

下フランジにエネルギー吸収要素を設置した梁継手

BEHAVIOR OF BEAM SPLICES WITH ENERGY
DISSIPATING ELEMENTS AT THE BOTTOM FLANGE

吉敷 祥一*1, 上原大輔*2, 山田 哲*3

鈴木一弁*4, 佐伯英一郎*5, 和田 章*6

Shoichi KISHIKI, Daisuke UEHARA, Satoshi YAMADA,

Kazuaki SUZUKI, Eiichiro SAEKI and Akira WADA

A new type of seismic beam-end splice is proposed which uses a hysteretic damper as the splice element at the bottom flange of the beam. The design intent of this beam-end splice is to concentrate plastic deformation of the beam to a replaceable damper-and-splice element while limiting damage to the concrete slab. Non-degrading hysteretic characteristics of the damper-and-splice element is achieved by adequate buckling restraints. Based on axial loading tests of the damper-and-splice element and simple mechanics, design equation for the buckling restraints were established. Beam-column subassemblages implementing the proposed beam-end splice exhibited excellent cyclic loading behavior. Concerns regarding web crippling of the beam directly below the top flange splice are addressed.

Keywords : beam splice, buckling restraining, web crippling, hysteretic damper, damage-controlled-structure

梁継手, 座屈補剛, ウェブクリッピング, 履歴型ダンパー, 損傷制御構造

1. 序

地震時の人命保護のみならず, 財産・機能保持を目的とした損傷制御構造¹⁾が高層建物を中心に広く普及している。また, 従来のブレース型ダンパーなどが設置し難い中低層建物においても方杖状にダンパーを設置したり^{2), 3)}, 梁下フランジの一部にダンパーを設置した構造システム^{4)~10)}などが提案されている(後者を総称して梁下ダンパー)。梁下ダンパーを用いると主架構の梁端部で高い補修性が確保できるため, 従来のダンパーと併用することでさらに設計の自由度が広がる。しかしながら, これまでの梁下ダンパーはスプリットティ¹⁰⁾やアングルなど^{6)~9)}を用いて引張接合部されているほか, H形鋼弱軸柱に水平スチフナを利用して接合されている^{4), 5)}ため, 梁下ダンパーを適用できる柱形式や建物の規模は限られる。ここでは梁下ダンパーを強軸・弱軸の方向性のない「角形鋼管柱に通しダイアフラム形式で梁を溶接接合する一般的な柱梁接合部」へ適用するため, 梁継手部分の下フランジに座屈補剛を施した塑性化スプライスを設置する構造システムを考える(図1)。本研究では継手部分に塑性化スプライスを設置した梁の繰り返し曲げせん断実験を行い, 塑性化スプライスを用いた際の力学挙動や構造的特徴を明らかに

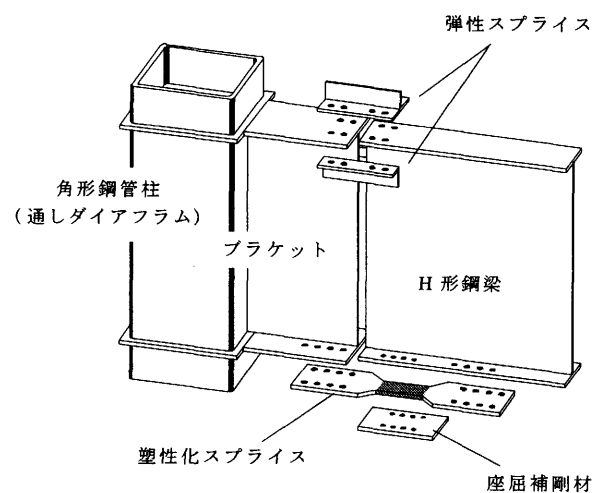


図1. 塑性化スプライスを用いた梁継手

する。また, これに先立って塑性化スプリットティの実験^{10), 11)}では曖昧であった塑性化部におけるクリアランスの確保方法を新たに提示し, 塑性化スプライスのみを取り出した要素実験から座屈補剛条件の違いが履歴挙動に及ぼす影響を考察する。

*1 日本学術振興会特別研究員・修士(工学)
(東京工業大学大学院 博士後期課程)

*2 元 東京工業大学大学院 修士課程・修士(工学)

*3 東京工業大学建築物理研究センター 助教授・博士(工学)

*4 新日本製鐵建築事業部 マネージャー・修士(工学)

*5 新日本製鐵建築事業部 部長・博士(工学)

*6 東京工業大学建築物理研究センター 教授・工博

JSPS Research Fellow, M. Eng.

(Graduate Student, Tokyo Institute of Technology)

Former Graduate Student, Tokyo Institute of Technology, M. Eng.

Assoc. Prof., S.E.R.C., Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

Building Construction Division, Nippon Steel Corporation, M. Eng.

Building Construction Division, Nippon Steel Corporation, Dr. Eng.

Prof., S.E.R.C., Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

2. 塑性化スプライス要素の軸方向繰り返し载荷実験

2.1. 実験概要

2.1.1. 座屈補剛方法と実験目的

塑性化スプライスの座屈補剛は、図2. に示すように座屈補剛材と梁下フランジで塑性化部を挟み込むことで行う。塑性化スプリットティでは塑性化部におけるクリアランスの確保が曖昧であった^{10)・11)}が、本研究では座屈補剛材を「塑性化部の公称板厚+クリアランス」の高さを持たせたリングを介して取り付け、リングにより確保されたクリアランスで塑性化部のポアソン効果による断面積増大を吸収する。座屈補剛材を設置した状態での塑性化部断面を図3. に示す。断面図からも明らかなように座屈補剛材を取り付ける高力ボルトは面内方向への座屈補剛を兼ねている。本研究ではまず、この明確なクリアランス確保方法を適用した塑性化スプライスの塑性化部分のみを取り出し、軸方向繰り返し载荷実験を行い、座屈補剛条件が塑性化スプライスの履歴挙動に及ぼす影響を考察する。

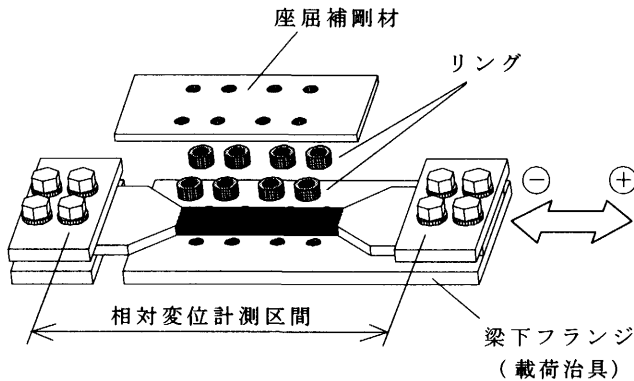


図2. 座屈補剛方法

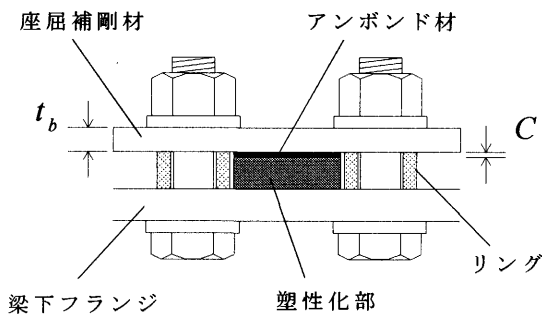
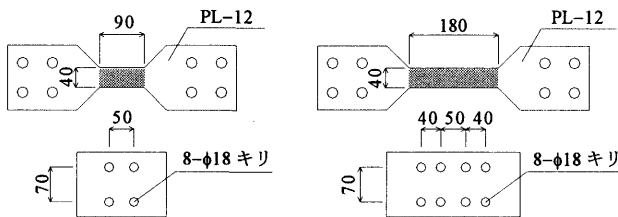


