

第3章 高温時におけるH形断面・箱形断面部材の短柱圧縮実験

3.1 概要	65
3.2 短柱圧縮実験	67
3.2.1 実験条件	67
3.2.2 試験体	68
3.2.3 実験方法	73
3.2.4 H形断面部材の実験結果	86
3.2.5 箱形断面部材の実験結果	98
3.3 局部座屈を考慮した圧縮域における応力-ひずみ曲線	111
3.3.1 応力-ひずみ曲線の数式化	111
3.3.2 実験結果との比較	116
3.4 結語	122
第3章の参考文献	123

3.1 概要

鋼構造建物において火災が発生すると、加熱を受ける鋼構造部材には、鋼材の熱膨張と熱劣化さらには周辺部材からの拘束により、極めて大きな熱応力と熱変形が生じる¹⁾。一方、防火区画が有効に働けば、火災加熱による構造的損傷は局所的であり、大地震時のように構造物全体に損傷が及ぶようなことは稀である。特に、耐震設計を施された日本の建物であれば、加熱を受ける部材の耐力が低下しても、周辺部材へと荷重が再分配されるので、架構骨組としての安定性は確保されると考えられる¹⁾。このような背景から、鋼構造部材の熱劣化と熱膨張さらには周辺部材からの拘束を考慮した数値解析²⁾による合理的な耐火設計が提案されている³⁾。ただし、この耐火設計を行なう場合において、加熱を受ける部材の耐力低下を評価する際には、鋼材の熱劣化のみならず、鋼構造部材の不安定現象についても考慮することが重要である。

鋼構造部材の高温時における不安定現象について、梁の曲げ実験⁴⁾・端部拘束部材の加熱実験⁵⁾・柱のクリープ座屈実験^{5)~9)}・柱の標準載荷加熱試験^{10)~12)}など、全体座屈を伴う挙動については研究されてきた。一方、細長比の比較的小さな部材で構成される鋼構造骨組では、火災時において、部材端部に局部座屈が発生する場合もある。例えば、外柱を含む区画火災が生じた場合、鋼梁の熱膨張により外柱が外側へと押し出される。このとき、外柱の柱頭・柱脚部には、塑性ヒンジが発生し、塑性ヒンジ部分に変形が集中する。このような現象は、日本の鋼構造骨組において比較的起こりやすいと考えられる。よって、高温時における鋼構造部材の局部座屈を伴う変形性状について、実験資料を蓄積することが必要であると考えられる。

鋼構造部材の局部座屈に関する研究については、常温では数多くの実験が行なわれ、板要素の幅厚比を制限することにより局部座屈を防ぐことが構造設計に反映されている¹³⁾。高温時における局部座屈現象は、常温時の現象と力学的には大差ないと思われる。しかし、耐火設計の場合、熱膨張による局部座屈を避けがたいので、局部座屈後における残存耐力に着目している。この点が、常温時の構造設計と大きく異なる。高温時における局部座屈後の残存耐力に関するデータは、耐火鋼のデータ^{14),15)}はあるものの、一般鋼のデータはわずかである^{16),17),20)}。

本章では、一般鋼を用いたH形断面部材および箱形断面部材の定常温度下における短柱圧縮実験について述べ、常温・400℃・500℃・600℃における局部座屈後の残存圧縮耐力を示す。さらに、一般鋼を用いた骨組の熱応力変形解析において局部座屈に伴う耐力低下の影響を考慮できるよう、短柱圧縮実験結果に基づいて、局部座屈後の応力・ひずみ曲線を数式化する。

3.2 短柱圧縮実験

3.2.1 実験条件

実験条件を表 3.1 に示す。鋼構造部材の局部座屈を含む変形性状に影響を及ぼす要因として、以下の項目を取り上げた。

(1) 断面形状

利用頻度の比較的多いH形断面と箱形断面の2種類とした。

(2) 鋼種

柱材として頻繁に用いられる溶接構造用圧延鋼材 (SM490A) とした。

(3) 板要素の幅厚比

一般に多く用いられている範囲の幅厚比として、H形断面部材においてはフランジ幅厚比 $b/t=7.5$ とフランジ幅厚比 $b/t=10$ 、箱形断面部材においては幅厚比 $d/t=25$ と幅厚比 $d/t=30$ 、それぞれ2種類を選択した。なお、H形断面部材の局部座屈を含む変形性状に影響を及ぼす要因としてウェブの幅厚比も考えられるが、フランジの局部座屈がウェブに先行することから²¹⁾、フランジ幅厚比を主たる要因とした。

(4) 鋼材温度

鋼材においては、400℃位から弾性係数、0.2%オフセット強度、引張強度が急激に低下することを2章の高温引張試験において示した。本実験では600℃位を一般鋼の使用限界と想定し、常温、400℃、500℃、600℃の定常温度条件下において実験を行なった。

表 3.1 短柱圧縮実験の実験条件

断面形状	鋼種(板の種類)	幅厚比	鋼材温度 (°C)			
			常温	400	500	600
H-135×135×6×9	SM490A(PL-6A, PL-9)	7.5	●	●	●	●
H-120×120×4.5×6	SM490A(PL-4.5A, PL-6B)	10	●	●	●	●
□-150×150×6	SM490A(PL-6A, FB-9)	25	●	●	●	●
□-135×135×4.5	SM490A(PL-4.5B, FB-9)	30	●	●	●	●

注) 板の種類は2章で用いた記号を示している。

3.2.2 試験体

短柱圧縮実験に用いる試験体の形状を、H形断面部材の幅厚比 $b/t=7.5$ については図 3.1(a)に、幅厚比 $b/t=10$ については図 3.1(b)に、箱形断面部材の幅厚比 $d/t=25$ については図 3.1(c)に、幅厚比 $d/t=30$ については図 3.1(d)に示す。

試験体の全長は 1200 mmとし、中央部における試験部分の長さは柱幅の 3 倍 (360mm~450mm) とした。鋼種は溶接構造用圧延鋼材(SM490A)である。試験部分の両側は、鋼の塊が用いられており、試験部分に比べ剛な仕様となっている。試験部分の両側に溶接された M24 用のナットは、圧縮変形測定用のステンレス棒を取り付けるためのものである。

本実験に用いたH形断面部材と箱形断面部材は、溶接により組み立てられたものである。H形断面部材の作製は、ウェブとフランジを両側脚長 6mm の隅肉溶接により行なった。箱形断面部材の作製は、局部座屈後における大変形時に溶接部分が割れる恐れがあるため、25mm×9mm の裏当て金を用いて、開先角度 45 度、ルート間隔 3mm のレ型完全溶込み溶接により行なった。

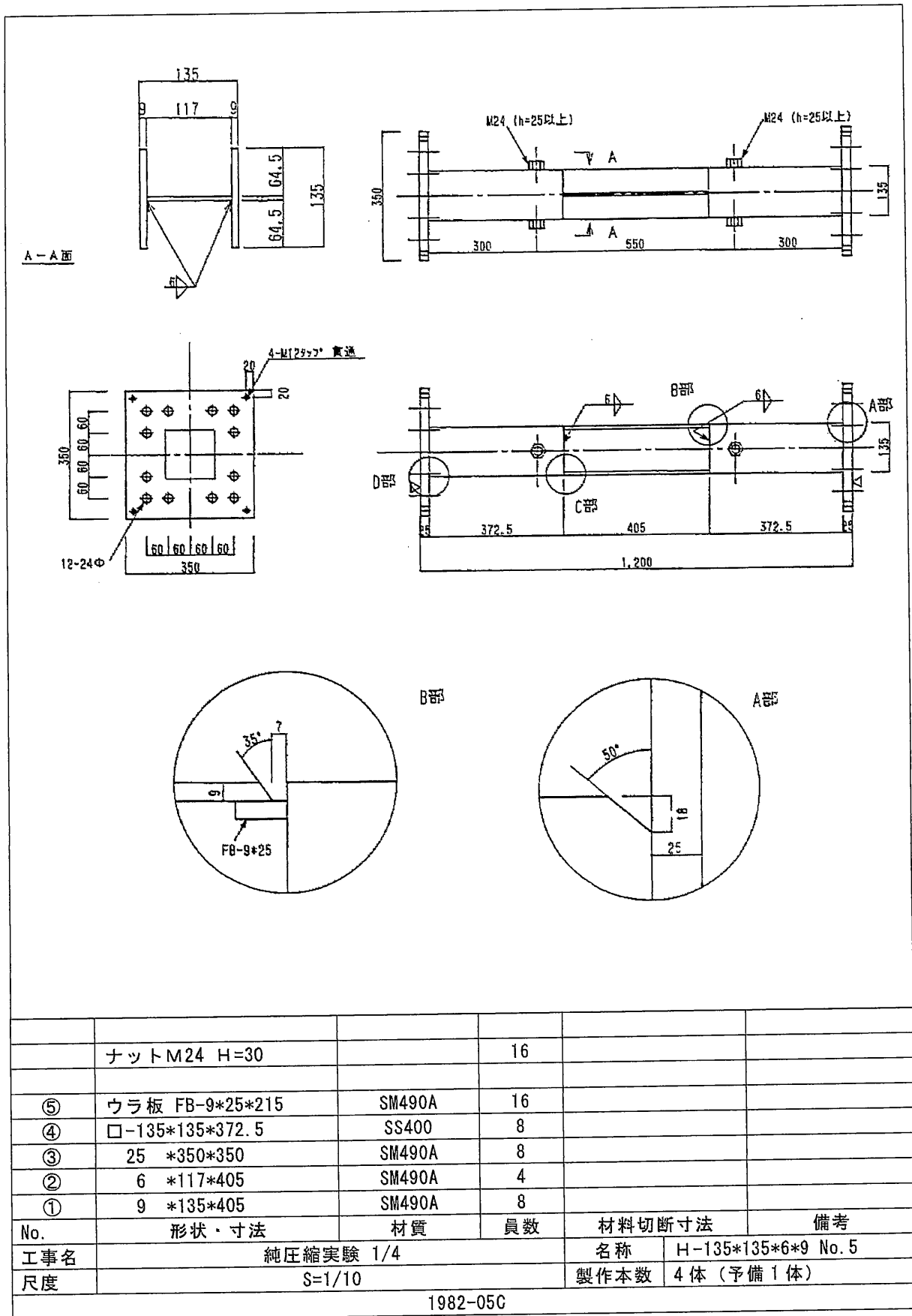


図 3.1(a) 幅厚比 $b/t=7.5$ の短柱圧縮実験における試験体 ($H \cdot 135 \times 135 \times 6 \times 9$)

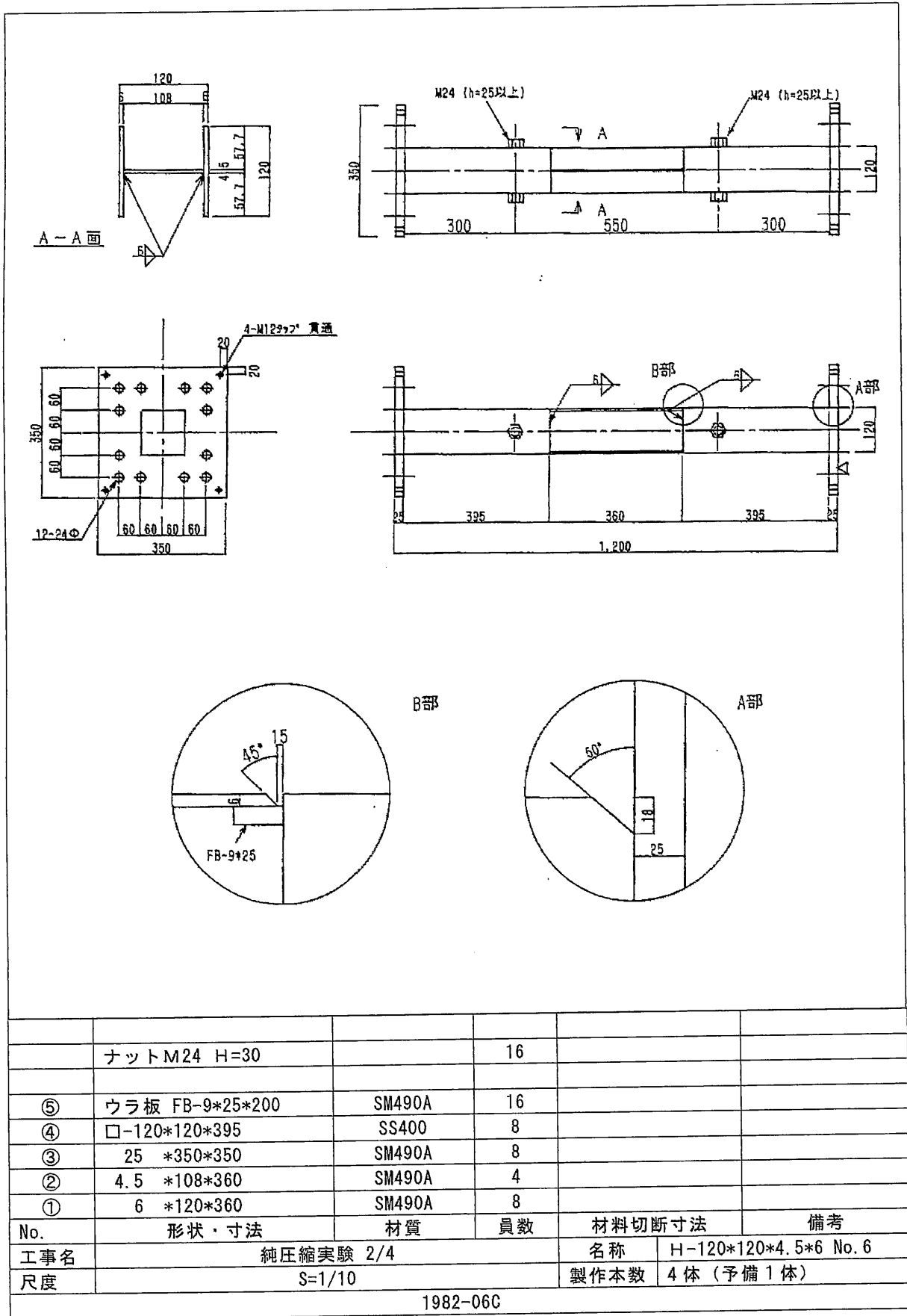


図 3.1(b) 幅厚比 $b/t=10$ の短柱圧縮実験における試験体(H・120×120×4.5×6)

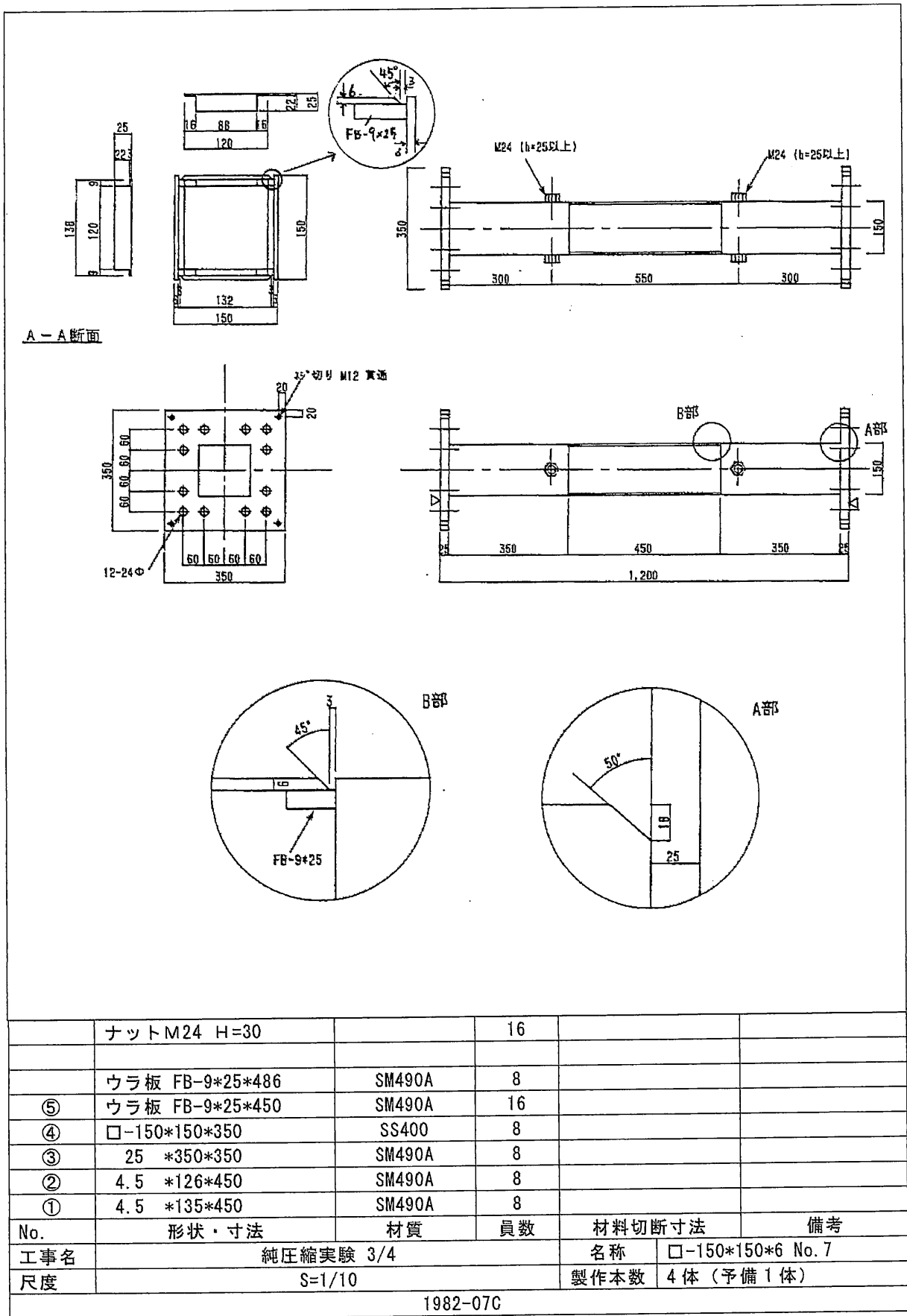
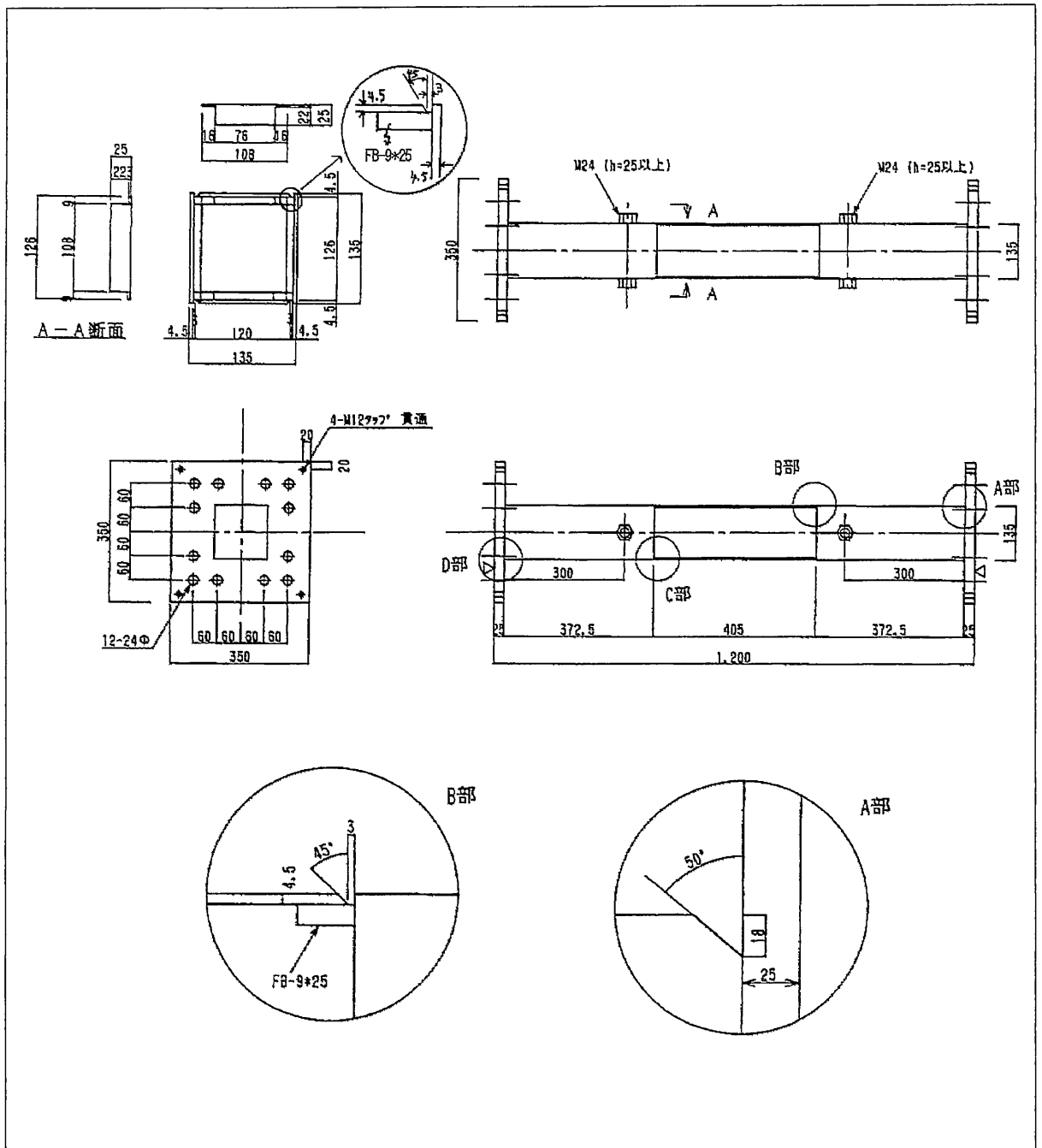


図 3.1(c) 幅厚比 $d/t=25$ の短柱圧縮実験における試験体 (□-150×150×6)



	ナット M24 H=30		16		
	ウラ板 FB-9*25*108	SM490A	8		
	ウラ板 FB-9*25*126	SM490A	8		
⑤	ウラ板 FB-9*25*405	SM490A	16		
④	□-135*135*372.5	SS400	8		
③	25 *350*350	SM490A	8		
②	4.5 *126*405	SM490A	8		
①	4.5 *135*405	SM490A	8		
No.	形状・寸法	材質	員数	材料切断寸法	備考
工事名	純圧縮実験 4/4			名称	H-135*135*4.5 No.8
尺度	S=1/10			製作本数	4体 (予備1体)
1982-08B					

図 3.1(d) 幅厚比 $d/t=30$ の短柱圧縮実験における試験体 (□-135×135×4.5)

3.2.3 実験方法

(1) 試験体の設置と芯合わせ

短柱圧縮実験の実験装置を図 3.2 および写真 3.1 に示す。試験体設置の手順を以下に記す。あらかじめ試験体と南側の台座は高力ボルトで接合しておき、試験体と南側の台座を所定の位置まで運ぶ。次に、試験体と北側の台座を高力ボルトで接合する。次に、オイルジャッキを送り出して、オイルジャッキ先端に取り付けられた傾斜板と南側の台座を密着させる。この際、試験断面へ均等に圧縮力が作用するように、傾斜板を回転させて調整する。具体的には、試験断面の4隅にひずみゲージを貼り付けて、ひずみが 0.02%(200 μ)程度生じるように圧縮力を与え、最大値と最小値の差が 0.004%(40 μ)以内に収まるまで傾斜板を回転させて調整した(表 3.4 および表 3.6 を参照)。

(2) 加力方法

加力には、図 3.2 および写真 3.1 に示す載荷能力 2940kN(300tf)の手動オイルジャッキを用いた。高温実験においては、加熱前に4隅のひずみゲージを外し、鋼材温度が目標温度に安定した後に加力を開始した。弾性域においては1ステップにつき 9.8kN(1tf)程度の圧縮力を与え、塑性域においては、1ステップにつき 0.2mm 程度の圧縮変形を与え、荷重が安定してから測定した。変位計の能力が限界に達した時点、あるいは電気炉が潰されそうになる直前まで加力を続けた。高温実験では加力開始から終了まで 90~150 分程度を要した。1時間~2時間の火災加熱を受ける部材の変形を考慮して、ゆっくりと圧縮変位を与えた。

(3) 変形測定方法

変形測定装置を図 3.3 および写真 3.2 に示す。圧縮変形の測定は、電気炉外の東西両側に設置した高感度変位計(CDP-5 および CDP-50)を用いて行なった。

図 3.3 に示すように、まず、A 通り・D 通りにおける試験体の東西両側にステンレス棒を取り付け、電気炉の外に出したステンレス棒の先端に当て板を取り付ける。この当て板の孔に変位計取り付け棒を通し、D 通りにおいて変位計取り付け棒をナットで固定する。この際、A 通り当て板の孔には、ユニバーサルジョイントを設けた。また、変位計取り付け棒の途中にも回転ヒンジを設けた。変位計取り付け棒に応力が生じないよう工夫したものである。次に、4個

の変位計を変位計取り付け棒に設置する。A 通りにおける当て板に変位計の先端を当てて、ステンレス棒両端の A・D 区間における圧縮変位量を測定した。

これより A・D 間の圧縮変形を得ることとなるが、試験体がインゴットになっている A・B 間および C・D 間の圧縮変形はほとんど無視できる。よって、本測定において得られた A・D 間の圧縮変形は、そのまま試験区間 B・C 間の圧縮変形に読み替えた。

(4) 加熱方法

加熱には 4 面に電熱板が設置されている箱型電気炉(長さ 1100mm, 幅 800mm, 深さ 700mm)を用いた。箱型電気炉の見下ろし図・立面図・側面図・アイソメを図 3.4 に示す。箱型電気炉の配線を図 3.5 に示す。また、箱型電気炉の外観を写真 3.3 に、箱型電気炉内部の様子を写真 3.4 に示す。

箱型電気炉の外枠は、山形鋼と鉄板で構成されている。外枠の内側には、断熱材として 100mm 厚のセラミック板が、ステンレスボルトで固定されている。電気炉内部には、5 系統に分割された電熱板が設置されている。電熱板は、素焼きとカンタル線で構成され、ステンレスボルトで外枠鉄板に固定されている。外部配線に用いた石綿被覆銅線は、外枠鉄板にタッピング留めすると漏電する可能性が高い。よって、支持碍子により空中に浮かせて固定されている。

通電中の事故防止のため、加熱前に、絶縁計(メガチェッカー)により電気炉ターミナルとアース間の絶縁抵抗を測定し、絶縁されていることを確認した。

加熱温度の制御は、5 系統に分割された電熱板に負荷させる電圧を調整して行なった。電圧調整には、最高出力 200V の電圧調整器を用いた。

(5) 温度測定方法

鋼材温度の測定には、外径 1.6mm の材質 SUS316 でシースされた K 熱電対を使用した。温度測定位置を図 3.6 に示し、熱電対の取り付け状況を写真 3.5 に示す。試験部分全域の温度分布が一様であることを確認するため、試験部分の中央部と左端部に各 4 個、計 8 個の熱電対を配置した。熱電対の取り付けは、感温部をステンレス箱で覆い、ステンレス箱の周辺をスポット溶接して行なった。このような方法により、電熱板からの直接的な放射伝熱を避けた。

温度測定結果の一例として、箱形断面部材 $d/t=30$ における 600°C の結果を図 3.7 に示す。図は温度記録用紙の写しである。図中の左段が昇温過程における加

熱前期、右段が定常温度安定期における加熱後期である。縦軸は時間軸で1メモリあたり15分を意味する。横軸は温度軸で図中に記された値が温度(°C)である。加力開始から実験終了までの温度を見ると、目標温度600°Cに対して、下限が約580°C、上限が約610°Cとなっている。このバラツキは、試験体中央部と端部で生じたものである。試験体端部では、試験体インゴット部に熱が流出してしまうため、温度が若干低くなった。500°Cと600°Cの実験では、全試験体ともに試験部分の中央部において局部座屈を生じた。試験部分の中央部における温度が端部に比べて若干高かったためと考えられる。これより、高温時における短柱圧縮実験においては、試験部分中央部の温度に重点を置いた。試験部分の中央部を目標温度+10°C以内になるよう温度を制御し、試験部分の端部を目標温度-20°C以内になるよう温度を制御した。

(6) その他

短柱圧縮実験に用いた機器の一覧を表3.2に示す。また、実験時の様子を写真3.6および写真3.7に示し、実験中の覚え書きを表3.3に示す。

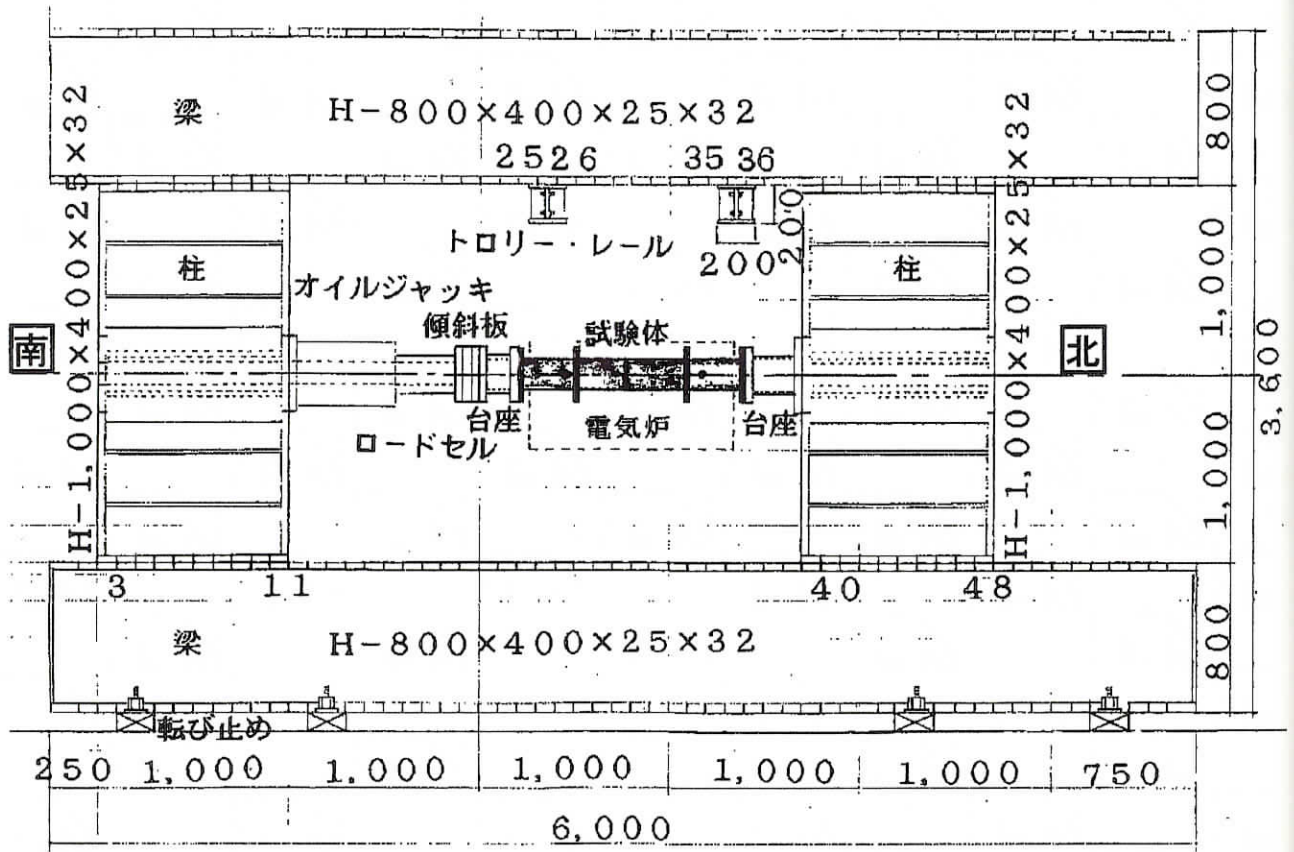


図 3.2 短柱圧縮実験の実験装置図

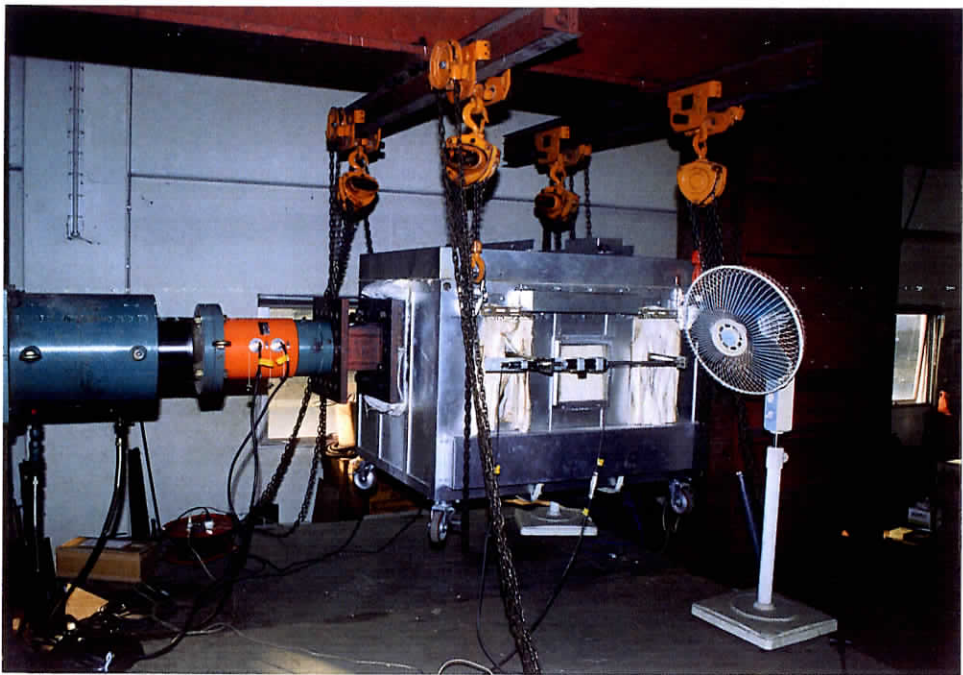


写真 3.1 短柱圧縮実験の実験装置写真

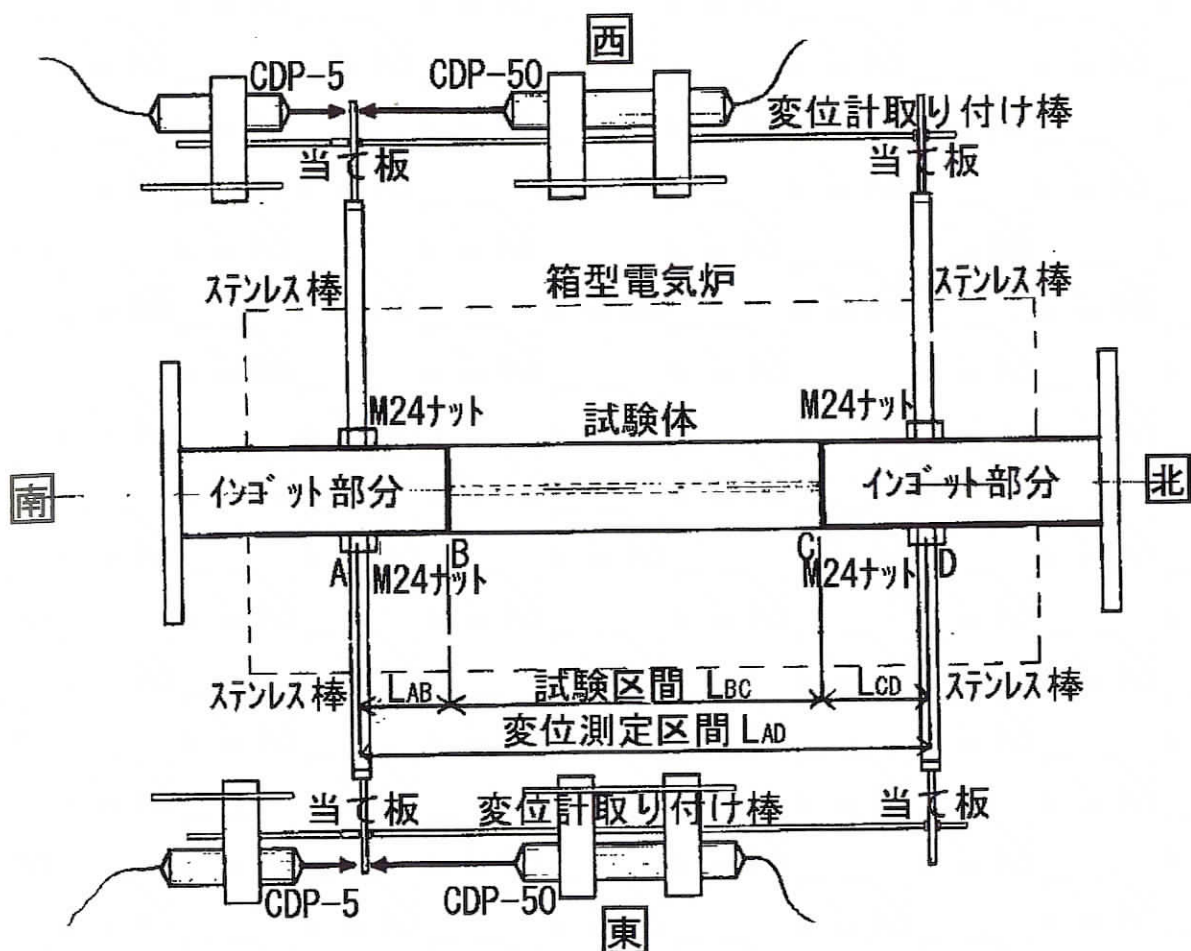


図 3.3 短柱圧縮実験の変形測定装置（上からの見下ろし図）

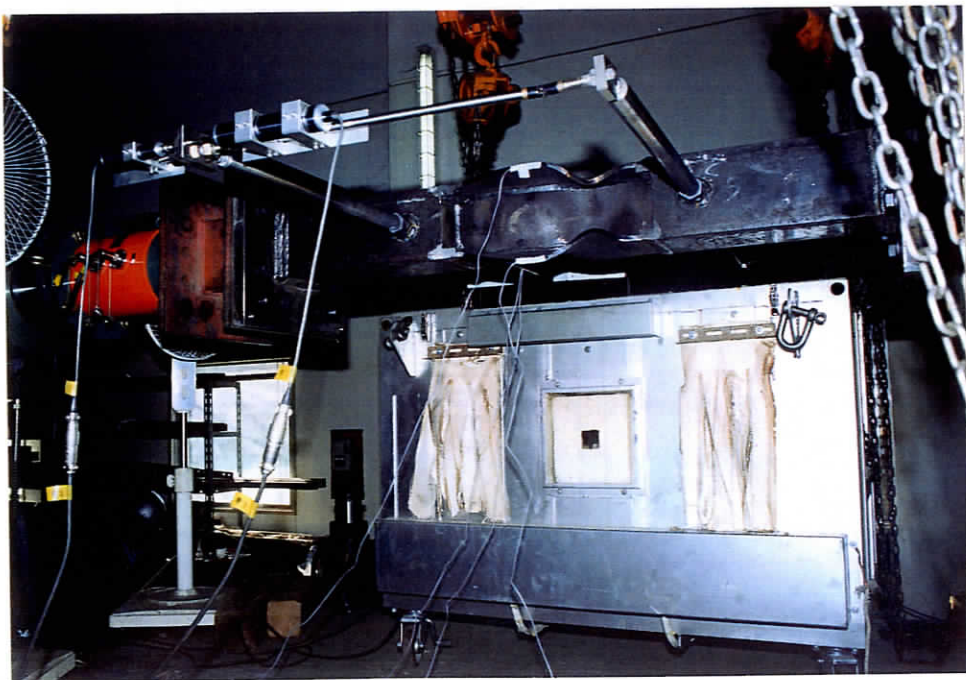
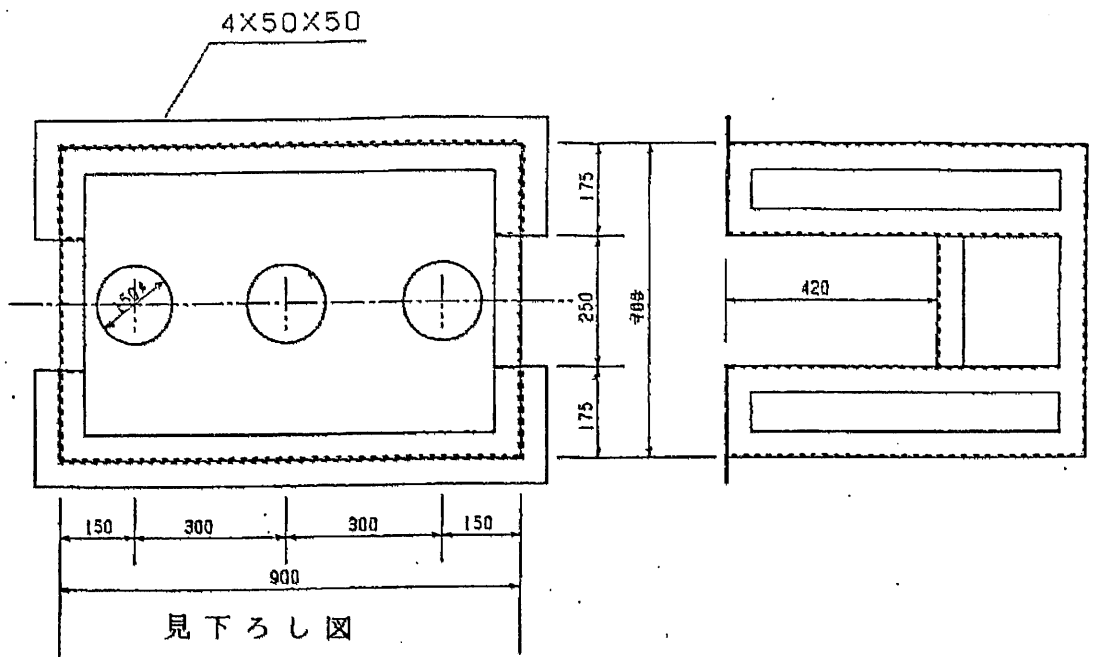
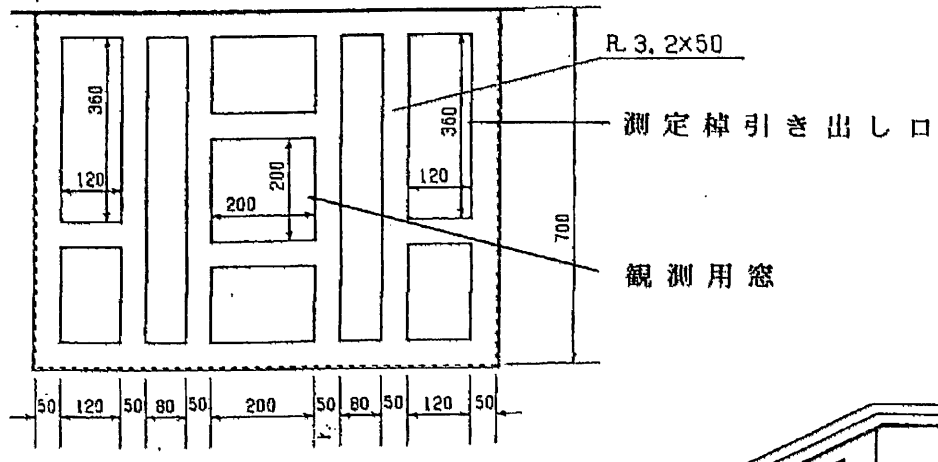


