

フランジと腹板に異なる材料を用いた I 形断面梁の純曲げ強度特性
The bending strength behavior of I-section beam made of
different material of the flange and the web plates

○和田 勇輝* 宮寄 靖大**
Yuki WADA Yasuhiro MIYAZAKI

ABSTRACT Stainless steels have higher corrosion resistance than carbon steels. The stainless steel structures are expected in-service long period. Therefore, this paper clarifies the pure bending strength behavior of I-section beam made of stainless steel and carbon steel by the finite element analysis. The computational models are 15 patterns with varying the upper and the lower flange plates and the web plate for I-section. The pure bending strength behavior of the hybrid I-section beam depended on what to use in the upper and the lower flange plates.

Keywords: ステンレス鋼, ハイブリッド I 形断面梁, 純曲げ負荷, 終局曲げ強度
stainless steel, hybrid i-section beam, pure bending loading, ultimate bending strength

1. はじめに

ステンレス鋼は、従来から橋梁に使用されている構造用炭素鋼に比べて優れた耐食性を有する。そのため、長期的な供用が望まれる橋梁にステンレス鋼を用いることは、構造物としてのライフサイクルコストの低減が期待できる¹⁾。しかし、ステンレス鋼の材料価格は、炭素鋼に比べて高価である。このことから、構造部材にステンレス鋼を使用した構造物は、初期費用が従来の炭素鋼製に比べて大きくなる。この解決策の一提案としては、腐食環境の厳しい部材をステンレス鋼、その他の部材を炭素鋼とした 2 種類の鋼材の併用が挙げられる。このような 2 種類の鋼材の併用を対象とした研究は、材料強度が異なる炭素鋼で構成される梁の強度特性に関する検討が行われている²⁾⁶⁾。

また、ステンレス鋼と炭素鋼の併用については、著者ら⁷⁾がこれまでに同程度の材料強度を有するオーステナイト系ステンレス鋼と炭素鋼で構成される I 形断面梁の純曲げ強度特性を明らかにしてきた。しかしながら、より多くのステンレス鋼および材料特性が異なる鋼材を対象にした研究は、現状にてほとんど行われていない。

本研究では、同程度の材料強度を有するステンレス鋼と炭素鋼で構成される I 形断面梁の純曲げ強度特性を数値計算⁸⁾により明らかにする。

2. I 形断面梁の数値計算法

2. 1 材料特性および I 形断面形状

本研究では、オーステナイト系ステンレス鋼 SUS304 および SUS304N2、二相系ステンレス鋼

*長岡工業高等専門学校専攻科 環境都市工学専攻 (〒940-8532 新潟県長岡市西片貝町 888)

**博士 (工学) 長岡工業高等専門学校准教授 環境都市工学科

(〒940-8532 新潟県長岡市西片貝町 888) 準会員

表 1 対象材料の機械的性質⁹⁾

鋼種	降伏応力 σ_y (MPa)	0.2%耐力 $\sigma_{0.2}$ (MPa)	0.01%耐力 $\sigma_{0.01}$ (MPa)	弾性係数 E (GPa)	ポアソン比 ν
SUS304	—	261	146	157	0.3
SUS304N2	—	402	253	173	0.3
SUS329J3L	—	533	346	202	0.3
SUS410L	—	362	241	204	0.3
SM400	249	—	—	200	0.3
SM490Y	388	—	—	200	0.3
SM570	504	—	—	200	0.3

SUS329J3L, フェライト系ステンレス鋼 SUS410L と, これらのステンレス鋼と同程度の材料強度を有する構造用炭素鋼 SM400, SM490Y および SM570 を対象とする. 表 1 は, 対象材料の機械的性質⁹⁾を示す. また, 図 1 は, 対象材料の応力ひずみ関係⁹⁾を示す. 同図より, ステンレス鋼は, ラウンドハウス型の応力ひずみ関係となることからわかる. そのため, ステンレス鋼の塑性開始点および降伏応力は, 0.01%耐力および 0.2%耐力とする.

図 2 は, 本研究で対象とする I 形断面梁の形状を示す. 梁の断面は, 上下フランジを 3 辺単純支持 1 辺自由の自由突出板 4 枚で, 腹板を周辺単純支持板 1 枚で構成されるものとする. そして, I 形断面を構成するこれらの板の寸法は, 上下フランジ幅 B を 200mm, 腹板高さ h を 800mm, 梁の長さ a を 530mm とする. なお, 同図中の H は梁全体の高さを, b は上下フランジの突出幅, t_f および t_w は上下フランジおよび腹板の板厚を意味する. これらの板厚は, 式(1)に示す上下フランジおよび腹板の幅厚比パラメータ $\bar{\lambda}_{pf}$ および $\bar{\lambda}_{pw}$ より決定する.

$$\bar{\lambda}_{pf} = \frac{b}{t_f} \sqrt{\frac{\sigma_{yf} 12(1-\nu^2)}{E_f \pi^2 k_f}} \quad (1.a)$$

$$\bar{\lambda}_{pw} = \frac{h}{t_w} \sqrt{\frac{\sigma_{yw} 12(1-\nu^2)}{E_w \pi^2 k_w}} \quad (1.b)$$

