

変厚鋼板を梁フランジに用いた梁端接合部の塑性変形能力と破断防止設計法

正会員○井川大裕^{*1} 同 吹田啓一郎^{*2} 同 多賀謙蔵^{*3}
 会員外 田邊義和^{*4} 正会員 塚越治夫^{*5} 同 坂井悠佑^{*5}

2. 構造 -10. 鉄骨構造

柱梁接合部 塑性変形能力 T F 工法 変厚鋼板 溶接

1. はじめに

鋼構造ラーメンにおいて梁端からの破断を防ぐために様々な研究が行われている^{1) 2)}。前報³⁾では梁端部に作用する応力を減少させ、塑性変形性能を向上させるため梁フランジ厚を梁端部で厚くした T F (Thick Flange) 工法について研究を行った。これは図 1 に示すように増厚開始位置で梁が最大曲げ耐力 bM_u となるときの梁端に作用する曲げモーメント bM_u^* よりも梁端の最大曲げ耐力 jM_u を大きくすることで梁端からの破断を防ぐものである。前報³⁾で梁フランジに用いる変厚鋼板の材料特性は SN490B 材と同等であり、増厚や拡幅によって梁端からの破断を防ぎ、等断面梁よりも変形性能が高いことを示した。

本研究では前報³⁾よりも梁端のフランジ厚を薄くした増厚試験体と T F 工法の利点をより活かすことができる現場溶接形式の試験体について評価を行う。さらに、有限要素解析によりスカラップ底の亀裂の発生を検討し、梁理論に基づく歪を用いて増厚の形状・寸法の決定方法を提案している。

2. 実験方法

2.1 試験体

試験体は以下の条件で設計した。

1) 増厚長さ L_h は、既往の研究の拡幅長さが梁せいの $1/4 \sim 3/4$ が多いことを参考に、梁せい $D_b = 500\text{mm}$ に対して $L_h = 235\text{mm}$ と定めた。

2) $bM_u^* = jM_p$ の条件から梁フランジの最大板厚 29mm

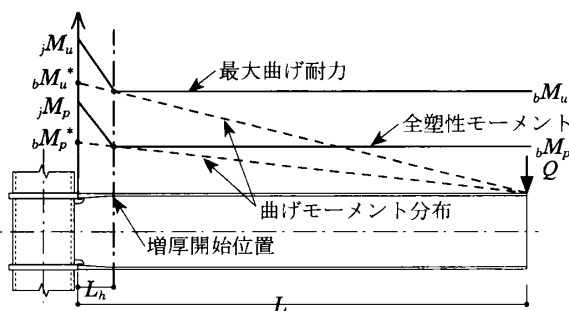


図1 TF工法の耐力と曲げモーメント分布

または拡幅幅 350mm と決定した。増厚形式には $bM_u^* = 1.25jM_p$ としてより梁端の余裕を減らした梁フランジの最大板厚 22mm の試験体も加えた。これらの耐力は接合部係数 jM_u/bM_p^* でみると 2.0 および 1.6 である。

図2と図3に前報³⁾と本研究の試験体形状をまとめて示し、表2に実測値を用いて計算した試験体の耐力一覧を示す。試験体は等断面试験体(SC)1体および拡幅試験体3体、増厚試験体6体を製作した。試験体に用いた鋼材の機械的性質を表1に示す。いずれの試験体も通しダイヤフラム形式のスカラップ工法とした。拡幅試験体は溶接により拡幅した試験体(WC-W)と梁フランジを1枚の鋼板(SN490B)から切り出した試験体(WC)および変厚鋼板を製造する圧延機で厚みを一定で製造した鋼板から切り出した試験体(WT)を製作した。増厚試験体は工場溶接形式の2体(TT-29F, TT-22F)と現場溶接形式の4体を製作した。表1に示すように梁ウェブの曲げ耐力を工場溶接形式と同等かそれ以上とした試験体(TT-29S, TT-22S)と、梁ウェブ接合部の曲げ耐力 jM_w を(1)