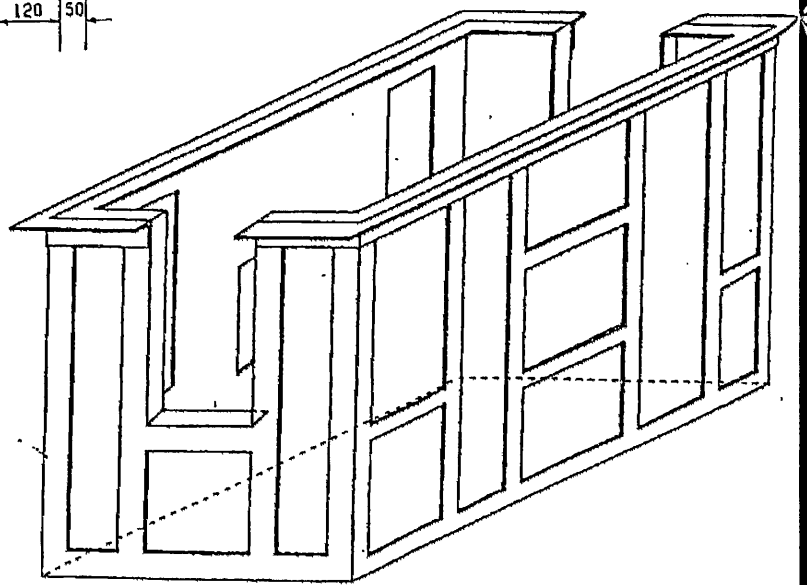
写真 3.2 短柱圧縮実験の変形測定装置（横からの写真）



立面図

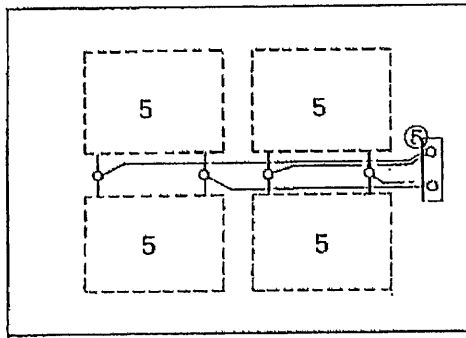


側面図

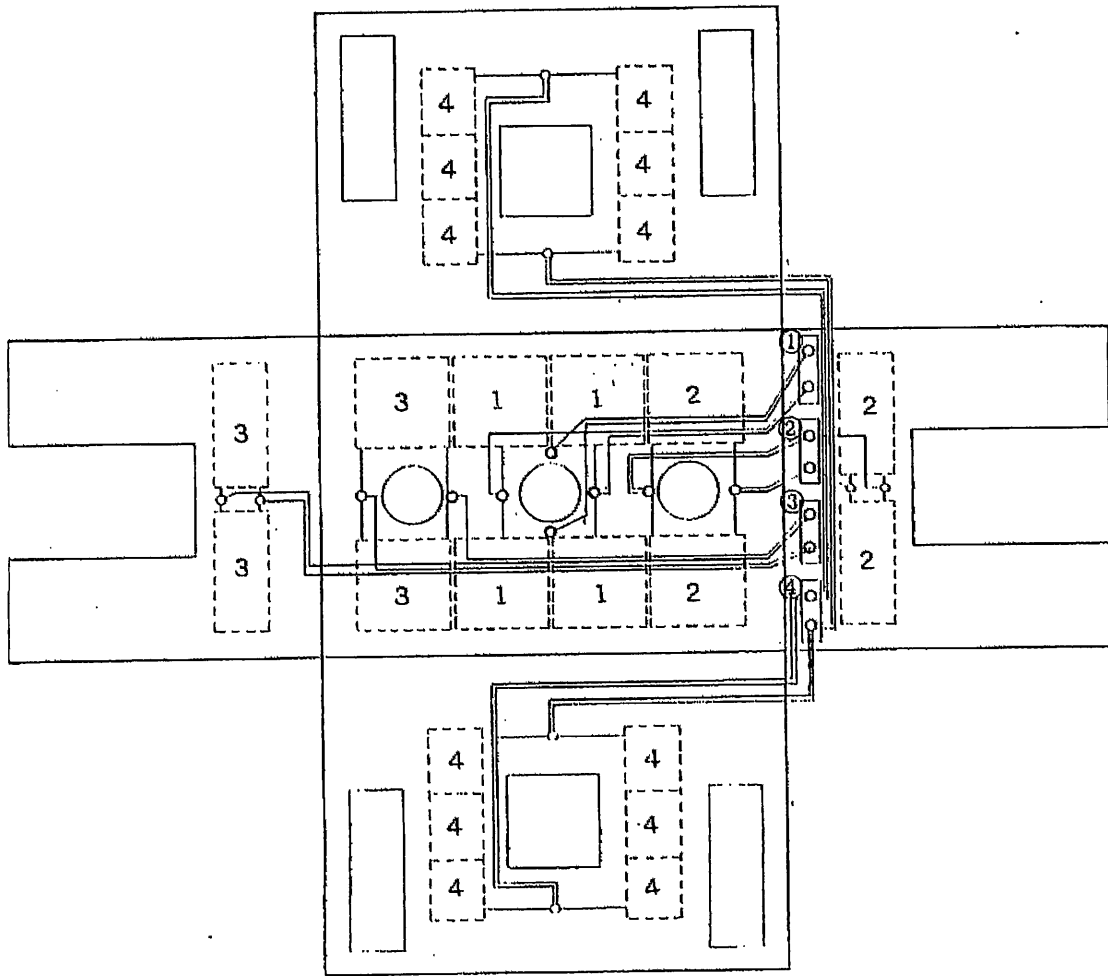


アイソメ

図 3.4 箱型電気炉の概要



上面より見の下ろし図



下面よりの見上げ図

1 ~ 5 : 電熱板板番号	—	1, 2, 3,	2 kw
		4	1.5 kw
		5	2 kw

① ~ ⑤ : 接続ターミナル番号

図 3.5 箱型電気炉の配線図

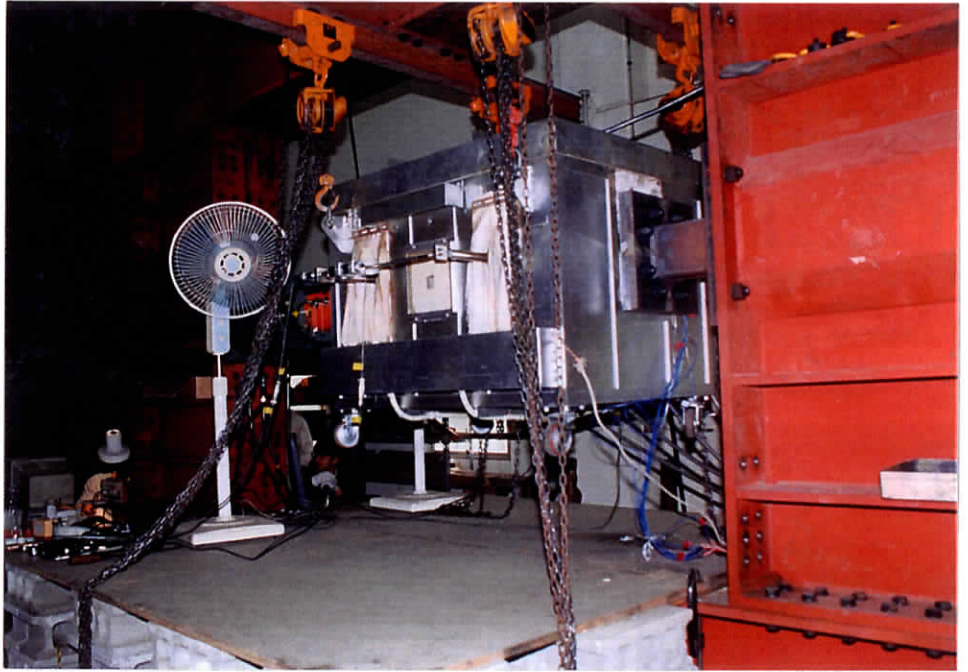


写真 3.3 箱型電気炉の外観



写真 3.4 箱型電気炉内部の様子

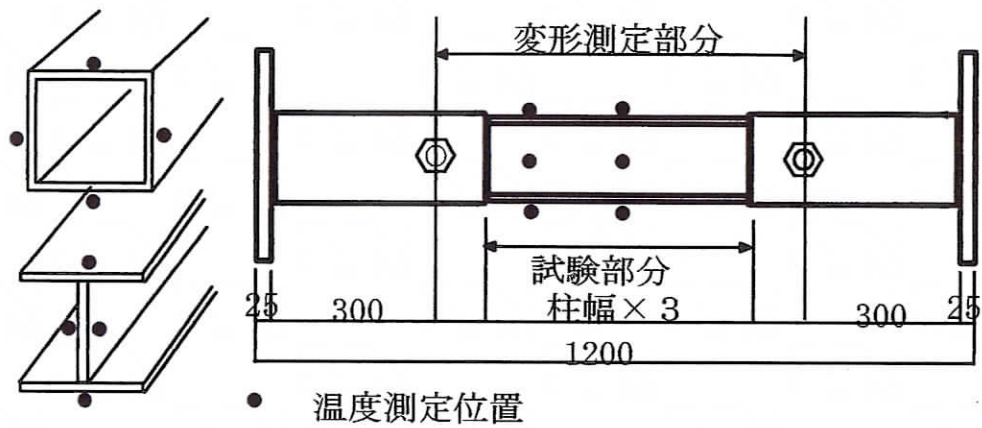


図 3.6 短柱圧縮実験における試験体の温度測定位置

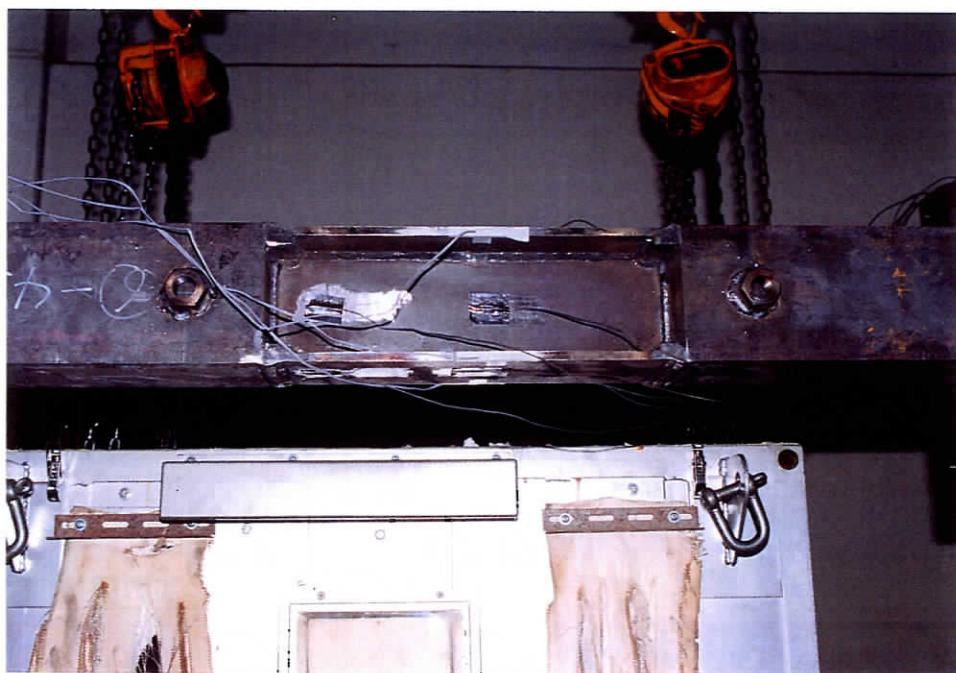
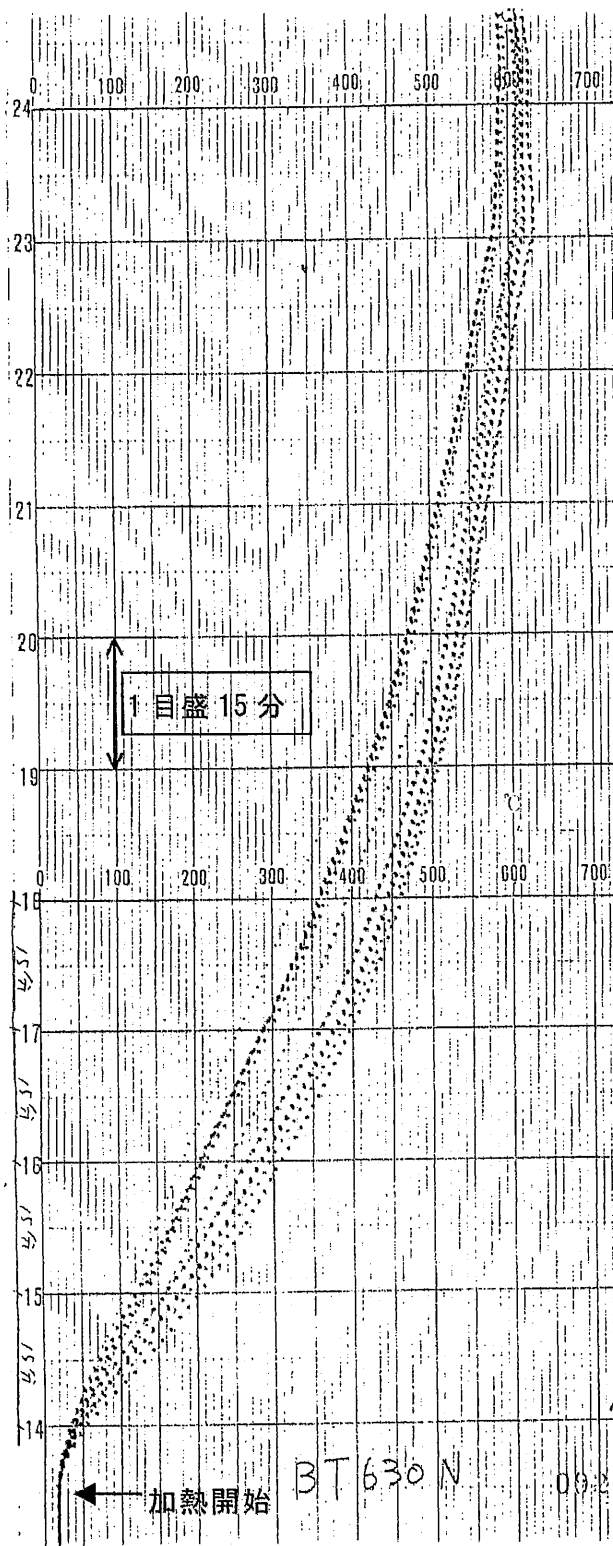
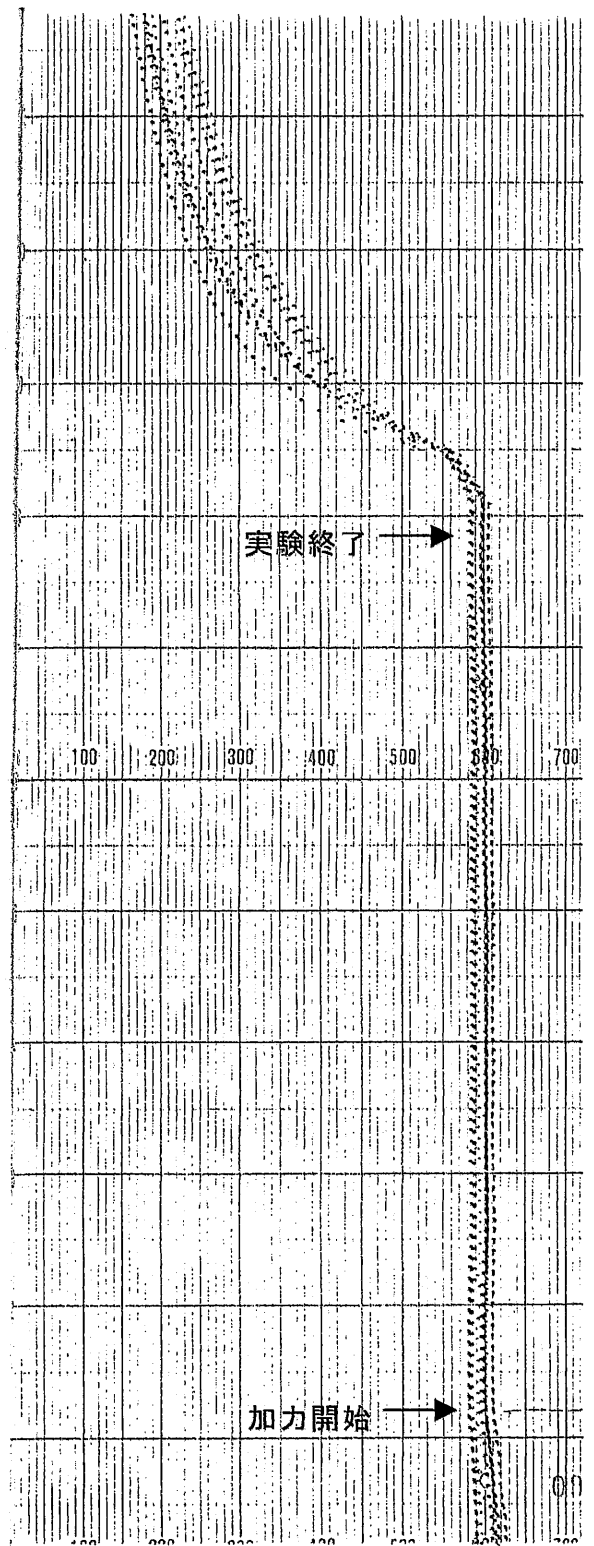


写真 3.5 熱電対取り付け状況



昇温過程 (加熱前期)



定常温度安定期 (加熱後期)

図 3.7 短柱圧縮実験における温度測定結果の一例 (箱型断面, $d/t=30$, 600°C)

表 3.2 試験機器の一覧

項目		製造元	型式
荷重	載荷	山本扛重機 、	300t センターホールジャッキ SLP300-15 (揚程 150mm) 分離式手動ポンプ HPW-15 (吐出圧力 Max 700kg/cm ²)
	計測	東京測器研究所	300t ロードセル CLC-300AWC
	記録	東京測器研究所	データロガー TDS-301
変形	計測	東京測器研究所	高感度変位計 CDP-5 (容量 5mm, 感度 0.0005mm) 高感度変位計 CDP-50 (容量 50mm, 感度 0.005mm)
	記録	東京測器研究所	データロガー TDS-301
加熱	加熱	江島製作所	箱型電気炉 (長さ 1100mm, 幅 800mm, 深さ 700mm)
	制御	江島製作所	電圧調整器 (バリタップス 最高出力 200V)
温度	計測	石川製作所	シース型 K 熱電対 T35 SUS316 径 1.6φmm
	記録	横河電機	打点式温度記録計



写真 3.6 実験準備の様子



写真 3.7 実験中の様子

表 3.3 実験中の覚え書き

試験体		試験日	芯合わせ用 歪ゲージ値 (μ)	加力 時間 (分)	実験記録
断面 幅厚比	温度 ($^{\circ}$ C)				
H形 b/t = 7.5	常温	1997.3.7	最高 212 最低 195	166	弾性域における荷重ステップは 1tf とした。 変形 6.3mm で大きな音を発し荷重が一時低下。 変形 23~26mm で 4 回ほど音を発した。
	400	1997.3.6	最高 218 最低 194	103	弾性域における荷重ステップは 1tf とした。 変形 5~8mm で再び荷重が上昇。
	500	1997.3.5	最高 234 最低 193	126	ステンレス棒が電気炉に当たったため、変形 20mm 手前にて実験終了。
	600	1997.3.4	最高 174 最低 161	105	弾性域における荷重ステップは 1tf とした。 加力 30 分経過後で変形約 2.3mm であった。 変形 9.5mm で上下フランジに座屈を確認。
H形 b/t = 10	常温	1997.2.26	最高 233 最低 176	73	弾性域における荷重ステップは 1tf とした。 変形 24~33mm で加力するたびに音を発した。 変位計スローク限界につき 33.5mm で実験終了。
	400	1997.3.3	最高 209 最低 192	150	弾性域における荷重ステップは 2tf とした。 加力 1 時間経過後で変形約 3mm であった。
	500	1997.2.28	最高 232 最低 210	131	変形 2.7mm で上フランジに座屈を確認。
	600	1997.2.27	最高 176 最低 139	96	弾性域における荷重ステップは 1tf とした。 変形 0.30mm より変位制御とした。
箱形 d/t = 25	常温	1997.3.21	最高 203 最低 184	118	弾性域における荷重ステップは 1tf とした。 変形 1.45mm より変位制御とした。
	400	1997.3.19	最高 199 最低 182	96	弾性域における荷重ステップは 1tf とした。
	500	1997.3.18	最高 208 最低 195	102	弾性域における荷重ステップは 1tf とした。 変形 0.40mm より変位制御とした。
	600	1997.3.17	最高 192 最低 178	154	弾性域における荷重ステップは 1tf とした。 弾性域において変形計の値が若干ふらついた。 変形 0.23mm より変位制御とした。
箱形 d/t = 30	常温	1997.3.10	最高 219 最低 190	112	荷重 65tf で変位計の調子が悪くなり、荷重を一 旦 0 に戻して、最初からやり直した。 弾性域における荷重ステップは 1tf とした。 変形 2.2mm で座屈が確認された。
	400	1997.3.14	最高 226 最低 204	117	弾性域における荷重ステップは 1tf とした。 弾性域において変形計の値が若干ふらついた。
	500	1997.3.13	最高 226 最低 204	91	弾性域における荷重ステップは 1tf とした。 変形 0.55mm より変位制御とした。
	600	1997.3.11	最高 203 最低 182	100	弾性域における荷重ステップは 1tf とした。 変形 0.84mm より変位制御とした。

3.2.4 H形断面部材の実験結果

(1) 荷重-変形関係

H形断面部材の各温度における短柱圧縮実験結果として、幅厚比 $b/t=7.5$ の荷重-変形関係を図 3.8(a)に、幅厚比 $b/t=10$ の荷重-変形関係を図 3.8(b)に示す。縦軸は載荷軸力、横軸は試験部分の圧縮変形量である。図中の左段に精度の高い変位計による結果を示し、右段に精度は落ちるが測定範囲の長い変位計による結果を示す。東側と西側の変位計より記録された値の差を見ると、図 3.8(a)上段に示す幅厚比 $b/t=7.5$ の常温における結果のように両者に差を認められるものもあるが、平均値としては、部材の材軸方向に沿って概ね良好に圧縮変形が増加している。

図 3.8(a)と図 3.8(b)の左段に示すように、圧縮変形量の増加に伴い荷重が増加する。降伏した後も、荷重低下を示さないある程度の変形性能を有している。図 3.8(a)と図 3.8(b)の右段に示すように、最大荷重に達した後に、圧縮変形量の増加に伴う、局部座屈による荷重の減少が見られる。

図中に示す N_y は、SM490A の基準強度 (F 値) と公称断面積の積である (以下、常温時公称降伏軸力という)。常温においては、幅厚比 $b/t=7.5$ と幅厚比 $b/t=10$ の両者とも、降伏棚における荷重が常温時公称降伏軸力をやや上回っている。400°Cにおいては、幅厚比 $b/t=7.5$ では載荷軸力の最大値が常温時公称降伏軸力を上回り、幅厚比 $b/t=10$ では載荷軸力の最大値が常温時公称降伏軸力と同じ位の値を示している。500°Cにおいては常温時公称降伏軸力を下回り、600°Cにおいては半分以下の値を示している。

(2) 実験終了後における試験体の変形状況

実験終了後の変形状況として、幅厚比 $b/t=7.5$ の試験体を写真 3.8(a)に、幅厚比 $b/t=10$ の試験体を写真 3.8(b)に示す。両試験体とも各温度について 2 枚ずつ載せている。

写真 3.8(a)に示す幅厚比 $b/t=7.5$ の 600°Cにおける変形状況を見ると、東側からは上下フランジが上下に広がる様子がわかり、西側からは上下フランジが狭まる様子がわかる。また上下フランジが広がる側へとウェブが張り出す様子がわかる。この傾向はほとんどの試験体に共通しており、その局部変形が著しく生じた区間の長さは、柱幅と同じ程度であった。H形断面部材におけるこのよ

うな変形状況は、既往の耐火鋼実験においても確認されている^{14),15)}。

右段に示す南側からの写真は、試験体の材軸方向からの様子をあらわしたものである。写真 3.8(a)に示す幅厚比 $b/t=7.5$ の常温における偏心状況を見ると、幅厚比 $b/t=7.5$ の 500°C における偏心状況に比べて、著しく大きいことがわかる。図 3.8(a)に示した幅厚比 $b/t=7.5$ の常温における荷重-変形関係では東西の変位計に最も大きな差を生じたが、実験終了後の試験体の様子からも大きく偏心していたことが確認された。

(3) 圧縮域の応力-ひずみ曲線

図 3.8(a)と(b)の荷重-変形関係より導いた圧縮域の応力-ひずみ曲線を、幅厚比 $b/t=7.5$ については図 3.9(a)に、幅厚比 $b/t=10$ については図 3.9(b)に示す。縦軸の応力は、載荷軸力を公称断面積で除した値である。横軸のひずみは、最大耐力に達する前と後で算定方法を変えた。最大耐力に達する前のひずみは、試験部分の全域で均等に生じるものとし、試験部分の圧縮変形量を試験部分の長さで除した値である。最大耐力に達した後のひずみは、局部座屈による圧縮変形が集中する部分において均等に生じるものとし、試験部分の圧縮変形量を柱幅で除した値である。下の(3.1)式にひずみの算定式を示す。

$$\left. \begin{array}{l} \delta \leq \delta_{cr} \text{ のとき} \quad \varepsilon = \frac{\delta}{l} \\ \delta > \delta_{cr} \text{ のとき} \quad \varepsilon = \frac{\delta_{cr}}{l} + \frac{\delta - \delta_{cr}}{d} \end{array} \right\} \dots (3.1) \text{式}$$

記号の意味を以下に示す。

- δ : 試験部分の圧縮変形量
- δ_{cr} : 最大耐力時の圧縮変形量
- ε : 圧縮ひずみ
- l : 試験部分の長さ
- d : 柱幅

圧縮変形が集中する部分の長さを柱幅とした理由は、前述したように、実験終了後の試験体において著しく局部変形を生じた区間の長さが柱幅と同じ程度であったことによる。

図 3.9(a)に示す幅厚比 $b/t=7.5$ の結果を見ると、常温と 400°C は、最大耐力お

よびその後の耐力低下がほぼ一致している。最大耐力時のひずみは、各温度ともほぼ同じ2%弱である。その後のひずみ増加による耐力低下は、高温になるにつれて緩和する傾向が見られる。10%位のひずみにおいては、常温時の応力に対して、500°Cでは7割位、600°Cでは3割位である。

図3.9(b)に示す幅厚比 $b/t=10$ の結果を見ると、最大耐力時のひずみは各温度とも1%位である。その後の耐力低下は、幅厚比 $b/t=7.5$ の結果と同様に高温となるにつれて緩和する傾向にある。幅厚比 $b/t=7.5$ に比べて、耐力低下の度合いは大きい。10%位のひずみにおいては、常温時の応力に対して、400°Cでは8割位、500°Cでは6割位、600°Cでは3割位である。幅厚比 $b/t=7.5$ の結果に比べて、幅厚比 $b/t=10$ における400°Cと500°Cの最大耐力は小さいが、600°Cではほぼ同じである。

以上、柱幅を局部座屈区間とし、また局部座屈区間内では均等に圧縮ひずみを生じるものとし、H形断面部材の圧縮域における応力・ひずみ曲線を実験的に導いた。

(4) 最大耐力・大変形後の残存圧縮耐力

高温時における鋼材の力学的性質は常温時と大きく異なる。また、高温時には基準強度に関する規定がない。よって、最大耐力および大変形後の残存圧縮耐力を検討するための1つの指標として、構造用鋼材の常温時の基準強度(F値)を選択した。大変形時における無次元化した応力・ひずみ曲線を、幅厚比 $b/t=7.5$ については図3.10(a)に、幅厚比 $b/t=10$ については図3.10(b)に示す。この結果は、図3.9(a)および図3.9(b)と同じものであるが、縦軸の応力をSM490材の基準強度(325N/mm²)で除し、圧縮応力を無次元化して示したものである。

図3.10(a)に示す幅厚比 $b/t=7.5$ の結果について述べる。400°Cにおいては、基準強度に対して、最大耐力は1.2倍位であり、5%~15%ひずみ時においては1.1倍~0.8倍位まで低下する。500°Cにおいては、基準強度に対して、最大耐力は0.8倍位であり、5%~10%ひずみ時においては0.8倍~0.65倍位まで低下する。600°Cにおいては、基準強度に対して、最大耐力は0.4倍弱であり、5%~15%ひずみ時においては0.35倍~0.25倍位まで低下する。

図3.10(b)に示す幅厚比 $b/t=10$ の結果について述べる。400°Cにおいては、基準強度に対して、最大耐力は同じ程度であり、5%~15%ひずみ時においては

0.85 倍～0.7 倍位まで低下する。500℃においては、基準強度に対して、最大耐力は 0.7 倍位であり、5%～15%ひずみ時においては 0.55 倍～0.4 倍位まで低下する。600℃においては、基準強度に対して、最大耐力は 0.35 倍位であり、5%～15%ひずみ時においては 0.25 倍～0.2 倍位まで低下する。

以上の結果をまとめて、H形断面部材の最大耐力時と大変形時の無次元化耐力を表 3.4 および図 3.11 に示す。H形断面部材の幅厚比 $b/t=10$ 以下の場合には、火災加熱を受けて局部座屈による大変形を生じた後におけるH形断面部材の残存圧縮耐力として、本実験結果においては以下の値を示している。

400℃ → 基準強度の 0.7 倍程度

500℃ → 基準強度の 0.4 倍程度

600℃ → 基準強度の 0.2 倍程度

耐火設計において残存圧縮耐力は重要な目安である。柱の長期軸力が残存圧縮耐力を下回る場合は、概ね安全と見なし得る。長期軸力が残存圧縮耐力を上回る場合は、長期軸力と残存圧縮耐力の差分が周辺架構の健全部材に伝達され、構造物全体としての安定性が保たれることを確認する必要がある。

(5) 引張試験結果との比較

高温時における短柱圧縮実験と引張試験を比較した結果を図 3.12 に示す。短柱圧縮実験と引張試験の比較は、1%ひずみまでを対象とした。図中の左段に幅厚比 $b/t=7.5$ の短柱圧縮実験結果およびその試験体のフランジに用いた鋼板 PL-9 の引張試験結果を示し、右段に幅厚比 $b/t=10$ の短柱圧縮実験結果およびその試験体のフランジに用いた鋼板 PL-6B の引張試験結果を示す。

鋼材に関しては、一般に、ひずみの小さい範囲において、圧縮と引張の応力-ひずみ曲線が類似すると考えられている。図 3.12 を見ると、400℃では幅厚比 $b/t=7.5$ と幅厚比 $b/t=10$ の両者とも降伏後において圧縮応力が引張応力を上回る傾向にある。600℃では、圧縮応力が引張応力を下回っている。高温クリープの影響を大きく受ける 600℃において¹⁸⁾、引張試験に比べて短柱圧縮実験におけるひずみ速度が小さいことが理由として考えられる。全般的な傾向としては、高温時においても、圧縮と引張の応力-ひずみ曲線は類似していた。

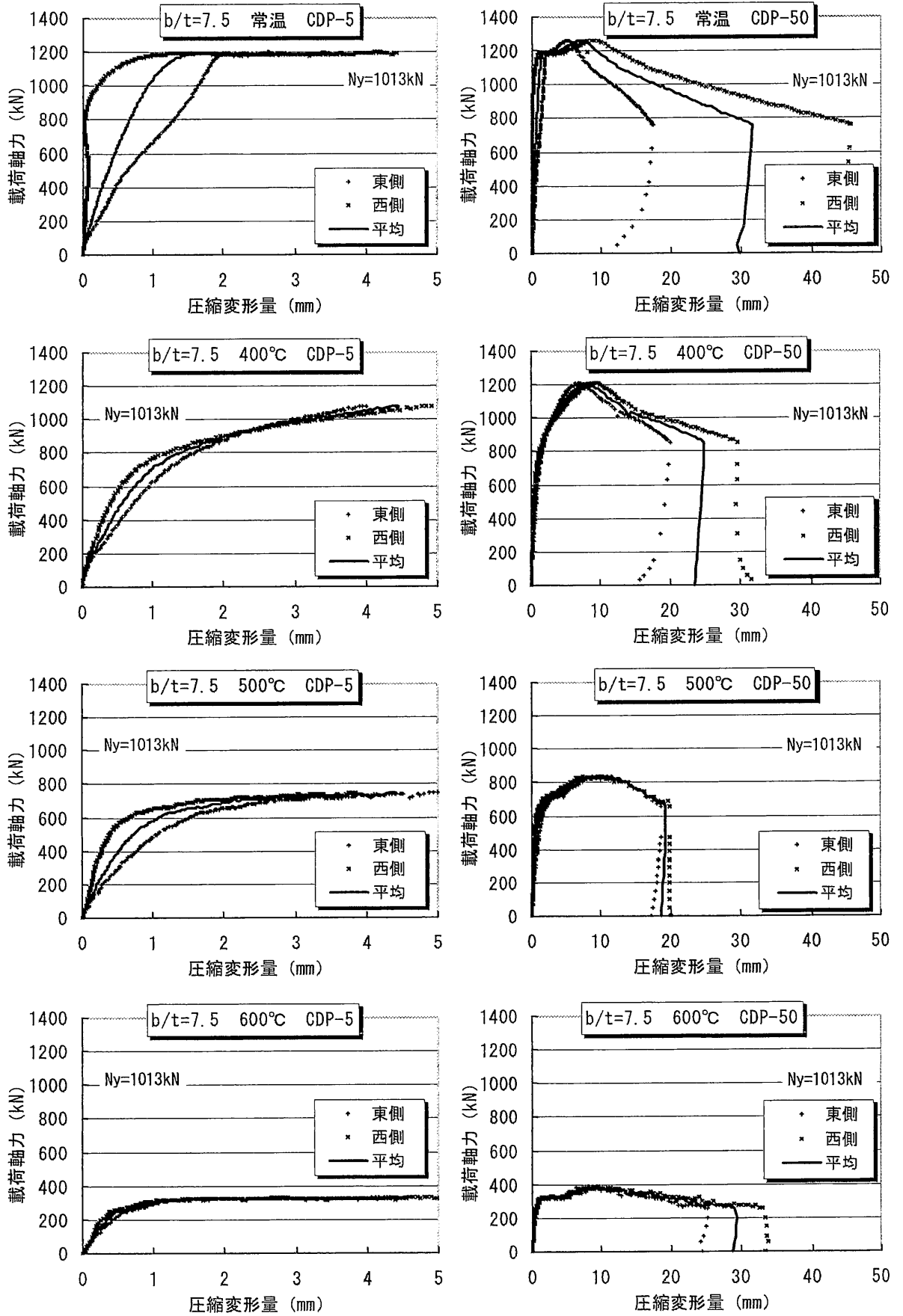


図 3.8(a) 幅厚比 $b/t=7.5$ の荷重-変形関係 (H-135×135×6×9)