図3. 座屈補剛材を設置した状態(断面図)



(a) S シリーズ (b) L シリーズ

図4. 試験体詳細

2.1.1. 試験体

試験体は図4. に示すように塑性化部、载荷装置との接合部、および座屈補剛材から構成される。接合部から塑性化部への絞り込み角度は45°とし、コーナー部はR=0.5で仕上げた。次章で行う部材実験(梁断面: BH-450x130x6x9)に設置することを想定して試験体の塑性化部は梁フランジ原断面の約40%に相当する12x40とし、低降伏点鋼(LYP225)により製作した。使用した低降伏点鋼のJIS-1A号引張試験片による素材試験結果を表1. に示す。

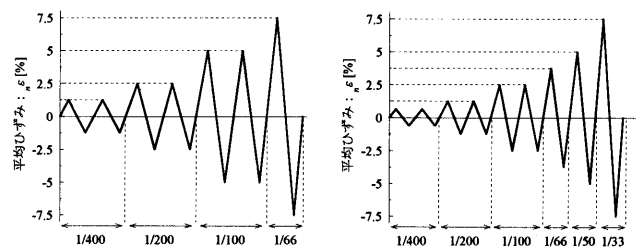
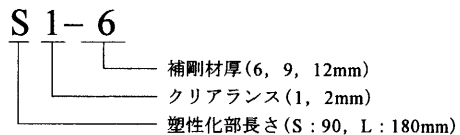
試験体は塑性化部の長さによってSシリーズとLシリーズに大別される。各シリーズごとに図3. に示す面外クリアランス(:C)、座屈補剛材の板厚(:t_p)を実験パラメータとし、表2. に示す計12体の試験体を用意した。塑性化部の長さは梁継手の回転変形で1/100rad.に相当する軸変形(4.5mm)に対し、塑性化部のひずみがSシリーズでは5.0%、Lシリーズでは2.5%となるように設計した。塑性化部と座屈補剛材のクリアランスは板厚の実勢値やリングの製作誤差を考慮し、1, 2mmの2種類を用意した。なお、試験体を载荷装置に設置した状態でクリアランスを計測し、クリアランスの設計値と実勢値の差が10%以下となっていることを確認している。座屈補剛材の板厚は塑性化スプライスの板厚

表1. 低降伏点鋼の素材試験結果

鋼種(板厚)	降伏点 [N/mm ²]	引張強さ [N/mm ²]	降伏比 [%]	一様伸び [%]
LYP225 (t=12)	218	288	76	32

表2. 試験体一覧

試験体名	塑性化部長さ l _p [mm]	クリアランス C [mm]	補剛材厚 t _p [mm]
S1-6	90 (Sシリーズ)	1	6
S1-9			9
S1-12			12
S2-6	90 (Sシリーズ)	2	6
S2-9			9
S2-12			12
L1-6	180 (Lシリーズ)	1	6
L1-9			9
L1-12			12
L2-6	180 (Lシリーズ)	2	6
L2-9			9
L2-12			12



(a) S シリーズ (b) L シリーズ

図5. 载荷履歴

S シリーズ

L シリーズ

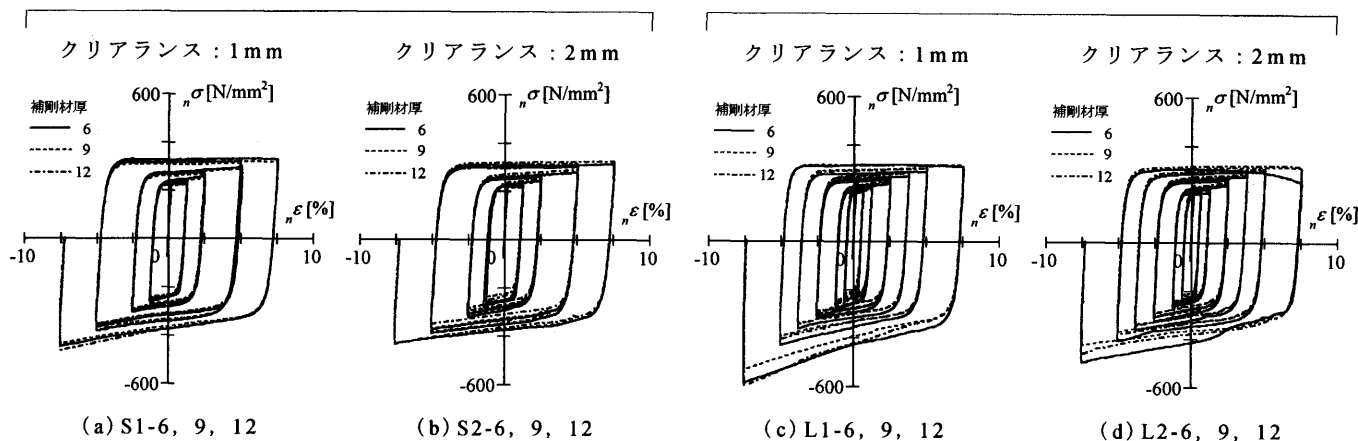


図6. 梁下ダンパー要素の挙動(公称応力(σ) - 平均ひずみ(ϵ)関係)

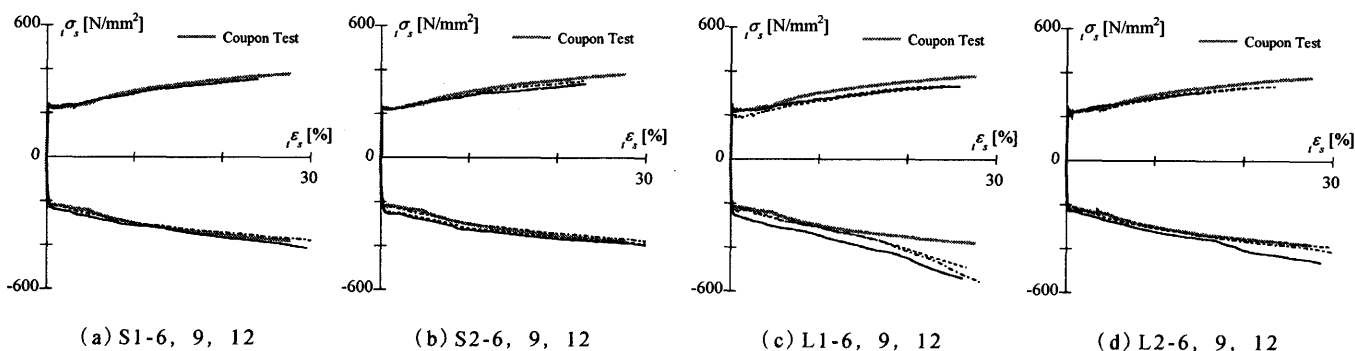


図7. 骨格曲線と素材試験結果の比較(真応力(σ_s) - 真ひずみ(ϵ_s)関係)

