわみの測定

本研究では、鋼板構造物の終局強度に影響を及ぼす初期不整として、初期たわみに着目し、前章で記述した圧縮試験用供試体を対象に、供試体断面を構成する板の初期たわみを測定した。なお、同供試体の溶接残留応力の測定結果については、文献8)を参照されたい。図3は、I形および中空正方形断面供試体の初期たわみ計測位置を表している。初期たわみは、供試体を定盤上に設置し、精密平行ブロックおよびダイヤルゲージを用いて、図3に示す供試体の格子交点における板の面外たわみを測定する。図4は、初期たわみの測定状況を表している。

3.2 圧縮試験方法

圧縮試験は、油圧式万能試験機（島津製作所製：許容値3000kN）を用いて実施した。圧縮試験時のデータは、試験機付属のロードセルより荷重を、供試体を構成する板に貼付けた単軸および2軸弾性ひずみゲージによりひずみを、変位計により供試体柱軸方向および供試体断面を構成する板の面外たわみを計測した。2.で示した図2には、

表2 圧縮試験用供試体の寸法諸元

断面形状 モデル名	I形			中空正方形	
	I07	I10	IHY07	SH07	SH10
$t_f(t_f)$ [mm]	6.2	6.2	6.5	-	-
t_{fb} [mm]	-	-	6.2	-	-
$b_f(b_f)$ [mm]	49.8	70.5	49.3	-	-
b_{fb} [mm]	-	-	49.7	-	-
$t_w(t)$ [mm]	6.1	6.2	6.2	6.2	6.2
b [mm]	153.1	218.0	153.3	151.3	215.8
$B(B_f)$ [mm]	105.4	147.4	104.6	194.5	258.4
B_{fb} [mm]	-	-	105.5	-	-
L [mm]	751.4	944.9	752.2	751.6	944.3
L_t [mm]	229.4	229.9	230.2	229.6	229.3
l [mm]	451.5	644.5	451.7	451.1	644.7
	0.70	0.99	0.66	-	-
	0.70	1.00	0.70	0.69	0.99
	-	-	0.70	-	-

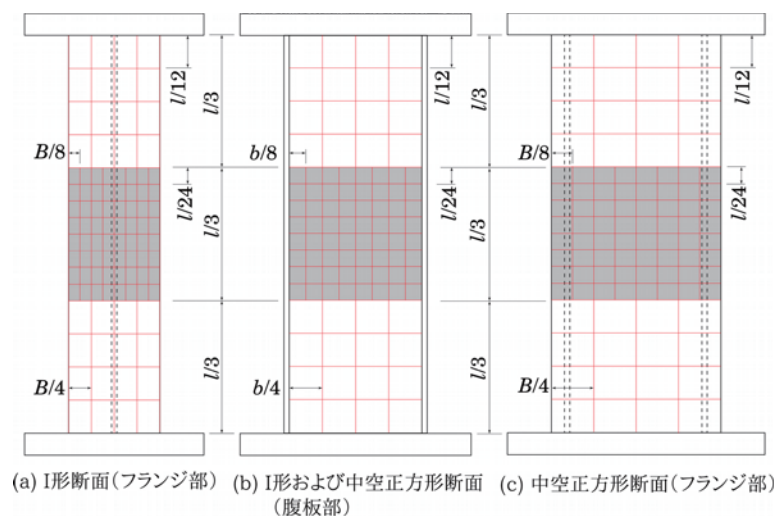


図3 初期たわみ計測位置



図4 初期たわみ計測状況

I 形断面および中空正方形断面供試体のひずみゲージおよび変位計の設置位置を示している。また、圧縮試験実施にあたっては、供試体柱軸方向上下端部の単軸弾性ひずみゲージのばらつきを確認し、供試体断面を構成する全板に均一な圧縮負荷が作用することを確認した後、圧縮試験を実施した。そして、試験時の圧縮負荷は、変位制御により実施した。