表1 鋼材の機械的性質(2試験体の平均値を示す。)

部材	試験体	板厚 (mm)	σ_{yt} (N/mm^2)	σ_u (N/mm^2)	破断伸び (%)	Y.R. (%)
フランジ	WC, SC	16	381	525	26.6	72.6
	WT	16	402	544	24.8	75.6
	WC-W	16	352	516	28.5	68.2
	TT-29F	29	383	536	26.9	71.8
	TT-29F	16	405	541	25.2	76.0
	TT-29S, W	29	372	538	28.8	69.8
	TT-29S, W	16	401	538	25.7	75.3
	TT-22S, W, F	22	382	543	28.3	72.4
ウェブ	SC, WC, WT TT-29F	9	364	546	24.2	68.3
	WC-W	9	380	537	25.4	72.6
	TT-29S, W TT-22F, S, W	9	372	535	24.9	71.5
	TT-29S, W TT-22F, S, W	19	389*	465	29.0	83.7
柱	SC, 拡幅 TT-29F	19	379*	422	28.7	89.8
	TT-29S, W TT-22F, S, W	19	389*	465	29.0	83.7

*0.2% オフセット耐力, 試験片はいずれも JIS Z2201 の 1A 号

Plastic Deformation Capacity and Design of Beam-to-column Connection Enhanced by Tapered Thickness Flanges

IKAWA daiyu, SUITA Keiichiro, TAGA Kenzo, TANABE Yoshikazu, TSUKAGOSHI Haruo and SAKAI Yusuke

式により低減した試験体 (TT-29W, TT-22W) を製作した。
また、現場溶接形式は内開先、スチールタブによる不利な条件とした。

$${}_jM_u = {}_iM_u^* \frac{{}_jM_{u,pe}}{{}_iM_u} \quad (1)$$

ただし ${}_jM_{u,pe}$: 工場溶接形式のウェブ接合部の曲げ耐力

2.2 荷重方法

図4に実験に用いた荷重装置を示す。荷重振幅は梁の全塑性モーメントに対応する梁の回転角の弾性成分 θ_p を基準に $2\theta_p$, $4\theta_p$ で各2回, $6\theta_p$ で6回, $8\theta_p$ で耐力が大きく低下するまで正負交番繰返し荷重を行った。

3. 実験結果

3.1 履歴と破壊性状

図5に曲げモーメント-梁回転角関係を示す。終局の定義は耐力が最大耐力の90%を下回るか破断した時点とする。SCの破壊性状は $4\theta_p$ でスカラップ底に亀裂が発生した後, $6\theta_p$ でスカラップ底の亀裂が梁フランジ板厚方向に貫通し、梁フランジが破断した。

拡幅試験体と増厚試験体の破壊性状はほぼ同様であり、局部座屈で終局に至り、耐力が緩やかに低下して、梁端から破断せずに実験を終了した。

表3に実験結果の一覧を示す。最大耐力を示す

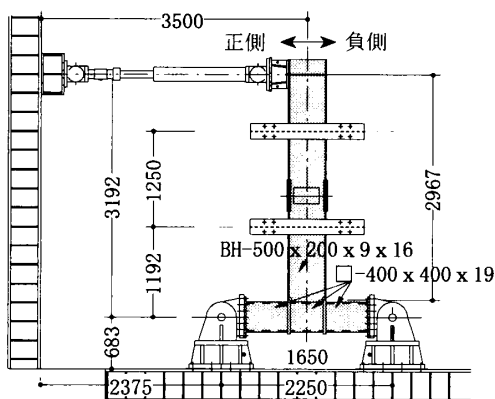


図4 荷重装置 (単位: mm)