ここで, σ_{yf} および σ_{yw} は上下フランジおよび腹板の降伏応力を, E_f および E_w は上下フランジおよび腹板の弾性係数を, k_f および k_w は上下フランジおよび腹板の座屈係数 (0.425 および 23.9) を意味する. そして, 表 2 は, 本研究で対象とする式 (1) で示した幅厚比パラメータの組み合わせを示

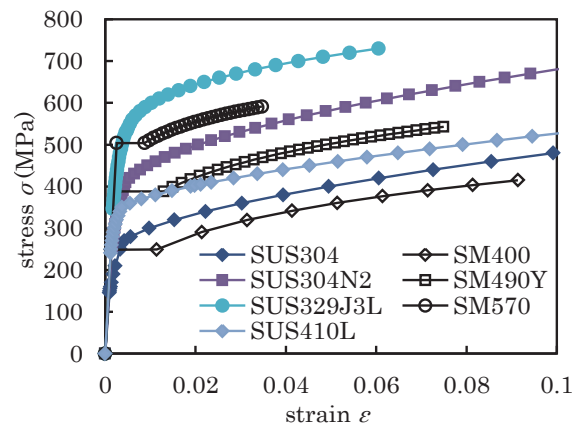


図 1 対象材料の応力ひずみ関係⁹⁾

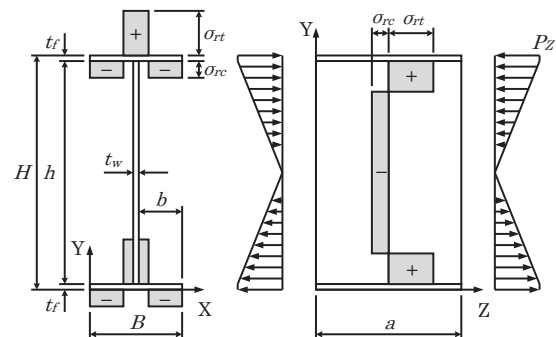


図 2 純曲げ荷重を受ける I 形断面梁

表 2 幅厚比パラメータの組み合わせ

$\bar{\lambda}_{pf}$	$\bar{\lambda}_{pw}$
0.5	0.7, 0.9, 1.1, 1.3, 1.5
0.7	0.9, 1.1, 1.3, 1.5
0.9	1.1, 1.3, 1.5

す. 同表の幅厚比パラメータの組み合わせは, 既往の研究¹⁰⁾を参考にして決定した.

2. 2 数値計算モデル

数値計算モデルでは, 初期不整として溶接残留応力および初期たわみを与える. まず, 溶接残留応力は, 既往の研究¹¹⁾より, ステンレス鋼と炭素

鋼に明確な差が見られないことから、図2中に示すように自己平衡を保つ矩形分布とし、圧縮残留応力 σ_{rc} および引張残留応力 σ_{rt} を式(2)に示す大ききで与える。

$$\sigma_{rc} = -0.3\sigma_y, \quad \sigma_{rt} = \sigma_y \quad (2.a, 2.b)$$

ここで、ステンレス鋼の場合には σ_y を $\sigma_{0.2}$ に置換する。なお、数値計算モデルでは溶接材料を考慮していない。つぎに、初期たわみは、図2で示した座標軸をもとに式(3)に示す形状で与える。

$$W_{u0} = -\frac{B}{200} \sin \frac{\pi Z}{a} \cos \frac{\pi X}{B} + h \quad (3.a)$$

$$W_{l0} = \frac{B}{200} \sin \frac{\pi Z}{a} \cos \frac{\pi X}{B} \quad (3.b)$$

$$W_{w0} = \frac{h}{250} \sin \frac{\pi Z}{a} \sin \frac{\pi Y}{h} + \frac{B}{2} \quad (3.c)$$

ここで、 W_{u0} 、 W_{l0} および W_{w0} は、上フランジ、下フランジおよび腹板の初期たわみ値を意味する。

数値計算モデルは、以上で説明した I 形断面梁の上下フランジを8×18分割、腹板を18×26分割とした、8 節点シェル要素により有限要素離散化を行う。そして、同モデルに与える純曲げ負荷は、図2で示した I 形断面梁の両端部の Y 軸方向 $H/2$ における2つの節点にて、X 軸回りの強制回転角 θ_x により与える。また、表3は、本研究で対象とする I 形断面梁の断面構成を示している。同表で示すように、本研究では、上下フランジおよび腹板で材料を変化させて断面構成を決定している。

2. 3 数値計算法の妥当性

図3は、本研究で用いる数値計算モデルの妥当性を検証するため、同図中に示す I 形断面梁が純曲げ負荷を受ける際の応力分布の推移を表す。検証した数値計算モデルは、初期不整を考慮しないものとする。同図中の縦軸は、I 形断面梁の高さ方向 Y を梁全体の高さ H で無次元化した値を、横軸は $X=B/2$ 、 $Z=a/2$ の辺における等方 Mises 応力 σ_{VM} をフランジまたは腹板の降伏応力 σ_{yf} および σ_{yw} で無次元化した値を示す。同図より、弾性域での応力分布は、圧縮領域と引張領域の応力が等しく、中立軸が腹板の中心を通っていることがわかる。このことから、本研究で対象とする数値計算モデルは平面保持の仮定を満たしていることが確認できる。