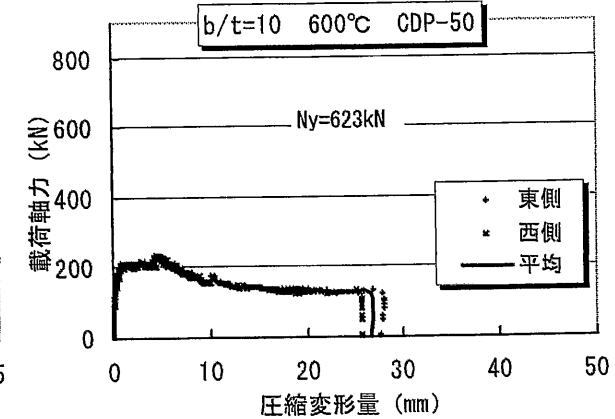
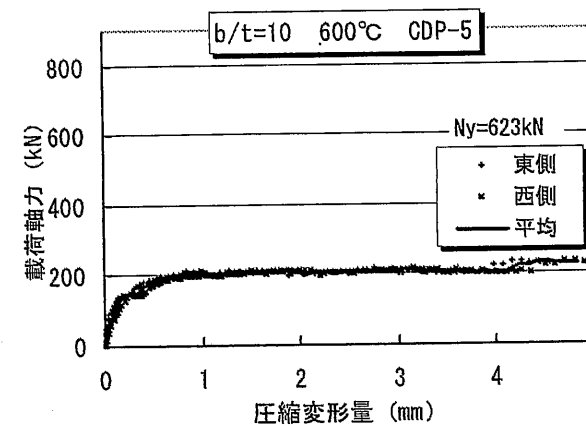
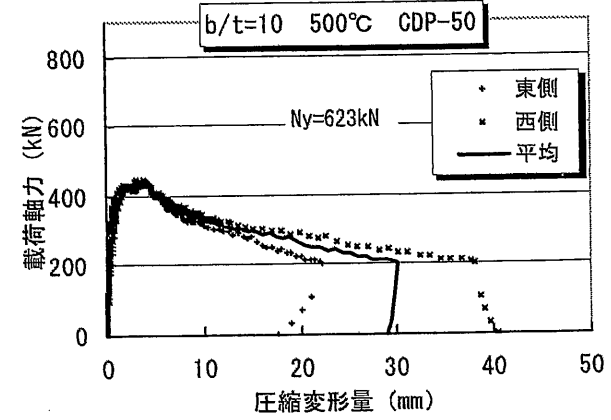
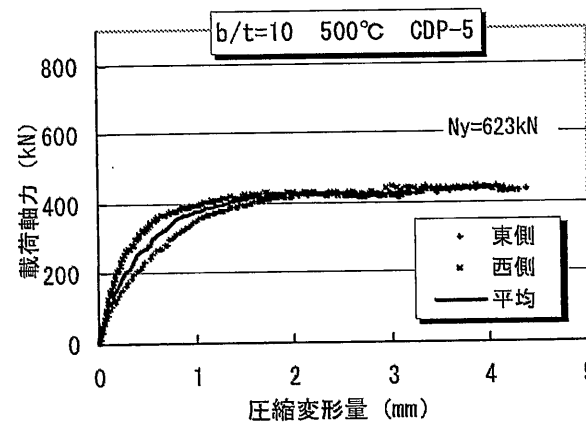
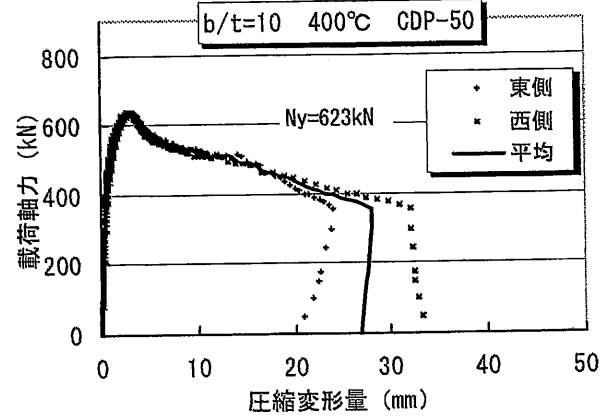
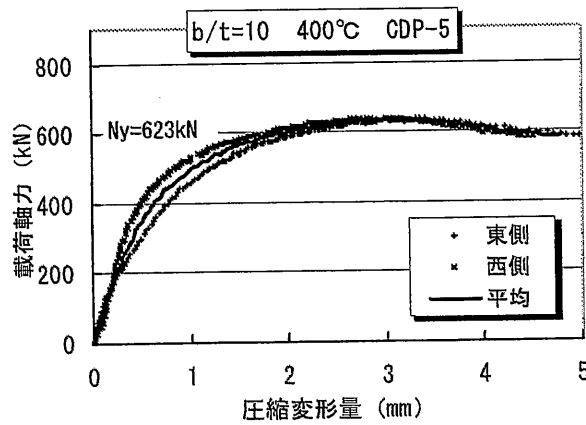
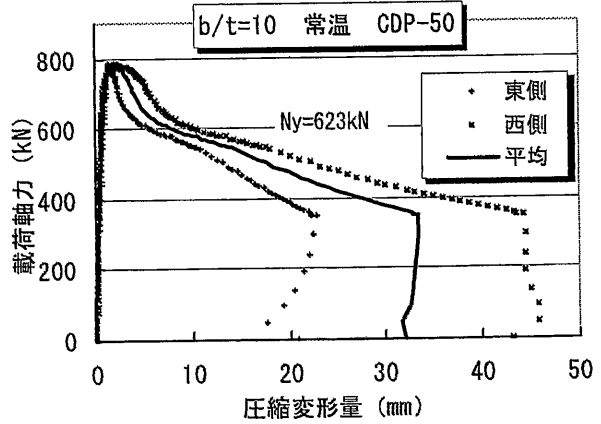
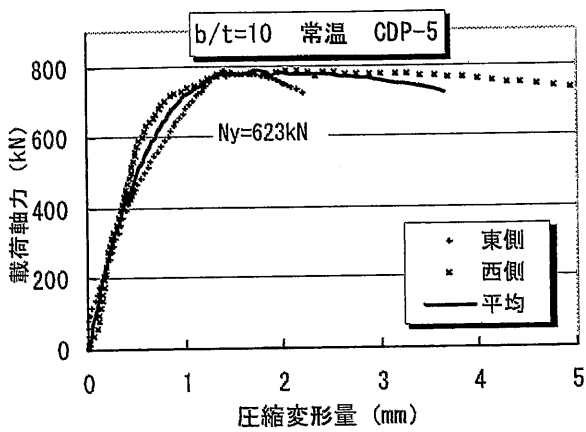
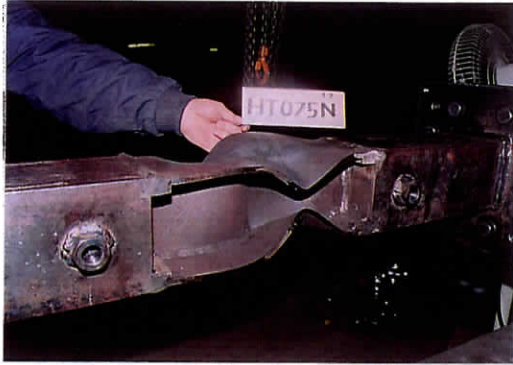
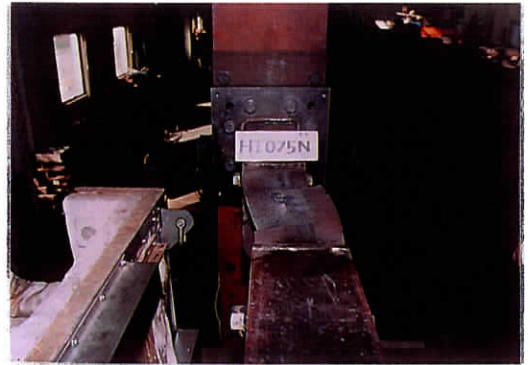


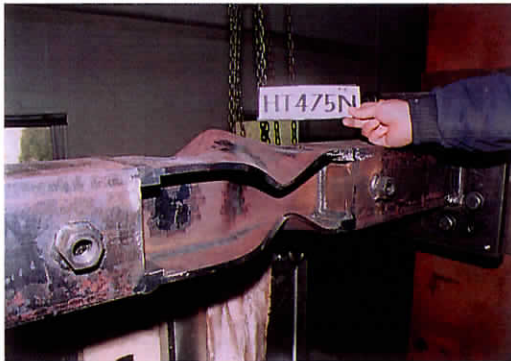
図 3.8(b) 幅厚比 $b/t=10$ の荷重-変形関係 (H-120×120×4.5×6)



b/t=7.5, 常温, 北西側より



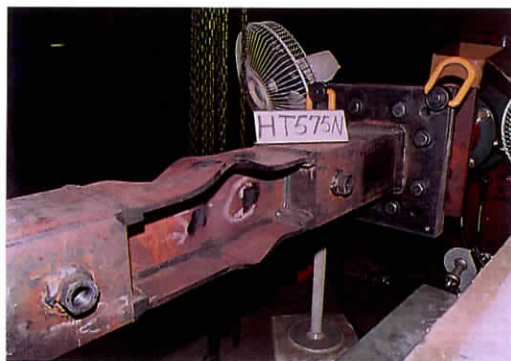
b/t=7.5, 常温, 南側より



b/t=7.5, 400°C, 南東側より



b/t=7.5, 400°C, 南西側より



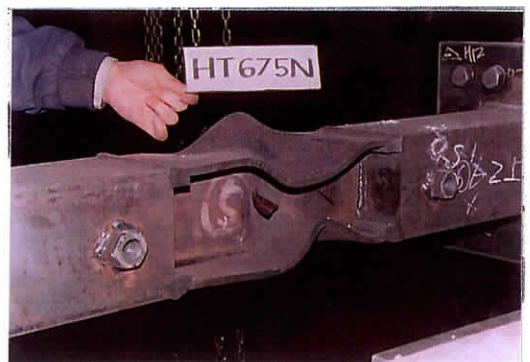
b/t=7.5, 500°C, 北西側より



b/t=7.5, 500°C, 南側より



b/t=7.5, 600°C, 東側より

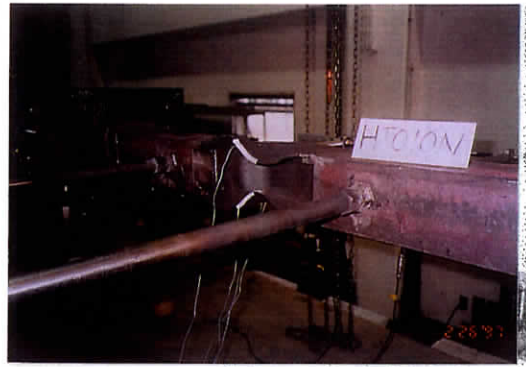


b/t=7.5, 600°C, 西側より

写真 3.8(a) 幅厚比 $b/t=7.5$ の実験終了後の試験体 (H-135×135×6×9)



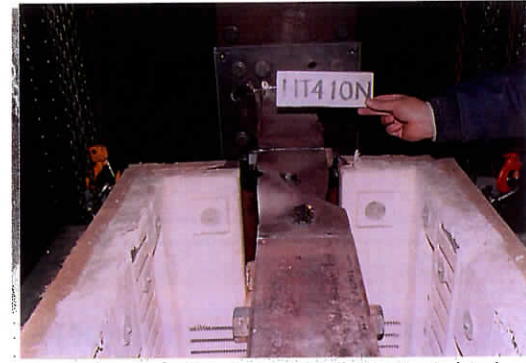
b/t=10, 常温, 東側より



b/t=10, 常温, 北東側より



b/t=10, 400°C, 西側より



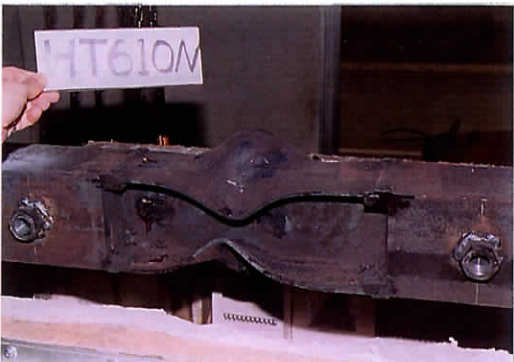
b/t=10, 400°C, 南側より



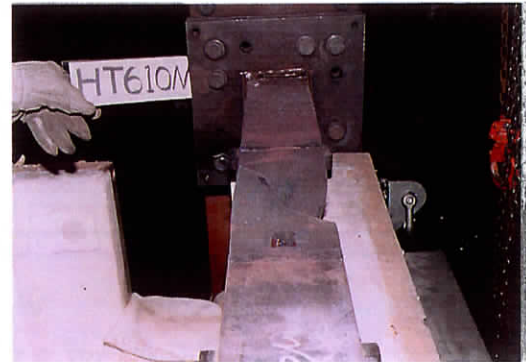
b/t=10, 500°C, 東側より



b/t=10, 500°C, 南東側より



b/t=10, 600°C, 東側より



b/t=10, 600°C, 南側より

写真 3.8(b) 幅厚比 $b/t=10$ の実験終了後の試験体 (H-120×120×4.5×6)

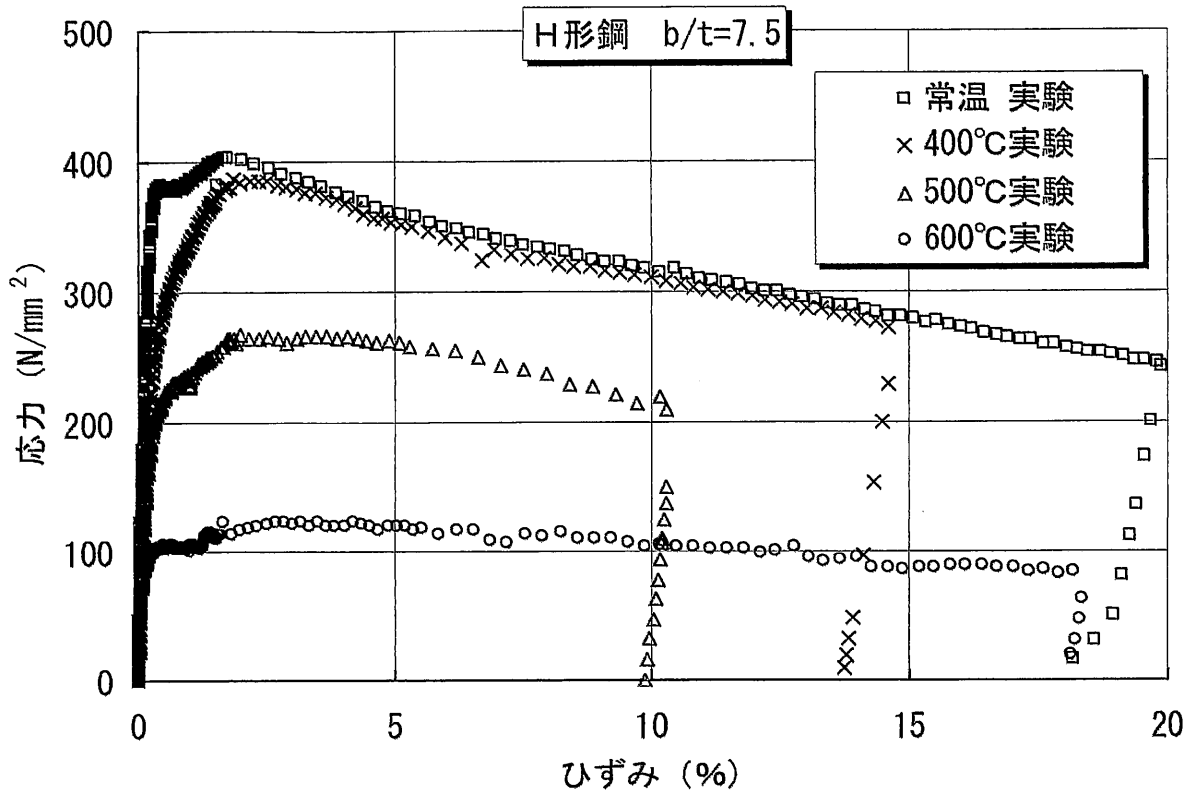


図 3.9(a) 幅厚比 $b/t=7.5$ の圧縮域の応力-ひずみ曲線 (H-135×135×6×9)

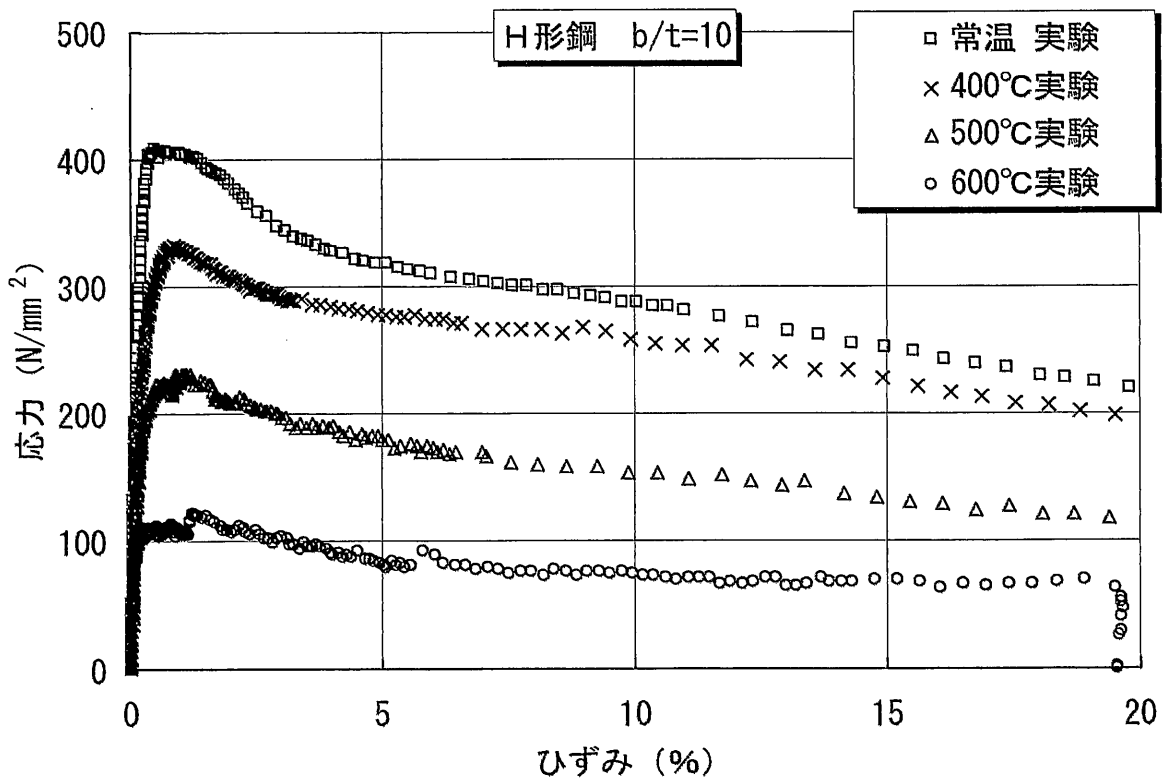


図 3.9(b) 幅厚比 $b/t=10$ の圧縮域の応力-ひずみ曲線 (H-120×120×4.5×6)

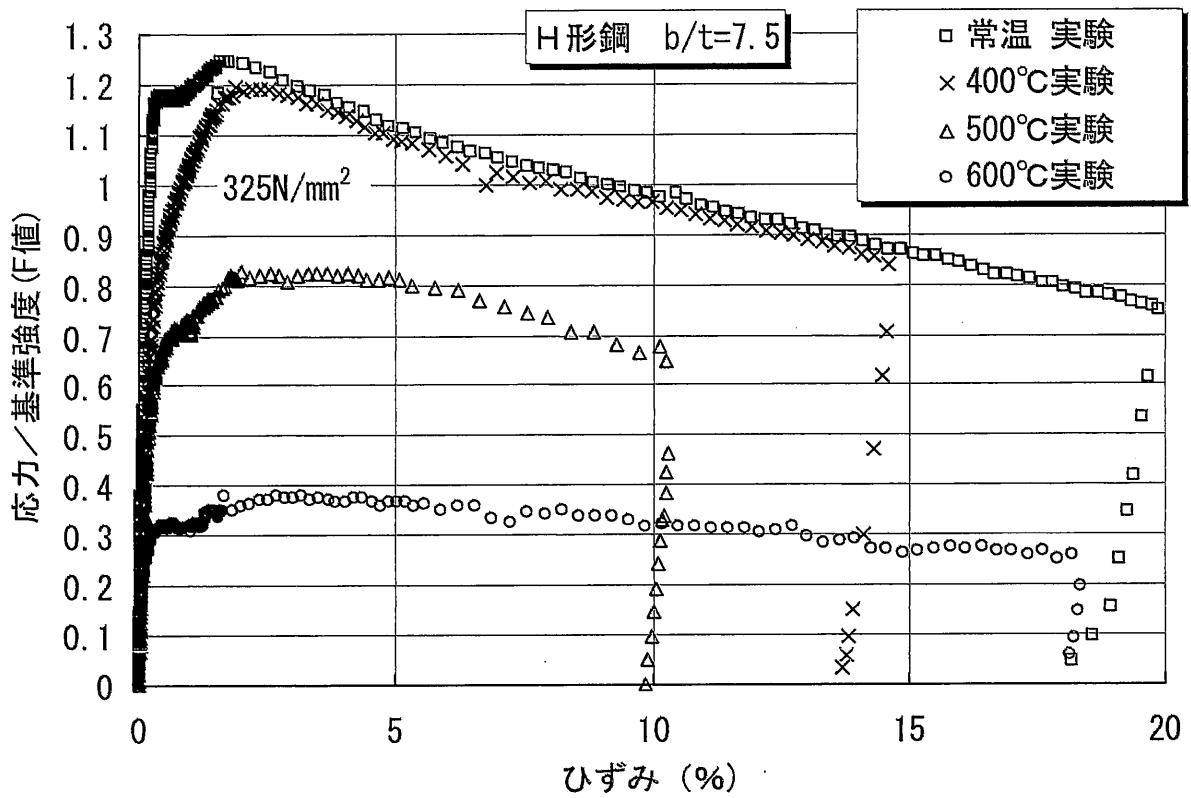


図 3.10(a) 幅厚比 $b/t=7.5$ の無次元化応力-ひずみ曲線(H-135×135×6×9)

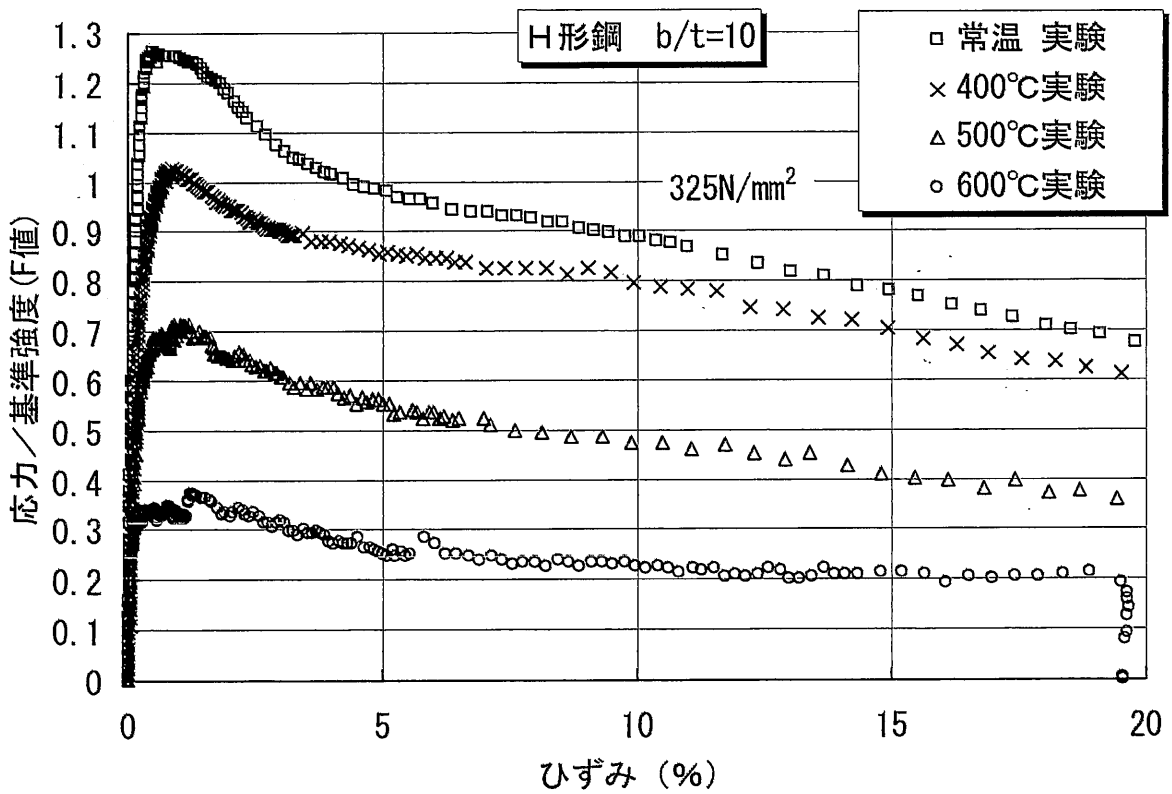


図 3.10(b) 幅厚比 $b/t=10$ の無次元化応力-ひずみ曲線(H-120×120×4.5×6)

表 3.4 H形断面部材の最大耐力時と大変形時の無次元化耐力

温度	幅厚比	最大耐力時	5%ひずみ時	10%ひずみ時	15ひずみ%時
RT	7.5	1.25	1.11	0.97	0.86
	10	1.26	0.98	0.89	0.77
400°C	7.5	1.19	1.09	0.96	—
	10	1.02	0.86	0.79	0.69
500°C	7.5	0.83	0.81	0.67	—
	10	0.71	0.55	0.47	0.41
600°C	7.5	0.38	0.37	0.32	0.27
	10	0.37	0.25	0.23	0.21

注) 記号「—」は、実験値が得られなかったことを示す。

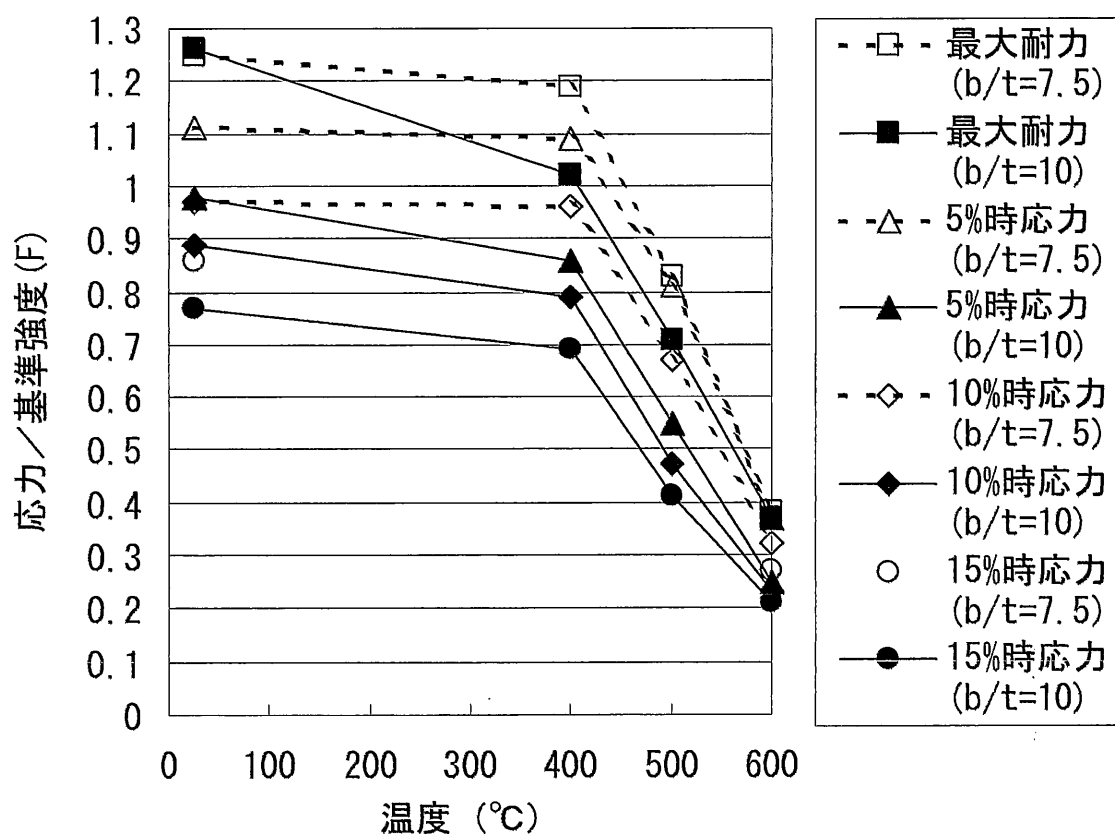


図 3.11 H形断面部材の最大耐力時と大変形時の無次元化耐力

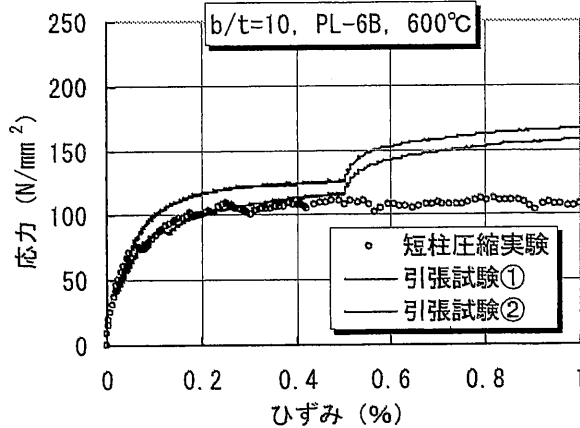
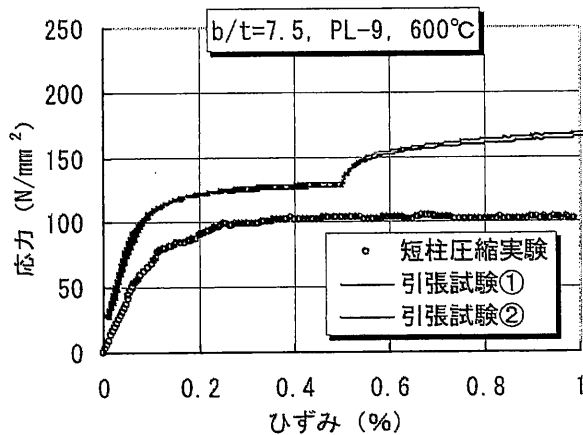
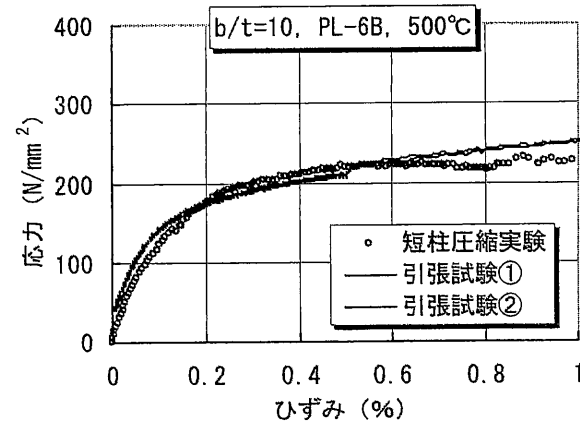
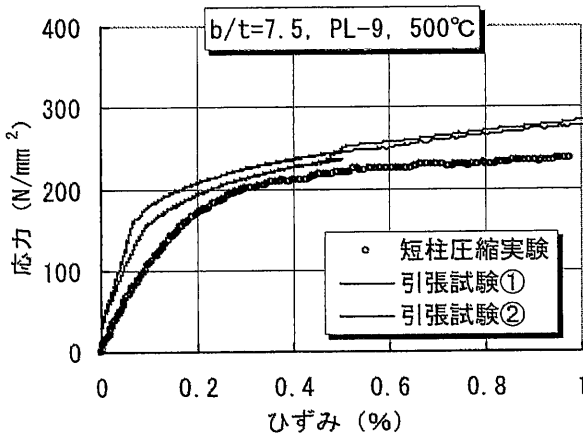
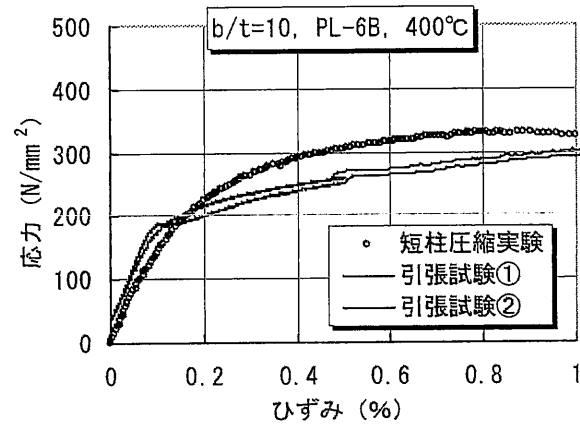
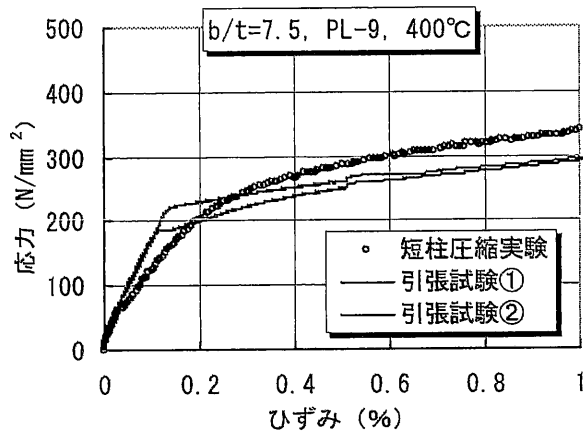
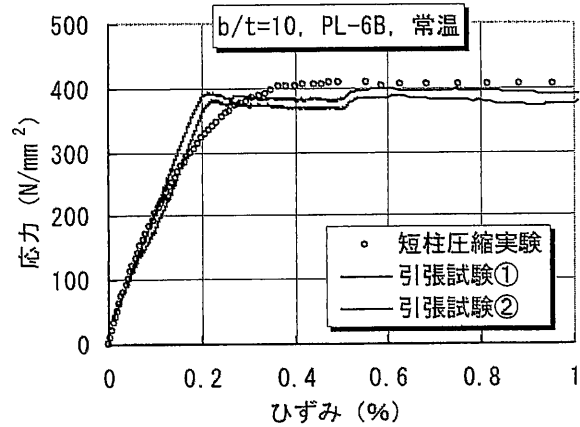
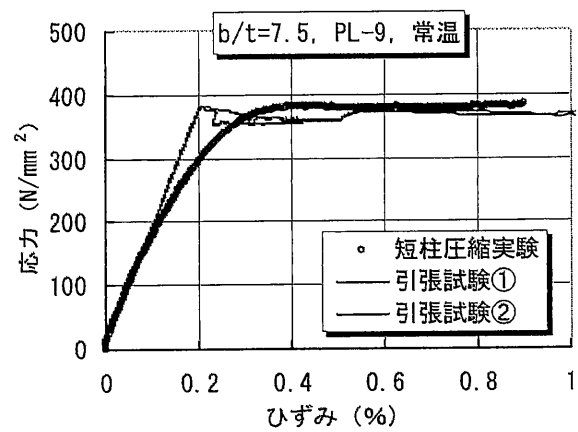


図 3.12 短柱圧縮実験結果と引張試験結果の比較 (H形断面部材)

3.2.5 箱形断面部材の実験結果

(1) 荷重-変形関係

箱形断面部材の各温度における短柱圧縮実験結果として、幅厚比 $d/t=25$ の荷重-変形関係を図 3.13(a)に、幅厚比 $d/t=30$ の荷重-変形関係を図 3.13(b)に示す。縦軸は載荷軸力、横軸は試験部分の圧縮変形量である。図中の左段に精度の高い変位計による結果を示し、右段に精度は落ちるが測定範囲の長い変位計による結果を示す。東側と西側の変位計より記録された値の差を見ると、両者に差を認められるものもあるが、平均値としては、部材の材軸方向に沿って概ね良好に圧縮変形が増加している。

図 3.13(a)と図 3.13(b)の左段に示すように、圧縮変形量の増加に伴い荷重は増加する。降伏した後も、荷重低下を示さないある程度の変形性能を有している。図 3.13(a)と図 3.13(b)の右段に示すように、最大荷重に達した後に、圧縮変形量の増加に伴う、局部座屈による荷重の減少が見られる。