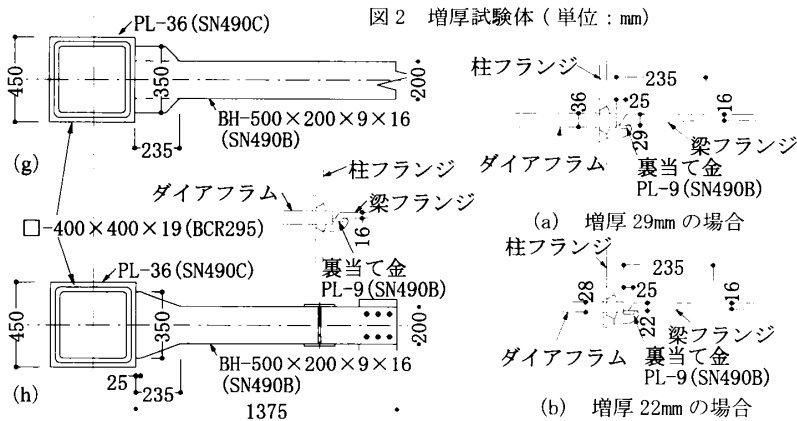


図2 拡幅試験体 (単位: mm)

図3 スカラップ詳細 (単位: mm)

表2 試験体の耐力一覧 (実測値による)

試験体	${}_bM_p$	${}_bM_p^*$	${}_bM_u$	${}_bM_u^*$	${}_uM_u$	${}_uM_p$	${}_uM_u$	${}_bM_u^*/{}_uM_p$	${}_uM_u/{}_bM_p^*$
単位	kN・m								-
SC	769	769	992	992	151	741	964	1.30	1.25
WC	769	835	992	1077	151	1184	1574	0.91	1.89
WT	802	871	1022	1110	151	1240	1625	0.90	1.87
WC-W	733	769	987	1072	154	1108	1552	0.97	2.02
TT-29F	806	875	1017	1104	130	1181	1599	0.93	1.82
TT-29S	804	873	1016	1104	107	1173	1626	0.94	1.86
TT-29W	804	873	1016	1104	137	1123	1577	0.98	1.81
TT-22F	779	846	1013	1100	137	940	1279	1.17	1.51
TT-22S	779	846	1013	1100	163	967	1305	1.14	1.54
TT-22W	779	846	1013	1100	143	946	1285	1.16	1.52

${}_uM_u$: 梁ウェブ接合部最大曲げ耐力

${}_bM_u^*$: 梁端に作用する最大曲げモーメント M_{max} : 実験の最大曲げモーメント

$M_{max}/{}_bM_p$ は SC が 1.3, 拡幅試験体と増厚試験体が 1.4 ~ 1.5 程度となり、等断面より拡幅や増厚の方が耐力は大きくなった。

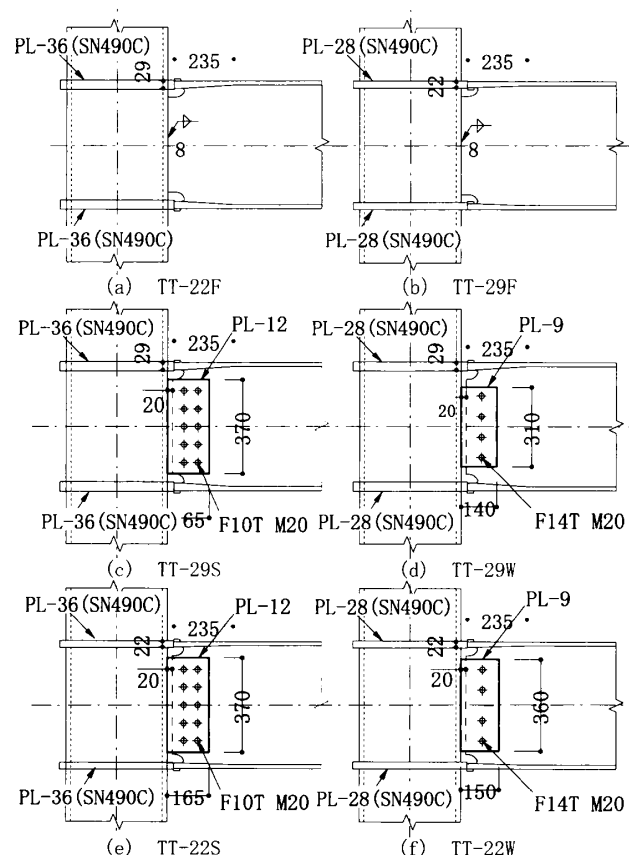


図2 増厚試験体 (単位: mm)