以下の6, 9, 12mm(SS400)の3種類を用意し, 本実験では1次締め(40kN)程度で高力ボルト(M16(F10T))により取り付けられた。座屈補剛材を取り付ける高力ボルトは面内方向への座屈補剛を兼ねるが, 面内方向のクリアランスは塑性化部ーリング間(1.5mm), リングー高力ボルト間(0.5mm), 高力ボルトーボルト孔間(1.0mm)の合計で最大3.0mmとなっている。また, 塑性化部と座屈補剛材の接触により生じる摩擦力を低減するため, 塑性化部にはアンボンド材を塗布した。

2.1.2. 載荷方法

実験は試験体の一端を固定し, ロードセルを含む他端側に強制変位を与えることで行った。載荷は塑性化部の平均ひずみを用いた変位制御とし, 設計時に想定した梁継手の回転変形で1/400, 1/200, 1/100, 1/66, 1/50, 1/33rad.に相当するひずみを正負交番で繰り返し与えた。また, 圧縮時の変形状態を確認するため, 載荷はすべて引張側を正として開始し, 最終目標変位に到達した後に荷重を除荷して終了した。制御に用いた塑性化部の平均ひずみは, 図2.に示す最内縁接合ボルト間の相対変位から塑性化部以外の弾性変形(計算値)を減じ, 塑性化部元長さで除した値となっている。図5.に載荷履歴を示す。

2.2. 実験結果と考察

全試験体の履歴挙動を公称応力-平均ひずみ関係として図6.に示す。また, 体積一定の仮定に基づいて真応力-真ひずみ関係に置換し, 新たな応力レベルでの履歴曲線をつなぎ合わせて

できる骨格曲線^{12), 13)}を素材試験結果とともに図7.に示す。図は各シリーズをクリアランス別に示し, 補剛材厚の違いを線種によって表現している。図6.の公称応力はロードセルの計測値を塑性化部の原断面積で除した値であり, ひずみと同様に引張側を正としている。

まず塑性化部が短いSシリーズの履歴挙動を見ると, クリアランス・補剛材厚によらず安定した履歴挙動を示している。また, 抽出した骨格曲線も素材試験結果と良い対応を示していることから, Sシリーズでは適切な座屈補剛を施せたと言える。

塑性化部が長いLシリーズでは, クリアランス2mm, 補剛材厚9, 12mmの場合は同様に安定した履歴挙動を示し, 骨格曲線も素材試験結果と良い対応を示している。補剛材厚6mmの場合には引張7.5%載荷時に劣化が生じ, その直後の圧縮載荷で急激に耐力が上昇した。実験後のL2-6には幅方向の絞りが生じている部分で短い波長の面外座屈が見られ, 局所的に発生した座屈が座屈補剛材とひっかかることで変形が進行せず, みかけの塑性化長さが短くなったために急激な耐力上昇が現れたと考えられる。一方, クリアランス1mmの場合には, 補剛材厚によらず, 圧縮7.5%載荷時に耐力が上昇し, 骨格曲線においても圧縮側で素材試験結果との対応が急変している。実験後のL1シリーズを見るといずれの試験体も塑性化部の断面が長さ方向に一樣でなく, 断面がもっとも大きい部分ではクリアランスで吸収できる以上に板厚が増大していた。これは終局時に塑性化部が一樣に

変形しておらず、塑性化部の一部が(座屈補剛材と載荷治具に)両面接触していたことを表している。よって、両面接触した部位ではほとんど変形が生じず、L2-6と同様にみかけの塑性化長さが短くなったために急激な耐力上昇が現れたと考えられる。

塑性化部が両面接触した原因としては大きな圧縮ひずみ載荷の影響が挙げられるが、いずれも圧縮5.0%載荷までは安定した履歴挙動を示しており、急激な耐力上昇は圧縮7.5%載荷の引張ひずみ領域で生じていることから、塑性化部が一様に変形できる限界まで引張ひずみが蓄積し、その直後に圧縮載荷を行ったことが影響していると考えられる。ここで引張側の骨格曲線に着目すると、引張7.5%載荷時には素材試験結果における一様伸びの85~90%までひずみが進展しており、塑性化部を一様に変形させるための目安として引張側骨格曲線における進展ひずみ量が一つの指標となることを示唆している。つまり、履歴曲線より抽出した引張側骨格曲線が一様伸びに近づくほど塑性化部は均一に変形し難くなり、特にクリアランスが小さい場合には圧縮時に両面接触を生じるため、圧縮力下での安定した履歴挙動は得にくくなると言える。

2.3. 座屈補剛の評価

一方、実験後の座屈補剛材には残留変形が見られず、履歴挙動における耐力上昇も終局時に塑性化部が一様に変形しなかったことが原因であると考えられるため、本実験では適切な座屈補剛を施せたと言える。ここでは塑性化部の座屈によって生じる面外力と、座屈補剛材の耐荷機構を仮定することで本実験での座屈補剛条件を評価する。

2.3.1. 塑性化部における面外力の設定

まず塑性化部の座屈によって生じる面外力を設定する¹⁴⁾。図8.に示すように塑性化部に高次モードの座屈が発生した際、座屈波形を振幅C/2、波長2Lのsin波にモデル化すると、最大の傾き θ_{max} は以下のように表せる。

$$\theta_{max} = \frac{\pi C}{2L} \left(\because y' = \frac{\pi C}{2L} \cos \frac{\pi}{L} x \right) \dots (1)$$

ここで塑性化部に作用する力と、この最大の傾き方向に作用する力が等しいとすれば、塑性化部の座屈によって生じる面外力F(1波あたり)は、塑性化部に作用する最大軸力 P_{max} から以下のように表せる。

$$F = 2 \cdot P_{max} \cdot \theta_{max} = \frac{\pi P_{max} C}{L} \dots (2)$$

ここで半波長Lは塑性化部の板厚 t_p 、応力-ひずみ関係における最大応力 σ_{max} 、接線係数 E_p を用いて以下のように表す。なお、式の誘導過程については附録Aを参照されたい。

$$L^2 = \frac{(\pi \cdot t_p)^2 \cdot E_p}{24 \sigma_{max}} \dots (3)$$

2.3.2. 座屈補剛材の耐荷機構

面外力を座屈補剛材のボルトピッチ中央に作用させ、高力ボルトでの境界条件をピンとしたときが最も過酷な条件となる¹⁵⁾。ここで座屈補剛材に作用する最大モーメントMはボルトピッチ

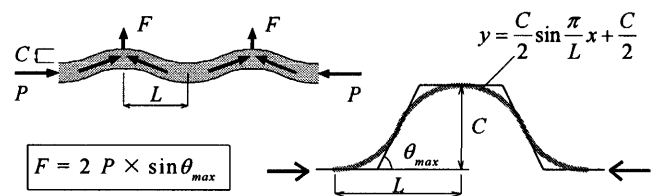


図8. 塑性化部の座屈によって生じる面外力

表3. 座屈補剛条件の計算結果

試験体名	σ_{max} [N/mm ²]	β [%]	L [mm]	F [kN]	M [kN-m]	補剛条件 M/M _y
S1-6	-448	2.6	26	26	319	1.2
S1-9	-436	2.5	27	25	309	0.5
S1-12	-466	2.7	26	27	333	0.3
S2-6	-431	2.6	27	48	604	2.4
S2-9	-430	2.5	27	49	611	1.1
S2-12	-433	2.4	26	50	624	0.6
L1-6	-586	2.5	27	24	305	1.2
L1-9	-531	2.3	28	18	228	0.4
L1-12	-603	2.4	27	23	287	0.3
L2-6	-500	2.5	27	45	562	2.3
L2-9	-426	2.1	24	53	657	1.1
L2-12	-465	2.2	24	58	727	0.7