4. 実験結果

4. 1 初期たわみの測定結果

初期たわみは、図3に示した格子交点の面外たわみを計測した結果を、次のようにして評価する。まず、圧縮試験用供試体を構成する板の局部座屈発生位置を考慮し、短柱供試体柱長さ l を3等分した中央部 $l/3$ の範囲について、各板の板幅および柱長さ方向を8等分した 9×9 の格子点上のデータに着目する。つぎに、この81点の面外たわみ計測データは、図5に示す7つの初期たわみモード¹²⁾への近似を行う。これら初期たわみモード処理については、文献12)を参照されたい。そして、モード処理を施した測定結果について、図5に示す初期たわみモードと最も類似した結果を供試体を構成する板の初期たわみ形状とし、その時の最大初期たわみの大きさを得る。表3は、以上のようにして得られた各供試体を構成する板の初期たわみ形状とその最大初期たわみ値をまとめている。同表中の記号は、 b が供試体断面を構成する板の幅を、 δ がモード処理した最大初期たわみの大きさを表している。なお、板幅については、I形断面供試体の上下フランジが自由突出幅を、中空正方形断面供試体の上下フランジが全幅 B (図2参

表3 初期たわみ測定結果

モデル名	上フランジ	腹板(左側腹板)	下フランジ	右側腹板
I07	たわみモード b/δ	単純ねじり 148	筒状曲げ2 432	筒状曲げ1 249
I10	たわみモード b/δ	単純ねじり 98	単純ねじり 379	板曲げ2 446
IHY07	たわみモード b/δ	単純ねじり 291	筒状曲げ2 847	筒状曲げ1 2933
SH07	たわみモード b/δ	筒状曲げ2 108	板曲げ1 179	筒状曲げ2 156
SH10	たわみモード b/δ	筒状曲げ2 121	単純ねじり 279	筒状曲げ2 133
				筒状曲げ2 1001

照)を、その他の板は図2と対応させて表している。

道路橋示方書¹³⁾に規定される最大初期たわみの大きさ b/δ は、自由突出板の場合100、周辺単純支持板の場合150である。この許容値と表4の結果を比較してみると、表中下線で示した板の最大初期たわみ値が、許容値よりも大きくなることがわかる。つぎに、初期たわみモードについてみると、自由突出板とみなすI形断面供試体の上下フランジでは、単純ねじりの形状が最も多く表れている。そして、周辺単純支持板とみなすI形断面供試体の腹板および中空正方形供試体の各板では、筒状曲げ2のモードが最も多く見られる。これらのモード形状の結果は、圧縮試験用短柱の柱長さ方向の中央部 $l/3$ の領域を対象としたことから、妥当な内容であるといえる。以上の結果より、リーニ二相系ステンレス鋼 SUS323L および SUS323L と SM570 を溶接組み立てた際の初期たわみ形状とその大きさには明確な差が見られず、これらの最大初期たわみの大きさは、道路橋示方書に規定される従来の炭素鋼の結果とほぼ同等となる。したがって、本研究で実施した実験結果からは、SUS323L および SUS323L と SM570 のハイブリッド断面に関する初期たわみについて、炭素鋼部材に対して特異な条件を考慮する必要が無いと判断できる。

4. 2 SUS323L およびハイブリッド短柱供試体の圧縮強度特性

図6は、圧縮試験により得られた各供試体の柱軸方向圧縮荷重と圧縮変位の関係を示す。同図の縦軸は圧縮試験時に得られた荷重 P を供試体の0.2%耐力時の荷重 $P_{0.2}$ で無次元化した値を、横軸は図2で示した柱軸方向の変位を測定した供試体4隅の圧縮変位を平均した値 U を各供試体の0.2%耐力時の圧縮変位 $U_{0.2}$ で無次元化した値を表している。なお、ハイブリッド断面供試体 IHY07 については、 $P_{0.2}$ を全断面降伏荷重、 $U_{0.2}$

