

## 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3 スラブの影響とひび割れ損傷に着目した実験

## NEW DUCTILE STEEL FRAMES LIMITING DAMAGE

## TO CONNECTION ELEMENTS AT THE BOTTOM FLANGE OF BEAM-ENDS

## Part 3 Experimental evaluation of composite effects and damage to concrete slab

吉敷 祥一\*<sup>1</sup>, 上原大輔\*<sup>2</sup>, 山田 哲\*<sup>3</sup>鈴木一弁\*<sup>4</sup>, 佐伯 英一郎\*<sup>5</sup>, 和田 章\*<sup>6</sup>

Shoichi KISHIKI, Daisuke UEHARA, Satoshi YAMADA,

Kazuaki SUZUKI, Eiichiro SAEKI and Akira WADA

This paper presents an experimental study on new moment frame connections designed to restrict damage to specific connection elements placed at the bottom flange of the beam. Composite effects and damage to the concrete slab were addressed in these tests. Composite action led to a roughly 98% increase in initial elastic stiffness and 20% increase in yield strength. Meanwhile, the plastic strain at the specific connection elements was increased by only 20%, indicating that the plastic rotation capacity of the connections was hardly affected by the presence of the concrete slab. And the feature of the design forcing the connection to rotate about the top flange was beneficial in reducing damage to the concrete slab.

**Keywords:** beam-to-column connection, concrete slab, damage to concrete slab, hysteretic damper, damage-controlled-structure

柱梁接合部、コンクリートスラブ、ひび割れ損傷、履歴型ダンパー、損傷制御構造

## 1. 序

鋼構造建物における従来の梁端接合部では、コンクリートスラブ(以後、単にスラブ)の設置や梁ウェブでの継手効率の低下によって塑性化時の中立軸位置が上昇し、下フランジの引張ひずみが増大する<sup>1)</sup>など、前報(その1)ではこの問題に着目し、高力ボルト接合部の回転中心を常に梁の上フランジ側に留め、梁下の接合要素を圧縮・引張で均等に塑性化させる構造システムを提案した<sup>2)</sup>。この構造システムでは部材同士を高力ボルトにより接合し、地震時の損傷を取り換えの比較的容易な梁下の接合要素のみに限定するため、地震後の補修性にも優れている。

近年、上述したような梁の下フランジ側のみに塑性化を許容した構造システムが幾つか提案されてきている<sup>3)~12)</sup>。RC構造では付着を除去した下端筋のみを降伏させる構造システム<sup>3), 4)</sup>などが提案されている。また鋼構造においてはRBS工法<sup>18)</sup>などを応用して梁下フランジとウェブの一部分を切り欠いた構造システム<sup>5)</sup>や、梁下フランジの一部に摩擦すべりダンパー<sup>6), 7)</sup>や鉛ダンパー<sup>8)</sup>、鋼材ダンパー<sup>9)~12)</sup>を設置した構造システム(以上を総称して梁下ダンパー)が提案され

ているほか、方杖状にダンパーを設置した構造システムも提案されている<sup>13)</sup>。これらのほとんどは純鉄骨梁によって性能確認が行われており<sup>7)~13)</sup>、合成梁として行った実験には前報(その2)<sup>14)</sup>のほかには、合成梁のみを対象とした実験<sup>6)</sup>と方杖ダンパーを対象として横座屈に対するスラブの補剛効果を確認した実験<sup>15)</sup>に限られる。前報(その2)ではスラブを設置した1層1スパンの部分架構を対象とし、より実条件に近い架構においても梁下ダンパーが左右の梁端部でほぼ均等に機能することを確認した<sup>14)</sup>。しかしながら、前報(その1)で行った純鉄骨梁の片持ち梁形式の実験<sup>2)</sup>とは載荷条件、梁下ダンパーのディテールが異なるため、塑性変形能力や初期剛性・降伏耐力に及ぼすスラブの影響は確認できていない。また、前報(その2)<sup>14)</sup>を含めた幾つかの研究<sup>5), 15)</sup>では回転中心を常に梁の上フランジ側に留めることでスラブのひび割れを軽減できることに言及しているが、従来の溶接接合部におけるスラブのひび割れ状況と比較した実験データはない。したがって、本研究では梁下ダンパーを有する部材と従来の溶接接合部を有する部材についてスラブの有無をパラメータとした繰り返し載荷実験を行

\*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.

い、スラブが梁下ダンパーを有する部材の1) 塑性変形能力、2) 初期剛性・降伏耐力に及ぼす影響を評価するとともに、溶接接合部との比較から梁下ダンパーを設置した際の3) スラブのひび割れ状況を評価する。

2. 実験計画

2.1. 荷重装置と試験体概要

実験は柱と梁から構成されるト字形試験体を用いた片持ち梁形式で行った。試験体はスパン4500mmに対して600mmせいの梁、400mm角の柱を用いたほぼ実大の中低層鋼構造建物の部分架構を想定している。荷重は図1.に示すように柱両端をピン治具で支持し、梁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ることで行った。荷重時には梁の反曲点位置をスパン中央に仮定して荷重点位置を設定し、梁の自由端側で横補剛を施した。

試験体は接合方法によって(a) 柱と梁を溶接接合した試験体W、(b) 柱にスプリットティを介して梁を接合した試験体T、(c) 柱からブラケットを突出させ、スプラインプレートを介して梁を接合した試験体Pの3種類に分けられる。試験体TおよびPは梁下の接合要素として塑性化スプリットティ<sup>2)</sup>、塑性化スプライン<sup>17)</sup>を用い、これらを柱・梁に先行して降伏させることで部材に生じる塑性変形を梁下の接合要素に集約する(以後、両試験体を総称して梁下ダンパー試験体)。各接合形式の詳細を図2.に示す。実験パラメータは3種類の接合形式とスラブの有無とし、これらを組み合わせた計8体の試験体を用意した。表1.に試験体一覧を示し、試験体に使用した主な鋼材のJIS-1A号引張試験片による試験結果を表2.に示す。

2.2. 各接合形式の詳細

【溶接試験体】

試験体Wは梁を溶接組立H形鋼：BH-600x200x9x12 (SS400)、柱を建築構造用冷間成形角形鋼管：Box-400x400x19 (BCR295)とし、柱に通しダイヤフラム形式でスカラップを設けて梁を溶接接合した試験体である。試験体Wは梁の鋼材と溶接接合部の詳細によってさらにWJ, WFに分けられる。試験体WJは梁にSS400①材を使用するとともに溶接接合部の詳細をJASS6<sup>19)</sup>に準拠し、表3.の条件に従って溶接を行った。試験体WFはロットが異なるSS400②材により製作したが、製作上のミスによりエンドタブを用いず溶接したため、溶接部始終端がフランジ幅内にあるほか、裏当て金の組み立てがフランジ幅全域にわたる隅肉溶接により行われた。本研究では溶接接合部の詳細比較を目的としていないが、WFと梁下ダンパー試験体は梁に同一ロットの鋼材を使用したため、本論文ではWFを梁下ダンパー試験体との耐力比較として位置づけている。なお、梁フランジでの局部座屈を抑制するため、梁端には縦スチフナを設けた。

