火災時における合成梁の終局曲げ耐力に関する実験的研究

EXPERIMENTAL STUDY ON ULTIMATE FLEXURAL STRENGTH OF COMPOSITE BEAM IN FIRE

安田 聡*, 道越 真太郎**, 田川 泰久***

Satoshi YASUDA, Shintaro MICHIKOSHI and Yasuhisa TAGAWA

The paper is intended to summarize findings from fire resistance tests on simply supported beams conducted as part of a study on the fire resistance of steel-concrete composite beams. The specimens were comprised of H-shaped steel beam and overlying composite slab with profiled steel decks, with studs at the interface. The composite beams were designed to be partial composite. A total of six models were tested. The test parameters included the level of load, cross section of steel beam and presence of fire protection. Based on the test results, a new formulation is proposed to calculate with a good accuracy the flexural strength of composite beam on the basis of the plastic theory taking account of the heat-induced degradation of steel / concrete materials and shear capacity of studs.

Keywords : composite beam, fire resistance, ultimate flexural strength, headed stud shear connector, fire resistance test

合成梁, 耐火性能, 終局曲げ耐力, 頭付きスタッド, 載荷加熱実験

1. はじめに

鉄骨梁とスラブとを頭付きスタッド（以下、スタッドという）で結合した合成梁は、スラブの合成効果によって鉄骨梁に比べて正曲げ耐力が上昇する。このような合成梁の崩壊機構は、鉄骨梁とスラブとが一体となって曲げ崩壊する場合とスタッドがせん断破壊して崩壊する場合とに大別される。一般に、前者の崩壊機構となる合成梁を「完全合成梁」といい、後者の崩壊機構となる合成梁を「不完全合成梁」という。このような合成梁の崩壊機構とそれに対応する終局曲げ耐力を精度良く評価するにはスラブの合成効果を適切に把握しなければならない。

合成梁におけるスラブの合成効果は火災時においても期待することができる。中川ら¹⁾は、鉄筋コンクリートスラブおよびデッキプレートとコンクリートとの合成スラブを用いた合成梁の載荷加熱実験を行い、火災時の曲げ耐力にスラブの合成効果が期待できること、横座屈による不安定な崩壊がスラブの拘束効果により生じにくいことを報告している。また、火災時における鉄骨梁および合成梁の崩壊に至るまでの挙動や崩壊温度の評価法を有限要素解析により検討している²⁾。窪田ら³⁾は、耐火鋼を用いた合成梁について、火災加熱を与えた後に漸増載荷する実験を行い、スラブの合成効果を考慮した火災時の曲げ耐力評価式を提案している。ただし、これらの実験で確認されたスタッドを用いたスラブの合成効果は常温時に完全

合成梁として設計された梁に限定され、火災時におけるスラブの合成効果が十分に解明されたとはいえない。

スラブの合成効果はスタッドのせん断耐力に大きく依存する。筆者らは、スラブ下面から火災加熱を受ける状態を模擬したスタッドの押抜き試験を行い、火災時のスタッドの破壊性状を明らかにするとともに、破壊形式に対応したスタッドのせん断耐力評価式を提案している⁴⁾。

本研究では、火災時における合成梁のスラブの合成効果を考慮した終局曲げ耐力および崩壊温度を検討するために、スタッドのせん断破壊が先行する不完全合成梁を対象に載荷加熱実験を行った。本報では、塑性設計法に基づいた不完全合成梁の曲げ耐力評価法を考察するとともに、高温押抜き試験から求めたスタッドのせん断耐力評価式とあわせて、火災時に適用した場合の妥当性を検証した。また、火災時の合成梁が終局状態に至るまでの挙動について検討を行った。

2. 実験計画

2.1 試験体

試験体一覧を表1に、試験体の形状・寸法を図1に示す。試験体は、H形断面鉄骨梁とデッキプレート合成床とをスタッドで結合した、長さ7500mmの実大寸法の合成梁である。試験体数は6体で、主

* 大成建設技術センター 主任研究員・工修

** 大成建設技術センター 主任研究員・博士(工学)

*** 横浜国立大学大学院工学研究院建築学 教授・工博

Senior Research Engineer, Technology Center, Taisei Corporation, M. Eng.

Senior Research Engineer, Technology Center, Taisei Corporation, Dr. Eng.

Prof., Graduate School of Engineering, Yokohama National University, Dr. Eng.