図中に示す N_y は、SM490A の基準強度 (F 値) と公称断面積の積である (以下、常温時公称降伏軸力という)。幅厚比 $d/t=25$ と幅厚比 $d/t=30$ の両者ともに、常温においては、降伏棚における荷重が常温時公称降伏軸力をやや上回っている。400°Cにおいては、載荷軸力の最大値が常温時公称降伏軸力をやや上回っている。500°Cにおいては常温時公称降伏軸力を下回り、600°Cにおいては半分以下の値を示している。

(2) 実験終了後における試験体の変形状況

実験終了後の変形状況として、幅厚比 $d/t=25$ の試験体を写真 3.9(a)に、幅厚比 $d/t=30$ の試験体を写真 3.9(b)に示す。両試験体とも各温度について2枚ずつ載せている。

写真 3.9(a)と写真 3.9(b)を見ると、試験部分の中央部において局所的な変形が生じており、その区間の長さは柱幅と同じ程度であることがわかる。局所的な変形が生じている部分では、4隅の溶接部を含む側面が内側にへこみ、上下面が外側に膨らんでいる。この傾向は全ての試験体に共通していた。共通な変形を生じた理由としては、裏当て金の配置が影響したと考えられる。写真 3.10(a)に示すように、裏当て金の短辺は上下フランジに接している。裏当て金と上下フランジがスパン中央付近で仮付け溶接されていない部分において、上下フラ

ンジが外側へ面外変形したと考えられる。

写真 3.9(a)と写真 3.9(b)の右段に示す南側からの写真は、試験体の材軸方向からの様子を示したものである。写真 3.8(a)と写真 3.8(b)に示したH形断面部材の変形状況に比べて、箱形断面部材では偏心の小さいことがわかる。

(3) 裏当て金の影響について

「3.2.2 試験体」で述べたように、箱形断面の試験体を作成する際、4隅の溶接部に裏当て金を使用した。大きな圧縮変形を受ける溶接部に割れが生じないよう配慮したものである。しかし、本実験において、高温引張試験結果より予測される最大耐力を大きく上回るなど、裏当て金の影響と思われる現象が生じた。そこで、実験終了後の試験体を切断し、裏当て金の状態について観察した。写真 3.10(a)に実験終了後における試験部分の切断面を示し、写真 3.10(b)に裏当て金の溶接状況を示す。裏当て金の様子を以下にまとめる。

- ・ 裏当て金は、部材の板要素と数箇所隅肉溶接されている。
- ・ 溶融した裏当て金は、溶着金属と一体になっている。
- ・ 裏当て金は、部材の板要素と概ね一体となって変形している。
- ・ 局部座屈発生部分では、裏当て金と部材の板要素との間に隙間が見られる。

以上より、実験結果を安全側に評価するために、裏当て金は板要素と一体であるとし、圧縮耐力は裏当て金を含む断面積で載荷軸力を除したものとする。

(4) 圧縮域の応力-ひずみ曲線

図 3.13(a)と図 3.13(b)の荷重-変形関係より導いた圧縮域の応力-ひずみ曲線を、幅厚比 $d/t=25$ については図 3.14(a)に、幅厚比 $d/t=30$ については図 3.14(b)に示す。縦軸の応力は、裏当て金を含む公称断面積で載荷軸力を除した値である。横軸のひずみは、「3.2.4 H形断面部材の実験結果」と同様に算定した。

図 3.14(a)の幅厚比 $d/t=25$ の結果を見ると、常温と 400°C は最大耐力およびその後の耐力低下がほぼ一致している。常温・ 400°C ・ 500°C においては 1.5%ひずみ位で応力が低下しはじめるが、 600°C においては 5%ひずみ位まで応力の低下が見られない。最大耐力後の耐力低下は、高温になるにつれて緩和している。10%位のひずみにおいては、常温時の応力に対して、 500°C で 6 割位、 600°C で 3 割位である。

図 3.14(b)の幅厚比 $d/t=30$ の結果を見ると、最大耐力時のひずみは各温度と

も 1%位である。その後の耐力低下は高温になるにつれて緩和する傾向にあるが、 $d/t=25$ に比べて耐力低下が若干大きい。10%位のひずみにおいては、常温時の応力に対して、 400°C では 8 割位、 500°C では 6 割位、 600°C では 3 割位である。

以上、柱幅を局部座屈区間とし、また局部座屈区間内では均等に圧縮ひずみを生じるものとし、箱形断面部材の圧縮域における応力・ひずみ曲線を実験的に導いた。

(5) 最大耐力・大変形後の残存圧縮耐力

H形断面部材と同様に、構造用鋼材の基準強度（F 値）を指標として、最大耐力および大変形後の残存圧縮耐力を検討する。大変形時における無次元化した応力・ひずみ曲線を、幅厚比 $d/t=25$ については図 3.15(a)に、幅厚比 $d/t=30$ については図 3.15(b)に示す。この結果は、図 3.14(a)および図 3.14(b)と同じものであるが、縦軸の応力を SM490 材の基準強度（ $325\text{N}/\text{mm}^2$ ）で除し、圧縮応力を無次元化して示したものである。

図 3.15(a)に示す幅厚比 $d/t=25$ の結果について述べる。 400°C においては、基準強度に対して、最大耐力は 1.1 倍位であり、5%～15%ひずみ時においては 0.9 倍～0.6 倍位まで低下する。 500°C においては、基準強度に対して、最大耐力は 0.75 倍位であり、5%～15%ひずみ時においては 0.6 倍～0.4 倍位まで低下する。 600°C においては、基準強度に対して、最大耐力は 0.3 倍位であり、5%～15%ひずみ時においては 0.3 倍～0.2 倍位まで低下する。

図 3.15(b)に示す幅厚比 $d/t=30$ の結果について述べる。 400°C においては、基準強度に対して、最大耐力は 1.1 倍位であり、5%～15%ひずみ時においては 0.85 倍～0.55 倍位まで低下する。 500°C においては、基準強度に対して、最大耐力は 0.8 倍位であり、5%～10%ひずみ時においては 0.7 倍～0.5 倍位まで低下する。 600°C においては、基準強度に対して、最大耐力は 0.5 倍位であり、5%～15%ひずみ時においては 0.4 倍～0.25 倍程度まで低下する。 500°C および 600°C における最大耐力が幅厚比 $d/t=25$ より大きいのは、幅厚比 $d/t=30$ の試験体に用いた鋼板 PL-4.5B の高温強度が、幅厚比 $d/t=25$ の試験体に用いた鋼板 PL-6A の高温強度より大きいためである（2章 表 2.6 と表 2.7 を参照）。

以上の結果をまとめて、箱形断面部材の最大耐力時と大変形時の無次元化耐力を表 3.5 および図 3.16 に示す。箱形断面部材の幅厚比 $d/t=30$ 以下の場合、火災加熱を受けて局部座屈による大変形を生じた後における箱形断面部材の残

存圧縮耐力として、本実験結果においては以下の値を示した。

400℃ → 基準強度の 0.6 倍程度

500℃ → 基準強度の 0.4 倍程度

600℃ → 基準強度の 0.2 倍程度

耐火設計において残存圧縮耐力は重要な目安である。柱の長期軸力が残存圧縮耐力を下回る場合は概ね安全と見なし得る。長期軸力が残存圧縮耐力を上回る場合は、長期軸力と残存圧縮耐力の差分が周辺架構の健全部材に伝達され、構造物全体としての安定性が保たれることを確認する必要がある。

(6) 引張試験結果との比較

高温時における短柱圧縮実験と引張試験を比較した結果を図 3.17 に示す。短柱圧縮実験と引張試験の比較は 1% ひずみまでを対象とした。図中の左段に、幅厚比 $d/t=25$ の短柱圧縮実験結果およびその試験体に用いた鋼板 PL-6A の引張試験結果を示す。図中の右段に、幅厚比 $d/t=30$ の短柱圧縮実験結果およびその試験体に用いた鋼板 PL-4.5B の引張試験結果を示す。

鋼材に関しては、一般に、ひずみの小さい範囲において、圧縮と引張の応力-ひずみ曲線が類似すると考えられている。図 3.17 を見ると、常温・400℃・500℃では、短柱圧縮実験と引張試験の結果が概ね類似している。600℃では、図 3.12 に示した H 形断面部材の結果と同様に、高温クリープの影響を受けて、圧縮応力が引張応力を下回っている。全般的な傾向としては、高温時についても圧縮と引張の応力-ひずみ曲線が概ね類似することが確認された。

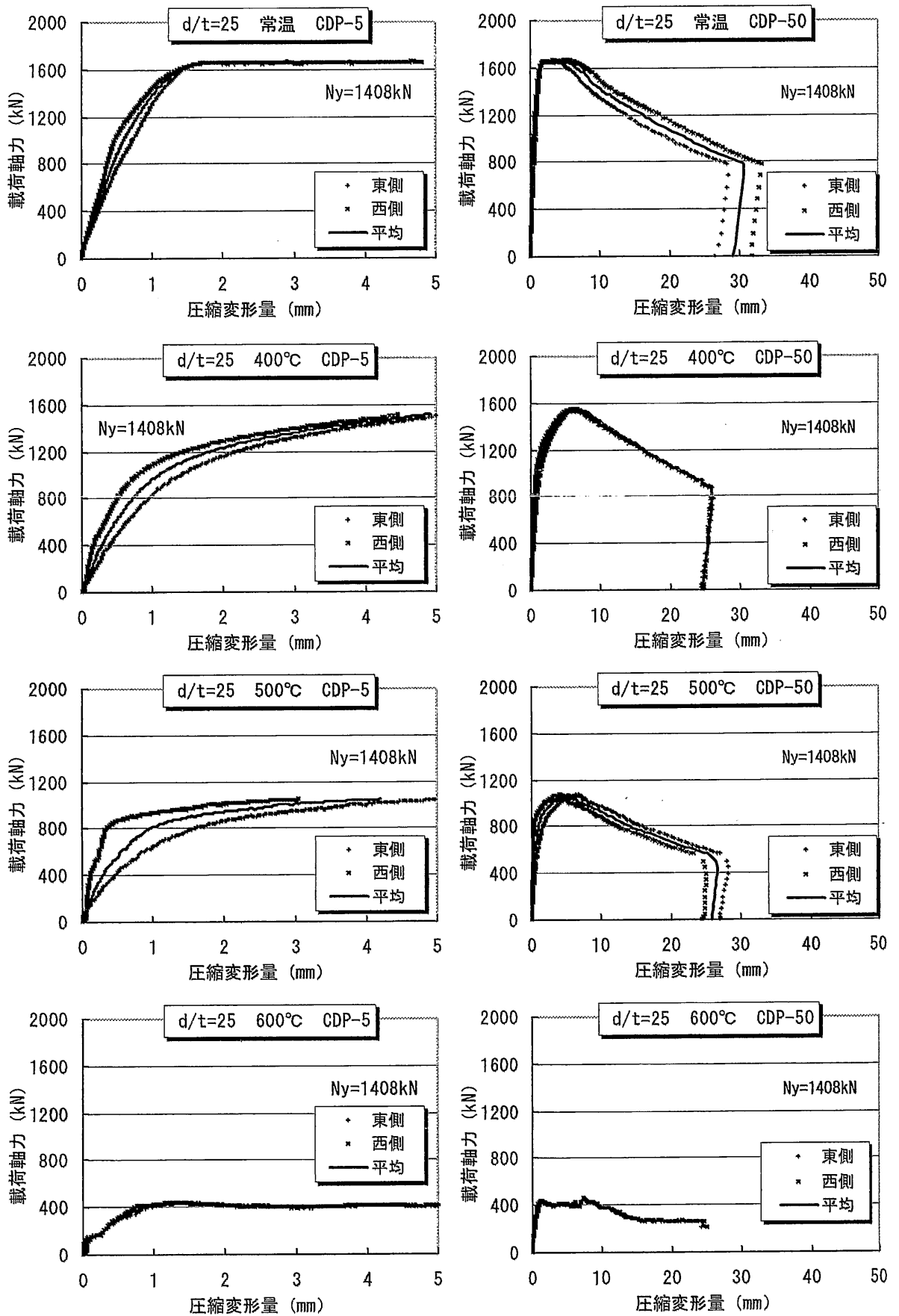


図 3.13(a) 幅厚比 $d/t=25$ の荷重-変形関係 (□・150×150×6)

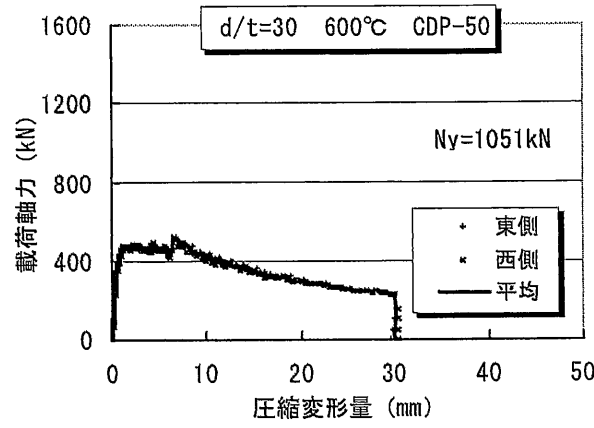
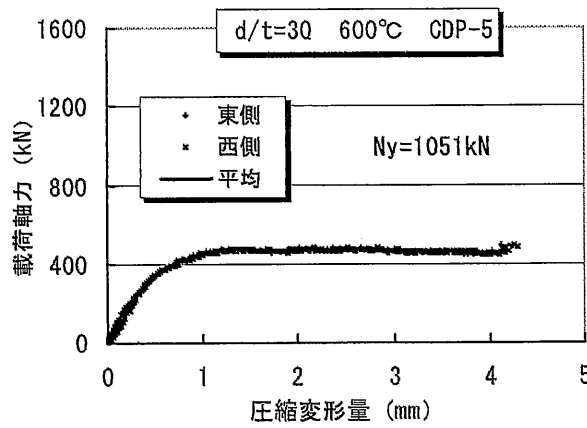
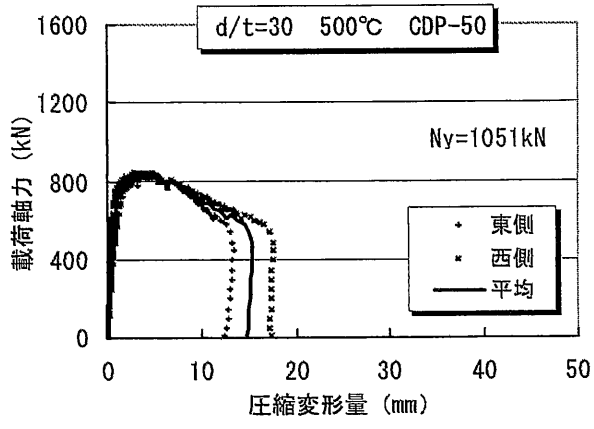
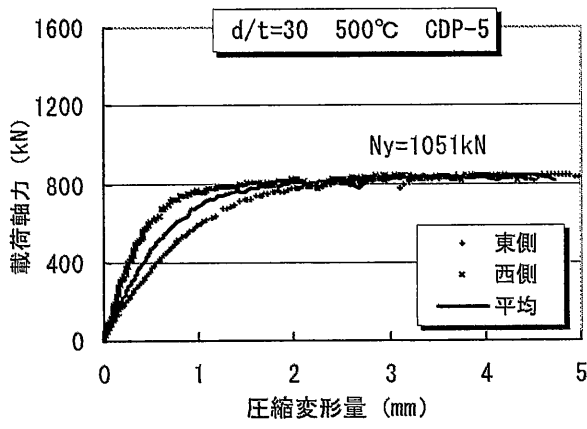
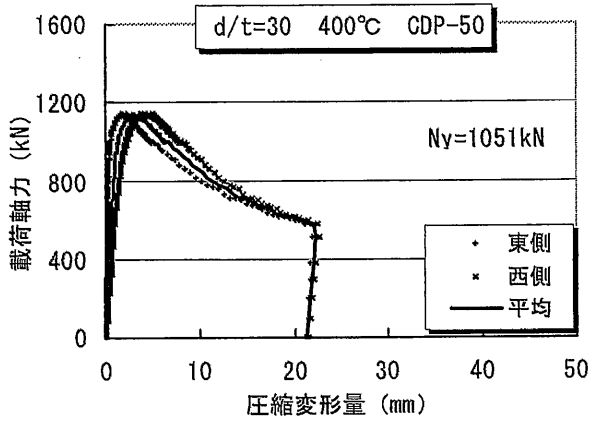
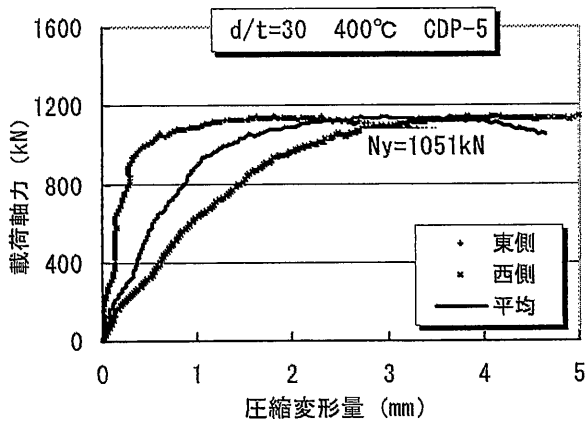
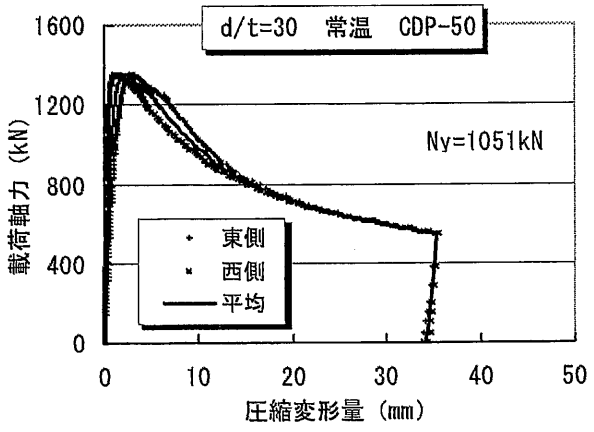
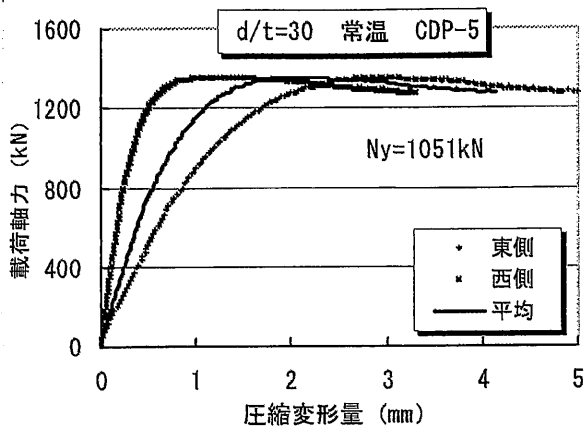
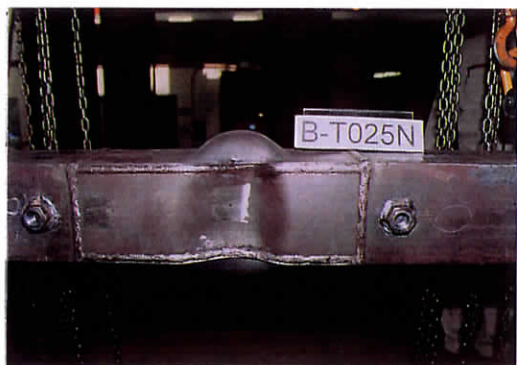
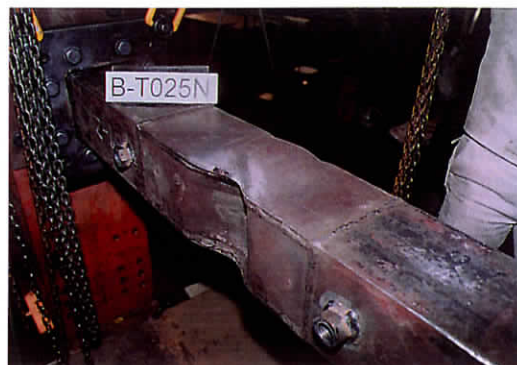


図 3.13(b) 幅厚比 $d/t=30$ の荷重-変形関係 (□-135×135×4.5)



d/t=25, 常温, 西側より



d/t=25, 常温, 南西側より



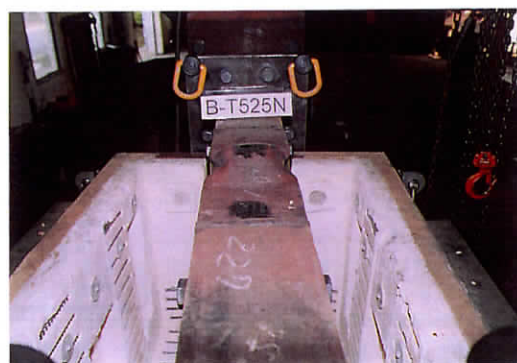
d/t=25, 400°C, 南東側より



d/t=25, 400°C, 南側より



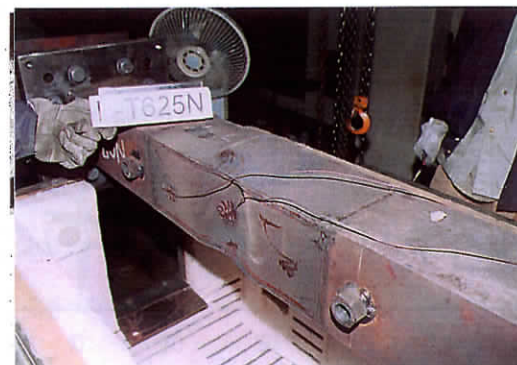
d/t=25, 500°C, 西側より



d/t=25, 500°C, 南側より

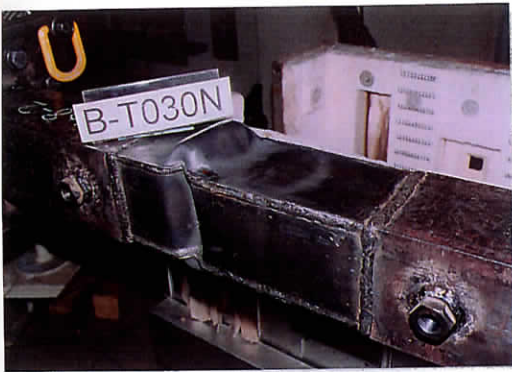


d/t=25, 600°C, 東側より

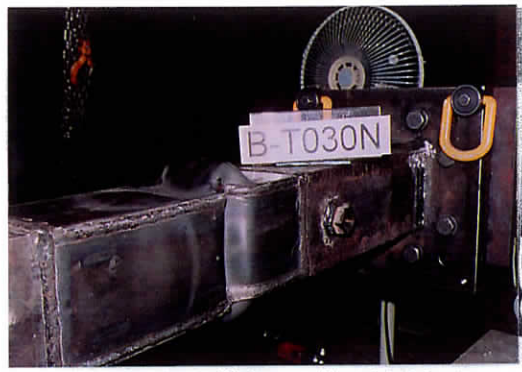


d/t=25, 600°C, 北東側より

写真 3.9(a) 幅厚比 $d/t=25$ の実験終了後の試験体 (□・150×150×6)



d/t=30, 常温, 北東側より



d/t=30, 常温, 北西側より



d/t=30, 400°C, 南東側より



d/t=30, 400°C, 南側より



d/t=30, 500°C, 北東側より



d/t=30, 500°C, 南側より



d/t=30, 600°C, 南東側より



d/t=30, 600°C, 南側より

写真 3.9(b) 幅厚比 $d/t=30$ の実験終了後の試験体 (□-135×135×4.5)

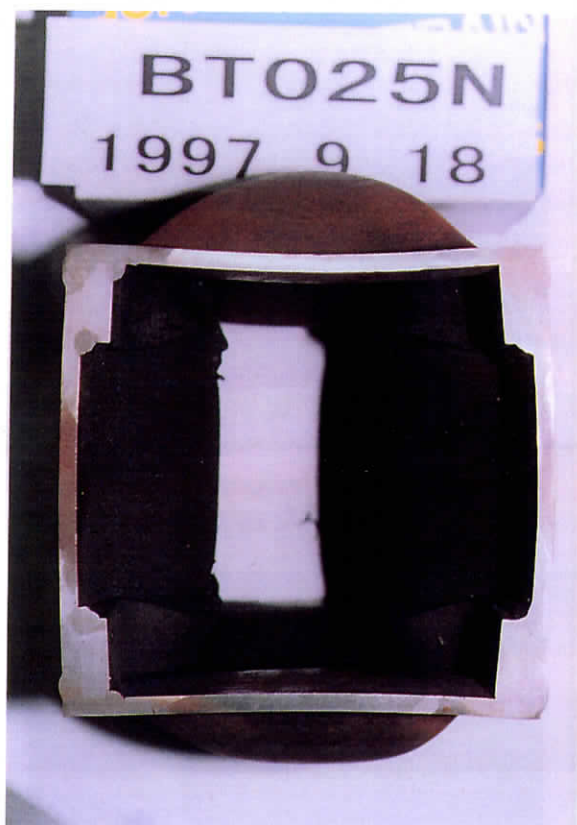


写真 3.10(a) 試験部分の切断面

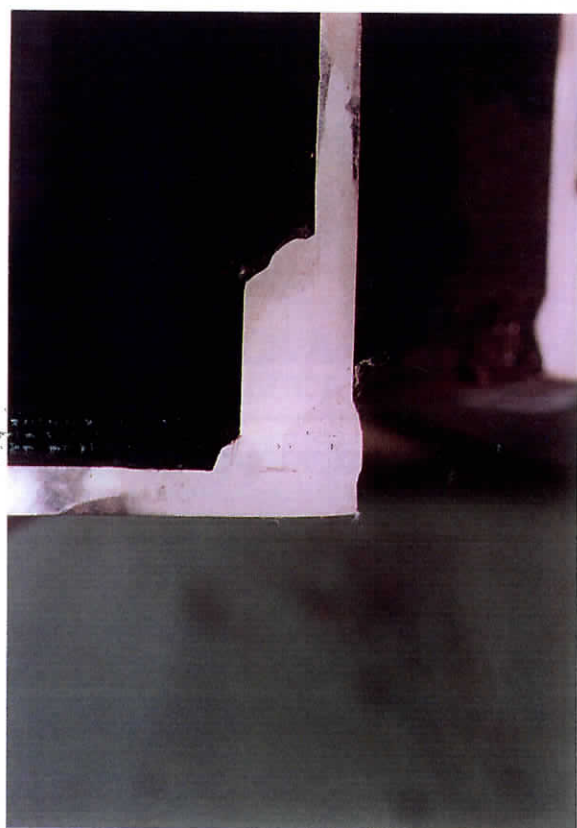


写真 3.10(b) 裏当て金の溶接状況

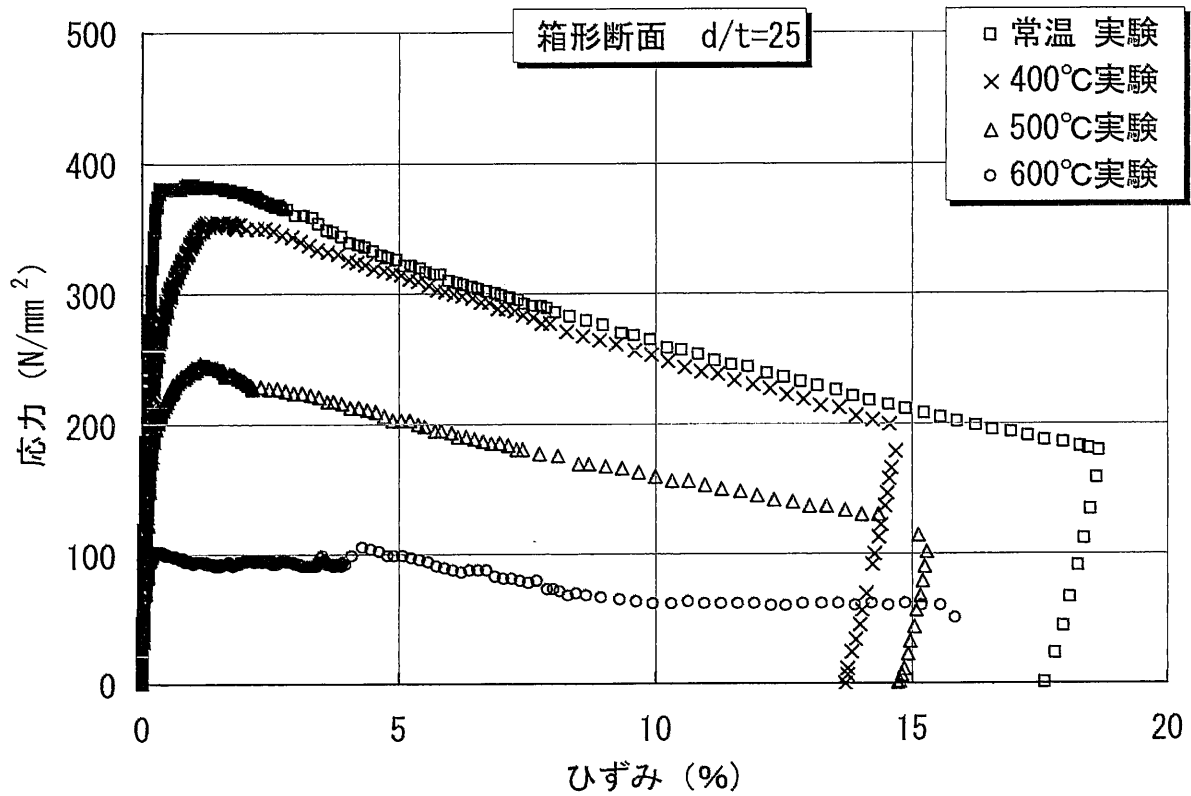


図 3.14(a) 幅厚比 $d/t=25$ の圧縮域の応力-ひずみ曲線 (□-150×150×6)

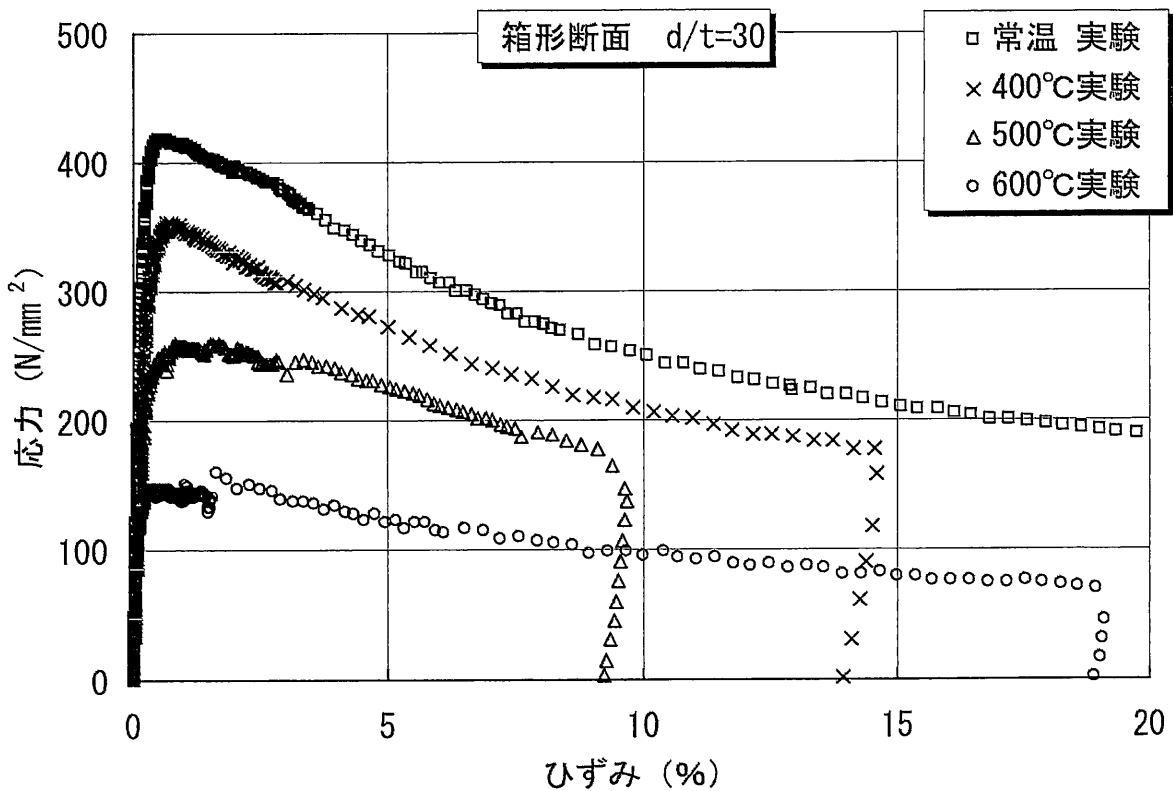


図 3.14(b) 幅厚比 $d/t=30$ の圧縮域の応力-ひずみ曲線 (□-135×135×4.5)

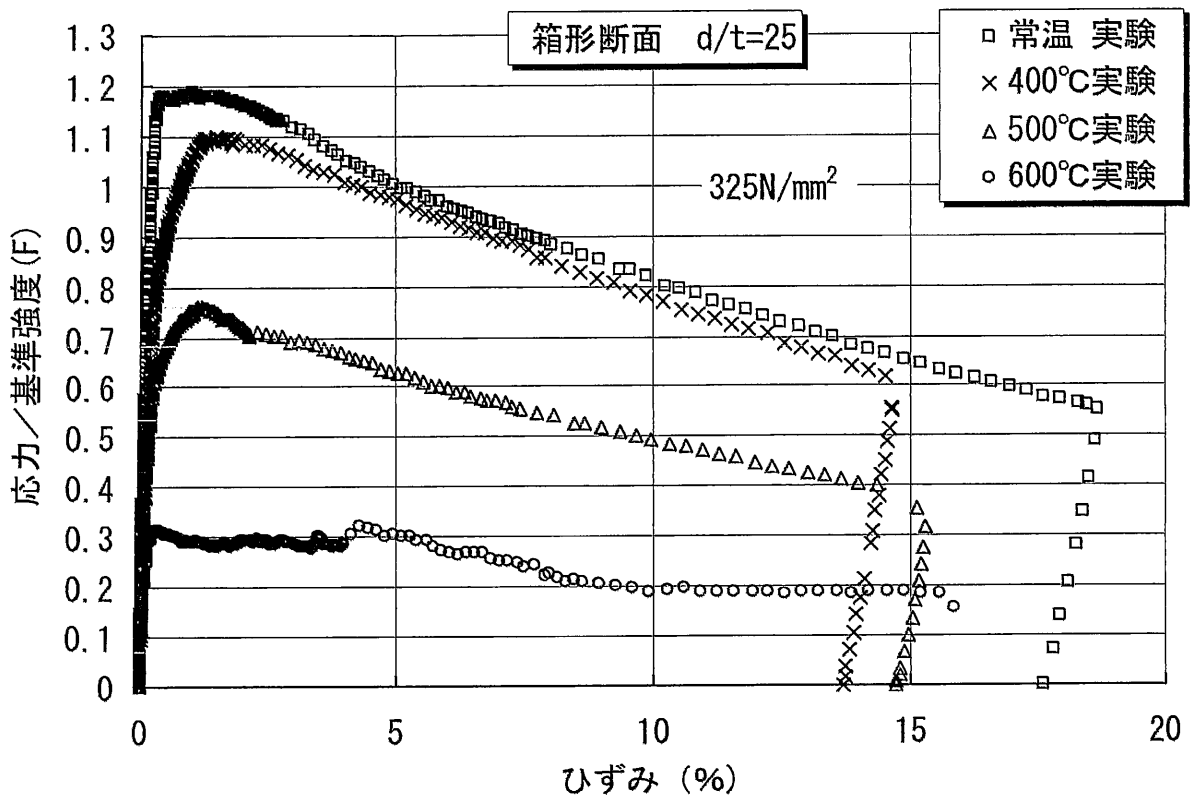


図 3.15(a) 幅厚比 $d/t=25$ の無次元化応力-ひずみ曲線 (□-150×150×6)

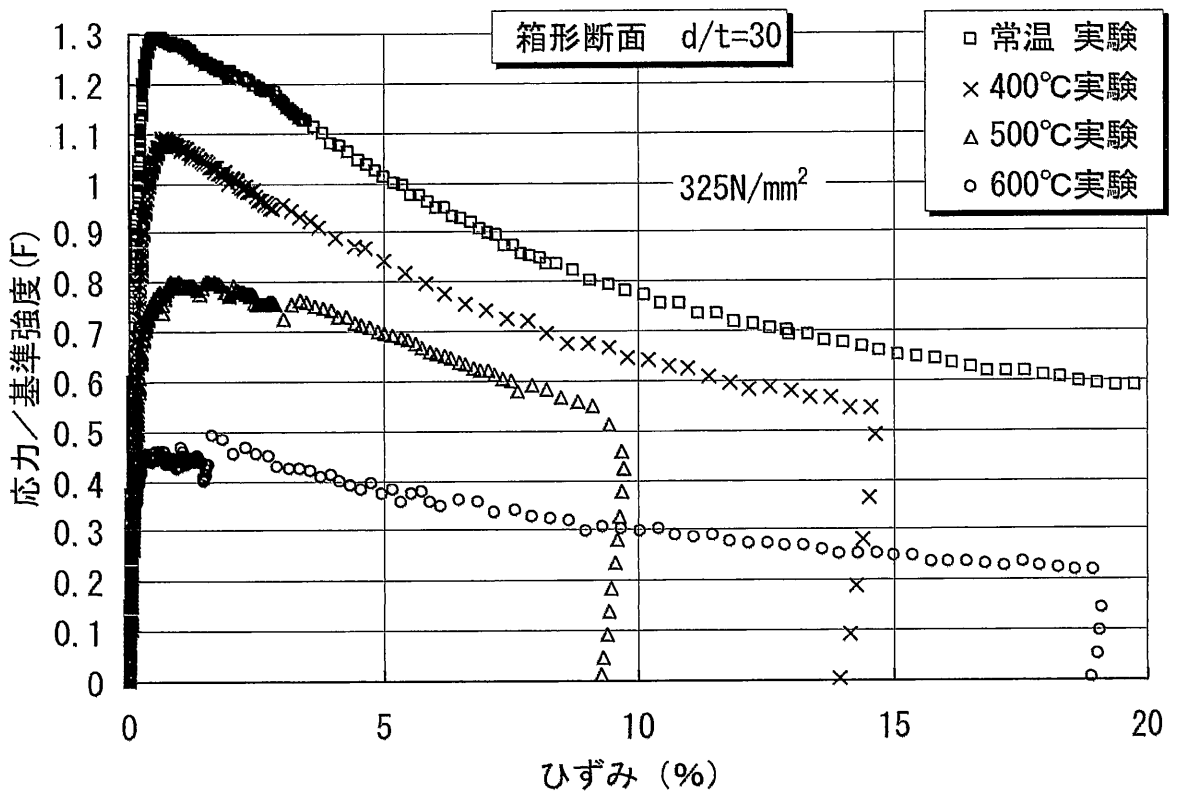


図 3.15(b) 幅厚比 $d/t=30$ の無次元化応力-ひずみ曲線 (□-135×135×4.5)