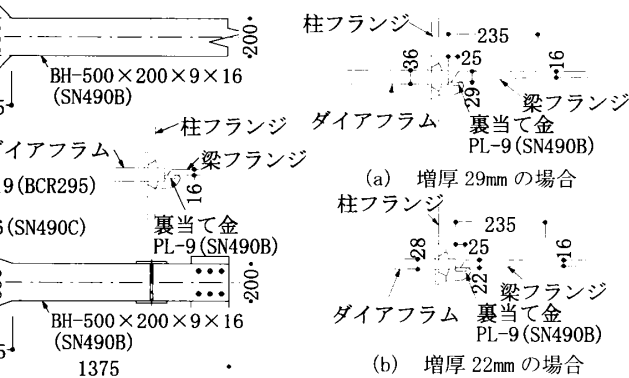


図3 スカラップ詳細 (単位: mm)

表3 実験結果一覧

試験体	終局	M_{max}	$M_{max}/{}_bM_u^*$	$M_{max}/{}_bM_p$	η_u	η_f
単位	-	kN・m	-	-	-	-
SC	破断	1004/-987	1.01/-0.99	1.31/-1.28	43.4	43.4
WC		1055/-1048	0.98/-0.97	1.37/-1.36	36.3	155.1
WT		1179/-1180	1.06/-1.06	1.47/-1.47	35.4	199.1
WC-W		1084/-1004	1.01/-0.94	1.48/-1.37	44.1	179.1
TT-29F	局部座屈	1146/-1148	1.03/-1.04	1.42/-1.42	33.7	128.3
TT-29S		1103/-1083	1.00/-0.98	1.37/-1.35	39.3	157.0
TT-29W		1109/-1062	1.00/-0.96	1.38/-1.32	35.0	92.6
TT-22F		1107/-1041	1.01/-0.94	1.42/-1.34	39.1	157.0
TT-22S		1138/-1057	1.03/-0.96	1.46/-1.36	41.0	154.8
TT-22W		1116/-1057	1.01/-0.96	1.43/-1.36	41.2	140.9

終局までの累積塑性変形倍率 η_u を比較するといずれの試験体も同程度の値となった。SC は破断で終局に至り変形能力を喪失したが、拡幅・増厚試験体は局部座屈による耐力低下で終局に至った後も耐力をある程度維持して変形能力が保持されたため、耐力が大きく低下するまでの累積塑性変形倍率 η_f を比較すると拡幅・増厚試験体は SC の 2 倍以上の値となり、変形性能に優れている。また、現場溶接形式と工場溶接形式に違いはなかった。