な実験パラメータは荷重モーメント、鉄骨梁の断面寸法および耐火被覆の有無である。表1に示す試験体名の数字は、鉄骨梁の降伏モーメント sM_y に対する荷重モーメントの比を示す。

鉄骨梁はH-400×200×8×13(SS400)を基本に用い、合成スラブ用デッキプレート(SDP2G(Z12)-75×300×180×120×1.2)を連続して梁上に架け渡し、デッキプレートを貫通してスタッドを梁フランジに溶接した。B-2/3snはH-588×300×12×20(SN490B)を用い、デッキプレートを梁上で断続させて設置し、スタッドを梁フランジに直接溶接した。試験体には、JIS B 1198に適合する引張強さ400N/mm²級のスタッドを使用した。なお、B-2/3、B-2/3snは、梁両端部の非加熱区間にスタッドを配していない。スラブコンクリートには、設計強度20N/mm²と30N/mm²の2水準の普通コンクリート(以下 f_{c20} , f_{c30} という)を用いた。スラブの幅は、加熱炉の寸法にあわせて2960mmとした。

各試験体の常温における鉄骨梁とスラブの軸方向耐力を表2に示す。各軸方向耐力は、日本建築学会「各種合成構造設計指針・同解説⁵⁾」(以下、合成指針という)に従い、後述する材料試験結果を用いて算出した。合成指針で計算されるスラブの有効幅 b_e は、B-2/3sn:2336mm, その他:2288mmである。鉄骨梁H-400を用いた試験体は、鉄骨梁の軸方向耐力 sP_y よりもスラブの軸方向耐力 cP_y が大きい。B-2/3snは sP_y よりも cP_y を小さくした試験体で、 sP_y と cP_y の大小関係の相違が火災時の曲げ耐力に及ぼす影響を検討した。表2には、スタッドによる鉄骨梁とスラブとの合成率 n_p/n_f をあわせて示している。合成率は、完全合成梁に必要なスタッド本数 n_f に対するスタッド配置本数 n_p の割合である。言い換えれば、 sP_y と cP_y の最小値に対するスタッドの総せん断耐力 Σq の割合であり、完全合成梁の合成率は1となる。本試験体は、単純支持条件下において、いずれも合成率が1以下の不完全合成梁である。

耐火被覆は、部材への熱入力を抑制する性能を担うものであり、部材温度に応じた合成梁固有の曲げ耐力(崩壊温度)に与える影響はないものと考え⁶⁾、本実験では鉄骨梁の耐火被覆を省略した試験体を基本に用いた。ただし、B-2/3rwのみ、耐火被覆された部材の温度分布およびその温度分布における曲げ耐力を把握するために、厚

さ25mmの半湿式吹付けロックウールにより耐火被覆を施した。

2.2 使用材料

(1) 鋼材

鉄骨梁およびスタッドの高温引張試験結果を表3に示す。鉄骨梁SS400材およびスタッドは各々2ロットを試験体に用いた。その組み合わせを表1中に示す。鉄骨梁の試験片はフランジから採取し、ス

表1 試験体一覧

試験体	B-RT	B-4/3	B-3/3	B-2/3rw	B-2/3	B-2/3sn
実験方法	単調	荷重 → 加熱				
載荷モーメント	載荷	$4/3_s M_y$	$_s M_y$	$2/3_s M_y$		
加熱曲線	常温	図2参照		ISO標準	図2参照	
耐火被覆	無			有	無	
鉄骨梁	H-400×200×8×13					H-588
	SS400, ロット①				SS400, ②	SN490B
スタッド	25-φ19				21-φ19	64-φ19
	ロット①				ロット②	
デッキ割付	連続割付型					断続型
コンクリート強度	f_c 30 (設計強度 30N/mm ²)				f_c 20	

sM_y : 鉄骨梁の降伏モーメント

<試験体共通項目>

デッキプレート:

山高75mm, 板厚1.2mm,

エンボス(特殊ずれ止め)付き

スラブ: 普通コンクリート

スラブ厚さ: 80mm(山上)

メッシュ筋: φ6-150×150mm

スタッド: φ19, 長さ110mm,

@300mm シングル(H-400梁)

@200mm ダブル(H-588梁)

図2 加熱曲線

表2 鉄骨梁とスラブの軸方向耐力および合成率

試験体	B-RT	B-4/3	B-3/3	B-2/3rw	B-2/3	B-2/3sn
鉄骨梁 sP_y (kN)	2428					2484
スラブ cP_y (kN)	5165	5383	5383	5430	3433	3452
スタッドせん断耐力 Σq (kN)	1096				817	3301
$n_p/n_f = \Sigma q / \min(sP_y, cP_y)$	0.45				0.33	0.96

<備考>下線は、鉄骨梁とスラブの軸方向耐力のうち小なる方を示す。

$sP_y = sA \cdot s\sigma_y$, sA : 鉄骨梁断面積, $s\sigma_y$: 鉄骨梁降伏強度

$cP_y = 0.85F_c \cdot b_e \cdot t_c$, F_c : コンクリート強度, b_e : スラブ有効幅, t_c : スラブ厚さ

n_p : スタッド配置本数, n_f : 完全合成梁に必要なスタッド本数

図1 試験体の形状・寸法および荷重加熱装置

タッドの試験片は径19mmのスタッド製品を切削加工して作成した。高温引張試験は、試験片を約10℃/minで加熱し、所定温度に到達してから約1時間その温度を保持した後に単調载荷した。载荷は、標点区間におけるひずみ速度が降伏強度時：0.3%/min、最大強度時：0.3～0.5%/minとなるように、試験機のクロスヘッド速度を制御した。試験から得られた高温時の鉄骨梁の降伏強度とスタッドの引張強さを図4に示す。