3. ハイブリッド I 形断面梁の純曲げ強度特性

3. 1 曲げモーメントと回転角の関係

表3 対象とする I 形断面梁の断面構成

モデル名	上下フランジ	腹板
HOSM40	SM400	SM400
HO304	SUS304	SUS304
MHY40-04	SM400	SUS304
MHY04-40	SUS304	SM400
HOSM49	SM490Y	SM490Y
HO304N2	SUS304N2	SUS304N2
MHY49-N2	SM490Y	SUS304N2
MHYN2-49	SUS304N2	SM490Y
HOSM57	SM570	SM570
HO329J3L	SUS329J3L	SUS329J3L
MHY57-J3L	SM570	SUS329J3L
MHYJ3L-57	SUS329J3L	SM570
HO410L	SUS410L	SUS410L
MHY40-10L	SM400	SUS410L
MHY10L-40	SUS410L	SM400

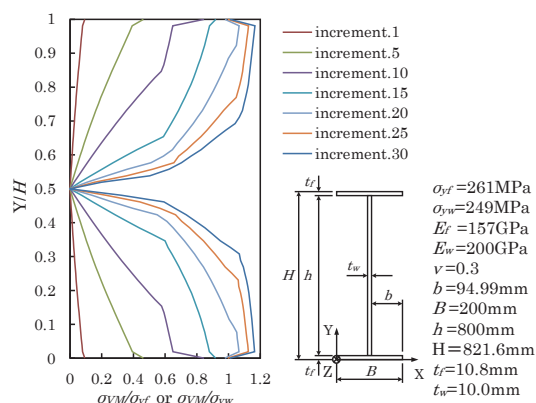


図3 対象とした I 形断面梁の応力分布

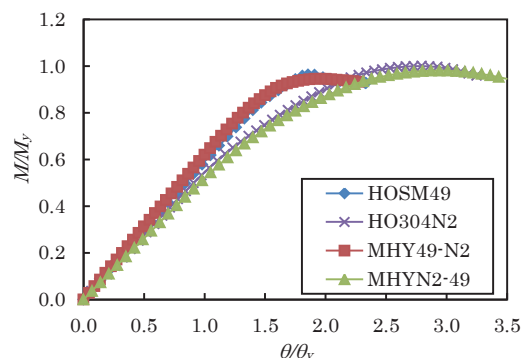


図4 曲げモーメントと回転角の関係
($\bar{\lambda}_{pf} = 0.5$, $\bar{\lambda}_{pw} = 1.1$)

図4は、SUS304N2 と SM490Y で構成される I 形断面梁の曲げモーメントと回転角の関係の一例を示す。同図の縦軸は数値計算により得られた曲げモーメント M を式(4)で定義する降伏曲げモ

ーメント M_y で無次元化した値を、横軸は数値計算で与えた回転角 θ を式(5)で定義する降伏回転角 θ_y で無次元化した値を意味する。

$$M_y = \begin{cases} \frac{\sigma_{yf} A_f H}{24} [12 + \beta (3\alpha - \alpha^3)] & (\sigma_{yf} \geq \sigma_{yw}) \\ \frac{\sigma_{yf} A_f H}{24} [12 + \beta (4 - 3\alpha + \alpha^3)] & (\sigma_{yf} < \sigma_{yw}) \end{cases} \quad (4.a)^6$$

$$\alpha = \frac{\sigma_{yw}}{\sigma_{yf}}, \quad \beta = \frac{2A_w}{A_f} \quad (4.b, 4.c)^6$$

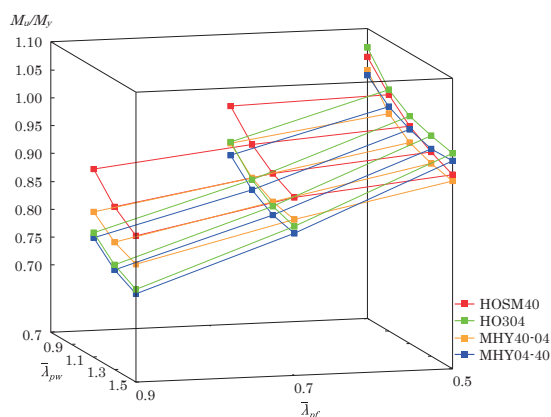
$$\theta_y = \tan^{-1} \frac{a\sigma_{yw}/E_w}{h/2} \quad (5)$$

ここで、 A_f および A_w は上下フランジおよび腹板の断面積を、 α および β は式(4.b)および式(4.c)で定義する上下フランジと腹板の降伏応力および断面積の比を意味する。同図より、ハイブリッド I 形断面梁の曲げモーメントと回転角の関係は、上下フランジに用いる材料により傾向が異なることがわかる。これは、フランジに作用する応力が腹