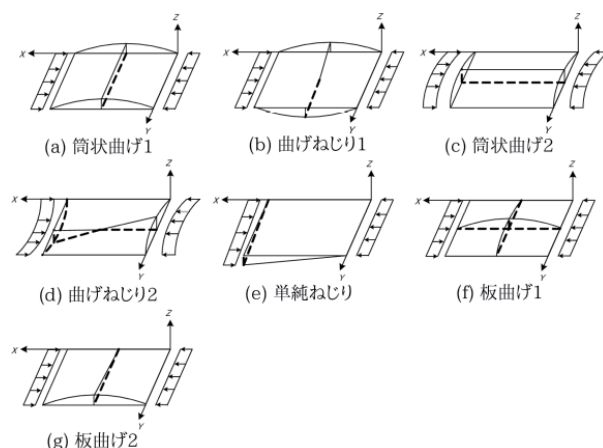
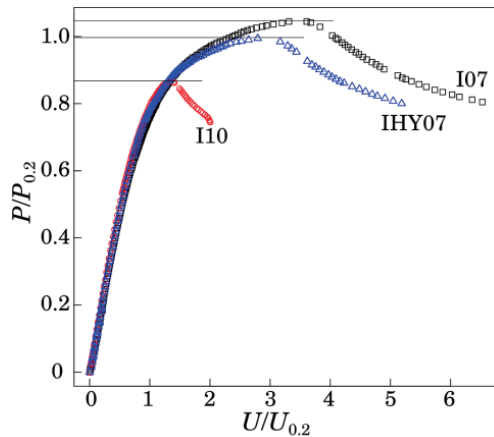


図5 初期たわみモード¹²⁾

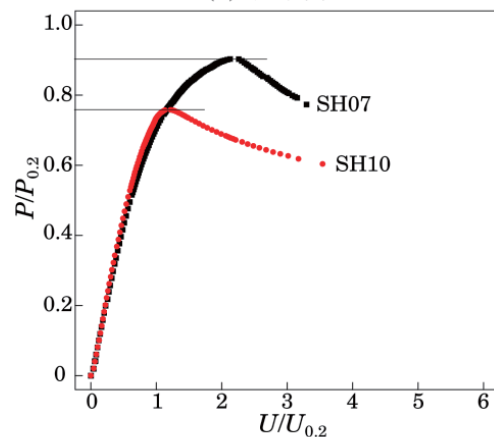
を SUS323L と SM570 の面積比を用いて算出している．同図(a)の上フランジを SM570，その他を SUS323L としたハイブリッド I 形断面短柱 IHY07 の荷重変位関係は，同じ幅厚比パラメータで構成される I07 の最大圧縮荷重に比べて 4.5% 程度低下するものの，試験開始から耐力低下に至るまでの傾向に大きな違いが見られない．また，同図の I 形および中空正方形断面の荷重変位関係は，幅厚比パラメータが 1.0 の供試体が 0.7 の結

果に比べて最大耐力後の圧縮変位の増加に伴う荷重低下が大きくなることが確認できる．

図 7 および図 8 は各供試体の荷重と面外たわみの関係を，図 9 および図 10 は各供試体の荷重と柱軸方向のひずみを示している．また，図 11 には，圧縮試験後の各供試体の形状を示している．まず，図 7 および図 8 の横軸の面外たわみについては，図 2 に示した柱長さ方向中央部における I 形断面供試体の上下フランジ左側自由辺および I 形断面腹板と中空正方形断面供試体を構成する 4