I_b から以下のように表せる。

$$M = \frac{F \cdot I_b}{4} \dots (4)$$

この作用モーメントに対して座屈補剛材が降伏しないこと、つまり座屈補剛材の降伏曲げモーメント M_y を作用モーメントM以上にすることを本実験での座屈補剛条件とした。

$$\frac{M}{M_y} \leq 1 \dots (5)$$

$$M_y = \frac{b \cdot b \cdot I^2 \cdot \sigma_y}{6} \dots (6)$$

ここで、 b : 座屈補剛材の幅
 $b \cdot t$: 座屈補剛材の板厚
 σ_y : 座屈補剛材の降伏点応力

2.3.3. 実験結果との比較

座屈補剛条件の計算結果を表3.にまとめる。塑性化部に作用する力 P_{max} (σ_{max})は実験で得られた最大軸力もしくは急激な耐力上昇以前の載荷までの最大軸力とした。また接線係数は文献15)と同様の手法により求め(附録Bに詳細を示す)、接線係数の初期剛性に対する比 β を表中に示した。計算結果では補剛材厚が小さい、もしくはクリアランスが大きいS1-6, S2-9, L1-6, L2-9では作用モーメントが補剛材の降伏モーメントを10~20%ほど上回っており、補剛材厚・クリアランスともに不利なS2-6, L2-6では作用モーメントが降伏モーメントの2~3倍となり、座屈補剛条件を満足していない。実験結果では座屈補剛条件が厳しいこの2体も安定した履歴挙動を示しており、座屈補剛条件は安全側の評価となっている。また、本実験結果だけで座屈補剛条件が塑性変形能力に与える影響に言及するには至らないが、最も座屈補剛条件が厳しいL2-6が唯一引張側で耐力低下を示した試験体となっていることから、上述した座屈補剛条件を十分に満足することが望ましいと言える。

3. 塑性化スプライスを設置した梁継手の実験

3.1. 実験計画

次に梁継手に塑性化スプライスを設置した部材の力学挙動を把握するため、梁の繰返し曲げせん断実験を行った。実験方法は図9. に示す柱を治具としたト字形試験体による片持ち梁形式とした。試験体のせん断スパンを1375mmとし、梁にはウェブの幅厚比が大きいBH-450x130x6x9(SS400)、ブラケットには曲げ降伏を回避するために梁幅を広くしたBH-450x200x6x9(SS400)を用いた。これらを標準断面として塑性化スプライスの塑性化部長さを変えたS, Lシリーズ、継手近傍のディテールを変えたLBシリーズ、せん断スパン・梁せいを大きくした試験体LRの計4シリーズを用意した。なお、試験体LRは実大規模を想定しており、S, L, LBシリーズは縮小試験体となっている。塑性化スプライスには前章とほぼ同形状の塑性化部を設け、S, Lシリーズではさらに塑性化部と座屈補剛材のクリアランスが1, 2mmのものを用意した。LBシリーズは弾性スプライスを1面摩擦としてせん断伝達を緩和したもの、ブラケットウェブを6mmから9mmへと増厚したものを用意した。補剛材厚はS, Lシリーズで6mm, LBシリーズで9mm, 試験体LRで12mmの鋼板(SS400)をそれぞれ用いており、試験体S2, L2がもっとも厳しい座屈補剛条件となっている。試験体一覧を表4. に示し、Sシリーズ、試験体LB-S, 試験体LRの接合部詳細を図10. に例示する。塑性化スプライスは前章と同一ロットの低降伏点鋼により製作し、その他の使用鋼材についてはJIS-1A号引張試験片による素材試験結果を表5. にまとめる。また、塑性化スプライス、弾性スプライスの設計方針とその詳細については附録Cに示す。

荷重は柱両端をピン治具で支持し、梁の自由端に接続したオイルジャッキにより強制変位を与えて行う。荷重履歴は梁変形をせん断スパンで除した部材角で $\pm 1/400, \pm 1/200, \pm 1/100, \pm 1/50, \pm 1/33, +1/25$ rad.とし、試験体LRのみ $\pm 1/100, +1/66, -1/30$ rad.とした。図11. に荷重履歴を示す。ここで制御に用いた梁変形とは梁先端変位から柱とパネルゾーンの変形成分を減じた値であり、塑性化スプライスが引張となる時を正としている。なお、荷重時には図9. 中の破線位置で梁に横補剛を施した。

3.2. 実験結果と考察

部材の挙動を各シリーズごとに図12. に示す。S, Lシリーズではクリアランスの違いを線種によって表現している。図中縦軸

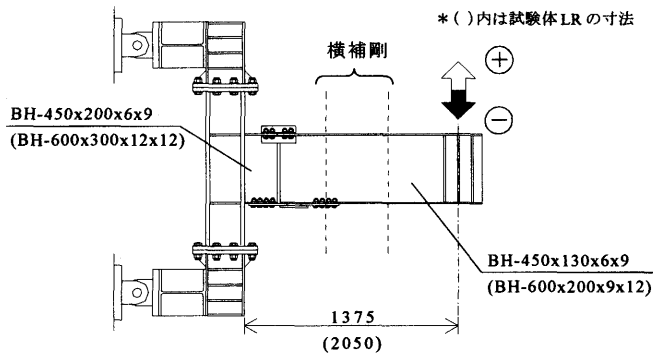


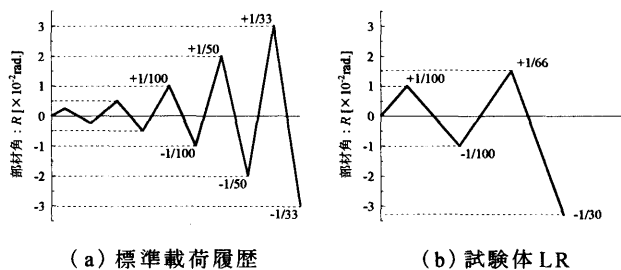
図9. 荷重装置

表4. 試験体一覧

シリーズ	試験体名	塑性化部長さ l_p [mm]	クリアランス C [mm]	補剛材厚 t_b [mm]	特記事項
S	S1	90	1	6	-
	S2		2		
L	L1	180	1	9	
	L2		2		
LB	LB-S	280	2	12	弾性スプライスを1面摩擦 ウェブ板厚(6→9mm)
	LB-W				
LR	LR				せん断スパン・梁せいで(大)