【塑性化スプリットティ試験体】

試験体Tは柱を溶接組立H形鋼：BH-400x400x16x19

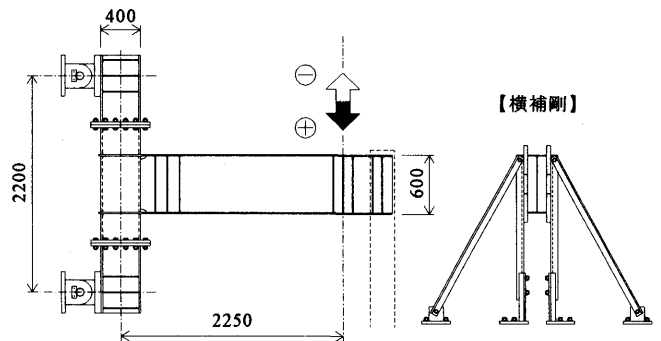


図1. 荷重装置

表1. 試験体一覧

試験体名	接合形式	梁の材質	スラブの有無
WJ_B	溶接接合	SS400(①材)	×
WJ_C			○
WF_B			×
WF_C	スプリットティ	SS400(②材)	○
T_B			×
T_C			○
P_B	スプライン		×
P_C			○

W J \_ B  
 ↳ スラブの有無 (B: 純鉄骨梁, C: 合成梁)  
 ↳ 接合形式 (WJ: 溶接 (①材 + JASS6 準拠), WF: 溶接 (②材 + JASS6 非準拠), T: スプリットティ型, P: スプラインプレート型)

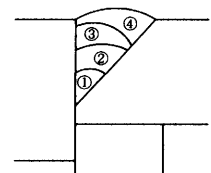
表2. 使用鋼材の素材試験結果

	鋼材種 (板厚)	降伏点 [N/mm <sup>2</sup> ]	引張強さ [N/mm <sup>2</sup> ]	降伏比 [%]	一様伸び [%]	
梁	① 溶接組立H形鋼 (BH-600x200x9x12)	SS400(12mm)	279	429	65	21
		SS400(9mm)	296	435	68	22
	②	SS400(12mm)	291	430	68	20
		SS400(9mm)	385	517	74	17
柱	冷間成形角形鋼管 (Box-400x400x19)	BCR295 (19mm)	388 <sup>*</sup>	439	88	15
梁下ダンパー	梁上の接合要素	LYP225 (12mm)	244	298	82	24
		SM490 (12mm)	380	522	73	17
		SM490 (16mm)	383	540	71	16

\* 0.2% オフセット耐力

表3. 溶接条件

溶接材料	YGW-11 (φ 1.2)
シールドガス	CO <sub>2</sub>
ガス流量	2.5 kg / cm <sup>2</sup>
入熱量	30 kJ / cm 以下
バス間温度	250 °C 以下



(SM490)とし、梁をスプリットティを介して高力ボルトとPC鋼棒により接合した試験体である。梁下の塑性化スプリットティには梁フランジと同厚の低降伏点鋼 (LYP225) を使用するとともに、梁フランジを弾性範囲に留めるために降伏軸力が梁フランジ原断面の降伏軸力に対して約半分 (47%) となる塑性化部を設けた。また、梁端回転変形のみで部材角 1/100rad. を生じさせるために必要な梁下の変形量に対して、塑性化部に生じるひずみが2.5%程度となるように塑性化部の長さを決定した。梁上の弾性スプリットティはせん断伝達のための補剛リブを設け、梁上フランジの面外曲げ剛性<sup>16)</sup>を考慮して摩擦接合ボルトの中央位置から

ティウェブ端部までを二次曲げ区間としてせん断耐力を確保した。摩擦接合部にはトルシア形高力ボルト (M20 (S10T)) を用い、ピンテールの破断によりトルク管理を行った。引張接合部にはPC鋼棒 (6-φ21 (C種)) を用い、軸部に貼付したひずみゲージで導入軸力を管理した。

【塑性化スプライス試験体】

試験体Pは柱-ブラケットを溶接接合、ブラケット-梁を高力ボルト接合とした試験体である。柱、梁は試験体WFと同断面とし、ブラケットは塑性化を回避するために梁より剛強な溶接組立H形鋼：BH-600x300x12x12 (SS400) を用いた。梁下の塑性化スプライスは塑性化スプリットティと同様の考えにより塑性化部の断面積と長さを決定した。梁上の弾性スプライスは2面摩擦とすることで梁フランジの面外剛性・耐力が確保できると考え、ブラケット側と梁側の最内縁ボルト間を二次曲げ区間としてせん断耐力を確保した。摩擦接合部にはトルシア形高力ボルト (M20 (S10T)) を用い、ピンテールの破断によりトルク管理を行った。

2.3. 梁下ダンパーの座屈補剛

梁下ダンパーは図3.に示すように梁下フランジと座屈補剛材で塑性化部を挟み込み、両者を高力ボルトで接合することにより座屈補剛を施す。塑性化部の側面に配置したクリアランス確保用のリング (外径：27.2mm, 肉厚：5.0mm) はポアソン効果による断面積の増大を吸収し、高力ボルトとともに面内方向への座屈を補剛する。本実験では梁下ダンパーの面外方向クリアランスを2.0mm, 面内方向クリアランスを1.0mmに設定した。

2.4. スラブの詳細

スラブは厚さ130mm, 幅1200mmで、デッキプレートを用いない場所打ちコンクリートの等厚スラブとした。スラブの有効幅は圧縮応力の総和を最大圧縮応力で等価な矩形断面に置換して得られる (例えば20) などが、ここでは各種合成構造

設計指針<sup>21)</sup>から算出される有効幅 (1100mm) より若干大きい程度に幅を設定した。梁とスラブを繋結するスタッドコネクタは完全合成梁の条件<sup>21)</sup>を満たす本数の頭付きスタッド (φ19x80) を梁上に配置した。スタッドコネクタの配置は試験体Wを基準とし、試験体T, Pの弾性スプリットティおよび弾性スプライスの接合部分ではスタッドコネクタを省略した。スラブ内の鉄筋はかぶり厚25mmで金網鉄筋：φ6 (SR295) @100x100を2段配筋し、さらに柱側面のの上端筋直下にひび割れ防止筋として異形鉄筋：D6 (SD295) を配筋した。スラブの配筋とスタッドコネクタの配置を図4.に示し、スラブに使用したコンクリートの調合と合成梁試験体の実験日に行った圧縮試験結果を表4.に示す。