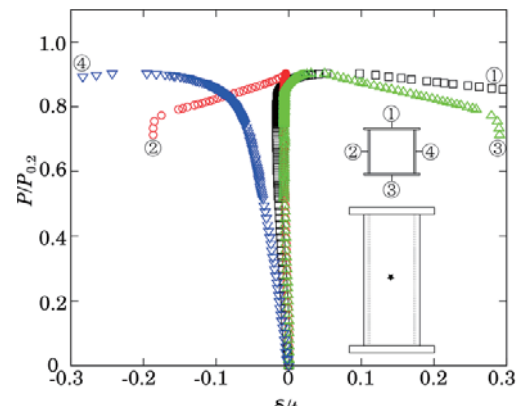


(a) I形断面

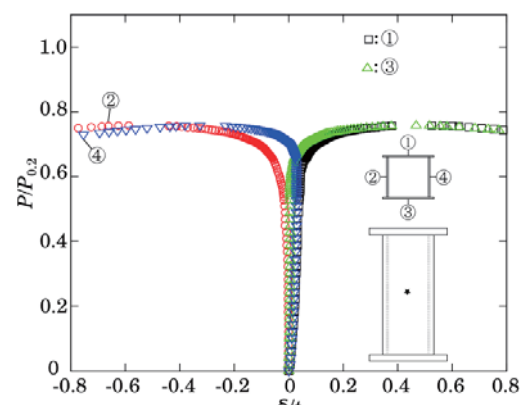


(b) 中空正方形断面

図 6 圧縮荷重 - 圧縮変位関係

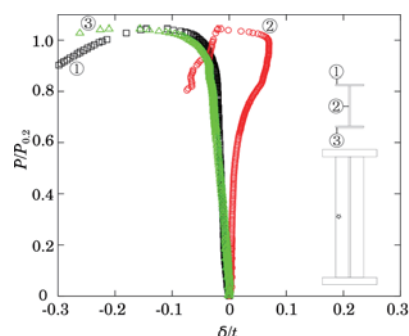


(a) SH07

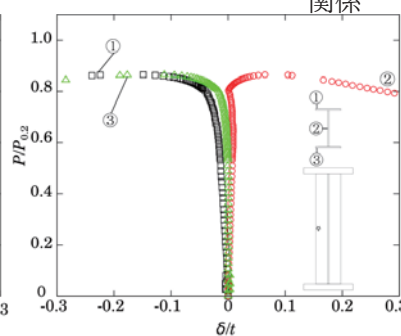


(b) SH10

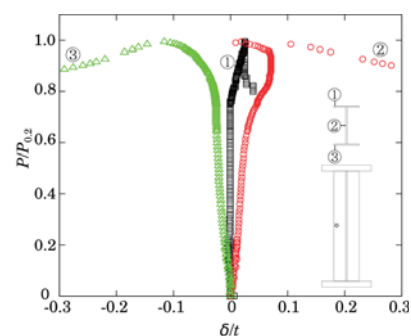
図 8 中空正方形断面供試体の荷重 - 面外たわみ関係



(a) I07



(b) I10



(c) IHY07

図 7 I 形断面供試体の荷重 - 面外たわみ関係

枚の板の幅方向中央部にて測定した面外変位 δ を各板の厚さ t で無次元化して表している。変位の値の正負については、図 7 および図 8 中に示す変位計設置箇所にて、変位計（丸囲み数値部）から遠ざかる方が正値を表している。図 7 の結果より、I07 および I10 を構成する各板の荷重と面外たわみの関係は、概ね同様の傾向を示すものの、IHY07 については SM570 で構成される上フランジが荷重の増加とともに下フランジ側に面外たわみが大きくなる。そして、図 8 の中空正方形断面供試体の結果は、SH07 および SH10 とともに上下フランジが断面内側に、左右腹板が断面外側にたわみが発生することが読み取れる。また、同図(a)の SH07 供試体における右側腹板の面外たわみは、他の板に比べて初期段階から大きく発生していることがわかる。

つぎに、図 9 および図 10 の柱軸方向のひずみについてみると、図 9(b)I10 の結果から、最大荷重付近にて供試体を構成する各板の表裏面でのひずみが反転しており、断面を構成する各板の局部座屈がほぼ同時に発生していることがわかる。一方、図 9(a)の I07 供試体の断面を構成する全ての板の圧縮ひずみは、圧縮試験開始から最大荷重後まで、ほぼ一様に進行していることが確認できる。これは、図 11 に示す圧縮試験後の供試体形状からもわかるように、柱下端部で局部座屈が発生したため、柱中央部付近での断面を構成する板が面外曲げ変形しなかったことによる。そして、ハイブリッド I 形断面供試体については、SUS323L で構成される下フランジの局部座屈が最初に発現していることが確認できる。さらに、図 10 の中空正方形断面についてみると、同図(a)の SH07 では、下フランジが最も小さなひずみで最大荷重に至ることがわかる。また、図 10 の中空正方形断面を構成する各板の荷重ひずみ関係は、上下フラ