表5. 使用鋼材の素材試験結果

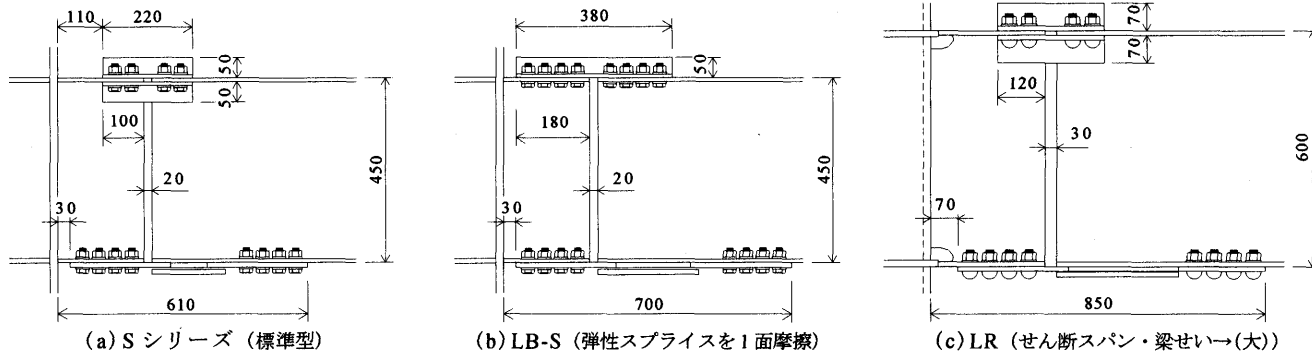
使用箇所	鋼種(板厚)	降伏点 $[N/mm^2]$	引張強さ $[N/mm^2]$	降伏比 [%]	一様伸び [%]
梁・ブラケット	SS400 (t=6)	272	406	67	21
	SS400 (t=9)	270	409	66	18
	SS400 (t=12)	291	517	56	17
弾性スプライス	SM490 (t=6)	435	569	76	16
	SM490 (t=9)	402	528	76	15
	SM490 (t=12)	380	524	73	18



(a) 標準荷重履歴

(b) 試験体LR

図11. 荷重履歴



(a) Sシリーズ(標準型)

(b) LB-S(弾性スプライスを1面摩擦)

(c) LR(せん断スパン・梁せいで(大))

図10. 接合部詳細

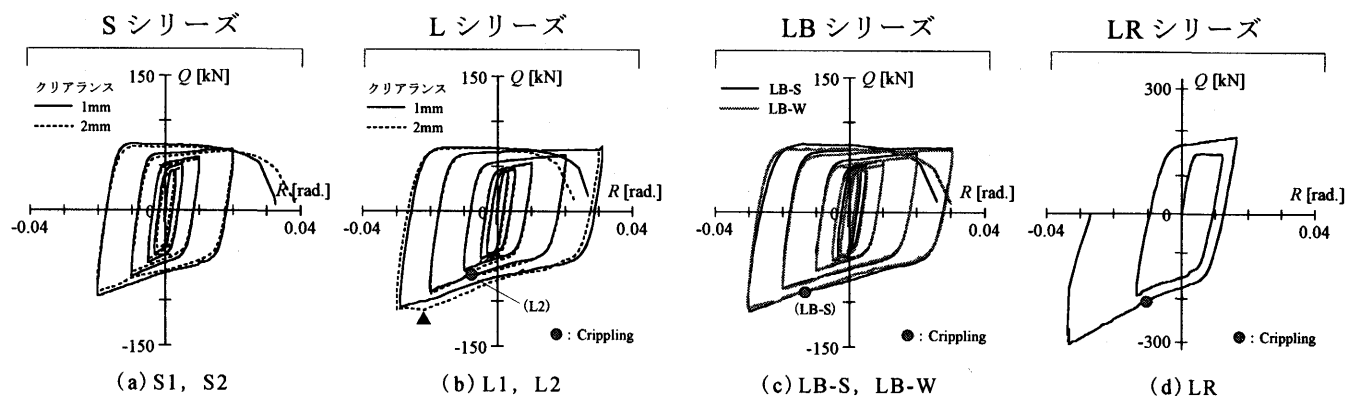


図 12. 部材としての挙動(せん断力(Q) - 部材角(R) 関係)

のせん断力はオイルジャッキに取り付けたロードセルの計測値であり、横軸の部材角は制御に用いた値である。全試験体ともに負側耐力が正側耐力に比べて大きい安定した履歴挙動を示し、S シリーズでは+1/33rad. 載荷時に、L, LB シリーズでは+1/25rad. 載荷時にそれぞれ塑性化部のほぼ中央位置で破断が生じて急激に耐力を喪失した。履歴挙動より得られた初期剛性を、剛接梁の初期剛性(計算値)とともに表 6. に示す。塑性化スプライスを設置した梁継手はS, L, LB シリーズでは剛接合の70~85%に初期剛性が低下しているが、実大規模のLR では剛接合同程度初期剛性を有している。これは縮小試験体では力の伝達が行われる摩擦接合部を試験体の縮尺に対して短くできなかったことが影響していると考えられる。

塑性化部長さが同じL シリーズとLB シリーズを比較すると、大局的には両者の履歴挙動にほとんど差はないが、もっとも座屈補剛条件が厳しいL2 では終局時(-1/33rad. 載荷)にブラケット側の塑性化部端部で面外座屈が生じ、座屈補剛材が大きく変形して耐力低下(図 12. (b) の▲)を示している。実験時には後述するウェブクリッピングやせん断伝達に伴う梁上フランジの面外変形¹⁶⁾によって梁とブラケットとの間に大きな鉛直ずれが見られ、これが前章の実験では生じなかった塑性化部端部での面外座屈を引き起こしたと考えられる。したがって、終局時まで塑性化スプライスを安定的に機能させるためには、前章の座屈補剛条件を十分に満足させるとともに、ブラケット部や弾性スプライスでのせん断伝達に留意して設計する必要がある。

3.3. ウェブクリッピング

S シリーズとブラケットウェブを増厚したLB-W を除く全試験体では、弾性スプライス直下でブラケットウェブが面外へはらみ出す、いわゆるウェブクリッピング(以後、単にクリッピング)の発生が見られた。降伏後の塑性化スプライスにはせん断力の伝達がほとんど期待できず、梁からのせん断力は弾性スプライスを介してブラケットに伝達されるため、このせん断力がクリッピングを引き起こしたと考えられる。L2, LB シリーズ, LR には梁とブラケットの表裏にひずみゲージを貼付し、ひずみの計測値が分岐する時点クリッピングの発生として履歴挙動に●印で示した。ひずみゲージの貼付位置とクリッピングの定義を図 13. に示す。標準断面を有するL2 では72kN, 弾性スプライスを1面摩擦としたLB-S では89kNでそれぞれクリッ

表 6. 初期剛性の実験値

試験体名	実験値 [$\times 10^3$ kN/m]	剛接合 (計算値) [$\times 10^3$ kN/m]	実験値/剛接合 [%]
S1	25	29	86
S2	25		86
L1	22		76
L2	21		72
LB-S	21		72
LB-W	21		72
LR	34	33	103

ングが発生しており、ブラケットウェブを9mmに増厚したLB-W ではクリッピングが発生していない。これらの結果は弾性スプライスからブラケットへのせん断伝達の緩和、ブラケットウェブの増厚がブラケットにおけるクリッピング耐力の上昇に寄与することを表している。