2.5. 載荷方法

載荷は梁の変形による変位制御で行った。梁の変形は載荷点位置で計測した全体変形から柱フェイス面での回転および並進による変形成分を減じている。目標載荷履歴は梁の下フランジ側が引張となる変形を正と定義し、梁の変形を部材長で除した部材角で±1/100, ±1/50, ±1/33rad.の正負交番漸増繰り返し載荷とした。部材角-1/33rad.到達後は正側載荷によって耐力低下が確認できるまで強制変位を与えた。図5.に目標載荷履歴を示す。

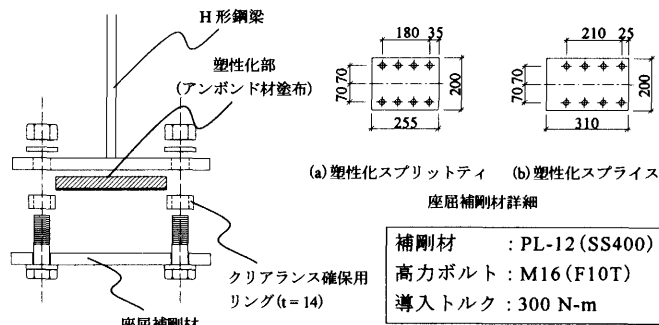
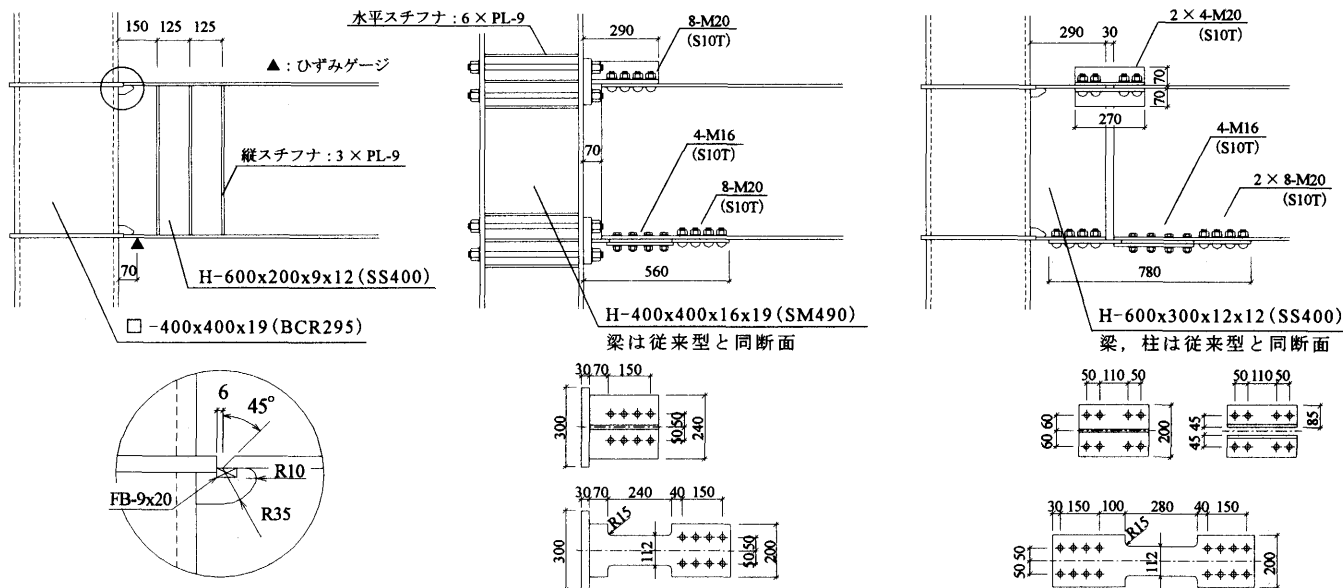


図3. 座屈補剛の詳細



(a) 従来型の溶接接合試験体

(b) 塑性化スプリットティ試験体

(c) 塑性化スプライス試験体

図2. 試験体の梁端接合部詳細

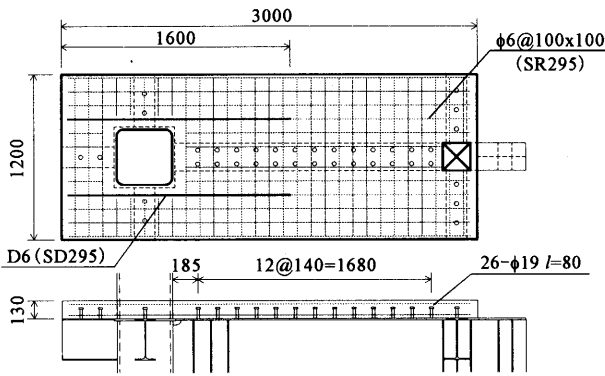


図4. スラブの配筋, スタッドコネクタの配置

表4. コンクリートの調合と圧縮試験結果

水セメント比 [%]	細骨材率 [%]	単位重量 [kg/m <sup>3</sup> ]				
		水	セメント	細骨材	粗骨材	混和剤
73.5	45.5	153	208	871	1055	0.52

試験体名	材令 [mm]	ヤング係数 [ $\times 10^4$ N/mm <sup>2</sup> ]	圧縮強度 [N/mm <sup>2</sup> ]
WJ_C	56	2.5	16.4
WF_C	22	2.4	14.5
T_C	61	2.5	16.5
P_C	26	2.4	14.6

設計基準強度:  $F_c = 18 \text{ N/mm}^2$   
 骨材寸法: 10.0mm  
 スラップ: 15.0mm  
 空気量: 4.8%

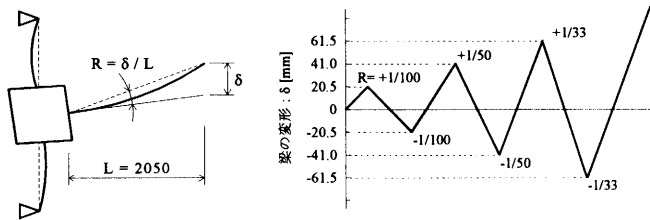


図5. 荷履歴

### 3. 実験経過と終局状態

全試験体の挙動を接合形式ごとに図6.～図9.に示す. 縦軸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. また, スラブの有無を比較し易くするために後述するひび割れ観察時の除荷部分は省略してある. 溶接試験体は, 横座屈の発生で最大耐力に至ったWJ\_Bを除けば, WF\_Bでは上フランジで, WJ\_CとWF\_Cでは下フランジでそれぞれスカラップ底を起点とした延性破断の発生により耐力を喪失した. いずれの試験体も終局状態に至る直前の荷重時に縦スチフナと梁端部の間で局部座屈が観察されたが, 縦スチフナの拘束により座屈変形が進行せず, 履歴挙動には影響が見られなかった. また, 溶接接合部の詳細がJASS6<sup>18)</sup>に準拠していないWJ\_BおよびWJ\_Cではスカラップ底で発生した延性亀裂が裏当て金の隅肉溶接部に沿うように伝播していた. 溶接試験体は梁に使用した鋼材や溶接接合部の詳細によらず, 純鉄骨梁では-1/33rad. 荷重時に, 合成梁ではそれより早い+1/33rad. 荷重時に終局状態に至った.