表 3.5 箱形断面部材の最大耐力時と大変形時の無次元化耐力

温度	幅厚比	最大耐力時	5%ひずみ時	10%ひずみ時	15%ひずみ時
RT	25	1.19	1.00	0.81	0.65
	30	1.29	1.01	0.77	0.65
400°C	25	1.10	0.97	0.78	—
	30	1.09	0.84	0.64	—
500°C	25	0.75	0.63	0.49	0.36
	30	0.80	0.70	—	—
600°C	25	0.32	0.30	0.19	0.19
	30	0.49	0.38	0.30	0.25

注) 記号「—」は、実験値が得られなかったことを示す。

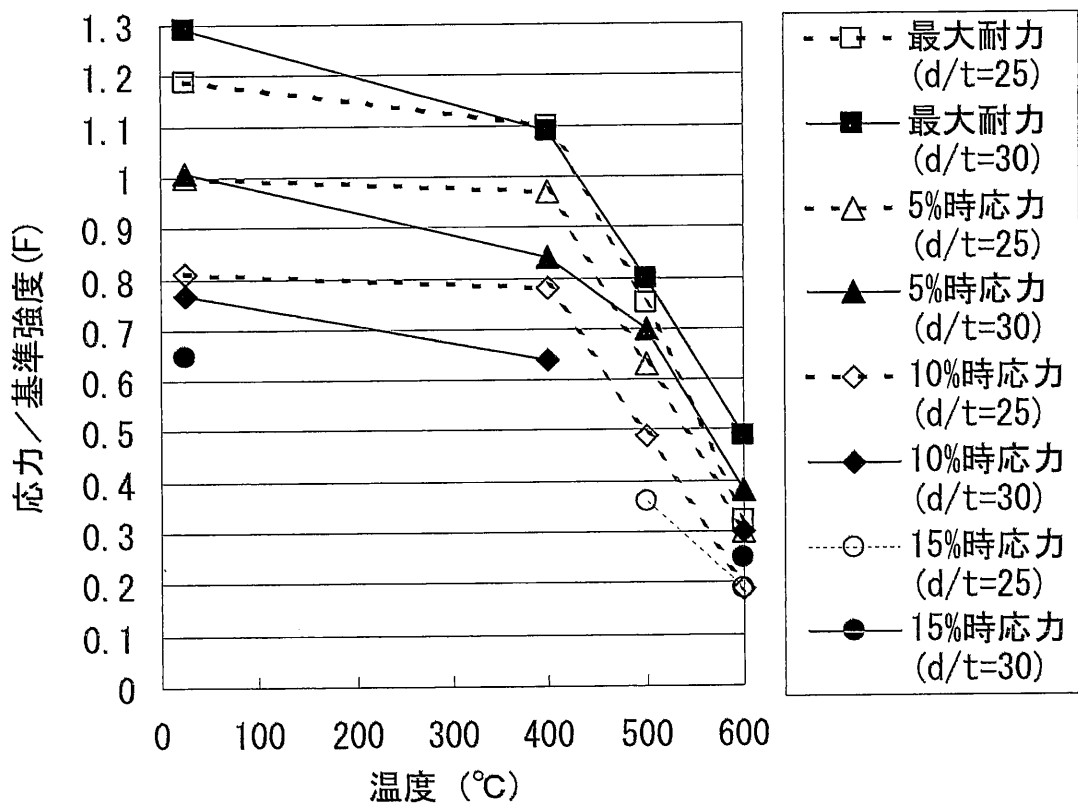


図 3.16 箱形断面部材の最大耐力時と大変形時の無次元化耐力

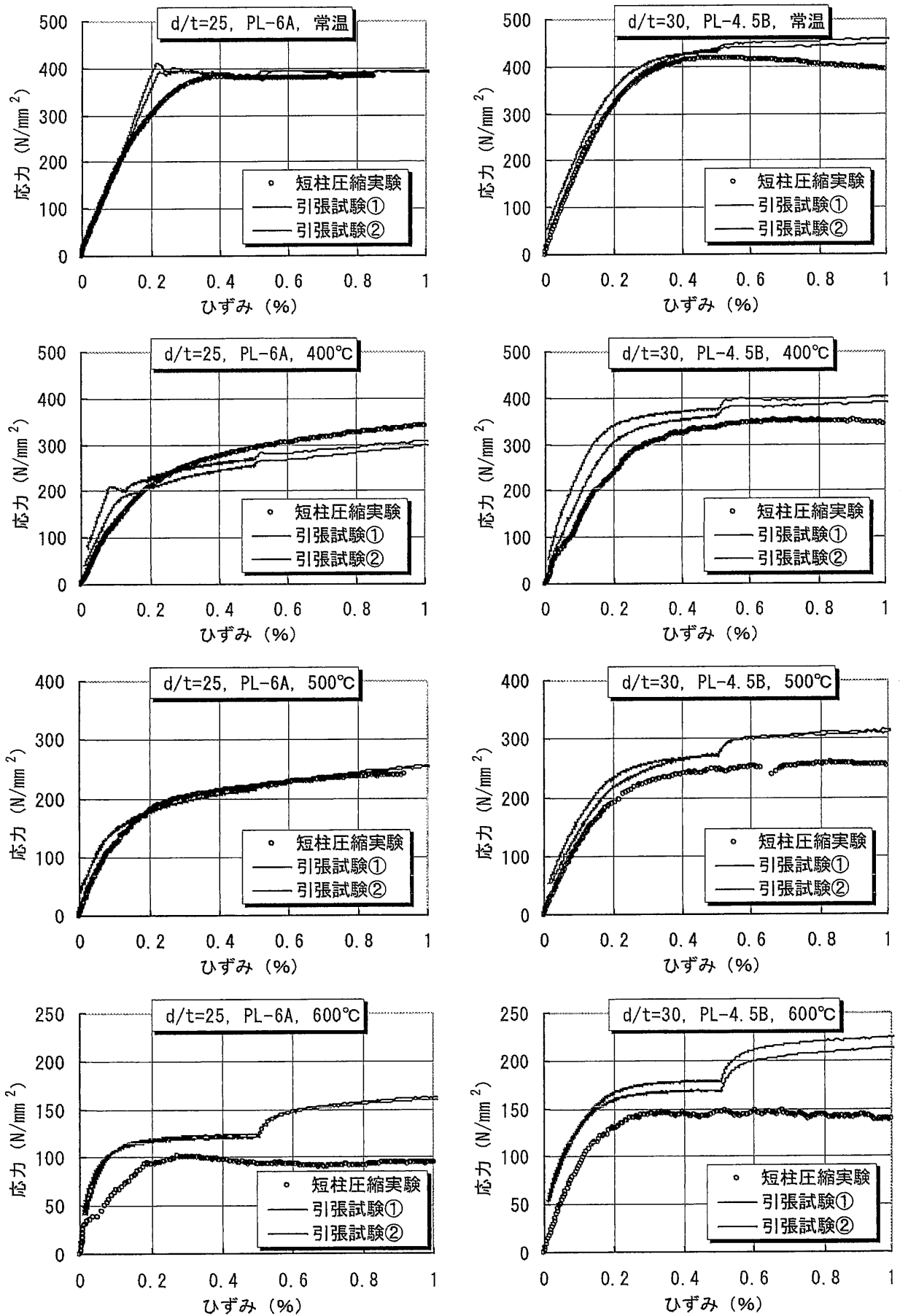


図 3.17 短柱圧縮実験結果と引張試験結果の比較 (箱形断面部材)

3.3 局部座屈を考慮した圧縮域における応力-ひずみ曲線

3.3.1 応力-ひずみ曲線の数式化

(1) 局部座屈後における応力-ひずみ曲線の数式化

鋼構造骨組の熱応力変形解析において局部座屈後の残存圧縮耐力を容易に評価できるよう、鈴木らは、圧縮域における局部座屈後の応力-ひずみ曲線式を、下の(3.2)式のように提案した^{17),19)}。

$$\sigma(\varepsilon_0) = \frac{\sigma_0(\varepsilon_0)}{b/t} \left(\sqrt{\frac{\xi}{\varepsilon_0}} + \zeta \right) \quad \dots (3.2) \text{式}$$

記号の意味を以下に示す。

ε_0 : 圧縮ひずみ (正值とする)

$\sigma(\varepsilon_0)$: 局部座屈後の残存圧縮耐力 (正值とする)

$\sigma_0(\varepsilon_0)$: ひずみ ε_0 時の引張試験結果に対応する応力値 (正值とする)
2章に示した(2.1)式より得る値である。

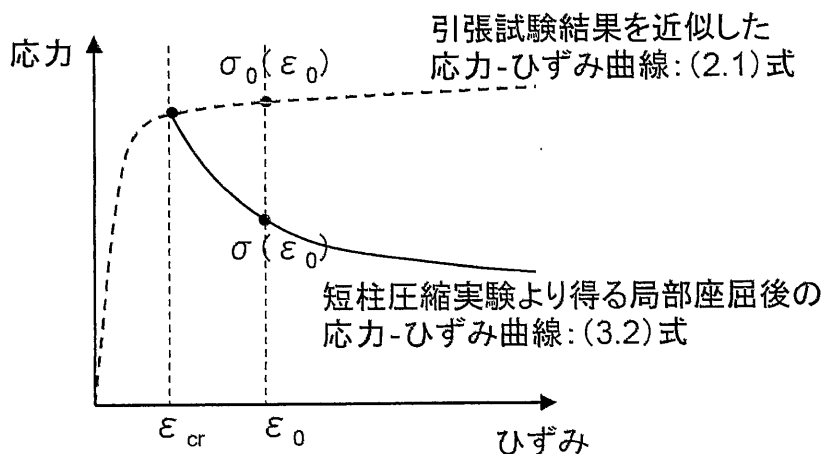
b/t : 板要素の幅厚比

ξ, ζ : 断面形状によって定まる実験定数

箱形断面の場合 : $\xi = 6.25, \zeta = 3.0$

円形断面の場合 : $\xi = 19.4, \zeta = 0$

局部座屈発生前 ($\varepsilon_0 \leq \varepsilon_{cr}$) においては、引張試験より得た(2.1)式を用いる。
局部座屈発生後 ($\varepsilon_0 > \varepsilon_{cr}$) においては、(3.2)式を用いる。圧縮域における応力-ひずみ曲線の概略を下図に示す。



鈴木らは、鋼種・温度・幅厚比を試験条件として行なった短柱圧縮実験において、 $b/t \times \{\sigma(\epsilon_0) / \sigma_0(\epsilon_0)\}$ と ϵ_0 の関係が1つの曲線に収斂することを見出した。この提案式の特徴は、高温時における素材の強度と板要素の幅厚比を同時に含めた合成要因 $b/t \times \{\sigma(\epsilon_0) / \sigma_0(\epsilon_0)\}$ を用いて、鋼種・温度・幅厚比に関わらず1つの式で対応できる点にある。

(2) H形断面部材の局部座屈後における応力-ひずみ曲線

H形断面部材の短柱圧縮実験における $b/t \times \{\sigma(\epsilon_0) / \sigma_0(\epsilon_0)\}$ と ϵ_0 の関係を、幅厚比 $b/t=7.5$ については図 3.18 の(a)に示し、幅厚比 $b/t=10$ については図 3.18 の(b)に示し、全ての結果およびその近似式については図 3.18 の(c)に示す。図 3.18 の(a)~(c)における $\sigma(\epsilon_0)$ は、短柱圧縮実験の値をそのまま用いている。 $\sigma_0(\epsilon_0)$ は、引張試験より数式化した(2.1)式による値である。引張試験の値をそのまま用いなかった理由は、高温引張試験においてひずみ速度を切替えた時に急激に応力が上昇し、ここではひずみ速度の切替えによる応力上昇を含まない値で整理したかったからである。なお、H形断面部材においてはフランジ材とウェブ材に2種類の板材を用いたが、ここではフランジ材の引張試験結果より得た $\sigma_0(\epsilon_0)$ の値を用いた。

図 3.18 の(a)よりH形断面部材の結果を見ると、幅厚比 $b/t=7.5$ における 600°C の結果が他の結果より小さい値を示している。図 3.12 で示したように、 600°C において、短柱圧縮試験の応力値が引張試験結果より小さいことに対応したものである。この要因として、ひずみ速度の違いと高温クリープの影響が考えられることは前に述べた。図 3.18 の(c)により全結果を見ると、5%ひずみ位までバラツキは大きいだが、5%以上における大ひずみ領域においてはバラツキが小さくなる。 $b/t \times \{\sigma(\epsilon_0) / \sigma_0(\epsilon_0)\}$ と ϵ_0 の関係は、温度と幅厚比が異なっても概ね1本の束としてまとまっている。よって、これを1本の曲線と見なしても差し支えないと考える。図 3.18 の(c)に破線で示す曲線は、実験結果の下限值に合わせるように、H形断面における定数を $\xi = 1.2$, $\zeta = 1.0$ として数式化したものである。以上より、H形断面部材の局部座屈後における応力-ひずみ曲線は、次の(3.3)式のように数式化される。

$$\sigma(\epsilon_0) = \frac{\sigma_0(\epsilon_0)}{b/t} \left(\sqrt{\frac{1.2}{\epsilon_0}} + 1.0 \right) \quad \dots (3.3) \text{式}$$

(3.3)式は、耐火鋼を用いたH形断面部材の実験からも同様に導かれており¹⁵⁾、鋼種が変わっても適用できる式であることが再確認された。

なお、本実験により導かれたH形断面における定数 ($\xi = 1.2$, $\zeta = 1.0$) は、部材せいと部材幅の等しいH形断面部材より得た結果であることを追記する。

(3) 箱形断面部材の局部座屈後における応力-ひずみ曲線の数式化

箱形断面部材の短柱圧縮実験における $d/t \times \{\sigma(\varepsilon_0) / \sigma_0(\varepsilon_0)\}$ と ε_0 の関係を、幅厚比 $d/t=25$ については図 3.19 の(a)に示し、幅厚比 $d/t=30$ については図 3.19 の(b)に示し、全ての結果およびその近似式については図 3.19 の(c)に示す。H形断面部材と同様に、図 3.19(a)～図 3.19(c)における $\sigma_0(\varepsilon_0)$ は引張試験より数式化した応力-ひずみ曲線の値としている。

図 3.19 における箱形断面部材の結果を見ると、幅厚比 $d/t=25$ における 600°C の結果が他の結果より若干小さい値を示している。図 3.17 に示したように、 600°C において短柱圧縮試験の応力値が引張試験より小さいことに対応したものである。図 3.18(c)の全結果におけるバラツキは、H形断面の場合よりも大きい。多少のバラツキを無視することとしてH形断面部材と同様に実験結果の曲線群の下限值に合わせて数式化を行なうと、箱形断面の実験定数を得る。鈴木らは箱形断面の実験定数を $\xi = 6.25$, $\zeta = 3.0$ としており¹⁵⁾、図中に破線で示す曲線は、その値を用いたものである。5%ひずみ以降において、鈴木らの提案式は、実験結果の曲線群における下限値に近似し、本実験とも概ね対応している。以上より、箱形断面部材の局部座屈後における応力-ひずみ曲線は、下の(3.4)式を適用する。

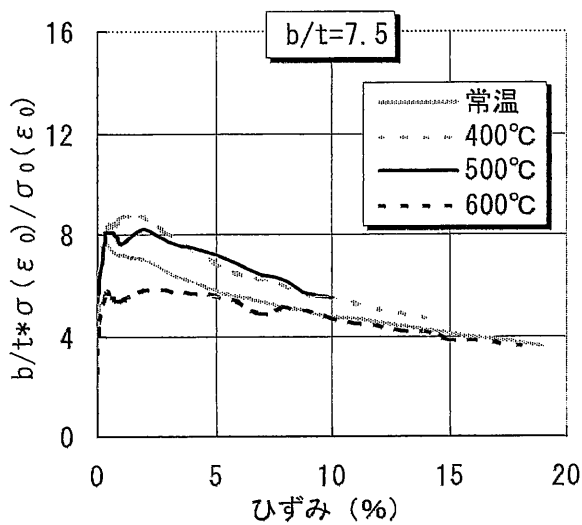
$$\sigma(\varepsilon_0) = \frac{\sigma_0(\varepsilon_0)}{b/t} \left(\sqrt{\frac{6.25}{\varepsilon_0}} + 3.0 \right) \quad \dots (3.4) \text{式}$$

(4) 局部座屈発生ひずみ

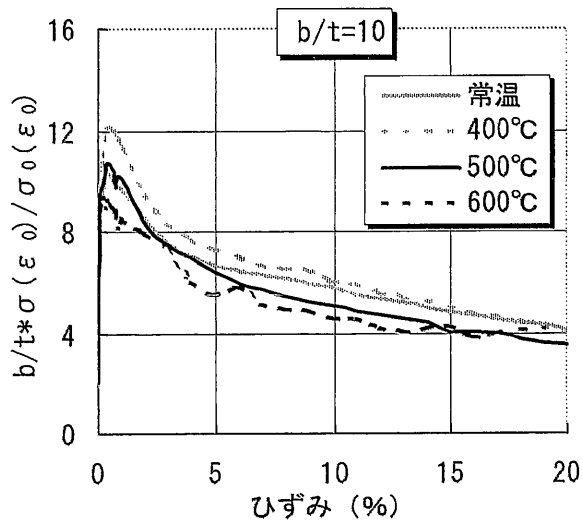
局部座屈発生ひずみ ε_{cr} は下の(3.5)式で表される。

$$\varepsilon_{cr} = \frac{\xi}{(b/t - \zeta)^2} \quad \dots (3.5) \text{式}$$

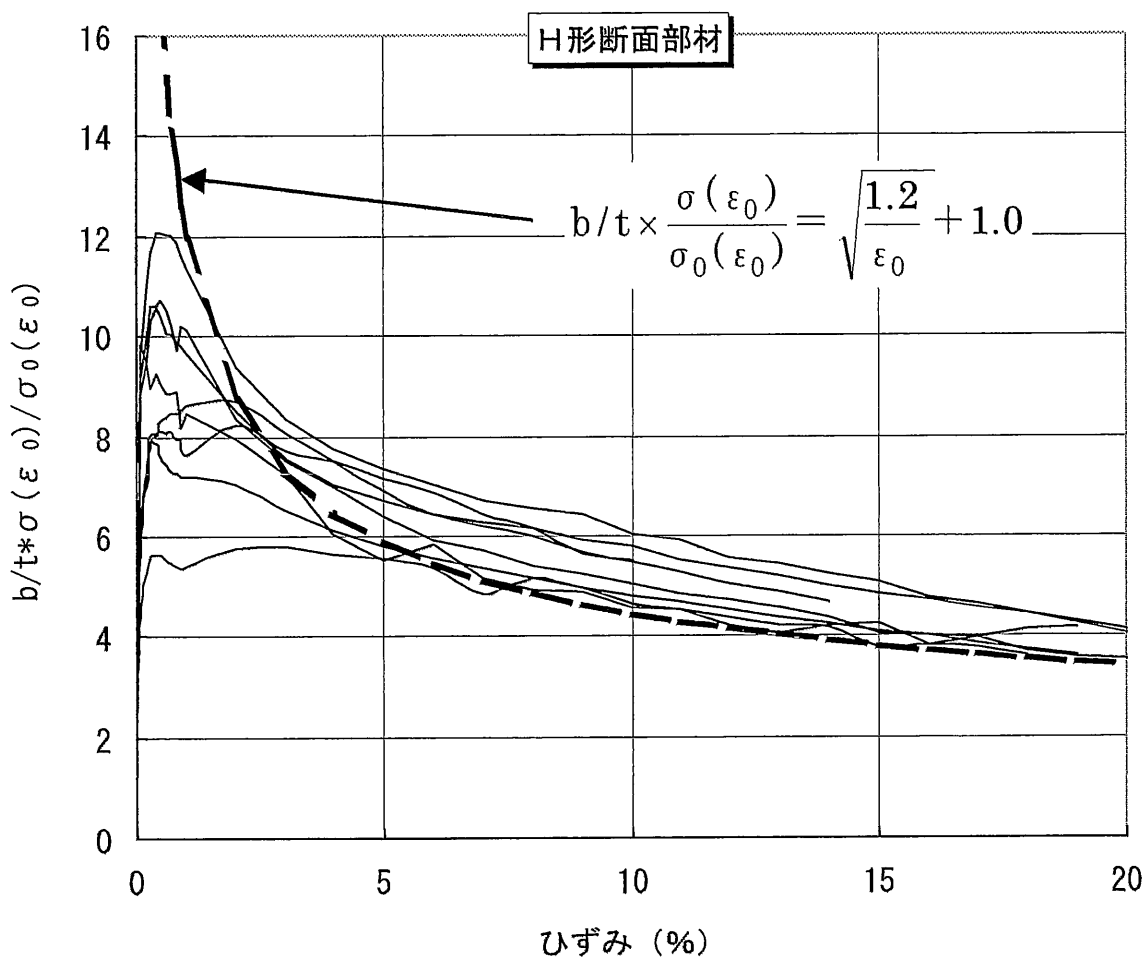
上の(3.5)式は、(3.2)式において、 $\sigma(\varepsilon_0)$ と $\sigma_0(\varepsilon_0)$ を同値として解くことにより導かれる。



(a) 幅厚比 $b/t=7.5$ の結果

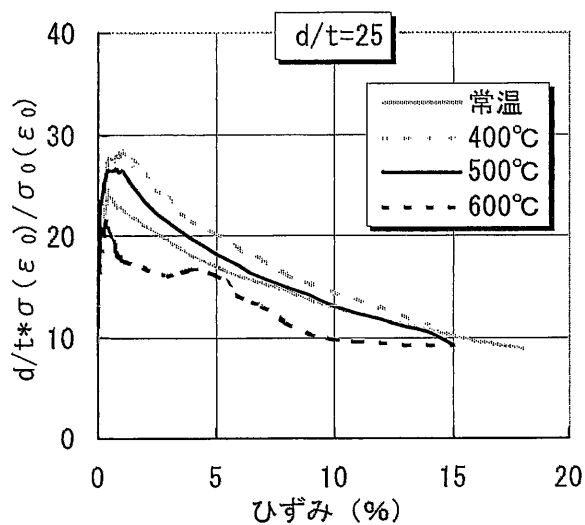


(b) 幅厚比 $b/t=10$ の結果

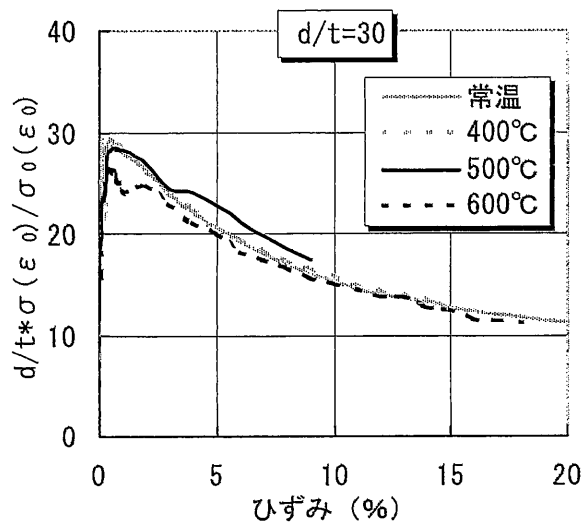


(c) 全結果およびその近似式

図 3.18 H形断面部材の $b/t \times \{\sigma(\epsilon_0) / \sigma_0(\epsilon_0)\}$ と ϵ_0 の関係



(a) 幅厚比 $d/t=25$ の結果



(b) 幅厚比 $d/t=30$ の結果

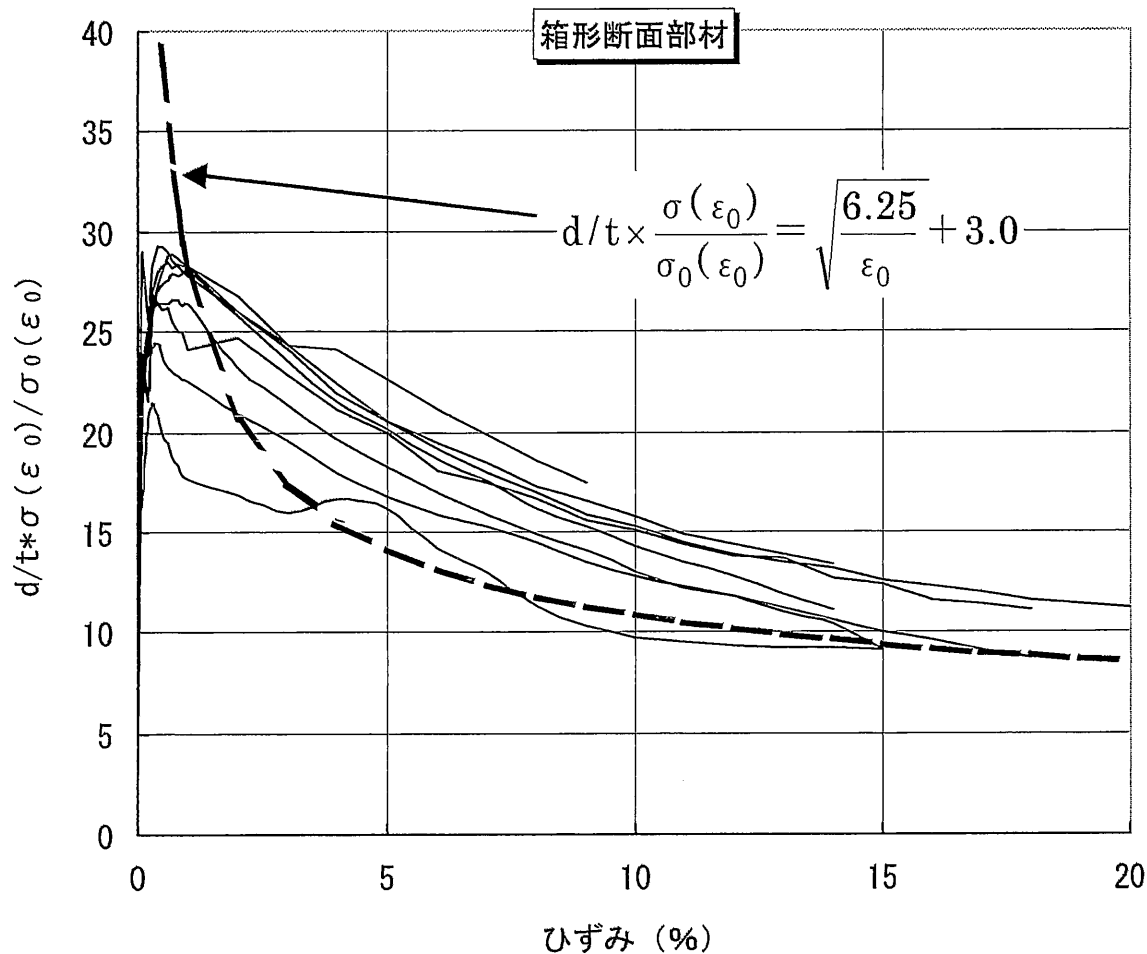


図 3.19 箱形断面部材の $d/t \times \{\sigma(\epsilon_0) / \sigma_0(\epsilon_0)\}$ と ϵ_0 の関係

3.3.2 実験結果との比較

(1) H形断面部材

H形断面部材の短柱圧縮実験結果と局部座屈を考慮した応力・ひずみ曲線式による計算値の比較を、幅厚比 $b/t=7.5$ については図 3.20(a)に、幅厚比 $b/t=10$ については図 3.20(b)に示す。なお、ここで述べる計算値とは、短柱圧縮実験に基づいた近似曲線(3.3)式によるものである。

図 3.20(a)に示す幅厚比 $b/t=7.5$ の結果を見ると、常温においては、計算値の方が局部座屈発生時のひずみは大きい。1%~5%のひずみ領域では計算値が実験値を上回り、5%以降のひずみ領域においては両者ともほぼ同じ値を示している。400°Cにおいては、全体的に実験値が計算値をやや上回っている。500°Cにおいては、局部座屈発生ひずみまでは実験値と計算値が一致し、局部座屈後は計算値の方が実験値をやや下回っている。600°Cにおいては、5%ひずみ位までは計算値が実験値をやや上回り、5%以降のひずみ領域においては両者ともほぼ同じ値を示している。

図 3.20(b)に示す幅厚比 $b/t=10$ の結果を見ると、常温においては、計算値の方が局部座屈発生以降の耐力低下はやや大きい。3%以降のひずみ領域においては、計算値が実験値を下回っている。400°Cにおいても、常温と同様な傾向を示している。500°Cおよび600°Cにおいては、実験値と計算値が一致している。

H形断面部材における短柱圧縮実験と、局部座屈ありと局部座屈なしの計算を比較した結果を図 3.21 に示す。局部座屈ありの応力・ひずみ曲線式による計算値は、局部座屈なしの計算値に比べると、残存圧縮耐力を定性的に追跡していることがわかる。

(2) 箱形断面部材

箱形断面部材の短柱圧縮実験結果と局部座屈を考慮した応力・ひずみ曲線式による計算結果の比較を、幅厚比 $d/t=25$ については図 3.22(a)に、幅厚比 $d/t=30$ については図 3.22(b)に示す。なお、ここで述べる計算値は、鈴木らの提案した近似曲線(3.4)式によるものである。

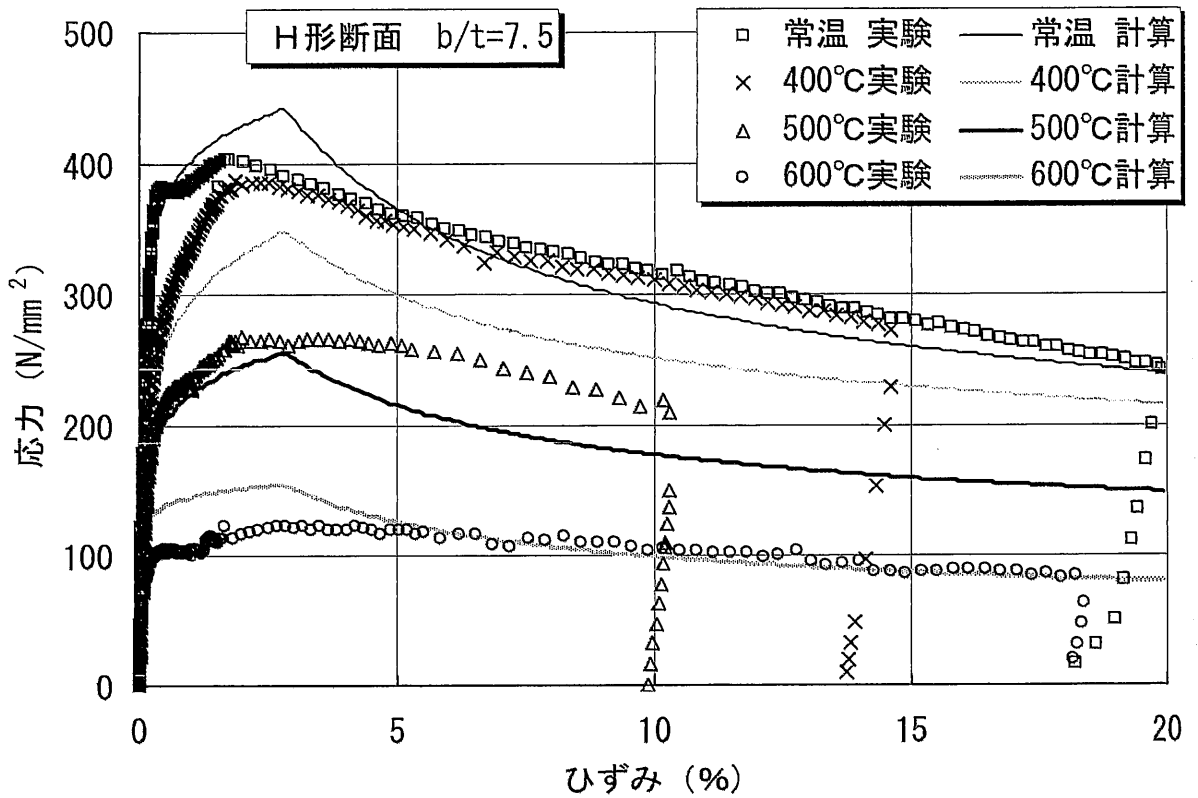
図 3.22(a)に示す幅厚比 $d/t=25$ の結果を見ると、常温時においては、計算値の方が局部座屈発生以降の耐力低下が大きい。2%以降のひずみ領域においては、計算値が実験値を下回っている。400°Cにおいては、常温時と同様な差を見られ

るが、常温より大きな差が生じている。500℃においては、実験値と計算値が概ね一致している。600℃においては、5%ひずみ位までは計算値が実験値を上回り、5%以降のひずみ領域においてはほぼ同じ値を示している。

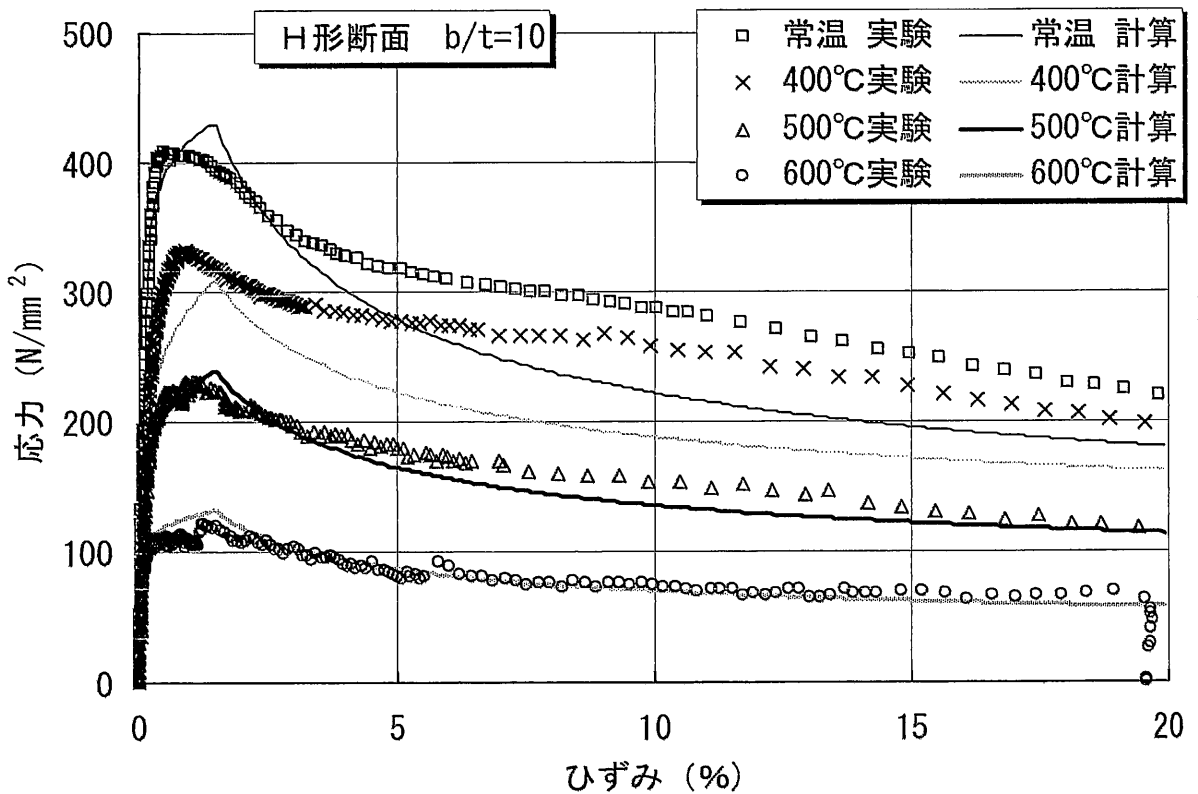
図 3.22(b)に示す幅厚比 $d/t=30$ の結果を見ると、全ての温度について、実験値に対して計算値の耐力低下が大きく、計算値が実験値を下回っている。この傾向は、常温・400℃・500℃において顕著である。

箱形断面部材においては、試験部分の鋼板4枚を溶接する際に、幅 25mm・厚さ 9mm の裏当て金を4枚用いた。箱形断面の4隅に配置された裏当て金が、局部座屈後における耐力低下の抑制において、大きく影響したと考えられる。鈴木らが提案した箱形断面部材における局部座屈後の応力-ひずみ曲線(3.4)式に対して実験値が大きく上回った理由は、裏当て金に影響したためと考えられる。

箱形断面部材における短柱圧縮実験と、局部座屈ありと局部座屈なしの計算を比較した結果を図 3.23 に示す。局部座屈ありの応力-ひずみ曲線式による計算値は、局部座屈なしの計算値に比べると、残存圧縮耐力を定性的に追跡していることがわかる。



(a) 幅厚比 $b/t=7.5$ (H-135×135×6×9)



(b) 幅厚比 $b/t=10$ (H-120×120×4.5×6)