ンジが断面内側方向に、左右腹板が断面外側方向に変形する結果となり、図 8 の変位計の結果と同じ傾向を示すことが確認できる。

以上の結果は、図 11 に示す圧縮試験後の変形形状の要因を表している。また、同図(c)のハイブリッド I 形断面供試体の結果は、同図(a)および(b)の SUS323L のみの I 形断面供試体に比べて特異な変形を生じないことが確認できる。

図 12 は、圧縮試験により得られた各供試体の終局圧縮強度と幅厚比パラメータの関係をまとめ

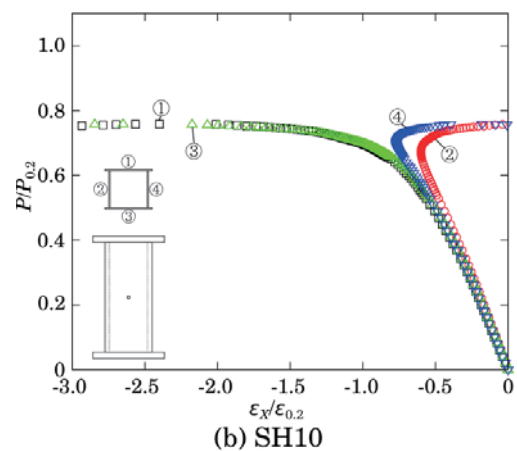
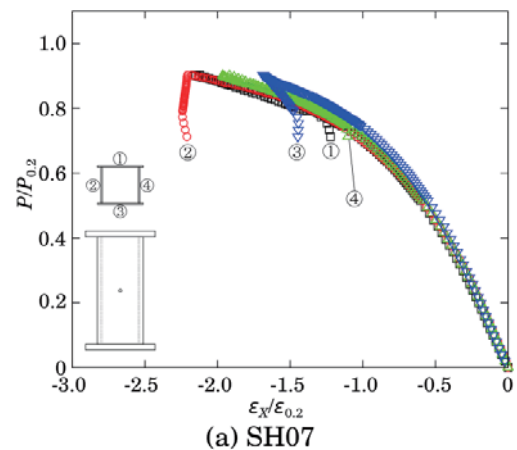