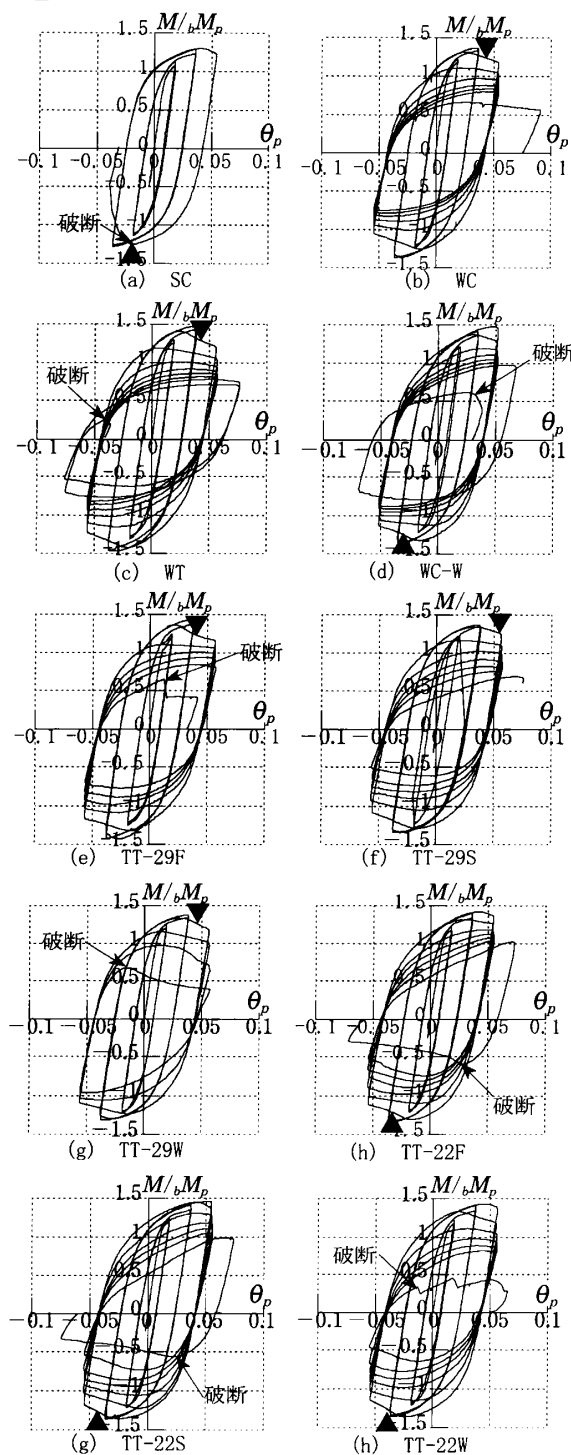


図5 履歴曲線 (▲: 終局)

3.2 歪分布

塑性化領域を比較するため、図6に振幅 $4\theta_p$ (2 サイクル分) における梁フランジの累積塑性歪 $\Sigma \epsilon$ (%) の材軸方向分布を示す。SC では梁端で最大となるが、増厚試験体と拡幅試験体は増厚・拡幅開始位置で最大となる。つまり、増厚形式は塑性化領域を梁端から増厚開始位置に移動させることにより梁端からの破断を防いでいる。また、工場溶接形式と現場溶接形式はほぼ同様の分布となった。

4. スクラップ底の亀裂発生時点

スクラップ周辺の歪を詳細に分析するため有限要素解析により亀裂発生点の歪を求めた。解析モデルは試験体の柱梁接合部をソリッド要素でモデル化し、Mises の降伏条件および移動硬化則と等方硬化則を用いた。桑村ら⁴⁾によれば延性亀裂発生歪 ϵ_c は (2) 式により表される。

$$\epsilon_c = \epsilon_u / \tau^2 \quad (2)$$

ただし ϵ_u : 一様伸び, τ : 応力度三軸度

図7に解析で得られた相当塑性歪 ϵ_{eq}^p が最大となる位置を示す。増厚形式と等断面で ϵ_{eq}^p が最大となる位置は異なっていた。等断面 (SC) では実験において亀裂が発生した位置と ϵ_{eq}^p が最大となる位置は一致した。

図8に (2) 式で得られる延性亀裂発生条件を示す。図中の亀裂発生限界曲線から得られた亀裂発生時期はフランジの最大板厚が大きくなるほど遅くなることがわかる。また、等断面では解析で得られた亀裂発生時