(2) コンクリート

コンクリートの調合を表4に、常温におけるコンクリートの材料特性を表5に示す。試験体に用いたコンクリートと同一調合のコンクリートの高温圧縮試験結果を表6に示す。高温圧縮試験に用いた供試体は、現場封緘養生を行ったφ100×200mmのシリンダーで、試験材齢は3～4ヶ月である。加熱には電気炉を用いた。供試体断面温度の均一化および変位測定治具の温度平衡を得るために、供試体表面が所定温度に到達してから約2時間その温度を保持した後に単調载荷した。 f_c20 の応力-ひずみ関係を図5(a)に示す。表6中のヤング係数は、最大応力の1/3に相当する応力の割線剛性である。高温時の圧縮強度残存率（高温時の圧縮強度を常温時の圧縮強度で除した値）を図5(b)に示す。

2.3 载荷加熱方法

载荷方法は、図1に示すように、試験体を単純支持し2点载荷による等曲げ区間を有する正曲げ载荷とした。B-RTは常温時の曲げ耐力を把握するために静的に単調载荷した。他の試験体は、鉄骨梁の降伏モーメント M_y を基準にした曲げモーメントを等曲げ区間に作用させた状態で試験体下方より加熱した。

加熱曲線を図2に示す。耐火被覆を施したB-2/3rwは標準加熱曲線（ISO834）に準拠して加熱した。他の試験体は600℃まで標準加熱曲線に準拠し、その後は温度勾配100℃/時間で加熱した。本研究の目的の一つに、高温時のスタッドのせん断耐力を部材レベルで検証することがある。そのためには、スタッドをある程度高温にする必要があった。耐火被覆を省略した試験体を標準加熱曲線に準拠して加熱した場合、部材断面内の温度勾配が大きくなり、スタッドの温度が上昇しないうちに（スタッドの昇温にともなう強度低下がないうちに）、鉄骨梁の昇温にともなう耐力低下が支配的要因となって

図3 温度測定位置 [単位: mm]

表3 鋼材の高温引張試験結果

	試験温度	℃	室温	300	400	500	600	700	800
SS400 ロット①	降伏強度	N/mm ²	296	253	239	203	118	54	27
	引張強さ	N/mm ²	443	534	426	290	133	54	28
SS400 ロット②	降伏強度	N/mm ²	303	274	263	224	124	55	34
	引張強さ	N/mm ²	461	562	448	293	139	55	41
SN490B	降伏強度	N/mm ²	371	328	299	258	141	59	44
	引張強さ	N/mm ²	540	596	485	311	143	60	50
スタッド ロット①	降伏強度	N/mm ²	291	340	300	198	108	50	34
	引張強さ	N/mm ²	420	435	341	206	108	51	38
スタッド ロット②	降伏強度	N/mm ²	376	415	357	231	116	45	37
	引張強さ	N/mm ²	448	489	381	233	117	49	42

試験片：鉄骨梁 [室温] JIS Z 2201 1A号, [高温] JIS G 0567 II-6形
スタッド [室温] [高温] とも, JIS G 0567 II-6形
降伏強度：[室温] 降伏点もしくは0.2%オフセット耐力, [高温] ひずみ1%時応力

(a) 鉄骨梁フランジ (b) スタッド
図4 鋼材の高温引張試験結果

表4 コンクリートの調合

対象	W/C (%)	単位量 (kg/m ³)							空気量 (%)
		W	C	S1	S2	G1	G2	Ad	
f_c20	76.0	161	212	635	279	689	302	2.120	4.5
f_c30	65.7	163	248	635	276	665	294	2.480	4.5

セメント C：普通ポルトランドセメント (密度3.16g/cm³)
細骨材 S1：君津産山砂 (表乾密度2.58g/cm³), S2：秩父産砕砂 (2.63g/cm³)
粗骨材 G1：大月産碎石 (表乾密度2.62g/cm³), G2：秩父産碎石 (2.62g/cm³)
混和剤 Ad：AE減水剤標準形I種

表5 コンクリートの材料特性 (常温)

対象	材齢 (日)	圧縮強度 (N/mm ²)	割裂強度 (N/mm ²)	ヤング係数 (10 ⁴ N/mm ²)	ポアソン比
B-RT	202	33.2	2.54	3.01	0.23
B-2/3rw	209	34.9	2.69	2.71	0.21
B-4/3,B-3/3	212	34.6	2.76	2.88	0.23
B-2/3	110	22.1	1.97	2.56	0.19
B-2/3sn	104	21.7	1.67	2.44	0.19