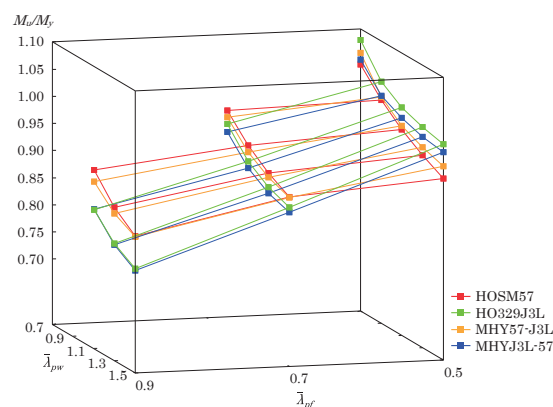
板に比べて大きくなるため、上下フランジに用いる材料によって梁全体の強度特性が異なることを意味している。

3. 2 終局曲げ強度

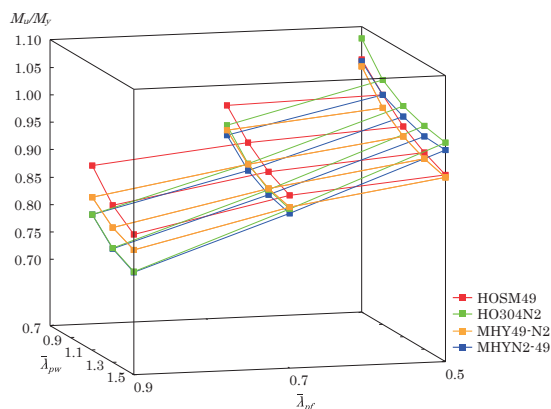
図5は、ステンレス鋼と炭素鋼で構成される I 形断面梁の終局曲げ強度と幅厚比パラメータの関係を示す。同図の縦軸は、数値計算により得られた終局曲げ強度 M_u を式(4.a)の降伏曲げ強度 M_y で無次元化した値を表している。まず、同図(a), (b), (c)より、 $\bar{\lambda}_{pf}=0.5$ の場合、上下フランジをオーステナイト系ステンレス鋼または二相系ステンレス鋼とした I 形断面梁の終局曲げ強度は、炭素鋼のみの結果に比べて約 97% から約 107% の大きさとなることがわかる。これは、上下フランジをステンレス鋼とした場合、上フランジの面外変形によるひずみ硬化によって応力が上昇するためである。また、上下フランジを炭素鋼、腹板をオーステナイト系ステンレス鋼または二相系ステンレス鋼とした I 形断面梁の終局曲げ強度は、炭素鋼のみの結果に比べて、約 97% から約 102% の大き



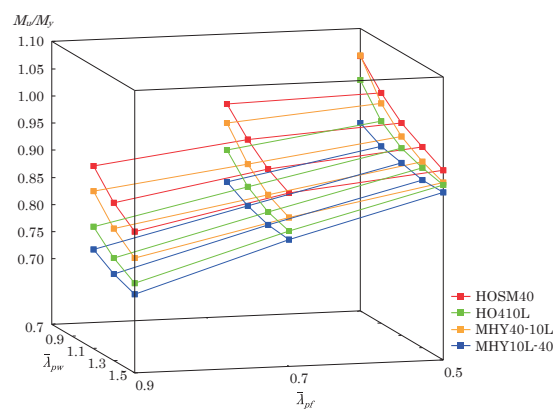
(a) SUS304-SM400



(c) SUS329J3L-SM570



(b) SUS304N2-SM490Y



(d) SUS410L-SM400

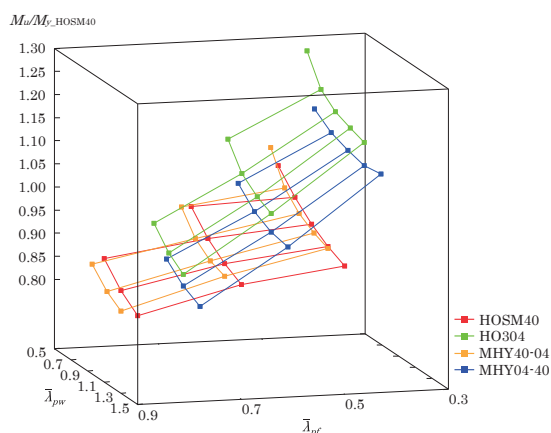
図5 終局曲げ強度と幅厚比パラメータの関係 (ハイブリッド断面の降伏曲げ強度で無次元化)

さとなることがわかる。つぎに、 $\bar{\lambda}_{pf}=0.7$ および0.9の場合、上下フランジを炭素鋼、腹板をオーステナイト系ステンレス鋼または二相系ステンレス鋼としたI形断面梁の終局曲げ強度は、炭素鋼のみの結果に比べて約92%から約100%の大きさとなる。このような結果は、腹板をステンレス鋼とした断面において、腹板の塑性化が進展せずに終局状態になるためである。そして、上下フランジをオーステナイト系ステンレス鋼または二相系ステンレス鋼としたI形断面梁の終局曲げ強度は、炭素鋼のみの結果に比べて約90%から約98%の大きさとなる。これは、上下フランジに剛性の小さいステンレス鋼を用いることで、強度が上昇する前に座屈によって終局強度に達するためである。