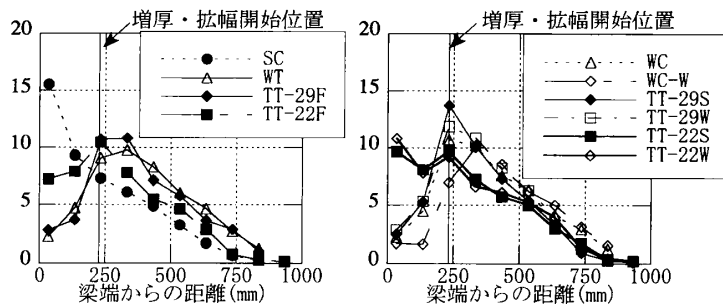


図6 梁フランジ累積塑性歪の材軸方向分布



図7 解析モデルのスクラップ拡大図

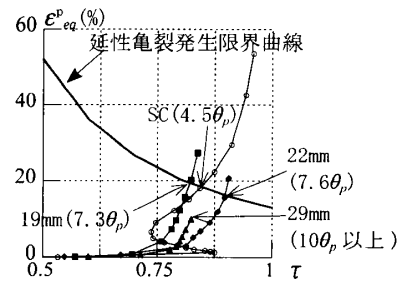


図8 延性亀裂発生条件 (括弧内は亀裂発生時点を示す)

点の塑性率は 4.5 となり、実験で亀裂が発生した塑性率 4 とほぼ一致した。

図 9 に増厚フランジの最大板厚 t_f を変化させたときの ε_{eq}^p と塑性率の関係を示し、解析で得られた亀裂発生時点を●で示す。最大板厚が増加すると ε_{eq}^p は減少し、 $t_f=19\text{mm}$ の場合には塑性率 7 以下では亀裂が発生しないことがわかる。

5. 増厚フランジの決定法

増厚フランジの最大板厚を決定するもうひとつの条件として、梁フランジ歪の材軸方向分布をみて増厚開始位置の歪 ε_s より梁端の歪 ε_e を小さくする梁端塑性化抑止の条件が考えられる。梁理論より H 形断面の曲げモーメント M と曲率 ϕ の関係を (3) 式で求め、 $\varepsilon = \phi \cdot D/2$ により梁フランジ最外縁の縁歪が求まる。

$$(\nu-1)(1-e_i)\left(\frac{\phi_s}{\phi}\right)^3 + \left\{ \frac{M}{M_s} - (1-e_i)\nu \right\} \frac{\phi_s}{\phi} - e_i = 0 \quad (3)$$

ただし e_i : 歪硬化係数, ν : 形状係数

図 10 に最大板厚と $\varepsilon_e/\varepsilon_s$ の関係を示す。最大板厚が 19 mm の場合は、前述の延性亀裂発生条件は満たすものの、 $\varepsilon_e/\varepsilon_s > 1$ となり梁端塑性化抑止の条件は満たさない。そこで、2つの条件を同時に満たすためには梁端の歪を増厚開始位置の歪より小さくする条件 $\varepsilon_e/\varepsilon_s = 0.9$ により増厚形式の形状を決定すればよいと考えられる。

図 11 に梁せいが 400mm ~ 800mm の代表的な H 形断面 7 種類について $\varepsilon_e/\varepsilon_s = 0.9$ となる増厚長さ L_h と梁フランジの最大板厚 t_f の組み合わせを求めた結果を示す。梁せいが異なっても $\varepsilon_e/\varepsilon_s = 0.9$ の条件を満たす組み合わせはほぼ同じになる。したがって、 t_f が最も大きくなる条件で回帰分析を行い近似直線を求めると (4) 式となる。

$$\frac{t_f}{t_f} = 2.10 \frac{L_h}{L} + 1.12 \quad (4)$$

(4) 式からせん断スパン比 L_s/D_b と梁フランジの最大板厚の関係を求め、図 12 に示す。 L_s は柱間の内法寸法で $L_s=2L$ と表される。増厚長さ L_h が梁せい D_b の半分の場合であれば (4) 式を整理した (5) 式により最大板厚 t_f を決定することができる。

$$\frac{t_f}{t_f} = 2.10 \frac{1}{L_s/D_b} + 1.12 \quad (5)$$

6. 結論

- 1) 増厚試験体は拡幅試験体と同等の変形性能を持ち、等断面試験体より変形性能に優れている。
- 2) 有限要素解析からは最大板厚が 19mm のとき塑性率 7 を超えても亀裂は発生しないが、梁理論による歪では増厚開始位置より梁端の方が大きくなる。
- 3) 増厚形式の形状・寸法を決定する方法として梁端の歪を増厚開始位置の歪の 0.9 倍とする条件から導かれる方法を提案した。