シリンダーφ100mm×200mmの3本の平均 (現場封緘養生)

表6 コンクリートの高温圧縮試験結果

	試験温度	℃	室温	200	300	400	600	800
f_c20	圧縮強度	N/mm ²	23.0	17.2	20.3	17.6	10.3	5.8
	ヤング係数	10 ⁴ N/mm ²	2.59	1.81	1.65	1.14	0.55	0.37
f_c30	圧縮強度	N/mm ²	26.6	24.9	-	22.5	15.1	7.5

供試体：シリンダーφ100mm×200mm (現場封緘養生)

(a) 応力-ひずみ関係 (f_c20) (b) 圧縮強度残存率
図5 コンクリートの高温圧縮試験結果

崩壊に至ることが予想されたため、本実験では、600℃以降の温度上昇を小さくした加熱曲線を基本に用いることとした。

2.4 変位および温度測定方法

試験体の変形は、図1に示すように、スラブ上面の鉛直変位および部材端部の水平変位（スラブと鉄骨梁の相対変位を含む）を測定した。試験体各部の温度測定位置を図3に示す。試験体温度は、スパン中央の鉄骨梁10点、スタッド4点およびスラブ（山上）コンクリート6点についてφ0.65mm-K型熱電対を設置して測定した。

3. 実験結果

3.1 常温単調荷重実験

B-RTの荷重とたわみの関係を図6に示す。荷重は図1に示す試験機荷重 P を、たわみはスパン中央の鉛直変位を表す。図中に示す弾性剛性計算値 cK および降伏モーメント計算値 cM_y は合成指針に従い求めた。 cM_{ul} は後述する曲げ耐力計算値である。初期剛性は計算値 cK と良く一致している。 cM_y を超えると剛性は明瞭に低下し、たわみ $\delta=286\text{mm}$ で最大耐力を示した。最大耐力時には部材端部の鉄骨梁とスラブに約20mmのずれが生じていた。

B-RTの最終破壊状況を写真1に示す。実験終了後に、荷重点近傍における上フランジの局部座屈と支点直上におけるスタッド1本の

図6 荷重－たわみ関係（B-RT）

写真1 上フランジの局部座屈（B-RT）

(c) スタッドの破断（B-2/3） (d) スタッドの変形（B-4/3）

写真2 最終破壊状況

破断が確認された。なお、鉄骨梁の横座屈やスラブコンクリートの圧壊は観察されなかった。

3.2 荷重加熱実験

荷重加熱した試験体のたわみと下フランジ温度の関係を図7に、たわみ速度と経過時間の関係を図8に示す。いずれの試験体も、たわみ δ が340mm（ $\delta/L=1/20$ ， L ：支点間距離）を超え、たわみ速度が急速に増大し、僅かではあるが荷重が低下したため、終局状態に至ったものと判断し実験を終了した。以後、本実験における試験体の崩壊温度（崩壊時の部材温度）には実験終了時の温度を用いる。

(1) 破壊状況

荷重加熱した試験体の最終破壊状況を写真2に示す。荷重加熱した試験体には、B-RTに見られた上フランジの局部座屈は観察されなかった。B-4/3,B-3/3,B-2/3snにおいて、等曲げ区間のスラブ上面にコンクリートの圧壊が観察された。B-2/3rwは、耐火被覆の剥離・剥落はなかったが、梁下端の耐火被覆（ロックウール）に多数の亀裂が生じているのが確認された。B-2/3は、梁片側半分のスタッド12本が根元から破断しているのが確認された。スタッドの破断状況を写真2(c)に示す。スタッド軸部の変形は小さく、また変形は根元に集中しており、文献4)で報告した高温押抜き試験におけるスタッドの破断状況と同様の様相を示した。その他の破壊相として、写真2(d)

図7 たわみ－温度関係

図8 たわみ速度－経過時間関係

(c) B-2/3rw

(d) B-2/3sn

図9 各部の温度履歴

図 10 崩壊時の部材断面内温度分布

図 11 崩壊時のスラブ内部の温度分布

に示すような、デッキプレートみぞ側面の変形やデッキプレートのちぎれ破断が観察された。

(2) 温度分布

試験体各部の温度履歴を図9に、崩壊時の断面内温度分布を図10に示す。本実験ではスラブ下面側から加熱を与えたため、部材温度は断面内で温度勾配があり一様ではない。特にスラブ断面内（スタッド）の温度勾配が大きい。耐火被覆した B-2/3rw は、他の試験体に比べて崩壊時の下フランジと上フランジ（スタッド根元）の温度差が大きくなっている。