また、いずれの試験体も梁側ではクリッピングの発生は確認されなかった。梁ウェブの幅厚比を大きくして行った塑性化スプリットティの実験^{11), 16)}においてもクリッピングの発生は確認されておらず、また既往のクリッピング耐力式^(例えば17)は荷重点から反力点までの距離が長いとクリッピング耐力が上昇することを表している。したがって、クリッピングはブラケットのようにみかけの短スパン部分に集中圧縮力が作用する場合に発生しやすく、継手部分に梁下ダンパーを設置した本構造システムではクリッピング耐力の検討が必要となる。

3.4. クリッピング耐力の評価

一方、いずれの履歴挙動にもクリッピング発生の影響はほとんど現れていないが、これは梁に十分な横補剛を施して実験を行ったためであり、実際にはクリッピングの発生により部材は不安定になりやすくなると考えられる。また、座屈補剛条件の厳しいL2 ではクリッピングの発生が梁上フランジの面外変形とともに梁の鉛直ずれを生じさせ、塑性化部端部での面外座屈を誘発したと考えられることから、早期のクリッピングの発生は回避する必要がある。クリッピングについてはRoberts¹⁸⁾などや森脇ら^{19), 20)}などをはじめとして多くの研究が行われているが、ここでは指針や規準で提示されているクリッピング耐力式^{17), 21)~23)}を用いて実験結果の評価を試みる。

3.4.1. 既往の耐力式

日本建築学会の限界状態設計指針¹⁷⁾ではAISC LRFD Spec.(1986)²¹⁾を参考にクリッピング耐力式を提示しているが、載荷幅の影響が考慮されていない。本実験ではせん断伝達の緩和がクリッピング耐力の上昇に寄与していたことから、載荷幅の影響が考慮されている耐力式のみを用いることとした。まず、AISC Spec.(DRAFT, 2004)²²⁾では荷重点から反力点までの距離が $d/2$ より小さい場合に、

$N/d \leq 0.2$ のとき

$$R_1 = 0.40 t_w^2 \left[1 + 3 \left(\frac{N}{d} \right) \left(\frac{t_w}{t_f} \right)^{1.5} \right] \sqrt{\frac{E F_{yw} \cdot t_f}{t_w}} \quad \dots (7.1)$$

$N/d > 0.2$ のとき

$$R_1 = 0.40 t_w^2 \left[1 + \left(\frac{4N}{d} - 0.2 \right) \left(\frac{t_w}{t_f} \right)^{1.5} \right] \sqrt{\frac{E F_{yw} \cdot t_f}{t_w}} \quad \dots (7.2)$$

としてクリッピング耐力式を与えている(AISC式)。またAISI LRFD Spec.²³⁾では片持ち梁の先端に荷重点があり、荷重点から反力点までの距離が $1.5h$ より小さい場合に、

$$R_2 = t_w^2 k C_3 C_4 C_\theta \left\{ 244 - 0.57 \left(\frac{h}{t_w} \right) \right\} \left\{ 1 + 0.01 \left(\frac{N}{t_w} \right) \right\} \quad \dots (8)$$

としてクリッピング耐力式を与えている(AISI式)。(7)式、(8)式で用いる記号を図14.にまとめる。

3.4.2. 実験結果との比較

クリッピング耐力の計算値と実験値の比較を図15.に示す。AISC式では片持ち梁先端での荷重を評価するために、載荷幅を2Nとし、さらに(7)式を1/2倍したものを図中に示している。対

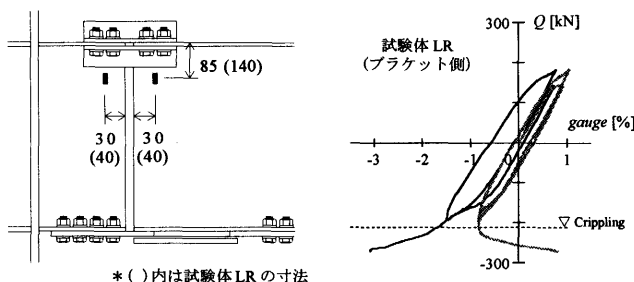


図13. ゲージ貼付位置・クリッピングの定義

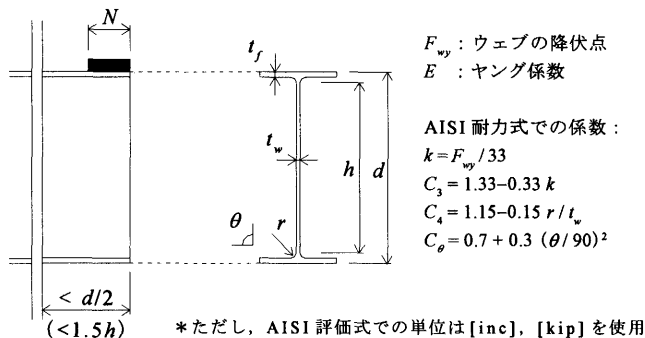


図14. クリッピング耐力式での記号

称荷重を想定しているAISC式を用いた計算結果は実験値との対応が悪く、クリッピング耐力の大きい試験体ほど実験結果を過大評価している。一方、片持ち梁先端での荷重を想定しているAISI式を用いた場合には、クリッピングの発生が確認されたすべての試験体を安全側に評価できている。

なお、ここでは梁のせん断力が均一に弾性スプライスからブラケットへと伝達するものとしてクリッピング耐力を評価した。しかしながら、弾性スプライスに生じる二次曲げモーメントを図16.のように仮定すると、局所的には梁のせん断力 Q よりも大きな力 Q' が作用することになるため、クリッピング耐力の評価には未だ検討の余地が残されている。また、局所的な力 Q' をできるだけ小さくするためには弾性スプライスの接合部分を長くすることが効果的であるため、弾性スプライスのディテールについても改善の必要があり、せん断力に対する設計方法の確立は今後の研究課題であると考えている。

4. 結

角形鋼管柱に通しダイアフラム形式で梁を溶接接合した一般的な柱梁接合部においても梁下ダンパー^{例えば10)}などを適用可能とするため、梁継手の下フランジに塑性化スプライスを設置する構造システムを提案した。本研究ではまず塑性化部におけるクリアランスの確保方法を新たに提示し、座屈補剛条件に着目した塑性化スプライス要素の軸方向載荷実験を行った。次いで、塑性化スプライスを設置した梁継手の力学挙動を把握するため、梁の繰り返し曲げせん断実験を行った。以下に得られた結果・知見をまとめる。

(1) 塑性化スプライス要素の実験では、いずれの試験体も塑性化部長さ・クリアランス・補剛材厚の座屈補剛条件によらず安定した履歴挙動を示した。

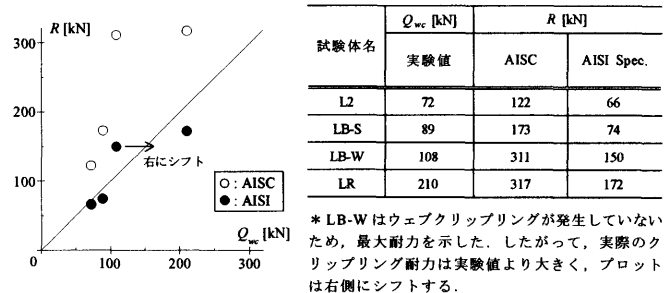


図15. 計算値(R)と実験値(Q_{wc})の比較

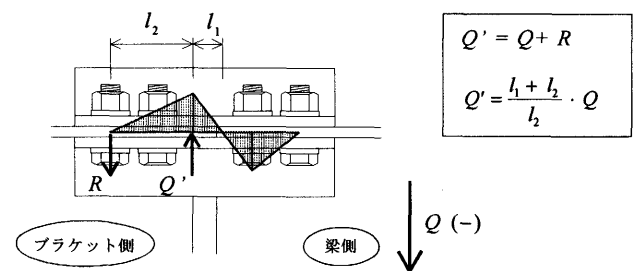


図16. 弾性スプライスの二次曲げ(負側せん断作用時)