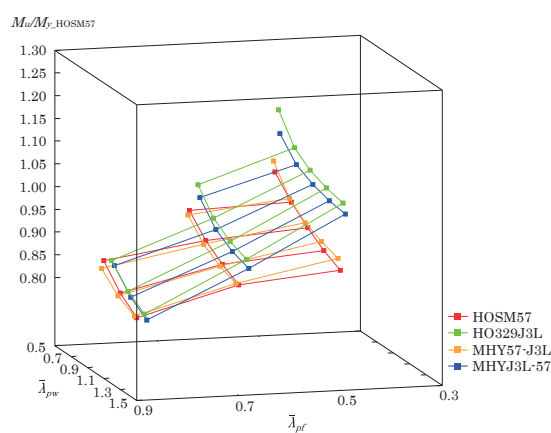
同図(d)より上下フランジをSUS410LとしたI形断面梁の終局曲げ強度は、SM400のみの結果に比べて約83%から約97%の大きさとなることがわかる。また、上下フランジをSM400、腹板をSUS410LとしたI形断面梁の終局曲げ強度は、SM400のみの結果に比べて約94%から約100%

の大きさとなることがわかる。また、上下フランジをSM400、腹板をSUS410LとしたI形断面梁において、 $\bar{\lambda}_{pf}=0.7$ および0.9の場合には、フランジの先行座屈により終局曲げ強度に達するため、SM400のみの結果に比べて最大で約6%強度が低下する。

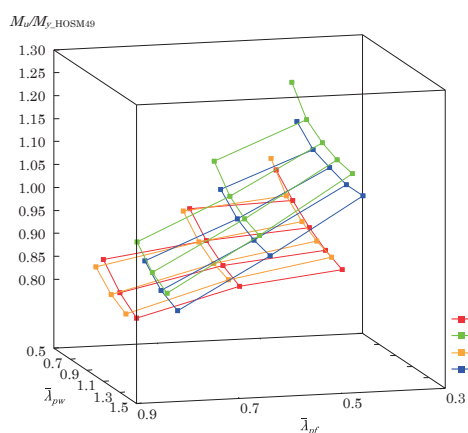
図6は、ハイブリッドI形断面梁の終局曲げ強度を炭素鋼のみのI形断面梁の降伏曲げ強度で無次元化した値を示す。同図(a), (b), (c)より、オーステナイト系ステンレス鋼または二相系ステンレス鋼および炭素鋼で構成されるI形断面梁の終局曲げ強度は、炭素鋼のみの結果に比べて最大で約26%大きくなる。まず、上下フランジをオーステナイト系ステンレス鋼または二相系ステンレス鋼としたI形断面梁の終局曲げ強度は、炭素鋼のみの結果に比べて約99%から約126%の大きさとなる。また、上下フランジを炭素鋼、腹板をオーステナイト系ステンレス鋼または二相系ステンレス鋼としたI形断面梁の終局曲げ強度は、炭素鋼のみの結果に比べて最大で約3%大きくな



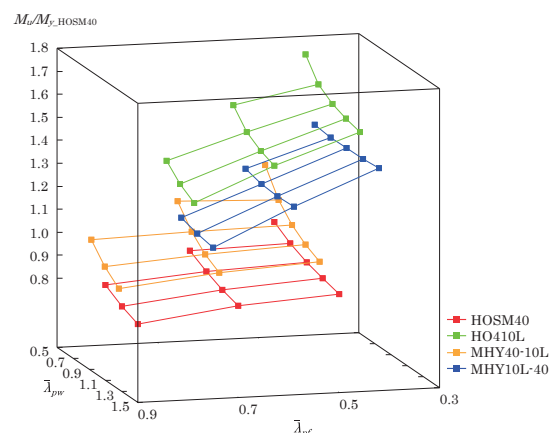
(a) SUS304-SM400



(c) SUS329J3L-SM570



(b) SUS304N2-SM490Y



(d) SUS410L-SM400

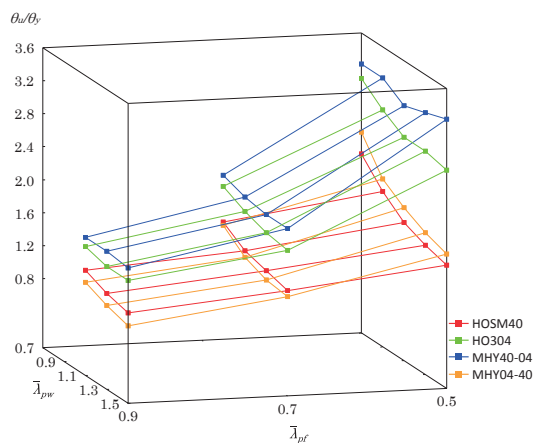
図6 終局曲げ強度と幅厚比パラメータの関係（炭素鋼のみの断面を基準とした終局曲げ強度）