図 10 中空正方形断面供試体の荷重 - 柱軸方向ひずみの関係

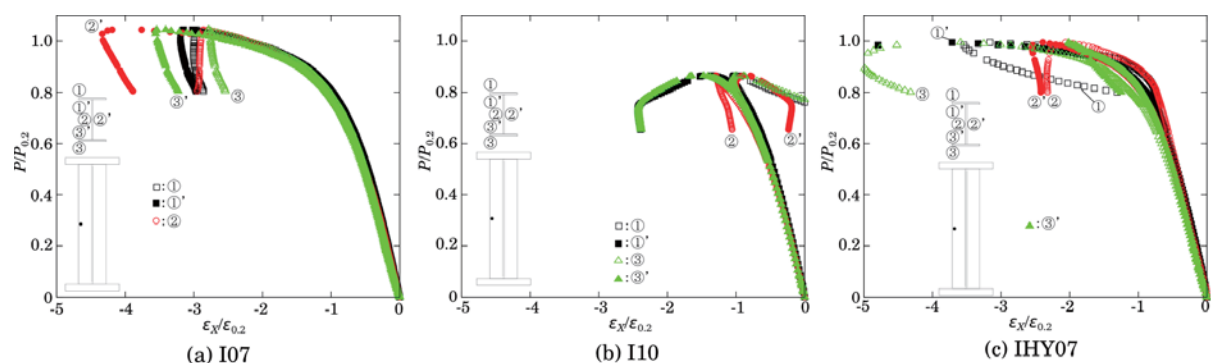


図 9 I 形断面供試体の荷重 - 柱軸方向ひずみ関係

ている。同図の縦軸は、圧縮試験により得られた最大圧縮荷重を P_u を各供試体の 0.2%耐力時の圧縮荷重 $P_{0.2}$ で無次元化して表している。なお、同図中には、道路橋示方書¹³⁾、ステンレス土木構造物用¹⁴⁾および著者ら¹⁵⁾が提案したステンレス鋼板を対象とした耐荷力曲線を示している。まず、同図の I 形断面および中空正方形断面供試体の終局圧縮強度についてみると、幅厚比パラメータが 0.7 および 1.0 とともに、I 形断面供試体の結果が中空正方形断面の結果に比べて 15%程度大きくなる。これは、自由突出板と周辺単純支持板で構成される I 形断面供試体の場合、座屈波長の観点から自由突出板が周辺単純支持板に比べて強度が大きくなるためである。つぎに、SUS323L と SM570 で構成される IHY07 と SUS323L のみの I07 の結果を比較してみると、I07 の終局圧縮強度が IHY07 に比べて約 5%大きくなる。本研究で対象とした供試体数は、各条件 1 体のため、そのばらつきの検討が行えないものの、IHY07 と I07 の終局強度は、5%程度の差であることから、同様に評価して問題無いと判断する。

最後に、既往の耐荷力曲線と本研究の実験結果を比較してみると、周辺単純支持板で構成される中空正方形断面供試体における幅厚比パラメータ 0.7 の終局圧縮強度は、道路橋示方書および日本鋼構造協会の耐荷力曲線に比べて危険側の結果となることが確認できる。一方、著者らが提案したステンレス鋼板を対象とした耐荷力曲線は、本研究で対象とした全ての供試体の結果を安全側に評価できることが確認できる。

5. おわりに

本研究は、リーニ二相系ステンレス鋼 SUS323L のみおよび SUS323L と SM570 で構成される I 形断面および中空正方形断面短柱を対象

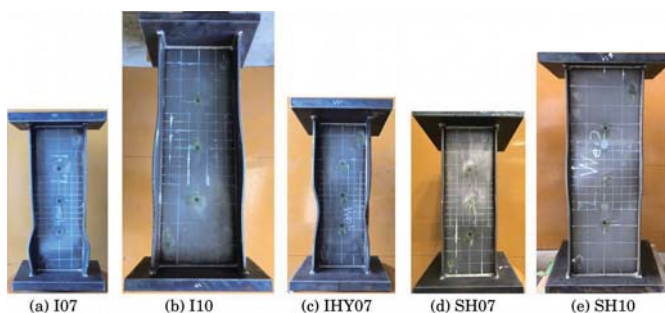


図 11 圧縮試験後の供試体

として、その圧縮強度特性を実験により調べた。以下には、本研究で得られた成果をまとめる。

- (1) 圧縮試験用短柱供試体を対象として、断面を構成する板の初期たわみを計測し、初期たわみモード形状および最大初期たわみの大きさを明らかにした。
- (2) 上フランジを SM570、その他を SUS323L としたハイブリッド I 形断面短柱供試体の圧縮強度特性は、SUS323L のみで構成される同形状の供試体と同様の傾向を示すことを明らかにした。
- (3) 同じ幅厚比パラメータで構成される SUS323L 製 I 形および中空正方形断面短柱供試体の終局圧縮強度は、I 形断面供試体が中空正方形断面供試体に比べて約 15%大きくなることを明らかにした。
- (4) 対象とした全供試体の終局圧縮強度は、既往の研究にて著者らが提案したステンレス鋼板の終局圧縮強度評価法を用いることで安全に評価できることを明らかにした。

謝辞

本研究に用いた供試体は、日本鋼構造協会より提供頂いた。また、初期たわみの計測および圧縮試験実施においては、当時、長岡工業高等専門学校環境都市工学科構造工学研究室に所属の学生およびものつくり大学建設学科橋梁・構造研究室に所属の学生に協力頂いた。ここに記して謝意を表する。