図 3.20 H形断面部材における短柱圧縮実験結果と計算結果の比較

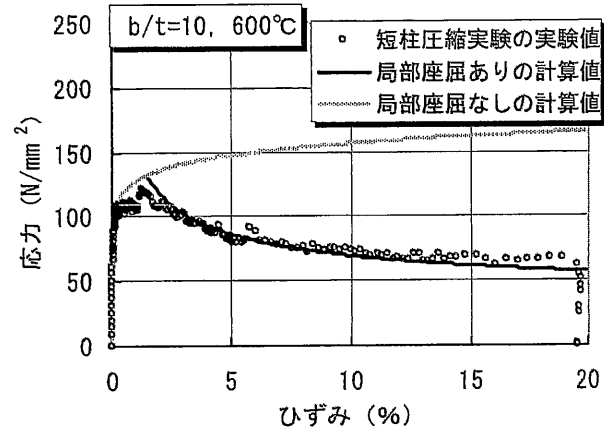
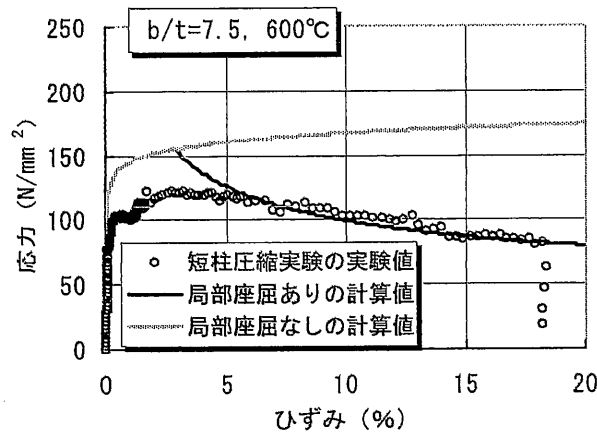
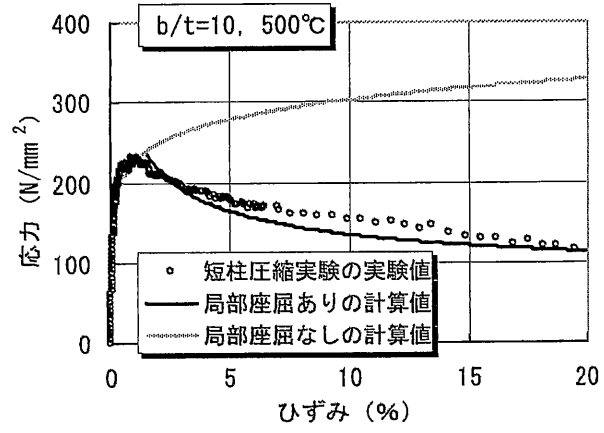
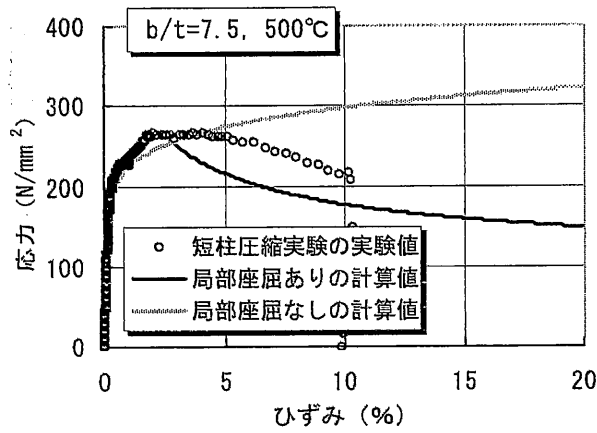
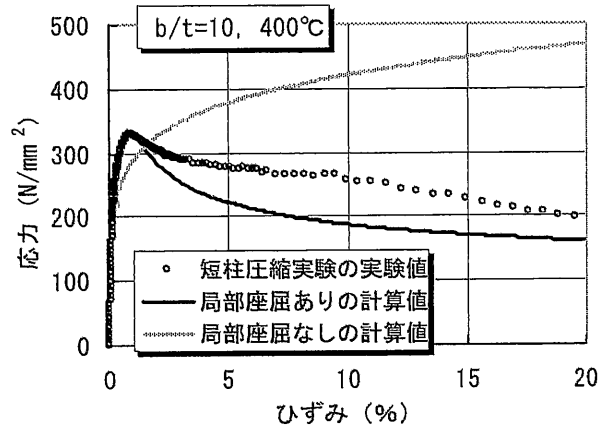
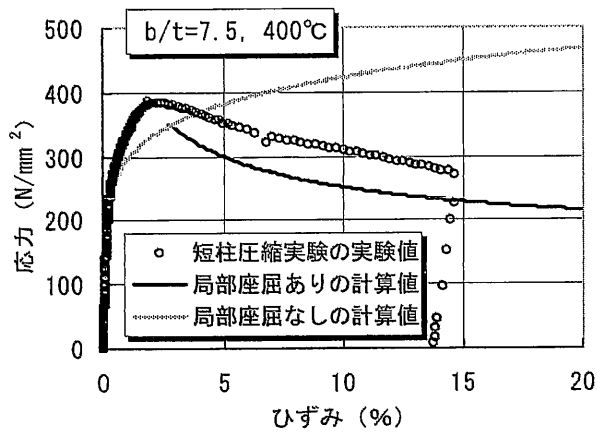
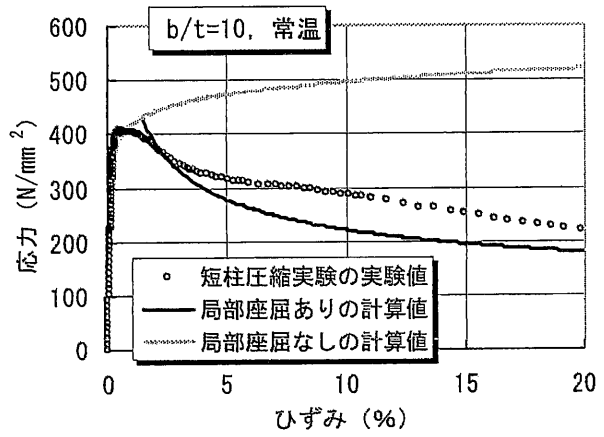
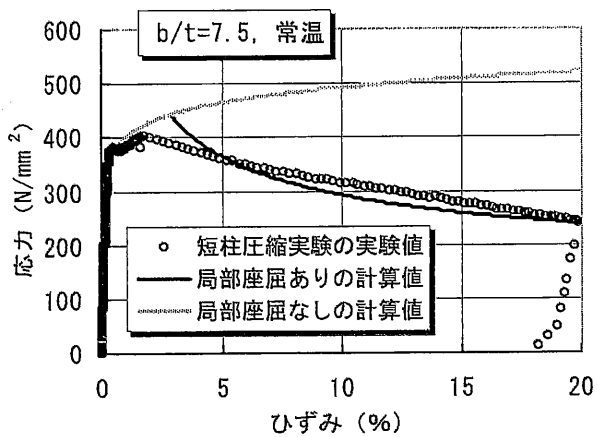
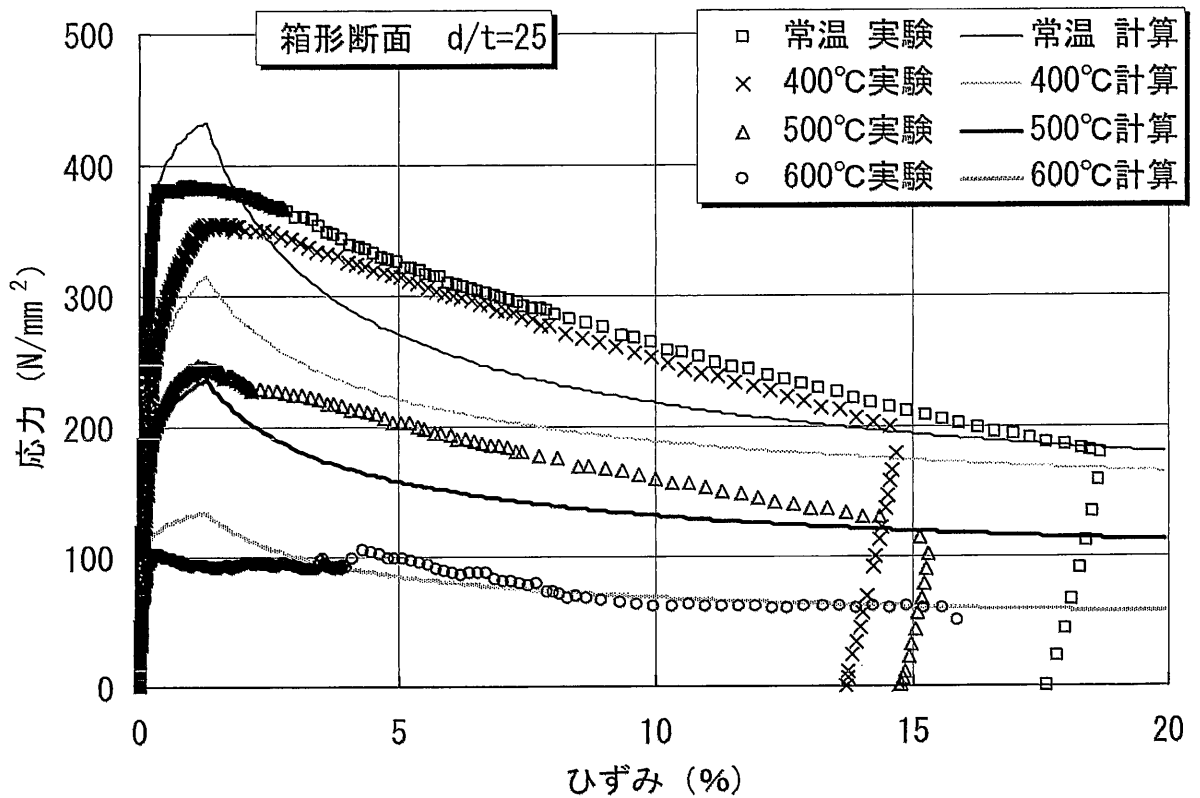
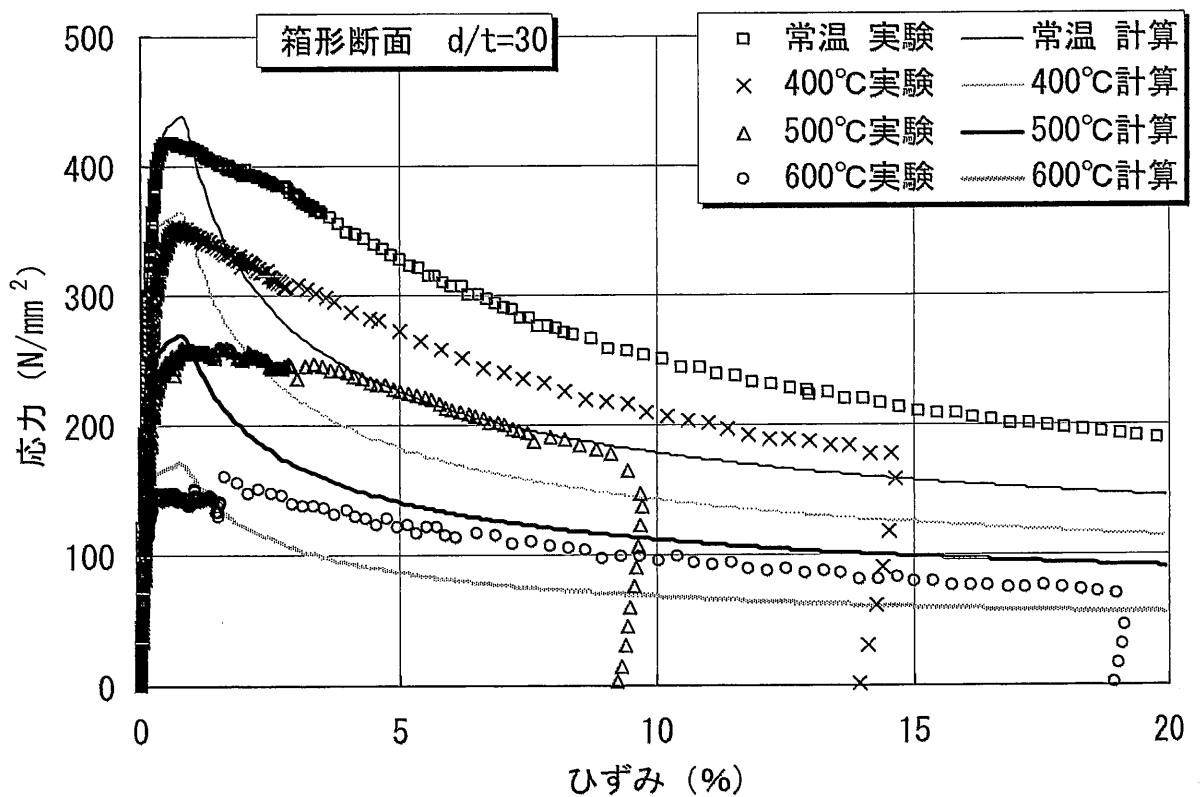


図 3.21 H 形断面部材における短柱圧縮実験結果と計算結果の比較



(a) 幅厚比 $d/t=25$ (□-150×150×6)



(b) 幅厚比 $d/t=30$ (□-135×135×4.5)

図 3.22 箱形断面部材における短柱圧縮実験結果と計算結果の比較

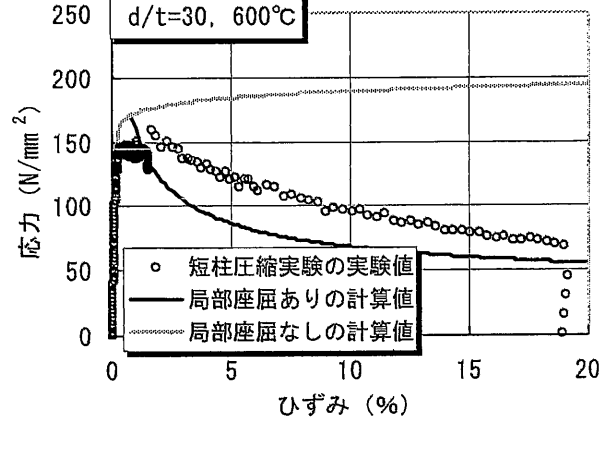
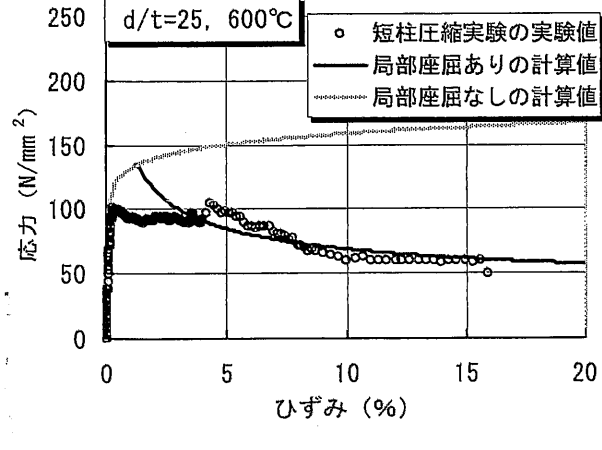
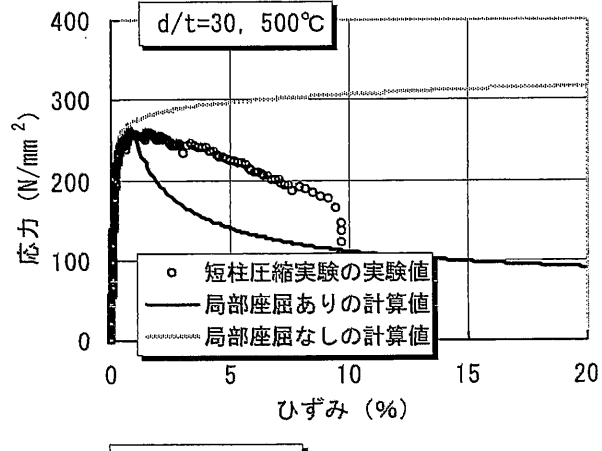
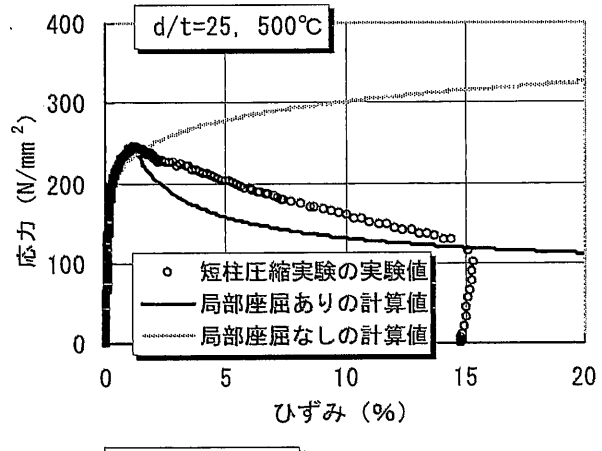
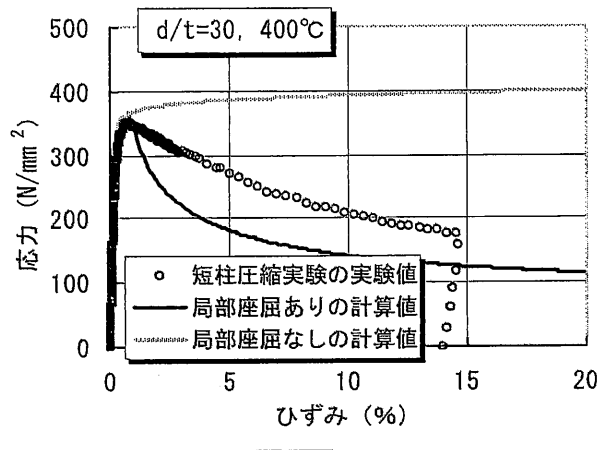
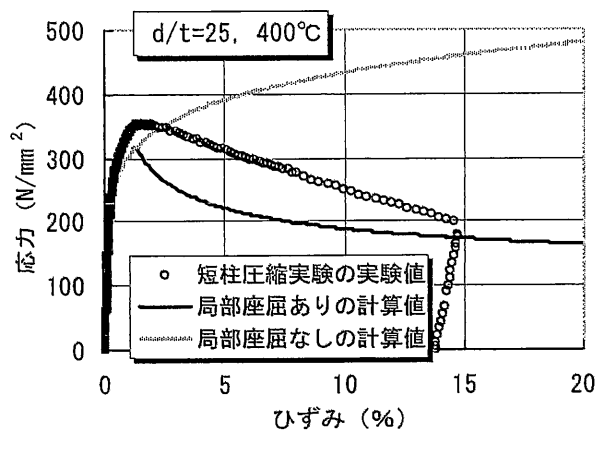
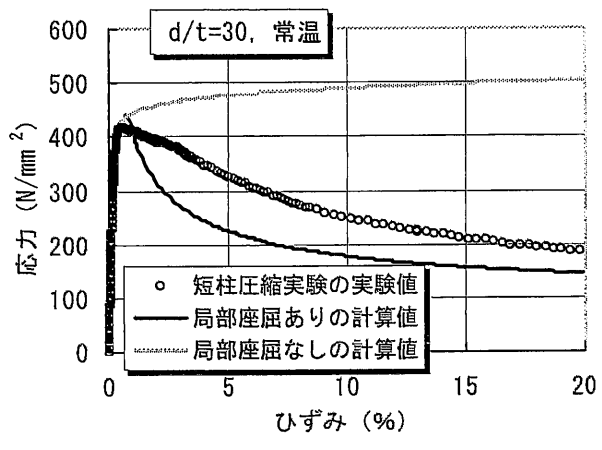
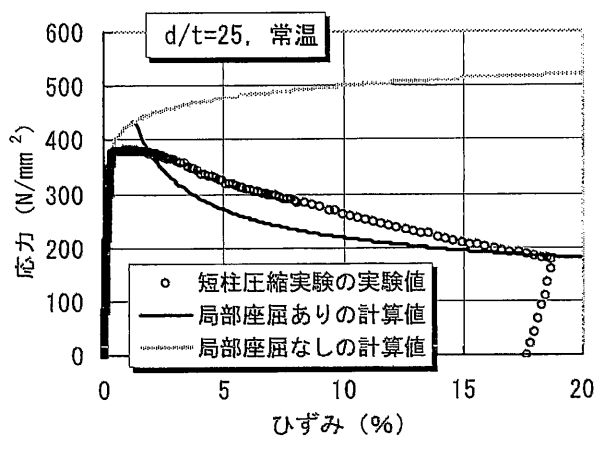


図 3.23 箱形断面部材における短柱圧縮実験結果と計算結果の比較

3.4 結語

一般鋼による幅厚比 $b/t=7.5$ と幅厚比 $b/t=10$ のH形断面部材および幅厚比 $d/t=25$ と幅厚比 $d/t=30$ の箱形断面部材を用いて短柱圧縮実験を行ない、常温・ 400°C ・ 500°C ・ 600°C における局部座屈後の残存圧縮耐力を得た。幅厚比が大きくなると、最大耐力時のひずみが小さくなり、局部座屈後における耐力低下が大きくなる傾向が認められた。鋼材の基準強度(F 値)を指標として 15%位までのひずみにおける実験結果を整理すると、耐火設計において重要な目安となる局部座屈後の残存圧縮耐力は、以下の値を示した。

- 幅厚比 $b/t=10$ 以下のH形断面部材における局部座屈後の残存圧縮耐力
 - 400 $^{\circ}\text{C}$ →基準強度の 0.7 倍程度
 - 500 $^{\circ}\text{C}$ →基準強度の 0.4 倍程度
 - 600 $^{\circ}\text{C}$ →基準強度の 0.2 倍程度
- 幅厚比 $d/t=30$ 以下の箱形断面部材における局部座屈後の残存圧縮耐力
 - 400 $^{\circ}\text{C}$ →基準強度の 0.6 倍程度
 - 500 $^{\circ}\text{C}$ →基準強度の 0.4 倍程度
 - 600 $^{\circ}\text{C}$ →基準強度の 0.2 倍程度

箱形断面・円形断面部材（閉鎖断面部材）については、鈴木らの研究によって、局部座屈を考慮した圧縮域における応力・ひずみ曲線式が提案されている。本研究では、鈴木らの提案式における考え方を踏襲して、H形断面部材の局部座屈後における応力・ひずみ曲線式を実験的に導いた。下の(3.3)式に示すH形断面部材の局部座屈後における応力・ひずみ曲線式において、1.2 と 1.0 の定数が本実験により導かれた値である。

$$\sigma(\varepsilon_0) = \frac{\sigma_0(\varepsilon_0)}{b/t} \left(\sqrt{\frac{1.2}{\varepsilon_0}} + 1.0 \right) \quad \dots (3.3)\text{式}$$

実験結果と近似式を比較すると、両者は定性的に概ね一致し、定量的には実験値に対して近似式の方がやや下回る値を示した。

以上、一般鋼を用いた短柱圧縮実験により、局部座屈後の残存圧縮耐力を定量的に把握し、局部座屈後の応力・ひずみ曲線を得た。これより、一般鋼を用いた部材および骨組の熱応力変形解析に、局部座屈後の耐力低下を考慮することが可能となった。

第3章の参考文献

- 1) Uesugi, H., Saito, H. and Kodaira, A. : "Fire Resistance of Steel Structures of High Rise Buildings Exposed to Compartment Fire", Proceedings of the Third Pacific Structural Steel Conference, pp.329-336, 1992.10
- 2) 上杉英樹, 小池浩 : 「高層鉄骨架構の熱応力解析 (その 1) 区画火災を受ける超高層鉄骨架構の熱応力解析手法」, 日本建築学会構造系論文報告集 第381号, pp.73-80, 1987年11月
- 3) 日本建築センター : 「建築物の総合防火設計法 第4巻 耐火設計法」, 1989年4月
- 4) 齋藤光, 清水洋平 : 「高温時鉄骨構造はりの曲げ実験」, 日本建築学会論文報告集, 第89号, 1963年9月
- 5) 齋藤光 : 「端部拘束鋼構造部材の火災時の性状」, 日本火災学会論文集 Vol.15, No.1, pp.7-19, 1966年1月
- 6) Furumura, F. and Ave, T. : "Creep Buckling of Steel Columns at High Temperatures, Part 1 Development of Creep Bending Test Apparatus", Trans. of A.I.J. No.344, pp.164-176, October 1984
- 7) Furumura, F., Ave, T. and Kim, W., J. : "Creep Buckling of Steel Columns at High Temperatures, Part 2 Creep Bending and Numerical Analysis", J. of Structural and Construction Engineering, Trans. of A.I.J. No.361, pp.142-1151, March 1986
- 8) 岡部猛 : 「漸増温度下の鋼柱の座屈強度に及ぼす高温クリープの影響評価」, 構造工学論文集 Vol.43B, pp.367-376, 1997年3月
- 9) 岡部猛 : 「矩形断面を持つ鋼柱模型(SM490)の高温時の座屈強度」, 日本建築学会構造系論文報告集 第515号, pp.169-176, 1999年1月
- 10) 高野孝次 : 「各種防火被覆をほどこした鉄骨柱の耐火試験結果について」, 日本建築学会論文報告集, 第89号, pp.419, 1963年9月
- 11) 高野孝次 : 「高温時の鉄骨柱の座屈温度に関する実験」, 日本建築学会論文報告集, 第103号, pp.385, 1964年10月
- 12) 茂木武, 遊佐秀逸, 西田一郎, 岡村義徳, 仲谷一郎 : 「実大鉄骨柱の高温座屈耐力に関する実験的研究」, 日本建築学会構造系論文集 第538号, pp.187-194, 2000年12月

- 13) 日本建築学会：「鋼構造設計指針」，1973年
- 14) 染谷朝幸，窪田伸，作本好文，上杉英樹，齋藤光：「耐火鋼を用いたH形・箱形断面柱の高温時耐力」，構造工学論文集 Vol.39B, pp.393-404, 1993年3月
- 15) 上杉英樹，鈴木隆生，平島岳夫，齋藤光：「高温時における耐火鋼部材の応力変形性状」，構造工学論文集 Vol.43B, pp.359-366, 1997年3月
- 16) 平山博巳，高田啓一，鈴木弘之，近藤明洋，石田雄一：「400N/mm²級鋼箱型断面短柱の高温圧縮実験」，日本建築学会大会学術講演梗概集，1992年8月
- 17) 鈴木弘之，岩井昭夫：「円形鋼管短柱の高温圧縮試験」，構造工学論文集 Vol.40B, pp.585-593, 1994年3月
- 18) 藤本盛久，古村福次郎，安部武雄：「Primary Creep of Structural Steel (SM50) at High Temperatures」，日本建築学会論文報告集 第306号，pp.148-155, 1981年8月
- 19) 瀬川貴志，鈴木弘之，岩井昭夫，小林厚：「火災加熱を受ける鋼構造骨組の崩壊温度（その5 箱型断面柱鋼短柱の高温時応力～ひずみ関係）」，日本建築学会大会学術講演梗概集 pp.1371, 1993年8月
- 20) Hikaru. SAITO, Hideki. UESUGI, Keiiti. MIYAMOTO : "Load Bearing and Deformation Capacity of H Shaped Steel Members at Elevated Temperature", Fire Science & Technology Vol.7 No.2, pp.43-52, 1987
- 21) 日本建築学会：「鋼構造座屈設計指針 6章：板要素」，pp.197-230, 1996年

第4章 高温時におけるH形断面部材の純曲げ実験

4.1 概要	125
4.2 純曲げ実験	126
4.2.1 実験条件	126
4.2.2 試験体	127
4.2.3 実験方法	130
4.2.4 実験結果	137
4.3 純曲げ実験の数値解析	145
4.3.1 数値解析の方法	145
4.3.2 解析結果と実験結果の比較	146
4.4 結語	149
第4章の参考文献	150

4.1 概要

鋼構造骨組の耐火設計を行なう手段として、鋼材の熱劣化と長期荷重を考慮して得られる骨組の崩壊温度を求める設計手法が提案されている^{1),2)}。この設計手法は、塑性ヒンジ部分における部材の曲げ耐力は曲率の増大にかかわらず全塑性モーメントを維持すると仮定した、塑性設計手法³⁾に基づいている。一方、火災加熱を受ける鋼構造部材には、大地震時をはるかに上回る大きな熱変形が生じる。文献⁴⁾では、降伏曲率の20倍を超える曲げ変形が生じた解析例なども報告されている。よって、骨組の熱応力変形解析あるいは塑性設計により火災時の構造安定性を検討する場合には、大変形を受ける鋼構造部材について、局部座屈に伴う曲げ耐力の低下について把握しておく必要があると考える。

火災加熱を受ける鋼梁の曲げ変形性状に関する研究については、JIS A 1304 または ISO834 による標準加熱温度を与えた単純梁の載荷加熱試験による実験的研究が、いくつか見られる^{5)~8)}。これらは、全体的な横座屈や床拘束を伴う梁の曲げ変形性状を把握するための研究である。一方、高温時における局部座屈を伴う鋼構造部材の曲げ変形性状に関するデータは、耐火鋼のデータはあるものの⁹⁾、一般鋼のデータはわずかである¹⁰⁾。齋藤・上杉・宮本は、純曲げを受けるH形断面部材(幅厚比 $b/t=10.4$)の最大曲げ耐力が、常温時降伏曲げモーメントに対して、鋼材温度 400°C では 0.9 倍程度、鋼材温度 600°C では 0.3 倍程度であることを示した¹⁰⁾。本研究は、文献¹⁰⁾に継続した研究である。主に加力方法と試験体形状を改良し、的確な実験データの蓄積を目的としたものである。

本章では、一般鋼を用いたH形断面部材の定常温度下における純曲げ実験について述べる。通常の架構骨組における部材についてはモーメント勾配(せん断力)が生じているが、このモーメント勾配(せん断力)が曲げ耐力に及ぼす影響は小さいものと想定し¹⁷⁾、純曲げ載荷とした。火災時において大変形を受ける鋼構造部材について、局部座屈後の曲げ耐力低下を定量的に把握することが本実験の目的である。また本章では、高温引張試験と短柱圧縮実験より得た応力-ひずみ曲線を用いて数値解析を行ない、純曲げ実験より得た曲げ変形性状をどの程度まで追跡できるかを考察する。

4.2 純曲げ実験

4.2.1 実験条件

純曲げ実験の実験条件を表 4.1 に示す。H形断面部材の曲げ変形性状に影響を及ぼす要因として、以下の項目を取り上げた。

(1) 鋼種

溶接構造用圧延鋼材 (SM490A) とした。

(2) 板要素の幅厚比

H形断面部材において一般に多く用いられている範囲のフランジ幅厚比として、幅厚比 $b/t=7.5$ および幅厚比 $b/t=10$ の 2 種類を選択した。H形断面部材の曲げ変形性状に影響を及ぼす要因としてウェブの幅厚比も考えられるが、フランジの局部座屈がウェブに先行することから¹⁶⁾、フランジ幅厚比を主たる要因とした。

(3) 鋼材温度

2章と3章で示したように、鋼材の耐力は 400℃位から急激に低下する。本実験では 600℃位を一般鋼の使用限界と想定し、常温、400℃、500℃、600℃の定常温度条件下において実験を行った。

表 4.1 純曲げ実験の実験条件

断面形状	鋼種(板の種類)	幅厚比	鋼材温度 (°C)			
			常温	400	500	600
H-135×135×6×9	SM490A (PL-6B, PL-9)	7.5	●	●	●	●
H-120×120×4.5×6	SM490A (PL-4.5B, PL-6A)	10	●	●	●	●

注) 板の種類は 2章で用いた記号を示している。

4.2.2 試験体

純曲げ実験に用いる試験体の形状を、幅厚比 $b/t=7.5$ については図 4.1(a)に、幅厚比 $b/t=10$ については図 4.1(b)に示す。鋼種は溶接構造用圧延鋼材(SM490A)である。試験体の全長は 1200 mmとし、試験部分の長さは中央部 600mmとした。試験部分以外における局部座屈を防ぐために、試験体両側の上下フランジを 6mm の鋼板で隅肉溶接して拘束した。試験体の中央部およびその左右 300mm の部分にM12 のナットが溶接されており、これは試験部分のたわみ測定治具を取り付けるためのナットである。

本実験に用いたH形断面部材は、溶接により組み立てられたものである。ウェブとフランジは両側脚長 6mm の隅肉溶接により接合されている。

本実験においては、曲げ耐力に及ぼす局部座屈の影響について検討するため、横座屈が支配的でないスパンの短い試験体を用いた。

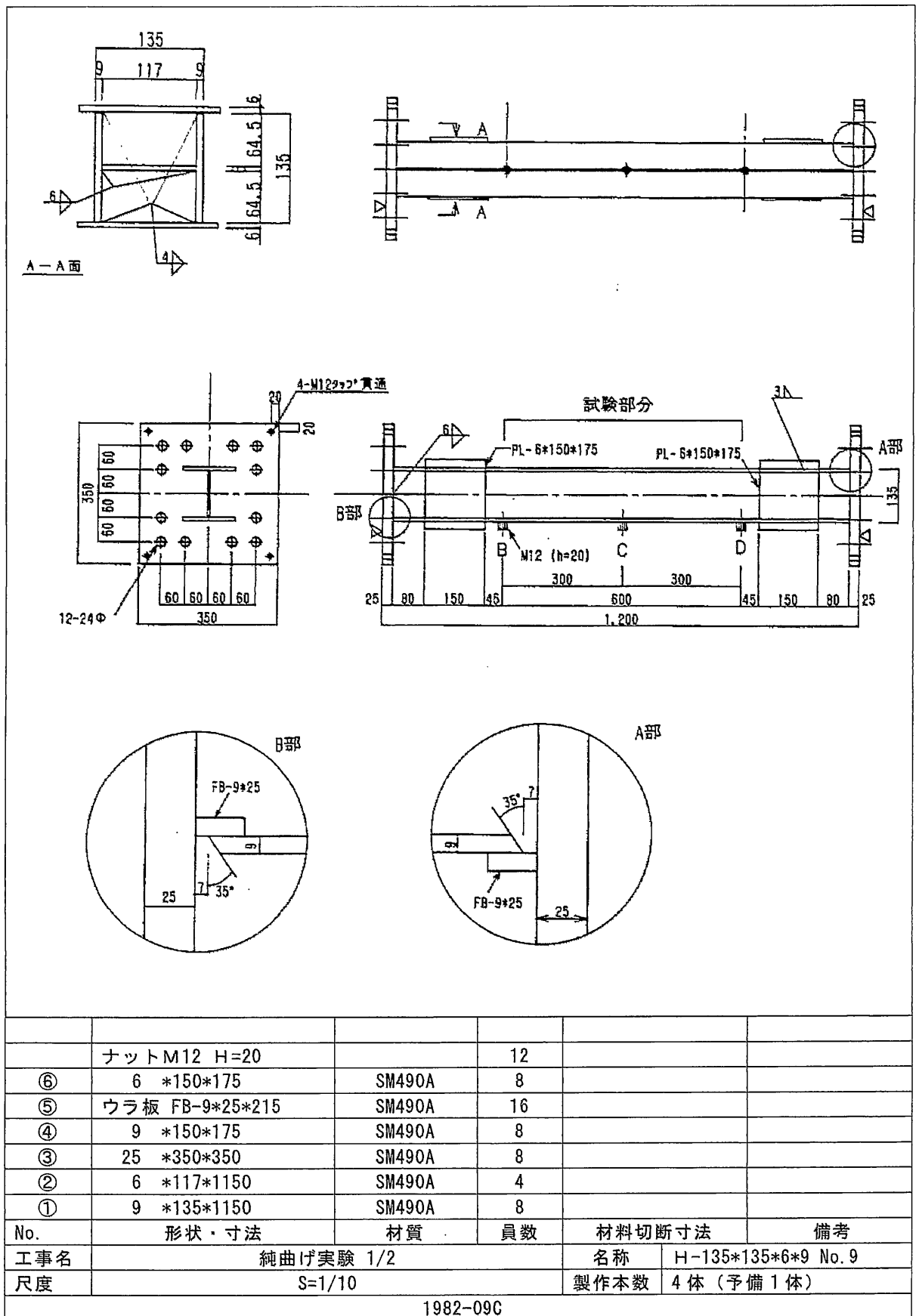
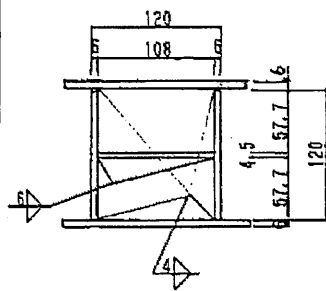
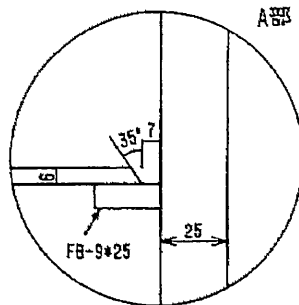
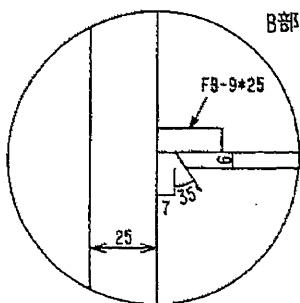
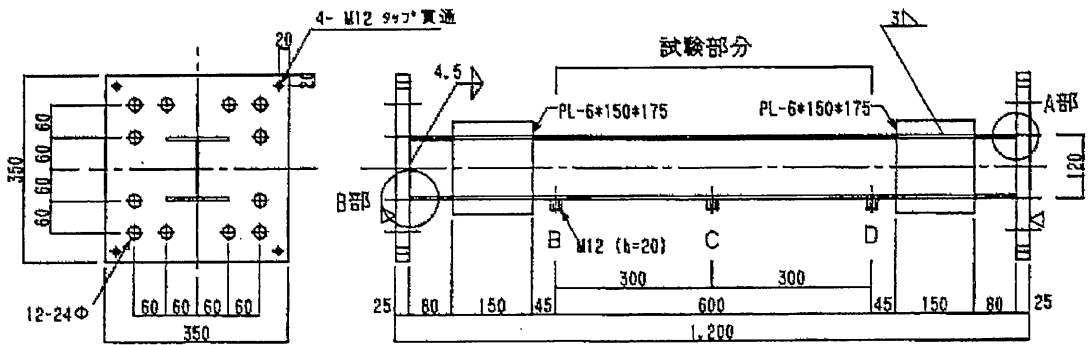
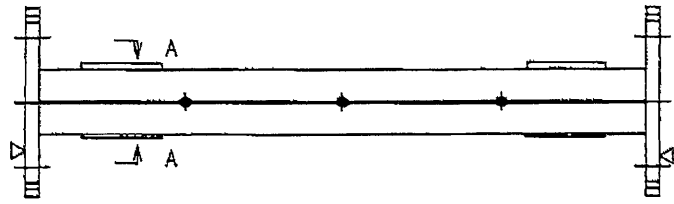


図 4.1(a) 幅厚比 $b/t=7.5$ の純曲げ実験における試験体(H-135×135×6×9)



A-A面



	ナットM12 H=20		12		
⑥	6 *150*175	SM490A	8		
⑤	ウラ板 FB-9*25*215	SM490A	16		
④	6 *150*175	SM490A	8		
③	25 *350*350	SM490A	8		
②	4.5*108*1150	SM490A	4		
①	6 *120*1150	SM490A	8		
No.	形状・寸法	材質	員数	材料切断寸法	備考
工事名	純曲げ実験 2/2			名称	H-120*120*4.5*6 No.10
尺度	S=1/10			製作本数	4体 (予備1体)
1982-10C					

図 4.1(b) 幅厚比 $b/t=10$ の純曲げ実験における試験体(H-120×120×4.5×6)