る。そして、同図(d)より、上下フランジを SM400、腹板を SUS410L とした I 形断面梁の終局曲げ強度は、炭素鋼のみの結果に比べて最大で約 21% 大きくなることわかる。つぎに、上下フランジを SUS410L、腹板を SM400 とした I 形断面梁の終局曲げ強度は、炭素鋼のみの結果に比べて最大で約 58% 大きくなることわかる。以上の結果は、ステンレス鋼が炭素鋼に比べて降伏応力が大きいことなどから、ステンレス鋼の板厚が大きくなるためである。これらのことから、ハイブリッド I 形断面梁の終局曲げ強度は、従来の炭素鋼のみの I 形断面梁の終局曲げ強度に比べて約 97% 以上有することがわかる。

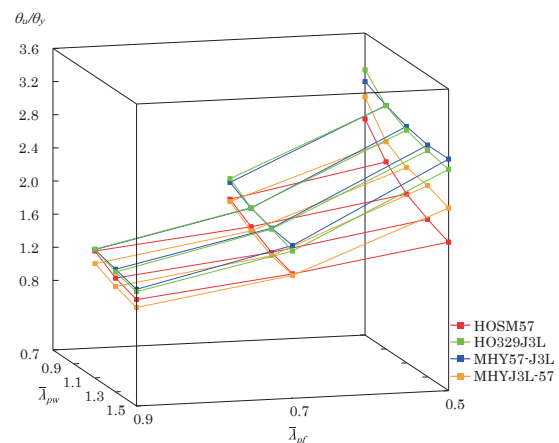
3. 3 終局曲げ強度時の回転角

図 7 は、ステンレス鋼と炭素鋼で構成される I 形断面梁の終局曲げ強度時の回転角と幅厚比パラメータの関係を示す。同図の縦軸は数値計算により得られた終局曲げ強度時の回転角 θ_u を式(5)の

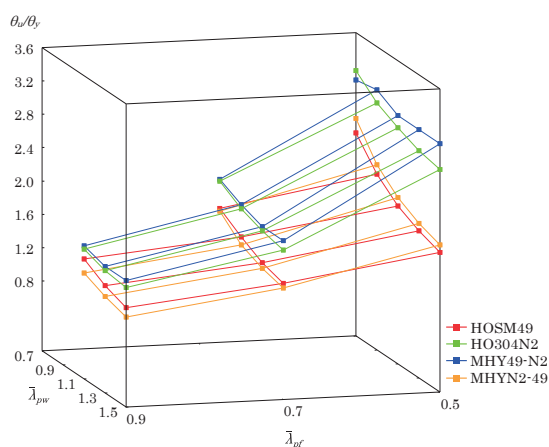
降伏回転角 θ_y で無次元化した値を表している。同図より、上下フランジをオーステナイト系ステンレス鋼または二相系ステンレス鋼とした I 形断面梁の終局曲げ強度時の回転角は、炭素鋼のみの結果に比べて、約 101% から約 222% の大きさとなることわかる。これは、炭素鋼に比べて剛性の低下が早いステンレス鋼を上下フランジに用いることで変形が大きく発生することを意味している。つぎに、上下フランジを炭素鋼、腹板をオーステナイト系ステンレス鋼または二相系ステンレス鋼とした I 形断面梁の終局曲げ強度時の回転角は、炭素鋼のみの結果に比べて $\bar{\lambda}_{pf}=0.5$ の場合、約 105% から約 123% と大きくなるものの、 $\bar{\lambda}_{pf}=0.7$ および 0.9 の場合には、約 85% から約 99% の大きさとなることわかる。これは、 $\bar{\lambda}_{pf}=0.7$ および 0.9 の場合の腹板をステンレス鋼とした I 形断面梁は、腹板が十分に変形するまえに上フランジの座屈により終局曲げ強度に達することによる。同



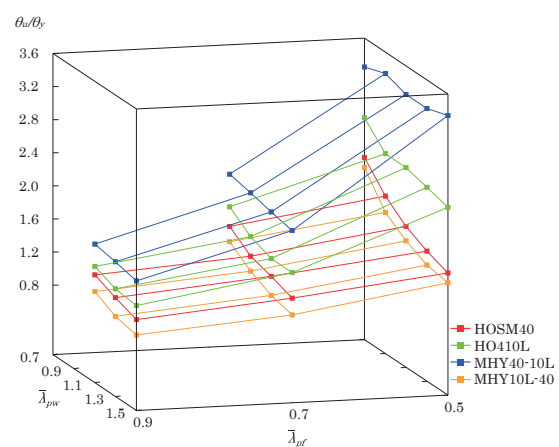
(a) SUS304-SM400



(c) SUS329J3L-SM570



(b) SUS304N2-SM490Y



(d) SUS410L-SM400

図 7 終局曲げ強度時の回転角と幅厚比パラメータの関係 ($\theta_u/\theta_y - \bar{\lambda}_{pw} - \bar{\lambda}_{pf}$)

図(d)より, 上下フランジを SM400, 腹板を SUS410L とした I 形断面梁の終局曲げ強度時の回転角は, SM400 のみの結果に比べて約 80% から約 94% の大きさとなる. これは, SUS410L が SM400 に比べて材料強度が大きいことから, フランジの先行座屈により, 腹板が十分に變形しなかったためである. また, 上下フランジを SUS410L, 腹板を SM400 とした I 形断面梁の終局曲げ強度時の回転角は, SM400 のみの結果に比べて約 129% から約 232% の大きさとなる. そして, SUS410L のみの I 形断面梁の終局曲げ強度時の回転角は, SM400 のみの結果に比べて約 108% から約 155% の大きさとなる. これらの結果は, 上下フランジに用いる材料の違いによるものである.