塑性化スプリットティ試験体はスラブの有無に関わらず-1/33rad. まで安定した履歴挙動を示した. -1/33rad. 到達後はスラブの影響が現れる正側荷重で強制変位を与え続けたが, 緩やかに耐力が低下しつつも+1/20rad. まで変形した. 実験後の塑性化スプリットティを見ると純鉄骨梁T\_Bでは

塑性化部中央よりやや自由端寄りに亀裂が生じており, 合成梁T\_Cにおいても同位置で断面に絞りが生じていたことから, 両試験体ともに実験終了時点では一様伸びを越え, ほぼ終局状態に至っていたと言える.

塑性化スプリットティ試験体はスラブの有無に関わらず+1/33rad. まで安定した履歴挙動を示した. 純鉄骨梁P\_Bでは図10.(a)に示すように塑性化スプリットのブラケット側塑性化部近傍で局所的な座屈が生じ, -1/33rad. 荷重時に耐力を喪失した. 実験後に梁側の上フランジを観察すると図10.(b)に示すような残留変形が生じていた. このことから梁上フランジ下面の弾性スプリットティではせん断伝達に伴う梁フランジの面外変形<sup>16)</sup>が抑えきれず, 梁とブラケットとの間で大きな鉛直ずれが生じたため, このような局所的な座屈が引き起こされたと考えられる. 合成梁P\_Cではこの結果を踏まえて-1/33rad. を目指す際に変形状態を随時確認して荷重を行い, +1/200rad. に到達したところでスラブの影響が現れる正側荷重に戻した. それ以後の荷重では+1/33rad. 到達時の最大耐力を越えることはなく, ジャッキのストローク限界に至るまで耐力の低下も見られなかった. また, 実験後の塑性化スプリットティには塑性化部での亀裂や絞りも見られなかった.

### 4. スラブが塑性変形能力に及ぼす影響の評価

溶接試験体では梁下フランジに貼付したひずみゲージ(図2.を参照)の計測値から算出した平均ひずみに, 梁下ダンパー試験体では梁下ダンパーの軸変形を塑性化部元長さで除した平均ひずみにそれぞれ着目し, 塑性変形能力に及ぼすスラブの影響を考察する. 各試験体の平均ひずみを梁変形の累積値(累積梁変形)との関係として図11.に示す. 溶接試験体ではスラブの影響が現れる負側荷重から正側荷重までのひずみ増分が純鉄骨梁に対してWJ\_Cで1.3倍, WF\_Cで1.6倍程度に増大したため, 合成梁の平均ひずみは純鉄骨梁の平均ひずみから離れるように徐々に正側にシフトしている. 一方, 梁下ダンパー試験体は常に回転中心が上フランジ側にあるため, 梁下ダンパーの平均ひずみは正負荷重下でほぼ対称に変動している. またスラブの影響を受ける正側荷重下でも梁下ダンパーの平均ひずみはT\_Cで1.2倍, P\_Cで1.1倍程度の増大しか見られない.

溶接試験体と梁下ダンパー試験体の梁下フランジ(梁下ダンパー)の平均ひずみを比較すると, 溶接試験体では梁下フランジのひずみ履歴がスラブの設置によって大きく変化したのに対して, 梁下ダンパーの軸変形はスラブの有無に関わらず正負荷重下でほぼ対称に変動しており, ほとんどスラブの影響が現れていない. 梁下ダンパー試験体においてスラブを設置した際に考えられる回転中心位置の上昇は最大でも梁上フランジからスラブ上面までであり, 梁下ダンパーから回転中心位置まで距離は1.2倍(=730/600)程度となるが, これは梁下ダンパー試験体のひずみ増大の最大値と一致する.