(2) 塑性化部が長く、クリアランスの小さい試験体では終局時の圧縮載荷で急激に耐力が上昇したが、これは塑性化部が一樣に変形せず、塑性化部の一部が両面接触してみかけの塑性化長さが短くなったためである。これらの試験体では引張側の骨格曲線が一樣伸びの85～90%まで進展した後に急激な耐力上昇が現れているため、引張側骨格曲線での進展ひずみ量が安定した履歴挙動を得るための一つの指標となると考えられる。

(3) 塑性化部での座屈波形をモデル化して面外力を設定するとともに、面外力に対する座屈補剛材の耐荷機構を想定することで、本実験での座屈補剛条件を安全側に評価できた。

(4) 塑性化スプライスを設置した梁継手の載荷実験では、負側耐力が正側耐力に比べて若干大きい、塑性化部長さ・クリアランスによらず安定した履歴挙動を示した。また、剛接合の計算値に対して縮小試験体の初期剛性は20～30%低下したが、ほぼ実大の試験体では同程度の初期剛性を有する結果を得た。

(5) 梁からのせん断力は弾性スプライスを介してブラケットに伝達されるため、見かけの短スパン部分となるブラケット部分では弾性スプライス直下でウェブクリッピングが発生し易いことが分かった。

(6) 継手近傍のディテールを改善した実験結果から弾性スプライスからブラケットへのせん断伝達の緩和、ブラケットウェブの増厚がクリッピング耐力の上昇に寄与することが分かった。また、これらの影響が考慮されている既往のクリッピング耐力式^{22), 23)}を用いて実験結果を概ね評価することができた。

なお、本文中で示したように弾性スプライス近傍でのせん断伝達機構を考えると、ブラケットには梁のせん断力よりも大きな力が局所的に作用することになる。したがって、せん断伝達機構の解明や弾性スプライスのディテールの改善など、せん断力に対する設計方法の確立が今後の研究課題であると考えている。

【謝辞】

本研究での実験の遂行にあたっては東京工業大学大学院生 鄭景洙氏および元大学院生 小林和子嬢、渋谷麻理嬢の協力を得ました。本研究をまとめる際には建築学専攻 竹内徹助教授にご助言をいただきました。また、本論文の第一著者は日本学術振興会の特別研究員であり、科学研究費補助金による助成を受けています。ここに記して感謝の意を表します。

【参考文献】

- 和田章, 岩田衛, 清水敬三, 安部重孝, 川合廣樹: 建築物の損傷制御設計, 丸善, 1998.
- 吹田啓一郎, 井上一朗, 竹内一郎, 宇野暢芳: 座屈拘束された方杖ダンパーによる柱梁高力ボルト接合構造の力学挙動, 日本建築学会構造系論文集, 第571号, pp.153-160, 2003.9.
- 會澤貴浩, 山田哲, 岩田衛: サステナブルビル構造システムの提案とその基本特性, 日本建築学会環境系論文集, 第581号, pp.109-116, 2004.7.
- 張シユン, 吹田啓一郎, 井上一朗, 竹内一郎, 宇野暢芳: H形鋼柱弱軸方向と梁の高力ボルト接合に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集(北陸), pp.637-638, 2002.8.
- 聲高裕治, 吹田啓一郎, 張シユン, 安藤正和, 宇野暢芳: H形鋼柱弱軸方向と梁の高力ボルト接合に関する研究, 鋼構造年次論文報告集, 第11巻, pp.641-648, 2003.11.
- 吉岡智和, 大久保全陸: 梁端下フランジに高力ボルト摩擦ダンパーを設置したH形鋼梁の曲げせん断実験, 日本建築学会構造系論文集, 第573号, pp.177-184, 2003.11.
- 岩崎晃久, 竹内一郎, 井上一朗, 吹田啓一郎, 聲高裕治, 宇野暢芳: エネルギー吸収要素を組み込んだH形鋼柱梁接合部に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集(北陸), pp.639-640, 2002.8.
- 甲津功夫, 木時亮, 水谷聡志, 吹田啓一郎: 鉛ダンパー組込み梁継手を有する鋼構造架構の動的応答性状に関する実験的研究, 日本建築学会構

造系論文集, 第584号, pp.161-167, 2004.10

- 松尾真太郎, 聲高裕治, 井上一朗: 座屈拘束型ダンパーを下フランジ側に設置した梁の弾塑性挙動, 鋼構造年次論文報告集, 第12巻, pp.231-238, 2004.11.
- 吉敷祥一, 山田哲, 竹内徹, 鈴木一弁, 岡田健, 和田章: 損傷を梁端下フランジの接合要素に限定する新しい鋼構造骨組 その1 ウェブ塑性化スプリットティを用いた柱梁接合部の実験, 日本建築学会構造系論文集, 第575号, pp.131-120, 2004.1.
- 吉敷祥一, 山田哲, 竹内徹, 鈴木一弁, 佐伯英一郎, 和田章: 損傷を梁端下フランジの接合要素に限定する新しい鋼構造骨組 その2 床スラブ付き架構の実験, 日本建築学会構造系論文集, 第585号, pp.177-184, 2004.1.
- 加藤勉, 秋山宏, 山内泰之: 鋼材の応力-ひずみ履歴曲線に関する実験則, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.937-938, 1973.10.
- 山田哲, 吉敷祥一: パウシグナー効果を考慮したダンパー用鋼材の簡潔な履歴モデル, 日本建築学会構造系論文集, 第581号, pp.109-116, 2004.7.
- 下川弘海, 森野捷輔, 神谷誠, 伊藤茂樹, 川口淳, 加村久哉, 廣田実: 角形鋼管で補剛された平鋼プレースの弾塑性性状に関する研究(その7), 日本建築学会大会学術講演梗概集(九州), pp.843-844, 1998.9.
- 百野泰樹, 聲高裕治, 井上一朗, 諸岡繁洋: 方杖ダンパーの座屈拘束設計と性能確認実験, 鋼構造論文集, 第12巻 第45号, pp.233-241, 2005.3.
- 山田哲, 吉敷祥一, 竹内徹, 鈴木一弁, 佐伯英一郎, 和田章: 塑性化スプリットティを用いたドライフレームに関する研究(その12, 13 セン断伝達機構の実験), 日本建築学会大会学術講演梗概集(北海道), pp.609-612, 2004.8.
- 日本建築学会: 鋼構造限界状態設計指針・同解説, 1998.10.
- Roberts, T.M. and Chong, C.K.: Collapse of Plate Girders under Edge Loading, Proc. of ASCE, Vol.107, ST8, pp.1503-1509, 1981.8.
- 森脇良一, 滝本哲四郎, 三村裕一: 局所荷重を受ける桁の耐荷力, 土木学会論文報告集, 第339号, pp.69-77, 1983.11.
- 森脇良一, 滝本哲四郎, 安井義則: 局所荷重を受ける桁の耐荷力算定法の拡張, 土木学会論文報告集, 第392号/I-9, pp.281-287, 1988.4.
- AISC: Manual of Steel Construction - Load & Resistance Factor Design, First Edition, 1986.
- AISC: Specification for Structural Steel Buildings, 2005.3.
- ASIS: Load & Resistance Factor Design(LRFD) Specification for Cold-Formed Steel Structural Members, 1991.
- 日本建築学会: 鋼構造接合部設計指針, 2001.
- 日本鋼構造協会 接合小委員会編: 鋼構造接合資料集-リベット接合・高力ボルト接合-, 技報堂出版, 1977.3.