B-2/3 と B-2/3rw の崩壊時のスラブ内温度分布を図11に示す。B-2/3 の KD1~3 と KD4~6 の温度分布は同程度であった。B-2/3rw は、図11に示すように、上フランジとデッキプレートとの空間を塞ぐように耐火被覆を施しており、鉄骨梁直上のスラブは直接加熱されていないため、KD1~3 と KD4~6 の温度分布は異なっている。

3.3 梁の軸方向変形

B-4/3 と B-2/3 の梁の軸方向変形と鉄骨梁温度の関係を図12に示す。軸方向変形は、図16に示す部材両端部の同一高さ位置における水平変位計測値の和である。そのため、軸方向変形には昇温にともなう伸び出し変形のほかに、端部の回転成分と部材がたわむことによる縮み成分が含まれている。鉄骨梁温度は、図3に示す KB1~10 の計測値の平均である。両試験体とも、昇温にともない鉄骨梁下部の伸び変形が増大している。スラブ下部と鉄骨梁上部の加熱初期の軸方向変形は伸び変形であったが、崩壊時には縮み変形に転じている。

鉄骨梁の伸び出し量と鉄骨梁温度の関係を図13に示す。鉄骨梁の伸び出し量は、厳密には中立軸位置で評価するべきであるが、ここでは鉄骨梁上部と鉄骨梁下部の軸方向変形の平均を用いた。図には、この平均値を加熱区間長さ（6200mm）で除し、ひずみに換算した値を示す。鉄骨梁の伸び出し量は鉄骨梁温度に比例して増加し、鋼種、断面寸法、合成率に関わらず、その増加量は鋼材の線膨張係数（ $12 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ ）とほぼ同じであった。このことは、西垣ら⁷⁾が行った合成梁の載荷加熱実験結果と一致する。これより、スラブが鉄骨梁の伸び出しを拘束する効果は小さいといえる。

鉄骨梁の伸び出し量とたわみの関係を図14に示す。図13と図14

図 12 軸方向変形－温度関係

図 13 伸び出し量－温度関係

図 14 伸び出し量－たわみ関係

図 15 鉄骨梁とスラブのずれ変形

図 16 梁の軸方向変形

に示すように、鉄骨梁の伸び出し量は、崩壊温度に近づくとそれまでの伸びる方向から縮む方向に反転し、崩壊時には部材のたわみによる縮み成分が卓越する様子がわかる。図14には、参考として下記に示す ISO834 で規定される限界たわみ δ_u を破線で示す。

$$\delta_u = L^2 / (400 \cdot d) \quad (1)$$

ここで、 L ：支点間距離(6800mm)、 d ：鉄骨梁せい(400,588mm)

3.4 鉄骨梁とスラブのずれ変形

スラブ下部と鉄骨梁上部の軸方向変形の差（以下、ずれ変形という）と鉄骨梁温度の関係を図15に示す。ずれ変形は、鉄骨梁とスラブが図16のようにずれる方向を正值とした。正曲げモーメントに対しては正方向のずれ変形が、鉄骨梁の温度による伸び出しに対しては負方向のずれ変形が生じる。いずれの試験体も、崩壊時には正方向のずれ変形が増大しており、正曲げモーメントに対するスタッドのせん断抵抗が低下して崩壊に至ったものと考えられる。

スラブが鉄骨梁の伸び出しを拘束する効果は小さいことは既に述べた。B-2/3, B-2/3sn は、加熱当初、負方向のずれ変形が増加しており、鉄骨梁の伸び出しがずれ変形として現れている。スラブに作用する軸方向力は鉄骨梁からスタッドを介して伝達されるため、鉄骨梁の伸び出しにより負方向のずれ変形が生じている場合のスラブに圧縮力は作用しない。圧縮力が作用していないスラブは正曲げに対

して寄与しておらず、鉄骨梁のみで作用モーメントを負担していることになる。終局時には、昇温にともなう材料強度の低下により、鉄骨梁のみで作用モーメントを負担できなくなり、スラブが正曲げに寄与するようにたわみ（曲率）が増大して正方向のずれ変形に転じたものと考えられる。一方、B-4/3は、鉄骨梁の全塑性モーメントよりも大きな曲げモーメントが作用しているため、常にずれ変形はスラブが曲げに寄与する（スラブに圧縮力が作用する）正方向を維持している。B-2/3rwのずれ変形の変化は小さいが、これは耐火被覆された鉄骨梁と同程度の温度までスラブの平均温度(KD4~6)が上昇しており、スラブ自身も加熱により伸び出していることが要因として考えられる。このように、崩壊に至るまでのずれ変形は、作用モーメントや部材への熱入力との差異によって異なった経路を辿ることがわかる。なお、鉄骨梁とスラブのずれ変形が正方向に増大し始める時期は、図13に示す鉄骨梁の伸び出し量が伸びる方向から縮む方向に反転する（たわみによる縮み成分が卓越する）時期とほぼ等しい。