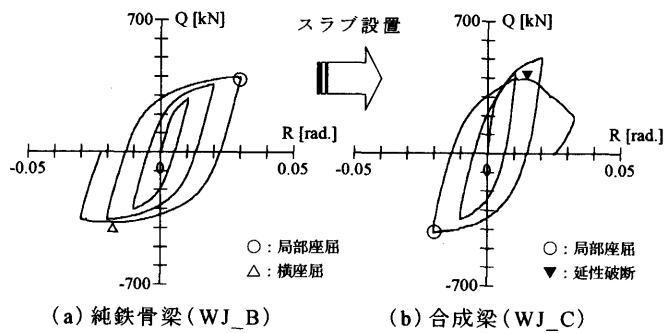


図 6. 溶接 (JASS6 準拠) 試験体の挙動

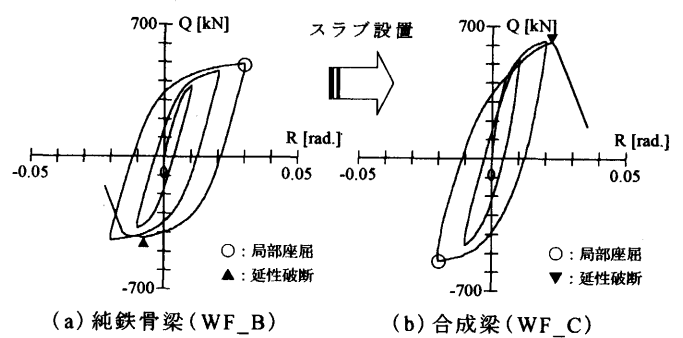


図 7. 溶接 (JASS6 非準拠) 試験体の挙動

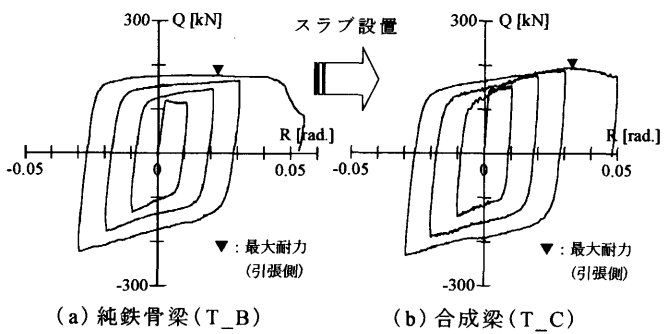


図 8. 塑性化スプリットティ試験体の挙動

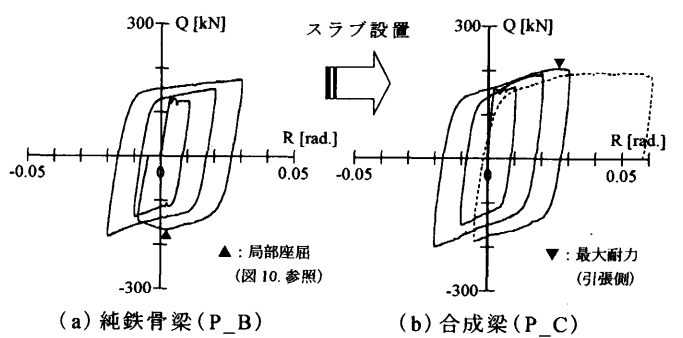


図 9. 塑性化スプライス試験体の挙動

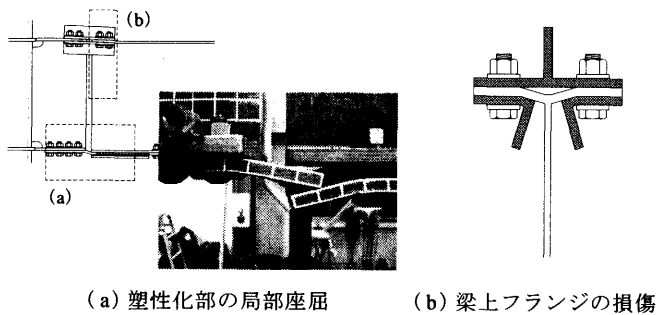


図 10. 塑性化スプライス試験体 (P\_B) の終局状態

梁下ダンパーは合成梁としても純鉄骨と同様に正負荷荷下ではほぼ対称に変形しており、またスラブの設置によるひずみ増大は純鉄骨梁に対する合成梁のせいの増加分を考えれば十分に予測できることから、スラブの設置が梁下ダンパーの塑性変形能力に及ぼす影響は小さいと言える。

### 5. スラブが初期剛性・降伏耐力に及ぼす影響の評価

次に各試験体の履歴曲線より得られる初期剛性・降伏耐力に着目してスラブの影響を考察する。ここで初期剛性は初期正負荷荷下における弾性限界までの勾配とし、降伏耐力は正負ともに  $\pm 1/100 \text{ rad}$  までの履歴曲線をバイリニア型にモデル化することで評価した。全試験体の初期剛性・降伏耐力を表 5. にまとめる。なお、合成梁については正側のみを示し、括弧内にスラブの設置による上昇 (= 合成梁 / 純鉄骨梁) を加えた。パネル変形を含まない溶接梁端部の初期剛性は、梁ウェブのせん断剛性を考慮し、曲げ剛性を梁の全断面を有効として算出した場合と梁ウェブの寄与を無視して算出した場合の間にあることが実大実験の結果から確認

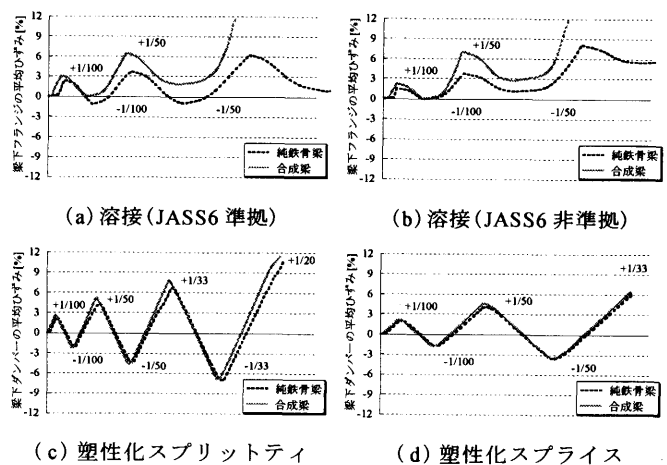


図 11. 梁下フランジ (梁下ダンパー) のひずみ増大

されている<sup>22), 23)</sup>。同様にして算出した初期剛性の範囲を表 5. に併せて示すと、溶接試験体の純鉄骨梁 WJ\_B, WF\_B の初期剛性は上述した範囲の下限值、つまり梁ウェブの曲げ剛性への寄与を無視した場合とほぼ一致している。これは文献 22) で指摘されているように鋼管壁の面外剛性が小さいと梁ウェブの曲げ剛性への寄与が減少するためであると考えられる。梁下ダンパー試験体 T\_B, P\_B は接合部で柱もしくはブラケットに梁ウェブを接合していないが、やはり溶接梁端部のばらつきの下限值とほぼ同等の初期剛性を有している。既往の梁下ダンパーに関する研究<sup>6) ~ 12)</sup>で梁部材の挙動が読み取れる文献 6) や 12) から初期剛性の値を抽出すると、同様に溶接梁端部のばらつきの下限值と同等の初期剛性を有していた。したがって、上述したばらつきの範囲にある溶接梁端部を剛接合として扱えるのであれば、本実験や文献 6), 12) と大きくプロポーシオンが異ならな

い限り、梁下ダンパーを有する接合部も剛接合と同等に扱えると言える。次いで文献24)を参考に作成した図12.に示す力学モデルを用いて梁下ダンパー試験体の初期剛性を評価する。この力学モデルでは接合領域で梁ウェブの下1/4部分と下フランジを無視し、ブラケットでは梁ウェブの曲げ剛性への寄与を完全に無視した。力学モデルにより評価した計算値を表5.に併せて示すと、計算値は実験値を概ね評価できている。また、合成梁T\_C、P\_Cにおいてもスラブの剛性寄与を各種合成構造設計指針<sup>20)</sup>に基づいて考慮することで、実験値を概ね評価できている。溶接試験体については合成梁の初期剛性が計算値の上限値、すなわち曲げに対して全断面有効とした場合とほぼ一致しており、スラブの剛性寄与が計算値よりも大きい。したがって、梁下ダンパー試験体は純鉄骨梁で溶接試験体とほぼ同等の初期剛性を有していたが、合成梁では溶接試験体のおおよそ85%程度の初期剛性となっている。

溶接試験体の降伏耐力は鋼構造限界状態設計指針<sup>25)</sup>に基づき算出した。梁下ダンパー試験体については図13.に示すように梁下ダンパーの降伏軸力と梁上の弾性スプリットティもしくは弾性スプライスの全塑性曲げ耐力から、耐力規定点での降伏曲げ耐力を算出して評価した。降伏耐力の実験結果と計算値を比較すると、溶接試験体ではスラブの影響を含めて良い対応を示しており、梁下ダンパー試験体についても合成梁で若干過小評価となっているが、概ね良い対応を示していると言える。梁下ダンパー試験体でのス