参考文献

- 1) 吹田啓一郎, 田村匠, 森田周平, 中島正愛, マイケル D エンゲルハート: ノンスラップ工法と RBS 工法による柱梁接合部塑性変形能力-改良型溶接接合部の実大実験-その 1, 日本建築学会構造系論文集, 第 526 号, pp. 177-184, 1999. 12
- 2) 杉本浩一, 石井匠, 鈴木孝彦, 森田耕次: 角形鋼管柱-水平ハンチ-変断面梁接合部の破壊性状に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 552 号, pp. 141-148, 2002. 2
- 3) 井川大裕, 吹田啓一郎, 多賀謙蔵, 田邊義和, 塚越治夫, 坂井悠佑: 変厚鋼板を梁フランジの用いた梁端接合部の塑性変形能力, 日本建築学会近畿支部研究報告集, 第 51 号, pp. 261-264, 2011. 6
- 4) 桑村仁, 山本恵市: 三軸応力状態における構造用延性き裂発生条件, 日本建築学会構造系論文集, 第 477 号, pp. 129-135, 1995. 1

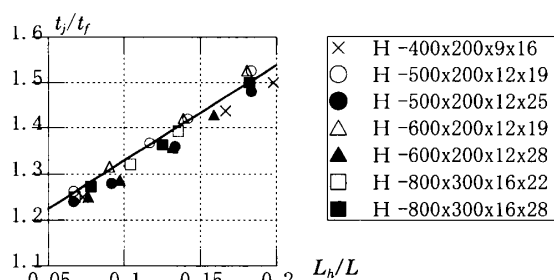


図 11 各種 H 形鋼による $t_f/t_f - L_h/L$ の関係

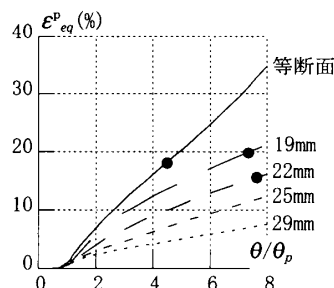


図 9 相当塑性歪 - 梁回転角関係

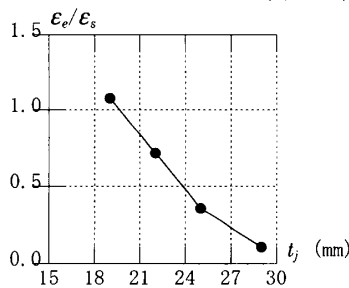


図 10 $\varepsilon_e/\varepsilon_s$ の変化

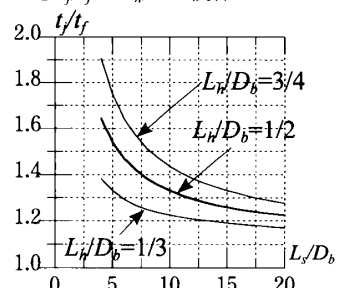


図 12 せん断スパン比に対する t_f/t_f の関係

*1 京都大学大学院工学研究科建築学専攻・修士課程

*2 京都大学大学院工学研究科建築学専攻・教授・博 (工)

*3 神戸大学大学院工学研究科建築学専攻・教授・博 (工)

*4 トヨシマ

*5 日建設計 構造設計部

Graduate student, Dept. of Architecture and Architectural Engineering, Kyoto Univ.

Prof., Dept. of Architecture and Architectural Engineering, Kyoto Univ. Dr. Eng.

Prof., Dept. of Architecture, Kobe Univ. Dr. Eng.

TOYOSHIMA Co., Ltd

NIKKEN SEKKEI LTD