4. 火災時における合成梁の曲げ耐力

4.1 不完全合成梁の耐力評価モデル

一般に、完全合成梁の曲げ耐力は、合成断面の全塑性モーメントを用いて算定されている^{5),8)}。不完全合成梁の曲げ耐力も、完全合成梁と同様の方法で算定することができるものと考えられる。以下では、塑性設計法に基づいた不完全合成梁の耐力評価に用いる応力状態について検討する。なお、スラブに作用する圧縮力は鉄骨梁からスタッドを介して伝達され、スラブの有効幅内には一様な圧縮応力が作用するものと仮定する。

合成梁の終局時の応力状態模式図を図17に示す。鉄骨梁単体の応力状態をA、不完全合成梁の応力状態をB、完全合成梁の応力状態をCとして示す。各応力状態から求める合成梁の曲げ耐力と合成率 n_p/n_f の関係を図18に示す。曲げ耐力は、仮定した応力状態の任意点まわりのモーメントを合計して求められる。合成率が1以上の場合は完全合成梁となり、合成指針ではC₂およびC₃の応力状態を仮定して曲げ耐力を算定している。いずれもスラブの応力状態は、コンクリート強度 F_c を0.85倍したストレスブロックに置換している。

合成率が1未満の不完全合成梁では、スラブに作用する圧縮力Cはスタッドのせん断耐力 Σq に依存する。合成率が増すと、断面全体の圧縮合力と引張合力の大きさが等しくなるように、塑性中立軸は鉄骨梁中心から上方に移動するが、塑性中立軸は鉄骨梁断面内に留まる。この場合のスラブの応力状態は以下の2系統の仮定が考えられる。一つは、塑性中立軸が鉄骨梁断面内にあるので、スラブ全面に圧縮力が作用するとした仮定B₁である⁸⁾。コンクリートの圧縮応

力は $C=\Sigma q$ となる値 f'_c ($f'_c < 0.85F_c$) をとる。もう一つは、コンクリートの終局状態を想定した圧縮応力 $0.85F_c$ が $C=\Sigma q$ となるスラブ厚さの範囲に作用するとした仮定B₂である⁹⁾。ただし、B₂の塑性中立軸は見かけ上2つ存在することになる。

次にB₁とB₂の仮定のもと、合成率が1以上の完全合成梁の応力状態を再考する。鉄骨梁の軸方向耐力 sP_y よりもスラブの軸方向耐力 cP_y が大きい場合 ($sP_y < cP_y$)、B₁の仮定では合成率が1以上になるとC₁の応力状態に移行する。塑性中立軸は上フランジ上面に位置し、コンクリートの圧縮応力 f'_c は $0.85F_c$ 以下となり、合成指針で仮定しているC₂の応力状態には移行しない。一方、B₂の仮定では、合成率が1以上になると、 $C=sP_y$ となるスラブ厚さの範囲に $0.85F_c$ のコンクリート応力が作用するC₂の応力状態に移行する。なお、 $sP_y > cP_y$ の場合は、B₁とB₂とも合成率が1以上になるとC₃の応力状態に移行する。

不完全合成梁の曲げ耐力はB₁の応力状態を、完全合成梁の曲げ耐力はC₂の応力状態を仮定して算定する方法が受け入れやすいが、その場合の曲げ耐力は合成率1を境に不連続となる。仮定した2系統の応力状態は、中立軸の矛盾や応力状態の連続性に欠けるなどの問題があるが、A→B₁→C₁は合成梁の曲げ耐力の下界を、A→B₂→C₂は合成梁の曲げ耐力の上界を示すものと考えられる。以下、A→

図 17 応力状態模式図

図 18 曲げ耐力-合成率関係

図 19 耐力評価モデル（不完全合成梁）

B₁ → C₁(C₃)を評価モデル1, A → B₂ → C₂(C₃)を評価モデル2とし、この2つの評価モデルに基づいて、火災時における合成梁の曲げ耐力の評価を試みる。

4.2 火災時における合成梁の曲げ耐力の評価

各試験体の加熱時の曲げ耐力と下フランジ温度の関係を図20に示す。図中の○印は各試験体の崩壊温度実験値である。合成梁の加熱時の曲げ耐力は、図19に示すように部材断面をスラブ、スタッド、上フランジ、ウェブ、下フランジの5つの要素に分けて、各要素ごとに実験時に測定された温度に対応する材料強度を用い、仮定した応力状態の任意点まわりのモーメントを合計して求めた。スラブのコンクリート強度は、図3に示すKD4~6の平均温度 T_c に対応する圧縮強度(常温強度に高温圧縮試験による圧縮強度残存率を乗じた値)を用い、鉄骨梁各部の鋼材強度は有効降伏強度(高温引張試験におけるひずみ1%時応力)を用いた。スタッドのせん断耐力は、文献4)で提案している評価式により算定した。高温時のスタッドのせん断耐力は、図21に示すように、評価温度としてスタッド根元の温度 T_{sc} を用い、コンクリートの局部破壊で決定される耐力 q_c とスタッドの破断で決定される耐力 q_s の小さな値(図中の太線)として求められる。なお、非加熱区間に配したスタッドについては常温時のせん断耐力を用いた。図20には、評価モデル1および評価モデル2に