4.2.3 実験方法

(1) 試験体の設置

純曲げ実験の実験装置を図 4.2 および写真 4.1 に示す。試験体設置の手順としては、まず、油圧ジャッキにより加力梁を水平にし、試験体と加力梁を高力ボルトで接合する。次に、油圧ジャッキ用ポンプのバルブを緩めて荷重を 0 にし、加力梁とリーハイ機構を高力ボルトで接合する。リーハイ機構は、加力梁が構面外への横振れするのを防ぐために設置されたものである。次に、試験体にステンレス棒を取り付ける。そのあとに電気炉を設置し、最後にステンレス棒の先端へ変形測定治具を取り付ける。

(2) 加力方法

図 4.2 および写真 4.1 に示すように、手動の油圧ジャッキ 2 機を用いて加力した。油圧ジャッキの載荷能力は、引張 98kN(10tf)、圧縮 196kN(20tf)である。この 2 機の油圧ジャッキで左右の加力梁を引っ張り上げることにより、試験体に純曲げを生じさせた。この際、1 台のポンプより分岐して油を送り、2 本の油圧ジャッキに等しい力が生じるようにした。高温実験においては、鋼材温度が目標温度に安定した後に加力を開始した。弾性域においては、1 ステップにつき 490N(50kgf)~980N(100kgf)の引張力を与えた。塑性域においては、1 ステップにつき試験部分の相対たわみ量で 0.05mm~0.1mm の変形を与え、荷重が安定してから計測した。試験部分 600mm における相対たわみ量が 20mm を超えるまで、加力を続けた。高温実験では、加力開始から終了まで 60~100 分程度を要した。1 時間~2 時間の火災加熱を受ける部材の変形はゆっくりと増加するので、ゆっくりと曲げ変形を与えたものである。

(3) 変形測定方法

変形測定装置を図 4.3 および写真 4.2 に示す。純曲げにより生じる試験部分のたわみ量を得るために、図 4.3 に示す試験体端部 B・D 点と試験体中央部 C 点の相対変形を測定する装置である。まず、B・C・D 点のユニバーサルジョイントにステンレス棒を取り付け、その他端を電気炉の外に出す。B・D 点より下ろしたステンレス棒の他端は、上板に取り付ける。C 点より下ろしたステンレス棒の他端は、下板に取り付ける。上板には、高感度変位計 (CDP-25) を 2 個設置す

る。これより、上板と下板の距離を測定し、試験体端部の B・D 点と試験体中央部の C 点における相対変形を測定した。

(4) 加熱方法

加熱方法は、第 3 章に記した短柱圧縮実験と同じであるので割愛する。

(5) 温度測定方法

鋼材温度の測定には、外径 1.6mm の材質 SUS316 でシースされた K 熱電対を使用した。温度測定位置を図 4.4 に示す。試験部分の温度分布が一様であることを確認するため、試験部分の中央部と右端部に各 4 個、計 8 個の熱電対を配置した。熱電対の取り付けは、感温部をステンレス箔で覆い、ステンレス箔の周辺をスポット溶接することにより行なった。このような方法により、電熱板からの直接的な放射伝熱を避けた。

温度測定結果の一部を図 4.5 に示す。1 分あたり 10℃位で鋼材温度を上昇させ、全ての温度が目標温度の±20℃以内に収まるように制御した。図 4.5 に示す計 8 個の熱電対による温度測定結果を見ると、鋼材温度分布に大きな差は見られない。概ね目標温度を捉えている。

なお、図 4.5 の上段に示す鋼材温度 400℃において、途中、温度測定データが途切れているのは、加熱途中において計測用のパソコンが一時止まったためである。

(6) その他

純曲げ実験に用いた機器の一覧を表 4.2 に示す。また、実験中の覚え書きを表 4.3 に示す。

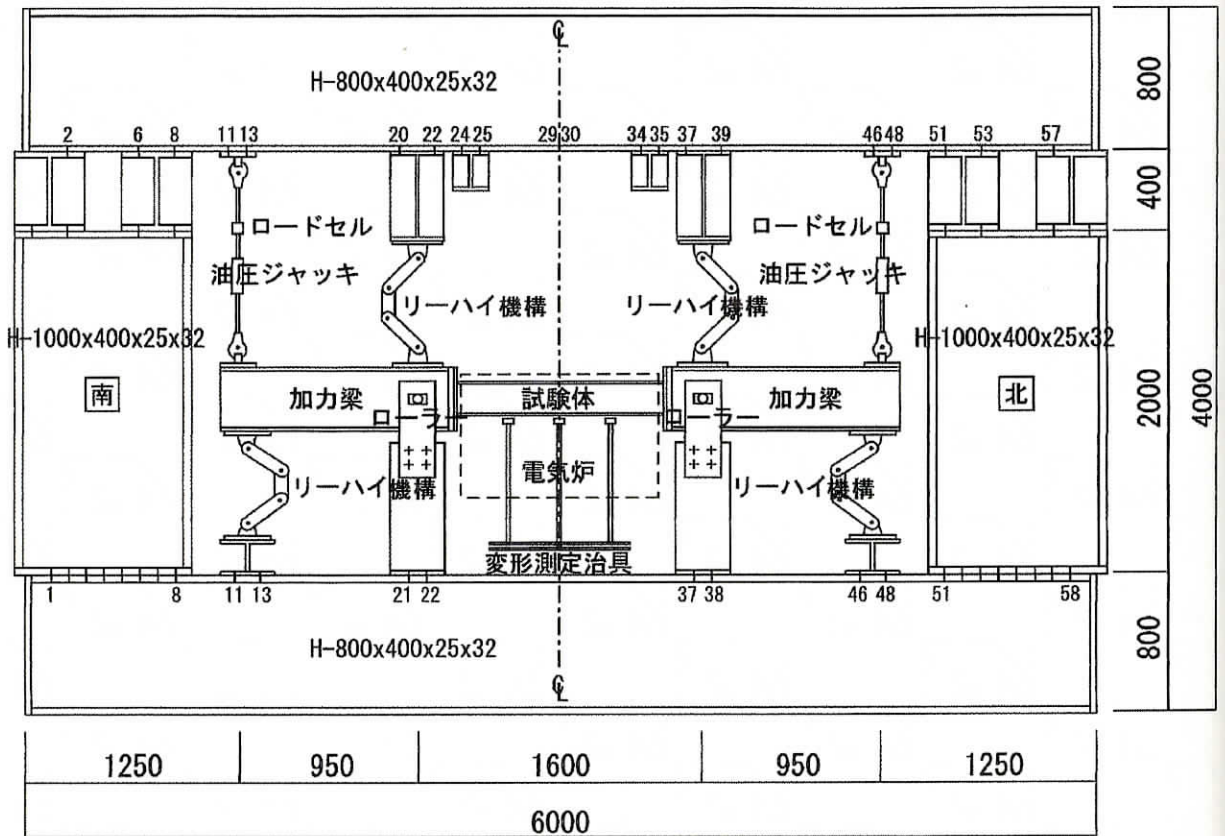


図 4.2 純曲げ実験の実験装置図

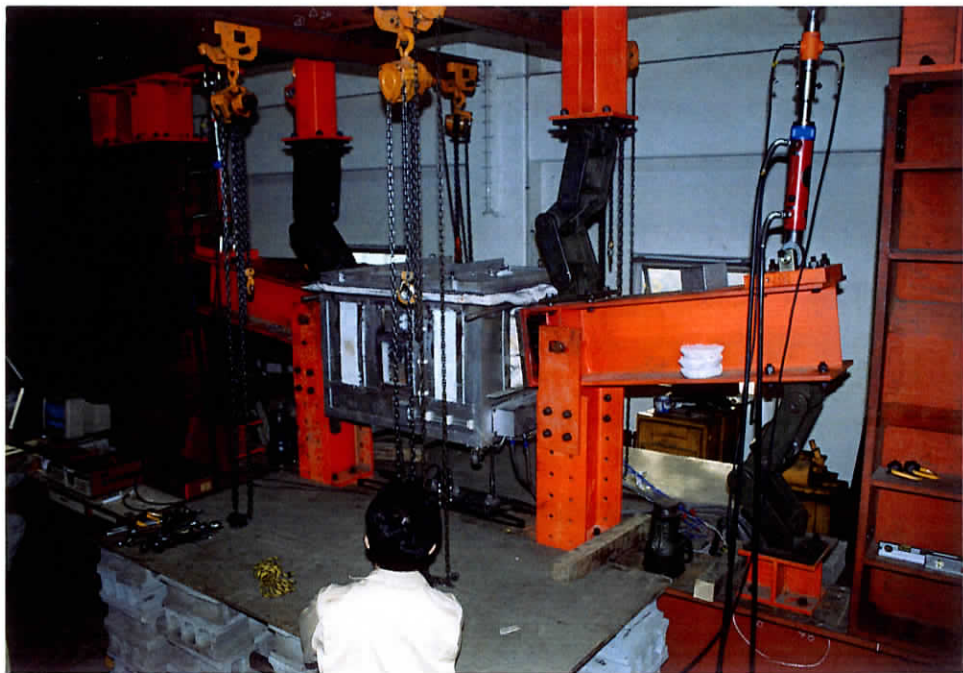


写真 4.1 純曲げ実験の実験装置写真

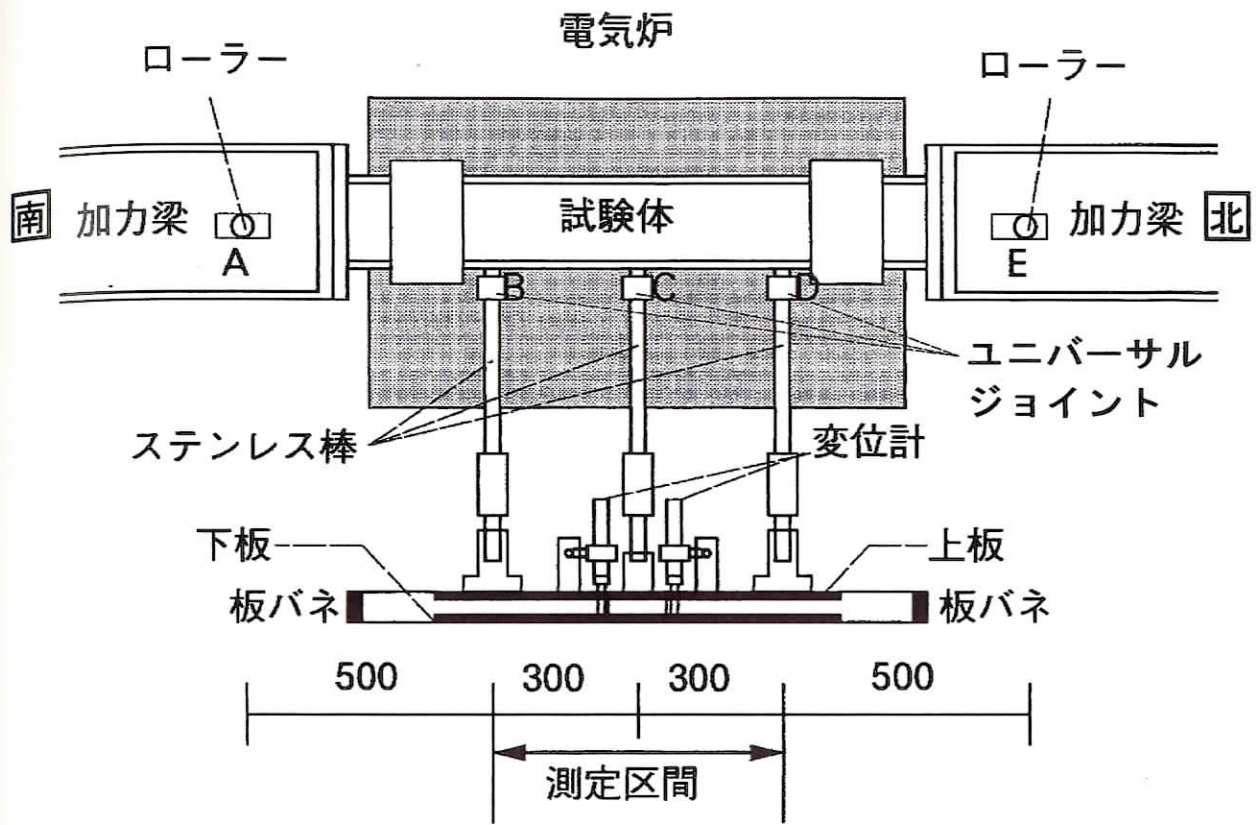


図 4.3 純曲げ実験の変形測定装置

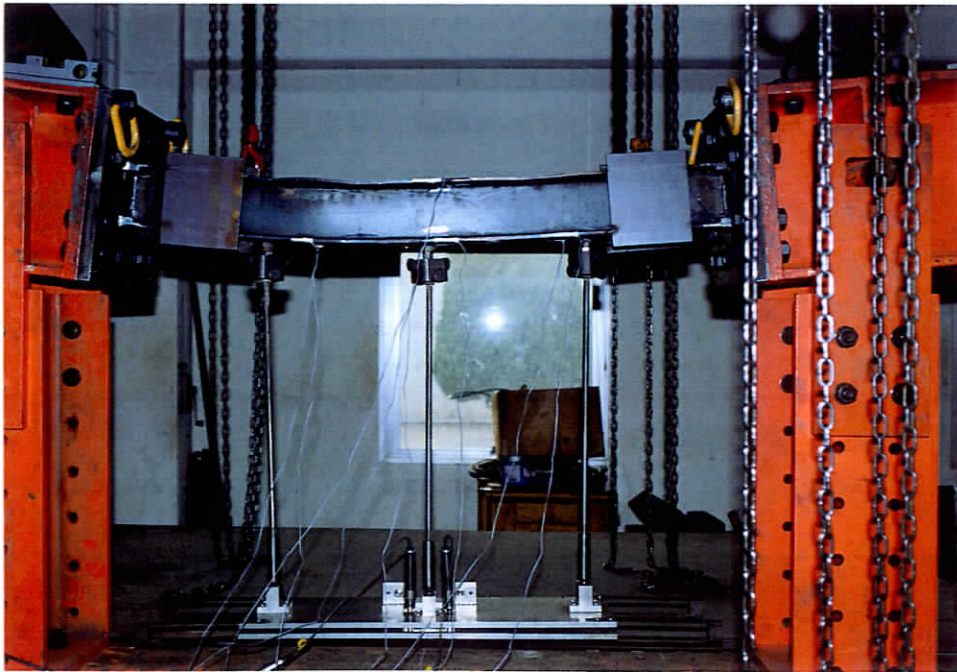
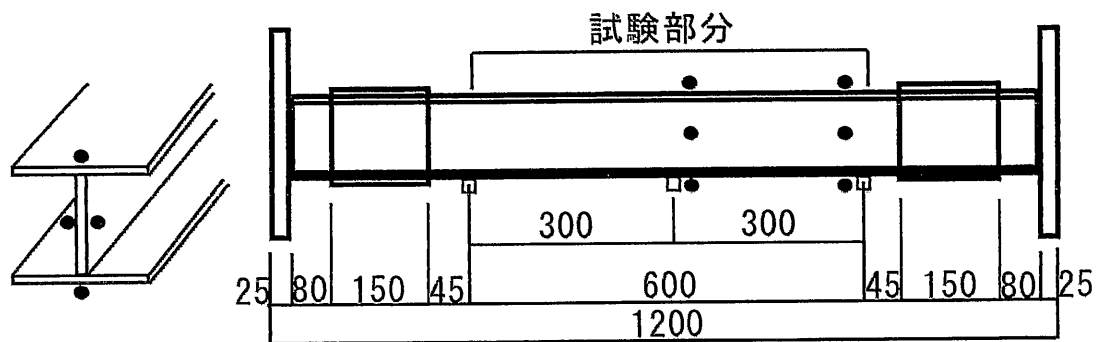


写真 4.2 純曲げ実験の変形測定装置 (横からの写真)



● 温度測定位置

図 4.4 温度測定位置

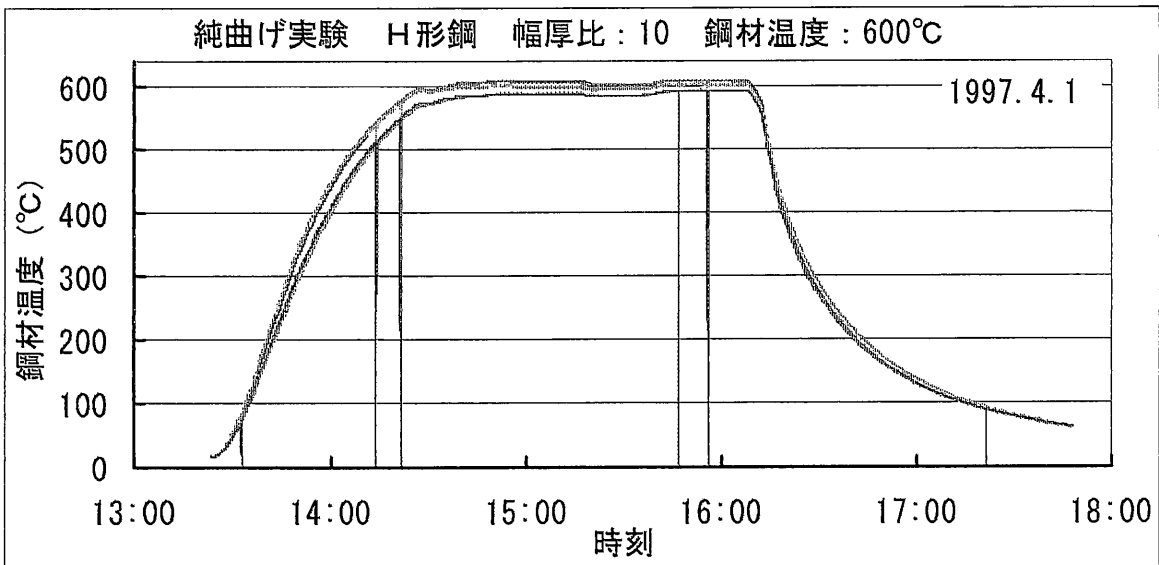
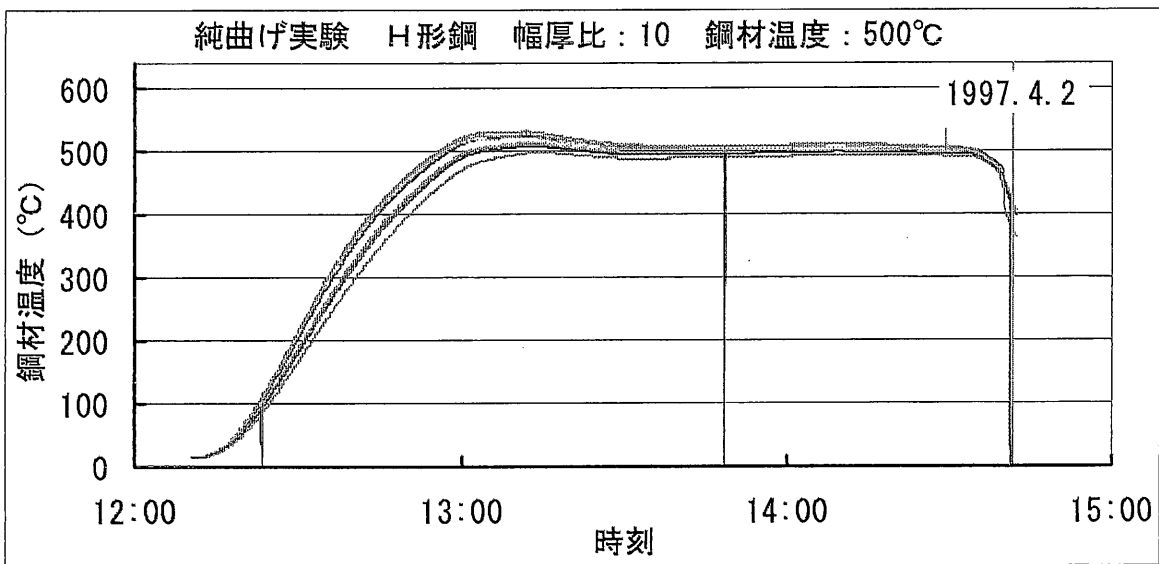
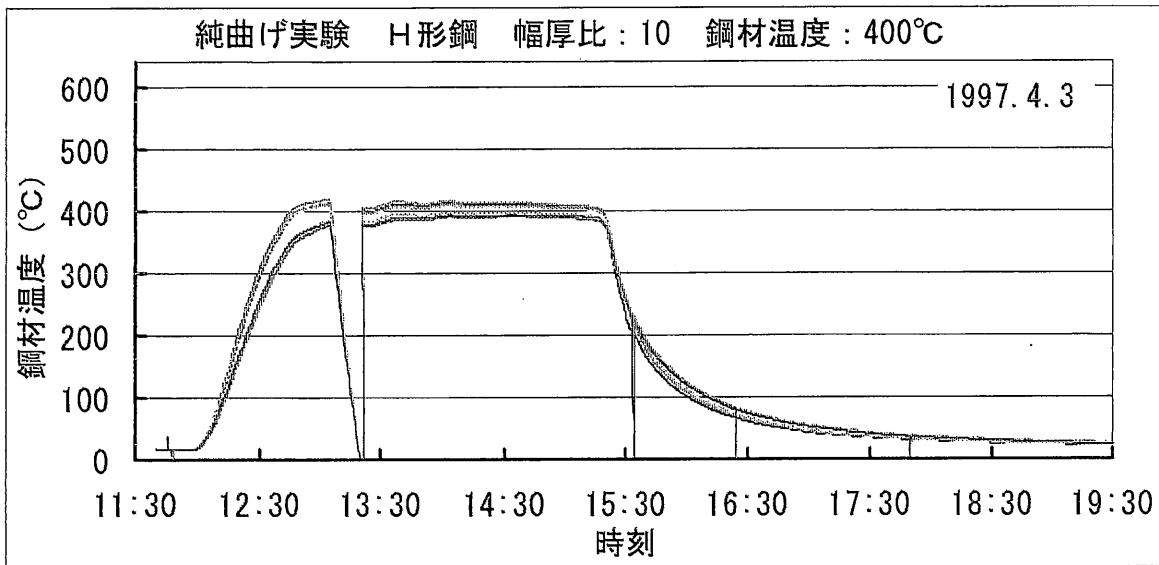


図 4.5 温度測定結果の一部 (幅厚比 $b/t=10$)

表 4.2 試験機器の一覧

項目		製造元	型式
荷重	載荷	理研精機	複動油圧シリンダ MD2-200(引張 10t, 圧縮 20t, 200mm) 複動シリンダ用手動油圧ポンプ P-8C-0 (700kg/cm ²)
	計測	東京測器研究所	10t ロードセル TCLP-10BD
変形	計測	東京測器研究所	高感度変位計 CDP-25 (容量 25mm, 感度 0.002mm)
加熱	加熱	江島製作所	箱型電気炉 (長さ 1100mm, 幅 800mm, 深さ 700mm)
	制御	江島製作所	電圧調整器 (バリタップス 最高出力 200V)
温度	計測	石川製作所	シース型 K 熱電対 T35 SUS316 径 1.6φmm
記録		東京測器研究所	データロガー TDS-301

表 4.3 実験中の覚え書き

試験体		試験日	加力 時間 (分)	実験記録
断面 幅厚比	温度 (°C)			
H形 b/t = 7.5	常温	1997.4.9	125	弾性域における荷重ステップは約 70kgf とした。 相対たわみ 2.0mm より変位制御とした。
	400	1997.4.8	103 (158)	弾性域における荷重ステップは 50kgf とした。 相対たわみ 8.9mm においてジャッキが抜けたために実験を 中断し、55 分後に実験を再開した。
	500	1997.4.7	82	弾性域における荷重ステップは 50kgf とした。 相対たわみ 1.2mm より変位制御とした。 公開実験であった。
	600	1997.4.4	83	弾性域における荷重ステップは 50kgf とした。 相対たわみ 0.6mm より変位制御とした。
H形 b/t = 10	常温	1997.3.31	75	弾性域における荷重ステップは 100kgf とした。 相対たわみ 1.5mm より変位制御とした。
	400	1997.4.3	85	加力開始直後に変位計が動いていないことを確認し、7 分後 に実験をやり直した。 弾性域における荷重ステップは 50kgf とした。 相対たわみ 0.7mm より変位制御とした。 相対たわみ 1.9mm, 2.6mm, 5.0mm の 3 回、パソコンが一 時的に止まり、実験が一時中断した。
	500	1997.4.2	64	弾性域における荷重ステップは 50kgf とした。
	600	1997.4.1	76	弾性域における荷重ステップは 50kgf とした。 相対たわみ 0.8mm より変位制御とした。 相対たわみ 2.6mm においてパソコンが一時的に止まり、実験 が一時中断した。

4.2.4 実験結果

(1) 曲げモーメントとたわみの関係

H形断面部材の各温度における純曲げ実験の結果として、幅厚比 $b/t=7.5$ の曲げモーメントとたわみの関係を図 4.6 の左段に、幅厚比 $b/t=10$ の曲げモーメントとたわみの関係を図 4.6 の右段に示す。縦軸は、試験部分に生じる曲げモーメントである。横軸は、試験部分に生じるたわみである。

図 4.6 に示すように、初期たわみの増加に伴い曲げモーメントは増加する。降伏後における曲げモーメントとたわみの関係は、幅厚比と温度の違いによりそれぞれ異なる性状を示している。常温においては、幅厚比 $b/t=7.5$ では、降伏後における曲げモーメントの増加が見られる。幅厚比 $b/t=10$ では、たわみ 10mm 位より曲げモーメントの急激な減少が見られる。400℃においては、幅厚比 $b/t=7.5$ では、常温時に比べて降伏曲げモーメントは小さくなるが、降伏後における曲げモーメントが顕著に増加していることが認められる。一方、幅厚比 $b/t=10$ では、幅厚比 $b/t=7.5$ ほど降伏後における曲げモーメントの増加が見られない。500℃においては、幅厚比 $b/t=7.5$ では、降伏後における曲げモーメントの増加が若干認められる。幅厚比 $b/t=10$ では、たわみ 10mm 以降における曲げモーメントがほぼ横ばいである。600℃においては、幅厚比 $b/t=7.5$ と $b/t=10$ の両者ともに、降伏後における曲げモーメントがほぼ横ばいである。

図中に示す M_p は、SM490A の基準強度 (F 値) と公称断面積より算定した全塑性モーメント (以下、常温時の公称全塑性モーメントという) である。常温および 400℃においては、幅厚比 $b/t=7.5$ と $b/t=10$ の両者ともに、最大曲げモーメントが常温時の公称全塑性モーメントを上回っている。500℃においては、最大曲げモーメントが常温時の公称全塑性モーメントをやや下回っている。600℃においては、常温時の公称全塑性モーメントに対して、最大曲げモーメントが半分以下の値を示している。

(2) 実験終了後における試験体の変形状況

実験終了後の変形状況として、幅厚比 $b/t=7.5$ の試験体を写真 4.3(a)に、幅厚比 $b/t=10$ の試験体を写真 4.3(b)に示す。図中の左段に東側からの写真を示し、右段に西側からの写真を示す。全ての実験について 2 枚ずつ載せている。

写真 4.3(a)に示す幅厚比 $b/t=7.5$ の試験体では、上フランジにおいて小さな波

が全域にわたり認められ、試験部分全域で均等にたわんでいる様子が見られる。一方、写真 4.3(b)に示す幅厚比 $b/t=10$ の試験体では、上フランジに大きな波が見られ、部分的に激しい局部座屈が生じている様子がわかる。常温においては、試験部分の端部において、上フランジとウェブの局部座屈が認められる。局部座屈の発生した部分に曲げ変形が集中し、折れ曲がっている様子が見られる。400°C・500°C・600°Cにおいても、上フランジに激しい局部座屈が認められる。常温と比較すると、試験部分全域にわたって曲げ変形が生じている。

以上、幅厚比 $b/t=7.5$ の試験体に比べて、幅厚比 $b/t=10$ の試験体では、上フランジにおける局部座屈が顕著であった。

(3) 無次元化曲げモーメントと回転角の関係

ここで述べる無次元化曲げモーメントとは、試験部分に生じる曲げモーメント M を常温時の公称全塑性モーメント M_p で除した値である。図 4.7 に示す回転角 θ は、試験部分において塑性ヒンジが発生する部分の折れ曲がり角度である。例えば、塑性ヒンジが試験部分の中央部に発生した場合は、試験部分のたわみを試験部分の端部から中央部までの距離 300mm で除して 2 倍した値である。試験部分の中央部から塑性ヒンジが外れた場合は、局部座屈前と局部座屈後で算定方法を変え、図 4.7 に示す(4.1)式により回転角 θ を算定した。塑性ヒンジの発生位置は、実験終了後における試験体より、局部座屈を含む変形状況を見て、大まかに決めたものである。試験部分中央部と塑性ヒンジ発生位置との距離 X を表 4.4 に示す。なお、純曲げ実験においても短柱圧縮実験と同様に、局部座屈が部材の曲げ耐力を低下させる要因と捉えて、最大曲げモーメント時のたわみを局部座屈発生時のたわみとした。

図 4.6 の(a)と図 4.6 の(b)に示す曲げモーメントとたわみの関係より導いた無次元化曲げモーメント M/M_p と回転角 θ の関係を、幅厚比 $b/t=7.5$ については図 4.8 の(a)に、幅厚比 $b/t=10$ については図 4.8 の(b)に示す。

図 4.8 の(a)に示す幅厚比 $b/t=7.5$ については、回転角の増加に伴う曲げ耐力の低下は見られない。常温時の公称全塑性モーメントに対する最大曲げ耐力は、常温では 1.4 倍程度、400°Cでは 1.3 倍程度、500°Cでは 0.8 倍程度、600°Cでは 0.4 倍程度である。

図 4.8 の(b)に示す幅厚比 $b/t=10$ については、常温時において回転角の増加に伴う曲げ耐力の低下が若干認められるが、400°C・500°C・600°Cにおいては曲

げ耐力の低下が殆ど見られない。常温時の公称全塑性モーメントに対する最大曲げ耐力は、常温では 1.3 倍程度、400℃では 1.2 倍程度、500℃では 0.8 倍程度、600℃では 0.4 倍程度である。

火災加熱を受ける鋼梁には大きなたわみが生じるが、鋼梁が支える区画部材に隙間が生じて火災が延焼拡大することは許されないので、鋼梁のたわみ量を制限する必要がある。ヨーロッパ鋼構造協会連合(以下、ECCS)では、(4.2)式に示す Robertson-Ryan の限界たわみ量¹²⁾を推奨している¹³⁾。本研究では、梁の限界たわみ量として、ECCS の推奨値を目安とする。なお、ISO834 の標準耐火試験に用いられている梁の限界たわみ量(判定基準)は(4.3)式である¹¹⁾。

$$\delta_{cr} = \frac{l^2}{800 \times d} \quad \dots (4.2) \text{式}$$

$$\delta_{cr} = \frac{l^2}{400 \times d} \quad \dots (4.3) \text{式}$$

記号の意味を以下に示す。

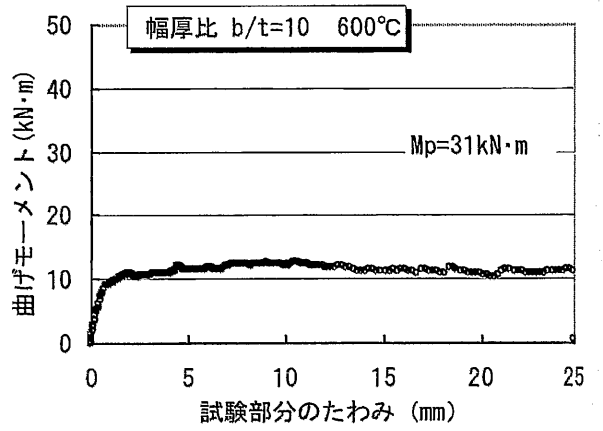
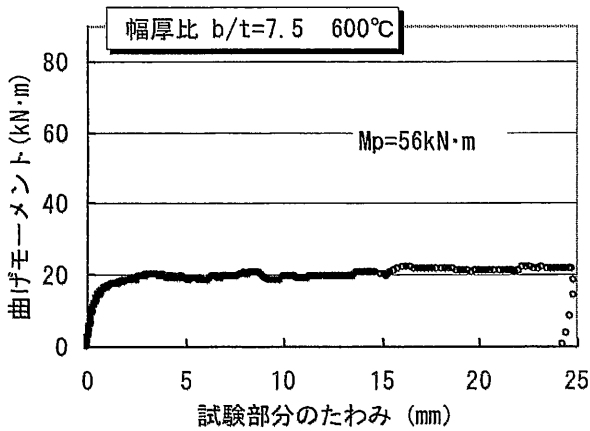
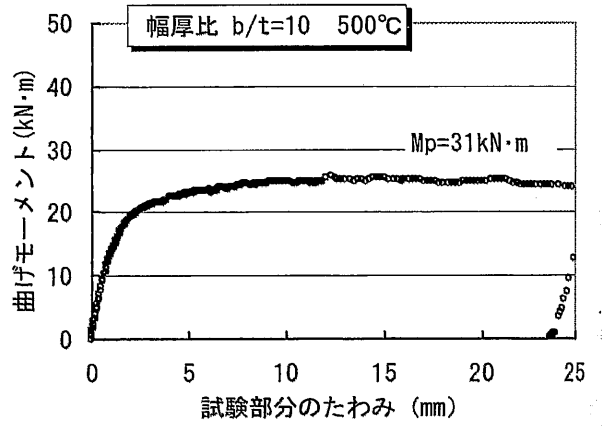
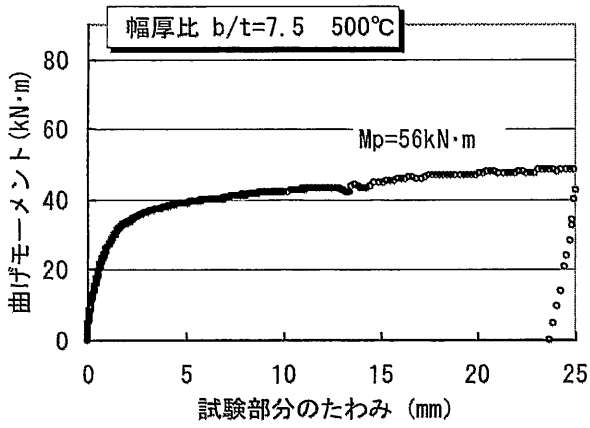
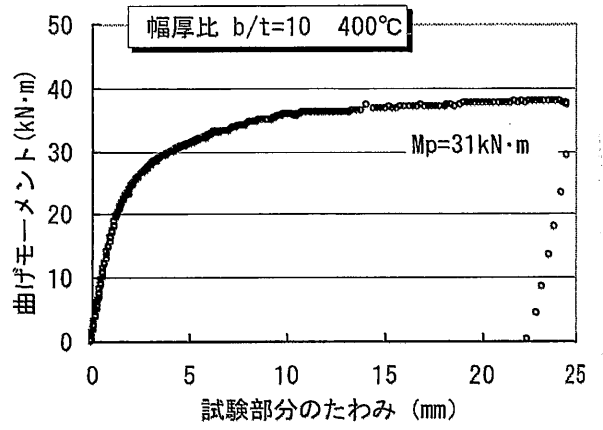
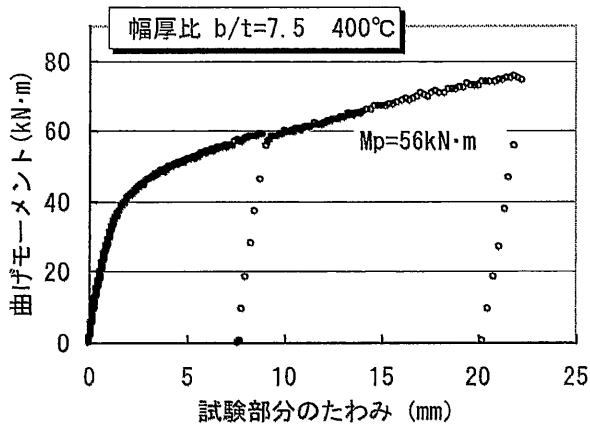
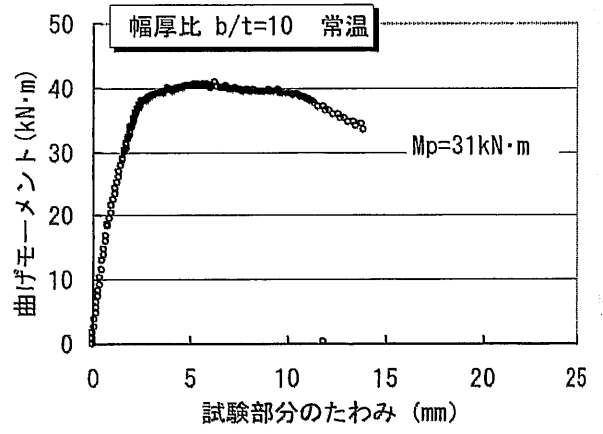
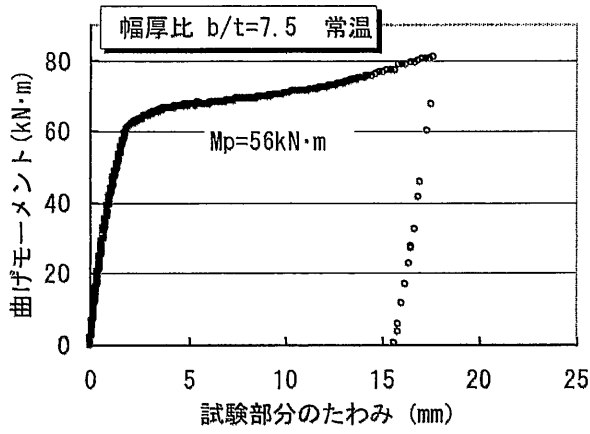
δ_{cr} : 梁の限界たわみ (mm)

l : 梁の長さ (mm)

d : 梁せい (mm)

鋼梁の l/d については 10~20 が一般的である。 $l/d=20$ として(4.1)式に(4.2)式および(4.3)式を代入すると、ECCS 推奨値に対応する回転角は 0.1 となり、ISO 判定基準に対応する回転角は 0.2 となる。図 4.8 に示すように、純曲げ実験では、回転角 0.1~0.2 位までの範囲におけるデータを得た。