【附録A: 座屈波形の半波長Lの誘導過程】

本文中の(3)式で表される塑性化スプライスの塑性化部における座屈波形の半波長Lの誘導過程について示す。

塑性化スプライスが降伏軸力に達すると本文中の図8.で示したような振幅C/2, 波長2Lのsin波で表される面外座屈を生じ、この座屈波形がひずみ硬化による耐力上昇や繰返し荷重に対しても変わらないと仮定する。ここで塑性化部の断面上に軸力Pを原断面積で除した平均軸応力 σ_0 と、偏心曲げによる曲率 ϕ が生じるとすれば、図心からh離れた位置での応力 σ は次式で表せる。なお、塑性域での接線係数 E_p は一定であるとする。

$$\sigma = \sigma_0 + \phi \cdot h \cdot E_p \quad \dots (A.1)$$

この断面における曲げモーメントは $M = \int \sigma \cdot h \cdot b \cdot dh$ で表せる。

$$M = \phi \cdot E_p \cdot \int h^2 dA = E_p J \cdot \phi \quad \dots (A.2)$$

曲率は座屈波形を二階微分したものであり、曲率と曲げモーメントの正負を考えれば、曲げモーメントMと座屈波形yの関係は次式で表せる。

$$M = E_p J \frac{d^2 y}{dx^2} \quad \dots (A.3)$$

外力としての曲げモーメントは $M = P \cdot y$ (引張が正)として表せ、座屈波形において $(\pi/L)x=1$ となる点を考えて、

$$P \cdot C = E_p J \frac{C \pi^2}{2 L^2} \quad \dots (A.4)$$

これをL²について解けば、

$$L^2 = E_p J \frac{\pi^2}{2P} \quad \dots (A.5)$$

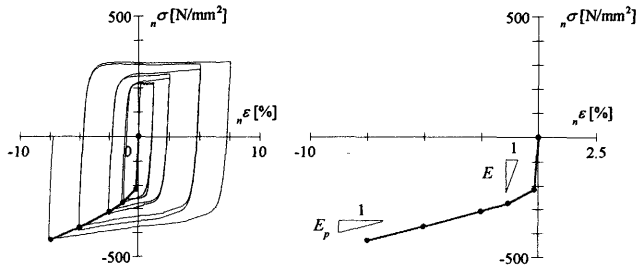
塑性化部の断面(板厚 t_p , 幅b)を代入して整理すれば、次式が得られる。

$$L^2 = E_p \cdot \frac{b \cdot t_p^3}{12} \cdot \frac{\pi^2}{2 \cdot (b \cdot t_p \cdot \sigma_0)} = \frac{(t_p \cdot \pi)^2 \cdot E_p}{24 \sigma_0} \quad \dots (A.6)$$

塑性化スプライスが十分に塑性化した状態を考え、上式の平均軸応力 σ_0 を σ_{max} に置き換えれば、本文中の(3)式が得られる。

【附録B：接線係数 E_p の算出方法】

本文中で用いた接線係数 E_p は任意の繰り返し荷重を受ける場合の応力上昇を考慮して定義する必要があるが、このような接線係数を理論的に求めることはできない。したがって、本研究では文献(15)と同様の手法を用い、接線係数を実験より得られた応力-ひずみ関係から求めた。すなわち、塑性化スプライスの応力-ひずみ関係において載荷ループごとに得られる圧縮側の最大応力点を抽出し、各点をつなぎ合わせてできる曲線の二次剛性としている。接線係数の求め方を附録図Bに例示する。



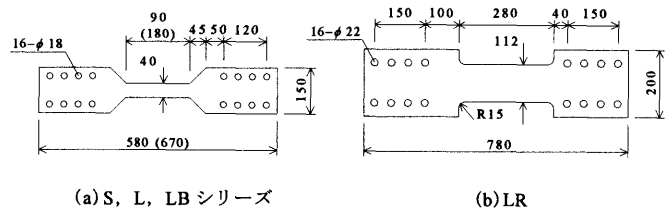
附録図B. 接線係数 E_p の求め方

【附録C：部材実験における接合部の設計方針】

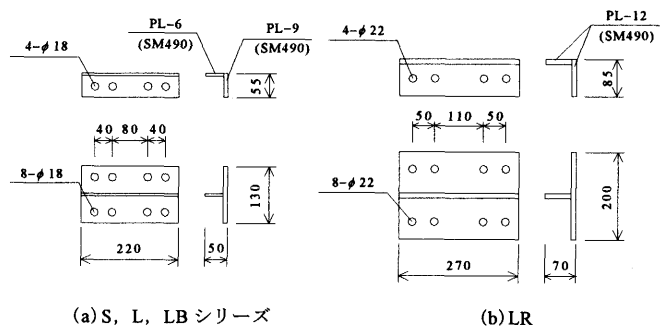
本文3章の部材実験における接合部(塑性化スプライス, 弾性スプライス)の設計方針とその詳細について示す。

塑性化スプライスはひずみ硬化によって耐力が上昇しても梁フランジに損傷が及ばないよう、使用鋼材の規格耐力から求められる塑性化スプライスの最大耐力が梁フランジの降伏耐力を下回るように断面積を決定している。梁フランジの原断面積に対する塑性化部の断面積は、S, L, LBシリーズでは40%, LRでは55%程度となっている。また、塑性化部の長さについては、梁継手の回転変形で1/100rad.に相当する軸変形に対して塑性化部のひずみがSシリーズでは5.0%, L, LBシリーズでは2.5%, LRでは2.0%程度となるように決定している。附録図C-1.に塑性化スプライスの詳細を示す。

一方、弾性スプライスには塑性化スプライスの最大耐力と同等の軸力が作用するとともに、梁からの全せん断力が作用すると考えられる。本実験ではこれらの外力を別々に考え、いずれの外力に対しても弾性スプライスの降伏軸力, 降伏せん断耐力が上回るように設計した。本文中でも述べたようにせん断力に対する設計方法の確立は今後の検討課題であるが、実験を行うに当たっては既往の研究(5), (24), (25)などを参考に本文中の図16.に示す二次曲げモーメントを仮定して降伏せん断耐力を算出した。すなわち、降伏せん断耐力は二次曲げモーメントの両端が補剛リブの全塑性モーメントに達したときのせん断力とした。なお、弾性スプライスが二面摩擦の場合には梁フランジ上下面それぞれの降伏せん断耐力の和を用いている。附録図C-2.に弾性スプライスの詳細を示す。



附録図C-1. 塑性化スプライスの詳細



附録図C-2. 弾性スプライスの詳細

(2005年5月10日原稿受理, 2005年8月15日採用決定)