よる曲げ耐力計算値 cM_{u1} , cM_{u2} の他に、完全合成梁とした場合の評価モデル2による曲げ耐力 $F M_{u2}$ と鉄骨梁の全塑性モーメント sM_p をあわせて示している。各曲げ耐力は、常温における鉄骨梁の全塑性モーメント sM_p で除して無次元化している。

本実験のような単純梁の場合には、スパン中央の正曲げモーメントが一定であるため、合成梁部材の曲げ耐力がこの値まで低下したときに崩壊に至る。各試験体の崩壊温度(崩壊時の部材温度)を用いた曲げ耐力計算値と実験値を比較して表7に示す。 cM_{u2} の実験値に対する比は0.99~1.16であり、計算値と実験値は良い対応を示している。B-2/3snを除き、 cM_{u1} は cM_{u2} に比べて1割程度低く、 cM_{u1} は実験値を若干過小に評価している。B-2/3snは、後述するように、崩壊時の鉄骨梁とスラブの軸方向耐力がほぼ等しくなったため、 cM_{u1} と cM_{u2} はほぼ同じ値となった。

図21には、曲げ耐力実験値と cM_{u2} を比較することにより同定したスタッドのせん断耐力を○印で示している。B-3/3とB-2/3rwは、曲げ耐力実験値が完全合成梁とした耐力計算値 $F M_{u2}$ を超えているためスタッドのせん断耐力を同定できないが、参考として合成率が1となる時のスタッドのせん断耐力を△印で示す。文献4)によるスタッドの耐力評価式は、合成梁の曲げ実験から同定したスタッドのせん断耐力と良い対応を示しているのがわかる。

図20 加熱時の曲げ耐力-温度関係

図21 スタッドの高温せん断耐力

図22 合成率の推移

図23 鉄骨梁とスラブの軸方向耐力およびスタッドせん断耐力

表7 崩壊時の曲げ耐力実験値と計算値の比較

試験体	B-RT	B-4/3	B-3/3	B-2/3rw	B-2/3	B-2/3sn
${}_eM_u$	662	462	347	231	236	962
${}_cM_{u1}$	604	386	295	174	214	959
${}_eM_u / {}_cM_{u1}$	1.10	1.20	1.18	1.33	1.11	1.00
${}_cM_{u2}$	639	421	327	200	233	968
${}_eM_u / {}_cM_{u2}$	1.04	1.10	1.06	1.16	1.01	0.99
崩壊温度 (°C)	スラブ平均	-	98	116	520	175
	スタッド根元	-	293	378	377	355
	上フランジ	-	457	542	467	603
	ウェブ	-	580	616	718	650
崩壊時合成率 (常温時合成率)	下フランジ	-	541	606	730	651
		0.45	0.79	0.88	1.18	0.69
		(0.45)			(0.33)	(0.96)

※ ${}_eM_u$: 曲げ耐力実験値 (載荷モーメント) (kN・m)

${}_cM_{u1}$: 評価モデル1による曲げ耐力計算値(kN・m)

${}_cM_{u2}$: 評価モデル2による曲げ耐力計算値(kN・m)

以上より、本試験体のような不完全合成梁であっても、火災時における合成梁の曲げ耐力は、評価モデル1および評価モデル2の応力状態を仮定し、各断面温度に応じた材料強度、スタッドのせん断耐力を用いて評価できるものと考えられる。

4.3 火災時におけるスラブの合成効果

各試験体の加熱時の合成率と下フランジ温度の関係を図22に示す。合成率は、鉄骨梁の軸方向耐力 ${}_sP_y$ とスラブの軸方向耐力 ${}_cP_y$ の最小値に対するスタッドの総せん断耐力 Σq の割合である。加熱時の ${}_sP_y$ 、 ${}_cP_y$ および Σq と下フランジ温度の関係を図23に示す。いずれの試験体も、昇温にともない ${}_sP_y$ は低下しているのに対し、 ${}_cP_y$ と Σq の低下は僅かである。部材断面内に温度勾配があるために、鉄骨梁の温度による強度低下に比べてスラブやスタッドの強度低下が小さいためである。この結果、 ${}_sP_y$ よりも ${}_cP_y$ が大きい試験体では、崩壊時の合成率は常温時の合成率よりも大きくなっている。これは、火災時の曲げ耐力にスラブの合成効果をより期待できることを意味する。耐火被覆を施したB-2/3rwでは、図10に示すように、下フランジとスタッド根元の温度差が大きいために、崩壊時には Σq が ${}_sP_y$ を上回り、合成率は1を超えて完全合成梁となっている。B-2/3snは、常温において ${}_sP_y$ よりも ${}_cP_y$ が小さい試験体である。昇温にともなう ${}_cP_y$ と Σq の低下の程度がほぼ等しいため、合成率はほとんど変化していない。崩壊時には ${}_sP_y$ が Σq とほぼ等しい耐力まで低下したため合成率は若干上昇している。