3. 4 終局曲げ強度時の變形モード

図 8 は, SUS304 と SM400 で構成される I 形断面梁の終局曲げ強度時の變形形状を示す. 同図中の等高線図は, 等方 Mises 応力を示しており,

最低値が炭素鋼の降伏応力, 最高値が表 4 に示す各モデルの最大応力値である. 同図より, 上下フランジを SUS304 とした I 形断面梁は, SM400 のみの結果に比べて腹板の變形が大きくなることわかる. これは, フランジの剛性が小さいことから, 腹板の拘束が小さくなるためである. また, $\bar{\lambda}_{pf}=0.7$ の場合, 上下フランジまたは腹板を SUS304 とした I 形断面梁は, $\bar{\lambda}_{pf}=0.5$ の場合に比べて腹板の變形が小さくなることわかる. つぎに, 同図(a)については, 上下フランジを SUS304 とした場合, 上フランジの面外變形が大きく生じている部分に大きな応力が生じていることわかる. このことから, 上下フランジを SUS304 とした I 形断面梁の終局曲げ強度は, ステンレス鋼の變形の進行とともに応力上昇する材料特性が有利に働き, SM400 のみの結果に比べて終局曲げ強度が大きくなる. また, $\bar{\lambda}_{pf}=0.7$ の場合, 上下フランジを SUS304 とした I 形断面梁は, 上

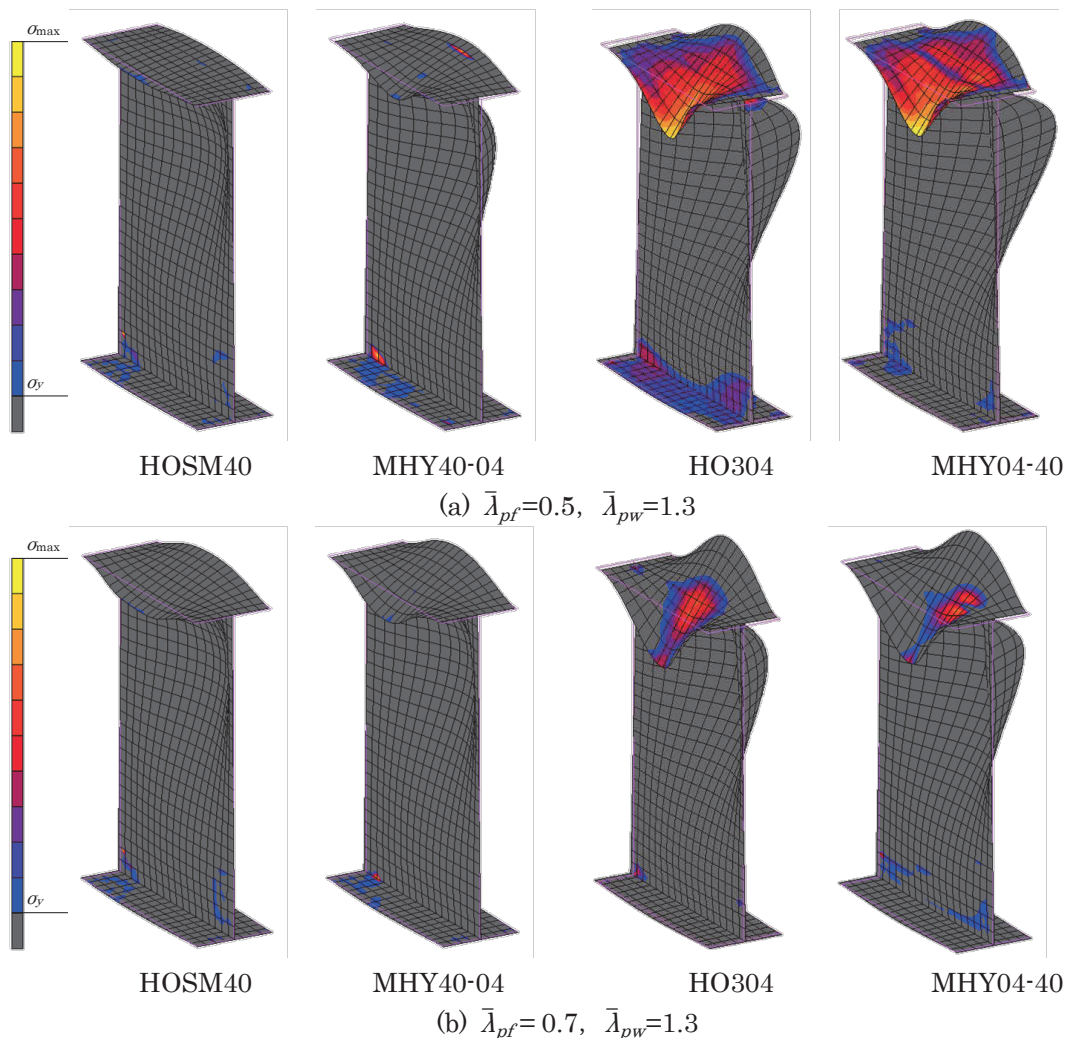


図 8 終局曲げ強度時の變形形状

フランジの応力が大きくなり、下フランジの応力が降伏に達していないことがわかる。そして、上下フランジを SM400、腹板を SUS304 とした I 形断面梁は、 $\bar{\lambda}_{pf}=0.5$ および 0.7 の場合、腹板がほとんど降伏していないことがわかる。この結果は、上下フランジに比べて腹板の剛性が小さいことから、上下フランジに応力が集中することを意味している。