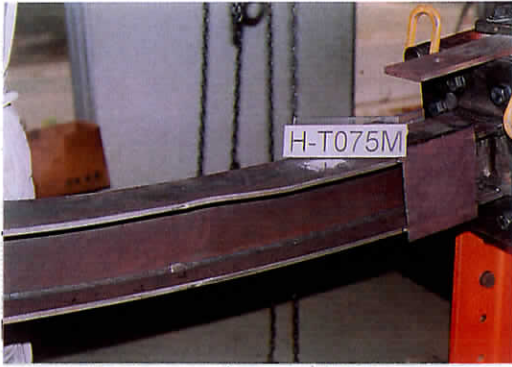
この結果、幅厚比 $b/t=10$ 以下の H 形断面部材を用いた高温実験においては、回転角 0.15 程度生じて、局部座屈に伴う曲げ耐力の低下が見られなかった。これより、数値解析に基づく耐火設計¹⁸⁾の力学性状予測において、鋼梁に生じるたわみが ECCS のたわみ許容値を超えないことを確認すれば、局部座屈の影響を考慮しなくてもよいことが示された。また、塑性ヒンジ部分における曲げ耐力が曲率の増大にかかわらず全塑性モーメントを維持すると仮定した、塑性設計手法^{1)~3)}を適用できることが示された。



(a) 幅厚比 $b/t=7.5$ (H-135×135×6×9)

(b) 幅厚比 $b/t=10$ (H-120×120×4.5×6)

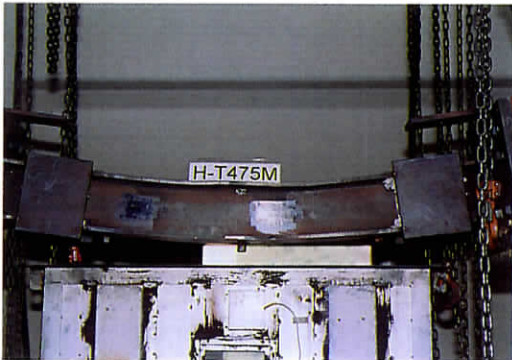
図 4.6 曲げモーメントとたわみの関係



b/t=7.5, 常温, 東側より



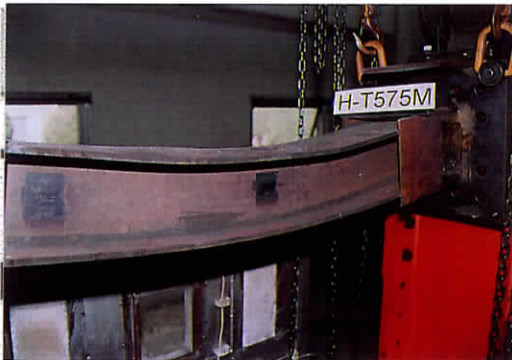
b/t=7.5, 常温, 西側より



b/t=7.5, 400°C, 東側より



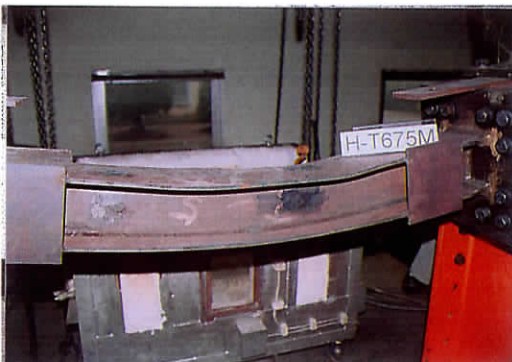
b/t=7.5, 400°C, 西側より



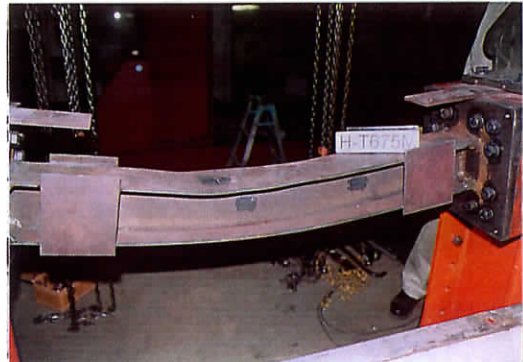
b/t=7.5, 500°C, 東側より



b/t=7.5, 500°C, 西側より

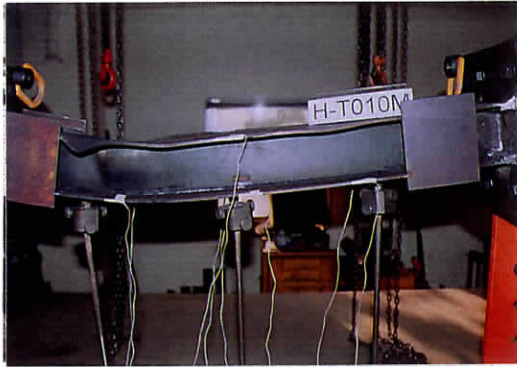


b/t=7.5, 600°C, 東側より

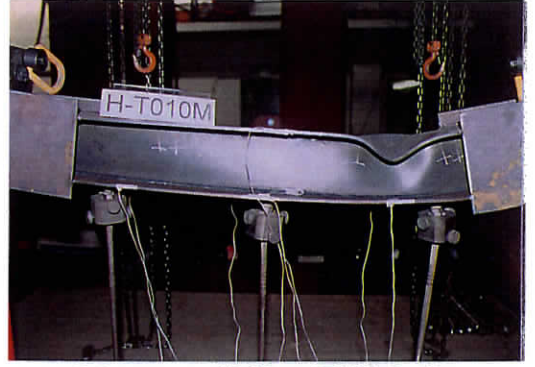


b/t=7.5, 600°C, 西側より

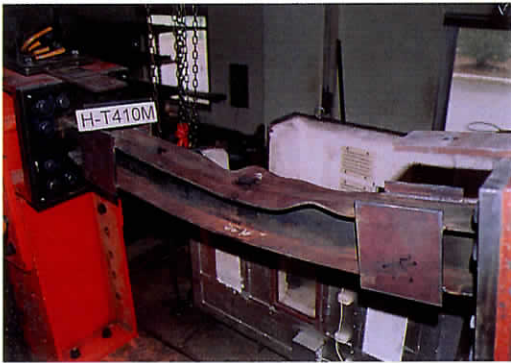
写真 4.3(a) 幅厚比 $b/t=7.5$ の実験終了後の試験体 (H-135×135×6×9)



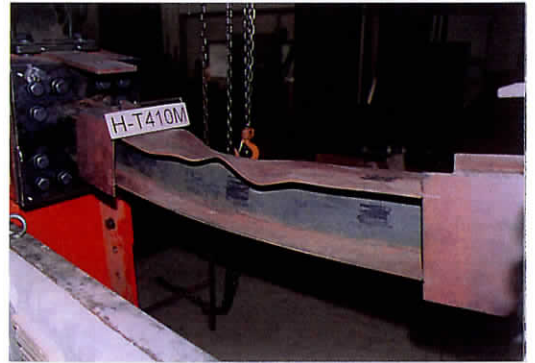
b/t=10, 常温, 東側より



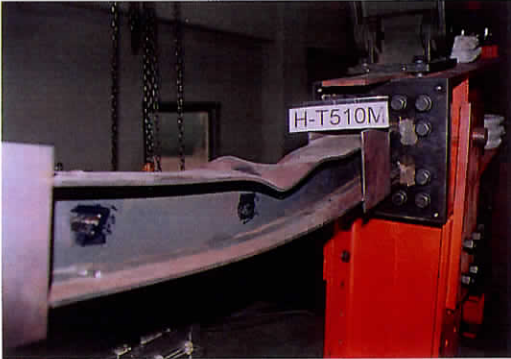
b/t=10, 常温, 西側より



b/t=10, 400°C, 東側より



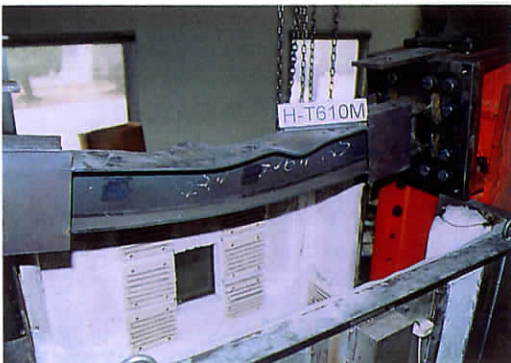
b/t=10, 400°C, 西側より



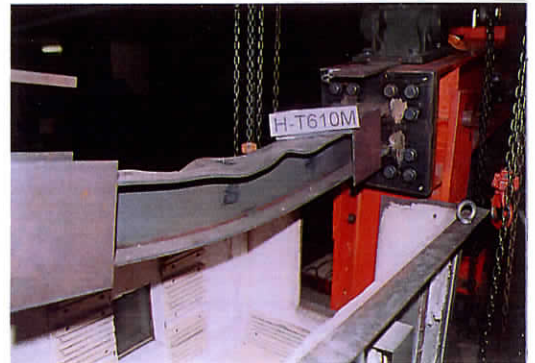
b/t=10, 500°C, 東側より



b/t=10, 500°C, 西側より



b/t=10, 600°C, 東側より



b/t=10, 600°C, 西側より

写真 4.3(b) 幅厚比 $b/t=10$ の実験終了後の試験体 (H-120×120×4.5×6)

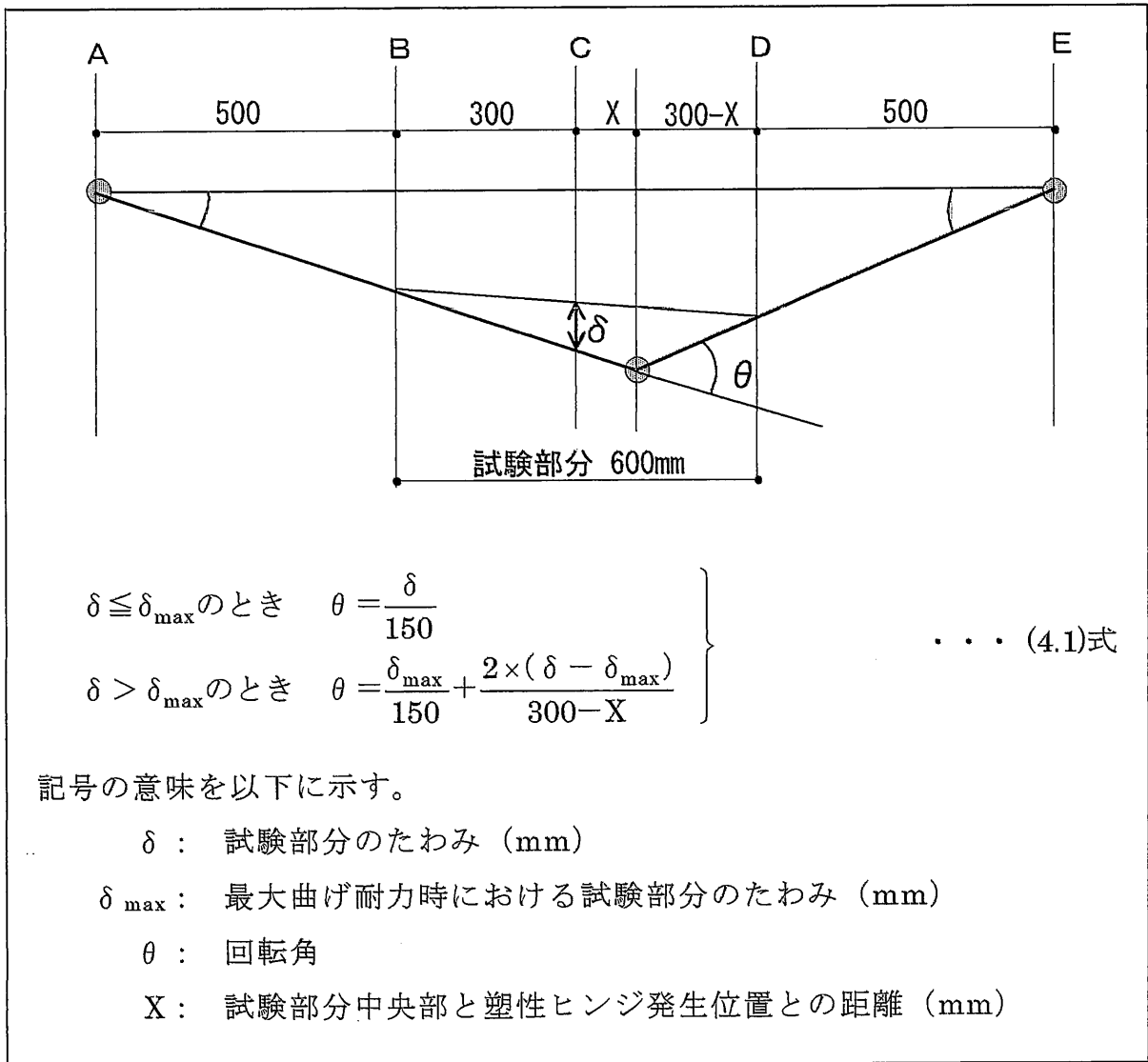
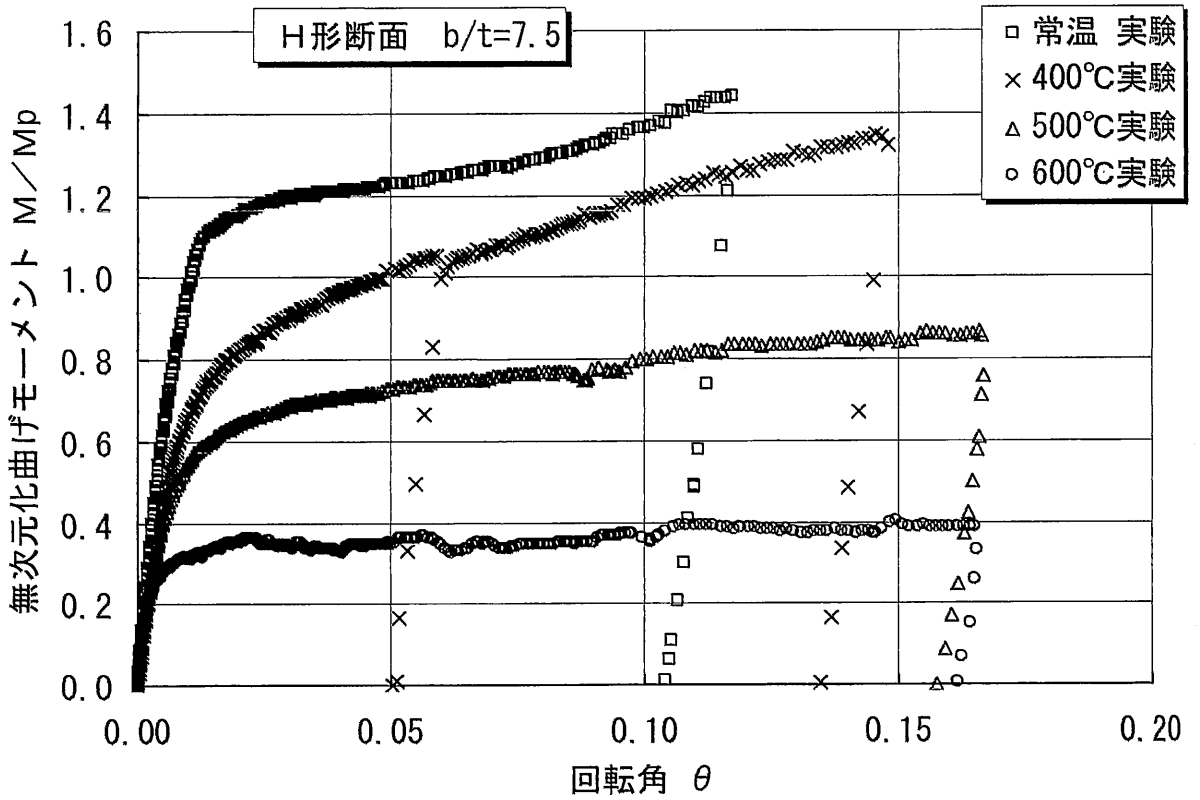


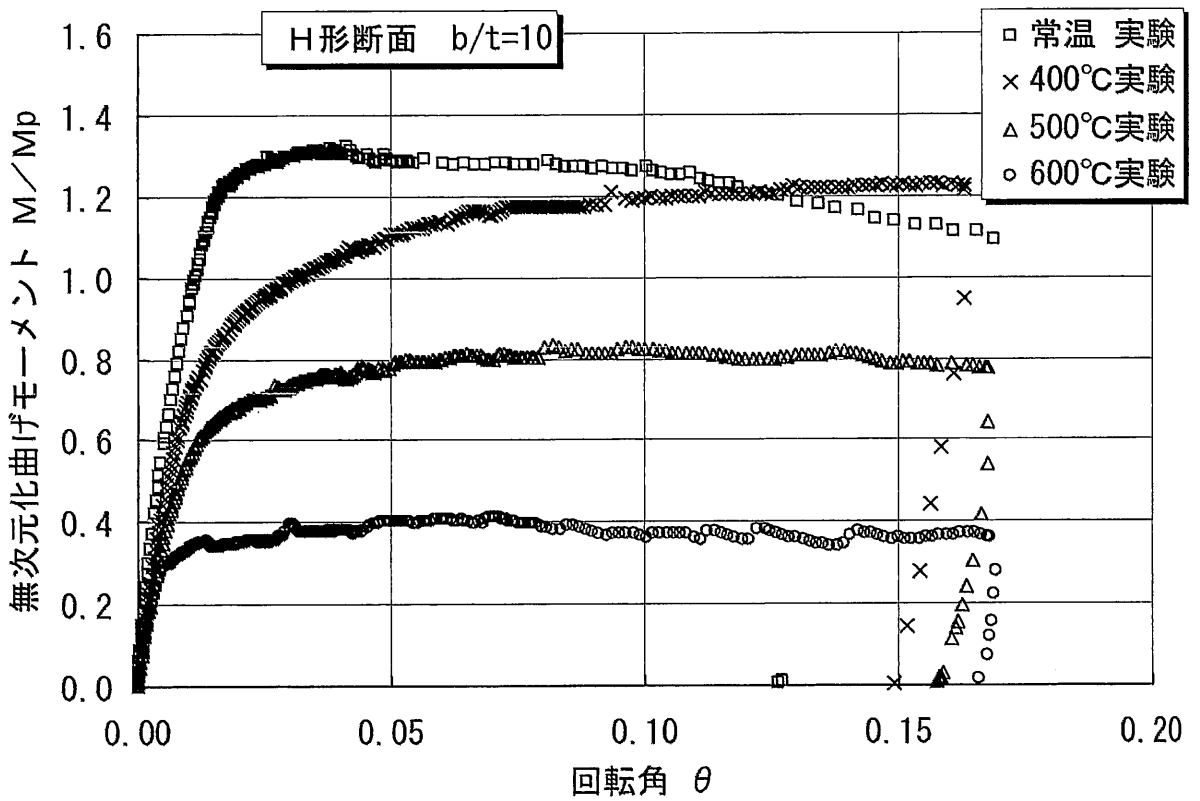
図 4.7 回転角の算定方法

表 4.4 試験部分中央部と塑性ヒンジ発生位置との距離 X (mm)

幅厚比	鋼材温度			
	常温	400℃	500℃	600℃
b/t=7.5	0	0	0	0
b/t=10	200	150	100	150



(a) 幅厚比 $b/t=7.5$ (H-135×135×6×9)



(b) 幅厚比 $b/t=10$ (H-120×120×4.5×6)

図 4.8 無次元化曲げモーメントと回転角の関係

4.3 純曲げ実験の数値解析

4.3.1 数値解析の方法

(1) 解析手法

純曲げ実験の数値解析には、鋼構造骨組の熱応力変形解析¹⁴⁾における解析手法を用いた。部材の断面は大変形後においても平面を保持すると仮定し、断面を切片に分割して材料非線形を取り入れた。増分計算の過程において部材の傾斜と長さを修正することによって形状非線形性を考慮した、直接剛性法に基づく計算手法である¹⁵⁾。熱応力変形解析の詳細は、付録1に示している。

(2) 解析条件

純曲げ実験の解析は、図4.9に示すように、試験部分のみを取り出したモデルとした。材軸方向に添って2つの小部材に試験部分を分割した。さらに、断面内の上下フランジで各1層、ウェブで6層、計8層の切片に小部材を分割した。両端節点に強制回転変位を与え、試験部分に純曲げを生じさせ、中央部の下方変位を求めた。引張域および圧縮域における局部座屈前の応力・ひずみ曲線には、引張試験結果より数式化した(2.1)式を用いた。圧縮域における局部座屈後の応力・ひずみ曲線には、短柱圧縮実験結果より数式化した(3.3)式を用いた。時間の増加に伴う部材温度の変化はないものとし、部材断面内の温度は均一とした。鋼材の高温クリープは考慮しないこととした。

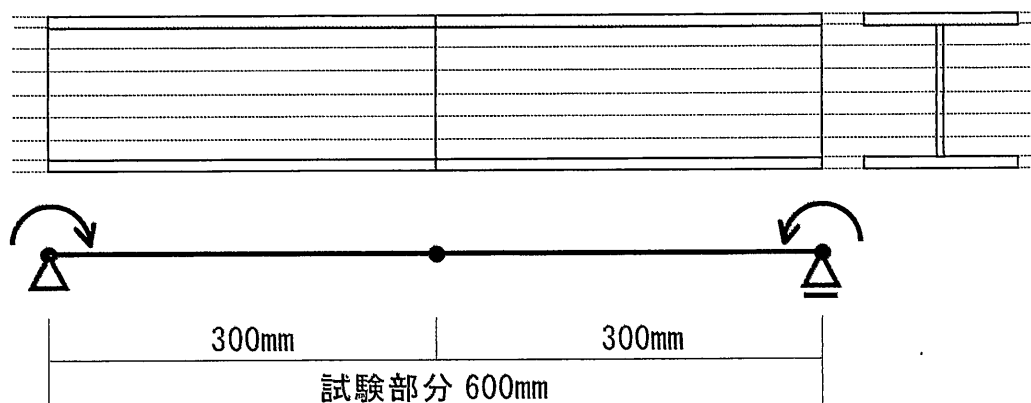


図 4.9 純曲げ実験の数値解析モデル

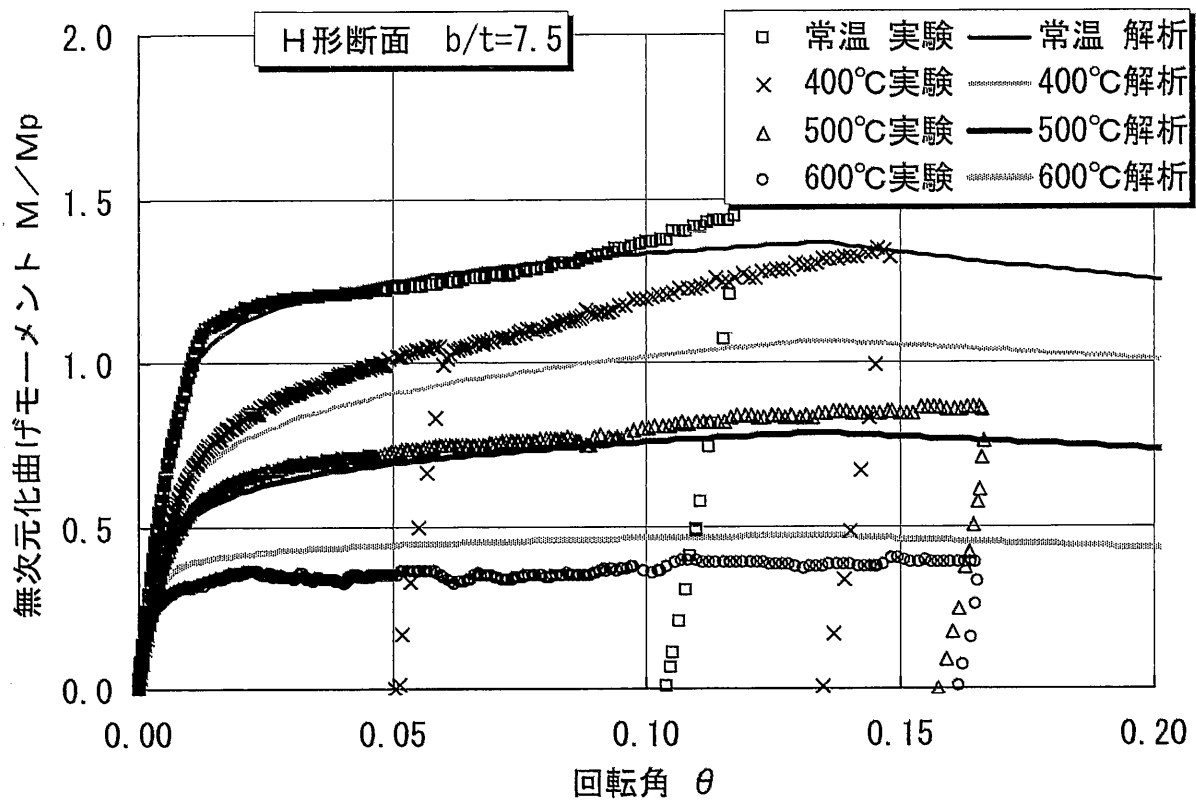
4.3.2 解析結果と実験結果の比較

H形断面部材の純曲げ実験結果と局部座屈を考慮した応力-ひずみ曲線式による解析結果の比較を、幅厚比 $b/t=7.5$ については図 4.10 の(a)に、幅厚比 $b/t=10$ については図 4.10 の(b)に示す。

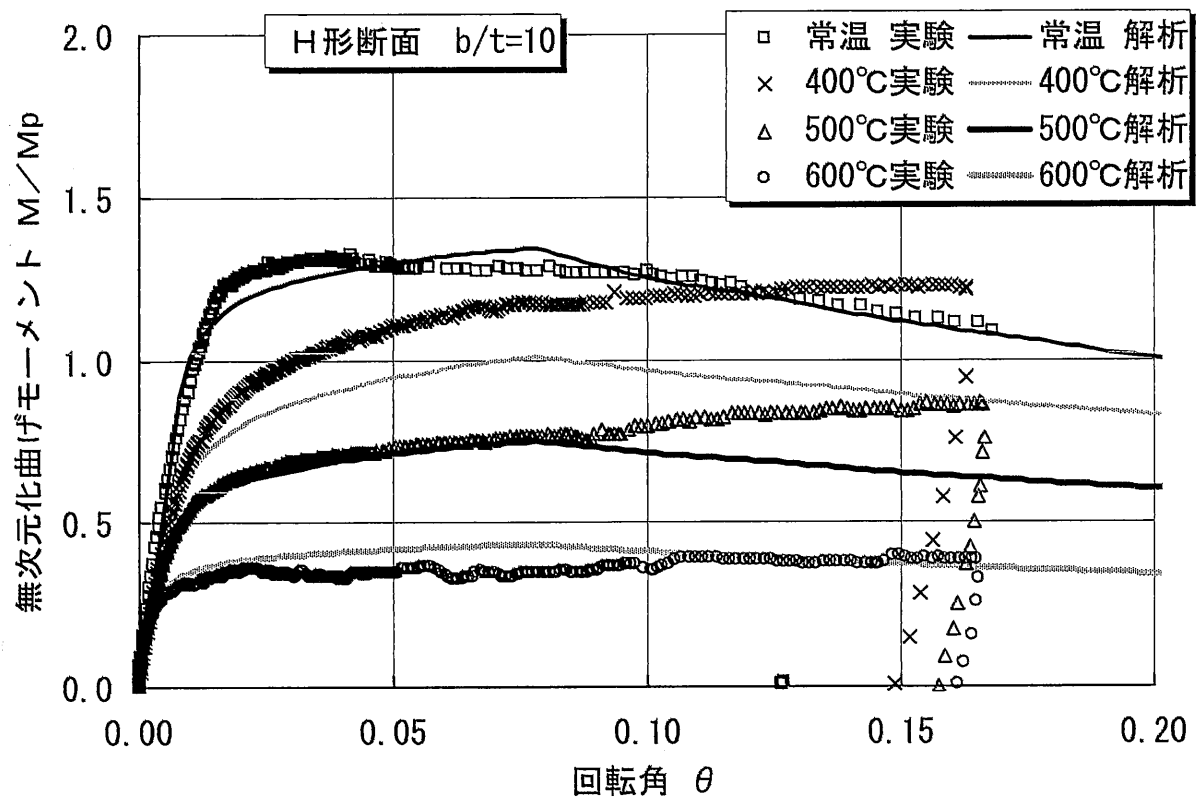
図 4.10 の(a)に示す幅厚比 $b/t=7.5$ の結果を見ると、常温および 500°C においては、解析値は実験値と一致している。鋼材温度 400°C においては、全体的に解析値が実験値を下回っている。鋼材温度 600°C においては、全体的に解析値が実験値を上回っている。

図 4.10 の(b)に示す幅厚比 $b/t=10$ の結果を見ると、常温においては、解析値が実験値と概ね一致している。鋼材温度 400°C においては、全体的に解析値が実験値を下回っている。鋼材温度 500°C においては、回転角 0.1 位までは解析値が実験値と一致しているが、実験においては局部座屈に伴う曲げ耐力の低下が見られない。局部座屈後の解析値は、実験値を下回っている。鋼材温度 600°C においては、解析値が実験値をやや上回るが、概ね一致している。

H形断面部材における純曲げ実験の結果と、局部座屈ありと局部座屈なしの解析を比較した結果を図 4.11 に示す。図中の左段に示す幅厚比 $b/t=7.5$ では、実験結果において回転角の増加に伴う曲げ耐力の低下が見られず、局部座屈なしの解析結果の方が実験結果を追跡している。右段に示す幅厚比 $b/t=10$ では、常温と 600°C の実験結果においては、回転角の増加に伴う曲げ耐力の低下が見られる。局部座屈ありの解析結果は、曲げ耐力の低下を定性的に追跡している。



(a) 幅厚比 $b/t=7.5$ (H-135×135×6×9)



(b) 幅厚比 $b/t=10$ (H-120×120×4.5×6)

図 4.10 H形断面部材における純曲げ実験結果と解析結果の比較

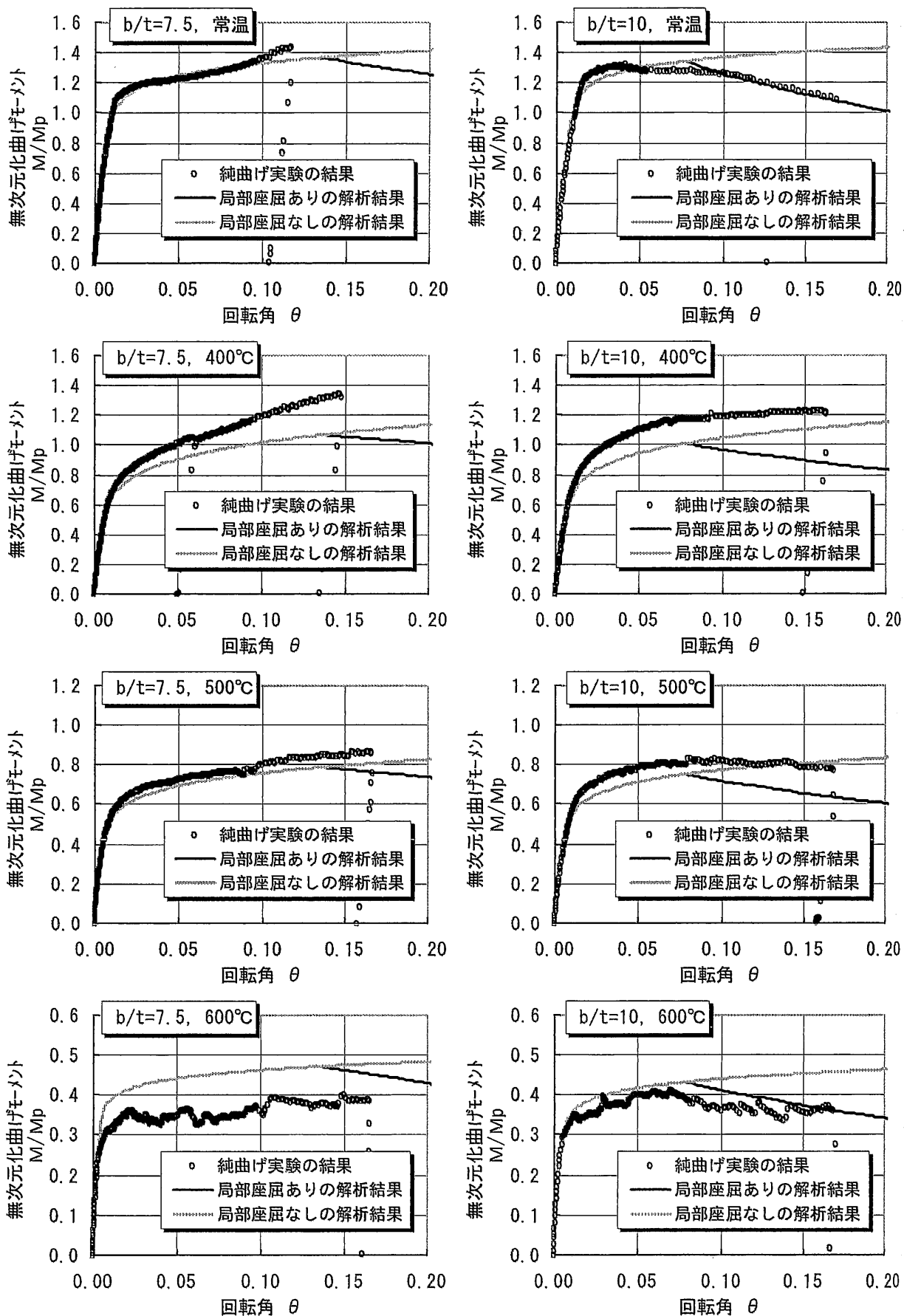


図 4.11 H 形断面部材における純曲げ実験結果と解析結果の比較

4.4 結語

一般鋼による幅厚比 $b/t=7.5$ と幅厚比 $b/t=10$ のH形断面部材を用いて純曲げ実験を行ない、常温・ 400°C ・ 500°C ・ 600°C において、局部座屈を伴うH形断面部材における曲げ耐力の低下を明らかにした。

火災加熱を受ける鋼梁には大きなたわみが生じるが、鋼梁が支える区画部材に隙間が生じて火災が延焼拡大することは許されないので、鋼梁のたわみ量を制限する必要がある。区画部材を支える構造部材における熱変形量の制限値は、区画部材の延焼拡大防止能力を損なわないことを前提として定められるべきであるが、我が国においては定められていない。よって、本研究においては、ヨーロッパ鋼構造協会の耐火設計において推奨されている変形量の許容値¹³⁾を目安とした。

純曲げ実験では、梁のたわみ許容値¹³⁾を超える変形をH形断面部材に与えて、大変形時における一般鋼の曲げ耐力を得た。その結果、幅厚比 $b/t=10$ 以下のH形断面部材においては、梁のたわみ許容値に相当する大変形が生じてても局部座屈に伴う曲げ耐力の低下が見られなかった。これより、数値解析に基づく耐火設計¹⁸⁾の力学性状予測において、鋼梁に生じるたわみが梁のたわみ許容値を超えないことを確認すれば、局部座屈の影響を考慮しなくてもよいことが示された。また、塑性ヒンジ部分における曲げ耐力が曲率の増大にかかわらず全塑性モーメントを維持すると仮定した塑性設計^{1)~3)}を適用できることが示された。

高温引張試験および短柱圧縮実験より得た応力-ひずみ曲線を用いて、純曲げ実験の数値解析を行ない、局部座屈ありと局部座屈なしの解析結果と実験結果を比較した。その結果、幅厚比 $b/t=7.5$ においては、局部座屈なしの解析結果の方が実験結果を追跡していた。幅厚比 $b/t=10$ においては、局部座屈ありの解析結果の方が実験結果を追跡していた。幅厚比が大きい部材においては、局部座屈を考慮した応力-ひずみ曲線式を用いることで、大変形時における曲げ耐力を概ね安全側に追跡できることが示された。

第4章の参考文献

- 1) 日本建築学会：「鋼構造耐火設計指針」，1999年1月
- 2) 鈴木弘之：「火災時における鋼骨組の崩壊温度」，日本建築学会構造系論文報告集 第477号，pp.147-156，1995年11月
- 3) 日本建築学会：「鋼構造塑性設計指針」，1975年11月
- 4) Uesugi,H., Saito,H. and Kodaira,A. : "Fire Resistance of Steel Structures of High Rise Buildings Exposed to Compartment Fire", Proceedings of the Third Pacific Structural Steel Conference, pp.329-336, 1992.10
- 5) 齋藤光，清水洋平：「高温時鉄骨構造はりの曲げ実験」，日本建築学会論文報告集，第89号，1963年9月
- 6) 中川弘文，鈴木弘之：「鋼梁の崩壊温度に関する実験」，構造工学論文集 Vol.44B, pp.531-539, 1998年3月
- 7) 繁永英毅，遊佐秀逸，棚池裕，齊藤春重：「防・耐火性能評価技術の開発 鋼製はりの載荷加熱実験（その1，その2）」，日本建築学会大会学術講演梗概集，1998年9月
- 8) 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 第7号，pp.67-70，1999年2月
- 9) 上杉英樹，鈴木隆生，平島岳夫，齋藤光：「高温時における耐火鋼部材の応力変形性状」，構造工学論文集 Vol.43B, pp.359-366，1997年3月
- 10) Hikaru. SAITO, Hideki. UESUGI, Keiiti. MIYAMOTO : "Load Bearing and Deformation Capacity of H Shaped Steel Members at Elevated Temperature", Fire Science & Technology Vol.7 No.2, pp.43-52, 1987
- 11) ISO834-6, "Fire-resistance tests —Elements of building construction— Part 6: Specific requirements for beams", 2000年
- 12) J. V. Ryan, A. F. Robertson, "Proposed Criteria for Defining Load Failure of Beams, Floors and Roof Constructions during Fire Test", Journal of Research of the National Bureau of Standard-C, Engineering and Instrumentation, Vol.63C, No.2, 1959
- 13) Design Manual on the European Recommendations for the Fire Safety of Steel Structure, ECCS-Technical Committee3 Fire Safety of Steel Structure, 1985

- 14) 上杉英樹, 小池浩 : 「高層鉄骨架構の熱応力解析 (その 1) 区画火災を受ける超高層鉄骨架構の熱応力解析手法」, 日本建築学会構造系論文報告集 第 381 号, pp.73-80, 1987 年 11 月
- 15) Becker, J., Bresler, B., "FIRES-RC A Computer Program for the Fire Response of Structure - Reinforced Concrete Frames", Report No.UCB FRG 74-3, University of California Berkley, July, 1974
- 16) 日本建築学会 : 「鋼構造座屈設計指針 6 章 : 板要素」, pp.197-230, 1996 年
- 17) 田中尚 : 「建築構造学大系 9. 構造物の極限解析」, 彰国社, 1966 年
- 18) 日本建築センター : 「建築物の総合防火設計法 第 4 巻 耐火設計法」, 1989 年 4 月