このように、鉄骨梁とスラブの軸方向耐力の大小関係の相違により、火災時の合成率は大きく異なる。すなわち、鉄骨梁の軸方向耐力よりもスラブの軸方向耐力が大きい場合は、火災時におけるスラブの合成効果は常温時よりも増大するが、スラブの軸方向耐力の方が小さい場合は火災時におけるスラブの合成効果の増加は小さい。

5. まとめ

本研究では、単純支持された不完全合成梁の載荷加熱実験を行い、合成梁が終局状態に至るまでの挙動および火災時におけるスラブの合成効果を考慮した終局曲げ耐力を検討した。実験を行った範囲に限定されるものの、本研究から得られた知見を以下に要約する。

- 1) 鉄骨梁の伸び出し量は鉄骨梁の平均温度に比例して増加し、その増加量は、鋼種、断面寸法、合成率に関わらず、鋼材の線膨張係数 ($12 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$) とほぼ同じであった。これより、スラブが鉄骨梁の伸び出しを拘束する効果は小さいものと考えられる。
- 2) 鉄骨梁の伸び出し変形は、崩壊温度に近づくときそれまでの伸びる方向から縮む方向に反転し、崩壊時には部材のたわみによる縮み成分が卓越することが実験により確認された。
- 3) 火災時の合成梁は部材断面内に温度勾配が生じるため、鉄骨梁の温度による強度低下に比べてスラブおよびスタッドの強度低下は小さい。その結果、火災時の合成率は常温時の合成率よりも大きくなる。これは、火災時の曲げ耐力にスラブの合成効果をより期待できることを意味する。ただし、鉄骨梁の軸方向耐力よりもスラブの軸方向耐力が小さい場合には、火災時における合成率の増加は小さい。
- 4) 塑性設計法に基づいた評価モデル1および評価モデル2の応力状態を仮定し、部材の各断面温度に対応した鋼材とコンクリートの材料強度およびスタッドのせん断耐力を用いて算定する合成梁の火災時における終局曲げ耐力評価法を示した。本評価法は、合成率を考慮しており、不完全合成梁に対しても適用できる。

大梁のように梁端部の回転が拘束された梁は、梁端部に生じる負曲げモーメントによって単純支持梁よりも崩壊温度は高くなる¹⁰⁾。一方で、合成梁の場合、負曲げ区間のスタッドが正曲げ耐力に寄与するか、梁端部の負曲げ耐力を鉄骨梁の全塑性モーメントで評価できるかなどを検討する必要がある。次報では、梁端部の回転を拘束した合成梁の載荷加熱実験の結果と正曲げおよび負曲げ耐力の評価法について報告する予定である。

参考文献

- 1) 中川弘文、鈴木弘之：鋼梁の崩壊温度に関する実験、日本建築学会構造工学論文集, Vol.44B, pp.531~539, 1998.3
- 2) 中川弘文、鈴木弘之：鋼梁の崩壊温度、日本鋼構造協会鋼構造論文集, 第6巻, 第22号, pp.57~65, 1999.6
- 3) 窪田伸、今野和近、鈴木隆生、高橋英孝、平山博巳、杉谷博：FR鋼の耐火特性とこれを用いた合成梁の耐火性能、日本建築学会大会学術講演梗概集A-2, pp.43~46, 1999.9
- 4) 安田聡、道越真太郎、小林裕、成原弘之：高温における頭付きスタッドのせん断耐力に関する実験的研究、日本建築学会構造系論文集, 第73巻, 第630号, pp.1417~1423, 2008.8
- 5) 日本建築学会：各種合成構造設計指針・同解説, 1985.2
- 6) 日本建築学会：鋼構造耐火設計指針・同解説, 2008.3
- 7) 西垣太郎、杉田和直、森本恭行：合成梁と鉄骨梁の載荷加熱実験、日本建築学会技術報告集, pp.67~70, 第7号, 1999.2
- 8) 日本建築学会：鋼構造限界状態設計指針・同解説, 2002.9
- 9) Eurocode 4 : Design of composite steel and concrete structures, Part 1-1, General rules and rules for buildings, 2004
- 10) 齋藤光：材端拘束鉄筋コンクリート部材の火災時の性状、日本建築学会学術講演梗概集, pp.761~762, 1968.10

(2008年7月10日原稿受理, 2008年9月11日採用決定)