4. おわりに

本研究では、同程度の材料強度を有するステンレス鋼と炭素鋼で構成されるハイブリッド I 形断面梁の純曲げ強度特性を明らかにした。本研究で得られた内容はつぎの通りである。

- (1) ハイブリッド I 形断面梁の曲げモーメントと回転角の関係は、上下フランジの鋼種により傾向が異なる。
- (2) ステンレス鋼および炭素鋼で構成される I 形断面梁の終局曲げ強度は、炭素鋼のみで構成される I 形断面梁の結果に比べて約 97%以上の大きさとなる。
- (3) 上下フランジを炭素鋼、腹板をオーステナイト系ステンレス鋼または二相系ステンレス鋼とした I 形断面梁は、 $\bar{\lambda}_{pf}=0.5$ の場合には炭素鋼のみの結果に比べて終局曲げ強度時の回転角が約 105%から約 123%大きくなる。
- (4) 上下フランジを炭素鋼、腹板をオーステナイト系ステンレス鋼または二相系ステンレス鋼とした I 形断面梁は、 $\bar{\lambda}_{pf}=0.7$ および 0.9 の場合、炭素鋼のみの結果に比べて終局曲げ強度時の回転角が約 85%から約 99%の大きさとなる。
- (5) 上下フランジを SM400、腹板を SUS410L とした I 形断面梁の終局曲げ強度時の回転角は、SM400のみの結果に比べて約 80%から約 94%の大きさとなる。
- (6) 上下フランジをステンレス鋼とした I 形断面梁は、炭素鋼のみの I 形断面梁に比べて終局曲げ強度時の腹板の変形が大きく発生する。

【参考文献】

- 1) ステンレス鋼の土木構造物への適用検討小委員会：土木技術者のためのステンレス鋼ガイドブック，日本鋼構造協会，pp.61-73，2009。
- 2) 竹谷純一，野坂克義，奥村学，伊藤満：曲げ—せん断組合せ荷重を受けるハイブリッド桁の

表 4 終局曲げ強度時の最大応力値

$\bar{\lambda}_{pf} - \bar{\lambda}_{pw}$	HOSM40	MHY40-04
0.5-1.3	261.0	267.3
0.7-1.3	261.1	258.1
$\bar{\lambda}_{pf} - \bar{\lambda}_{pw}$	HO304	MHY04-40
0.5-1.3	311.2	305.2
0.7-1.3	278.5	268.5

せん断耐荷力性状に関する—考察，土木学会論文集中 A，Vol.64 NO.2，pp530-541，2008.6

- 3) 大橋和洋，野坂克義，奥村学，伊藤満：ハイブリッド桁における曲げ—せん断相互作用とウェブ挙動に関する—考察，構造工学論文集 Vol.55A pp.104-114，2009.3
- 4) 前田亮太，野村昌孝，野坂克義，奥村学，伊藤満：ハイブリッド桁の斜張力場作用を考慮したせん断耐荷力に関する研究，構造工学論文集 Vol.53A，pp97-108，2007。
- 5) 清水茂，張健，田中伸尚，明橋克良，中井博：ハイブリッド鋼桁の耐荷力挙動に関する実験的研究，鋼構造論文集 第 10 巻第 37 号，pp. 51-60，2003。
- 6) Report of the Subcommittee 1 on Hybrid Beams and Girders Joint ASCE-AASHTO Committee on Flexural Members : DESIGN OF HYBRID STEEL BEAMS, Journal of the STRUCTURAL DIVISION Proceedings of the American Society of Civil Engineers, Vol.94 No.6, pp.1397-1426, 1968.
- 7) 和田勇輝，宮寄靖大：オーステナイト系ステンレス鋼と炭素鋼で構成されるハイブリッド I 形断面梁の純曲げ強度特性，第 32 回土木学会関東支部新潟会研究発表会，pp.70-73，2014。
- 8) MSC.software Co.:Marc User's Guide, Software Corporation,2013.
- 9) 宮寄靖大，奈良敬：無補剛ステンレス鋼圧縮版の座屈照査法，構造工学論文集，Vol.56A，pp.122-134,2010。
- 10) 西村宣男，大崎史淳，長谷川徹雄：曲げを受ける鋼 I 形断面の局部座屈強度と限界幅厚比に関する実験的研究，構造工学論文集 Vol.37A，pp.135-144，1991.3。
- 11) 宮寄靖大，上谷明夫，奈良敬：溶接組立てされたステンレス鋼箱形短柱の終局強度，鋼構造年次論文報告集，第 17 巻，pp.367-374，2009.11。