表5. 初期剛性と降伏耐力の実験値・計算値

試験体名	初期剛性 [ $\times 10^3$ kN/m]				降伏耐力 [kN]			
	Ke <sup>+</sup>	Ke <sup>-</sup>	Kc	Ke / Kc	P <sub>ye</sub> <sup>+</sup>	P <sub>ye</sub> <sup>-</sup>	P <sub>yc</sub>	P <sub>ye</sub> / P <sub>yc</sub>
WJ_B	26	24	26 < Kc < 33	-	250	240	300	0.83
WJ_C	65 (2.50)	49	49 < Kc < 66	-	345 (1.38)	422	422	0.82
WF_B	26	25	26 < Kc < 33	-	370	335	341	1.09
WF_C	65 (2.50)	49	49 < Kc < 66	-	460 (1.24)	446	446	1.03
T_B	28	25	28	1.00	115	90	110	1.05
T_C	55 (1.96)	49	49	1.12	145 (1.26)	122	122	1.19
P_B	24	24	27	0.89	130	105	122	1.07
P_C	45 (1.88)	47	47	0.96	160 (1.23)	140	140	1.14

Ke<sup>+</sup>, Ke<sup>-</sup>: 初期剛性(実験値), Kc: 初期剛性(計算値)

P<sub>ye</sub><sup>+</sup>, P<sub>ye</sub><sup>-</sup>: 降伏耐力(実験値), P<sub>yc</sub>: 降伏耐力(計算値)

\* 合成梁の実験値の括弧内はスラブの設置による上昇(=合成梁/純鉄骨梁)を表す。

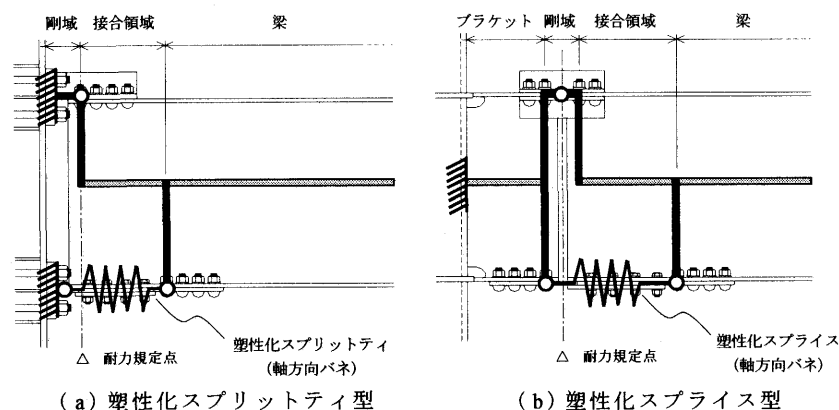


図12. 梁下ダンパーを有する梁部材の力学モデル

ラブの設置による初期剛性・降伏耐力の上昇は初期剛性で約1.9倍、降伏耐力で約1.2倍となっており、溶接試験体に比べると初期剛性の上昇は小さいが、本実験結果はスプリットティ形式の高力ボルト接合部におけるスラブの効果<sup>26)</sup>とほぼ一致するものであった。また、図12.の力学モデルと図13.の降伏曲げ耐力の設定により、スラブの影響を含めて初期剛性・降伏耐力を概ね評価できることが分かった。

### 6. スラブのひび割れ損傷(最大ひび割れ幅)の評価

スラブに生じるひび割れ損傷を把握するため、ひび割れ発生状況を記録するとともにクラックスケールを用いてひび割れ幅の計測を行った。ひび割れ観察の目標変位は部材角 $\pm 0, -1/200, -1/100, -1/50$ rad.到達時とし、ひび割れ観察は到達荷重の80%まで荷重を除荷して行うこととした。また、部材角 $-1/100, -1/50$ rad.到達時には完全に荷重を除荷した状態でのひび割れも観察した。ひび割れ幅が0.4mmを越えたものを太実線で表し、各試験体の部材角 $-1/50$ rad.到達時のひび割れ発生状況を図14.に示す。また、主要なひび割れについてはひび割れ幅の変動を併せて示す。ここでひび割れ幅0.4mmは文献27)の屋内における最大ひび割れ幅制御目標値(0.35~0.4mm)を参考に基準値として採用した。なお、溶接試験体WJ\_CとWF\_Cのひび割れ状況にはほとんど差がなかったため、耐力が小さいWJ\_Cのみを示した。ひび割れ幅の変動についても主にWJ\_Cのひび割れについて示し、比較としてWF\_Cで最大値を記録したものを併せて示した。通常のRC構造は引張鉄筋の降伏によって曲げ耐力が決まり、ひび割れ幅は鉄筋に作用する応力に依存する<sup>28), 29)</sup>などことから、最大ひび割れ幅には作用曲げモーメントが大きく影響する。ところが、鋼構造では梁に比べるとスラブ内鉄筋の寄与は小さく、鉄筋の存在による中立軸位置の移動はほとんどない。よって、断面に生じる曲率が決まればひび割れ幅に影響を与える鉄筋の作用応力はほぼ一定と見なせる。ここで図14.(a)に示す同一断面を有し、鋼材の機械的性質のみで耐力が異なる溶接試験体WJ\_C, WF\_Cの最大ひび割れ幅を比較すると、耐力の低い