【参考文献】

- 1) Juan A. Sobrino: Stainless Steel Road Bridge in Menorca, Spain, Structural Engineering

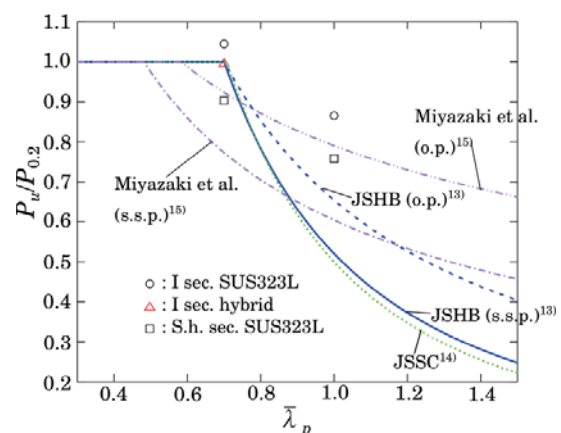


図 12 短柱供試体の終局圧縮強度

- International. IABSE, Vol. 16(2), pp. 96–100, 2006.
- 2) 日本工業規格協会: JIS G4304 熱間圧延ステンレス鋼板及び鋼帯 (追補 1), 日本工業規格協会, 2015.
- 3) 佐藤信輔, 宮寄靖大: 静的引張試験による二相系ステンレス鋼の材料特性, 鋼構造年次論文報告集, 第 24 巻, pp.297-304, 2016.
- 4) 加藤健太郎, 宮寄靖大, 奈良敬: 単軸面内準静的負荷を受けるステンレス鋼周辺単純支持板の圧縮強度特性と極限圧縮強度評価法, 構造工学論文集, Vol.61A, pp.49-61, 2015.
- 5) 宮寄靖大, 奈良敬: 応力ひずみ関係に基づくステンレス鋼圧縮板の終局強度評価法, 鋼構造論文集, Vol.20, No.79, pp.67-80, 2013.
- 6) 堀澤英太郎, 宮寄靖大: 部材両端をステンレス鋼とした炭素鋼製長柱の圧縮強度特性, 鋼構造年次論文報告集, 第 25 巻, pp.404-411, 2017.
- 7) 井比亨, 宮寄靖大, 奈良敬: ステンレス鋼と炭素鋼で構成される圧縮補剛板の強度評価法, 構造工学論文集, Vol.63A, pp.78-91, 2017.
- 8) 宮寄靖大: SUS323L および SM570 製溶接組立部材断面の残留応力分布, 鋼構造年次論文報告集, 第 25 巻, pp.397-403, 2017.
- 9) 三好崇夫: リーン二相系ステンレス鋼 H 形短柱の終局強度に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.63A, pp.67-77, 2017.
- 10) M. Theofanous and L. Gardner: Testing and numerical modelling of lean duplex stainless steel hollow section columns, Engineering Structures, Vol. 31, No.12, pp.3047 - 3058, 2009.
- 11) N. Saliba, L. Gardner: Cross-section stability of lean duplex stainless steel welded I-sections, ? Journal of Constructional Steel Research, Vol. 80, pp.1-14, 2013.
- 12) 日本鋼構造協会関西地区連絡会関西地区委員会 IDM 委員会: 鋼橋部材の形状初期不整と耐力の統計学的研究, JSSC, Vol. 16, No. 170, pp. 10-43, 1980.
- 13) 日本道路協会: 道路橋示方書 (II 鋼橋・鋼部材編)・同解説, 日本道路協会, 2017.
- 14) 日本鋼構造協会ステンレス土木構造物設計施工指針案活用小委員会: ステンレス鋼土木構造物の設計・施工指針 (案), 日本鋼構造協会 2015.
- 15) 宮寄靖大, 奈良敬: 無補剛ステンレス鋼圧縮板の座屈照査法, 構造工学論文集, Vol.56A, pp.122-134, 2010.