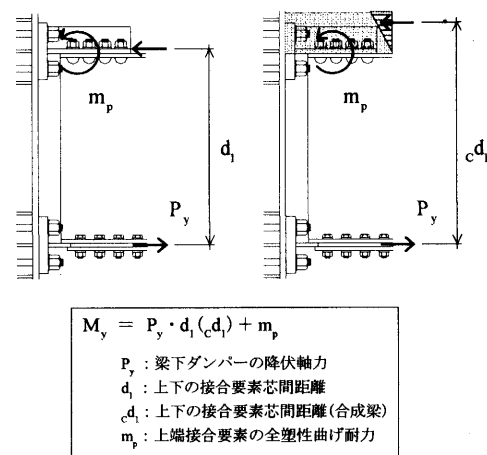


図13. 接合部の降伏曲げ耐力

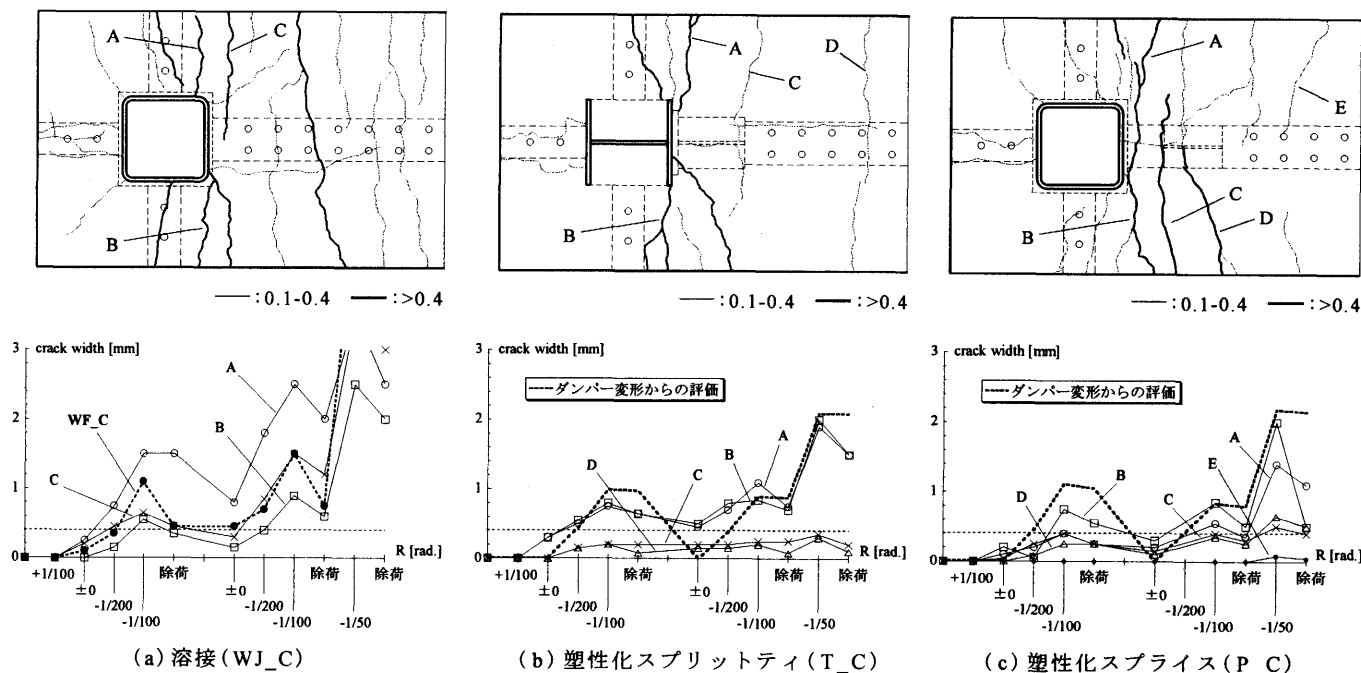


図 14. スラブのひび割れ発生状況(-1/50[rad.]到達時)とひび割れ幅の変動

WJ\_Cの方がひび割れ幅が大きく、上述したようにひび割れ幅と耐力に相関が見られない。このことから、本研究では各接合形式の最大ひび割れ幅に耐力の差が及ぼす影響は小さいと考え、同一変形下で各接合形式の変形状態に着目してひび割れ損傷(最大ひび割れ幅)を比較する。

スラブに発生したひび割れ状況を見ると、溶接試験体WJ\_Cではスラブ全体にひび割れが発生しているのに対して、梁下ダンパー試験体T\_C、P\_Cでは梁を弾性に留めて梁下ダンパーに塑性変形を集約したため、梁端部もしくは梁継手近傍にひび割れが集中して発生している。梁の変形は材軸方向の曲率分布を積分して求まることから、塑性化領域を限定すると同一変形下においても塑性化領域で必要とされる曲率は増加し、スラブのひび割れ幅は大きくなる。しかしながら、梁下ダンパー試験体のひび割れ幅は溶接試験体に比べて小さく、特に-1/100rad.の繰り返し時や-1/50rad.では小さく抑えられる結果が得られた。したがって、梁下ダンパーに塑性変形を集約すると接合部に生じる曲率は溶接試験体に比べて増加すると考えられるが、本実験では回転中心を常に梁の上フランジ側とすることによるひび割れ幅の抑制効果の方が大きく、スラブのひび割れ幅を低減できたと言える。

次いで梁下ダンパー試験体の最大ひび割れ幅の変動に着目すると、T\_C、P\_Cともに-1/100rad.での最大ひび割れ幅は繰り返しによらずほぼ等しく、また-1/50rad.での最大ひび割れ幅は-1/100rad.のおおよそ2倍程度になっていることが分かる。これは図11.(c),(d)で示した梁下ダンパーの平均ひずみと対応しており、梁下ダンパーの軸変形と最大ひび割れ幅に相関があることを示唆している。ここで図15.に示すように梁上フランジ付近に回転中心を設定し、梁下

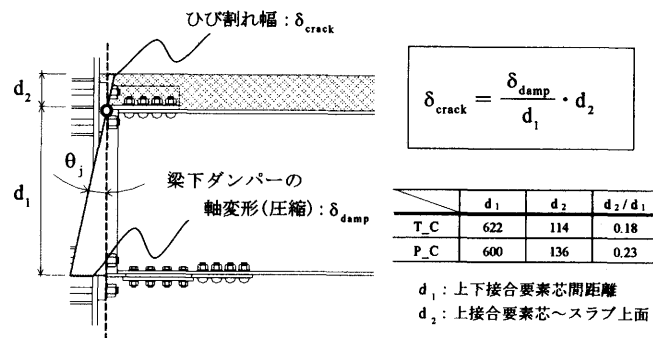


図 15. 梁下ダンパーの軸変形とひび割れ幅の関係

ダンパーの軸変形 $\delta_{damp}$ によって生じる回転変形 $\theta_j$ がスラブに幅 $\delta_{crack}$ のひび割れを発生させる簡易な力学モデルを考える。この力学モデルにおいて梁下ダンパーの軸変形に実験値を用いて評価した最大ひび割れ幅の変動を図15.(b),(c)中に破線で示すと、梁下ダンパーが引張にある $\pm 0$ や除荷部分でのひび割れ幅は鉄筋に作用する応力や付着性が影響するためあまり対応は良くないが、梁下ダンパーが圧縮変形にある領域、特に最大変形を経験している領域では最大ひび割れ幅を概ね評価できている。この力学モデルに基づいて鋼構造建物のひび割れ損傷を考えると、少なくとも $d_2$ は100mm以上となるため、最大ひび割れ幅を制御目標値である0.4mm以下とするには梁端回転角を1/250rad.以下に留める必要があり、大地震時にスラブを無損傷に留めることは難しいと言える。しかしながら、梁下ダンパーの軸変形から最大ひび割れ幅が概ね評価できるという本構造システムの利点を用いれば、架構に生じる最大変形の制御とスラブの損傷(最大ひび割れ幅)制御とを結び付け、より高度な耐震設計および性能評価が行える。

## 7. 結

本研究では、梁下ダンパーを有する部材の塑性変形能力、初期剛性・降伏耐力に及ぼすスラブの影響を把握するとともに、従来の溶接接合部とスラブの損傷状態(最大ひび割れ幅)を比較するため、片持ち梁形式の繰り返し載荷実験を行った。以下に得られた知見を示す。

(1) 梁下ダンパーの軸変形は正負載荷下で対称に変動し、合成梁としても軸変形の増大は純鉄骨梁のせいに対する合成梁のせいに対応する1.2倍程度しか見られなかったことから、スラブの設置が梁下ダンパーの塑性変形能力に及ぼす影響は小さいことが分かった。

(2) 梁下ダンパー試験体の初期剛性は、純鉄骨梁では角形鋼管柱に通しダイヤフラム形式でスカラップを設けて梁を溶接接合した試験体とほぼ等しいが、合成梁では同試験体の85%程度となった。スラブの設置により梁下ダンパー試験体の初期剛性は1.9倍、降伏耐力は1.2倍程度上昇したが、これは既往の実験結果<sup>26)</sup>と対応するものであった。また、本文中で示した力学モデルを用いることで、梁下ダンパーを有する部材の初期剛性と降伏耐力をスラブの影響を含めて概ね評価できることが分かった。

(3) 溶接試験体ではスラブ全体にひび割れが発生したのに対して、梁下ダンパー試験体では梁端部もしくは梁継手近傍に集中してひび割れが発生した。梁下ダンパーに塑性変形を集約すると接合部での曲率は増加すると考えられ、必ずしも従来の溶接接合と比べてひび割れ幅を軽減できるとは限らないが、本実験では回転中心を常に梁の上フランジ側に留めることで溶接試験体よりも最大ひび割れ幅を小さく抑えられる結果が得られた。また、梁上フランジ付近に回転中心位置を設定することで梁下ダンパーの軸変形からスラブに発生した最大ひび割れ幅を概ね評価できることが分かった。

なお、塑性化スプライス試験体では梁のせん断力を伝達する際に梁上フランジに面外変形が起き、梁とブラケットの間で鉛直ずれが生じた。このずれが塑性化スプライスの局所的な座屈を誘発することになったが、梁上フランジとの接合方法を改良することによって改善できると考えている。

## 【謝辞】

本研究の立案段階で九州大学 大久保全陸名誉教授から研究論文をお借りしました。試験体の設計時には新日本製鐵建築事業部 市川康氏にご助言をいただきました。スラブのひび割れに関する計測方法については東京工業大学建築物理研究センター 林静雄教授、坂田弘安助教授にご指導いただきました。実験の遂行にあたっては元大学院生 岡安亜倫君の協力を得ました。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。ここに記して感謝の意を表します。

## 【参考文献】

- 岡田健, 呉相勲, 山田哲: 合成梁の塑性変形能力に柱梁接合部における継手効率が及ぼす影響, 日本建築学会構造系論文集, 第573号, pp.185-192, 2003.11.
- 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.113-120, 2004.1.

- 大久保全陸ほか: 梁端下端エネルギー消費型RCラーメン構造に関する研究(その1, 2), 日本建築学会中国・九州支部研究報告, 第10号, pp.405-412, 1996.3.
- 大久保全陸, 朱文照, 浜本哲嗣: RC Slotted Beam 構造の耐震特性とひび割れ性状, コンクリート工学年次論文集, Vol.24, No.2, pp.301-306, 2002.
- 吉田智洋: 鉄骨造骨組の梁端下端フランジによるエネルギー消費機構に関する研究, 九州芸術工科大学大学院 芸術工学研究科生活環境専攻 平成9年度修士論文
- G. Charles Clifton, John Butterworth, Raed J. Zaki: Two New Semi-Rigid Joints for Moment-Resisting Steel Frames, Proceedings of 2004 Pacific Structural Steel Conference, March 24-27 2004
- 吉岡智和, 大久保全陸: 梁端下端フランジに高力ボルト摩擦すべり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.
- 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.
- 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.
- 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.
- 安藤正和, 聲高裕治, 張シユン, 井上一朗, 吹田啓一郎, 宇野暢芳: エネルギー吸収要素を組み込んだ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(東海), pp.1003-1004, 2002.8.
- 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.
- 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.
- 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, 2004.11.
- 竹内一郎, 金尾伊織, 吹田啓一郎, 中島正愛: 方杖ダンパーにより接合された鋼梁の横座屈挙動と必要横補剛, 日本建築学会構造系論文集, 第585号, pp.185-192, 2004.11.
- 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10, 11 せん断伝達機構の実験), 日本建築学会大会学術講演梗概集(北海道), pp.609-612, 2004.8.
- 上原大輔, 吉敷祥一, 鈴木一弁, 竹内徹, 山田哲, 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 塑性化スプライスプレートに関する実験), 日本建築学会大会学術講演梗概集(北海道), pp.613-616, 2004.8.
- AISC: Prequalified Connections for Special and Intermediate Steel Moment Frames for Seismic Applications, December 24 2004 (DRAFT)
- 日本建築学会: 建築工事標準仕様書 JASS6 鉄骨工事, 1998.4.
- 黄星喆, 横田洋平, 納米悠太, 田川泰久: 鉄骨造合成梁におけるコンクリートスラブ有効幅の変化に関する研究(その1~3), 日本建築学会大会学術講演梗概集(北海道), pp.819-824, 2004.8.
- 日本建築学会: 各種合成構造設計指針・同解説, 1985.2.
- 日本建築学会: 鋼構造接合部設計指針, 2001.11.
- 日本建築学会近畿支部鉄骨構造部会: 通しダイヤフラム形式で角形鋼管柱に接合されるH形鋼の塑性変形能力に関する実大実験報告書, 1997.7.
- 軸丸久司, 多田元英: 制震ダンパー接合要素を用いたH形鋼柱・梁接合工法における応力解析力学モデル, 日本建築学会大会学術講演梗概集(東海), pp.975-976, 2003.9.
- 日本建築学会: 鋼構造限界状態設計指針・同解説, 2002.9.
- 中村大樹, 増田浩志: スプリットティを用いた半剛接合部に関する研究—合成スラブによる接合部挙動への影響—, 日本建築学会大会学術講演梗概集(北陸), pp.641-642, 2002.8.
- 日本建築学会: 鉄筋コンクリート造のひび割れ対策(設計・施工)指針・同解説, 1990.1.
- 日本建築学会: 鉄筋コンクリート構造計算基準・同解説—許容応力度設計法—, 1999.11.
- 鈴木計夫, 大野義照: プレストレスト鉄筋コンクリートはりの曲げひび割れに関する研究—その1 初期ひびわれ幅について—, 日本建築学会論文報告集, 第303号, pp.9-19, 1981.5.

(2005年2月10日原稿受理, 2005年6月2日採用決定)